



HAL
open science

CONCEPTION ET DIMENSIONNEMENT DES ASSEMBLAGES MÉCANIQUES DE STRUCTURES COMPOSITES

Christophe Bois

► **To cite this version:**

Christophe Bois. CONCEPTION ET DIMENSIONNEMENT DES ASSEMBLAGES MÉCANIQUES DE STRUCTURES COMPOSITES. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Bordeaux, 2017. tel-01755095

HAL Id: tel-01755095

<https://theses.hal.science/tel-01755095>

Submitted on 9 Apr 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.

**MEMOIRE
D'HABILITATION A DIRIGER DES RECHERCHES**

PRESENTEE A

L'UNIVERSITE DE BORDEAUX

**ECOLE DOCTORALE
SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR**

**UNITE DE RECHERCHE
INSTITUT DE MECANIQUE ET D'INGENIERIE**

PAR

CHRISTOPHE BOIS

LE 11 DECEMBRE 2017

**CONCEPTION ET DIMENSIONNEMENT
DES ASSEMBLAGES MECANIQUES
DE STRUCTURES COMPOSITES**

Membres du jury :

M. Pedro Camanho	Professeur des Universités, Univ. Porto	Rapporteur
M. Nicolas Carrère	Ingénieur Docteur HDR, SAFRAN TECH	Rapporteur
M. Frédéric Lachaud	Professeur des Universités, ICA / ISAE SUPAERO	Rapporteur
M. Laurent Champaney	Professeur des Universités, DG, Arts et Métier ParisTech	Examineur
M. Christian Hochard	Professeur des Universités, LMA / Univ. Aix Marseille	Examineur
M. Frédéric Laurin	Ingénieur Docteur HDR, ONERA	Examineur
M. Hervé Wagnier	Professeur des Universités, I2M / Univ. Bordeaux	Examineur
M. Thierry Palin-Luc	Professeur des Universités, I2M / Arts et Métier ParisTech	Examineur

Résumé

Ce manuscrit est composé de deux parties. La première, intitulée « Notice individuelle et synthèse des activités », présente mon parcours professionnel et comporte tous les éléments qui permettent d'avoir une vision globale de mes activités de recherche, d'enseignement et administratives. Les thèmes de recherche que je ne développe pas dans la seconde partie du manuscrit y sont notamment synthétisés. La seconde partie du manuscrit, intitulée « Conception et dimensionnement des assemblages mécaniques de structures composites », détaille ma thématique de recherche principale. L'accent est mis sur les assemblages mécaniques (i.e. par fixation) même si les outils et méthodes proposés seraient adaptables à d'autres technologies. Cette partie débute par une analyse technologique et physique qui permet d'identifier les verrous scientifiques limitant aujourd'hui les performances mécaniques et industrielles des assemblages mécaniques de structures composites. Les travaux menés sur la modélisation du comportement des assemblages et sur le développement d'une méthode de tolérancement des variabilités intégrée à la démarche de dimensionnement sont ensuite présentés.

Remerciements

Tout d'abord, je souhaite remercier sincèrement les membres du jury qui ont accepté d'évaluer ce travail. Je remercie tout particulièrement Pedro Camanho, Nicolas Carrère et Frédéric Lachaud, qui ont rapporté ce manuscrit. Je remercie également Christian Hochard, Frédéric Laurin, Thierry Palin-Luc et Hervé Wagnier qui ont examiné ce travail. J'exprime ma grande gratitude à Laurent Champany qui a accepté de présider le jury. J'ai apprécié grandement les échanges avec l'ensemble des membres du jury lors de la soutenance. Ils me permettent d'approfondir mes réflexions sur le sujet de mon habilitation à diriger des recherches.

Mes activités de recherche n'auraient pas pu être menées sans l'implication d'un grand nombre de collègues. Je tiens donc à remercier ceux qui ont dirigé les thèses auxquelles j'ai pu participer : Michel Danis, Jean-Michel Quenisset, Nicolas Perry, Thierry Palin-Luc et Hervé Wagnier. Ils m'ont tous, grâce à leurs différences, beaucoup apporté et je les remercie de m'avoir permis de prendre des initiatives et ainsi de m'avoir montré leur confiance. Je remercie tout particulièrement Hervé Wagnier pour les nombreux échanges et conseils qui ont fortement contribué à la qualité de ce manuscrit. Je remercie également Jean-Christophe Wahl avec qui j'ai partagé l'encadrement de six thèses et la gestion quotidienne de nombreux projets.

La richesse et la production scientifique seraient fortement affaiblies sans l'investissement des étudiants, doctorants et stagiaires. Sans pouvoir les nommer tous, je les remercie chaleureusement et ma plus grande satisfaction est sans aucun doute d'avoir pu leur transmettre et partager avec eux mon enthousiasme pour mon métier, mon envie de découvrir et d'apprendre. C'est un plaisir et une grande fierté de les voir poursuivre, souvent brillamment, leur carrière et s'épanouir professionnellement dans la continuité de leur expérience au Laboratoire.

Je tiens également à remercier les personnels administratifs et techniques : Béatrice, Véronique, Catherine, Mathieu, Patrice et tous les autres, qui malgré les lourdeurs administratives, et parfois le manque de moyens, continuent à permettre aux chercheurs de faire leur métier dans les meilleures conditions possibles.

Mes activités de recherche s'appuient sur de nombreux partenariats industriels. Je tenais donc à saluer ici les nombreux interlocuteurs grâce auxquels je peux comprendre et analyser les enjeux techniques à l'origine des verrous scientifiques que je tente de lever. Ces échanges permettent de mieux positionner nos activités de recherche dans le contexte socio-économique. Par ailleurs, ils contribuent également à proposer des enseignements au plus près des problématiques industrielles.

Je remercie tous les collègues de l'I2M et tout particulièrement ceux du site de l'IUT, mais aussi mes collègues enseignants du département GMP et SGM de l'IUT pour leur implication et leur bonne humeur qui facilitent le travail au jour le jour.

Enfin, mes pensées vont à ma femme et à mes enfants pour leur soutien et leur patience.

Table des Matières

RESUME	3
TABLE DES MATIERES	5
INTRODUCTION GENERALE.....	11
PARTIE A	
NOTICE INDIVIDUELLE ET SYNTHESE DES ACTIVITES.....	13
1. Curriculum Vitae.....	14
2. Synthèse des activités de recherche.....	17
2.1 Thèmes de recherche : chronologie et cohérence.....	17
2.2 Choix du contenu scientifique du manuscrit	20
2.3 Dimensionnement des structures composites sous pression	22
2.4 Fatigue des composites stratifiés	36
3. Liste des travaux et publications	42
3.1 Publications et production scientifique.....	42
3.2 Encadrement doctoral et scientifique.....	48
3.3 Contrats de recherche.....	53
4. Synthèse des activités d'enseignement et de formation	55
5. Synthèse des activités administratives et collectives	59
PARTIE B	
CONCEPTION ET DIMENSIONNEMENT DES ASSEMBLAGES MECANIQUES DE STRUCTURES COMPOSITES.....	61
INTRODUCTION	63
CHAPITRE 1	
PROBLEMATIQUES LIEES AUX ASSEMBLAGES MECANIQUES DE STRUCTURES COMPOSITES ..	65
1.1 Préambule	66
1.2 Généralités sur le comportement des assemblages.....	66
1.3 Spécificités des matériaux composites : rôle sur les assemblages	69
1.3.1 Modes d'assemblage et matériaux composites.....	69
1.3.2 Assemblages mécaniques et matériaux composites.....	70
1.4 Transfert de charges et comportement des assemblages mécaniques composites	73
1.4.1 Principes technologiques et d'industrialisation	73
1.4.2 Comportement des assemblages mécaniques et phénomènes physiques prépondérants.....	77
1.4.3 Rôle des défauts et variabilités de mise en œuvre.....	83
1.5 Problématiques technologiques et verrous scientifiques	89

CHAPITRE 2

CHOIX ET CONSTRUCTIONS DES MODELES D'ASSEMBLAGES MULTI-FIXATIONS	95
2.1 Etat de l'art sur les modèles d'assemblage multi-fixations	96
2.1.1 Besoins et critères de performance des modèles	96
2.1.2 Classifications et potentiel des différents modèles	97
2.1.3 Synthèse de l'état de l'art	105
2.2 Proposition d'un modèles 1D½ incluant les non-linéarités de comportement ...	109
2.2.1 Description du modèle	109
2.2.2 Identification de la loi phénoménologique associée à la fixation.....	113
2.2.3 Validation du modèle.....	116
2.2.4 Exploitation du modèle.....	122
2.3 Proposition d'un modèle 2D½ à base de surfaces rigides	127
2.3.1 Construction et identification du modèle réduit de fixation.....	127
2.3.2 Construction du modèle multi-fixations 2D½ à partir du modèle réduit de fixation	135
2.3.3 Performance et exploitation du modèle.....	140
2.4 Conclusion.....	142

CHAPITRE 3

ETUDE ET MODELISATION DU COMPORTEMENT EN MATAGE DES COMPOSITES STRATIFIES	143
3.1 Phénoménologie et stratégies de modélisation	144
3.1.1 Phénoménologie : mécanismes et scénarii d'endommagement.....	144
3.1.2 Stratégies de modélisation pour le comportement sens fibre	146
3.2 Modèle d'endommagement local et interactions introduites dans les forces thermodynamiques.....	154
3.2.1 Description du modèle matériau	154
3.2.2 Identification du modèle.....	157
3.2.3 Simulation du comportement en matage	163
3.3 Modèle d'endommagement non local et interactions introduites dans l'énergie libre	170
3.3.1 Description du modèle matériau	170
3.3.2 Implémentation dans un code de calcul implicite.....	176
3.3.3 Simulation d'un essai de matage plan	179
3.4 Conclusion.....	182

CHAPITRE 4	
PROPOSITION D'UNE DEMARCHE DE TOLERANCEMENT DES VARIABILITES DANS LES ASSEMBLAGES	184
4.1 Besoins et positionnement des travaux.....	185
4.2 Propagation d'incertitudes.....	187
4.2.1 Objectif et principe	187
4.2.2 Cas d'étude.....	189
4.2.3 Approche pire-cas	192
4.2.4 Approche fiabiliste.....	194
4.2.5 Loi analytique de tolérancement.....	198
4.3 Applications	199
4.3.1 Conception d'un assemblage multi-fixations en contexte incertain	199
4.3.2 Conception d'un assemblage hybride en contexte incertain.....	202
4.4 Conclusion.....	208
CHAPITRE 5	
SYNTHESE ET PROJET DE RECHERCHE	209
5.1 Synthèse des activités de recherche sur les assemblages.....	211
5.2 Projet d'activités de recherche sur les assemblages.....	214
5.2.1 Perspectives à court et moyen termes.....	214
5.2.2 Perspectives à long terme.....	222
5.2.3 Bilan sur le financement et les collaborations	226
RÉFÉRENCES.....	227

Introduction générale

Avant d'entamer la lecture de ce document, il me semble important que le lecteur ait connaissance des éléments qui ont dicté sa structuration. Un manuscrit d'Habilitation à Diriger des Recherches doit permettre d'analyser le parcours du candidat, de cerner ses connaissances et ses compétences, mais également de comprendre les motivations qui le poussent à poursuivre sa carrière de chercheur vers plus de responsabilités. Par ailleurs, pour un enseignant chercheur, il est à mon sens important de mettre en avant les différents aspects de ce métier et notamment de montrer la complémentarité entre activités d'enseignement, de recherche et collectives.

La première partie de ce document est donc consacrée à la présentation de mon parcours d'enseignant chercheur et de l'ensemble des activités associées. Cela a été l'occasion pour moi de faire un bilan, de formaliser et d'analyser la chronologie et les interactions entre mes différentes activités. Cette partie comporte également une synthèse des thèmes de recherche que j'ai choisi de ne pas développer dans la partie scientifique de ce manuscrit.

La seconde partie du document est dédiée à un de mes thèmes de recherche : « *Conception et dimensionnement des assemblages mécaniques de structures composites* ». Ce thème est celui sur lequel je pense avoir l'apport personnel le plus important, aussi bien en termes d'orientation scientifique que de structuration. Par ailleurs, ce choix me permet de proposer un manuscrit cohérent, synthétique et de montrer ma capacité à développer, encadrer et structurer une activité de recherche.

Partie A

Notice individuelle et synthèse des activités

1. Curriculum Vitae

Etat civil :

Nom : BOIS

Prénom : Christophe

Date et lieu de naissance : 11 avril 1975 à MONTMIRAIL (Marne)

Situation familiale : marié, 3 enfants

Adresse professionnelle : Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux, site IUT, 15 rue Naudet, CS 10207, 33175 Gradignan cedex

E. mail : christophe.bois@u-bordeaux.fr, Tél. : 05 56 84 79 78

Situation actuelle : Maître de Conférences à l'Université de Bordeaux

Titres et diplômes :

- 2000/2003 Doctorat (soutenu le 17/12/2003) au Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique (Marseille),
Intitulé : Mesure et prévision de l'évolution des endommagements dans les composites stratifiés
Directeur de thèse : Pr. C.HOCHARD
- Jury :
- | | |
|--|--------------------|
| D. BAPTISTE Professeur des Universités ENSAM Paris | Rapporteur |
| D. BALAGEAS Directeur de Recherche ONERA | Rapporteur |
| O. ALLIX Professeur des Universités LMT Cachan | Président du jury |
| F.-K. CHANG Professeur Stanford University, USA | Examineur |
| Y. JAYET Professeur des Universités INSA Lyon | Examineur |
| C. HOCHARD Maître de conférences LMA Marseille | Directeur de thèse |
| F. BALAYN Ingénieur Recherche Eurocopter | Invité |
| P. HERZOG Chargé de Recherche CNRS LMA Marseille | Invité |
- 1996/2000 École Normale Supérieure de Cachan
Licence et Maîtrise de Technologie Mécanique
DEA Solides, Structures et Systèmes Mécanique au LMT Cachan,
intitulé du mémoire : Stratégie de calcul parallèle et multi-physique
Magistère de Sciences Mécaniques et Technologie pour l'Ingénieur
Agrégation de Mécanique
- 1993/1996 Classe Préparatoire aux Grandes Ecoles, Lycée Roosevelt Reims

Cursus et expérience professionnelle :

- 2004/2017 Maître de Conférences à l'Université de Bordeaux,
Chercheur à l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux (I2M – CNRS UMR 5295) dans les départements Ingénierie Mécanique et Conception (IMC) et Durabilité des Matériaux et des Structures (DuMAS), Enseignant à l'IUT de Bordeaux (départements Génie Mécanique et Productique et Science et Génie des Matériaux) et au Collège Sciences et Technologies de l'Université de Bordeaux.
- 2000/2003 Doctorant au Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique (Marseille),
Moniteur à l'Université de Marseille
- 1998 Stage de maîtrise au CERN (European Organization for Nuclear Research) intitulé : Conception et dimensionnement d'un support de détecteur de particules pour le LHC (Large Hadron Collider)

Activités d'enseignement :

Thématiques d'enseignement et formations :

- Conception mécanique, maquette et chaîne numérique, *DUT et Licence Pro*
- Comportement des matériaux et structures composites (endommagement, rupture, fatigue), *Licence Pro et Master 2*
- Conception et dimensionnement des assemblages de structures composites, *Licence Pro et Master 2*
- Dimensionnement et calculs de structures, *Master 2*
- Mécanique du contact, *Ingénieur CNAM*

Responsabilités pédagogiques :

- Création en 2016 et responsable parcours « Calculs et Simulations en Mécanique » Master 2 Mécanique et Energétique de l'Université de Bordeaux (3 UEs, 18 ECTS)
- Création en 2011 et responsable module « Composite Materials and Maintenance » formation continue Université de Bordeaux dispensée en anglais à des ingénieurs de la société AVIC (China Aviation Industry Corporation), 100 heures de formation théorique et pratique
- Création et responsable module MEC124 CNAM Aquitaine « Mécanismes, Mécanique du contact » (50 heures de formation partiellement à distance)
- Participation à la création en 2013 de la Licence Pro Technique Avancée de Conception de l'IUT de Bordeaux, responsable d'une des 4 UEs

Synthèse des activités de recherche :

Prime d'Encadrement Doctoral et de Recherche depuis 2015

Thèmes de recherche :

- Conception et dimensionnement des assemblages composites avec prise en compte des variabilités géométriques et matériaux
- Conception et dimensionnement des structures composites sous pression avec prise en compte des spécificités du procédé de fabrication et interaction endommagement perméabilité
- Conception et dimensionnement des structures composites sous sollicitation de fatigue
- Surveillance des endommagements dans les structures composites (interrompue après la thèse)

Synthèse des encadrements et co-encadrements :

- 10 thèses dont 7 soutenues
- 2 post-doctorats (durée 1 an et 2 ans)
- 10 stages Recherche niveau Master 2 ou 3^{ème} année d'école d'ingénieur

Production scientifique :

- 1 brevet international
- 14 articles dans des revues à comité de lecture
- 26 communications dans des congrès internationaux à comité de lecture et actes publiés

- 21 communications dans des congrès nationaux à comité de lecture et actes publiés
- 1 conférence invitée et 1 keynote

Responsabilités scientifiques :

- Participation à 11 contrats de recherche dont 6 en tant que porteur et 9 en tant que responsable ou co-responsable scientifique
- Participation à 7 jurys de thèse (5 en tant qu'encadrant et 2 en tant qu'examineur : Xavier Errotabehere le 31/05/2012 – Univ. Bordeaux1 – http://ori-oai.u-bordeaux1.fr/pdf/2012/ERROTABEHERE_XABIER_2012.pdf et Antoine Hurmane le 19/06/2015 –ONERA/ Université Technologique de Compiègne – http://www.onera.fr/sites/default/files/actualites/agenda/theses/Annonce_Soutenance-these_antoine_hurmane_19juin15.pdf)
- Membre élu du Conseil d'Institut de l'I2M depuis juin 2016
- Membre du Comité de pilotage du département IMC de l'I2M depuis 2012
- Organisation Journée Scientifique et Technique AMAC/AFM, Talence, 18/11/2013, « Assemblage des structures composites » (<http://www.amac-composites.org/manifestations/journees-scientifiques-et-techniques/assemblages-des-structures-composites-technologie>)
- Membre comité scientifique Journée Scientifique et Technique AMAC/AFM, Paris Saclay, 28 octobre 2016, « Compression, instabilités et ruine dans la direction des fibres de matériaux et structures composites »
- Membre comité scientifique des 37èmes Journées de Printemps SF2M, Paris, 30-31 mai 2017, « Elastomères, polymères et composites »
- Reviewer pour J Sound Vib, Smart Mat and Struc, Int J Fatigue, Mat Design
- Chairman pour ICCM (International Conference on Composite Materials) et CFM (Congrès Français de Mécanique)
- Participation au GIS « Assemblages et Matériaux Biosourcés »

Direction d'ouvrage :

- Direction (constitution du Comité de Relecture, pilotage de la relecture des articles, interface avec l'Editeur) d'un Numéro de la Revue des Composites et Matériaux Avancés (RCMA) n°2, volume 24, 2014, ISSN 1169-7954, Edition Hermes Lavosier comportant 8 articles (<http://rcma.revuesonline.com/resnum.jsp?editionId=1858&Submit2.x=4&Submit2.y=8>) Intitulé : « Assemblage des structures composites, technologie, comportement et tenue en service ».

Collaborations :

- Collaborations industrielles contractualisées : ArianeGroup, ASTF, CAPAERO, CNES, IRT St Exupéry, PSA, SOGETI HT, TENSYL ...
- Collaborations académiques : ICA Toulouse (projets, co-encadrement et publications), Institut Blaise Pascal (échanges et publications), ONERA Châtillon (échanges), LMA Marseille (échanges)

2. Synthèse des activités de recherche

2.1 Thèmes de recherche : chronologie et cohérence

Je suis actuellement enseignant chercheur à l'Université de Bordeaux et à l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M) UMR CNRS 5295. Mon activité est répartie sur deux départements : IMC (Ingénierie Mécanique et Conception) et Durabilité des Matériaux, Assemblages et Structures (DuMAS). J'ai été recruté en 2004 à l'ex-LGM2B (EA 496), intégré à l'I2M depuis 2011.

Comme pour tout enseignant chercheur, les thèmes de recherche sur lesquels j'ai travaillé ont été guidés par mon intérêt pour certains sujets, une nécessité de cohérence scientifique, les moyens et compétences présents dans mon environnement scientifique, mais également par des opportunités liées à des sollicitations du milieu industriel ou des appels à projet thématique des organismes financeurs de la Recherche. Il me semble important de retracer rapidement la chronologie et les principaux éléments qui m'ont conduit à développer différents thèmes de recherches. Je précise que l'objectif de cette section n'est pas de présenter le contenu scientifique.

Ma thèse, intitulée « Mesure et prévision de l'évolution des endommagements dans les composites stratifiés », m'a permis de développer des compétences en Acoustique qui étaient totalement absentes de ma formation initiale en Mécanique. Malgré l'intérêt que je portais à ce champ disciplinaire, après l'obtention de mon doctorat, les opportunités qui se sont offertes à moi m'ont conduit à une réorientation thématique. Le profil recherche du poste sur lequel j'ai été recruté à l'ex-LGM2B concernait la *réparation des structures composites aéronautiques*. L'objectif à travers mon recrutement en 2004 était de développer une nouvelle thématique en s'appuyant sur les compétences technologiques et l'environnement industriel riche de l'Institut de Maintenance Aéronautique (IMA, maintenant CR-IMA). La distance séparant l'IMA situé à Mérignac du campus de Talence où j'effectuais mes enseignements et où se trouvait tout l'environnement scientifique (il n'y avait aucun chercheur en Mécanique à l'IMA), à laquelle il faut ajouter un carnet d'adresse vide, mon isolement thématique et sans doute mon manque d'expérience ne m'ont pas permis de mener à bien ce projet. A cette période, le comportement des matériaux et structures composites stratifiés ne constituait la spécialité d'aucun enseignant chercheur HDR au Laboratoire (LGM2B à l'époque). Les activités sur ce thème étaient en déclin même si elles avaient produit des résultats très intéressants (Lagunegrand et al., 2006a, 2006b).

C'est avec le démarrage quasi simultané en 2008 du projet H2E (Horizon Hydrogène Energie, partenaire Air Liquide et EADS Composite Aquitaine) et d'un contrat avec le CNES initié par le projet PERSEUS à vocation pédagogique (voir Section 4), que j'ai eu l'opportunité de co-encadrer mes deux premières thèses (Pilato 2011; Malenfant 2012) sous la direction respectivement de Nicolas Perry et de Michel Danis et avec la participation de Jean-Christophe Wahl. Les thèses portaient toutes les deux sur le comportement de réservoirs composites bobinés avec toutefois des problématiques différentes. Ces travaux se sont poursuivis tout d'abord par 2 post-doctorats, puis 3

autres thèses (Thèses de Mohammed El Moussaid, soutenue en 2016, d'Hortense Laeuffer, soutenue en 2017 et de Tanguy Briand, en cours). Cette thématique, désormais pérenne et scientifiquement bien définie, est identifiée comme l'une des quatre thématiques de l'équipe de recherche intitulée « *De l'étude du comportement à la conception des structures composites et des matériaux architecturés* » du département IMC.

Toujours en 2008, avec l'aide de Michel Danis et de Jean-Michel Quénnisset, nous avons démarré un partenariat avec la société CAPAERO (TPE) qui venait de déposer un brevet sur un procédé de montage par expansion et collage de bague métallique dans des alésages composites. Ce sujet faisait appel à des compétences sur le comportement des matériaux composites, les procédés mais également en méthodologie de conception. Après un Projet de Fin d'Etude qui a permis d'identifier les problématiques technologiques et scientifiques, nous avons pu démarrer en 2010 une thèse CIFRE avec la société CAPAERO (Thèse de Le Goff soutenue en 2013). J'ai pu en parallèle et en cohérence développer d'autres activités sur les assemblages composites notamment sur les assemblages hybrides boulonné - collé (Bois et al. 2013). Cette thématique s'est avérée rapidement porteuse puisqu'une seconde thèse CIFRE avec la société ASTF que j'ai co-encadrée avec Hervé Wargnier a démarré en 2012 (Thèse de Julie Lecomte soutenue en 2016) sur le comportement et la conception d'assemblages hybrides métal-composite (Julie Lecomte et al. 2014b). Lors de la création de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M), la structuration des départements d'un côté et mon appartenance à deux départements (IMC et DuMAS) de l'autre ont permis de révéler des complémentarités et d'envisager de nouvelles perspectives technologiques et scientifiques sur la thématique des assemblages composites. Au sein du département IMC, les compétences sur l'analyse des variabilités et le tolérancement géométrique peuvent nous fournir des outils pour analyser et formaliser l'influence des défauts géométriques dans la définition des gammes d'assemblage. C'est avec cet objectif que nous avons pu obtenir une Bourse de thèse ministérielle de l'Université qui a démarré en 2013 (Thèse de Ramzi Askri soutenue en 2016). Nos activités sur les assemblages s'avèrent également complémentaires des travaux menés dans l'équipe *Adhésion Collage* du département DuMAS. Cette complémentarité permet à l'I2M de répondre de manière plus globale et cohérente à des sollicitations industrielles ou à des appels à projet. La création du GIS SAMBA « *Structural Assembly of Multi-materials and Biosourced Alternatives* », avec comme partenaire principal ArianeGroup (anciennement Airbus Safran Launchers), en est un parfait exemple. La thématique « Conception et dimensionnement des assemblages mécaniques de structures composites » peut être considérée comme mature et bien identifiée au niveau national aussi bien dans le milieu académique qu'industriel. Cette lisibilité génère des sollicitations industrielles et académiques suffisamment nombreuses pour permettre une sélection des projets de recherche les plus pertinents et cohérents avec les orientations scientifiques retenues. La création de l'IRT Saint-Exupéry et notre participation dans le projet « *Assemblage Innovants* » démarré fin 2015 nous a permis de concrétiser une collaboration avec l'ICA de Toulouse qui est reconnue de longue date pour ses activités dans le domaine des assemblages. Le démarrage en juillet 2016 du projet FUI S3PAC (Système de Supervision et de Simulation de la Production d'Assemblages par Collage) avec comme partenaire principaux AEC Polymer groupe ARKEMA, SOGETI HT et l'ICA de Toulouse

consolide cette collaboration. À terme, cette collaboration devrait nous permettre d'accéder plus facilement à des financements type ANR ou fonds Européens.

Plus récemment, en 2013, par mon appartenance au département DuMAS, j'ai eu l'opportunité de démarrer avec Jean-Christophe Wahl et Thierry Palin-Luc des travaux sur le dimensionnement des structures composites sous sollicitation de fatigue. La combinaison des compétences de Jean-Christophe Wahl et moi-même sur le comportement des composites stratifiés et de celles de Thierry Palin-Luc et plus largement de l'équipe fatigue de DuMAS permettent d'envisager des approches aussi bien expérimentales que théoriques originales. Nous avons en effet constaté que les deux communautés scientifiques, celle des composites stratifiés et celle de la fatigue, étaient assez disjointes. Ainsi, une thèse CIFRE (Caous, 2017) contractée avec la société TENSYL (TPE) a été soutenue en 2017 et une autre a démarré en 2016 dans le cadre du projet EFFIWIND financé par l'ADEME et la Région Aquitaine (<http://www.ademe.fr/sites/default/files/assets/documents/effiwind.pdf>). Toutes deux portent sur le comportement de pales d'éolienne, mais les matériaux utilisés diffèrent par la nature de la matrice du composite à fibres de verre (matrice époxy pour la thèse CIFRE TENSYL et thermoplastique Acrylique pour la thèse EFFIWIND). Une des motivations qui m'a poussé à aborder le thème de la fatigue des composites stratifiés est la possibilité d'étendre les études sur le comportement des assemblages composites et notamment des assemblages boulonnés à des sollicitations de fatigue. Aujourd'hui la littérature est quasiment vierge sur le sujet. Des travaux sur cette problématique, financés en fonds propres pour l'instant, ont débuté fin 2013 en collaboration avec Mehdi Chérif (département MPI) qui apporte ses compétences sur le perçage des matériaux composites et l'analyse des topologies de surface (Stage de Paul Van Der Sypt).

Ce bref historique montre que je n'ai pas pu m'intégrer ou m'appuyer directement sur des thématiques existantes après mon recrutement. Le déclenchement de mes thématiques de recherche est essentiellement dû à des opportunités de partenariat industriel et académique interne à l'Institut. Cependant, l'essentiel, à mon sens, est que les trois principaux thèmes que j'ai contribué à initier (« *Conception et dimensionnement des assemblages mécaniques de structures composites* », « *Conception et dimensionnement des structures composites sous pression* », « *Dimensionnement des structures composites stratifiés sous sollicitation de fatigue* ») sont aujourd'hui pérennes et scientifiquement bien structurés. Par ailleurs, ces trois thèmes mettent en jeu des problématiques communes. En effet, le comportement d'un matériau composite est fortement piloté par sa microstructure. Les caractéristiques de cette microstructure (taux et répartition des fibres, présence de porosités, ondulation du renfort ...) dépendent fortement du procédé de mise en œuvre (autoclave, bobinage, RTM, infusion). L'étude de l'interaction entre la microstructure et le scénario de dégradation jusqu'à rupture du matériau est une étape incontournable. Dans mes trois thèmes de recherche, les travaux menés s'appuient sur des approches (mécanique de l'endommagement et de la rupture, changement d'échelle) et des méthodes (observations *post-mortem* et in-situ, pyramide d'essais, développement et programmation de lois de comportement, optimisation ...) communes. Même si les finalités sont différentes, ces thèmes sont donc complémentaires et se nourrissent mutuellement.

La difficulté à mener plusieurs activités réside donc davantage dans la multiplication des projets contractualisés et des encadrements, ainsi que dans le travail administratif que cela génère. J'ai prévu d'entamer une réflexion avec les responsables de mes deux départements de recherche pour que je puisse mieux équilibrer ma charge de travail en m'appuyant notamment sur des chercheurs récemment recrutés. L'obtention de l'Habilitation à Diriger des Recherches est une étape nécessaire à cette évolution.

2.2 Choix du contenu scientifique du manuscrit

La Figure 1 montre la répartition de mes activités de recherche par thème et selon différents critères. Les deux thèmes, « Assemblage des structures composites » et « Structures composites sous pression », démarrés quasi-simultanément en 2008 représentent des parts assez proches même si le thème « Assemblage des structures composites » se démarque sur les encadrements. Le thème « Fatigue des structures composites », démarré plus récemment en 2013, n'émerge pas encore.

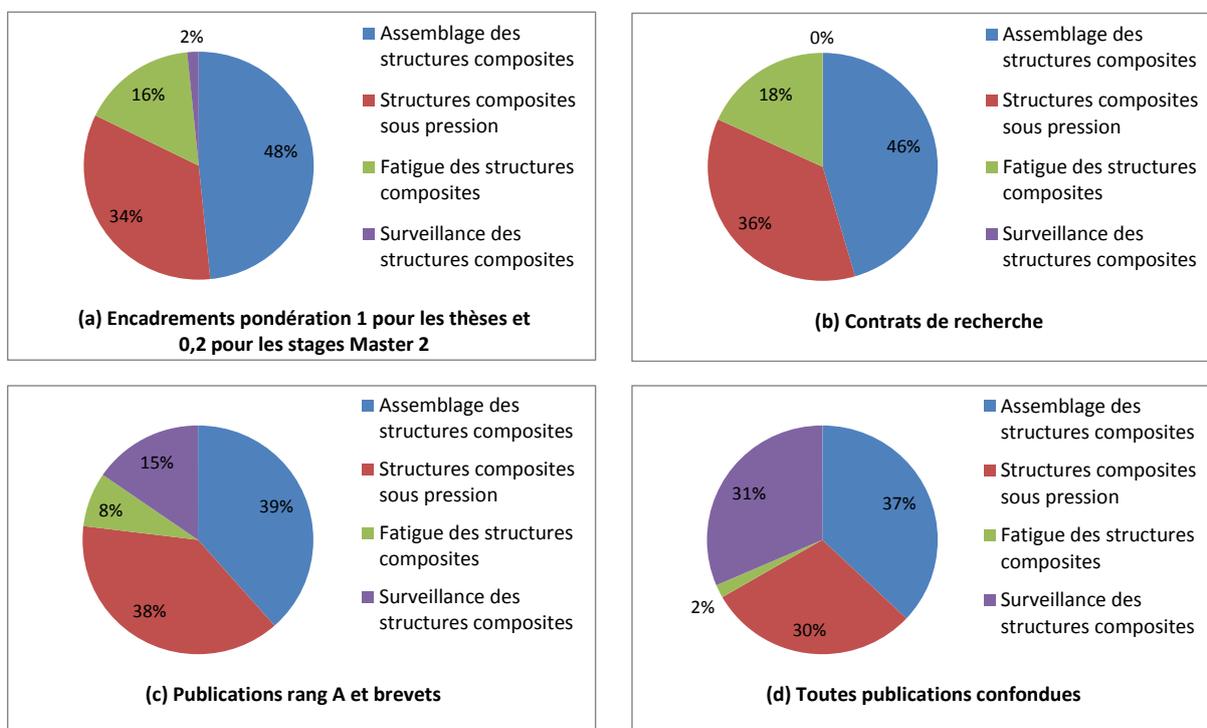


Figure 1. Répartition des activités de recherche par thème et selon différents critères. (a) encadrements pondération 1 pour les thèses et 0,2 pour les stages Master 2, (b) contrats de recherche, (c) publications rang A et brevets et (d) toutes publications confondues.

Concernant le manuscrit pour l'obtention du diplôme d'Habilitation à Diriger des Recherches, j'ai choisi de me focaliser sur le thème : « Conception et dimensionnement des assemblages mécaniques de structures composites » car c'est celui sur lequel je pense avoir l'apport personnel le plus important, aussi bien en terme d'orientation scientifique que de structuration. J'ai encadré 4 thèses sur ce thème, trois soutenues (Askri, 2016; Lecomte, 2016; Le Goff, 2013), 1 autre en cours (Paul Van Der Sypt), et 8 stages niveau Master 2. Ce choix me permet de proposer un manuscrit cohérent et de montrer ma capacité à développer, encadrer et structurer une activité de recherche.

En outre ce thème comporte de nombreux aspects : des études physiques aux échelles des matériaux, mais aussi à l'échelle des structures, l'utilisation et le développement de méthodes expérimentales, de modèles de comportement et d'approches numériques. Ces travaux de recherche s'inscrivent dans un contexte industriel riche et complexe qui nécessite une connaissance voir une maîtrise des technologies employées dans l'industrie. Le transfert vers les entreprises des démarches et résultats obtenus en laboratoire est une préoccupation permanente toujours prise en compte dans le développement des programmes de recherche sur ce thème. Je pense donc à travers ce manuscrit démontrer ma capacité à produire et diriger une recherche d'un bon niveau scientifique utile au développement technologique et industriel.

Afin que le lecteur puisse évaluer les contenus scientifiques de mes deux autres activités de recherche actuelles, ceux-ci sont synthétisés dans les sections suivantes.

2.3 Dimensionnement des structures composites sous pression

Contexte général

L'utilisation de matériaux composites pour des applications de type réservoir de stockage est très répandue. En effet, dans ce domaine, les matériaux composites sont très compétitifs par rapport aux matériaux métalliques classiquement utilisés en termes de ratio performance - masse mais aussi de coût de fabrication. Lorsqu'il s'agit de structures minces (épaisseurs faibles devant le diamètre des réservoirs), on observe un gain de masse significatif et fondamental pour les applications spatiales. Sur les structures épaisses dédiées au stockage d'hydrogène par exemple, l'utilisation de composites permet d'obtenir des pressions à rupture très élevées (de l'ordre de 2000 bar), qui ne sont pas atteignables en utilisant des réservoirs métalliques.

Ces structures, principalement réalisées par enroulement filamentaire en voie humide ou sèche (à partir de pré-imprégné), peuvent également être réalisées par placement automatisé de nappes. Le procédé de fabrication va conditionner l'architecture du renfort, les types et densités de défauts, ainsi que les variabilités de propriétés au sein de la pièce. La prise en compte de cette interaction procédé - propriétés est fondamentale pour prédire le comportement et la performance de ces structures.

Comme évoqué dans la Section 2.1, les travaux de ce thème de recherche se sont développés à travers des programmes de recherche industrielle nationaux (Programme Horizon Hydrogène Énergie – H2E ayant pour partenaires Air Liquide et Composites Aquitaine, aujourd'hui STELIA Aerospace) dans le cadre du développement de la filière hydrogène, ou des collaborations pour les applications spatiales avec le CNES, et plus récemment ArianeGroup (anciennement Airbus Safran Launchers). Ces programmes de recherche ont été soutenus par la Région Aquitaine. Les enseignants chercheurs impliqués dans ce thème sont Jean-Christophe Wahl (MCF), Nicolas Perry (PR), Michel Danis (PR à la retraite depuis 2015) et moi-même.

Comportement des structures composites épaisses sous pression

On parle ici de réservoirs pour le stockage d'hydrogène sous forte pression (700 bar). La réglementation impose une pression d'épreuve 3 fois supérieure à la pression de service, soit 2100 bar. Ces pièces peuvent donc faire plusieurs centimètres d'épaisseur. Elles sont réalisées par enroulement filamentaire en voie humide avec une polymérisation en étuve (à pression atmosphérique). Ce procédé de mise en œuvre engendre des variabilités de propriétés physiques locales (taux de fibres, taux et forme des porosités, épaisseur des couches, angles d'enroulement) selon la position dans l'épaisseur de la pièce mais également en fonction de l'orientation du renfort des couches. L'objectif des travaux est de prédire le comportement de ces structures. Le modèle de prédiction doit être à l'échelle des couches afin d'être intégré dans une démarche de conception où les paramètres de la séquence d'empilement du stratifié peuvent être optimisés.

La démarche retenue pour traiter ce problème est la suivante :

1. Caractérisation des variabilités de propriétés physiques sur structures réelles en virole et dans les fonds
2. Caractérisation des propriétés mécaniques élémentaires d'une couche bobinée afin de définir des propriétés physiques de référence
3. Intégration des variabilités physiques dans un modèle micromécanique pour obtenir les propriétés mécaniques élémentaires locales à l'échelle de la couche
4. Modélisation de la structure des fonds du réservoir (épaisseurs des couches et angles d'enroulement)
5. Représentation de la méso-structure réelle de la partie virole et des fonds, et intégration des propriétés élémentaires locales dans un code de calcul, calcul de structure et application d'un critère de rupture

Ces travaux ont été menés à travers 2 thèses (El Moussaid, 2016; Pilato, 2011) et un post-doc de 12 mois. La thèse d'Aurélien Pilato portait sur la partie virole des réservoirs et s'est donc consacrée aux étapes 1, 2, 3 et 5. Le post-doc de Naoufel Ben Salen s'est consacré à l'étape 2. La thèse de Mohammed El Moussaid portait sur les fonds de réservoir et s'est donc consacrée aux étapes 1, 3, 4 et 5 en s'appuyant sur les travaux précédents. Pour ma part, j'ai participé à l'encadrement de la thèse d'Aurélien Pilato et au post-doc de Naoufel Ben Salen. J'ai suivi les travaux de thèse de Mohammed El Moussaid sans m'impliquer dans l'encadrement assuré par Jean-Christophe Wahl et Nicolas Perry.

L'étape 1 a consisté à réaliser des micrographies de réservoir et à extraire les propriétés physiques par traitement d'image : mesure des axes des fibres pour l'orientation des fibres, seuillage pour les taux de fibres et de porosités sur des images à fort grossissement (x700), puis tracé des interfaces pour la position et l'épaisseur des couches sur des images à faible grossissement (x50). Ces observations ont été complétées par des images de microtomographie pour obtenir la morphologie et l'orientation des porosités. La Figure 2 et la Figure 3 illustrent les résultats obtenus (El Moussaid, 2016; Pilato, 2011).

L'étape 2 est nécessaire car les modèles micromécaniques ne permettent pas d'obtenir les propriétés mésoscopiques à partir uniquement des propriétés microscopiques car, d'une part, certaines propriétés sont difficilement accessibles comme les modules et la résistance des fibres, et d'autre part, les hypothèses sur la géométrie de la microstructure sont trop fortes. Par contre, après recalage à partir des propriétés mécaniques à l'échelle mésoscopique obtenues dans un état de référence, les modèles micromécaniques donnent de bons résultats lorsqu'il s'agit de faire varier les propriétés microscopiques autour de cet état de référence. La caractérisation des propriétés mécaniques à l'échelle mésoscopique sur des échantillons représentatifs du procédé de fabrication n'est pour autant pas aisée. Cette étape a donc consisté à adapter (Figure 4) ou à développer (Figure 5) des essais sur des échantillons bobinés (Bois et al., 2013a; Pilato, 2011). Une synthèse des résultats de ces caractérisations peut être trouvée dans (Perry et al., 2013). A noter que l'essai sur anneau présenté sur la Figure 5 a également servi à valider les modèles en réalisant un essai sur un anneau de diamètre intérieur de 311.8mm et d'épaisseur 39mm (Bois et al., 2013a).

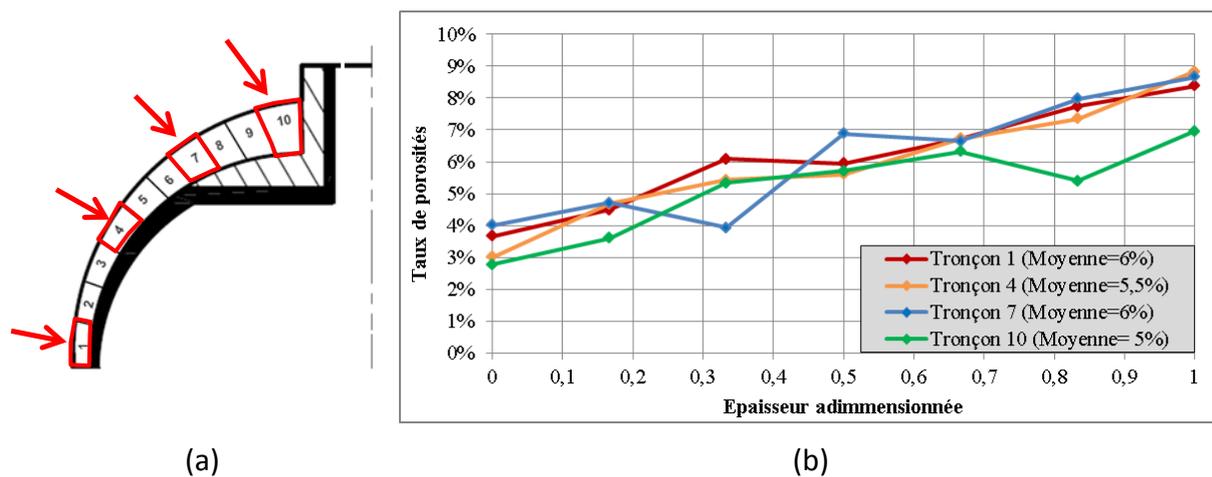


Figure 2. Analyse du taux de porosité dans un fond de réservoir de diamètre intérieur 162mm et d'épaisseur 5.64mm en virole obtenue par analyse d'images au microscope (El Moussaid, 2016). (a) définition des tronçons étudiés, (b) évolution du taux de porosité dans l'épaisseur de l'intérieur vers l'extérieur.

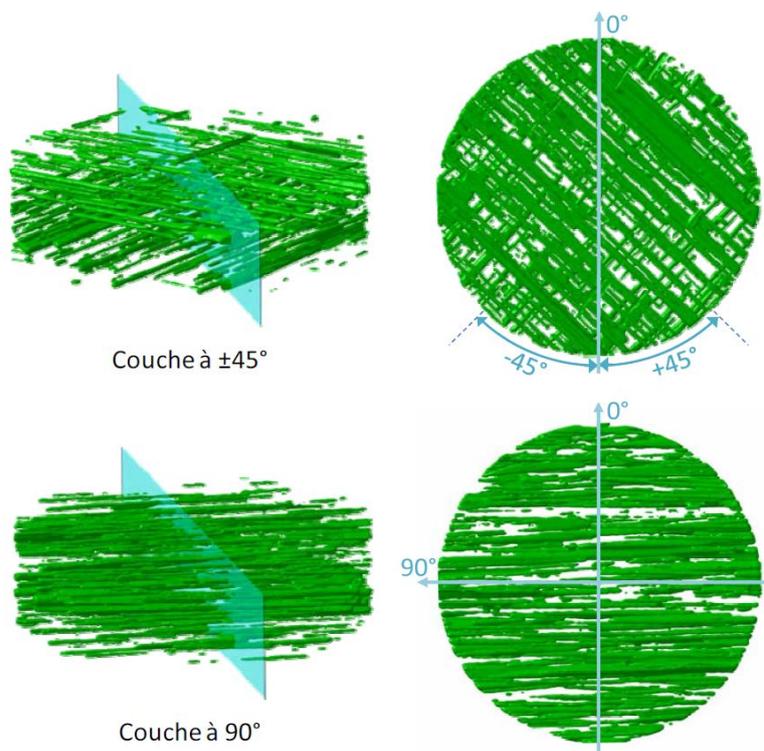


Figure 3. Observation par microtomographie des porosités dans une couche à $\pm 45^\circ$ et une couche à 90° de la virole d'un réservoir de diamètre intérieur 488mm et d'épaisseur 28mm (Pilato, 2011).

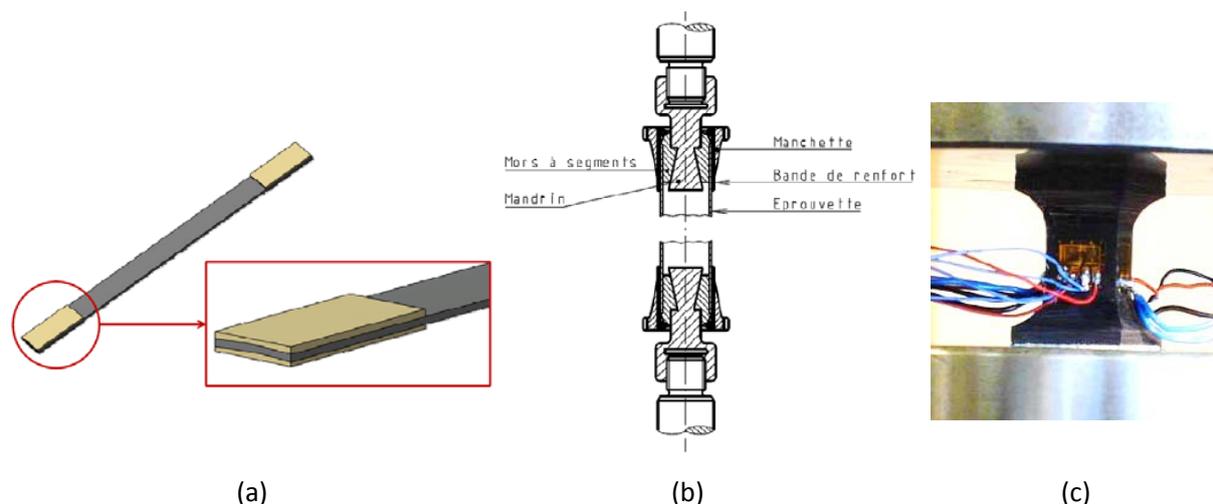


Figure 4. Essais existants adaptés pour l'étude (Pilato, 2011). (a) éprouvette de traction sur tronçon découpé dans un tube de diamètre intérieur 310mm, (b) essai sur tube diamètre intérieur 32mm avec préhension interne et externe, (c) essai de compression hors-plan sur éprouvette haltère découpée dans l'épaisseur d'un réservoir épais.

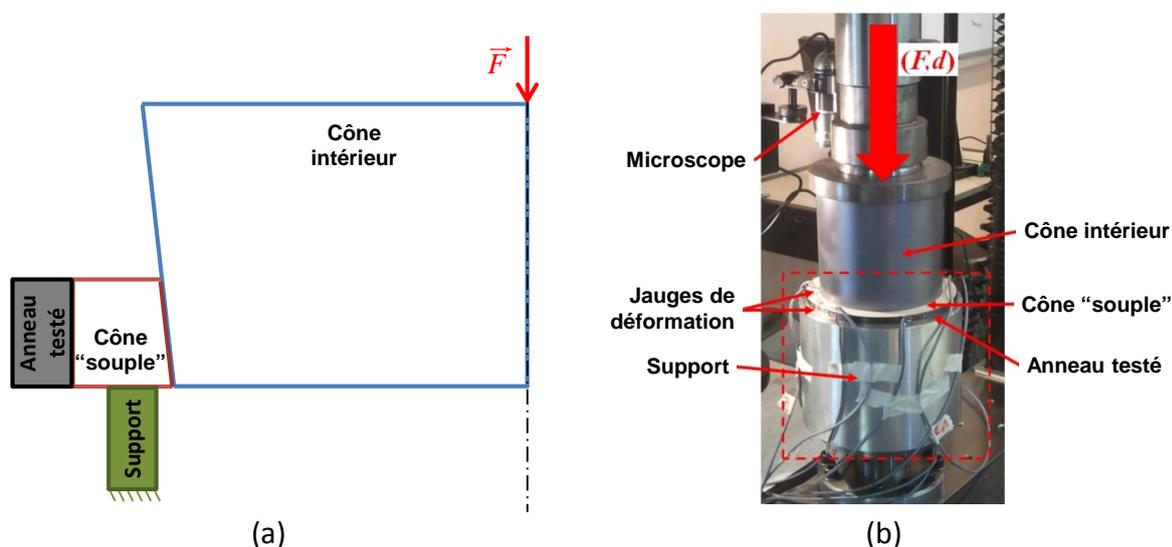


Figure 5. Essai de mise sous pression sur anneau développé pour l'étude. (a) principe de mise sous pression interne radiale, (b) essai sur un anneau diamètre intérieur 150mm.

L'étape 3 s'est appuyée sur le modèle micromécanique analytique de Christensen (Christensen, 1979) dans les travaux de thèse d'Aurélien Pilato et sur une approche numérique d'homogénéisation dans les travaux de thèse de Mohammed El Moussaid. Une procédure inverse permet de remonter aux propriétés des constituants (fibre et matrice) à partir des propriétés mésoscopiques caractérisées à l'étape 2 en fixant le taux volumique de fibre et de porosité. Ensuite, le modèle micromécanique peut être utilisé dans son sens classique, micro vers méso, pour obtenir les propriétés mécaniques élémentaires locales à partir des caractérisations des variabilités de propriétés physiques réalisées à l'étape 1. Une difficulté réside dans la prise en compte des porosités. En effet, le modèle micromécanique de Christensen est un modèle à deux constituants (fibre et matrice). L'idée retenue consiste alors à réaliser deux homogénéisations successives en supposant que l'échelle des porosités et celle des fibres

sont séparées. Soit les porosités sont considérées petites et sphériques et la première homogénéisation consiste à obtenir les propriétés de la matrice poreuse (Wu et al., 1998), soit les porosités sont considérées grandes et les propriétés du composite poreux sont obtenues dans la seconde homogénéisation. La seconde approche a été mise en œuvre lors de la thèse de Mohammed El Moussaid (El Moussaid, 2016). En s'appuyant sur les mesures de tomographie, les porosités sont représentées par des ellipsoïdes de révolution définis par une longueur et un rapport de forme. Une double homogénéisation numérique est alors réalisée. Elle montre notamment que la réduction relative des modules méso-scopiques est quasi indépendante du taux de fibres dans la plage étudiée (taux de fibres volumique supérieur à 40%). La Figure 6 illustre les résultats obtenus.

L'étape 4, qui consiste à modéliser la structure des fonds du réservoir, est primordiale pour la prédiction du comportement dans les fonds. En effet, l'architecture fibreuse de cette zone est pilotée par des phénomènes complexes (glissement de mèches, compactage variable) qui rendent sa prédiction délicate. A partir des observations réalisées sur des pièces réelles (cf. étape 1), Mohammed El Moussaid a proposé un modèle de prédiction des épaisseurs et arrêts de couche combinant les approches théoriques géométriques de la littérature et une approche phénoménologique (El Moussaid, 2016). La Figure 7 montre à travers la comparaison des profils des couches entre le modèle et le relevé expérimental la pertinence de l'approche. Ce travail a également permis de montrer que le modèle géodésique permettait de prédire assez fidèlement l'orientation des fibres.

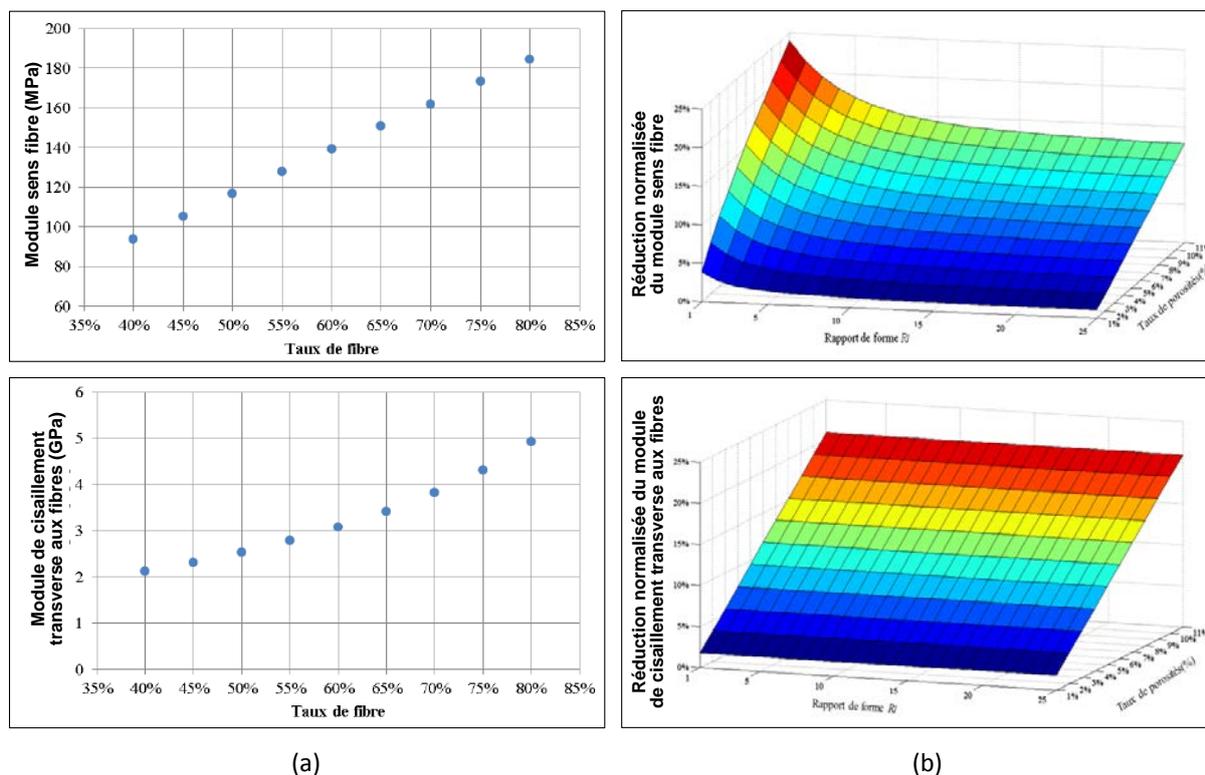


Figure 6. Résultats de la double homogénéisation (El Moussaid, 2016). (a) évolution du module sens fibre et du module de cisaillement en fonction du taux de fibre, (b) évolution du module sens fibre et du module de cisaillement en fonction du taux de porosité et du rapport de forme.

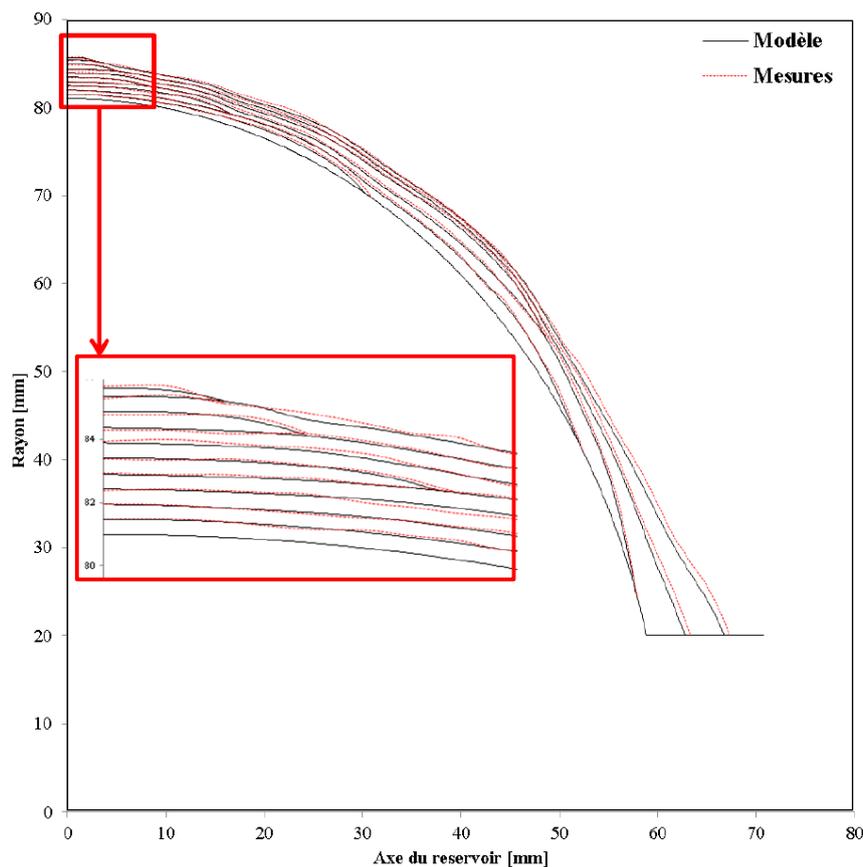


Figure 7. Comparaison des profils des couches entre le modèle et le relevé expérimental sur le fond d'un réservoir de diamètre intérieur 162mm et d'épaisseur 5.64mm en virole.

La 5^{ème} et dernière étape consiste à intégrer les différents modèles développés précédemment dans un outil de calcul de structure. Dans les travaux de thèse d'Aurélien Pilato, centrés sur la partie virole, un modèle semi-analytique de tube épais (Odrů and Sparks, 1991; Xia et al., 2001) a été implémenté dans Matlab. Les variabilités des propriétés y ont été intégrées sous la forme de lois simples (linéaire ou bilinéaire en fonction de l'épaisseur). Une confrontation essais calcul ainsi qu'une étude de sensibilité sur un critère de résistance sens fibre a montré la pertinence de la démarche et des outils développés. Dans les travaux de thèse de Mohammed El Moussaid, centrés sur les fonds, il est nécessaire d'utiliser une méthode numérique (éléments finis) pour représenter la complexité de la géométrie. La structure est alors considérée de révolution et le modèle de prédiction des épaisseurs et arrêts de couche de l'étape 4 est utilisé pour définir cette géométrie. Le maillage est constitué d'un élément dans l'épaisseur de chaque couche. Des éléments à 4 nœuds sont utilisés dans la zone courante des couches, tandis que des éléments à 3 nœuds sont utilisés pour les arrêts de couche. L'orientation des fibres est calculée à chaque point d'intégration grâce au modèle géodésique. Le modèle micromécanique constitué par la double homogénéisation permet alors d'obtenir la matrice de raideur locale en tenant compte des variabilités de propriétés physiques (taux de fibres et de porosités, facteur de compactage). L'effet de la prise en compte des variabilités réelles sur la répartition des contraintes dans la structure et la tenue d'un réservoir a ainsi pu être évalué. Sur des cas tests correspondant à des conceptions réalisées par le partenaire industriel, les résultats montrent un écart d'environ 10% sur le champ de contrainte sens fibre. On retrouve un écart du même ordre sur la pression

d'éclatement estimée via un critère de résistance sens fibre local prenant en compte l'effet du taux de porosité de manière phénoménologique.

Les perspectives de ces travaux se découpent en 3 points. Le premier concerne la caractérisation et la prédiction des variabilités de propriétés physiques. La microtomographie, moins fastidieuse que l'observation par microscope de tranches de réservoir, doit permettre d'explorer davantage de configurations de bobinage et de polymérisation. Cette base expérimentale permettrait le développement de modèles physiques pour la simulation du procédé combinant la phase de bobinage et de polymérisation capables de prédire les variabilités physiques de n'importe quelle configuration envisagée par le bureau d'étude. Le second point concerne l'amélioration des modèles de changement d'échelle sur les aspects résistance et plus largement mécanisme de dégradation qui constituent le point faible des approches basées sur les méthodes d'homogénéisation. Enfin, le dernier point, lié au précédent, porte sur la prédiction de l'éclatement des réservoirs. L'utilisation d'un critère sens fibre local sous-estime largement les pressions d'éclatement obtenues expérimentalement. En effet, l'hétérogénéité des propriétés et des microstructures et mésostructures d'un réservoir bobiné sont susceptibles de rendre le scénario d'endommagement progressif par un effet d'échelle : les premières ruptures de fibres, localisées sur des points faibles, engendrent des redistributions de contraintes. Ce phénomène est accentué sur les réservoirs épais par le gradient « naturel » de sollicitation qui existe dans l'épaisseur. Les pistes pour traiter ce type de phénomène, courant dans les matériaux hétérogènes, consiste à utiliser des critères de rupture ou des lois d'endommagement non-locaux (Bazant and Pijaudier-Cabot, 1988; De Borst et al., 1993; Germain et al., 2007; Hochard et al., 2007; Whitney and Nuismer, 1974).

Relation endommagement - perméabilité dans les structures composites sous pression

On s'intéresse ici aux réservoirs d'ergols (Oxygène liquide, Hydrogène liquide, Méthane liquide) et aux sphères de pressurisation (Hélium) nécessaires au bon fonctionnement des lanceurs spatiaux à propulsion liquide ou hybride (solide/liquide). Ces réservoirs peuvent avoir des dimensions très variées (de diamètre 0,3m à 6m), supporter des pressions internes de quelques bars à plus de 100bar et parfois reprendre les chargements généraux d'un lanceur en plus de la pression interne appliquée. Suivant le fluide stocké, les matériaux peuvent subir des chargements thermomécaniques importants. Ces exigences multiples font que les alliages légers restent très compétitifs pour ce type de structure. Le choix d'utiliser un matériau composite est souvent piloté à la fois par ses propriétés spécifiques mais également son coût de fabrication. Les réservoirs composites sont principalement réalisés par enroulement filamentaire en voie humide ou sèche (à partir de pré-imprégné). Mais la réalisation par placement automatisé de nappes se développe car elle permet des architectures de pièce complexes (variation d'épaisseur et de stratification). Quoi qu'il en soit, aujourd'hui, le choix d'un matériau composite implique l'utilisation d'un liner pour assurer l'étanchéité. Ce liner, en titane ou en polymère, pénalise fortement le coût de fabrication de la pièce.

Les travaux présentés ici visent donc à proposer des solutions de réservoir composite sans liner. Pour cela la paroi composite doit assurer le niveau de perméabilité requis. Or, comme représenté sur la Figure 8, les composites stratifiés sont sujets à des endommagements matriciels (fissures transverses et délaminages) à des niveaux de charge généralement bien inférieurs à leur niveau de rupture qui est piloté essentiellement par la résistance des fibres. Ces endommagements coalescent pour former des points de fuite. La création et la coalescence des fissures sont pilotées par plusieurs paramètres de conception :

- Les propriétés du matériau et en particulier de la matrice et des interfaces
- L'épaisseur du stratifié (qui pilotera la masse de la structure)
- La présence de défauts (porosité, espacement entre nappes ...)
- L'orientation des plis
- Les épaisseurs de plis

Parmi ces points, le dernier doit retenir notre attention. En effet de nombreux travaux ont montré que plus le pli est fin et plus le seuil de fissuration intra-laminaire est repoussé (Gudmundson and Alpman, 2000; Leguillon, 2002; Parvizi et al., 1978). Ainsi la conception d'un réservoir sans liner consiste à optimiser vis-à-vis de la masse et du coût un empilement constitué de plis de différentes épaisseurs et orientations. Vu le nombre quasi-infini de combinaisons, le choix ne peut reposer sur une approche exclusivement expérimentale. Pour réaliser cette optimisation, le concepteur doit donc disposer d'un modèle de prédiction fiable à l'échelle du pli. Le développement de cet outil est l'objectif de ces travaux de recherche.

Ces travaux ont été menés à travers 2 thèses, l'une soutenue (Malenfant et al., 2014), l'autre sera soutenue en décembre 2017 (thèse de Hortense Laeuffer), et d'un post-doc de 24 mois (post-doc de Jamal Arbaoui). J'ai co-encadré l'ensemble de ces travaux.

La démarche retenue pour ces travaux est synthétisée sur la Figure 9. Le développement des différentes briques de modélisation s'appuie sur un nombre et une variété importante d'essais et d'observations. Cette démarche n'a pas pu être posée au démarrage des travaux. Elle est en soit un résultat car elle s'est appuyée sur les réflexions et analyses menées lors des 2 thèses et du post-doc.

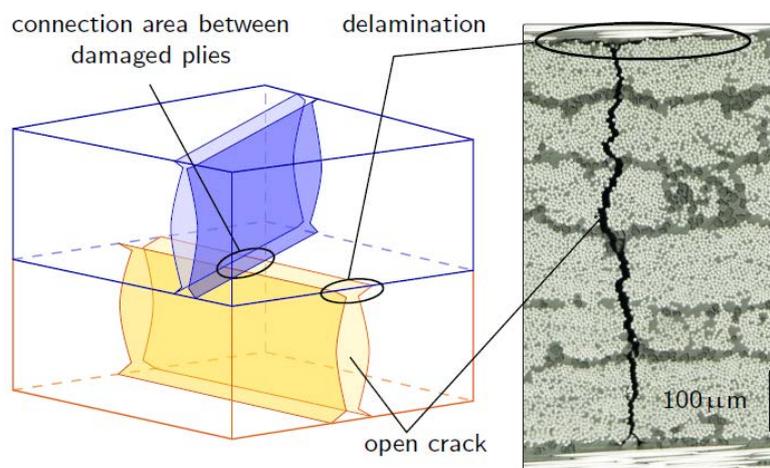


Figure 8. Processus d'endommagement et de création de points de fuite dans un composite stratifié (Laeuffer et al., 2017).

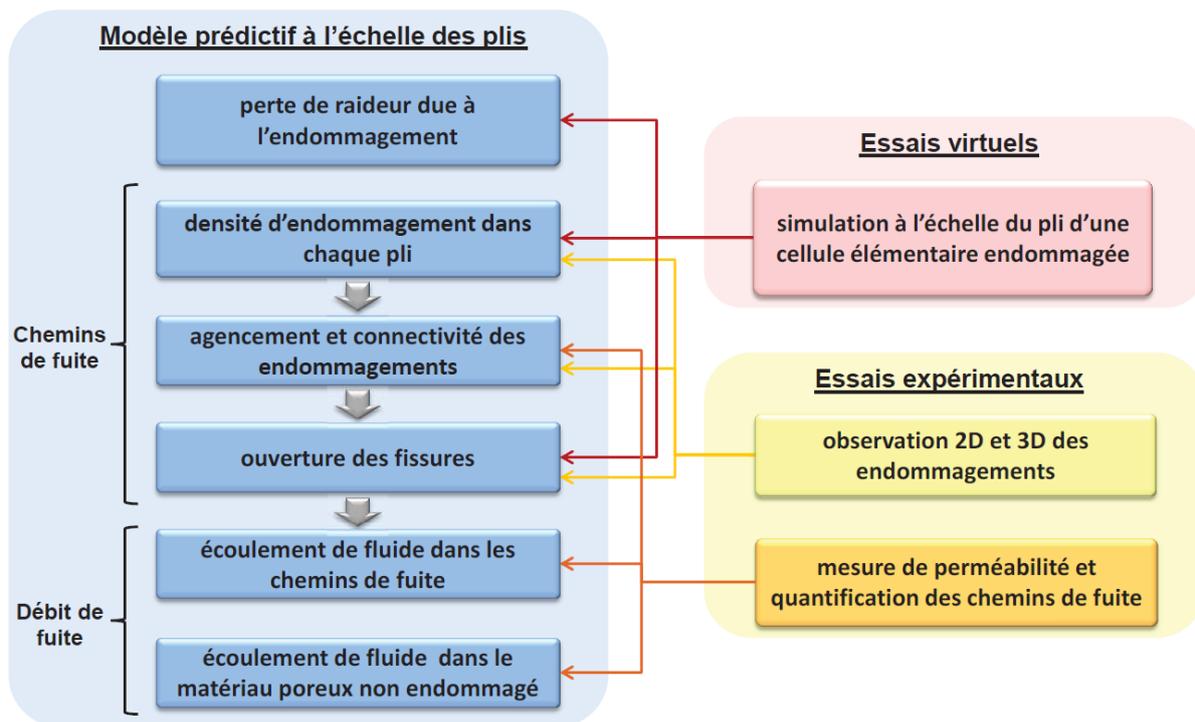


Figure 9. Démarche pour le développement d'un modèle de prédiction de la perméabilité des composites stratifiés sous chargement mécanique.

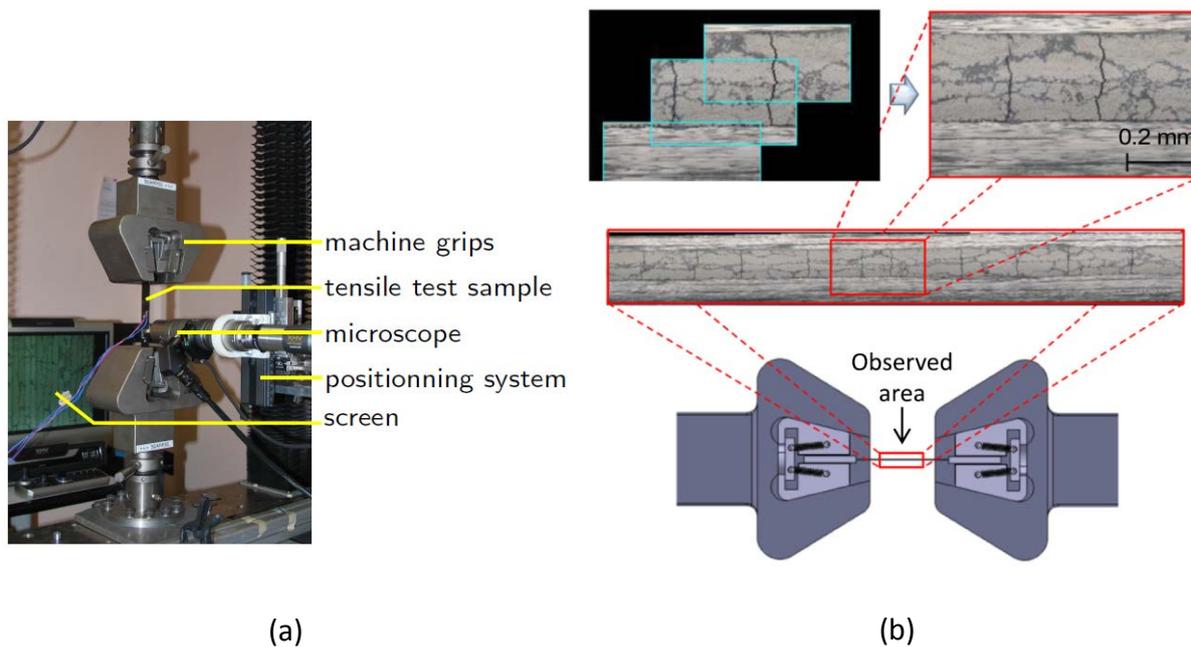


Figure 10. Dispositif d'observations au microscope sous charge des endommagements en surface.

Sauf indication contraire, les résultats présentés ci-après concernent un composite carbone époxy pré-imprégné T700/M21 mis en œuvre par placement automatisé de nappes et polymérisé en autoclave. L'épaisseur d'un pli est de 0.26mm.

La caractérisation des densités d'endommagement s'appuie sur des observations au microscope sous charge d'une éprouvette dont le champ est préalablement poli comme représenté sur la Figure 10 (Huchette, 2005). Des observations sur de longues distances (100mm) ont notamment permis de mettre en évidence une phase d'augmentation lente et progressive de la densité de fissures en début de fissuration (Figure 11). Cette phase peut être attribuée aux variabilités de propriétés matériau et de microstructures. La prise en compte de ce phénomène est cruciale pour prédire les premiers points de fuite. Cette méthode de caractérisation est pertinente pour tester des stratifications de type $[0_n/90_m]_s$ (fissuration en mode I) mais atteint ses limites sur des stratifications avec des effets de bord ou lorsqu'il s'agit d'étudier l'agencement entre les fissures de plis adjacents. Ainsi cette méthode a été adaptée pour s'affranchir des effets de bord et obtenir des informations au cœur de l'éprouvette. Pour cela, après chaque incrément de chargement, l'éprouvette est polie pour enlever la zone affectée par les effets de bord. L'éprouvette est ensuite observée sous un chargement qui n'engendre pas d'endommagement supplémentaire mais qui permet une meilleure visualisation des endommagements. Avec cette technique, nous avons mis en évidence l'absence de fissure transverse et de délaminage sur des plis sollicités en cisaillement (éprouvette $[45/-45]_s$) alors que le bord de l'éprouvette présentait ce type d'endommagement. Des analyses 3D ont également été effectuées en réalisant des polissages et des observations successifs sur plusieurs mm. Cette procédure a été menée sur une éprouvette $[0/+67.5/-67.5]_s$ dans laquelle les fissures transverses dans les plis à $+67.5^\circ$ s'initient après celles des plis à -67.5° , plus épais. On a ainsi mis en évidence que les fissures du second pli à se fissurer se localisent préférentiellement près des fissures du premier pli à se fissurer comme illustré sur la Figure 12. Cette procédure est fastidieuse et ne permet pas d'obtenir des informations quantitatives.

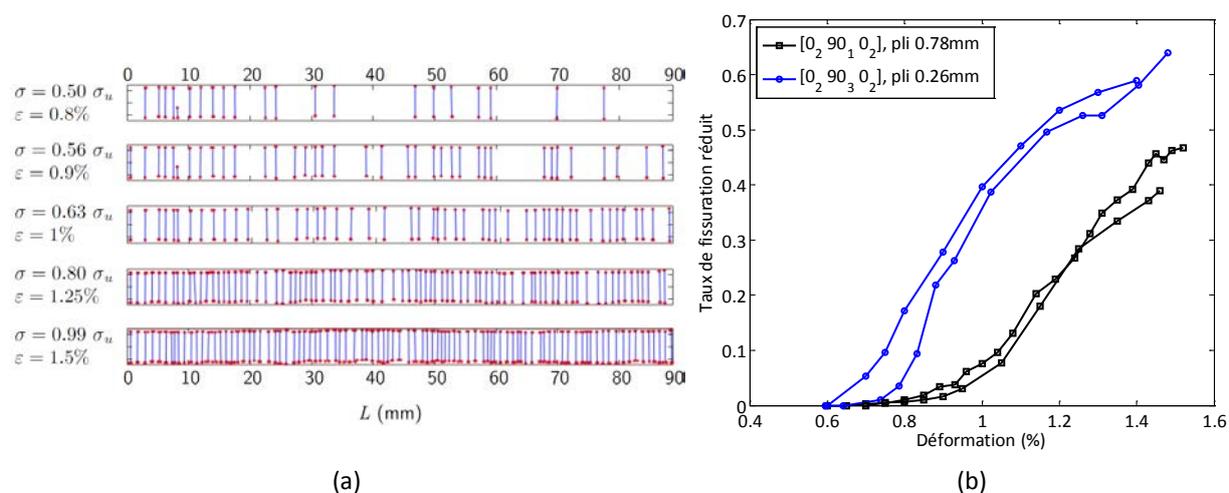


Figure 11. Observations de la fissuration sur une longueur d'environ 100mm sur des stratifications croisées (a) répartition des fissures pour différents niveaux de charge sur un stratifié $[0_2/90_4/0_2]$, (b) évolution du taux de fissuration en fonction de la déformation.

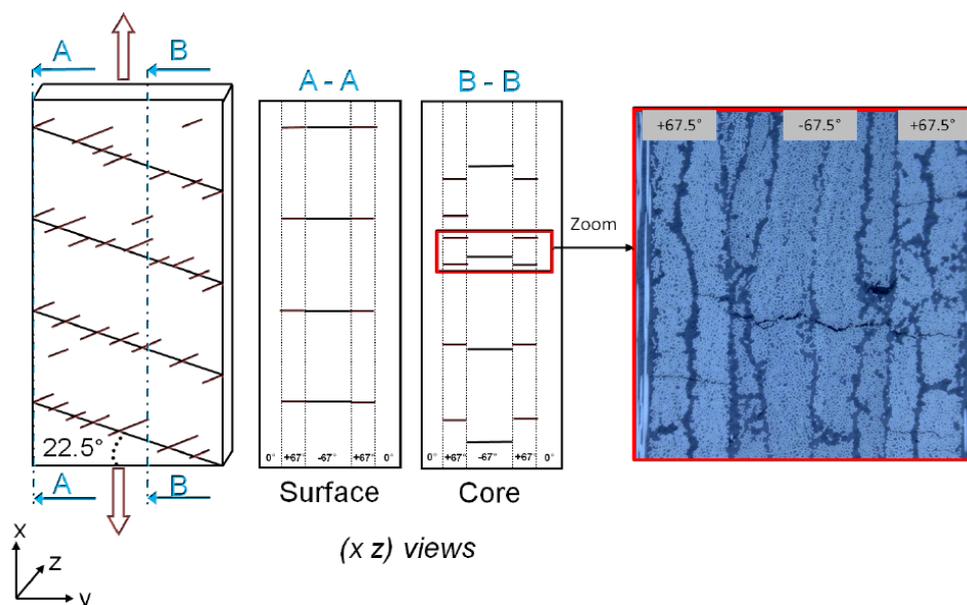


Figure 12. Agencement des fissures dans une éprouvette $[0/+67.5/-67.5]_s$.

Pourtant la prise en compte de cette interaction entre les endommagements des différents plis est fondamentale pour la prédiction des points de fuite. Nous nous sommes donc tournés vers la microtomographie. Avec cette technique, la difficulté réside dans le choix de la résolution : celle-ci doit être suffisamment petite pour observer les fissures qui en l'absence de chargement sont très faiblement ouvertes (~ 1 à $4\mu\text{m}$ selon l'épaisseur des plis) et suffisamment grande pour observer plusieurs motifs d'endommagement (~ 1 à 4mm selon l'épaisseur des plis). Après plusieurs tentatives infructueuses, il s'est avéré nécessaire de réaliser les observations sous charge pour ouvrir les fissures. Un dispositif a donc été conçu et réalisé spécifiquement. Une première campagne d'essais a été réalisée. Le niveau de chargement nécessaire à la création des fissures étant trop important pour le dispositif inséré dans le tomographe, les observations sont réalisées après des chargements successifs sur une machine de traction. Les premiers résultats illustrés sur la Figure 13 confirment les analyses 3D réalisées par microscopie.

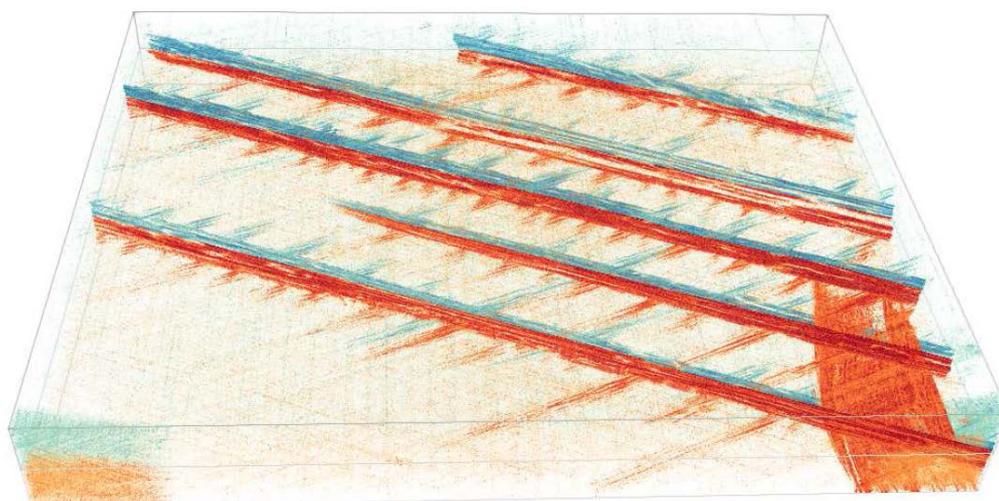


Figure 13. Vue 3D d'un réseau de fissure dans un stratifié $[0/+67.5/-67.5]_s$ soumis à une déformation de 0.73% après avoir subi une déformation maximale de 1.12%.

Concernant le méso-modèle, pour la prédiction des densités d'endommagement nous sommes appuyés sur les modèles multi-échelles proposés dans la littérature qui permettent de représenter l'état d'endommagement par des grandeurs physiques : densité de fissures transverses et densité de micro-délaminages (Huchette, 2005; Huchette et al., 2006; Ladevèze and Lubineau, 2003). L'utilisation de ces grandeurs physiques plutôt que de grandeurs mécaniques comme les pertes de rigidité facilite l'établissement d'un lien avec les densités de connexions et de point de fuite. Dans ce type d'approche, les pertes de rigidité à l'échelle du pli sont prédites par simulation (virtual testing) sur une cellule élémentaire constituée d'un pli endommagé entouré de plis sains. Le motif d'endommagement est supposé périodique. En balayant les plages de densités d'endommagement pour différentes épaisseurs de pli, il est alors possible d'établir une relation analytique reliant la matrice de rigidité ou de souplesse du pli homogénéisé aux densités d'endommagement. Nous avons également utilisé cette approche pour prédire l'ouverture des fissures (Bois et al., 2014). Concernant les lois d'évolution des densités d'endommagement, il a été montré que l'initiation de la fissuration transverse pouvait être prédite par un double critère en contrainte et en énergie (Huchette, 2005; Leguillon, 2002). Ce double critère permet de prendre en compte l'influence de l'épaisseur du pli sur l'initiation et la cinétique de fissuration. Une approche phénoménologique basée sur le formalisme thermodynamique de la mécanique de l'endommagement, proposé par Huchette (Huchette, 2005), a été utilisée lors de la thèse de Jean-Charles Malenfant (Malenfant et al., 2014). Il s'agit de trouver une relation analytique reliant le chargement plan mésoscopique appliqué au pli et les densités d'endommagement qui permet de reproduire l'évolution des densités d'endommagement obtenues expérimentalement. Le double critère est appliqué sur le paramètre définissant le seuil de fissuration. Cette approche pragmatique donne de bons résultats mais nécessite de définir de nombreux paramètres sans sens physiques évident. Dans la thèse d'Hortense Laeuffer, pour représenter les variabilités des propriétés matériau et de la microstructure à l'origine de la phase d'augmentation lente de la densité de fissures en début de fissuration, nous avons opté pour des lois d'évolution plus physiques construites à partir de la mécanique de la rupture. L'énergie libérée par la structure par unité d'endommagement est calculée à partir de la relation analytique reliant la matrice de rigidité du pli homogénéisé et les densités d'endommagement. Les taux d'énergie obtenus pour chaque processus d'endommagement (fissuration transverse et micro-délaminages) sont comparés aux taux de restitution critiques pour appliquer le critère de Griffith (Lemaitre and Chaboche, 1994). Les variabilités de propriétés matériau et de microstructures sont alors introduites directement sous la forme d'une distribution des taux de restitution critiques. Une simple moyenne permet d'obtenir la réponse déterministe d'un échantillon d'assez grande dimension. Les résultats présentés sur la Figure 14 montrent l'intérêt de l'approche et notamment la capacité à représenter la phase de progression lente au début du processus de fissuration.

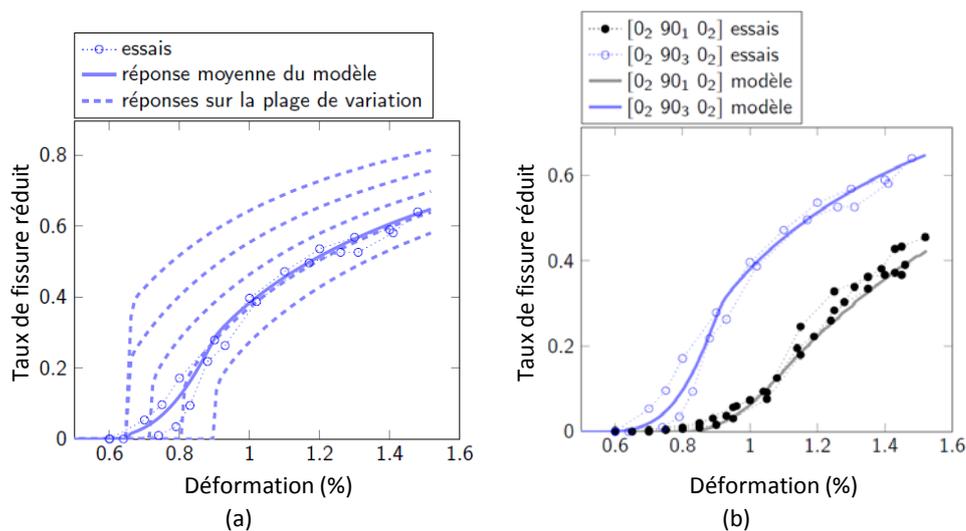


Figure 14. Résultats du modèle d'endommagement. (a) illustration du principe d'introduction de la variabilité sur stratifié $[0_2/90_3/0_2]$, (b) comparaison essais modèle.

Concernant la prédiction des connexions entre plis, l'idée est de définir une variable de densité associée à chaque interface. Il est évident que cette variable doit dépendre des densités de fissures des plis adjacents. Mais elle dépend également de l'agencement des fissures. Par exemple, si les fissures sont longues devant leur espacement moyen, la densité de connexions peut être calculée géométriquement à partir des densités de fissures des plis adjacents et de la différence entre les orientations des plis. Les observations présentées précédemment (Figure 12 et Figure 13) ne valident pas cette hypothèse. L'identification de la loi pilotant les densités de connexions demande donc des études expérimentales complémentaires. C'est le principal objectif des analyses par microtomographie en cours.

La prédiction des débits de fuite n'a été que peu abordée dans ces travaux. En effet, elle requiert une bonne description du réseau de fuite pour que les modèles d'écoulement soient pertinents. Certains travaux de la littérature (Kumazawa and Whitcomb, 2008; Yokozeki et al., 2006) proposent des prédictions de débit de fuite sur des réseaux de fissures obtenus expérimentalement dans des configurations particulières. Mais ces méthodes ne seront exploitables en bureau d'étude que lorsqu'elles seront associées à des modèles de prédiction des réseaux de fissures. C'est pour cette raison que nous mettons l'accent sur ce point.

La validation des modèles de prédiction nécessite des essais sur échantillons représentatifs des structures de lanceur en termes de géométrie et de stratification. Pour cela nous avons opté pour des essais de mise sous pression de tube. La pression permet à la fois de générer le chargement mécanique mais également de mettre en évidence les points de fuite et de quantifier la perméabilité en fermant le tube et en mesurant la chute de pression. La Figure 15 montre la constitution du montage utilisé et les résultats obtenus sur un tube $[+45/-45/+45/-45]$ réalisé par bobinage. Des cycles de charge décharge sont effectués pour dissocier les phases de création de fissures et d'ouverture des fissures existantes. Pour les niveaux de perméabilité très faibles ($< 10^{-21} \text{m}^2$), chaque point peut représenter une semaine de mesure malgré les traitements de signal effectués sur la mesure de pression (Laeuffer et al., 2015). Un changement d'ordre de grandeur de la perméabilité dès l'apparition des premiers points de fuite est observé.

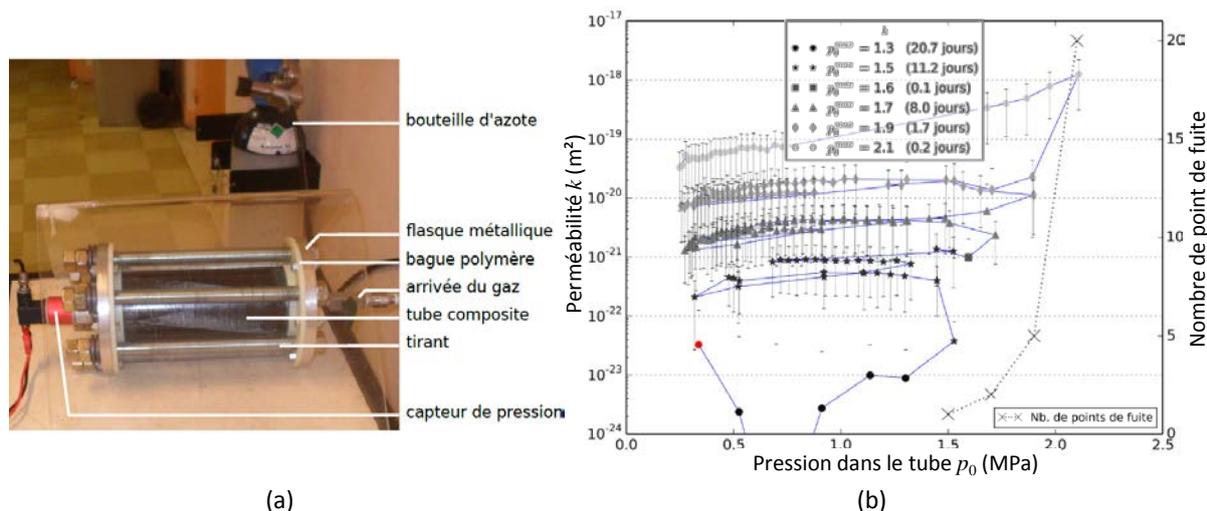


Figure 15. (a) montage de mise sous pression de tube, (b) résultats obtenus sur un tube [+45/-45/+45/-45] de diamètre 100mm et longueur 200mm réalisé par bobinage.

Les perspectives de ces travaux se découpent en 3 points. Tout d'abord, l'obtention à court terme de données expérimentales sur l'agencement des fissures entre les différentes couches d'un stratifié est primordiale pour finaliser le modèle de prédiction du réseau de fissuration. Ce besoin se rapproche de ceux identifiés dans certaines de mes autres activités (*Fatigue des composites stratifiés*) ou de celles de l'I2M. Un programme de travail plus global visant le développement de mesure de microtomographie sous charge pour différents matériaux composites est prévu en collaboration avec la Plateforme Aquitaine de Caractérisation des MATériaux (PLACAMAT). La seconde perspective concerne l'utilisation du modèle de prédiction du réseau de fissuration pour proposer des stratifications optimisées pour les réservoirs sans liner. Un premier travail a été réalisé avec le modèle développé dans la thèse de Jean-Charles Malenfant (Malenfant et al., 2014). L'espace de conception est donc constitué du nombre de plis, de leurs orientations et de leurs épaisseurs respectives. Une loi reliant le coût de mise en œuvre et l'épaisseur des plis a été définie à partir de données fournisseur (un pli fin coûte plus cher à fabriquer et à déposer). Les solutions doivent satisfaire à la fois le critère de tenue mécanique (résistance sens fibre) et de perméabilité (au moins un pli sans fissure pour cette étude). À l'aide d'un algorithme génétique, nous avons déterminé les solutions Pareto optimales en terme de masse et de coût à partir d'un cahier des charges (diamètre et pression interne) (Wahl et al., 2014). L'objectif est d'appliquer cette approche avec un modèle de prédiction du nombre de points de fuite plus précis. La dernière perspective concerne la prédiction de la perméabilité sous chargement thermomécanique jusqu'aux températures cryogéniques. En effet, les ergols doivent être stockés à très basse température pour être sous forme liquide (20 K / -253°C pour l'hydrogène, 90 K / -183 °C pour l'oxygène, 111 K / -162 °C pour le méthane). Ce travail sera réalisé à travers la thèse de Tanguy Briand cofinancée par le CNES et ArianeGroup. L'utilisation de plis fins (~70µm) mis en œuvre par placement automatisé de nappes est envisagée. Le premier objectif est de caractériser le réseau de fissuration aux températures cryogéniques, puis d'adapter et d'identifier les modèles proposés à température ambiante. La validation des modèles et des solutions technologiques retenues requiert également des mesures de perméabilité aux températures visées. Ces objectifs constituent un challenge d'un point de vue expérimental.

2.4 Fatigue des composites stratifiés

Contexte général

La réduction des émissions de CO₂ et l'augmentation du prix des carburants poussent les industriels du secteur des transports et de l'énergie (automobile, ferroviaire, éolien) à introduire des matériaux composites dans leurs produits. Avec l'augmentation des cadences de production et le recyclage, la tenue en fatigue est un des enjeux majeurs pour l'utilisation de ces matériaux. En effet, autrefois réservés à des applications non structurales dans l'automobile et le ferroviaire, les matériaux composites sont désormais utilisés pour des pièces fortement chargées engageant la sécurité des biens et personnes. La durabilité de ces pièces devient alors primordiale. Dans le domaine éolien, l'utilisation de matériaux composites stratifiés à fibres longues est incontournable pour réaliser des pales de grandes dimensions avec des coûts de production faibles. La durée d'exploitation des éoliennes (> 30 ans) et la maîtrise des coûts de maintenance imposent des durées de vie supérieures à 10⁹ cycles. L'équipe « *Fatigue des matériaux et des structures* » du département DuMAS a été sollicitée pour travailler sur ce sujet dans le cadre de deux projets. Le premier est une thèse CIFRE (Damien Caous) contractée avec la société TENSYL (TPE) en 2013 et une thèse démarrée en 2015 (Eileen Boissin) dans le cadre du projet EFFIWIND financé par l'ADEME et la Région Aquitaine (<http://www.ademe.fr/sites/default/files/assets/documents/effiwind.pdf>).

L'objectif de ces travaux est de rompre avec les méthodologies fortement conservatives proposées par les organismes de certification et issues de l'expérience sur les matériaux métalliques. Ces approches phénoménologiques ne s'appuient pas sur l'analyse des mécanismes d'endommagement propres aux matériaux composites. De plus, elles tentent de prédire la durée de vie à l'échelle du stratifié, ce qui impose une nouvelle phase de caractérisation à chaque modification de l'empilement lors des boucles de conception.

Description des travaux

L'approche de modélisation retenue repose sur un modèle mésoscopique basé sur la mécanique de l'endommagement qui unifie le comportement en statique et en fatigue (Payan and Hochard, 2002). Les cumuls d'endommagement fonction de différents blocs de chargement sont représentés explicitement par des variables physiques représentant les pertes de rigidité. Le rôle des endommagements matriciels sur la résistance sens fibre est également pris en compte. Cette approche permet donc de prédire à la fois la durée de vie et la résistance résiduelle.

Les pales d'éolienne sont réalisées le plus souvent avec des tissus NCF (Non Crimp Fabrics) de fibres de verre à fort grammage et mis en œuvre par infusion. Les défauts induits par ces choix, comme les porosités observées sur la Figure 16, conduisent à des variabilités de comportement pilotées par l'interaction entre la micro et la méso-structure d'une part et les mécanismes d'endommagement d'autre part. Pour l'instant les travaux menés ne visent pas à étudier l'influence de ces défauts et à les prendre en compte explicitement dans les modèles. Ils sont cependant quantifiés et un suivi de la mise en œuvre permet de s'assurer que les lots d'échantillons sont homogènes.

La modélisation s'appuie sur des essais multi-instrumentés (mesure de champs de déformation, observation en cours de chargement par microscope et caméra infrarouge) afin d'identifier les scénarii d'endommagement et de valider les protocoles expérimentaux (Figure 17). En effet, l'une des difficultés des essais de fatigue est de maîtriser le scénario de dégradation conduisant à la rupture de l'éprouvette. Les bords ou les talons de l'éprouvette peuvent être des zones d'initiation de la rupture qui perturbent l'exploitation des résultats. La Figure 18 montre un essai de traction sur une éprouvette [+45/-45/0/-45/45] de forme haltère instrumentée qui permet d'éviter les ruptures près des talons. Ces essais permettent d'identifier les lois d'évolution des endommagements matriciels en fonction du nombre de cycles. Afin de prédire la rupture sens fibre, une variable d'endommagement sens fibre est également définie même si expérimentalement la perte de rigidité dans cette direction est faible et limitée aux derniers cycles avant rupture. On reviendra sur ce point dans les perspectives liées à ces travaux.

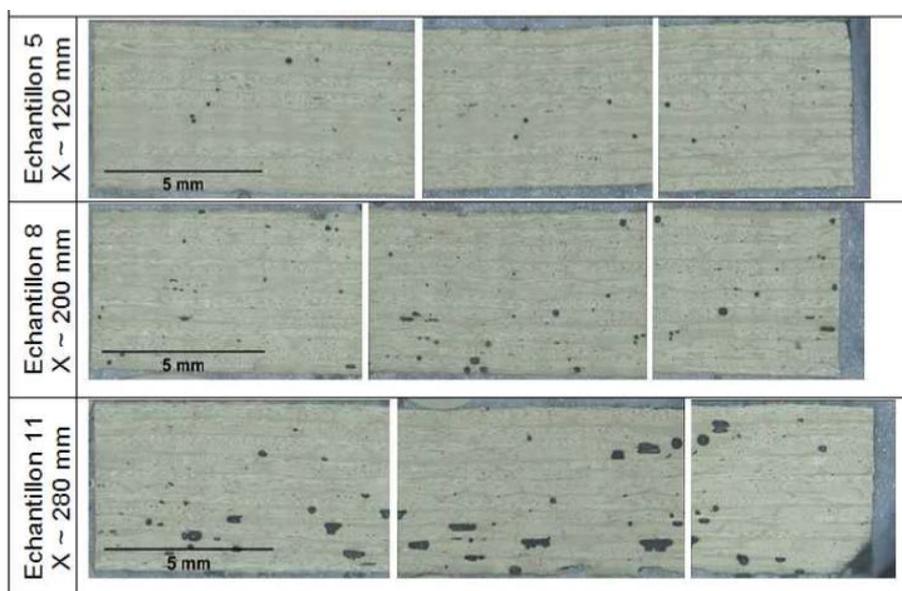


Figure 16. Observation de l'évolution des porosités le long d'une plaque de verre époxy infusée ($X = 0$ correspond à la zone d'introduction de la résine).

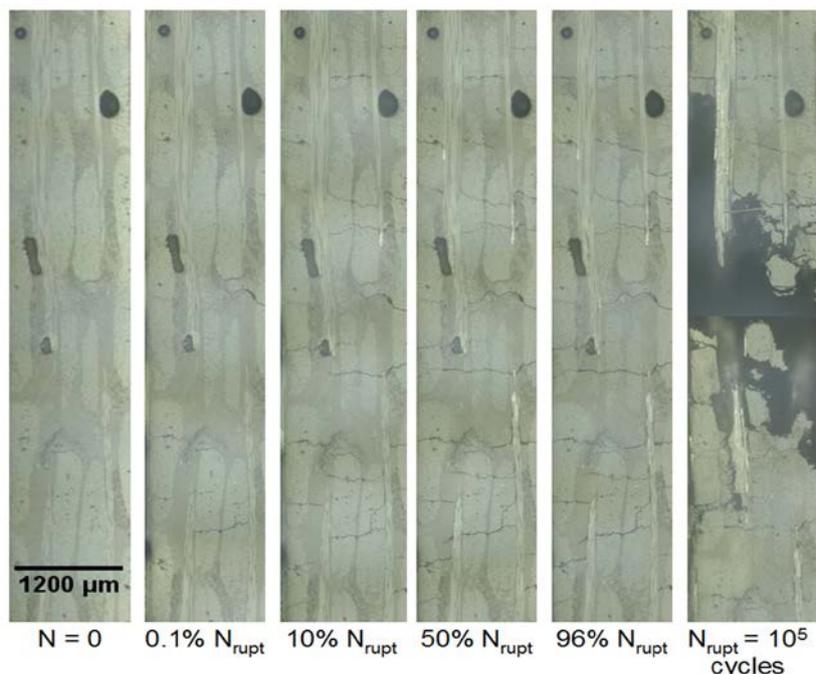


Figure 17. Observation de la fissuration transverse sur une éprouvette verre époxy $[0/90]_{2s}$ pour différents nombres de cycles.

Le rôle de la multiaxialité du chargement à l'échelle du pli composite est également étudié. Un protocole expérimental permettant d'identifier le rôle des endommagements matriciels sur la résistance sens fibre a été mis en place (Caous et al., 2017). Dans un premier temps, un essai de traction sur une éprouvette $[+45/-45]_s$ large est réalisé pour générer de l'endommagement matriciel (Figure 19(a)). La mesure du champ de déformation par corrélation d'images permet de vérifier l'homogénéité du chargement (Figure 19(b)). Puis des éprouvettes sont extraites par découpe à 45° pour obtenir la résistance sens fibre par des essais de traction (Figure 19 (c)). La Figure 20 présente les résultats obtenus et ils montrent que l'endommagement matriciel peut réduire de près de 50% la résistance sens fibre. Des essais sur éprouvette sans endommagement à la température de transition vitreuse ont également été réalisés (Figure 20(a)). On montre ainsi que la température, comme l'endommagement matriciel, a pour effet d'annihiler le rôle de la matrice sur la répartition des transferts de charge entre les fibres. A partir de ces résultats une loi phénoménologique peut être identifiée comme représenté sur la Figure 20(b). Avec la prédiction de l'endommagement, cette loi est intégrée au modèle de comportement en fatigue.

L'identification du modèle repose sur la comparaison des résultats expérimentaux en termes de durée de vie et de perte de raideur avec le modèle complet sur différentes stratifications ($[+45/-45]_{2s}$, $[+65/-65]_{2s}$, $[0_3]_s$). Une validation sur une stratification $[+45/-45/0/-45/+45]$ a également été réalisée (Figure 21). Les prédictions sont globalement très encourageantes.

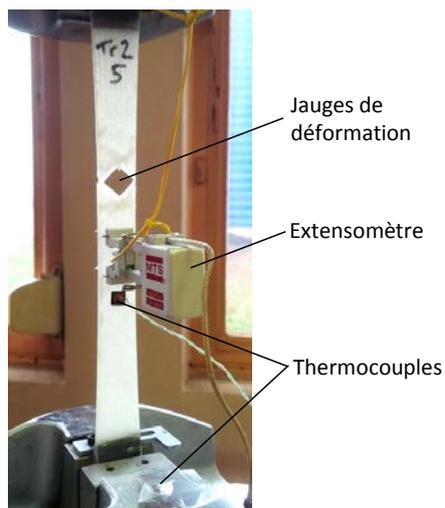


Figure 18. Essai de traction sur une éprouvette [+45/-45/0/-45/45] de forme haltère.

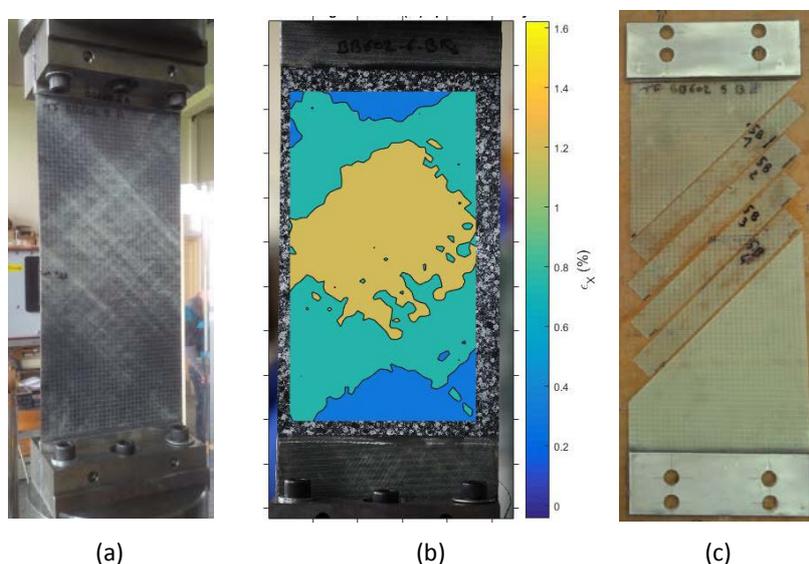


Figure 19. (a) essai de traction sur une éprouvette verre époxy [+45/-45]_{2s} large, (b) mesure du champs de déformation longitudinale par corrélation d'image après 4.10^5 cycles et (c) prélèvement des éprouvettes [0/90]_{2s}.

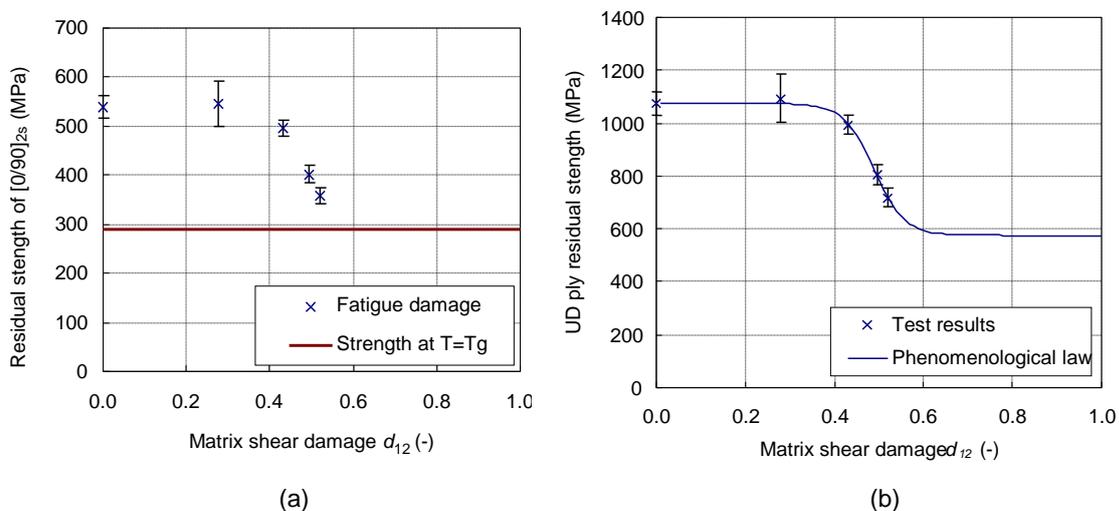


Figure 20. Influence de l'endommagement matriciel sur la résistance sens fibre sur un composite verre époxy, (a) résultats des essais sur éprouvettes [0/90]_{2s}, (b) identification de la loi phénoménologique.

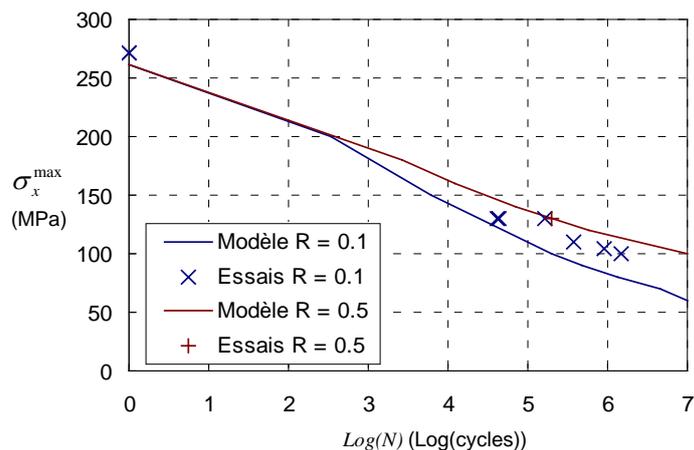


Figure 21. Comparaison modèle-essai : Courbes S-N avec $R = 0.1$ et $R = 0.5$, à 5Hz, du stratifié $[\pm 45/0/\pm 45]$.

Si dans la thèse de Damien Caous (CIFRE avec la société TENSYL) le matériau étudié est un matériau classique pour les applications éoliens (fibres de verre et matrice époxy), le matériau étudié dans la thèse d'Eileen Boissin (projet EFFIWIND) est un composite à fibres de verre et à matrice acrylique thermodurcissable dont la viscosité est adaptée au procédé d'infusion (Hélium de la société ARKEMA). Le comportement plus ductile de ce type de polymère peut avoir un effet sur les mécanismes de dégradation. Des essais en statique et en fatigue jusqu'à 10^6 cycles ont donc été réalisés avec pour objectif d'identifier les mécanismes d'endommagement de ce composite. Les premiers résultats ont montré une sensibilité des mécanismes d'endommagement à la température autour de la température ambiante. En effet, sur stratifié croisé $[(0/90)_n]_s$ autour de 10°C , on observe de la fissuration transverse comme sur les matériaux composites à matrice époxy. En revanche, autour de 40°C , aucune fissure transverse n'est observée jusqu'à rupture de l'éprouvette (pour une déformation proche de 2%). Cette transition de comportement a été confirmée sur des essais de charge décharge sur stratifié $[45/-45]_s$. Des mesures DMA montrent que la température autour de laquelle se produit cette transition de comportement n'est pas justifiable par une transition de comportement de la matrice. Les travaux en cours visent à comprendre l'origine de cette transition en s'intéressant notamment aux propriétés de l'interface fibre matrice.

Les perspectives liées à ces travaux concernent quatre principaux points. Tout d'abord nous souhaitons développer d'autres types d'essais multiaxiaux. En effet le protocole présenté précédemment (Figure 19) est limité en terme de stratification et donc d'état de contraintes dans le pli. Il ne permet pas de combinaisons de proportionnalité de chargement. Ce type de configuration permettrait de mieux comprendre les couplages entre le comportement de la matrice et des interfaces et la tenue sens fibre. Nous nous orientons vers des essais sur tube en torsion traction ou compression dont l'équipe de C. Hochard au LMA à Marseille a montré l'intérêt. La principale difficulté est de réaliser des tubes représentatifs de pièces réelles mais de petits diamètres (50 à 80mm) pour respecter les capacités des machines d'essai. La seconde perspective est dans la continuité de la première. Elle concerne le comportement sens fibre. L'abattement de la résistance sens fibre en présence d'endommagement matriciel ne semble pas suffire à prédire la durée de vie sens fibre. On parle ici de l'endommagement matriciel généré par

les sollicitations dans la direction transverse et en cisaillement. On a donc inclus dans le modèle proposé une variable d'endommagement (perte de rigidité sens fibre) pour décrire le comportement en fatigue sens fibre. Or, expérimentalement, la perte de rigidité est limitée aux derniers cycles avant rupture et les ruptures de fibres sont peu nombreuses voire inexistantes sur la quasi-totalité du cyclage. Donc d'autres mécanismes se produisent. Des observations *post-mortem* au microscope après chargement de fatigue sur les plis orientés dans la direction de chargement n'ont pas permis d'observer d'endommagement matriciel ou sur les fibres. Si ces endommagements existent, ils sont donc aux échelles submicroniques. Des observations au MEB ou en tomographie haute résolution, de préférence sous charge, pourraient apporter des réponses. La difficulté de réaliser des essais de fatigue sens fibre sans générer d'effet parasite peut également justifier la difficulté à analyser les résultats expérimentaux. Des essais sur tube permettraient de s'affranchir des effets de bord. La troisième perspective concerne l'analyse des défauts de fabrication (porosités, zones avec absence de renfort, alignement des mèches) et leur interaction avec les mécanismes d'endommagement. Notamment, les zones sans renfort engendrées par un espacement important entre les mèches du renfort, provoquent un désalignement hors plan des mèches des autres plis. Nous avons pu observer que ce type de défauts provoquait des délaminages précoces à l'origine de la ruine de certaines éprouvettes. Or ce mécanisme n'est pas décrit par la modélisation proposée. Des observations tomographiques sous charge sont prévues pour quantifier la présence de ces défauts et mieux comprendre leur rôle. Comme mentionné dans la section 2.3, cette activité est développée en lien avec le thème « Dimensionnement des structures composites sous pression » en collaboration avec la Plateforme Aquitaine de Caractérisation des MATériaux (PLACAMAT). La dernière perspective concerne les essais de fatigue à grand nombre de cycles requis pour les applications éoliens. Une méthode classique pour accélérer les essais consiste à augmenter les fréquences de sollicitation. Or les dissipations d'énergie provoquées par le comportement visqueux des matrices et les endommagements ne permettent pas de dépasser 20 à 50 Hz environ même avec un système de refroidissement. Ceci conduit à des durées d'essais de près de 200 jours pour atteindre 10^9 cycles. Afin de réaliser plusieurs essais en parallèle, nous avons opté pour le développement d'un dispositif de flexion sur éprouvette sandwich nécessitant une capacité de charge faible (<5kN). Peu coûteux, ce dispositif peut être dupliqué pour multiplier les essais. Un prototype est en cours de conception.

3. Liste des travaux et publications

3.1 Publications et production scientifique

Brevets : 1

- [B1] Bois C, Lasseux D, Malenfant J C, Serin P. Sealing e.g. composite material wall of a propellant tank of a launch vehicle, comprises introducing a heavy gas at a high pressure against an inner face of the wall prior to the introduction of light gas. CNES, Univ. Bordeaux, ENSAM, Inst. Polytec. Bordeaux, CNRS, International : B01J3/06; F16J12/00; F17C1/00, France : FR 2995656, 2014-03-21 (BOPI 2014-12).

Articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues : 12

- [AICL1] Bois C, Hochard C. Monitoring of laminated composites delamination based on electro-mechanical impedance measurement. *J Intell Mater Syst Struct* 2004;15:59–67.
- [AICL2] Bois C, Herzog P, Hochard C. Monitoring a delamination in a laminated composite beam using in-situ measurements and parametric identification. *J Sound Vib* 2007;299:786–805.
- [AICL3] Bois C, Wargnier H, Wahl J-C, Le Goff E. An analytical model for the strength prediction of hybrid (bolted/bonded) composite joints. *Composite Structures*. 2013;97:252–260.
- [AICL4] Perry N, Wahl JC, Bois C, Pilato A, Bernard A. Thick composite design for hydrogen vessels: A contribution to composite design method. *CIRP Ann Manuf Technol*. 2013;62:139–142.
- [AICL5] Bois C, Pilato A, Wahl J-C, Perry N. Proposal for a smart pressurised ring test to study thick composite produced by filament winding. *Compos Part B: Eng*. 2013;53:382–390.
- [AICL6] Bois C, Malenfant J-C, Wahl J-C, Danis M. A multiscale damage and crack opening model for the prediction of flow path in laminated composite. *Composites Science and Technology*. 2014;97:81–89.
- [AICL7] Lecomte J, Bois C, Wargnier H, Wahl J-C. An analytical model for the prediction of load distribution in multi-bolt composite joints including hole-location errors. *Composite Structures*. 2014;117(1):354–61.
- [AICL8] Askri R, Bois C, Wargnier H, Lecomte J. A reduced fastener model using Multi-Connected Rigid Surfaces for the prediction of both local stress field and load distribution between fasteners. *Finite Elem Anal Des*. 2016;110:32–42.
- [AICL9] Le Goff E, Bois C, Wargnier H. A progressive intra- and inter-laminar damage model to predict the effect of out-of-plane confinement on pin-bearing behaviour of laminated composites. *Journal of Composite Materials*. 2017;51(4): 433–450.

- [AICL10] Laeuffer H, Arbaoui J, Bois C, Lavelle F, Perry N, Wahl J-C. A new device to measure permeability evolution under pressure loading: Application to CFRP pipes. *Measurement*. 2017;98(4) 68–76.
- [AICL11] Caous D, Bois C, Wahl J-C, Palin-Luc T, Valette J. A method to determine composite material residual tensile strength in the fibre direction as a function of the matrix damage state after fatigue loading. *Compos Part B: Eng*. 2017;127:15–25.
- [AICL12] Van Der Sypt P, Chérif M, Bois C. Analysis of the fatigue behaviour of laminated composite holes subjected to pin-bearing loads. *International Journal of Fatigue*. 2017;103:86–98.

Articles dans des revues nationales à comité de lecture : 2

- [ANCL1] Bois C, Hochard C. Surveillance des fissures dans les composites stratifiés - Capteurs intégrés à la structure. *Revue des composites et des matériaux avancés* 2007;17:147–56.
- [ANCL2] Chérif M, Bois C, Landon Y. Rôle des défauts de perçage sur le comportement en matage des composites stratifiés sous sollicitation de fatigue. *Revue des composites et des matériaux avancés*. 2014;24(4):423–34.

Communications dans des congrès internationaux à comité de lecture et actes publiés : 26

- [CICL1] Bois C, Hochard C. Measurement and Modelling for the Monitoring of Damaged Laminate Composite Structure. 1st European Workshop on Structural Health Monitoring, Paris, France: 2002.
- [CICL2] Bois C, Hochard C. Damage monitoring in CFRP laminated composites using dynamic measurements. 4th International Workshop on Structural Health Monitoring, Stanford, USA: 2003.
- [CICL3] Bois C, Hochard C. Multi-damages monitoring In CFRP laminated composites. ICCM14 - 14th International Conference on Composite Materials, San Diego, USA: 2003.
- [CICL4] Bois C, Hochard C. Damages measurements and predictive model of damages for a complete monitoring system. 2nd European Workshop on Structural Health Monitoring, Munich, Germany: 2004.
- [CICL5] Bois C, Hochard C, De Vadder D, Mazerolle F. Fatigue crack monitoring in glass fiber reinforced polymer laminate with piezoelectric transducers. 5th International Workshop on Structural Health Monitoring, Stanford, USA: 2006.
- [CICL6] Bois C, Hochard C. In-situ assessment of the size and the location of a fatigue crack in a GFRP laminate. 3rd European Workshop on Structural Health Monitoring, Granada, Spain: 2006, p. 1199–206.
- [CICL7] Bois C, Hochard C. Integrated monitoring system for damage characterisation in composite structures. ECCM12 - 12TH European Conference on Composite Materials, Biarritz: 2006.

- [CICL8] Magnière C, Lemoine L, Bois C, Wahl J-C, Goetz C, Pailhes J, et al. Perseus / pegase an outstanding experiment to mix space passion, education and technology. European Conference for AeroSpace Sciences, Versailles, France: 2009.
- [CICL9] Malenfant J-C, Bois C, Danis M, Kusiak A, Lasseux D, Pailhes J, et al. Thermo mechanical damage influence on the composite material permeability: Application to the design of a linerless cryogenic tank. 11th European Conference Spacecraft Structures, Materials and Mechanical Testing, Toulouse, France: 2009.
- [CICL10] Bois C, Le Goff E, Quénisset J-M, Wahl J-C, Wargnier H. Expanded and bonded bushings for metal composite assembly reinforcement. ECCM14 - 14TH European Conference on Composite Materials, Budapest: 2010.
- [CICL11] Pilato A, Bois C, Wahl J-C, Perry N. Development of a pressurized ring test on thick high performance composite material. ECCM14 - 14TH European Conference on Composite Materials, Budapest: 2010.
- [CICL12] Bois C, Wargnier H, Wahl J-C, Le Goff E. Design of hybrid (bonded/fastener) composite joints: from load transfer toward strength prediction. In: ECCM15 - 15TH European Conference on Composite Materials. Venice: 2012. ISBN 978-88-88785-33-2.
- [CICL13] Le Goff E, Bois C, Wargnier H, Wahl J-C. Impact of material degradations on load transfer and assembly behavior. Application to reinforced holes in composite assembly. In: ECCM15 - 15TH European Conference on Composite Materials. Venice: 2012. ISBN 978-88-88785-33-2.
- [CICL14] Arbaoui J, Malenfant JC, Wahl J, Bois C. Etude expérimentale et modélisation de l'endommagement pour la prévision de la perméabilité des matériaux composites destinés aux applications spatiales. Symposium international sur les matériaux et les technologies de l'aéronautique. Fés, Maroc: 2012.
- [CICL15] Lecomte J, Bois C, Wargnier H, Wahl JC. Effect of geometric errors on the behaviour of multi-bolt composite joints. In: 19th International Conference on Composite Materials. Montréal, Canada: 2013. ISBN 978-1-62993-199-9.
- [CICL16] Lecomte J, Bois C, Wargnier H, Wahl J-C. Influence of bearing degradation on the behaviour of multi-bolt composite joints with hole-location error. ECCM16 - 16TH European Conference on Composite Materials. Séville, Espagne; 2014. ISBN 84-616-9798-7
- [CICL17] Elmoussaid M, Wahl J-C, Perry N, Bois C. Development of a micromechanical model in interaction with parameters related to the microstructure of carbon/epoxy composites. ECCM16 - 16TH European Conference on Composite Materials. Séville, Espagne; 2014. ISBN 84-616-9798-7
- [CICL18] Wahl J-C, Bois C, Laeuffer, H, Gillet A. Mechanical behavior and gas permeability of composites vessels. 4st International Carbon Composites Conference, Arcachon, France: 2014.
- [CICL19] Askri R, Bois C, Wargnier H, Lecomte J. Reduced bolted joint model using multi-connected rigid surfaces and continuum shell elements. The 20th international conference on composite materials, Compenhague, Danamark: 2015.

- [CICL20] Caous, D, Bois C, Wahl J-C, Palin-Luc T, Valette J. Analysis of multiaxial cyclic stress state in a wind turbine blade. The 20th international conference on composite materials, Compenhague, Danamark: 2015.
- [CICL21] Laeuffer H, Bois C, Wahl J-C, Perry N, Lavelle F. Damage and permeability of composite laminates. The 20th international conference on composite materials, Compenhague, Danamark: 2015.
- [CICL22] Askri R, Bois C, Wargnier H. Effect of hole-location error on the strength of fastened multi-material joints. 14th CIRP Conference on Computer Aided Tolerancing, Goteborg, Sweden: 2016.
- [CICL23] Laeuffer H, Guiot B, Wahl J-C, Perry N, Lavelle F, Bois C. A model for the prediction of transverse crack and delamination density based on a strength and Fracture mechanics probabilistic approach. 17TH European Conference on Composite Materials, Munich, Germany: 2016.
- [CICL24] Caous D, Bois C, Wahl J-C, Palin-Luc T, Valette J. Toward composite wind turbine blade fatigue life assessment using ply scale damage model. In: 7th International Conference on Fatigue Design, Fatigue Design. Senlis, France; 2017.
- [CICL25] Lecomte J, Dupleix-Couderc C, Marcuzzo C, Bois C, Daidie A. A robust numerical model for the pre-design of composite Reinforcement by expanded bonded bushing (EB2). In: 3rd International conference on mechanics of composite. Bologne, Italia; 2017.
- [CICL26] Léard JP, Lespade P, Marcuzzo C, Bois C, Van Der Sypt P. Experimental investigation of HyperJoints metal-composite joining technology with high modulus carbon fiber composite. In: 2rd International metallic materials meeting. Deauville, France; 2017

Communications dans des congrès nationaux à comité de lecture et actes publiés : 21

- [CNCL1] Bois C, Hochard C. Surveillance des endommagements dans les structures composites stratifiées. 13ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Strasbourg: 2003.
- [CNCL2] Bois C, Hochard C. Surveillance de macro-endommagements a l'aide de transducteurs piézoélectriques. 14ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Compiègne: 2005.
- [CNCL3] Bois C, Montagnier O, Hochard C. Caracterisation du comportement en compression de matériaux composites par essais de flexion pure. 15ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Marseille: 2007.
- [CNCL4] Bois C, Thollon Y, Hochard C. Localisation et suivi de la propagation d'une fissure de fatigue dans un stratifie constitue de plis tisses verre epoxy. 15ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Marseille: 2007.
- [CNCL5] Wahl J-C, Bois C. Influence de l'endommagement intralaminare sur l'initiation du delaminage dans les composites stratifies. 15ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Marseille: 2007.

- [CNCL6] Bois C. Délaminage et dimensionnement des structures composites : approches théorique et méthodologique. 1er colloque Aquitaine - Québec - Mécanique des Matériaux et des Structures pour l'Aéronautique, Bordeaux: 2008.
- [CNCL7] Bois C, Boullier G, Samenayre J, Bruel F, Wahl J-C, Dumon M. Assemblage par expansion et collage de bagues métalliques dans des composites carbone époxy. 16ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Toulouse: 2009.
- [CNCL8] Pilato A, Perry N, Wahl J-C, Bois C. Modèle de calcul analytique sur des réservoirs composite multicouche épais soumis à une pression interne et à des contraintes thermiques résiduelles. 16ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Toulouse: 2009.
- [CNCL9] Bois C, Colt M, Wargnier H, Wahl J-C. Etude du transfert de charge dans les assemblages composites hybrides boulonnés et collés. 17ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Poitiers: 2011.
- [CNCL10] Elmoussaid M, Perry N, Wahl J-C, Bois C. Modèle de comportement des structures bobinées : étude des fonds. 21ème Congrès Français de Mécanique, Bordeaux: 2013.
- [CNCL11] Lecomte J, Bois C, Le Goff E, Wahl JC, Wargnier H, Bautista A. Influence des défauts géométriques sur le comportement mécanique des assemblages de structures composites. 17ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Nantes: 2013.
- [CNCL12] Lecomte J, Bois C, Wargnier H, Wahl J-C, Bautista A. Influence des défauts géométriques sur le comportement des assemblages boulonnés métal-composite. 21ème Congrès Français de Mécanique, Bordeaux: 2013.
- [CNCL13] Askri R, Bois C, Wargnier H. Modèle réduit d'assemblage boulonné utilisant des surfaces rigides connectées. 18ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Lyon: 2015.
- [CNCL14] Bois C, Wargnier H, Askri R, Lecomte J, Le Goff E. Assemblage des structures composites et multi-matériaux : vers une conception intégrant les variabilités de mise en œuvre. Les Assemblages Mécaniques : Evolutions récentes et perspectives, Saint-Ouen: 2015.
- [CNCL15] Laeuffer H, Bois C, Wahl J-C, Perry N, Lavelle F. Relations endommagement - perméabilité dans les composites stratifiés. 18ème Journées Nationales sur les matériaux Composites, Lyon: 2015.
- [CNCL16] Bois C, Askri R, Wargnier H. Outils et démarche pour le tolérancement des assemblages multi-fixations : un pont entre la conception et la mise en œuvre des assemblages. In: Les Assemblages Mécaniques : Evolutions récentes et perspectives. Saint-Ouen; 2017.
- [CNCL17] Boissin E, Christophe Bois, Wahl J-C, Bois C. Caractérisation du comportement mécanique en fatigue d'un stratifié à matrice thermoplastique acrylique et fibres de verre. In: 19ème Journées Nationales sur les matériaux Composites. Champs sur Marne; 2017.

- [CNCL18] Caous, D, Wahl, J.C., Bois C, Palin-Luc T, Valette J. Apports des modèles d'endommagement à l'échelle du pli pour l'optimisation du dimensionnement des pales d'éoliennes en fatigue. In: 19ème Journées Nationales sur les matériaux Composites. Champs sur Marne; 2017.
- [CNCL19] C. Bois, Damien Caous, D, J. C. Wahl, T. Palin-Luc. Construction et identification d'un méso-modèle pour la prédiction de la durée de vie et la résistance résiduelle des composites stratifiés. In: 36ème Journée de Printemps SF2M, Fatigue des élastomères, polymères et composites. Paris, France; 2017.
- [CNCL20] Chérif M, Van Der Sypt P, Bois C. Endommagement d'un stratifié carbone époxy sous sollicitation cyclique de matage. In: 19ème Journées Nationales sur les matériaux Composites. Champs sur Marne; 2017.
- [CNCL21] Laeuffer H, Wahl J-C, Perry N, Bois C. Caractérisation et prédiction du réseau de fissures dans les composites stratifiés - Application aux réservoirs de lanceurs spatiaux sans liner. In: 19ème Journées Nationales sur les matériaux Composites. Champs sur Marne; 2017.

Communications dans des congrès avec actes à diffusion restreinte : 7

- [CDR1] Wahl J-C, Bois C. Effect of intralaminar damage on composite laminate delamination onset. 1st International Carbon Composites Conference, Arcachon, France: 2007.
- [CDR2] Bois C, Boullier G, Samenayre J, Bruel F, Wahl J-C, Dumon M, et al. Expanded and bonded assembly for metal bushings in cfrp composites. 2nd International Carbon Composites Conference, Arcachon, France: 2009.
- [CDR3] Wahl J-C, Malenfant, Jean-Charles, Bois C, Danis M, Lasseux D, Pailhes J. Influence of thermomechanical loading on composite Material permeability: application to the design of a Linerless cryogenic tank. In: 3st International Carbon Composites Conference. Arcachon, France: 2011.
- [CDR4] Chérif M, Bois C, Landon Y. Rôle des défauts de perçage sur le comportement en matage des composites stratifiés sous sollicitation de fatigue, Bordeaux: 2013.
- [CDR5] Wahl J-C, Bois C, Laeuffer, H, Gillet A. Mechanical behavior and gas permeability of composites vessels. In: 4st International Carbon Composites Conference. Arcachon, France; 2014.
- [CDR6] Chérif M, Bois C, Landon Y. Influence du procédé de perçage sur la qualité des alésages et impact sur la tenue des composites stratifiés en matage sous sollicitation de fatigue, Cachan: 2015.
- [CDR7] Bois C, Askri R, Wargnier H, Lecomte J. Joining Composite Structures: Towards a Design which Takes into Account the Geometrical Defects and Variabilities, In: 5st International Carbon Composites Conference. Arcachon, France; 2016.

3.2 Encadrement doctoral et scientifique

Thèse de Doctorat

Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux 1, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du diplômé : Aurélie PILATO

Titre du travail : Caractérisation des structures composites bobinées épaisses, application à l'étude du comportement de réservoirs de stockage d'hydrogène

Financement : Programme H²E (voir Section 3.3)

Date début : 01/10/2008 - Date soutenance : 09/12/2011 encadrement : 30%

Noms et % des co-encadrants : PR Nicolas Perry (Arts et Métiers Paris tech) 30%, MCF Jean-Christophe Wahl (Univ Bordeaux 1) 40%

Publications : [AICL2], [AICL3]

Situation actuelle : Ingénieur-Docteur SAFRAN Messier-Bugatti depuis 15/11/2011 (avant soutenance)

Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux 1, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du diplômé : Jean-Charles MALENFANT

Titre du travail : Influence de l'endommagement sur la perméabilité des matériaux composites application à la conception d'une capacité cryogénique sans liner

Financement : Collaboration CNES, co-financement CR Aquitaine (voir Section 3.3)

Date début : 01/10/2008 - Date soutenance: 04/07/2012 encadrement : 40%

Noms et % des co-encadrants : PR Michel Danis (Univ Bordeaux 1) 30%, MCF Jean-Christophe Wahl (Univ Bordeaux 1) 30%

Publications : [B1], [AICL4], [CNCL2], [CDR1]

Situation actuelle : Ingénieur-Docteur SAFRAN depuis 01/12/2011 (avant soutenance)

Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux 1, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du diplômé : Erwann LE GOFF

Titre du travail : Etude des transferts de charges dans les alésages composites – Application au renforcement par bague frettée collée

Financement : CIFRE avec la société CAPAERO SA

Date début : 04/01/2010 - Date soutenance: 19/12/2013 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : MCF HDR Hervé Wagnier (Univ Bordeaux 1) 50%

Publications : [AICL3], [AICL9], [CICL1], [CICL2]

Situation actuelle : Ingénieur-Docteur ArianeGroup après un contrat au AMRC (University of Sheffield Advanced Manufacturing Research Centre) débutée le 01/07/2013 (avant soutenance)

Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux 1, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du doctorant : Julie LECOMTE

Titre du travail : Etude du comportement d'assemblages hybrides métal-composite.

Application à la conception de structures multi-matériaux

Financement : CIFRE avec la société ASTF groupe ALCEN

Date début : 01/02/2012 - Date soutenance : 13/07/2016 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : PR Hervé Wagnier (Univ Bordeaux) 50%

Publications : [AICL5], [AICL8], [CICL3], [CICL4], [CNCL3], [CNCL4]

Situation actuelle : Ingénieur-Docteur IRT Saint-Exupéry (Bordeaux) depuis 07/09/2015 (avant soutenance)

Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux 1, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du doctorant : Ramzi ASKRI

Titre du travail : Influence des variabilités géométriques sur le comportement mécanique des assemblages de structures multi-matériaux

Financement : Bourse Univ. Bordeaux

Date début : 01/10/2013 - Date soutenance : 12/12/2016 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : PR Hervé Wargnier (Univ Bordeaux) 50%

Publications : [AICL8], [CICL22], [CNCL13], [CNCL14], [CNCL16], [CDR7]

Situation actuelle : Ingénieur Docteur Aquitaine Science Transfert après un poste d'ATER (Université de Bordeaux)

Thèse de Doctorat Arts et Métiers Paris tech, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du doctorant : Damien CAOUS

Titre du travail : Rôle de l'endommagement par fatigue sur la tenue mécanique des matériaux composites stratifiés - Application au dimensionnement des structures éoliennes

Financement : CIFRE avec la société TENSYL

Date début : 01/07/2013 - Date soutenance : 11/07/2017 encadrement : 35 %

Noms et % des co-encadrants : PR Thierry Palin-Luc (Arts et Métiers Paris tech) 30 %, MCF Jean-Christophe Wahl (Univ Bordeaux) 35 %

Publications : [AICL11], [CICL24], [CICL23], [CNCL18], [CNCL19]

Thèse de Doctorat Arts et Métiers Paris tech, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du doctorant : Hortense LAEUFFER

Titre du travail : Etanchéification des réservoirs composites : évaluation de la performance d'une couche mince thermoplastique

Financement : Collaboration CNES, co-financement CRAQ

Date début : 01/11/2013 - Date soutenance : 08/12/2017 encadrement : 35 %

Noms et % des co-encadrants : PR Nicolas Perry (Arts et Métiers Paris tech) 30 %, MCF Jean-Christophe Wahl (Univ Bordeaux 1) 35 %

Publications : [AICL10], [CICL21], [CICL23], [CICL24], [CNCL15], [CNCL21], [CDR5]

Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux 1, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du doctorant : Eileen BOISSIN

Titre du travail : Étude de l'endommagement et de la tenue en fatigue de matériaux composites à matrice acrylique

Financement : Projet EFFIWIND, co-financement CRAQ / ADEME

Date début : 01/10/2015 - Date soutenance prévue: 30/09/2018 encadrement : 33 %

Noms et % des co-encadrants : PR Thierry Palin-Luc (Arts et Métiers Paris tech) 33 %, MCF Jean-Christophe Wahl (Univ Bordeaux) 33 %

Publications : [CNCL17]

Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du doctorant : Paul VAN DER SYPT

Titre du travail : Analyse et modélisation des chemins d'effort et de la dégradation des assemblages de type « HYPER joints ». Rôle des paramètres géométriques et des non-linéarités matériaux

Financement : CIFRE avec la société ArianeGroup

Date début : 01/10/2016 - Date soutenance prévue: 30/09/2019 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : PR Hervé Wargnier (Univ Bordeaux) 50%

Publications : [CICL26]

Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux, spécialité : Mécanique et Ingénieries

Nom du doctorant : Tanguy BRIAND

Titre du travail : Caractérisation et modélisation de la relation endommagement perméabilité dans un composites stratifié - Application aux réservoirs cryogéniques sans liner

Financement : Collaboration CNES et ArianeGroup

Date début : 15/03/2017 - Date soutenance prévue: 15/03/2020 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : MCF Jean-Christophe Wahl (Univ Bordeaux) 50%

Post-doctorat

Post-doctorat

Nom: Jamal-Edine ARBAOUI

Titre du travail : Développement d'un dispositif de mesure de perméabilité sur tube composite bobiné pour la validation d'un modèle d'endommagement et de perméabilité

Financement : CNES

Date début : 01/10/2011 - Date fin : 30/09/2013 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : MCF Jean-Christophe Wahl (Univ Bordeaux 1) 50%

Publications : [CNCL2], [Laeuffer; et al., Measurement, submitted]

Situation actuelle : Ingénieur-Recherche ENSTA Bretagne

Publications : [AICL10], [CICL14]

Post-doctorat

Nom: Naoufel BEN SALEM

Titre du travail : Caractérisation mécanique de structures composites bobinées par un dispositif original d'essai sur anneau

Financement : Programme H²E (voir Section 3.3)

Date début : 01/12/2012 - Date fin : 30/11/2013 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : MCF Jean-Christophe Wahl (Univ Bordeaux 1) 50%

Devenir : Ingénieur-Docteur Stelia Aerospace Composites

Stage Master 2 ou de fin d'étude d'Ecole d'ingénieur

Stage de DEA de l'Université de Marseille et de l'École Supérieure d'Ingénieurs de Marseille (ESIM)

Nom: Yann GELEBART

Titre du travail : Mesures et modélisation des endommagements dans les composites stratifiés

Financement : Aucun

Date début : 01/02/2003 - Date fin : 30/07/2003 encadrement : 70%

Noms et % des co-encadrants : PR Christian Hochard 30%

Devenir : Doctorat sciences pour l'ingénieur spécialité "acoustique"

Stage Recherche Master Université Bordeaux 1

Nom: Soraya CATCHE

Titre du travail : Collage par expansion de bagues métalliques dans une pièce composite

Financement : Contrat de recherche

Date début : 01/02/2009 - Date fin : 30/07/2009 encadrement : 100%

Noms et % des co-encadrants :

Devenir : Doctorat ICA Toulouse

Stage Recherche Master Université Bucarest - Roumanie

Nom: Marilena COLT

Titre du travail : Etude des assemblages boulonnées et collées de matériaux composites - Application à la conception de bâti de machines-outils

Financement : Bourse Université Bucarest

Date début : 01/02/2010 - Date fin : 30/07/2010 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : Doctorant Erwann Le Goff 50%

Situation actuelle : Inconnue

Stage Recherche Master Université de Clermont-Ferrand / IFMA

Nom: Antoine HURMANE

Titre du travail : Caractérisation et modélisation du phénomène de matage dans les matériaux composites

Financement : Contrat de collaboration CIFRE CAPAERO

Date début : 01/02/2011 - Date fin : 30/06/2011 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : Doctorant Erwann Le Goff 50%

Situation actuelle : Doctorat ONERA Chatillon

Stage Recherche Projet de Fin d'Etude IFMA Clermont-Ferrand

Nom: Edouard SALOMEZ

Titre du travail : Caractérisation et modélisation du comportement d'adhésifs pour le dimensionnement d'assemblages hybrides

Financement : Contrat de collaboration CIFRE CAPAERO

Date début : 01/02/2012 - Date fin : 30/06/2012 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : Doctorant Erwann Le Goff 50%

Devenir : Ingénieur Calcul Aéronautique SAFRAN Herakles (Le Haillan)

Stage Recherche Master ENSAM Bordeaux

Nom: Alexi HEAU

Titre du travail : Influence du fluage sur le comportement d'un assemblage composite à matrice thermoplastique

Financement : Contrat de collaboration CIFRE ASTF

Date début : 15/01/2011 - Date fin : 30/06/2011 encadrement : 70%

Noms et % des co-encadrants : MCF Hervé Wagnier 30%

Devenir : Ingénieur Calcul Aéronautique SAFRAN Herakles (Le Haillan)

Stage Recherche Master ENSAM Bordeaux

Nom: Alvaro BAUTISTA

Titre du travail : Modélisation par Eléments Finis des défauts géométriques dans des assemblages de structures multi-matériaux et étude de leur influence sur le comportement mécanique

Financement : Contrat de collaboration CIFRE ASTF

Date début : 10/01/2013 - Date fin : 30/06/2013 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : Doctorante Julie Lecomte 50%

Situation actuelle : inconnue

Publications : [CNCL11], [CNCL12]

Stage Recherche Projet de Fin d'Etude Université Technologique de Compiègne
Nom: Paul VAN DER SYPT

Titre du travail : Etude de l'influence des défauts de perçage sur le comportement en fatigue d'alésage composite sollicité en matage

Financement : Contrat de collaboration CIFRE ASTF

Date début : 01/09/2015 - Date fin : 10/02/2016 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : MCF Medhi Chérif 50%

Situation actuelle : Doctorant I2M

Publications : [AICL12]

Stage Recherche Master Université de Tunis

Nom: Fadhel CHATTI

Titre du travail : Etude expérimentale et numérique de l'influence des variabilités géométriques dans les assemblages composites multi-fixations

Financement : Contrat de collaboration CIFRE ASTF

Date début : 01/02/2015 - Date fin : 30/07/2015 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : Doctorant Ramzi Askri 50%

Situation actuelle : Doctorant ICA Toulouse

Stage Recherche Projet de Fin d'Etude Université Technologique de Compiègne

Nom: Brice GUIOT

Titre du travail : Caractérisation du réseau de fissures dans un composite stratifié pour des applications spatiales

Financement : Contrat de collaboration CNES

Date début : 01/02/2016 - Date fin : 22/07/2016 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : Doctorante Hortense Laeuffer 50%

Situation actuelle : Master 2 spécialisé ISAE Toulouse

Publications : [CICL23]

Autres stages

Stage 2ème année d'ingénieur de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Industries Textiles (ENSAIT) de Roubaix

Nom: Aurélie CAYLA

Titre du travail : Formulation de colles et mise en place d'un essai de cisaillement

Financement : Fond propre Laboratoire

Date début : 01/06/2006 - Date fin : 30/09/2006 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : PR Michel Dumon 50%

Situation actuelle : Maitre de Conférence ENSAIT/GEMTEX depuis 2011

Stage 2ème année d'ingénieur de l'Ecole Nationale Supérieure de Chimie et de Physique de Bordeaux

Nom: Olivier JAUDOUIN

Titre du travail : Réalisation et analyse du comportement de joints collés multi-adhésifs

Financement : Fond propre Laboratoire

Date début : 01/05/2008 - Date fin : 30/09/2008 encadrement : 50%

Noms et % des co-encadrants : PR Michel Dumon 50%

Situation actuelle : Ingénieur Développement Produits Aéronautiques chez GERFLOR après un Doctorat à l'Université Montpellier 2 / Mines d'Alès en Sciences chimiques

3.3 Contrats de recherche

Contrat public : projet H2E (<http://www.horizonhydrogeneenergie.com/>) – 187 ME dont financement OSEO 67,6 ME – Air Liquide (porteur) / EADS Composite Aquitaine ...

Durée 7 ans (2008 à 2014)

Financement attribué au département IMC/I2M : 478 kE

Porteur : M. Danis / Responsable scientifique : M. Danis et J. C. Wahl / Participants : C. Bois, T. Lorriot, H. Wargnier, B. Coutant

Rôle : Encadrement doctorant et post doctorant, achat et installation gros équipements (machine de fatigue 100kN), rédaction livrables

Contrat industriel/public : projet STAR INNOV labélisé Pole AESE – 629kE dont financement CR Aquitaine 326kE et CNES 268kE

Durée 3 ans (2008 à 2011)

Financement attribué à I2M : 629kE (totalité)

Porteur : M. Danis / Responsable scientifique : M. Danis et M. Shanahan / Participants : J. C. Wahl, C. Bois, J. Jumel, J. P. Nadeau, J. Pailhes, JL Battaglia

Rôle : Encadrement doctorant, achat gros équipements, rédaction livrables

Contrat industriel thèse CIFRE CAPAERO (E. Le Goff)

Montant : 50 kE / Durée 4 ans (2010 à 2013)

Porteur : C. Bois / Responsable scientifique : C. Bois / Participants : J. C. Wahl, H. Wargnier, J.-M. Quénisset

Rôle : Contractualisation, responsable scientifique, pilotage, encadrement doctorant, rédaction livrables

Contrat industriel thèse CIFRE ASTF (J. Lecomte)

Montant : 57.7 kE / Durée 3 ans (2012 à 2015)

Porteurs et Responsables scientifiques : C. Bois et H. Wargnier

Rôle : Contractualisation, responsable scientifique, pilotage, encadrement doctorant, rédaction livrables

Contrat industriel thèse CIFRE TENSYL (D. Caous)

Montant : 56.6 kE / Durée 3 ans (2013 à 2016)

Porteurs et Responsables scientifiques : T. Palin-Luc, C. Bois, J.-C. Wahl

Rôle : Contractualisation, responsable scientifique, pilotage, encadrement doctorant, rédaction livrables

Contrat industriel thèse CNES (H. Laeuffer)

Montant : 52.8 kE / Durée 3 ans (2013 à 2016)

Porteurs et Responsables scientifiques : C. Bois, N. Perry, J.-C. Wahl

Rôle : Contractualisation, responsable scientifique, pilotage, encadrement doctorant, rédaction livrables

Contrat industriel/public : projet EFFIWIND

(<http://www.ademe.fr/sites/default/files/assets/documents/effiwind.pdf>)

– 10.6 ME dont financement PIA 3,7 ME – CANOE (porteur) / ADERA (porteur) / ARKEMA / CHOMARAT / TENSYL ...

Durée 4.5 ans (2014 à 2018)

Financement attribué au département DuMAS/I2M : env. 250 kE financé par le CR Aquitaine

Porteur : J.-C. Wahl / Responsables scientifiques : T. Palin-Luc, C. Bois, J.-C. Wahl

Rôle : Encadrement doctorant, achat gros équipements (banc de fatigue), rédaction livrables

Contrat industriel : projet Assemblages Innovants – env. 2ME dont financement PIA 50% – IRT St Exupéry (porteur) / AIRBUS DS / CAPAERO / HERAKLES / SAFRAN / I2M / ICA / IMB ...

Durée 3 ans (2015 à 2018)

Financement attribué au département IMC/I2M : env. 170 kE

Porteur : C. Bois / Responsables scientifiques : C. Bois et H. Wargnier

Rôle : Contractualisation, encadrement ingénieur de recherche, rédaction livrables

Contrat industriel thèse CIFRE ArianeGroup (P. Van der Sypt) dans le cadre du GIS SAMBA (Structural Assembly of Multi-materials and Biosourced Alternatives)

Montant : 80 kE / Durée 3 ans (2016 à 2019)

Porteur : H. Wargnier / Responsables scientifiques : C. Bois et H. Wargnier

Rôle : Contractualisation, responsable scientifique, encadrement doctorant, rédaction livrables

Contrat industriel : projet S3PAC (Système de supervision et de simulation de la production d'Assemblages par Collage) – Financement FUI (en lien avec Post-Doc SOGETI HT démarrage 2018)

Durée 3 ans (2016 à 2019)

Financement attribué à I2M : 35 kE

Porteur : C. Bois et J. Jumel / Responsables scientifiques : C. Bois

Rôle : Contractualisation, responsable scientifique de lot, rédaction livrables

Contrat industriel thèse CNES et ArianeGroup (T. Briand)

Montant : 135 kE / Durée 3 ans (2017 à 2020)

Porteurs et Responsables scientifiques C. Bois et J.-C. Wahl

Rôle : Contractualisation, responsable scientifique, pilotage, encadrement doctorant, rédaction livrables

4. Synthèse des activités d'enseignement et de formation

Mes activités d'enseignement ont débuté par un monitorat de 3 ans durant ma thèse. Elles se sont poursuivies à l'Université de Bordeaux après mon recrutement en tant que Maître de Conférences au département Génie Mécanique et Productique (GMP) de l'IUT. Je me suis investi dans les enseignements de Conception Mécanique et de Mécanique du Solide du DUT GMP mais j'ai rapidement pu également participer à d'autres formations (Licence et Master Professionnel, Ingénieur CNAM, Formation Continue) au sein de l'IUT de Bordeaux et plus largement de l'Université de Bordeaux ou du CNAM. Le Tableau 1-1 synthétise mes activités d'enseignement et de formation.

Parmi ces activités, je tiens à en présenter quelques-unes soit parce qu'elles ont un lien étroit avec mes activités de recherche, soit pour leurs caractères innovants ou soit parce qu'elles montrent ma capacité à structurer, développer ou organiser une activité.

Années	Intitulé de la formation	Niveau	Type et volume annuel moyen	Intitulé
2000-2004	Licence Science et Technologie	L1	TD (12h)	Mécanique du point
2000-2004	Licence Technologie Mécanique	L3	TP (48h)	Science des Matériaux
2000-2004	Maitrise Technologie Mécanique	M1	Projet (4h/40h étudiant)	Travaux d'Etude et de Recherche
2004-2017	DUT formation initiale	DUT 1 ^{ère} et 2 ^{ème} année	Cours (7h) TD (30h) TP (70h)	Conception Mécanique
2006-2012	DUT formation initiale	DUT 1 ^{ère} année	Cours (1h) TD (9h)	Mécanique du solide (statique)
2006-2013	DUT formation initiale	DUT 2 ^{ème} année	Projet (20h/100h étudiant)	Projet Bureau d'étude
2005-2010	Licence Pro Technique Avancée d'Usinage	L3	Cours (3h) TD (6h)	Mécanique (Etude des rotors flexibles et montage d'outil par frettage)
2008-2017	Licence Pro Technologies Composites	L3	Cours (1,5h) TD (1,5h)	Assemblages et réparations des structures composites
2008-2017	Licence Pro Technologies Composites	L3	Cours (1,5h) TD (1,5h)	Endommagement et fatigue des structures composites
2008-2017	Licence Pro Techniques Avancées de Conception	L3	Cours (2h) TP (18h)	Construction et paramétrage de Maquettes Numériques
2008-2017	Licence Pro Techniques Avancées de Conception	L3	Cours (2h) TD (3h) TP (6h)	Mode de défaillance et dimensionnement des systèmes mécaniques
2008-2017	Licence Pro Techniques Avancées de Conception	L3	Projet (15h/100h étudiant)	Projet Conception Mécanique
2008-2017	Master Pro Structures Composites	M2	Cours (4h) TD (4h)	Assemblages des structures composites
2008-2017	Master Pro Structures Composites	M2	Cours (4h) TD (2h)	Caractérisation, endommagement et fatigue des structures composites
2016-2017	Master Pro Calculs et Simulations en Mécanique	M3	Cours 4(h) TD (6h) TP (6h)	Calcul de structures
2008, 2011 et 2014	Ingénieur CNAM	M2	Cours à distance (10h) TD autonomie (26h) TD présentiel (16h)	Mécanismes, Mécanique du contact
2010, 2012 et 2015	Ingénieur CNAM	M2	TP (21h)	Calcul de structures
2011	Formation Continue	M2	Cours (5h) TD (2h) TP (4h)	Composite Materials and Maintenance
2016	Formation en entreprise	-	Séminaire (10h)	Assemblages des structures composites
2004-2017	Toute formation professionnalisante	DUT, L3, M1, M2	5 à 8 suivis par an	Stage en entreprise, apprentissage

Tableau 1-1. Synthèse des activités d'enseignement et de formation.

En 2008, j'ai été sollicité pour intervenir dans le Master 2 Ingénierie et Maintenance des Systèmes pour l'Aéronautique et les Transports, parcours Structures Composites. J'ai alors proposé deux enseignements en lien avec mes activités de recherche, l'un sur *l'endommagement et la fatigue des structures composites* et l'autre sur *l'assemblage des structures composites*. Dans le premier j'ai développé 2 TP. Le premier porte sur l'identification d'une loi d'endommagement à partir d'un essai de cisaillement sur un stratifié [45/-45]_s. Le second consiste à observer sous charge à l'aide d'un microscope le champ d'une éprouvette [0/90_n]_s préalablement polie pour quantifier les densités de fissures. Après avoir effectué ces TP la première année, c'est depuis différents doctorants qui utilisent les mêmes techniques expérimentales pour leurs travaux de thèse qui les ont réalisés. Concernant l'enseignement sur *l'assemblage des structures composites*, je l'ai développé en m'appuyant largement sur mes activités de recherche aussi bien sur les aspects scientifiques (caractérisation des mécanismes de rupture, modélisation), que sur les aspects technologiques (architecture d'assemblage, technologie de fixation et méthode de dimensionnement). J'ai ensuite adapté ces enseignements pour la Licence Pro Technologies Composites qui a ouvert en 2008.

En 2007, j'ai été sollicité pour mettre en place le module *Mécanismes, Mécanique du contact* du cursus Ingénieur du CNAM Aquitaine. Cet enseignement m'a permis de découvrir et de familiariser aux méthodes d'apprentissage à distance. Il s'agit de construire un scénario pédagogique s'appuyant sur des cours à distance par visio-conférence, des exercices et travaux dirigés corrigés que les auditeurs réalisent chez eux. Ils peuvent solliciter l'enseignant à travers une plateforme web dédiée. Des séminaires en présentiel, généralement le weekend, ponctuent la formation. Ce type d'enseignement demande une grande rigueur dans la préparation des documents de formation ainsi qu'une grande réactivité lors des échanges avec les auditeurs. L'innovation pédagogique visant à proposer d'autres formes d'apprentissage que l'enseignement dit *en présentiel* est fortement encouragé et d'une certaine manière soutenu par l'Université de Bordeaux. Mon expérience au CNAM me permet de mieux appréhender les nouvelles formes d'enseignement qui à mon avis ne doivent pas se substituer aux formats classiques mais les compléter au cas par cas. Elles peuvent notamment permettre aux étudiants d'être davantage moteur de leur apprentissage. Avec des collègues du département GMP, nous sommes en train de développer des supports d'apprentissage dédiés à la conception mécanique (cours avec supports variés, exercices corrigés, questionnaires pour évaluer ses connaissances, tutoriels ...) en s'appuyant sur la plate-forme pédagogique Moodle de l'Université. Un projet avec support financier a été déposé et accepté pour accélérer ce développement.

En 2010, j'ai été sollicité par le service formation continue de l'Université suite à des échanges entre l'Université de Bordeaux et la société AVIC (China Aviation Industry Corporation) pour mettre en place une formation de 3 semaines (env. 100h) sur la réparation et la maintenance des structures composites destinée à des ingénieurs en aéronautique chinois. Pour créer cette formation je me suis appuyé sur les moyens et compétences du CR-IMA (Centre de Ressources Institut de Maintenance Aéronautique) de l'Université et sur mon réseau d'académiques et d'industriels. J'ai produit en quelques semaines plus de 200 pages de support pédagogiques (Cours, TD et TP) en anglais s'appuyant sur les pratiques industrielles dans le domaine. Ces supports sont

aujourd'hui utilisés en Licence Pro Technologies Composites et en Master Pro Structures Composites par des collègues et des vacataires industriels.

En 2014, j'ai été sollicité pour mettre en place un nouveau parcours dans le Master 2 *Mécanique et Ingénierie* filière *Mécanique et Energétique*. Ce parcours intitulé « Calculs et Simulations en Mécanique » a pour objectif de former des cadres en simulation numérique de systèmes mécaniques multiphysiques (mécanique des fluides, mécanique des solides, thermique, vibrations, acoustique). A l'issue de cette spécialisation, l'étudiant peut occuper un poste de type ingénieur d'étude ou chef de projet R&D dans les secteurs de l'aéronautique, des transports, de la défense ou de l'énergie. Cette nouvelle offre de formation doit permettre de pérenniser la filière Mécanique et Energétique qui avait des difficultés à stabiliser ses effectifs. La construction de ce parcours qui a ouvert en 2016 s'est appuyée sur les pratiques industrielles que j'ai pu découvrir lors de mes activités de recherche collaboratives et les nombreux échanges que je peux avoir lors des suivis de stage. De nombreux intervenants industriels (SAFRAN, ArianeGroup, ESI Group, ONERA ...) sont d'ailleurs impliqués dans la formation.

Je souhaite terminer la présentation de mes enseignements par mes activités d'encadrement et de suivi de projet. De par mon implication dans de nombreuses formations professionnalisantes, j'ai l'opportunité de suivre de nombreux projets. Ces projets constituent des activités de synthèse qui ont vocation à développer les compétences d'organisation, de choix et de mise en œuvre de démarches et d'outils, de formalisation et de communications. La plupart des projets que je suis s'appuient sur mes activités de recherche. En DUT GMP et en Licence Pro Technique Avancée de Conception, il s'agit par exemple de concevoir des montages d'essais. En Master 2 Structures Composites, il s'agit de réaliser des éprouvettes ou des pièces et de les tester. A chaque fois les étudiants interagissent avec les partenaires industriels ou les collègues chercheurs pour comprendre le positionnement de leur projet dans une activité plus large. Parmi les projets que j'ai pu suivre, l'un a une place particulière. Depuis 2005 je participe au projet PERSEUS (www.perseus.fr/) (Projet Étudiant de Recherche Spatiale Européen Universitaire et Scientifique) à l'initiative de la Direction des Lanceurs du Centre National d'Etudes Spatiales (CNES). Elle s'inscrit dans le cadre de la préparation du futur et vise à favoriser l'émergence de solutions techniques innovantes dans le cadre de projets spatiaux à caractère industriel et pédagogique, réalisés par des jeunes de l'enseignement supérieur. Ce projet implique de nombreuses Universités et Ecoles en France. Il est divisé en plusieurs thématiques dont le macro-projet PEGASE qui s'intéresse aux structures de lanceur et implique notamment l'ENSAM campus de Bordeaux et l'Université de Bordeaux via le CR-IMA à Mérignac, l'IUT de Bordeaux (département SGM et GMP) et plus récemment ENSCBP. Tous les ans j'encadre donc une équipe de 5 à 10 étudiants de 2^{ème} année d'IUT GMP qui ont pour objectif de concevoir, de réaliser et de tester un corps de propulseur suivant un cahier des charges qui évolue d'année en année pour se rapprocher d'une pièce qui peut être tirée. Les étudiants des différentes équipes se retrouvent régulièrement lors de revue de projet où leurs travaux sont guidés et évalués par des ingénieurs aéronautiques d'entreprises partenaires comme SAFRAN HERAKLES ou l'ONERA. Au-delà du suivi de projet, les enseignants encadrants participent au comité de pilotage qui fixe les orientations à prendre selon les objectifs affichés du CNES. En 2008, mon implication, ainsi que celle

de Jean-Christophe Wahl, dans ce projet ont permis d'obtenir un financement de thèse auprès du CNES et de la Région Aquitaine sur *l'étude de la relation endommagement perméabilité dans les composites stratifiés pour le développement de réservoir LOX sans liner* (thèse de Jean-Charles Malenfant). Cette collaboration avec le CNES s'est poursuivie par un Post-Doc (Jamal Arbaoui) et deux autres thèses (Hortense Laeuffer et Tanguy Briand) comme mentionné en Section 2.3.

Pour conclure, mes activités d'enseignement sont marquées par une forte interaction avec le tissu industriel qui apporte de la cohérence à mes enseignements tout en favorisant les échanges entre formation et recherche. Mon implication du niveau BAC+1 à BAC+5 et en formation continue dans divers structures (IUT, Université, CNAM) me permettent d'avoir un regard critique sur le fonctionnement de l'enseignement supérieur et une attitude constructive et pragmatique quant aux évolutions inhérentes à la loi sur l'autonomie des Universités. Ces expériences et les nombreux échanges avec les responsables de formation me sont très utiles pour la gestion de Formations et d'Unités d'Enseignement.

5. Synthèse des activités administratives et collectives

Mes activités administratives et collectives sont listées ci-après en deux catégories : « *Principales responsabilités* » et « *Autres activités collectives* ». Ensuite, je propose un bilan qui permet de comprendre les motivations qui me poussent à prendre des responsabilités et à m'investir dans la vie collective de la structure et de la communauté professionnelle dans lesquelles j'évolue.

Principales responsabilités

- Membre élu du Conseil d'Institut de l'I2M depuis juin 2016
- Participation au Comité de pilotage du département IMC de l'I2M depuis 2012
- Responsable pour les activités de recherche du hall de caractérisation mécanique du département GMP de l'IUT
- Responsable parcours Calculs et Simulations en Mécanique Master 2 Mécanique et Energétique de l'Université de Bordeaux (3 UEs, 18 ECTS)
- Responsable module « Composite Materials and Maintenance » formation continue Université de Bordeaux dispensée en anglais à des ingénieurs de la société AVIC (China Aviation Industry Corporation) du 28/03/2011 au 15/04/2011 (100 heures de formation théorique et pratique)
- Responsable module MEC124 CNAM Aquitaine intitulé « Mécanismes, Mécanique du contact » (50 heures de formation partiellement à distance : visioconférence, cours en ligne, forum de discussion)

Autres activités collectives

- Participation à 4 Comités de sélection de Maître de Conférences (2 à l'Université de Bordeaux en 2009 et 2014, 1 à l'ENI de Tarbes en 2006, 1 à l'Université Paul Sabatier TOULOUSE III en 2007)
- Participation à 3 commissions de recrutement de PRAG à l'IUT de Bordeaux
- Organisation Journée Scientifique et Technique AMAC/AFM, Talence, 18/11/2013, « Assemblage des structures composites » (<http://www.amac-composites.org/manifestations/journees-scientifiques-et-techniques/assemblages-des-structures-composites-technologie>).
- Membre comité scientifique Journée Scientifique et Technique AMAC/AFM, Paris Saclay, 28 octobre 2016, « Compression, instabilités et ruine dans la direction des fibres de matériaux et structures composites »
- Membre comité scientifique des 37^{èmes} Journées de Printemps SF2M, Paris, 30-31 mai 2017, « Elastomères, polymères et composites ».
- Reviewer pour J Sound Vib, Smart Mat and Struc, Int J Fatigue, Mat Design.
- Chairman pour ICCM (International Conference on Composite Materials) et CFM (Congrès Français de Mécanique).
- Participation au GIS SAMBA (Structural Assembly of Multi-Materials and Biosourced Alternatives)
- Mise en place en 2014 et organisation des réunions du Groupe Thématique « De l'étude du comportement à la conception des structures composites et des matériaux architecturés » du département IMC (8 ECs et 6 doctorants).

- Introduction du logiciel Abaqus (calcul EF) en 2005 dans l'équipe de recherche et formation des personnels (permanents et doctorants) : utilisé depuis dans une douzaine de thèses et post-doctorats.
- Introduction et mise en place d'un outil commun de gestion, classification thématique et de partage de références
- Gestion d'achat de matériels : microscopes, système de mesure de champ par corrélation d'image, autoclave (CR-IMA Mérignac), système d'acquisition de données, tables micrométriques 3 axes pour suivi in-situ ...
- Participation à la création en 2013 de la Licence Pro Technique Avancée de Conception (IUT de Bordeaux), responsable d'une des 4 UEs

Bilan

J'exerce aujourd'hui des responsabilités à la fois en enseignement et en recherche. C'est un équilibre que j'ai souhaité maintenir dans ma première partie de carrière pour bien connaître et comprendre les enjeux des deux secteurs du monde académique. Cet équilibre est tenable tant que les responsabilités exigent un investissement modéré. Si je souhaite prendre des responsabilités plus importantes, il faudra évidemment faire des choix. La plupart des responsabilités que j'exerce sont le résultat de sollicitations de mes collègues plutôt que de demandes de ma part même si elles font suite à une implication ou un intérêt marqué pour certaines activités. Ma participation au comité de pilotage du département IMC m'a permis de compléter ma connaissance du fonctionnement d'un Laboratoire et de participer aux prises de décision en termes de recrutement, d'orientation scientifique et de structuration. C'est avec cette expérience et mon envie de participer à la vie et à l'évolution du Laboratoire que j'ai candidaté au Conseil d'Institut de l'I2M pour lequel je suis élu depuis juin 2016.

Au-delà des responsabilités, mon investissement pour la vie collective est surtout marqué par une volonté de développer, structurer et organiser l'activité de recherche de mon environnement proche. Dans mes premières années d'exercice, j'ai rapidement compris que la production scientifique directe reposait essentiellement sur les doctorants, post-doctorants et stagiaires vue la charge de travail imposée aux enseignants chercheurs et la sous dotation en personnels techniques. La mise à disposition d'outils de travail et de formalisation des connaissances performants et fiables pour ces catégories de personnels est donc un enjeu majeur pour le bon fonctionnement et le rendement des équipes de recherche. J'ai donc œuvré aux déploiements d'outils logiciels et expérimentaux, mais également à la gestion de ces outils. Ces actions m'ont permis d'avoir une vision globale des ressources financières d'une équipe de recherche et à programmer des plans d'investissement combinant différentes sources de financements. Ces actions, qui remettent parfois en cause des pratiques bien ancrées et obligent à aller vers le partage et la mutualisation, ont été menées à travers un dialogue constant avec les collègues, qu'ils soient permanents ou non-permanents, et une volonté de convaincre plutôt que d'imposer. La mise en place des réunions du Groupe Thématique « *De l'étude du comportement à la conception des structures composites et des matériaux architecturés* » du département IMC a également été très positive. Constituée d'échanges concernant le fonctionnement de l'équipe et de présentations scientifiques sur des thèmes spécifiques, elles génèrent de l'émulation et des interactions notamment entre les doctorants.

Partie B

Conception et dimensionnement des assemblages mécaniques de structures composites

Introduction

Pour les structures complexes telles que la voilure ou le fuselage d'un aéronef, la caisse d'une voiture ou d'un train, la multitude des exigences fonctionnelles rend difficile le choix des matériaux et des architectures lors du processus de conception. Ajouté aux contraintes de fabrication, d'organisation de la production, de maintenance et le recourt à la sous-traitance, la conception et la fabrication de ces structures sont souvent séquencées en deux étapes principales pour séparer les difficultés. Tout d'abord on réalise la conception des sous-ensembles, puis on étudie leur industrialisation ainsi que celle de leurs assemblages. Ces assemblages peuvent être réalisés par différentes technologies telles que le soudage, le collage, l'assemblage par éléments de fixation mécanique ou par sertissage. Les principaux critères de choix de la technologie sont la compatibilité avec le ou les matériaux à assembler, une éventuelle démontabilité, la maintenabilité et la performance mécanique en service (résistance, raideur, durabilité).

La technologie et l'architecture d'assemblage entre deux sous-ensembles peuvent être définies avant la conception des sous-ensembles. L'assemblage se traduit alors par des spécifications techniques d'interface imposées à chaque sous-ensemble. Mais l'assemblage peut aussi être conçu *a posteriori* en s'adaptant aux sous-ensembles. Des itérations de conception peuvent alors être nécessaires pour trouver des compromis acceptables. Cette logique rend la conception des assemblages délicate car dans les deux cas l'ensemble des exigences n'est pas considéré simultanément ce qui n'est pas propice à la conception d'une solution optimale, du moins dans un temps raisonnable.

Lors de l'industrialisation il n'y a pas de choix possible : les sous-ensembles sont fabriqués puis assemblés. Lorsque les tolérances imposées sur les sous-ensembles par le principe d'interchangeabilité des pièces ne sont pas physiquement ou économiquement réalisables, certaines surfaces fonctionnelles pour l'assemblage des pièces sont réalisées ou reprises pendant la phase d'assemblage engendrant des coûts directs de par les opérations réalisées ou indirects de par les temps induits d'occupation de la chaîne d'assemblage. Parmi ces opérations, on peut citer le contreperçage de trous de fixation, le calage par mastic ou adhésif, ou encore l'ajustage par enlèvement de matière (usinage ou ponçage). Si ces opérations ont été éliminées depuis des décennies dans certains secteurs comme l'automobile, elles sont encore largement utilisées dans l'aéronautique, le nautisme ou l'éolien notamment en raison de l'utilisation de pièces en matériaux composites.

Pour toutes ces raisons liées à la conception et à l'industrialisation, les assemblages génèrent une part importante des coûts de production (environ 50% pour les structures aéronautiques) notamment lorsque leurs définitions sont faites tardivement dans le processus de conception. L'augmentation des cadences de fabrication et un marché devenu très concurrentiel dans des secteurs comme l'aéronautique obligent donc les industriels à revoir leurs méthodes de développement de produits.

Les procédés d'élaboration évoluent et permettent d'atteindre des tolérances de plus en plus faibles. Dans certains cas ils deviennent alors compatibles avec le principe d'interchangeabilité. Les coûts d'assemblage sont alors réduits drastiquement mais en partie reportés sur le coût des pièces. Le produit optimal industriellement résulte donc d'un choix cohérent des tolérances associées aux éléments de liaison vis-à-vis à la fois des performances mécaniques du produit, mais également de la mise en œuvre des gammes de fabrication et d'assemblage requises pour tenir les tolérances au regard des coûts engendrés. Pour cela, il faut disposer d'outils d'analyse et de prévision du lien entre les variabilités à tolérer et le comportement du produit afin d'évaluer en phase amont du développement de produit de manière globale plusieurs combinaisons matériaux – technologie d'assemblage – architecture – procédés de fabrication et gamme d'assemblage.

Par ailleurs, la présence d'un sous ensemble en matériau composite dans l'assemblage peut engendrer des phénomènes spécifiques qui modifient le comportement de l'assemblage au point de modifier les principes de fonctionnement associés à la technologie d'assemblage. Par exemple, dans un assemblage boulonné, la difficulté à installer une précharge élevée dans les fixations en raison de la faible résistance hors-plan et des phénomènes de relaxation propres aux composites stratifiés conduit à transférer les charges par le contact fût alésages plutôt que par adhérence. Ceci impacte les tolérances dimensionnelles et d'alignement des alésages recevant les fixations et conduit à modifier les gammes d'assemblages. En présence d'une pièce en composite, la logique de développement de la structure doit par conséquent être repensée globalement.

Un moyen de pallier ces difficultés est de proposer de nouvelles technologies d'assemblages afin d'améliorer les transferts de charges. Ces solutions consistent généralement à multiplier et combiner les chemins d'effort. La répartition des charges entre ces différents chemins d'effort repose sur un choix judicieux des paramètres de conception (matériaux et dimensions). Le comportement non-linéaire des matériaux participe également à la distribution des charges et permet ainsi d'éviter les ruptures séquentielles. Pour ces technologies la plage de paramètres de conception conduisant à des performances intéressantes est donc réduite. La complexité des phénomènes impliqués requiert donc des analyses et des outils raffinés pour prévoir les modes de rupture et ainsi optimiser l'assemblage.

Cette réflexion globale sur la place des assemblages dans le développement d'une structure est à l'origine des travaux présentés dans ce manuscrit. Le premier chapitre reprend cette réflexion et fournit une analyse technologique et physique détaillée qui débouche sur l'identification des verrous scientifiques limitant aujourd'hui les performances mécaniques et industrielles des assemblages mécaniques de structures composites. Les chapitres 2 à 4 présentent les travaux menés sur la modélisation du comportement des assemblages et sur la mise en place d'une méthode de tolérancement des variabilités intégrée à la démarche de dimensionnement. Ces travaux permettent de répondre partiellement à ces verrous. Un bilan et des perspectives sont proposés dans le 5^{ème} chapitre.

Chapitre 1

Problématiques liées aux assemblages mécaniques de structures composites

1.1 Préambule

L'étude des assemblages de structures composites nécessite une compréhension fine des technologies mises en œuvre dans l'industrie. Ces technologies sont le résultat d'évolutions successives produites par les retours d'expérience associés au développement de nouvelles avancées technologiques élémentaires dans un contexte industriel contraint. Même s'il n'est pas nécessaire de retracer l'histoire de ces évolutions pour analyser les technologies employées aujourd'hui, il faut être conscient que certains choix relèvent plus des contraintes et inerties industrielles que d'une réflexion globale démarrée à un instant donné et menée dans un laps de temps donné. Le fait que le développement des technologies d'assemblages mécaniques de structures composites se soit appuyé sur les technologies d'assemblages de structures métalliques illustre parfaitement ce propos. Les différents partenariats sur lesquels se sont appuyés ces travaux m'ont permis d'analyser les pratiques industrielles et de présenter la synthèse que constitue ce chapitre.

A partir de l'analyse des modes de transfert de charges dans les assemblages mécaniques de structures composites, ce chapitre a pour objectif de synthétiser les phénomènes physiques prépondérants dans le comportement de ces assemblages. Le rôle des spécificités associées aux matériaux composites est mis en avant. Cette analyse débouche sur l'identification des problématiques technologiques et des verrous scientifiques limitant aujourd'hui les performances mécaniques et industrielles des assemblages mécaniques de structures composites.

1.2 Généralités sur le comportement des assemblages

Les assemblages par fixations peuvent se faire selon différentes architectures. Comme le montre la Figure 1-1, l'architecture et l'orientation du chargement conditionnent les modes de chargement des fixations et les modes de transfert de charge. Comme on le verra dans la Section 1.4, en raison du comportement hors-plan des composites stratifiés, les architectures privilégiant un chargement des fixations en cisaillement sont recommandées pour l'assemblage des pièces composites. Nous allons donc nous concentrer sur ces architectures (Figure 1-1(b)). Deux modes de transfert de charge illustrés sur la Figure 1-2 sont possibles : par adhérence ou par contact fut-alésages. La répartition entre ces deux modes sera pilotée par le niveau de précharge axiale installé lors du montage de la fixation. La Figure 1-3 représente schématiquement la réponse force déplacement d'un assemblage mono-fixation pour deux valeurs différentes de précharge F_0 adimensionnées par la résistance en traction de la fixation F_u . Le déplacement U est quant à lui adimensionné par le diamètre de la fixation d et l'effort appliqué par la force d'initiation du matage. $F_0/F_u = 0.35$ est une valeur préconisée pour ce type d'architecture si les pièces assemblées sont métalliques. Ces courbes sont obtenues à partir de relations analytiques élémentaires qui permettent de respecter les ordres de grandeurs. On remarque que le dépassement de la limite d'adhérence engendre un mouvement relatif entre les pièces lié au jeu mais également à la raideur dans la phase de transfert par contact. Dans le cas de chargements alternés, s'il y a glissement, l'énergie dissipée par frottement sur un cycle est propice aux phénomènes d'usure.

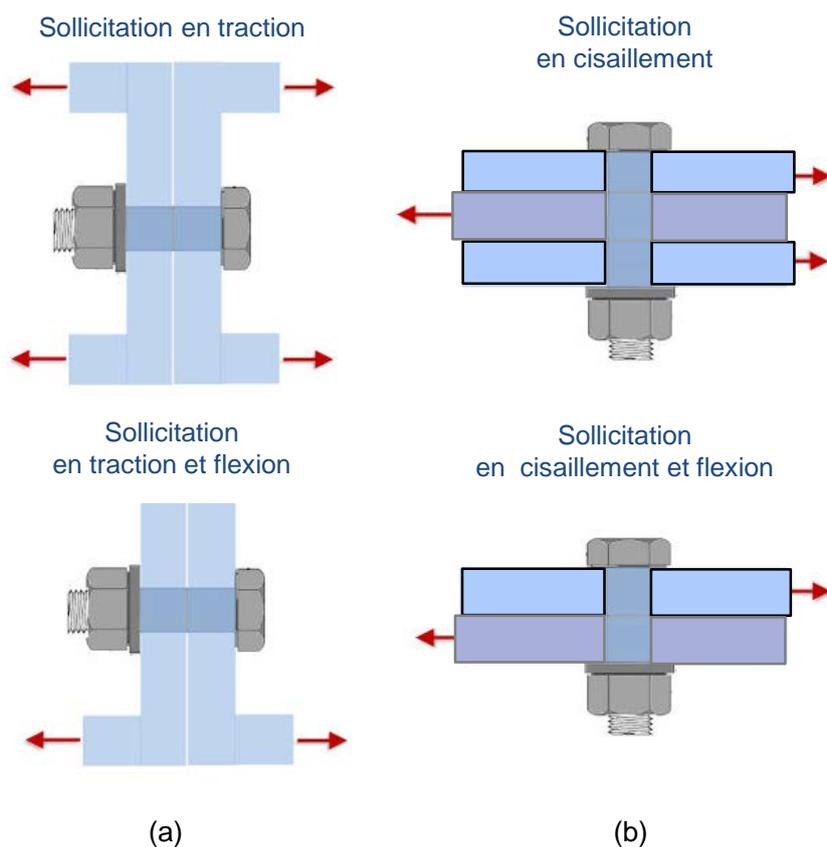


Figure 1-1. (a) architectures d'assemblage privilégiant un chargement des fixations en traction, (b) architectures d'assemblage privilégiant un chargement des fixations en cisaillement.

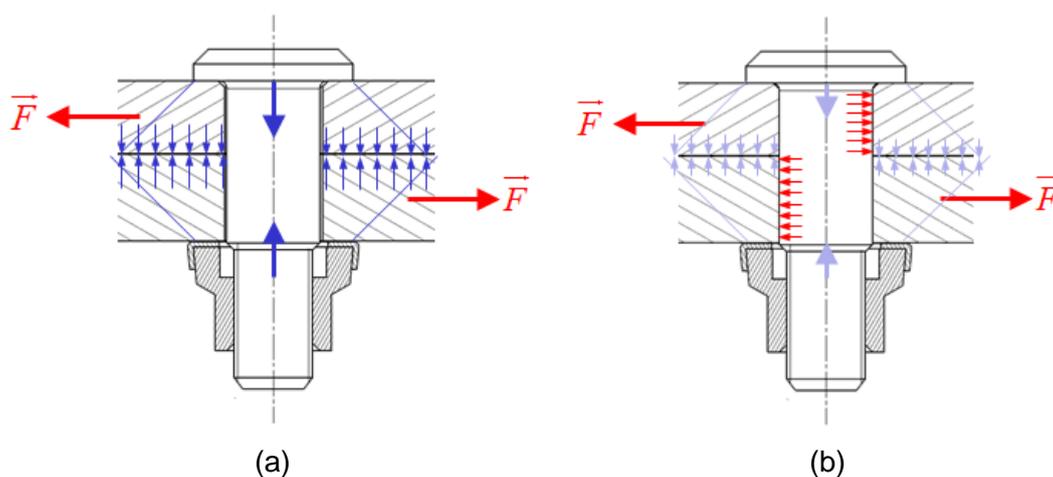


Figure 1-2. Mode de transfert de charge, (a) par adhérence (précharge élevée), (b) par contact fût-alésages (précharge faible).

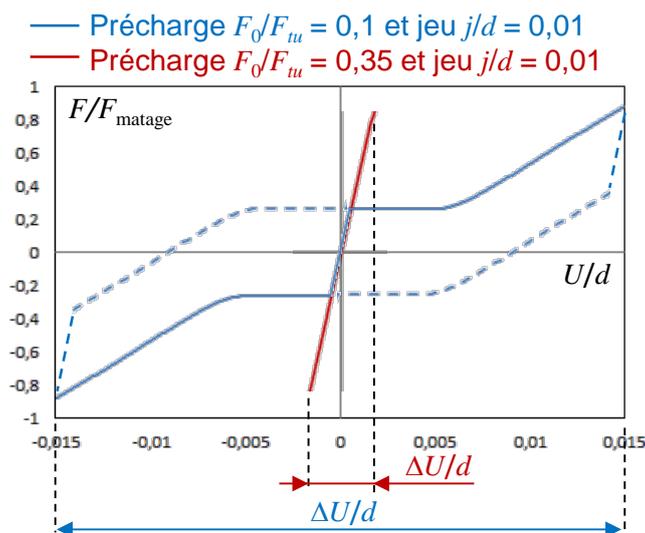


Figure 1-3. Réponses force déplacement d'un assemblage mono-fixation obtenues pour deux niveaux de précharge.

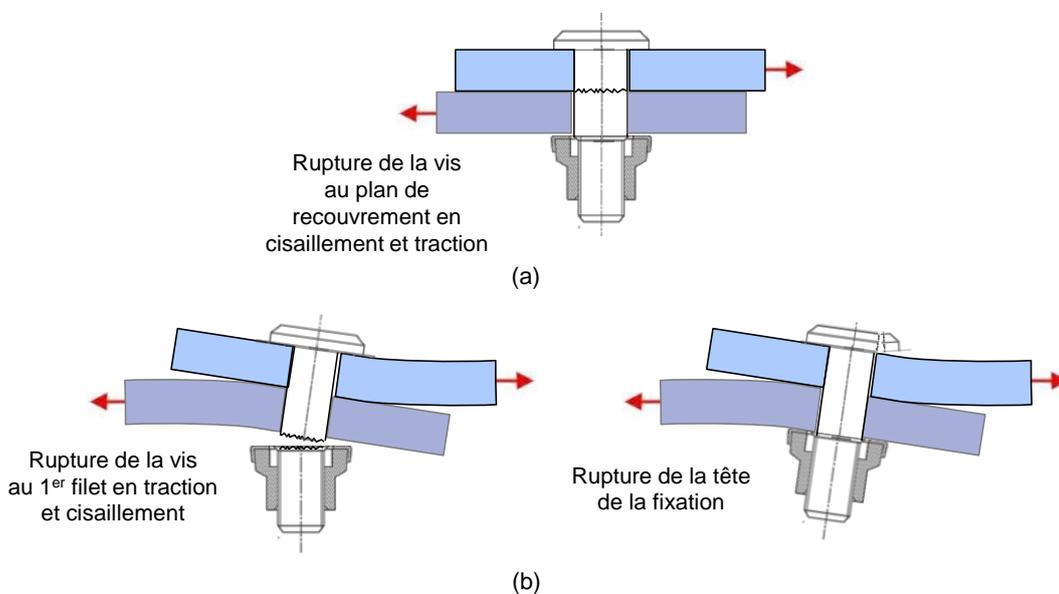


Figure 1-4. Modes de rupture de la fixation, (a) chargement plan prépondérant, (b) chargement hors plan prépondérant.

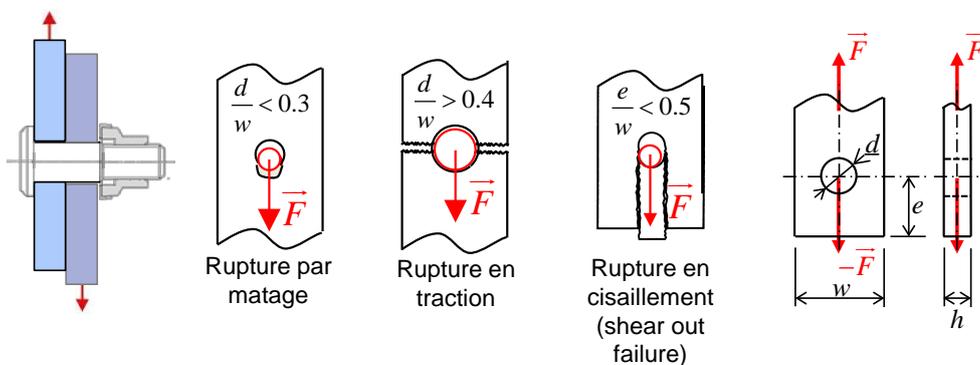


Figure 1-5. Modes de rupture des pièces métalliques pour une architecture favorisant un chargement des fixations en cisaillement.

La répartition des transferts de charge conditionne également les modes de ruine de l'assemblage. Les Figure 1-4 et Figure 1-5 synthétisent les différents modes de rupture de la fixation et des pièces lorsqu'elles sont métalliques. L'état de contrainte dans la fixation résulte de trois principales sollicitations : la précharge axiale, le moment de torsion résultant du serrage à la clé et de l'effort de cisaillement induit par la charge transmise par l'assemblage. Sous ce type de chargement, la géométrie des fixations (diamètre et rayon de raccordement) privilégie une rupture par cisaillement en générale dans le plan de recouvrement notamment si une partie du chargement est transmis par contact fût-alésages. Si la charge est excentrée par rapport au plan de recouvrement, s'ajoute alors un moment de flexion qui peut localiser la rupture sur le premier filet de la vis ou engendrer la rupture de la tête de vis. Notons également qu'un chargement de fatigue favorisera également la rupture sur le premier filet de la vis. Concernant les pièces, un transfert de charge principalement par contact va privilégier une dégradation par matage lorsque le rapport diamètre sur largeur ou espacement, noté d/w , est faible. Il va également augmenter les concentrations de contraintes autour des alésages et donc diminuer la résistance en traction qui se produit pour un rapport d/w supérieur à 0.4 environ.

1.3 Spécificités des matériaux composites : rôle sur les assemblages

1.3.1 Modes d'assemblage et matériaux composites

L'utilisation des matériaux composites est souvent justifiée par leurs propriétés mécaniques spécifiques élevées. Pourtant les matériaux composites offrent des opportunités souvent décisives sur le plan de l'industrialisation. En effet, les procédés de mise en œuvre associés aux matériaux composites permettent la réalisation de pièces complexes en termes de géométrie et de combinaison de matériaux. Ainsi, choisir un matériau composite pour la réalisation d'une structure permet de limiter le nombre de pièces et donc le nombre d'assemblages. Le coût massique, souvent intrinsèquement plus élevé pour des matériaux composites, peut être ainsi partiellement ou complètement compensé par la baisse des coûts d'industrialisation.

Néanmoins, l'organisation de la production et le besoin de sous-traitance imposent un séquençement de la fabrication en deux étapes principales que sont la fabrication des sous-ensembles et leurs assemblages. Selon les besoins de maintenabilité, ces assemblages peuvent être démontables ou non. Pour les assemblages non démontables, le collage, et plus largement l'assemblage par adhésion comme le soudage thermoplastique, présentent de nombreux avantages pour l'assemblage de pièces en composite. Il permet en effet de transmettre les efforts de liaison sur des surfaces importantes avec une meilleure répartition des contraintes et de palier ainsi la faible résistance hors-plan des composites stratifiés. Ce mode de transfert de charges est particulièrement adapté aux pièces de faible épaisseur pour lesquelles il conduit à des longueurs de recouvrement raisonnable. Par ailleurs, les adhésifs structuraux sont compatibles avec les matrices polymères therm durcissables couramment utilisées dans les matériaux composites. Les progrès en termes de durabilité (résistance à l'humidité, aux produits chimiques, au cyclage thermique) font du collage une technologie de plus en

plus utilisée. Néanmoins, le collage nécessite des méthodes de dimensionnement et des processus de mise en œuvre spécifiques (nettoyage, préparation de surface, maîtrise de l'encollage et de l'accostage des pièces) qui exigent la mise en place de nouvelles compétences et moyens de production. Plus critique encore, le collage souffre de l'absence de méthode de contrôle non destructif capable de détecter non seulement les défauts de type absence d'adhésif, mais également les défauts d'adhésion. Ainsi les assemblages par fixations, dits mécaniques, demeurent très utilisés, y compris pour les assemblages non démontables. Ils sont même incontournables pour les structures primaires aéronautiques.

Ce manuscrit porte essentiellement sur les assemblages mécaniques par fixation ou hybrides (collage associé à des fixations), mais nous verrons dans les perspectives, à travers des projets lancés récemment, que les démarches et outils développés dans ces travaux sont exploitables aux assemblages collés ou à d'autres technologies d'assemblage hybride proposées récemment.

1.3.2 Assemblages mécaniques et matériaux composites

On a vu précédemment pourquoi les assemblages mécaniques étaient encore largement utilisés dans l'industrie. C'est le cas pour toutes les structures, qu'elles soient en matériau métallique ou en composite. Cependant, du fait des spécificités liées aux matériaux composites, les règles de conception et de mise en œuvre des assemblages mécaniques employées pour les matériaux métalliques doivent être adaptées. Les principales spécificités à considérer sont les suivantes :

- i. Le comportement en compression hors-plan et son effet sur la précharge installée sur les fixations
- ii. La complexité des mécanismes d'endommagement, la faible ductilité et son impact vis-à-vis des concentrations de contraintes en bord d'alésage
- iii. L'anisotropie des dilatations thermiques et hydriques, et leurs effets sur la précharge des fixations et le comportement des assemblages de matériaux dissimilaires (composite-métal par exemple)
- iv. Les variabilités induites par le perçage notamment pour les perçages mixtes métal composite
- v. Les défauts géométriques inhérents aux procédés de mise en œuvre « composite » (variation d'épaisseur, défaut de planéité des plans de recouvrement ...)

Parmi ces spécificités, certaines vont nécessiter des adaptations des procédés de fabrication (iv. et v.), de gamme d'assemblage (iii) et de méthodes de calcul (ii et iii). Le point (ii) sera abordé en détail dans le chapitre 3. Attardons-nous ici sur le premier point (i.) car il conduit à une modification des modes de transfert de charges (par adhérence ou par contact) impliquant des modifications fondamentales à la fois des règles de conception et des méthodes d'industrialisation.

Comme on l’a vu dans la Section 1.2, le comportement d’un assemblage mécanique repose en grande partie sur la précharge axiale installée dans les fixations. Or dans les composites stratifiés, l’absence de renfort fibreux dans la direction hors plan peut impacter à la fois le niveau maximal de précharge que l’on peut installer, mais également son maintien dans le temps.

La tenue en compression hors plan d’un matériau composite est une donnée difficile à estimer de manière intrinsèque (i.e. sans effet de structure). Des tentatives de caractérisation dans des configurations se voulant représentatives d’un assemblage par fixation ont été proposées (Kostreva, 2003; Thomas, 2006), mais leur interprétation est délicate (Zhao, 2002). Les résultats donnés dans (Helsehurst, 2013) présentés sur la Figure 1-6 montrent que les composites à fibres de carbone ont des tenues assez proches de celles des alliages d’aluminium. La problématique provient en fait davantage du type de dégradation provoqué par la précharge. En effet, alors qu’une précharge importante sur une pièce métallique provoquera une plastification sous et au bord des surfaces d’appui sous tête sans conséquence significative sur la tenue en service, sur une pièce composite, des fissures matricielles et des délaminages se produiront (Thomas, 2006). Ces endommagements peuvent avoir des conséquences sur la tenue en service notamment sous chargement de fatigue. Aucune étude n’a été publiée sur l’interaction entre les endommagements engendrés par la précharge et la tenue en service d’assemblages composites.

[Helsehurst, 2013]						(2)
	Graphite Fiber/Epoxy Tape $V_f = 65\%$	Glass Fiber/Epoxy Tape $V_f = 45\%$	Kevlar Fiber/Epoxy Tape $V_f = 60\%$	Graphite Fiber/Epoxy Fabric $V_f = 50\%$	Glass Fiber/Epoxy Fabric $V_f = 40\%$	Alliage d'aluminium Al2017
Composite Material						Alliage d'aluminium Al7075
						Alliage de titane TA6V
TTT ⁽¹⁾ Compressive Strength (σ_2) in MPa	200	120	50	250	135	200
						Metalic Material
						190
						260
						450

(1) Through-The-Thickness,

(2) Règle de conception des contacts en grande surface de pièces métalliques : pression limite ~ 0,45 résistance mécanique

Figure 1-6. Tenue en compression hors plan pour différents matériaux composite extraites de (Helsehurst, 2013) et pour différents alliages légers obtenue en considérant une tenue à l’écrasement égale à 0.45 fois la résistance mécanique à rupture.

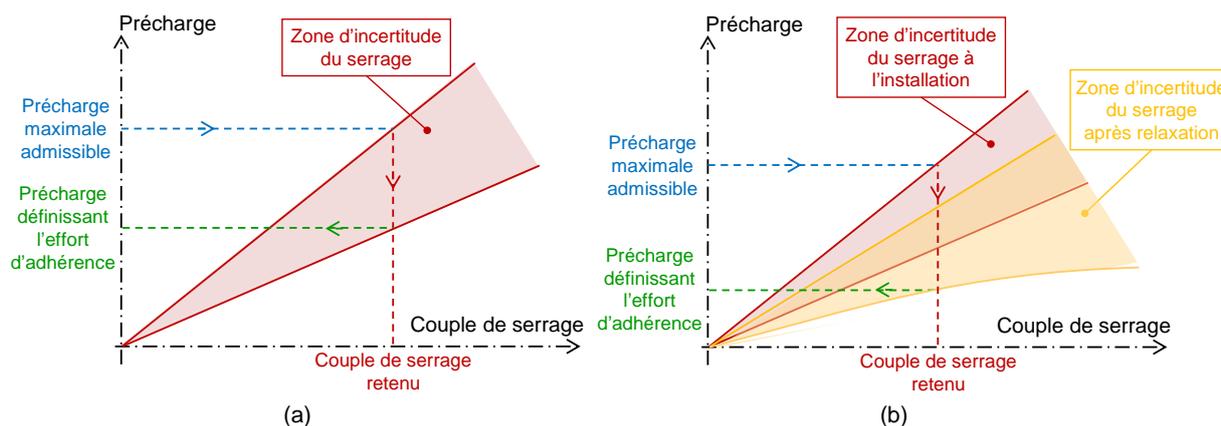


Figure 1-7. Principe de détermination du couple de serrage et du niveau de précharge utilisé pour calculer le seuil de glissement, (a) pour un assemblage métal métal, (b) pour un assemblage composite ou composite métal.

L'autre problématique réside dans le maintien de la précharge. En effet, le comportement hors plan du composite étant essentiellement piloté par la matrice polymère, les phénomènes visqueux sont importants et à l'origine de perte significative de précharge au cours du temps par relaxation. La perte peut dépasser 30% et les temps caractéristiques sont très longs (~50 jours). Couplée à des cyclages thermiques, cette perte est accentuée (Caccese et al., 2009a). Par ailleurs, le comportement visqueux des composites à matrice polymère n'étant pas linéaire (Huchette, 2005), la perte relative de précharge sera d'autant plus importante que la précharge sera élevée. Par ailleurs, les défauts de forme présents sur les surfaces de recouvrement obligent souvent l'interposition d'un matériau de calage liquide pour combler ces défauts. Si ce matériau est un mastic élastomère, il accentue les difficultés de maîtrise et de maintien de la précharge.

La Figure 1-7 illustre le principe de détermination du couple de serrage et du niveau de précharge applicable pour calculer l'effort d'adhérence ou le seuil de glissement. Pour les assemblages composite composite ou composite métal, la perte de précharge par relaxation s'ajoute à la difficulté systématique, quel que soit les matériaux assemblés, de maîtriser le niveau de précharge installé par un serrage au couple. Concernant la précharge maximale admissible, pour les chargements de fatigue, celle-ci est pilotée principalement par la tenue de la fixation (fissuration dans la section du premier filet, cf. Figure 1-4 (b)) et la nature des matériaux assemblés peut s'avérer secondaire. Ainsi, sur les assemblages dimensionnés en fatigue, Airbus applique les mêmes couples de serrage pour l'assemblage des structures aéronautiques qu'elles soient constituées de pièces en composite ou non. Toutefois, la non-linéarité des phénomènes visqueux et l'effet difficilement maîtrisable des éventuels endommagements sur la tenue en service peuvent conduire à limiter la précharge dans les assemblages composites. Ainsi, d'après (Zhao, 2002), les préconisations utilisées par Boeing sont basées sur une approche empirique consistant à prendre pour les assemblages composites des couples de serrage égaux à 50% à ceux utilisés pour les assemblages métalliques. Ces différences entre constructeurs aéronautiques peuvent s'expliquer par l'utilisation de fixations différentes, des procédures de dimensionnement et d'assemblage différentes ou tout simplement par la difficulté d'analyser l'ensemble des phénomènes impliqués. En tout état de cause, les

précharges applicables pour dimensionner les assemblages de pièces composites, et notamment définir l'effort d'adhérence, sont relativement faibles.

Dans la section suivante nous allons détailler les conséquences d'une précharge faible sur le choix et la mise en œuvre des technologies d'assemblages mécaniques composites ou composite-métal. Pour cela, il est nécessaire d'analyser le comportement de ces assemblages en partant des modes de transferts de charges pour aller vers les modes de dégradation et de rupture. Nous verrons notamment comment les règles de conception et les méthodes d'industrialisation doivent être adaptées.

1.4 Transfert de charges et comportement des assemblages mécaniques composites

1.4.1 Principes technologiques et d'industrialisation

Le comportement en compression hors-plan des composites stratifiés exclut les architectures d'assemblage où la fixation est principalement sollicitée en traction car elles exigent des précharges élevées et engendrent des pressions de contact sous tête très importantes. On privilégiera donc les architectures pour lesquelles les fixations sont sollicitées en cisaillement comme celles représentées sur la Figure 1-1 (b).

Comme illustré sur la Figure 1-2, une faible précharge ne permet pas de transmettre des charges importantes par adhérence sur le plan de recouvrement et sur les surfaces de contact sous tête entre la fixation et les pièces. Ceci implique un transfert de charge par les contacts fût-alésages si l'on veut obtenir une performance mécanique élevée. L'application d'une précharge, même réduite, est cependant utile, et en particulier pour les configurations en simple recouvrement, car elle permet de limiter la flexion secondaire et de mieux répartir les pressions de contact sous tête comme illustré sur la Figure 1-8.

En présence de chargements cycliques et en particulier alternés, le mode de transfert de charge par contacts fût-alésages exige un montage des fixations avec un jeu faible voire une légère interférence. En effet, comme on a vu dans la Section 1.2, la présence de jeu engendre un mouvement relatif entre les pièces qui peut engendrer des phénomènes d'usure (cf. Figure 1-3). Par ailleurs, l'interférence, en préchargeant légèrement la zone de contact, réduit les amplitudes de contraintes autour de l'alésage en fatigue.

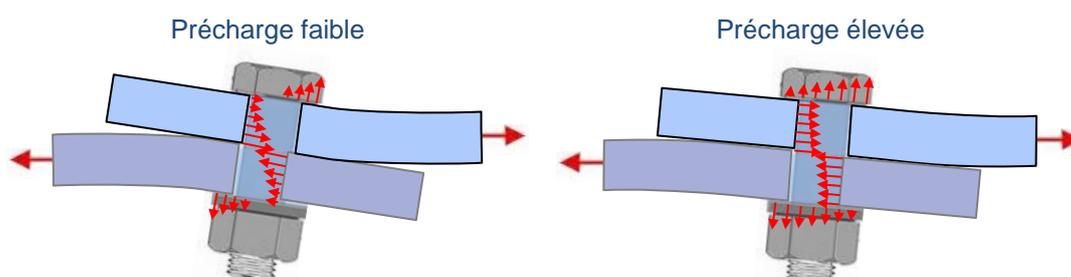


Figure 1-8. Rôle de la précharge sur la flexion secondaire.

Un montage avec jeu faible ou interférence requiert pour les assemblages multi-fixations une gamme d'assemblage réduisant fortement les écarts d'alignement des alésages pour éviter les problèmes de montage des fixations ou l'introduction de contraintes résiduelles après assemblage. Un perçage simultané des pièces (contre-perçage) est donc souvent retenu. Ce principe de perçage est contraire au principe d'interchangeabilité des pièces et nécessite des gammes d'assemblage coûteuses et longues avec des outillages complexes pour la mise et le maintien en position des pièces (Lecomte, 2016; Stricher, 2013). La déformabilité des pièces à assembler, souvent minces, accentue encore les difficultés de mise et de maintien en position. Pour remédier aux conséquences induites par l'introduction d'une faible précharge, des solutions technologiques sont proposées.

Tout d'abord, Caccese et al. (Caccese et al., 2009a) ont montré qu'un resserrage des fixations après quelques jours permettait de limiter la perte de précharge due aux phénomènes visqueux à 10% (au lieu 30% ou plus). Cette technique reste néanmoins difficile à mettre en œuvre industriellement et n'est pas applicable à certains types de fixation (rivets, Lockbolts ...). L'installation de la précharge par le biais de boulons instrumentés permet de contourner les dispersions introduites par un serrage au couple (Godin et al., 2015). Il est ainsi envisageable d'augmenter de près de 50% la précharge visée sans risquer de dépasser la valeur admissible de précharge. Cette solution, basée sur une technique ultrasonore, a évidemment un coût direct lié à l'achat de l'équipement et des fixations instrumentées et indirect engendré par la durée de mise en œuvre.

Cependant les améliorations les plus significatives peuvent être obtenues en modifiant la géométrie de l'assemblage. La Figure 1-9 montre des principes de solutions qui visent à augmenter la précharge dans les assemblages composites ou composite-métal. Les solutions (b) et (c) permettent de répartir la précharge sur une surface de composite plus importante et de repousser ainsi l'apparition des endommagements ; mais elles ne suppriment pas la perte de précharge due aux phénomènes visqueux. Pour les fixations affleurantes à têtes fraisées, la solution (b) est transposable en augmentant l'angle de la fraisure. La solution (d), qui consiste à ajouter une bague, permet à l'effort axial généré par la précharge de contourner la ou les pièces composites en passant par la bague partiellement ou totalement. La maîtrise du chemin d'effort suivi par la précharge réside dans la maîtrise du jeu (affleurement) entre la bague et le composite près du plan de recouvrement ce qui constitue une réelle difficulté technologique. Cependant, l'insertion d'une bague engendre une diminution de la section résistante entre les alésages conduisant à une réduction de l'efficacité maximale de l'assemblage. La solution consistant à monter la bague collée ou frettée-collée permet de limiter cet effet en réduisant le flux d'effort qui contourne l'alésage comme montré sur la Figure 1-10. Le frettage, en introduisant une contrainte radiale de compression sur l'adhésif, permet alors de repousser la fissuration du joint de colle. Cette solution, alliée à un adhésif micro-encapsulé déposé préalablement sur la bague et à une expansion à froid pour le frettage, a fait l'objet d'un brevet déposé par la société CAPAERO. L'utilisation d'un adhésif micro-encapsulé a pour objectif de simplifier l'industrialisation de la solution en déportant les opérations liées au collage (préparation de surface et encollage). Cette technologie a fait l'objet d'une thèse CIFRE (Le Goff, 2013) et d'un projet en cours avec l'IRT Saint-Exupéry (Lot 3 du projet Assemblages Innovants) (Lecomte et al., 2017).

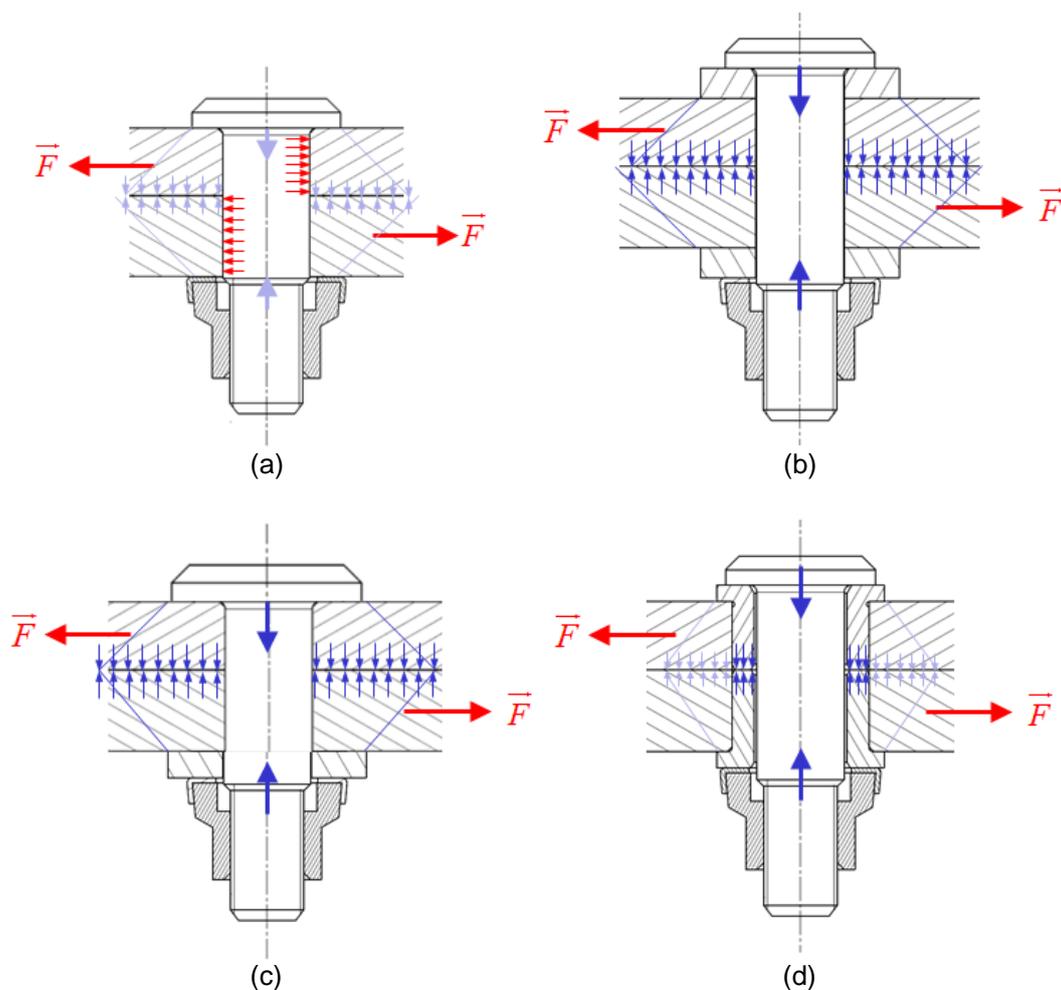


Figure 1-9. Principes de solutions qui permettent d'augmenter la précharge, (a) solution de référence avec faible transfert par adhérence, (b) solution avec rondelle, (c) solution avec tête de grand diamètre et rondelle, (d) solution avec bague métallique ajustée, frettée, collée ou frettée-collée.

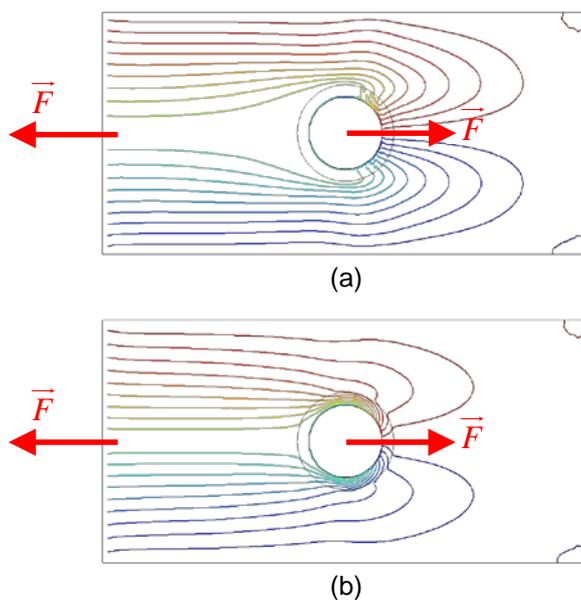


Figure 1-10. Comparaison des flux d'effort dans un assemblage (a) avec bague ajustée et (b) avec bague collée (Le Goff, 2013).

Plutôt que de tenter d'installer une précharge élevée pour transférer une charge importante par adhérence, des solutions innovantes visent directement à modifier le type de transfert de charge. C'est le cas des assemblages hybrides boulonnés collés représentés sur la Figure 1-11(a). En combinant un transfert de charge par adhésion et un transfert de charge par contact, il est possible d'accroître l'efficacité de l'assemblage (Kelly, 2005a; Kweon et al., 2006). Toutefois, cette solution exige un choix judicieux et une maîtrise de l'épaisseur et de la rigidité de l'adhésif d'une part, et un jeu faible entre alésages et fûts d'autre part pour que les modes de transfert s'additionnent (Bois et al., 2013b). Le dimensionnement de cette solution n'est donc pas aisé. Ceci ajouté aux problèmes inhérents à l'industrialisation du collage mentionnés dans la section 1.3.1 font que cette solution est très peu utilisée dans l'industrie. Une autre solution innovante dédiée aux assemblages métal composite, dite « HYPER (HYbrid PEnetrative Reinforcement) joints », consiste à implanter des picots sur la pièce métallique par soudage ou fabrication additive et à les insérer dans le matériau composite avant polymérisation (Figure 1-11(b)). L'ancrage mécanique ainsi créé permet d'atteindre des performances mécaniques très intéressantes en cisaillement mais également en traction si les picots présentent une tête (Parkes, P.N. and Butler, R., 2013; Parkes, P.N. et al., 2014). Cette technologie fait l'objet d'une thèse CIFRE avec la société ArianeGroup et menée par Paul Van Der Sypt, mais également d'un projet avec l'IRT Saint-Exupéry (Lot 2 du projet Assemblages Innovants).

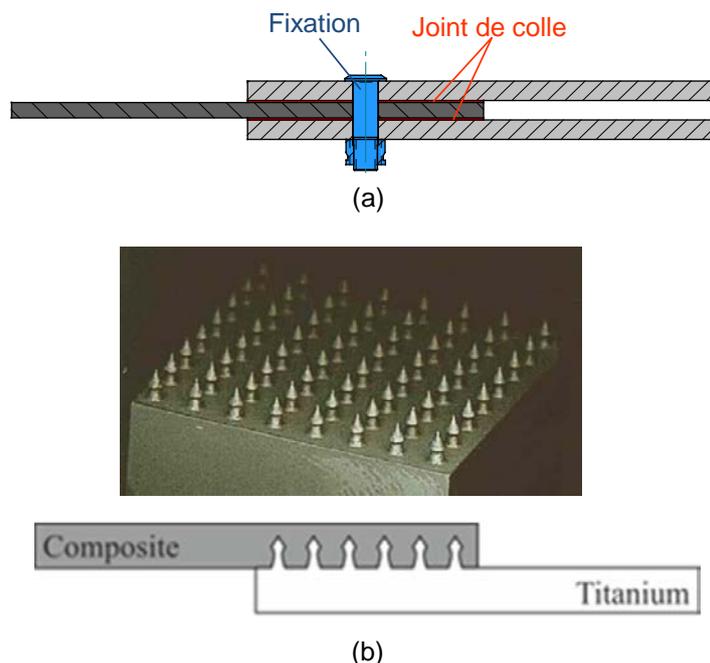


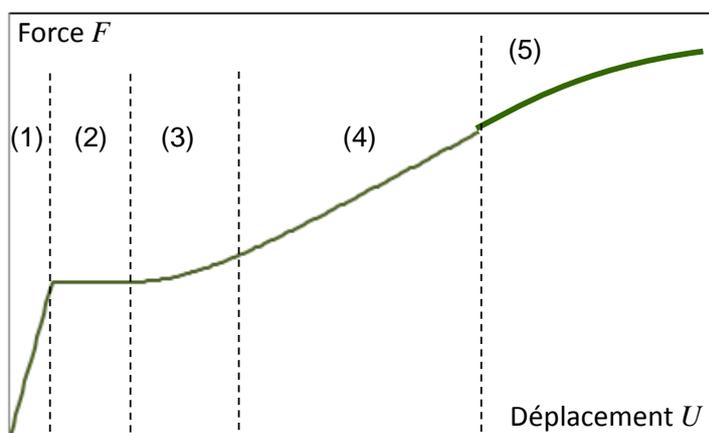
Figure 1-11. Solutions innovantes sans transfert de charge par adhérence, (a) assemblages hybrides boulonnés collés, (b) assemblages dits « HYPER joints » (Parkes, P.N. et al., 2014).

1.4.2 Comportement des assemblages mécaniques et phénomènes physiques prépondérants

La section précédente a permis de mettre en évidence les problématiques technologiques associées à la mise en œuvre des assemblages mécaniques comportant une pièce composite. Pour mettre en évidence les verrous scientifiques qui découlent de ces problématiques, il est nécessaire d'analyser finement le comportement de ces assemblages afin d'identifier les phénomènes physiques prépondérants.

La Figure 1-12 illustre le comportement macroscopique d'un assemblage mono-fixation présentant une précharge modérée. La courbe de comportement met en évidence 5 phases qui sont explicités sur la Figure 1-12. Notons que pour un assemblage à précharge élevée fonctionnant dans la zone de transfert par adhérence, le comportement se résume à une seule phase quasi-linéaire (cf. Figure 1-3). On comprend déjà la complexité induite par la combinaison d'un transfert de charges par adhérence et par contact. La Figure 1-13 met en évidence l'origine du déplacement relatif entre les pièces induit par l'assemblage dans la phase d'adhérence (1) et les phases de contact (3) à (5).

Dans la phase d'adhérence, le déplacement relatif provient des déformations en cisaillement et en tension des pièces. Si les coefficients de frottement au niveau des différents contacts sont différents, la courbe de comportement présente deux plateaux associés à la perte d'adhérence entre une pièce et la fixation puis entre les pièces par exemple. La transition adhérence-glissement est généralement progressive car elle ne s'effectue pas en même temps sur toute la surface de contact concernée en raison de la déformabilité des pièces.



- (1) Transfert par adhérence entre les pièces
- (2) Glissement entre les pièces, rattrapage du jeu
- (3) Prise de contact
- (4) Transfert par contact fut / alésage sans dégradation matériau (comportement linéaire)
- (5) Transfert par contact fut / alésage avec dégradation matériau (fixation, pièces)

Figure 1-12. Comportement macroscopique force déplacement d'un assemblage mono-fixation présentant une précharge modérée.

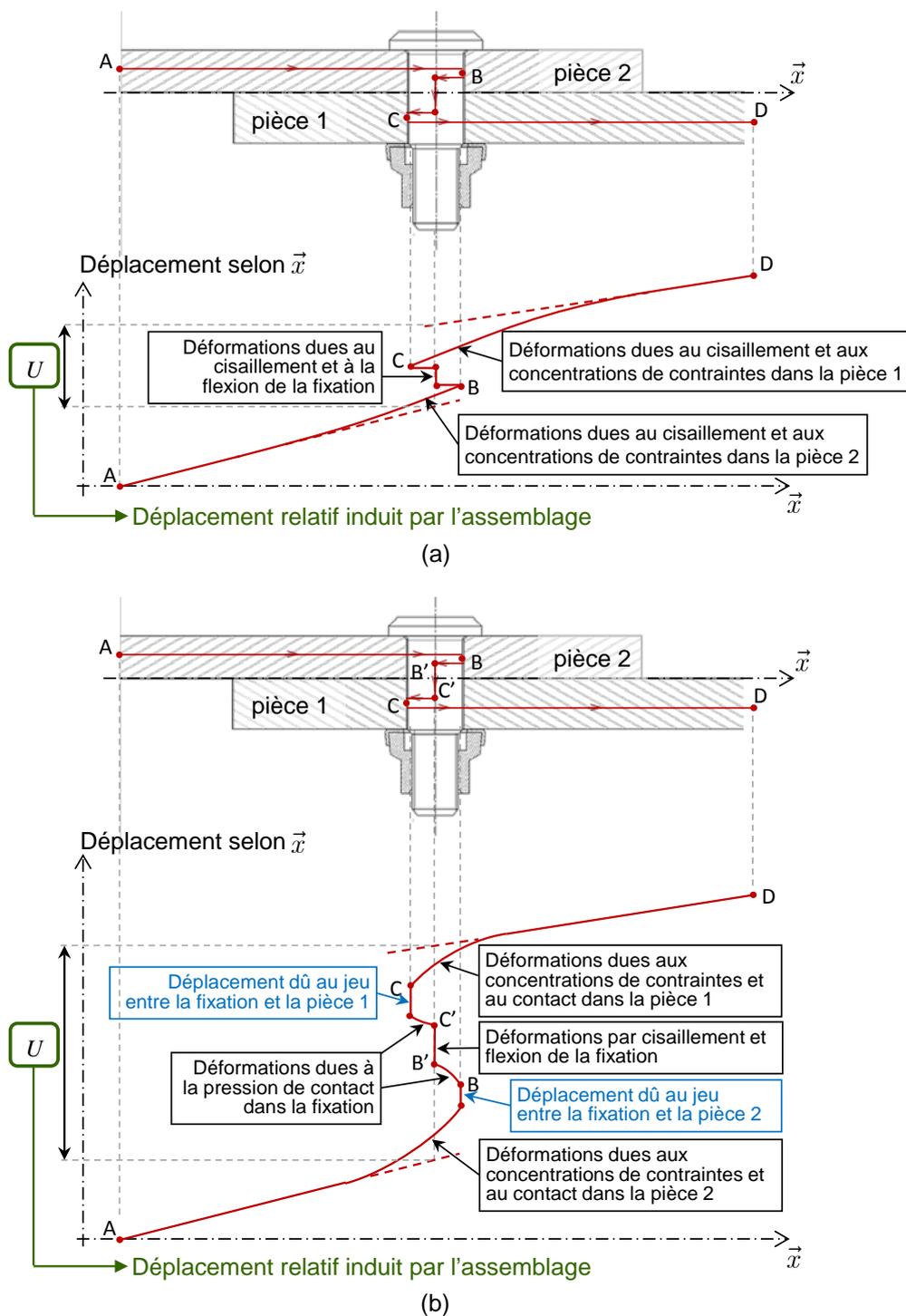


Figure 1-13. Origine du déplacement relatif entre les pièces, (a) dans la phase d'adhérence, (b) dans les phases de contact.

Dans les phases de contact, le déplacement relatif provient de déformations dans de nombreuses zones à la fois dans les pièces et la fixation. Ces champs de déformations ne sont pas homogènes et leurs distributions évoluent au cours du chargement, tout d'abord pendant la phase de prise de contact, puis en raison de la flexion secondaire (non linéarité géométrique) et enfin à cause des dégradations (plasticité ou endommagement) des matériaux. Les champs de contraintes associés sont évidemment pilotés par le comportement des matériaux mais également des interfaces frottantes. Les paramètres

géométriques, tel que le rapport entre le diamètre des fixations et l'espacement entre les fixations ou l'épaisseur des pièces influent sur le comportement. Le jeu entre le fût de la fixation et les alésages est notamment un paramètre important pour la phase de prise de contact (phase 3 sur la Figure 1-12).

Pour mettre en évidence le rôle de la précharge, la Figure 1-14 illustre les réponses force déplacement obtenues pour deux niveaux de précharge et deux niveaux de chargement sur un assemblage mono-fixation. La précharge F_0 est adimensionnée par la résistance en traction de la fixation F_{tu} . Le déplacement U est quant à lui adimensionné par le diamètre de la fixation d et l'effort appliqué par la force d'initiation du matage. $F_0/F_{tu} = 0.35$ est une valeur préconisée pour ce type d'architecture si les pièces assemblées sont métalliques. Le dépassement de la limite d'adhérence engendre un mouvement relatif entre les pièces lié au jeu. Dans le cas de chargements alternés, si l'effort transmis provoque le glissement, l'énergie dissipée par frottement sur un cycle est importante que la précharge soit élevée ou non. Ces conditions de fonctionnement sont donc propices à des phénomènes d'usure. La Figure 1-15 présente les réponses force déplacement obtenues pour deux valeurs de jeu en présence ou non d'un mastic d'interposition sur un assemblage mono-fixation. Un jeu très faible permet de diminuer l'énergie dissipée par frottement mais seule l'interposition d'un mastic permet d'éliminer le mouvement relatif entre les pièces. Notons que la maîtrise de l'épaisseur de mastic nécessite d'installer la précharge après durcissement du mastic pour éviter de le chasser autour de la fixation. Ceci peut être réalisé grâce à la pose de fixations temporaires démontables et réutilisables (épingles) aussi utilisées pour maintenir en position les pièces pendant les opérations de contre-perçage (Stricher, 2013). Ce type de procédure alourdit et allonge les opérations d'assemblage. On remarque donc que le type de chargement (alterné ou pas, grand nombre de cycle ou pas) est très important dans la conception d'un assemblage.

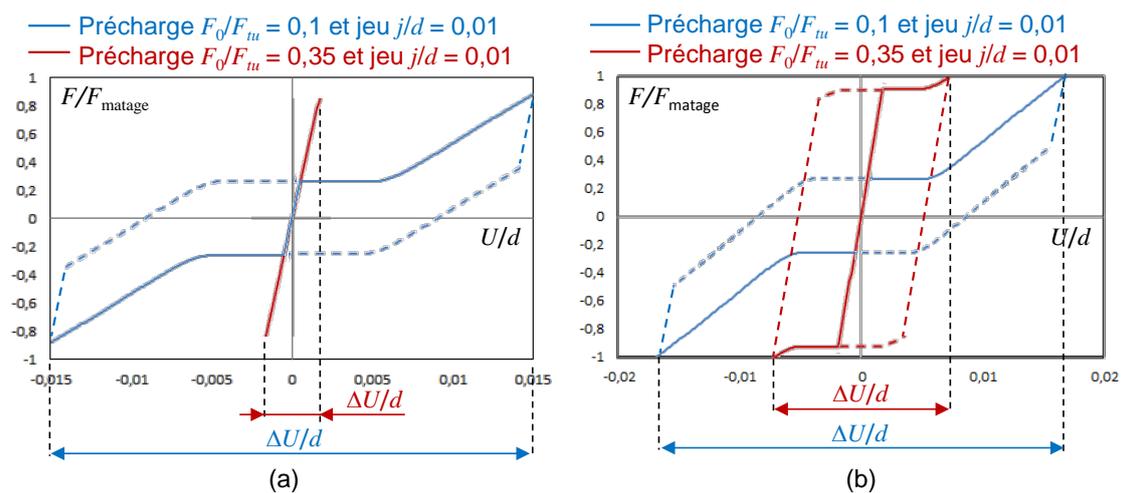


Figure 1-14. Réponses force déplacement d'un assemblage mono-fixation obtenues pour deux niveaux de précharge, (a) niveau de chargement intermédiaire et (b) niveau de chargement important.

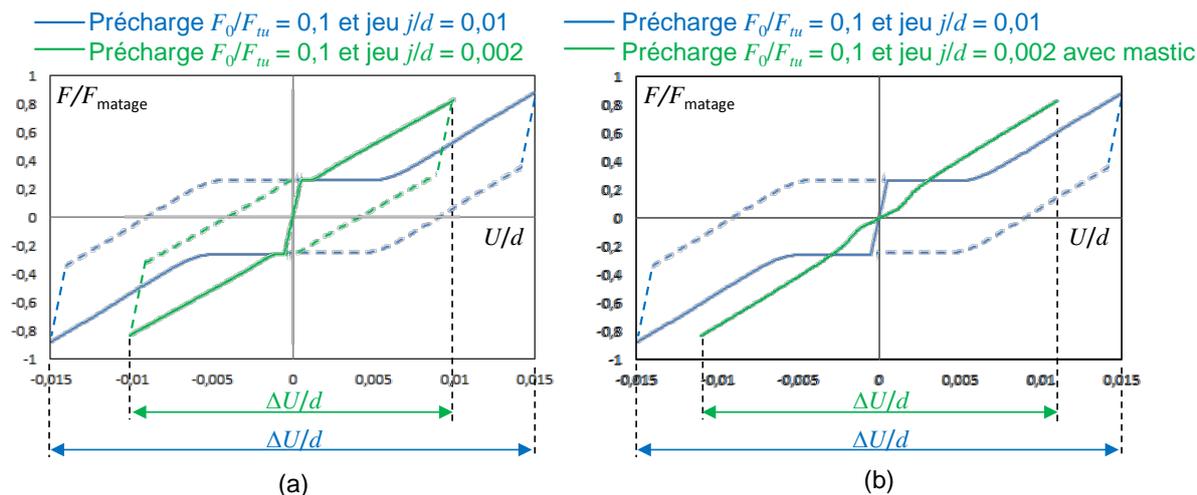


Figure 1-15. Réponses force déplacement obtenues pour deux valeurs de jeu en présence ou non d'un mastic d'interposition sur un assemblage mono-fixation.

Le cahier des charges d'un assemblage structural comporte généralement de nombreux cas de charge. Parmi ces cas de charge, on peut distinguer les chargements exceptionnels (peu nombreux) et les chargements courants (potentiellement alternés) générant des phénomènes de fatigue des interfaces et des matériaux. Une règle de conception élémentaire consiste à s'assurer que les chargements alternés ne génèrent pas de glissement et que seuls les chargements exceptionnels peuvent être dimensionnés avec glissement. Considérons deux cas de figure. Le premier où les chargements alternés sont relativement faibles par rapport aux chargements exceptionnels et le second où les chargements alternés sont relativement voisins des chargements exceptionnels. Dans le premier cas, une conception sans mastic et avec jeu est envisageable, alors que dans le second, la suppression quasi totale du jeu est nécessaire et la présence d'un mastic d'interposition souhaitable.

Les modes de transfert de charges vont piloter la raideur apparente ou la relation force déplacement mais également la répartition des contraintes dans et autour de la fixation. La raideur apparente conditionne la distribution des charges au niveau de la structure. En effet, la plupart des assemblages constitue des structures hyperstatiques. C'est le cas des assemblages multi-fixations avec transfert de charges par contact fût-alésages, mais aussi des assemblages hybrides combinant adhésif et fixations ou des structures en treillis constituées de bielles par exemple.

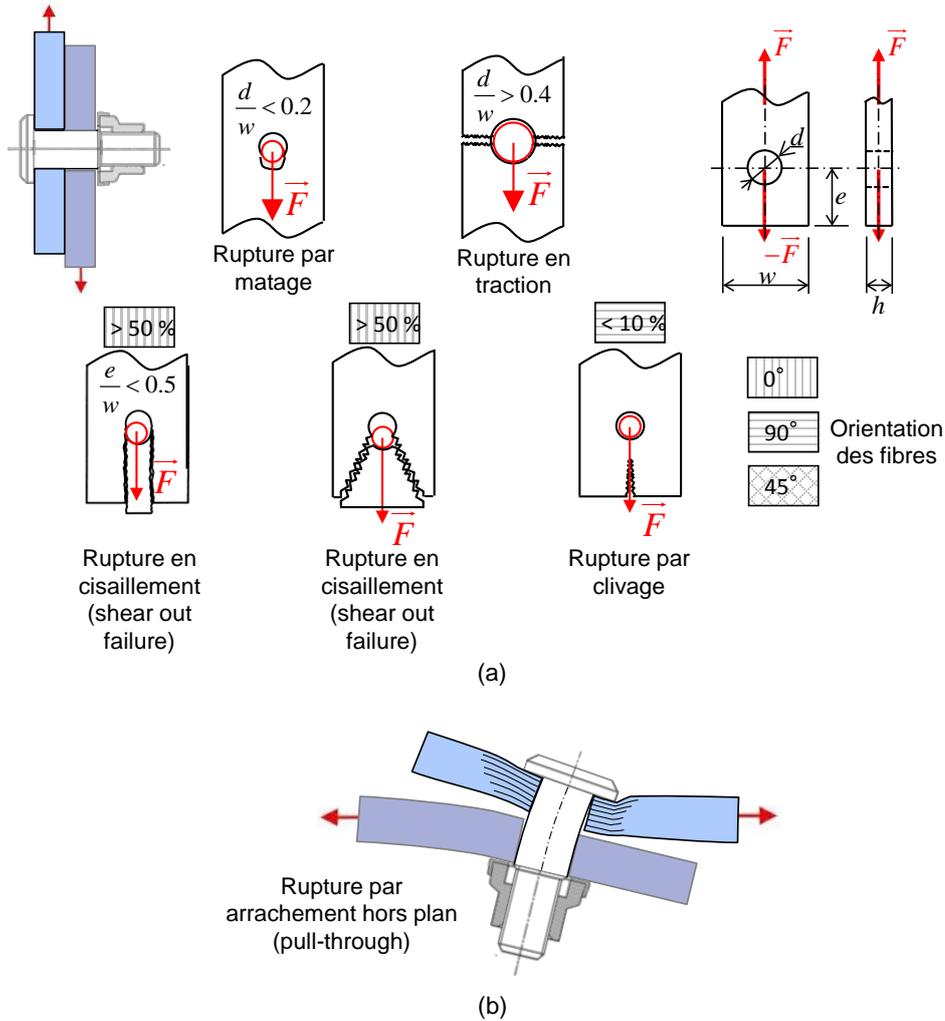


Figure 1-16. Modes de rupture des pièces en composite, (a) chargement plan prépondérant, (b) chargement hors plan prépondérant.

Comme on a l'a vu dans la Section 1.2, les modes de transfert de charge influent sur les modes de dégradation et de rupture de l'assemblage. Les modes de rupture ont été présentés sur la Figure 1-4 pour les fixations et sur la Figure 1-5 pour les pièces lorsqu'elles sont métalliques. Si une des pièces est en composite, d'autres modes de rupture peuvent se produire comme illustré sur la Figure 1-16. La maîtrise des modes de rupture « parasites » des pièces composites comme le clivage ou la rupture en « shear-out » contraint le choix de la stratification obligeant à gérer des transitions d'empilement entre la zone d'assemblage et la zone courante de la pièce. La transition de mode de rupture entre la dégradation en matage et la rupture en traction est pilotée par le rapport d/w : un faible rapport d/w conduira à une dégradation en matage, tandis qu'un rapport d/w important conduira à une rupture en traction. Un critère basé sur la pression diamétrale pour le matage et un critère s'appuyant sur le coefficient de concentration de contrainte en bord de trou pour la rupture en traction permettent de prédire correctement la résistance de l'assemblage avec des relations analytiques (Hart-Smith, 2004). La Figure 1-17 présente la résistance spécifique d'un assemblage mono-fixation obtenue avec ces relations pour différents matériaux. La résistance spécifique est définie comme le rapport entre la résistance de l'assemblage et la résistance de la pièce considérée dans la zone courante (loin de la zone d'assemblage). La faible ductilité des matériaux composites en traction accentue l'effet des concentrations de contraintes

en bord de trou et diminue donc la résistance en traction par rapport à des pièces métalliques. Par ailleurs, la complexité des mécanismes d'endommagement des matériaux composites implique le développement de modèles et de méthodes de calcul adaptés que ce soit pour la rupture en matage ou en traction. Concernant les fixations, un transfert de charge principalement par contact va modifier la distribution des contraintes de cisaillement dans le fût mais également la proportion entre contraintes axiales et contraintes de cisaillement puisque la précharge est plus faible.

En résumé, les informations requises pour concevoir les assemblages composite ou composite métal impliquent la prise en compte de nombreux phénomènes ou paramètres qui peuvent être rassemblés en 4 catégories :

- Géométrie : dimensions, formes et défauts associés
- Matériau : comportement élastique (anisotropie), comportement visqueux, mécanismes de dégradation en statique et fatigue, dilations thermiques
- Interface/interaction : comportement frottant, comportement à l'usure, comportement adhésif pour certaines technologies
- Structure : non-linéarités géométriques, conditions limites, type de chargement (monotone, cyclique), séquence d'assemblage et méthode d'installation de la précharge

Les couplages entre ces phénomènes ou paramètres peuvent être forts. Citons deux exemples. La première est à l'échelle de la fixation. La précharge installée sur la fixation va piloter l'effort de glissement, mais également la flexion secondaire et influencer sur la dégradation des matériaux notamment en matage pour le matériau composite. La seconde est à l'échelle de la structure. La dégradation par matage, en réduisant la raideur apparente de la fixation, va engendrer une redistribution des charges entre les fixations et donc influencer sur la tenue globale même si le mode de rupture n'est pas le matage (Bois et al., 2013b; Cheng et al., 2017; Lecomte et al., 2014). De manière générale, le dimensionnement repose sur la maîtrise des transferts de charges tout d'abord à l'échelle d'une fixation puis de la structure. La section 1.5 permettra d'identifier les verrous technologiques et scientifiques qui une fois levés permettraient d'analyser et de dimensionner de manière optimale les différentes technologies d'assemblages et en particuliers les solutions innovantes où les modes de transferts de charges sont multiples.

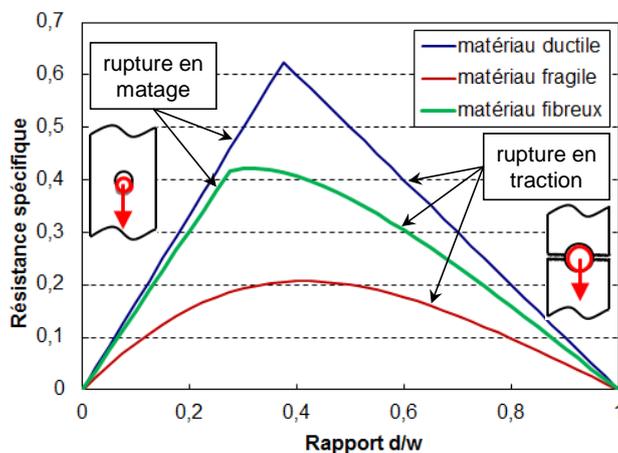


Figure 1-17. Rôle de la ductilité du matériau sur l'efficacité d'un assemblage mécanique mono-fixation (Hart-Smith, 2004).

1.4.3 Rôle des défauts et variabilités de mise en œuvre

Comme on l'a vu dans les sections 1.4.1 et 1.4.2, les choix de conception et notamment de modes de transfert de charges retenus impactent fortement les méthodes d'industrialisation. Lors de l'industrialisation d'un assemblage, les exigences du bureau d'étude sont traduites en spécifications sur chaque étape de l'assemblage. Si la structure assemblée comporte une pièce en composite, ces étapes devront assurer les éléments suivantes :

- i. Un perçage dont le diamètre est tolérancé afin de maîtriser les jeux fût - alésages
- ii. Un perçage dont la forme et l'orientation sont tolérancées afin de maîtriser la répartition des pressions de contact entre le fût et l'alésage
- iii. Un perçage dont les défauts matériau sont tolérancés pour contrôler leurs effets sur la tenue en service
- iv. Une gamme de perçage et d'assemblage permettant de contrôler l'alignement des alésages et le montage des fixations avec un jeu faible. Ces précautions permettent de maîtriser ainsi la répartition des charges entre fixations et le déplacement relatif entre les pièces
- v. Une gamme d'assemblage et d'installation des fixations permettant de maîtriser l'effet des défauts de forme des pièces
- vi. Une méthode d'installation des fixations pour maîtriser les incertitudes sur la précharge effective
- vii. Un environnement contrôlé en température et en hydrométrie pour maîtriser les contraintes résiduelles après assemblage

Développons succinctement chacun de ces points en s'appuyant sur la littérature pour mettre en évidence les problématiques induites.

- i. Précision dimensionnelle des alésages

Les problématiques concernant ce point résident dans la maîtrise de l'usure des outils coupants et des écarts de diamètre entre les pièces assemblées obtenus lors des perçages mixtes métal composite (Roudgé, 2011). La variabilité est maîtrisée en jouant sur le nombre de trous percés avec le même foret. Les innovations visent à améliorer la qualité des forets (géométrie, revêtement), les techniques de perçage (vibratoire, orbital) et à optimiser les paramètres de coupe (Jallageas, 2013) pour diminuer les coûts de production.

- ii. Défauts de forme et d'orientation des alésages

La problématique réside dans l'analyse de l'interaction de ces défauts sur la tenue en service. Ces défauts vont provoquer des pressions de contact élevées localement pouvant engendrer des ruptures précoces. Deux scénarii sont *a priori* envisageables : soit localement, le cumul de différents types d'endommagement associé au matage permet de redistribuer les contraintes sans effet significatif sur la tenue globale, soit certains endommagements, comme les délaminages, se propagent plus largement impactant la tenue globale. Sans doute en raison de la difficulté à maîtriser ce type de défaut, aucune étude expérimentale n'a été publiée même si des travaux ont été réalisés par certains industriels. Les simulations numériques 3D permettent d'évaluer les champs de

contraintes induits par ces défauts à l'échelle des plis du matériau composite. Mais vu les scénarii envisageables, l'effet de ces champs sur les modes de dégradation, et notamment le matage, nécessitent une modélisation fine des différents mécanismes d'endommagement et de leurs interactions.

iii. Défauts matériau engendrés lors du perçage

Les défauts matériau engendrés lors du perçage des pièces composites sont connus (délaminage en sortie, arrachement de fibres, brûlure) et les principaux paramètres influents (nature des fibres et de la matrice, orientation des fibres, conditions de coupe) ont été identifiés (Eneyew and Ramulu, 2014; Kilickap, 2010; Lachaud et al., 2001; Liu et al., 2012; Palanikumar, 2011). Les problématiques résident donc dans l'analyse de l'interaction de ces défauts sur la tenue en service et la définition de critères de tolérancement ou d'acceptabilité de ces défauts. L'effet des défauts de perçage sur le comportement en statique (chargement monotone) semble assez faible : il faut des conditions de coupe très dégradées pour obtenir un effet marqué (Gohorianu, 2008). En fatigue, l'effet semble plus marqué même si les études présentent dans la littérature, peu nombreuses, restent à l'échelle macroscopique et ne permettent pas d'analyser précisément le rôle des défauts sur les mécanismes de dégradation et de rupture du matériau composite (Gohorianu, 2008; Persson et al., 1997; Sola et al., 2017).

iv. Défaut d'alignement des alésages lors du montage des fixations

Si le jeu entre fût et alésage est faible, le désalignement des alésages dans un assemblage engendrera une impossibilité de montage de la fixation sans déformer les pièces et introduira des contraintes résiduelles. Si le transfert des charges se fait essentiellement par les fûts, et non par adhérence, le désalignement générera une modification de la répartition des charges entre fixations. Ces deux cas de figure sont illustrés sur la Figure 1-18 de manière quantitative sur un assemblage à 2 fixations entre une pièce en composite carbone époxy et un alliage d'aluminium présentant un défaut de l'ordre 1% du diamètre des fixations (Lecomte, 2016; Lecomte et al., 2014). On remarque que l'impact d'un défaut d'alignement sur la répartition des charges peut être très important et que la perte de raideur apparente par matage permet de rééquilibrer les charges (Cheng et al., 2017). Il est important de noter que la déformation par matage, communément appelée ovalisation du trou, atteinte pour tendre vers une équipartition des charges est faible, de l'ordre de la valeur du défaut. Cet exemple simple met en évidence l'interaction entre défauts de localisation, jeu, perte de raideur par dégradation localisée et répartition des charges entre fixations. Le manque d'outil prédictif utilisable en bureau d'étude pour maîtriser ces interactions conduit les industriels à appliquer des méthodes conservatives. En mettant en place des gammes complexes avec contre-perçage, le désalignement des alésages est quasiment annulé. Toutes les étapes induites par une gamme avec contre-perçage sont détaillées dans la thèse de Stricher (Stricher, 2013) et reprises sur la Figure 1-19. Ce type de gamme demande des outillages spécifiques et de précision pour la mise et le maintien en position des pièces à assembler les unes par rapport aux autres. De plus, de nombreuses étapes de pré-perçage puis de perçage, d'épinglage, de pose de mastic et de montage des fixations sont enchaînées dans un ordre préalablement établi par le bureau des méthodes. Ceci induit des temps de fabrication relativement élevés avec immobilisation des outillages et occupation de poste

auxquels s'ajoutent les coûts d'ingénierie de méthodes (Lecomte, 2016). En outre, ce type de gamme réduit les possibilités de sous-traitance de pièces, sources de rationalisation de la production. En résumé, la problématique réside dans la formalisation de l'interaction entre la gamme d'assemblage retenue, les défauts d'alignement des alésages engendrés et la tenue mécanique globale induite par la répartition des charges entre fixations.

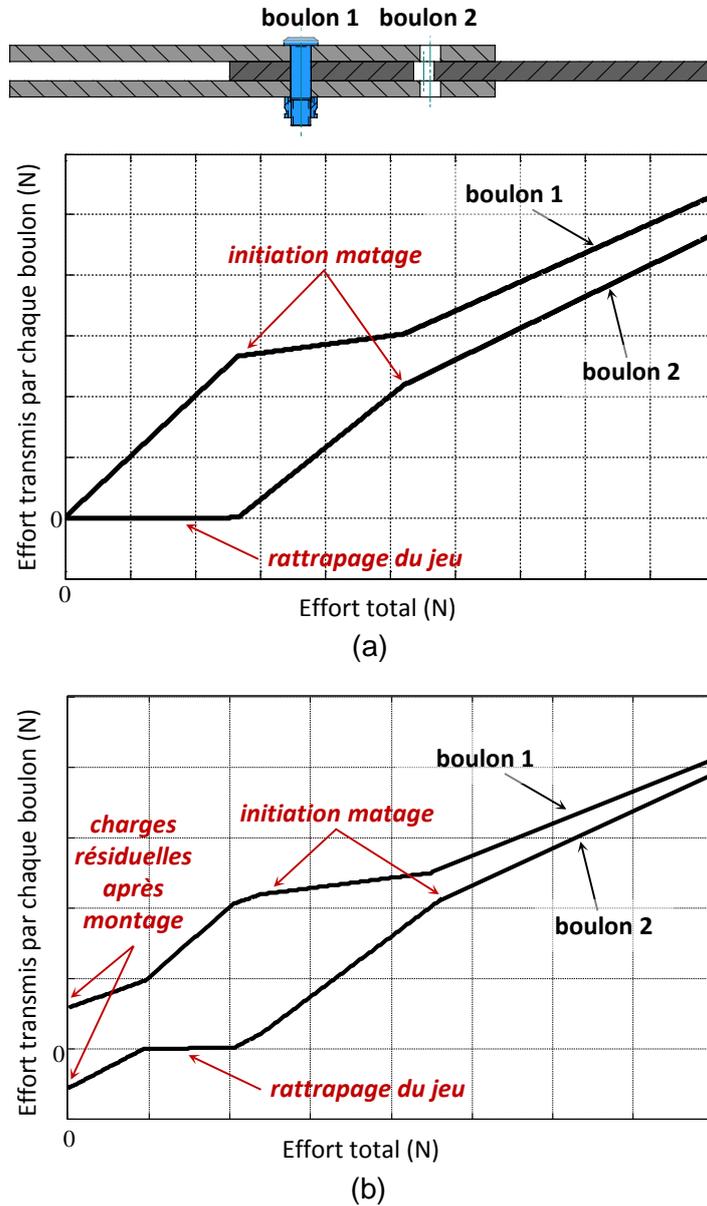


Figure 1-18. Représentation de l'effet du désalignement des alésages sur les transferts de charge, (a) cas d'un assemblage avec jeu égal au défaut d'alignement, (b) cas d'un assemblage sans jeu.

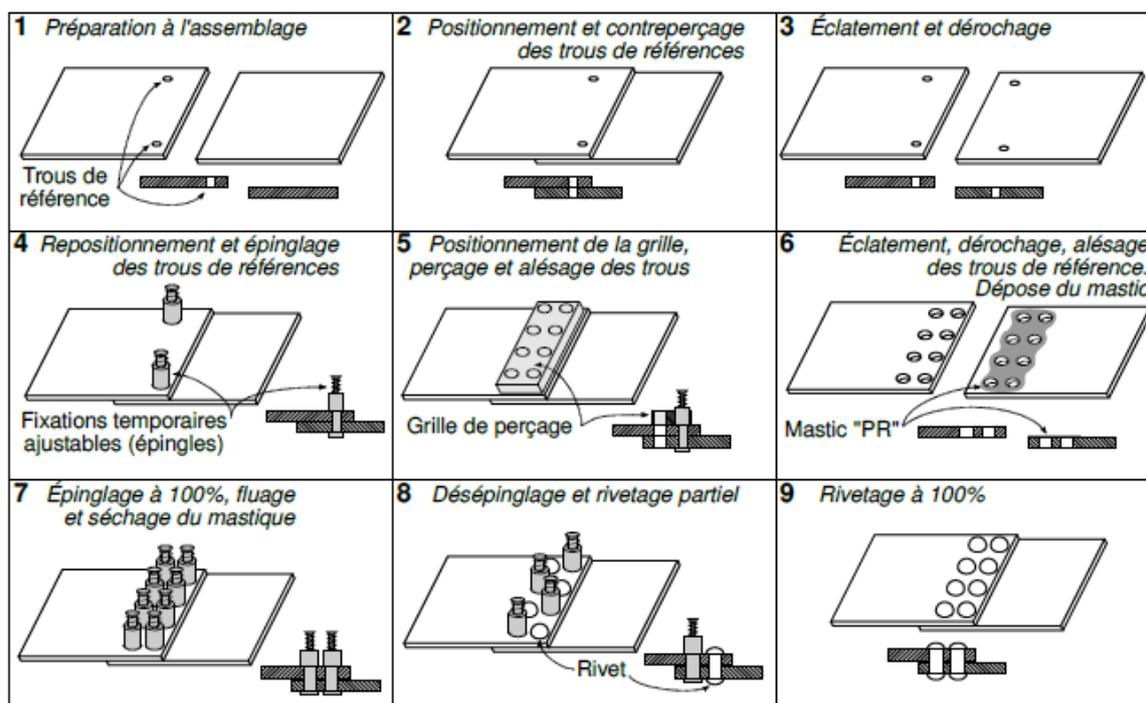


Figure 1-19. Illustration des étapes d'une gamme avec contre-perçage (Stricher, 2013).

v. Défauts de forme des pièces

Les pièces à assembler sont sujettes à des défauts de forme qui peuvent être importants. C'est le cas des pièces métalliques mises en forme par formage (pliage, emboutissage ...) et des pièces composites notamment lorsqu'elles sont polymérisées à chaud. Lorsque les pièces sont mises en position pour l'assemblage, les surfaces de recouvrement ne sont alors pas confondues. L'objectif est d'assembler les pièces tout en maîtrisant la forme et la position relative finale ainsi que l'état de contrainte résiduel éventuellement introduit. Deux solutions sont envisageables : soit on conforme les pièces lors de l'assemblage, soit on réalise un calage liquide (mastique ou résine) ou solide (usinage d'une pièce à la dimension du jeu engendré par les défauts de forme). La première solution génère un état de contrainte résiduel dans les pièces. Le choix entre ces deux solutions est essentiellement piloté par la raideur des pièces dans la direction de conformation. Si la raideur d'une des deux pièces est faible, la précontrainte sera faible et donc sans conséquence. Si les deux pièces sont rigides, les contraintes résiduelles seront importantes. Par ailleurs, sans outillage dédié, la conformation des pièces est réalisée au moment de la pose des fixations, engendrant une incertitude sur la précharge effective installée (Dols et al., 2015). Cette problématique sera abordée dans la section suivante. La conformation des pièces peut aussi être réalisée par des outillages dédiés réglables afin d'ajuster la position et la déformation de la pièce en fonction des mesures réalisées sur la chaîne d'assemblage (Breteau, 2009). Concernant le calage, il engendre des pertes de productivité importantes qu'il soit liquide (préparation de surface, dépose, nettoyage, nécessité d'attendre la prise) ou solide (mesure des jeux, usinage au cas par cas, multiplication des manipulations de pièces). Il est donc réservé aux petites séries et aux produits à forte valeur ajoutée (lanceurs spatiaux, avions de chasse). De manière assez similaire au point précédent, la problématique réside dans la formalisation de l'interaction entre la gamme d'assemblage retenue, les défauts de forme des pièces, la

rigidité des pièces, la forme et la position relative finales des pièces et la tenue mécanique globale induite par l'état de contrainte résiduel post-assemblage.

vi. Incertitudes sur la précharge effective

On a vu dans les sections 1.4.1 et 1.4.2 le rôle prépondérant de la précharge effective sur le comportement des assemblages. Les sources de variabilité liées à son installation sont nombreuses notamment pour les matériaux composites où l'incertitude liée à la relaxation due aux effets visqueux se cumule à celle inhérente à un serrage au couple (Figure 1-7). Par ailleurs, si la gamme d'assemblage impose une conformation des pièces au moment de la pose des fixations, cela engendre une source d'incertitude supplémentaire qui peut être significative même si les pièces sont relativement souples. La précharge maximale admissible étant bornée par la résistance de la fixation et la tenue à l'écrasement des matériaux, la valeur minimale résultant du cumul d'incertitude sera faible. Hors c'est cette valeur qui doit être considérée pour le dimensionnement et notamment le calcul de la répartition entre les modes de transfert de charge par adhérence et contact. Des solutions reposant sur la méthode de montage des fixations ou l'architecture de la liaison visant à réduire ces incertitudes ou contourner celles provenant du matériau composite ont été présentées dans la section 1.4.1. L'utilisation de boulons instrumentés (Godin et al., 2015) ou le serrage avec mesure du couple et de l'angle (Dols et al., 2015) sont des techniques de montage de fixation qui permettent d'éliminer ou de réduire fortement une partie des incertitudes. Cependant, elles ne sont pas toujours applicables et ont toutes un coût de mise en œuvre. Là encore, la problématique réside dans la formalisation de l'interaction entre l'architecture de la liaison, la gamme d'assemblage, la technique de montage des fixations et la tenue mécanique globale induite par la répartition entre les modes de transfert de charges par adhérence et contact.

vii. Température et hydrométrie

Les matériaux composites sont sujets à des déformations d'origines thermique et hydrique. Ces déformations ont des effets à l'échelle des fibres, des plis et du stratifié. Un composite stratifié à fibre de carbone aura par exemple un coefficient de dilatation thermique apparent faible (inférieur à ceux des métaux) dans les directions où il est renforcé (dans le plan) et élevé dans la direction hors-plan (supérieur à ceux des métaux). Ces phénomènes peuvent avoir deux conséquences. La première est la génération de désalignements entre les alésages de matériaux dissimilaires (composite et alliage d'aluminium par exemple) si les perçages sont réalisés à une température ou un degré d'hydrométrie différent de celui du montage des fixations. La seconde est la création de contraintes d'origine thermique dans les pièces dès que la température de service sera différente de celle d'assemblage. On observera notamment une perte de précharge si la température de service est plus faible que celle d'assemblage. Si les conditions environnementales ne sont pas contrôlées lors de l'assemblage, ces phénomènes génèrent des variabilités supplémentaires sur le comportement mécanique. Ces phénomènes peuvent toutefois se modéliser assez facilement à condition de connaître les conditions environnementales dans lesquelles sont réalisées les opérations d'assemblage. Ainsi, à titre d'exemple, l'assemblage des voilures du Rafale, constituées

de pièces en carbone époxy et en métal, sont assemblées dans une salle où la température et l'hydrométrie sont contrôlées.

Ces éléments mettent en évidence les interactions entre les procédés de mise en œuvre (fabrication des pièces et assemblage) et le comportement en service des structures. Les paramètres « procédé » influents sont nombreux et les interactions fortement couplées. Le manque de formalisation de l'interaction entre les défauts et les variabilités de mise en œuvre d'un côté et la tenue mécanique globale de l'autre conduisent à mettre en place des procédures de fabrication conservatives. Pourtant, le choix des méthodes de fabrication et d'assemblage et le tolérancement des paramètres qui les définissent conditionnent les coûts et les délais et donc la productivité industrielle. La complexité du problème explique en grande partie ce manque de formalisation. La section 1.5 vise à identifier les verrous technologiques et scientifiques qui une fois levés permettraient de mettre en place des démarches globales répondant à la fois aux objectifs de conception et d'industrialisation.

1.5 Problématiques technologiques et verrous scientifiques

On a vu précédemment que l'assemblage par élément mécanique de structures composites pose certaines problématiques de conception en termes de choix et de dimensionnement de solutions mais également en termes d'industrialisation.

Focalisons-nous tout d'abord sur les problématiques de choix et de dimensionnement de solutions. Pour les assemblages par boulons ou rivets, la faible précharge effective conduit à un transfert de charges combinant adhérence et contact fût-alésage nécessitant pour leur dimensionnement la prise en compte de nombreux phénomènes. Que ce soit pour introduire des précharges plus élevées ou tout simplement améliorer la performance mécanique, des solutions innovantes, comme celles représentées sur les Figure 1-9(d) et Figure 1-11, sont proposées. Ces solutions complexifient les modes de transferts de charges et augmentent le nombre de paramètres de conception. Au vu du nombre de paramètres influents et des coûts prohibitifs des approches expérimentales, l'analyse des solutions, le choix d'une solution technique parmi celles disponibles ou encore l'optimisation de la solution retenue doivent s'appuyer essentiellement sur des modèles prédictifs. Les études expérimentales restent cependant nécessaires pour identifier les phénomènes élémentaires et valider les modèles aux différentes échelles de manière parcimonieuse. Ceci nécessite des modèles à forte base physique pour accroître les domaines de validité et la robustesse des modèles.

Parmi les phénomènes à prendre en compte listés dans la section 1.4.2, la plupart ont fait l'objet de nombreuses études sur lesquelles il est possible de s'appuyer. Cependant, la présence d'un matériau composite apporte certaines difficultés. En effet, alors que dans un assemblage métallique un modèle élastoplastique permet de représenter la dégradation par matage, dans une pièce composite, même si la ductilité apparente semble assez similaire à l'échelle macroscopique, les mécanismes sont beaucoup plus complexes. Ils résultent de nombreux mécanismes (fissuration matricielle, rupture de fibres par bandes de plissement, délaminages) fortement couplés (Gohorianu, 2008; Xiao and Ishikawa, 2005) comme représenté sur la Figure 1-20. De plus les modèles d'endommagement développés pour les matériaux composites stratifiés sont principalement dédiés aux chargements plans sollicitant les fibres en traction (Huchette et al., 2006; Ladeveze and LeDantec, 1992a; Ladevèze and Lubineau, 2003; Laurin et al., 2013) alors que les mécanismes inhérents au matage sont pilotés par la compression sens fibre et le confinement hors plan engendré par les têtes de la fixation. Par ailleurs, le comportement en matage résulte d'un cumul de différents mécanismes qui se propagent par étapes successives stables et instables ce qui explique la ductilité apparente malgré le caractère fragile du comportement sens fibre. Ceci pose des difficultés d'implémentation et de résolution des lois de comportement pour le calcul de structure. Même si des travaux intéressants ont été publiés (Egan et al., 2014; Irisarri et al., 2012a; Lachaud, 2011; Le Goff et al., 2017), des développements sont encore nécessaires pour notamment étendre les domaines de validité.

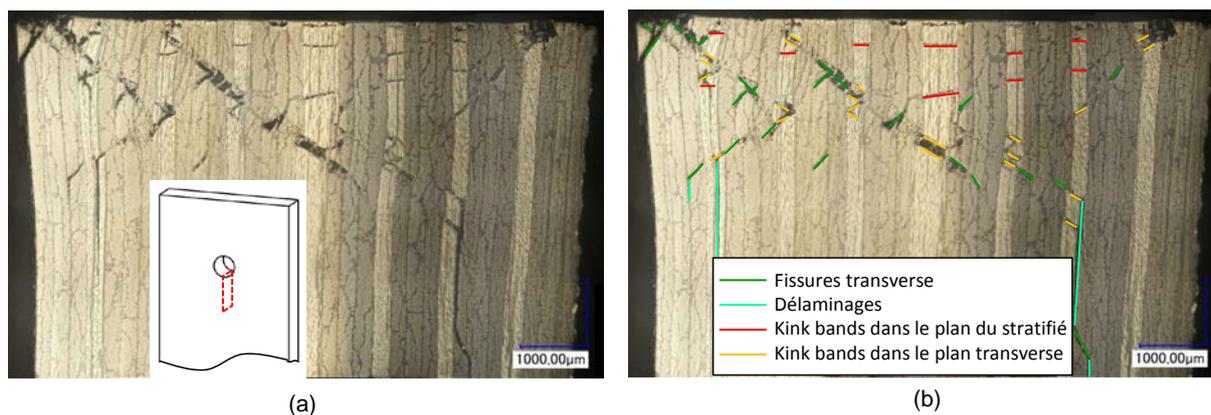


Figure 1-20. Micrographie post-mortem (à la force maximale) d'un stratifié quasi-isotrope à fibre de carbone et matrice époxy après un chargement de matage sans confinement. (a) image brute, (b) image avec représentation des différents mécanismes d'endommagement.

Ces modèles raffinés, nécessaires à la compréhension des phénomènes et à l'analyse des technologies d'assemblage, demeureront, quoi qu'il en soit, très coûteux en temps de calcul. Des modèles simplifiés doivent donc être développés pour maîtriser ces temps de calcul, que ce soit lors des étapes de pré-dimensionnement ou d'optimisation pour lesquelles on souhaite simuler le comportement de nombreuses configurations, ou lors d'une validation ou certification où l'on traite des structures ou élément de structure industriels comportant plusieurs dizaines voire centaines de fixations.

Par ailleurs, la quantité de phénomènes introduits dans les modèles engendre un grand nombre de paramètres matériau et d'interface qu'il faut identifier. Sans approche expérimentale adaptée, la comparaison entre les résultats de simulations et d'essais est plutôt hasardeuse : les écarts sont difficiles à mettre en évidence et les concordances peuvent provenir de compensation entre différentes sources d'erreurs ou de l'ajustement de certains paramètres sans considérations physiques. Les phénomènes physiques se produisant à différentes échelles, la caractérisation des paramètres doit se faire au travers d'un dialogue essais - calculs où les échelles sont franchies dans la pyramide des essais ou dans la pyramide des simulations (« virtual testing »).

Les verrous scientifiques concernant *le choix et le dimensionnement des solutions d'assemblage* qui découlent de cette analyse peuvent être formulés comme suit :

- v1. Développement de **modèles raffinés** pour la **compréhension des phénomènes** physiques influents et l'analyse des solutions technologiques
- v2. Développement de **modèles simplifiés** d'assemblage **multi-fixations** pour le pré-dimensionnement, l'optimisation et la validation des solutions industrielles
- v3. Développement d'**approches expérimentales** à différentes **échelles** pour construire, identifier et valider les modèles à travers un **dialogue essais calculs**

Regardons désormais les problématiques de conception liées à l'industrialisation des solutions. Lors de l'industrialisation, chaque paramètre influant doit être toléré. Certains paramètres et leurs tolérances sont subis lorsque ceux-ci sont issus d'un procédé spécifique figé ou de propriétés physiques inhérentes à des choix faits en amont. D'autres sont pilotables ou ajustables. Dans le premier cas, les valeurs sont caractérisées et transférées sous forme d'admissible au bureau d'étude pour le dimensionnement. Dans le second cas, le bureau d'étude émet des valeurs tolérées au bureau des méthodes qui adapte ses procédés pour tenir les exigences. Une démarche itérative sous forme d'échanges plus ou moins formels permet de converger vers un compromis coût - performance. Pour les assemblages de structures composites, la complexité des modes de transferts de charges et le grand nombre de paramètres influants génèrent une multiplication des sources de variabilités. On a également vu dans la section 1.4.3 que les effets des défauts et des variabilités « procédé » sur le comportement étaient fortement couplés. Sans formalisation de ces interactions, le dialogue entre les bureaux d'étude et de méthode est difficile et conduit logiquement à des procédures de fabrication conservatives basées sur des tolérancements serrés. Comme pour la conception, vu le coût des approches expérimentales et le nombre de sources de variabilités, la formalisation de l'interaction entre variabilités de mise en œuvre et performance mécanique doit s'appuyer sur des modèles prédictifs. On retrouve donc les mêmes problématiques de modélisation que pour le dimensionnement des assemblages avec en supplément la prise en compte des défauts mentionnés dans la section 1.4.3. Mais la formalisation n'est pas le seul besoin pour traiter les problématiques d'industrialisation des assemblages. En effet, elle doit être accompagnée d'outils de propagation des incertitudes et d'une démarche pour le choix des tolérances. Deux approches sont généralement employées : l'approche pire cas et l'approche fiabiliste. En raison, du nombre important de sources de variabilités, l'approche pire cas décrite sur la Figure 1-21(a) peut conduire soit à des tolérances très serrées et donc des coûts élevés, soit à limiter les performances fonctionnelles. L'approche fiabiliste décrite sur la Figure 1-21(b) est industriellement plus intéressante mais elle nécessite une propagation des incertitudes qui doit être assez fine pour les niveaux de fiabilité élevés. Le nombre de configurations à simuler et donc de calculs à réaliser implique un travail pour diminuer les temps de calculs. Les effets des variabilités de mise en œuvre étant couplés et pouvant se produire aux différentes échelles, la propagation des incertitudes doit s'appuyer sur un modèle représentatif de la structure assemblée complète qui intègre l'ensemble des sources de variabilités influentes.

Remarquons que les approches représentées sur la Figure 1-21 conduisent à ajuster les tolérances en fonction de la performance mécanique visée et donc industriellement à ajuster ou modifier les procédés de mise en œuvre. En contexte industriel, la performance globale d'un produit ne se limite pas à sa performance mécanique, elle inclut son coût de mise en œuvre et d'autres critères comme sa masse. Par exemple, à performance mécanique figée, le dimensionnement d'une structure, et donc sa masse, peut être revu pour relâcher des contraintes sur les procédés. Pour converger vers un compromis coût – performance globale optimal, la démarche de tolérancement doit donc s'intégrer à la démarche globale de développement du produit et en particulier à la démarche de dimensionnement.

Les verrous scientifiques concernant *la prise en compte des problématiques d'industrialisation lors de la conception des solutions d'assemblage* qui découlent de cette analyse peuvent être formulés comme suit :

- v1. Développement de **modèles simplifiés ou réduits** avec prise en compte des défauts pour la **propagation des incertitudes**
- v2. Développement d'outils de **propagation d'incertitude** adaptés aux niveaux de **fiabilité** visés
- v3. Développement d'une démarche de **tolérancement** intégrée à la démarche de **dimensionnement**

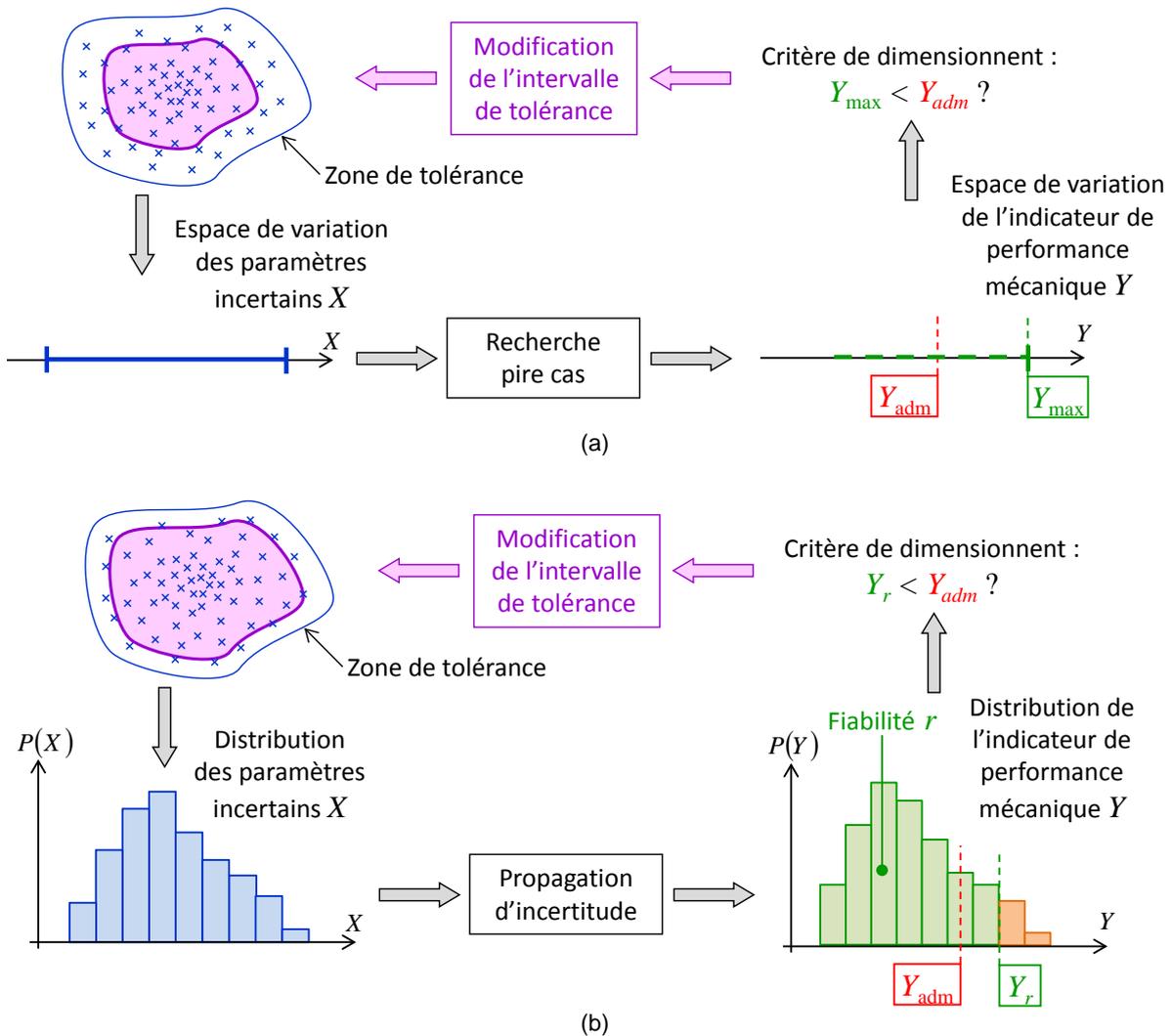


Figure 1-21. Descriptions des approches de tolérancement, (a) pire cas, (b) fiabiliste.

Ce premier chapitre a permis d'identifier les problématiques technologiques et les verrous scientifiques posés par la conception en vue de l'industrialisation des assemblages mécaniques de structures composites. Les travaux présentés dans ce manuscrit ne prétendent pas avoir résolu l'ensemble des verrous mentionnés. Un certain nombre d'outils et de démarches sont proposés. Un bilan quantitatif des avancées verrou par verrou et des perspectives est présenté dans le Chapitre 5.

On remarque que les problématiques de conception et d'industrialisation amènent des verrous scientifiques qui se recoupent sur les aspects modélisation (verrous v2 et v4). Ce document est donc construit autour de 3 autres chapitres. Le chapitre 2 est consacré à la modélisation des assemblages multi-fixations. Après un état de l'art sur les modèles d'assemblage et leurs utilisations, les différents modèles développés dans le cadre de ces travaux sont présentés et leurs intérêts sont illustrés à travers des exemples. Le Chapitre 3 se focalise sur la modélisation raffinée de la dégradation par matage dans les composites stratifiés. Le Chapitre 4 présente une démarche de tolérance fiabiliste et les outils associés. Cette démarche est illustrée à travers des exemples comportant plusieurs sources de variabilité.

Chapitre 2

Choix et constructions des modèles d'assemblages multi-fixations

2.1 Etat de l'art sur les modèles d'assemblage multi-fixations

L'objectif de cette partie est de formaliser globalement les besoins en termes de modélisation d'assemblage multi-fixations, puis, à partir à la fois de l'analyse présentée dans le Chapitre 1 et d'un état de l'art, de définir le potentiel qu'offrent les différents types de modélisations. Enfin, une synthèse permet d'identifier les lacunes de la littérature et ainsi de justifier les travaux qui ont été menés à l'I2M.

2.1.1 Besoins et critères de performance des modèles

Comme on l'a vu dans le 1^{er} chapitre, la modélisation des transferts de charge dans les assemblages multi-fixations composites ou composite-métal nécessite la prise en compte d'un certain nombre de paramètres et de phénomènes physiques qui ont été listés dans la section 1.4.2. La façon de représenter et d'identifier ces paramètres ou phénomènes va conditionner la performance globale du modèle. Les principaux critères de performances sont les suivants :

- Précision, confiance sur les résultats
- Domaine de validité et adaptabilité
- Temps et coûts de calcul (machines, licences logiciels)
- Coûts de développement récurrents et non-récurrents (identification et validation, mise en œuvre, implémentation, formation des personnels ...)

Ces critères étant fondamentalement antinomiques, le développement ou le choix d'un modèle est donc une question de compromis. Par ailleurs, la sélection d'un modèle vis-à-vis de ces critères dépend de son positionnement dans la démarche de conception. Le choix du ou des modèles sera différent selon que l'objectif est de comprendre et d'identifier les phénomènes physiques prépondérants, d'effectuer un choix de technologie et d'architecture, un pré-dimensionnement, une étude de sensibilité, une optimisation, une propagation d'incertitude, une validation ou une certification. Le Tableau 2-1 propose un classement qualitatif de l'importance des critères en fonction des objectifs. Les coûts de développement acceptables dépendent de la valeur ajoutée du produit, des gains potentiellement attendus mais également du potentiel et de la volonté en termes de recherche et développement de l'entreprise. Il est important de remarquer qu'en général dans un processus de conception plusieurs modèles seront utilisés pour remplir chacun des objectifs des différentes étapes.

Objectif	Précision, confiance sur les résultats	Domaine de validité et adaptabilité	Temps et coûts de calcul	Coûts de développement*
Compréhension et identification des phénomènes physiques prépondérants	+	++	+	+
Sélection de technologie et d'architecture, pré-dimensionnement	+	++	++	++
Optimisation, étude de sensibilité, propagation d'incertitude	+	+++	+++	+
Validation, certification	+++	+	+	+

* cas de produits à forte valeur ajoutée (dépend du domaine d'application et des gains potentiels)

Tableau 2-1. Classement qualitatif de l'importance des critères en fonction des objectifs.

2.1.2 Classifications et potentiel des différents modèles

Les modèles se différencient par la manière de représenter les différents paramètres et phénomènes physiques qui ont été classés en 4 catégories dans la Section 1.4.2. : géométrie, matériau, interface/interaction et structure. Les choix de modélisation concernant chacune de ces catégories interagissent. Cependant, les choix de la représentation géométrique et des cinématiques associées conditionnent fortement la latitude en termes de modèle d'interface, de prise en compte des non-linéarités matériaux et géométriques. De plus, ces choix conditionnent la taille du modèle d'un point de vue numérique et donc la capacité à simuler des structures de grandes dimensions comportant un nombre important de fixations. Je propose donc ici une classification s'appuyant sur les représentations géométriques et les cinématiques associées aux pièces et aux fixations. On verra ensuite quels sont les comportements d'interface et de matériau qui peuvent être combinés avec ces représentations.

2.1.2.1 Géométrie et cinématique associées aux fixations et aux pièces

Comme évoqué précédemment, le concepteur a besoin de modèles possédant différents niveaux de complexité. Le panel de modèles disponibles provient essentiellement de la diversité des représentations possibles pour les fixations d'un côté et les pièces de l'autre. La Figure 2-1 synthétise les différentes représentations possibles des fixations et des pièces par complexité décroissante en allant du haut vers le bas. Les différences se situent au niveau de la représentation explicite ou non des volumes des pièces et des surfaces de contact. La déformabilité de la fixation peut être introduite soit par la discrétisation d'un volume, soit par des raideurs localisées introduites dans un ou plusieurs connecteurs.

Il est évident que ces différentes représentations pour les fixations et les pièces ne peuvent pas être combinées à volonté. Les choix des représentations géométriques et des cinématiques associées conditionnent les possibilités en termes de type d'interaction, c'est-à-dire de comportement des interfaces entre pièces et fixations mais également de comportement des matériaux.

2.1.2.2 Interactions entre pièces et fixations

Les interactions entre les pièces concernent trois zones : le contact entre le fût et les alésages, le contact au niveau du plan de recouvrement des pièces et le contact sous la tête de vis et l'écrou. Globalement, les interactions peuvent être représentées de trois manières :

- contact frottant résolu numériquement entre deux surfaces dont l'une au moins est associée à une pièce déformable et donc discrétisée
- couplage cinématique (relation sur les déplacements) partiel ou non (sur un ou tous les degrés de liberté) entre deux surfaces discrétisées ou entre un nœud de contrôle et une surface discrétisée à partir d'une hypothèse sur la définition de la zone et de l'état (adhérent ou glissant) du contact
- interaction incluse implicitement de manière phénoménologique dans le comportement de la connexion représentant la fixation

Rien n'oblige à utiliser la même méthode pour les trois zones d'interaction bien au contraire puisqu'elles ne présentent pas les mêmes caractéristiques. En effet, selon les cas de figure et les phénomènes que l'on veut représenter, la zone et l'état (adhérent ou glissant) du contact peuvent être amenés à évoluer ou non. Ainsi, un contact dont la zone n'évolue pas et où l'état demeure adhérent peut être représenté par un couplage cinématique sans perte d'information. C'est le cas pour le contact au niveau du plan de recouvrement des pièces et le contact sous la tête et l'écrou, si la précharge est assez élevée pour éviter le décollement des têtes et des pièces lors du chargement. Le Tableau 2-2 donne la capacité des différents modèles d'interaction à représenter certains phénomènes propres aux assemblages mécaniques. Dans les modèles simplifiés à base de connecteur, l'interaction du modèle de fixation avec celui des pièces est le plus souvent ponctuelle (sur un nœud de maillage EF par exemple), mais elle peut également être répartie même si l'objectif n'est pas de prédire l'état de contrainte autour de l'alésage. Ces modèles montrent leurs limites lorsqu'il s'agit d'étudier l'effet de certains paramètres comme la précharge, le jeu ou les coefficients de frottement sur le comportement de l'assemblage. Autour d'une configuration donnée, les modèles simplifiés à base de connecteurs peuvent être très efficaces notamment pour prédire la répartition des charges entre les fixations. Il faut aussi noter qu'un modèle où l'interaction est incluse implicitement de manière phénoménologique dans le comportement de la connexion implique une identification spécifique pour chaque configuration d'assemblage.

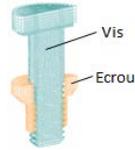
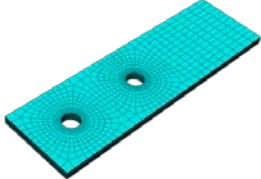
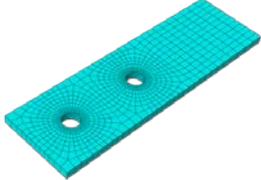
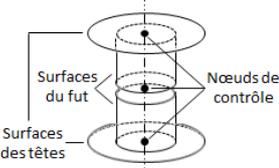
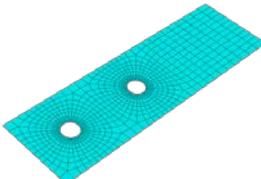
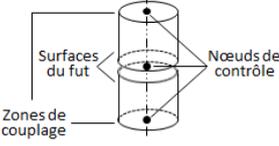
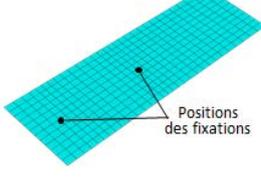
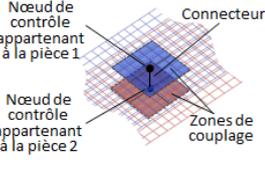
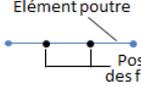
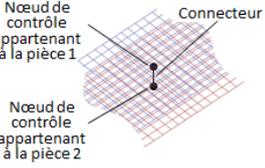
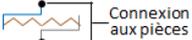
Description	Représentation	Description	Représentation
Vis et écrou avec filetage modélisés par des éléments 3D solide avec une interaction de type contact frottant	 <p>Vis Ecrou</p>	Pièce avec alésages modélisés par des éléments 3D solide	
Vis et écrou modélisés par une seule pièce discrétisée par des éléments 3D solide	 <p>Vis et écrou</p>	Pièce avec alésages modélisés par des éléments coque volumique	
Vis et écrou avec têtes modélisés par des surfaces rigides connectées élastiquement	 <p>Surfaces du fut Nœuds de contrôle Surfaces des têtes</p>	Pièce avec alésages modélisés par des éléments coque conventionnel	
Fut de la vis modélisé par des surfaces rigides connectées élastiquement avec couplage cinématique entre les nœuds de contrôle et les nœuds des pièces	 <p>Surfaces du fut Nœuds de contrôle Zones de couplage</p>	Pièce sans alésages modélisés par des éléments coque conventionnel	 <p>Positions des fixations</p>
Vis et écrou modélisés par un connecteur possédant un comportement axial et radial avec couplage cinématique entre les nœuds des connecteurs et les nœuds des pièces	 <p>Nœud de contrôle appartenant à la pièce 1 Connecteur Nœud de contrôle appartenant à la pièce 2 Zones de couplage</p>	Pièce sans alésages modélisés par un élément poutre (membrane ou membrane + flexion)	 <p>Élément poutre Positions des fixations</p>
Vis et écrou modélisés par un connecteur possédant un comportement axial et radial	 <p>Nœud de contrôle appartenant à la pièce 1 Connecteur Nœud de contrôle appartenant à la pièce 2</p>		
Vis et écrou modélisés par un connecteur possédant un comportement radial 1D et éventuellement axial	 <p>Connexion aux pièces</p>		

Figure 2-1. Différentes représentations possibles (a) des fixations et (b) des pièces.

Zone concernée	Phénomène	Type de modèle		
		Contact frottant	Couplage cinématique	Interaction incluse dans le comportement de la connexion
Contacts au niveau du plan de recouvrement des pièces et contact sous la tête et l'écrou	Répartition de la charge entre adhérence et glissement	Oui A partir de paramètres physiques élémentaires	Non	Oui A partir d'une identification spécifique à la configuration d'assemblage
Contact entre le fut et les alésages	Rattrapage du jeu	Oui	Non	Oui
Contact entre le fut et les alésages	Evolution de raideur lors de la prise de contact	Oui A partir de paramètres physiques élémentaires	Non	Oui A partir d'une identification spécifique à la configuration d'assemblage
Contacts au niveau du plan de recouvrement des pièces et contact sous la tête et l'écrou	Rôle de la précharge sur la flexion secondaire	Oui A partir de paramètres physiques élémentaires	Oui Si la précharge est suffisante (non décollement)	Non
Contact entre le fut et les alésages	Rôle des non-linéarités matériau sur la distribution des charges entre fixations	Oui A partir de paramètres physiques élémentaires	Non	Oui A partir d'une identification spécifique à la configuration d'assemblage
Contact entre le fut et les alésages	Répartition des contraintes en bord d'alésage et prévision de la rupture	Oui A partir de paramètres physiques élémentaires	Non	Oui A partir de critères macroscopiques ou d'une ré-analyse locale

Tableau 2-2. Capacité des différents modèles d'interaction à représenter certains phénomènes propres aux assemblages mécaniques.

A partir de cette analyse, un certain nombre d'associations d'interactions et de modèles de pièces et de fixations sont envisageables. La Figure 2-2 en présente une synthèse. Des références sont données pour le lecteur qui souhaitera plus de détails sur la mise en œuvre de ces modélisations.

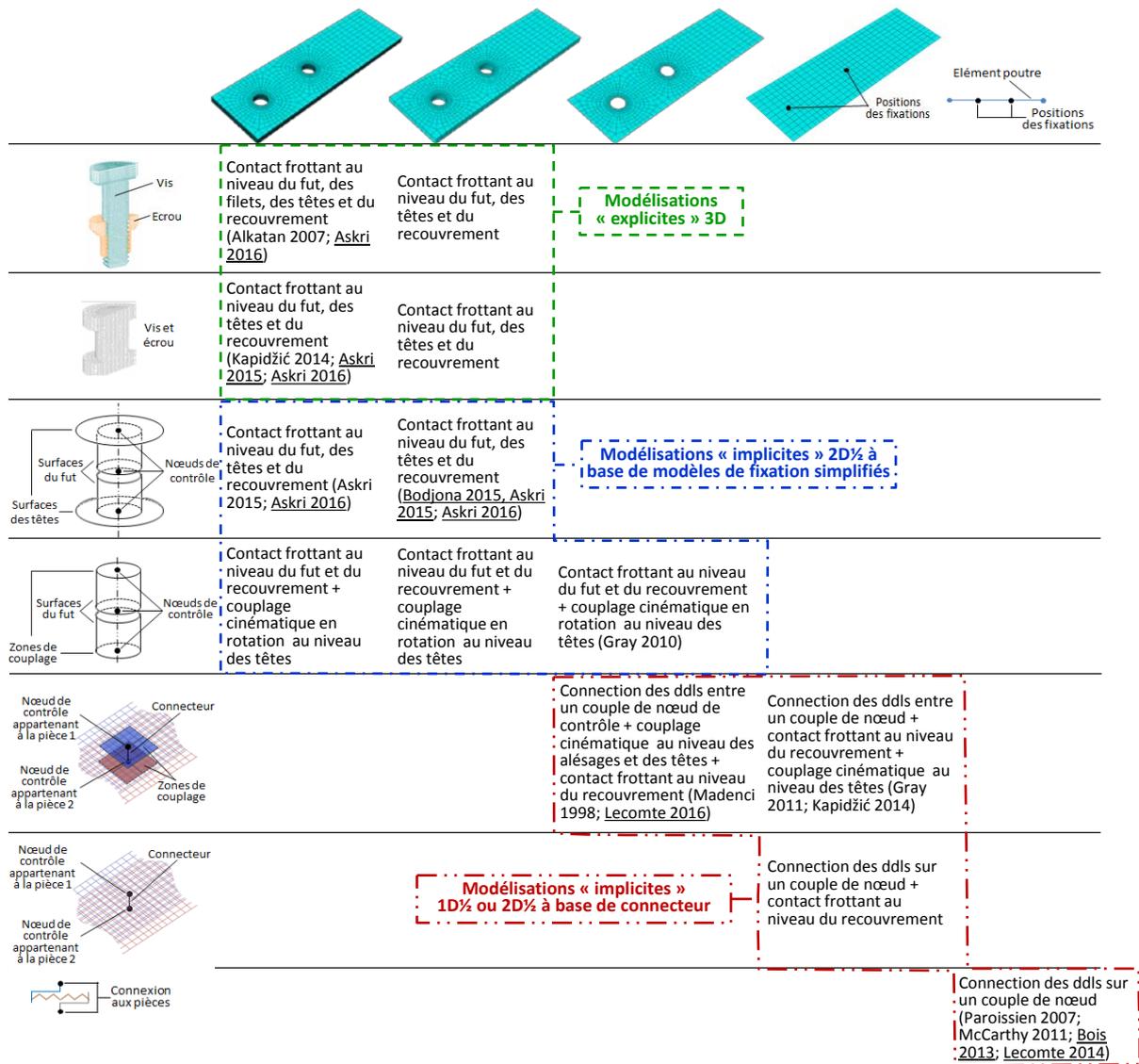


Figure 2-2. Interactions adaptées aux différentes associations entre modèles de fixation et de pièce.

Il est important de noter que le modèle d'interaction influe sur la façon d'intégrer la précharge. Si les contacts au niveau du plan de recouvrement des pièces et sous la tête et l'écrou sont modélisés par un contact frottant, la précharge peut être modélisée en introduisant une interférence géométrique initiale sous tête ou une pré-contrainte dans la fixation qui doit être alors séparée en deux éléments. Si les contacts sous la tête et l'écrou ne sont pas représentés explicitement, la précharge peut être modélisée en introduisant une précharge dans le connecteur représentant la fixation. Elle génère alors une pression de contact au niveau du plan de recouvrement. Si aucun contact n'est représenté explicitement, la force de glissement engendrée par la précharge peut être modélisée implicitement de manière phénoménologique dans le comportement radial de la connexion représentant la fixation.

Le choix du type d'élément pour les pièces a également une influence sur la modélisation de la précharge. Les éléments coques conventionnels ne permettent pas d'intégrer la raideur hors plan des pièces et les effets Poisson associés. Des éléments coques volumiques permettent d'introduire une raideur hors plan à la fois dans la direction normale et en cisaillement et ainsi de s'approcher de la précision qu'offrent des éléments 3D.

2.1.2.3 Comportement des matériaux des pièces et des fixations

On a vu dans la section 1.4.2 le rôle du comportement des matériaux sur le comportement des assemblages à la fois en termes de répartitions des charges entre les fixations mais également en termes de rupture. Les phénomènes qui peuvent jouer un rôle sont les non-linéarités liées aux dégradations (plasticité et endommagement) et aux comportements visqueux mais également l'anisotropie induite par le matériau composite et les déformations d'origine thermique ou hydrique. Globalement, les comportements peuvent être représentés de deux manières :

- Explicite sous forme de lois de comportement à une échelle pertinente pour le matériau (échelle du pli pour le composite par exemple)
- Phénoménologique et macroscopique dans le comportement de la ou des connexions représentant la fixation sous la force d'une réponse force déplacement

La Figure 2-3 regroupe les comportements matériaux envisageables en fonction des modèles géométriques et cinématiques associés aux pièces et aux fixations. Des références sont données pour le lecteur qui souhaitera plus de détails sur la mise en œuvre de ces modélisations.

Comme on l'a mentionné dans la section 1.5 et comme on le détaillera dans le chapitre 3, les mécanismes d'endommagement dans les composites stratifiés sont nombreux et fortement couplés notamment en matage. Une modélisation fine à l'échelle du pli est pertinente pour représenter les différents mécanismes et introduire certains couplages. Cependant, la mise en œuvre de tels modèles nécessite des développements numériques importants (intégration de routines dans les codes commerciaux). Les coûts de ces développements et les temps de calculs associés à ces modélisations fortement non-linéaires ne sont aujourd'hui pas compatibles avec le calcul de structures à grand nombre de fixations. A l'inverse, les approches phénoménologiques et globales permettent d'introduire simplement une perte de raideur et de prédire ainsi la redistribution des charges entre les fixations provoquée par les mécanismes de dégradation. Toutefois, associées à des modèles de pièces où les alésages ne sont pas représentés, ces approches ne donnent pas accès aux champs de contraintes locaux en bord de trou. Ainsi, la prévision des modes de rupture en net-section ou en matage repose sur des critères macroscopiques au domaine de validité étroit ou sur une ré-analyse locale basée sur une modélisation fine à l'échelle du pli.

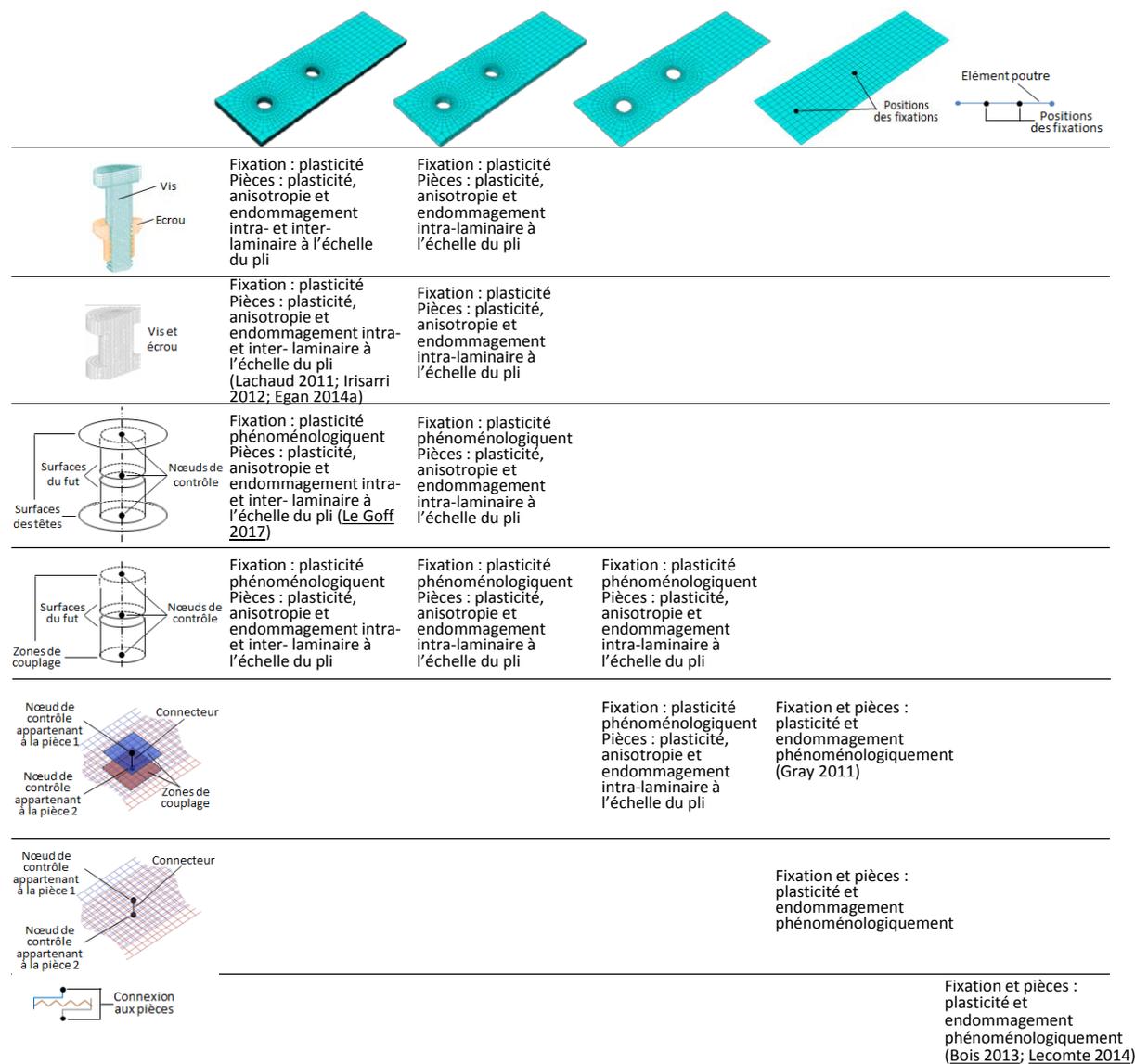


Figure 2-3. Comportements des matériaux envisageables pour les différentes associations entre modèles géométriques et cinématiques de fixation et de pièce.

Par ailleurs, que ce soit pour les interactions ou les comportements matériaux, une échelle élevée de modélisation engendre la suppression en tant que donnée d'entrée de certaines caractéristiques physiques. Il est alors impossible d'évaluer l'effet de ces caractéristiques sur le comportement et les performances de l'assemblage. De plus, une échelle de modélisation élevée implique un regroupement de phénomènes et par conséquent la perte de certains couplages.

2.1.2.4 Représentation des défauts et variabilités de mise en œuvre

Les défauts et variabilités de mise en œuvre impactant le comportement des assemblages par fixation ont été listés et présentés dans la section 1.4.3. L'analyse des effets de ces défauts et variabilités nécessite des modèles capables de les représenter et de prédire leurs effets éventuels. Les effets associés à chacun de ces défauts et variabilités sont listés ci-dessous :

- i. Variabilité dimensionnelle des alésages
 - i.1 : effet sur la répartition des charges entre les fixations (jeu et prise de contact)
 - i.2 : effet sur la répartition des contraintes en bord d'alésage et le matage
- ii. Défauts de forme et d'orientation des alésages
 - ii.1 : effet sur la répartition des charges entre les fixations
 - ii.2 : effet sur la répartition des contraintes en bord d'alésage et sur le matage
- iii. Défauts matériau engendrés lors du perçage
 - iii.1 : effet sur la répartition des contraintes en bord d'alésage et sur le matage
- iv. Défaut d'alignement des alésages lors du montage des fixations
 - iv.1 : effet sur la répartition des charges entre les fixations
- v. Défauts de forme des pièces (au niveau du plan de recouvrement)
 - v.1 : effet sur la maîtrise du serrage des fixations
 - v.2 : effet sur l'état (contraintes/déformations) résiduel après assemblage
- vi. Incertitudes sur la précharge effective
 - vi.1 : effet sur la répartition entre les modes de transfert de charge par adhérence et contact
- vii. Variations de température et d'hygrométrie
 - v.1 : effet sur le désalignement entre les alésages lors de l'assemblage de matériaux dissimilaires (dilatation dans le plan de recouvrement)
 - v.2 : effet sur la maîtrise du serrage des fixations (dilatation hors-plan)

La Figure 2-4 synthétise les possibilités de représentations et de prédictions de l'effet des défauts et variabilités en fonction des différentes associations entre modèles géométriques et cinématiques de fixation et de pièces. Les quelques références en lien avec cette problématique sont mentionnées.

Pour les effets i.2, ii.2, iii.1 relatifs au mode de dégradation par matage, en plus de la représentation géométrique du défaut, il faut évidemment associer un modèle de comportement ou un critère adapté. Comme on le verra dans le Chapitre 3, en présence d'un confinement hors plan, on peut admettre que la modélisation de l'endommagement inter-laminaire (délamination) n'est pas nécessaire à la prédiction du matage, ce qui permettrait d'étudier l'effet i.2 avec les modèles utilisant des éléments coques. Il faut également noter que l'analyse de certains effets nécessite la simulation de la séquence d'assemblage (mise en position et bridage des pièces, montage des fixations puis chargement).

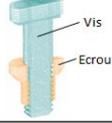
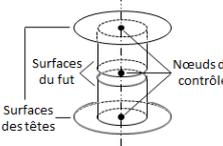
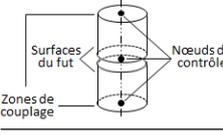
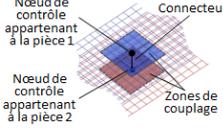
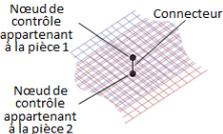
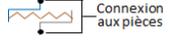
				
	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2		
	i.1, i.2 (McCarthy 2005) ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2		
	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 (Askri 2016) v.1, v.2 vi.1 (Askri 2016) vii.1, vii.2		
	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2	
			i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2	i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2
				i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 v.1, v.2 (Knight 2009; Knight 2012) vi.1 vii.1, vii.2
				i.1, i.2 ii.1, ii.2 iii.1 iv.1 (Lecomte 2014) v.1, v.2 vi.1 vii.1, vii.2

Figure 2-4. Possibilité de représentations et de prédictions de l'effet des défauts et variabilités en fonction des différentes associations entre modèles géométriques et cinématiques de fixation et de pièces. Les éléments non représentables sont barrés (voir liste page 104).

2.1.3 Synthèse de l'état de l'art

La complexité, le nombre de phénomènes à représenter et la variété des besoins ont conduit au développement d'un nombre très important de modélisations. Mais globalement les modèles d'assemblage multi-fixations peuvent être classés en trois grandes catégories de modélisation mises en évidence sur la Figure 2-2 :

- « explicites » 3D
- « implicites » 2D½ à base de surfaces rigides connectées
- « implicites » 1D½ ou 2D½ à base de connecteurs

Les modélisations « explicites » 3D ont l'avantage d'introduire les phénomènes à des échelles cohérentes avec leurs physiques. Elles s'appuient ainsi sur des caractéristiques physiques élémentaires ce qui leur permet d'avoir des domaines de validité étendus et une forte adaptabilité notamment en termes de géométrie. Toutefois les temps de calculs qui sont de l'ordre de quelques heures pour un assemblage de 4 fixations ne permettent pas de réaliser des études paramétriques étendues, de l'optimisation ou du tolérancement de variabilité ou même de traiter un assemblage de plusieurs dizaines de fixations. Ces modèles servent essentiellement à identifier et analyser les phénomènes mis en jeu, à valider ou identifier les modèles simplifiés (« implicite ») et à valider ou certifier une solution par une ré-analyse locale.

Les modélisations « implicites » 2D½ à base de surfaces rigides connectées permettent une réduction significative des temps de calculs, d'un facteur compris entre 5 et 15 environ, tout en gardant un domaine de validité proche des modélisations « explicites » 3D. Cette réduction est essentiellement due à la réduction du nombre de degrés de liberté. Toutefois, une attention particulière doit être portée à la gestion des contacts entre surfaces rigides et surfaces maillées. En effet, en rigidifiant la fixation, la résolution de la loi de contact peut devenir plus difficile. Par conséquent, le nombre d'itérations par incrément de chargement peut augmenter par rapport à un modèle où les fixations sont maillées. Certains codes de calcul permettent d'ajuster les paramètres numériques qui gèrent la résolution de la loi de contact et ainsi de limiter cet effet. Avec le développement des puissances de calculs et notamment la mise à disposition de cluster de calculs possédant plusieurs centaines de cœurs, les modélisations « implicites » 2D½ à base de surfaces rigides connectées offrent un compromis très intéressant entre les modélisations « explicites » 3D et « implicites » 1D½ ou 2D½ à base de connecteurs.

Dans les modélisations « implicites » 1D½ ou 2D½ à base de connecteurs, chaque fixation est représentée par un ressort ou un macroélément dont le comportement est enrichi pour introduire l'effet de la précharge, l'effet du jeu (rattrapage et prise de contact), l'effet des non-linéarités matériaux (matage par plasticité ou endommagement). Ce type de modèle a l'avantage de pouvoir être résolu analytiquement ou semi-analytiquement pour les problèmes 1D ou numériquement lorsque les pièces sont représentées par des éléments coques pour les problèmes 2D. La suppression d'une partie ou de la totalité des contacts mais également du maillage fin autour des alésages permet de réduire considérablement les temps de calculs. Ils sont donc adaptés aux études paramétriques, à l'optimisation ou au tolérancement des variabilités qu'ils sont capables de représenter. Cependant ces analyses doivent être menées avec précaution afin de rester dans le domaine de validité de ces modèles et de l'identification sur laquelle ils s'appuient.

Revenons maintenant sur les trois critères de performance énoncés en début de chapitre :

- Précision, confiance sur les résultats
- Domaine de validité et adaptabilité
- Temps et coûts de calculs (machines, licences logiciel)
- Coûts de développement récurrents et non-récurrents (identification et validation, mise en œuvre, implémentation, formation des personnels)

Lorsque l'on évalue la performance d'un modèle, on évoque souvent la précision. Mais les modèles se différencient davantage par leur domaine de validité. En effet, un modèle analytique utilisé pour des configurations proches de celles utilisées pour identifier la ou les lois macroscopiques sur lesquelles il est basé sera très précis pour un coût d'identification raisonnable. Par ailleurs, l'utilisation de lois macroscopiques ou équivalentes permet d'intégrer plus facilement des phénomènes complexes comme le matage des matériaux composites étendant ainsi le domaine de validité.

La réduction du temps de calculs passe par la suppression ou la forte réduction de la discrétisation des fixations, l'utilisation d'éléments coques au lieu d'éléments 3D, la suppression des alésages et des zones finement discrétisées induites, mais également la non prise en compte de certains contacts. Notons que la prise en compte des non-linéarités implique une discrétisation temporelle associée à une résolution itérative pour assurer la convergence. Comme on le verra au Chapitre 3, la modélisation des mécanismes d'endommagement associés au phénomène de matage pose un certain nombre de difficultés à ce sujet.

Concernant les coûts de développement des modèles, les besoins liés à l'implémentation peuvent être différents selon les modèles. Un modèle « explicite » 3D nécessite la définition d'une géométrie complexe et d'un grand nombre d'interactions. Mais il bénéficie des facilités qu'offrent les codes de calculs commerciaux et que maîtrisent la plupart des ingénieurs aujourd'hui. Les modèles « implicites » 2D½ à base de surfaces rigides connectées et « implicites » 2D½ à base de connecteurs peuvent également s'appuyer sur les codes commerciaux. En effet, la plupart de ces codes permet de créer des surfaces rigides connectées ou des couplages cinématiques. Néanmoins, ces développements requièrent une expertise et dans certains cas la programmation de routines utilisateur. Les modèles « implicites » 1D½ à base de connecteurs pouvant être résolus analytiquement ou semi-analytiquement sont généralement développés avec un langage de programmation générique (Fortran, C++, Matlab, Csilab ...). Certains sont d'ailleurs commercialisés. Cette méthode offre une grande souplesse en permettant d'ajouter des fonctionnalités mais nécessite un investissement important.

Concernant les coûts liés à l'identification, un modèle « explicite » 3D nécessite un plus grand nombre d'essais car les paramètres d'entrée sont plus nombreux et pour certains difficiles à caractériser comme les coefficients de frottement ou les paramètres représentant le comportement non-linéaire du matériau composite. Toutefois, certaines caractéristiques physiques élémentaires peuvent être trouvées dans la littérature. Les modèles « implicites » 1D½ ou 2D½ à base de connecteurs s'appuient sur des lois phénoménologiques macroscopiques ou équivalentes nécessitant des procédures d'identification spécifiques non standardisées sur des éprouvettes technologiques (élément de structure) qu'il faut élaborer et reproduire dès que l'on change de configuration (changement d'un des matériaux, d'une épaisseur de pièce, du diamètre de fixation ...). Les modélisations « implicites » 2D½ à base de surfaces rigides connectées reposent généralement, comme pour les modèles « explicite » 3D, sur des caractéristiques physiques élémentaires. C'est le cas si les raideurs associées aux connexions entre les surfaces rigides s'appuient sur un modèle de comportement analytique de fixation (Huth, 1986; Swift, 1971; Tate and Rosenfeld, 1946). Mais c'est également le cas si les raideurs

sont identifiées à partir d'un modèle « explicite » 3D (Askri et al., 2016; Kapidžić et al., 2014).

A partir de ces éléments, le Tableau 2-3 présente une synthèse qualitative de la performance des différents types de modèles. Comme mentionné dans la section 2.1.1, chaque type de modèle est nécessaire pour remplir chacun des objectifs des différentes étapes de conception. L'objectif de cette synthèse est donc d'identifier les lacunes de l'état de l'art vis-à-vis du potentiel et des possibilités offertes par les différentes modélisations et mis en avant dans la Section 2.1.2. Cette analyse permet de justifier et de positionner les travaux qui sont menés à l'I2M. A titre indicatif, sur les Figure 2-2, Figure 2-3 et Figure 2-4, les références issues des travaux menés à l'I2M sur lesquels s'appuie ce manuscrit sont soulignées.

Comme déjà mentionné dans le Chapitre 1 (Section 1.5), la modélisation explicite des différents mécanismes d'endommagement à l'origine du matage des composites stratifiés nécessite des développements pour notamment étendre les domaines de validité de ces modèles. Ce point fait l'objet du 3^{ème} Chapitre de ce manuscrit.

Pour ce qui est des modèles simplifiés dit « implicites », seuls réellement adaptés aux assemblages comportant un grand nombre de fixations, les principales lacunes identifiées concernent la prise en compte des défauts et variabilités de mise en œuvre et notamment les effets sur la répartition des charges entre les fixations et l'état résiduel de contraintes après assemblage. En effet, les Figure 2-3 et Figure 2-4 montrent que peu de travaux ont été publiés sur le sujet. Knight et al. (Knight et al., 2009, 2012) ont réalisé des études de sensibilité de certains défauts de forme sur des structures de lanceurs spatiaux. Ces analyses de cas illustrent le besoin mais ne proposent pas d'outil et de méthode génériques de tolérancement. Par ailleurs, dans le Chapitre 1 (Section 1.4), on a mis en évidence l'interaction entre les variabilités de mise en œuvre et les non-linéarités matériau. Il est donc nécessaire de proposer des modèles intégrant à la fois ces variabilités et les dégradations matériaux.

Type de modèle	Précision, confiance sur les résultats	Domaine de validité et adaptabilité	Faible temps et coûts de calcul	Coûts de développement
« Explicite » 3D	++(+*)	+++	+	+++
« Implicite » 2D½ à base de surfaces rigides connectées	++	++	++	++
« Implicites » 1D½ ou 2D½ à base de connecteur	++	+	+++	+(+**)

* si identification précise des données d'entrée

** si utilisation d'un code commercial

Tableau 2-3. Synthèse qualitative de la performance des différents types de modèles.

A partir de ce constat, les travaux menés à l'I2M en termes de modélisation des assemblages multi-fixations se sont organisés en deux étapes. Tout d'abord, pour aboutir à une première analyse des effets de certains défauts et variabilités de mise en œuvre et de l'interaction entre ces variabilités et les non-linéarités matériau, nous avons opté pour un modèle « implicites » $1D\frac{1}{2}$. En effet, ce type de modèle permet sous forme phénoménologique d'intégrer la complexité des nombreux phénomènes impliqués. Ce travail a permis de consolider notre compréhension physique du problème. Même s'il ne permet pas d'intégrer tous les types de variabilité et de simuler le comportement de structures réelles, il constitue une étape incontournable avant de passer à la seconde étape qui a consisté à développer un modèle « Implicite » $2D\frac{1}{2}$ à base de surfaces rigides connectées au domaine de validité plus étendu. Les modèles « Implicite » $2D\frac{1}{2}$ à base de surfaces rigides connectées proposés dans la littérature (Bodjona et al., 2015; Gray and McCarthy, 2010), ne représentent pas correctement les modes de déformation de la fixation. En modélisant la fixation par une poutre, certains phénomènes physiques prépondérants dans le comportement global et local de l'assemblage sont négligés. Les déformations par écrasement au niveau du fût et de la tête ne sont pas prises en compte dans la raideur de la fixation. De plus, la rotation des surfaces rigides des têtes par rapport au fût dans le modèle proposé par Bodjona et al. fait intervenir la raideur en flexion de la poutre alors que cette rotation est en réalité causée par la déformation de la tête et des déformations locales comme observé sur les résultats de (Alkatan et al., 2007). Ainsi, nous proposons un modèle où les raideurs des connecteurs reliant les surfaces rigides sont identifiées à partir d'un modèle « Explicite » 3D qui intègre les différents modes de déformation de la fixation.

2.2 Proposition d'un modèles $1D\frac{1}{2}$ incluant les non-linéarités de comportement

Les travaux présentés dans cette section ont été réalisés dans le cadre des stages de Marilena Colt et d'Alvaro Bautista, ainsi que de la thèse de Julie Lecomte (Lecomte, 2016; Lecomte et al., 2014).

2.2.1 Description du modèle

Le modèle présenté s'appuie sur les travaux de (Andriamampianina et al., 2012; McCarthy and Gray, 2011; Paroissien et al., 2007). Il s'agit d'un modèle représentant l'assemblage de deux substrats par une rangée de fixation sollicité uni-axialement dans la direction de la rangée de fixation (Figure 2-5). On suppose que les substrats travaillent uniquement en tension (membrane). Ce modèle est donc adapté à des cas où la flexion des substrats est négligeable comme c'est le cas pour des assemblages double recouvrement (éclissage).

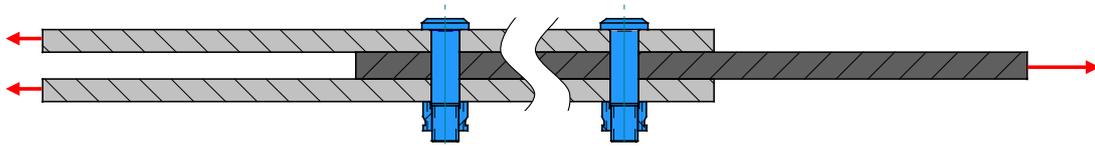
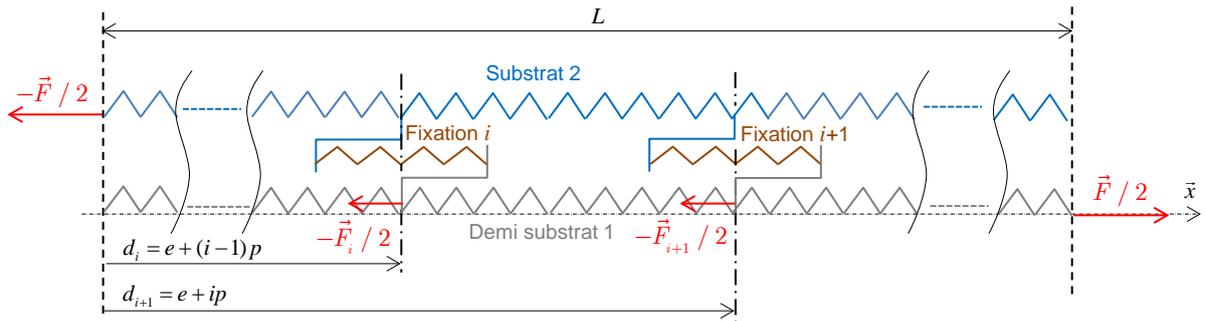
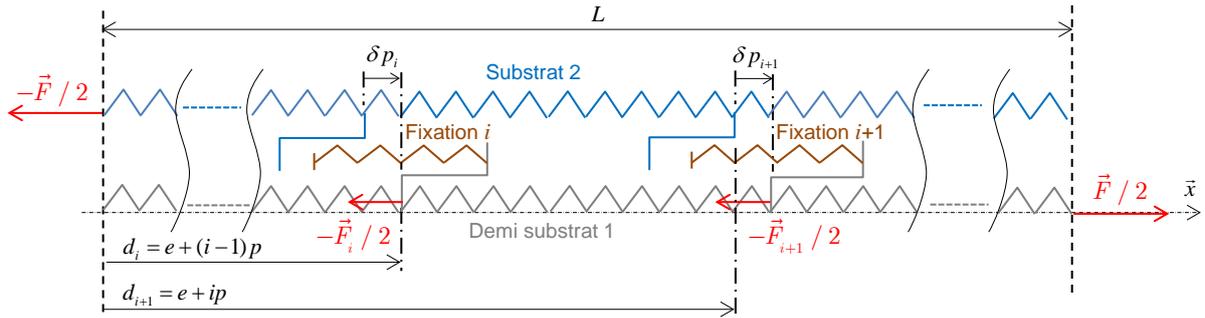


Figure 2-5. Assemblage à une rangée de fixation sollicité uni-axialement en configuration double recouvrement.


 Figure 2-6. Description générale du modèle $1D\frac{1}{2}$.

 Figure 2-7. Description du modèle $1D\frac{1}{2}$ avec prise en compte des défauts d'alignement des alésages.

2.2.1.1 Formulation générale

Le modèle est décrit sur la Figure 2-6. Chaque substrat est découpé en $n + 1$ tronçons au droit de l'axe de chaque fixation, n correspondant au nombre de fixation. Chaque tronçon est représenté par un ressort dont la raideur est calculée à partir du module de Young du matériau du substrat, de la longueur et de la section du tronçon. Chaque fixation est également représentée par un ressort dont la raideur sécante est notée k_i défini par :

$$F_i = k_i (u_i^{(1)}(d_i) - u_i^{(2)}(d_i)) \quad (2-1)$$

où F_i est l'effort transmis par la fixation i et $u_i^{(q)}(d_i)$ est le déplacement en $x = d_i$ du substrat q . La définition et l'identification de la raideur sécante k_i seront abordées dans la Section 2.2.2. On verra notamment comment il est possible, à travers une loi non-linéaire, d'introduire différents phénomènes.

L'écriture de l'équilibre de chaque tronçon, des conditions de continuité en déplacement et les conditions aux limites permet de déterminer les déplacements et les efforts le long des substrats. La seule non-linéarité provient alors de la raideur sécante k_i . La résolution est donc semi-analytique. La charge appliquée est incrémentée progressivement et les raideurs sécantes sont déterminées dans un schéma itératif implicite par une méthode de points fixes.

2.2.1.2 Prise en compte des défauts d'alignement des alésages

On a mis en évidence dans le Chapitre 1 (Section 1.4.3) l'effet des défauts d'alignement des alésages sur la répartition des charges entre les fixations. Nous avons donc adapté le modèle $1D\frac{1}{2}$ afin qu'il puisse prendre en compte ce type de défaut. Comme représenté sur la Figure 2-7, la modification consiste à décaler de la valeur du défaut, notée δp_i , les sections où sont fixés les ressorts représentant les fixations. Ce décalage est fait arbitrairement sur l'un des substrats. Ce décalage modifie alors la relation pilotant le comportement de la fixation comme suit :

$$F_i = k_i \left(\delta p_i + u_i^{(1)}(d_i) - u_i^{(2)}(d_i) \right) \quad (2-2)$$

Les autres équations du modèle restent inchangées. La résolution est faite en deux étapes. Dans la première étape, aucun chargement extérieur n'est appliqué à l'assemblage et les défauts d'alignement sont augmentés progressivement. Cette étape revient à simuler la phase d'assemblage et permet d'obtenir l'état de précharge post-assemblage. Si le jeu entre fut de fixation et alésage, introduit implicitement dans le comportement de la fixation, est suffisamment important, aucune précharge ne résultera de cette première étape. La seconde étape consiste à appliquer le chargement extérieur progressivement. Le développement du système d'équations est détaillé dans (Lecomte et al., 2014).

2.2.1.3 Extension aux assemblages hybrides boulonnés collés

La technologie hybride d'assemblage par boulonnage et collage est une solution intéressante pour améliorer la performance mécanique (voir Section 1.4.1). Cependant le gain de performance est conditionné par la maîtrise de la répartition des charges entre les deux chemins d'effort (adhésif et fixations) et donc par un choix judicieux des paramètres de conception tel que l'épaisseur et la rigidité de l'adhésif ou le diamètre et l'espacement des fixations (Bodjona et al., 2015; Bois et al., 2013b; Hoang-Ngoc and Paroissien, 2010; Kelly, 2005a). Au-delà de cet intérêt industriel, cette technologie est un support d'étude intéressant pour mettre en évidence le rôle des non-linéarités matériau sur le comportement des assemblages et l'interaction qu'il peut y avoir avec l'effet des défauts et variabilités de mise en œuvre. En effet, la non-linéarité du comportement de l'adhésif vient s'ajouter à celle des pièces (matage). De plus, des sources de variabilité potentiellement influentes comme celle sur l'épaisseur du joint de colle ou celles induites par le comportement de l'adhésif sont également à prendre en compte pour maîtriser l'industrialisation de cette technologie.

Le modèle $1D\frac{1}{2}$ a donc été étendu aux assemblages hybrides boulonnés collés sur la base des travaux de (Paroissien, 2006) afin de prendre en compte les différentes non-linéarités de comportement mais également d'introduire les critères de rupture adaptés. Comme illustré sur la Figure 2-8, en présence du joint de colle, l'équilibre mécanique du substrat 1 est donné par :

$$\frac{dN_i^{(1)}(x)}{dx} - T_i(x)w = 0 \quad (2-3)$$

où $N_i^{(1)}(x)$ et $T_i(x)$ sont respectivement l'effort de tension dans le substrat 1 et la contrainte de cisaillement dans l'adhésif entre la fixation i et $i+1$, et w est la largeur de l'assemblage. En intégrant les équations de comportement en tension des substrats et en cisaillement du joint adhésif, on obtient une équation différentielle du second degré gouvernant l'effort de tension $N_i^{(1)}(x)$ de chaque tronçon. La relation de comportement de la fixation (2-1) ou (2-2), les conditions de continuité en déplacement et les conditions aux limites permettent de déterminer les déplacements, les efforts et la contrainte de cisaillement le long des substrats. Les non-linéarités proviennent alors de la raideur sécante k_i et du comportement bilinéaire associé à l'adhésif afin de prendre en compte les déformations plastiques. Ce comportement est défini par :

$$\begin{cases} T_i(x) = \frac{G}{t} (u_i^{(1)}(x) - u_i^{(2)}(x)) \text{ if } T_i(x) \leq T_p \\ T_i(x) = T_p + \frac{G^*}{t} (u_i^{(1)}(x) - u_i^{(2)}(x) - t\gamma_p) \text{ if } T_i(x) > T_p = G\gamma_p \end{cases} \quad (2-4)$$

où G est le module de cisaillement élastique de l'adhésif, G^* est le module de cisaillement plastique équivalent, T_p est la contrainte de cisaillement à la limite élastique et γ_p est la déformation de cisaillement à la limite élastique. Afin d'intégrer la relation (2-3), et sachant que les zones plastiques apparaissent aux extrémités du joint, celui-ci est délimité en trois zones définies par les abscisses x_{p1} and x_{p2} . Le schéma itératif implicite permet de déterminer x_{p1} and x_{p2} en vérifiant les équations $T(x_{p1}) = T_p$ et $T(x_{p2}) = T_p$.

Le détail de la résolution des équations est présenté dans (Bois et al., 2013b).

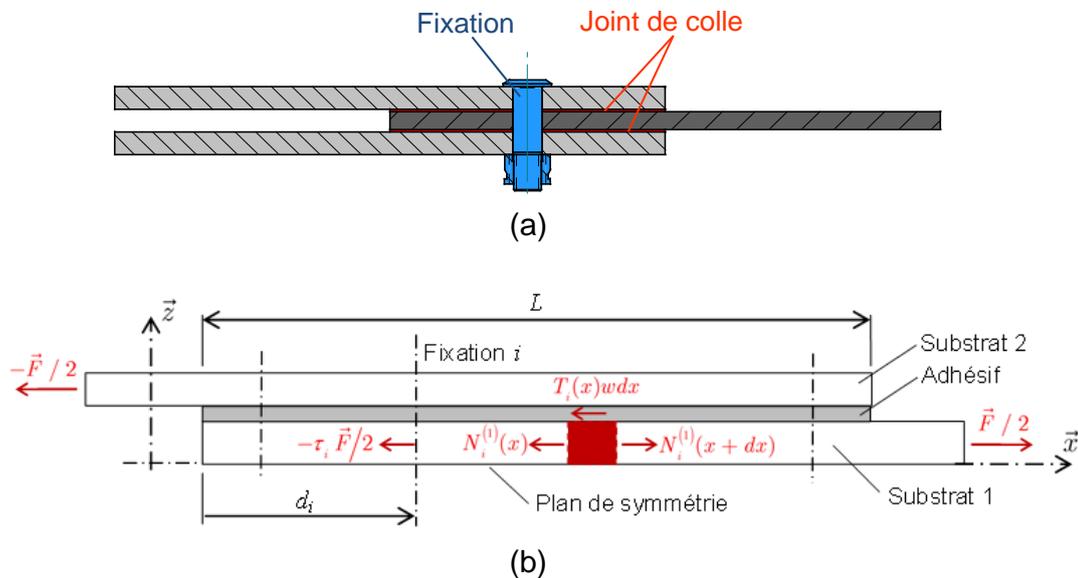


Figure 2-8. (a) assemblage boulonné collé en configuration double recouvrement, (b) représentation de l'équilibre d'un élément de substrat.

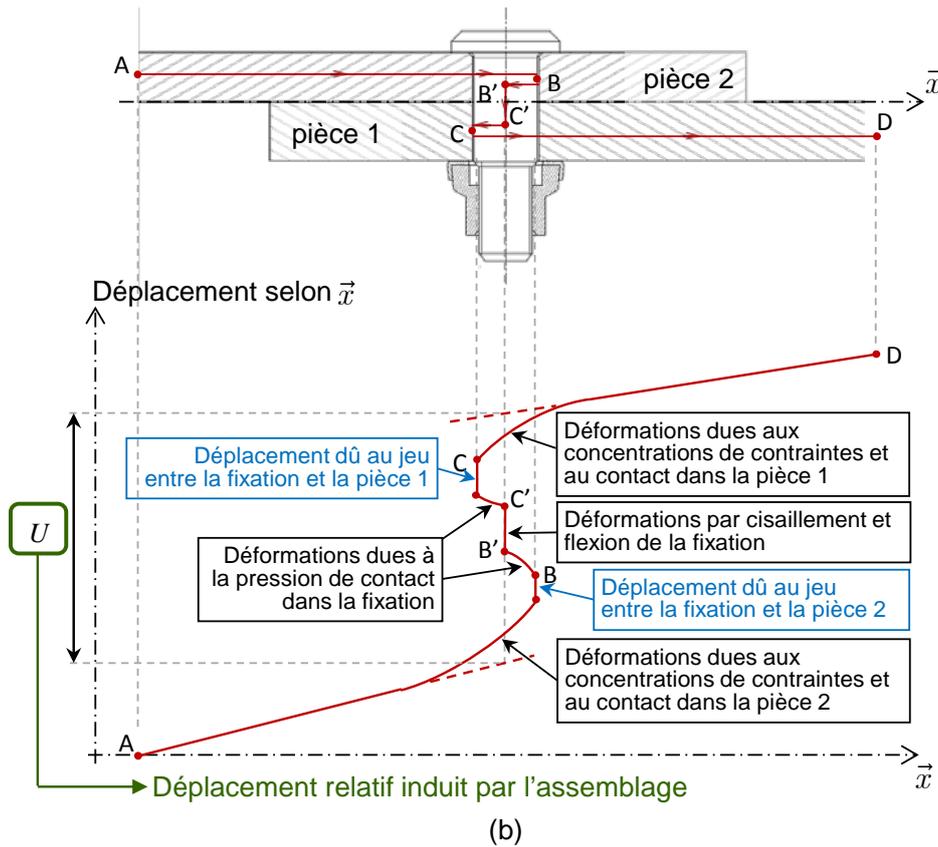


Figure 2-9. Origine du déplacement relatif entre les pièces dans un assemblage boulonné.

2.2.2 Identification de la loi phénoménologique associée à la fixation

2.2.2.1 Définition de la raideur associée à la fixation

La Figure 2-9 rassemble les sources de déplacements relatifs entre les pièces dans un assemblage boulonné. Dans le modèle 1D^{1/2} proposé, les substrats sont représentés par des ressorts reproduisant le comportement d'une poutre sollicitée uni-axialement de manière homogène. Sur la Figure 2-9, cette modélisation correspond aux droites partant de A et D prolongées en pointillés. Ainsi, le comportement introduit dans le ressort représentant la fixation doit intégrer certains phénomènes présents dans les substrats comme les déformations dues aux concentrations de contraintes et aux contacts. Il doit également représenter le déplacement relatif induit par les jeux. La raideur sécante k d'une fixation peut donc être définie par :

$$k_i = \frac{F}{U} \quad (2-5)$$

où F est l'effort transmis par la fixation et U le déplacement relatif défini sur la Figure 2-9. Cette analyse permet d'expliquer le nombre et souvent l'incohérence des relations analytiques proposées pour approcher cette raideur (Huth, 1986; Nelson et al., 1983; Tate and Rosenfeld, 1946). Ainsi, nous avons opté pour une identification combinant une approche expérimentale et numérique.

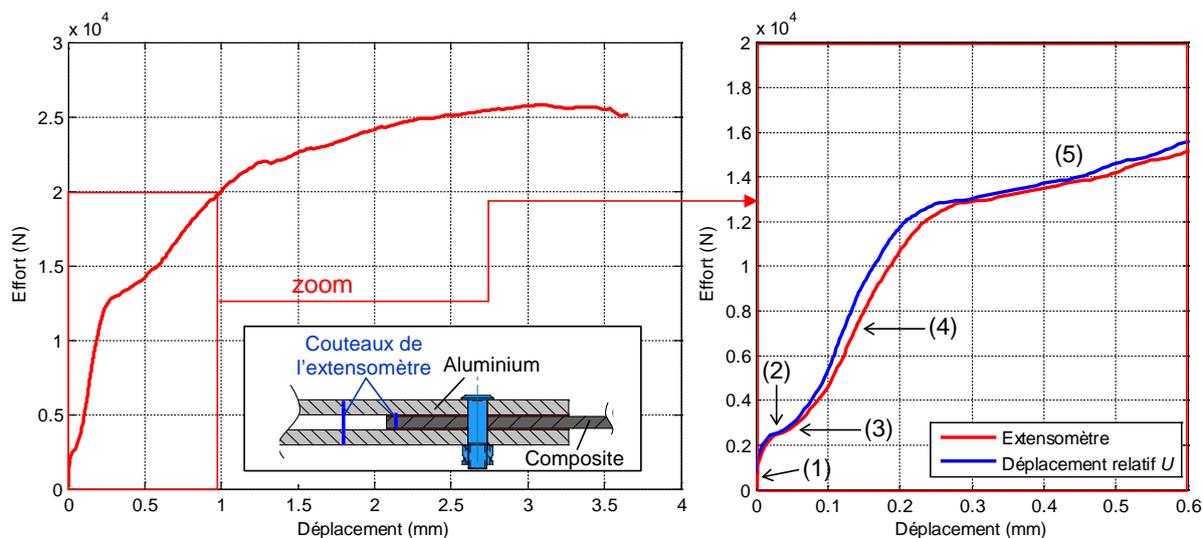


Figure 2-10. Réponse force déplacement d'un assemblage mono-fixation composite aluminium en configuration double recouvrement avec $d/w = 0.21$.

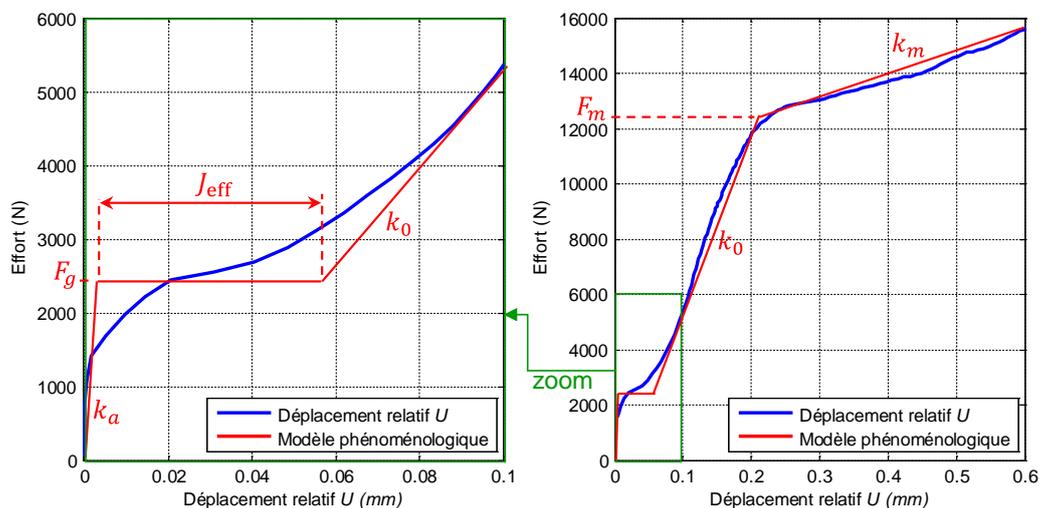


Figure 2-11. Représentation de la loi phénoménologique.

2.2.2.2 Formulation et identification de la loi phénoménologique

A titre d'exemple, la Figure 2-10 présente la réponse force déplacement d'un assemblage mono-fixation composite carbone - époxy aluminium en configuration double recouvrement avec un rapport $d/w = 0.21$ favorisant le matage du composite. On retrouve les différentes phases énoncées dans le Chapitre 1 (Section 1.4.2) : (1) transfert par adhérence entre les pièces, (2) glissement entre les pièces et rattrapage du jeu, (3) prise de contact, (4) transfert par contact fut / alésage sans dégradation matériau (comportement linéaire), (5) transfert par contact fut / alésage avec dégradation matériau (dans ce cas matage du composite). Le déplacement relatif U est évalué en soustrayant à la mesure réalisée par un extensomètre le déplacement calculé induit par les déformations du substrat en aluminium. A partir de cette observation une loi phénoménologique peut être construite.

En choisissant des comportements linéaires pour les phases (1), (4) et (5), un plateau pour la phase (2) et en ne représentant pas la phase (3), nous obtenons la loi représentée sur la Figure 2-11 qui est définie par 6 paramètres :

- Raideur apparente dans la phase d'adhérence : k_a
- Seuil de glissement : F_g
- Jeu radial effectif : J_{eff}
- Raideur apparente dans la phase de contact avant matage : k_0
- Seuil de matage : F_m
- Raideur apparente dans la phase de contact après matage : $k_m = \alpha k_0$

Il est important de noter que si l'on veut représenter le matage du substrat en aluminium ou la plastification de la fixation, la loi doit être adaptée. Le jeu radial effectif J_{eff} représente la somme du jeu géométrique radial cumulé sur les deux pièces J_{geom} et du décalage engendré par la prise de contact correspondant à l'augmentation progressive de la surface de contact. Afin d'éviter une identification et un essai pour chaque valeur de jeu, une relation analytique reliant J_{eff} et J_{geom} a été déterminée dans la thèse de Julie Lecomte à l'aide d'un modèle de contact en grande surface (Lecomte, 2016). On obtient :

$$J_{\text{eff}} = \frac{4}{\pi} J_{\text{geom}} \quad (2-6)$$

Cette relation analytique a été validée à l'aide d'un modèle « explicite » 3D. A part le jeu effectif qui peut être obtenu à partir de la mesure des diamètres, *a priori* l'ensemble des paramètres définissant la loi phénoménologique doit être identifié pour chaque configuration d'assemblage. Ceci est une réelle difficulté si l'on veut réaliser avec le modèle une étude de sensibilité ou une optimisation.

Nous avons montré que la raideur k_0 obtenue avec un modèle « explicite » 3D était cohérente avec celle obtenue expérimentalement (Bois et al., 2013b). Nous avons également remarqué à l'aide d'un modèle « explicite » 3D que la raideur k_0 était peu sensible au rapport d/w et à l'espacement entre fixations dans les plages pertinentes technologiquement. Ainsi, d'après l'analyse présentée sur la Figure 2-9, nous avons proposé dans (Lecomte, 2016) une méthode de détermination de k_0 basée sur le découplage des participations des déformations dues aux concentrations de contraintes et au contact associés à chacune des pièces d'une part, et aux déformations par cisaillement et flexion de la fixation d'autre part. La première participation peut être déterminée par deux simulations « explicite » 3D représentant chaque pièce et la fixation. La seconde participation peut être calculée par la relation analytique proposée par (Tate and Rosenfeld, 1946; Xiong, 1996). Ainsi, en fonction des épaisseurs, des diamètres et des matériaux envisagés lors d'une conception, les résultats de quelques simulations avec un modèle « explicite » 3D peuvent être combinés pour évaluer la raideur k_0 . Une approche similaire doit pouvoir être proposée pour la raideur k_a , mais nous ne l'avons pas fait car, le seuil de glissement étant faible pour les assemblages présentant une pièce en composite, cette raideur a très peu d'influence sur la distribution des charges entre fixations. Concernant le seuil de matage F_m , il peut s'exprimer analytiquement à partir d'une pression de matage admissible et de la surface d'appui projetée (produit épaisseur diamètre). Si la plage de variation du rapport épaisseur sur diamètre est grande et s'approche d'un rapport inférieur à 0.5, la

dépendance de la pression de matage admissible vis-à-vis de ce rapport doit être prise en compte. Pour ce qui est de la raideur après matage k_m , en l'exprimant en proportion de la raideur k_0 , on fait apparaître un paramètre α qui varie très peu en fonction des paramètres géométriques.

2.2.3 Validation du modèle

La validation s'effectue sur un assemblage composite aluminium en configuration double recouvrement comportant une ou deux fixations (Hi-Lock Bolt) en titane sollicité uni-axialement. La pièce composite, au centre de l'assemblage, est composée de 16 plis en carbone époxy à renfort unidirectionnel T700GC/M21 avec une stratification quasi-isotrope $[90/45/0/-45]_{2s}$ donnant une épaisseur de 4mm. Les pièces en alliage d'aluminium ont une épaisseur de 5mm. Le diamètre des fixations est de 6.35mm (1/4") et la largeur de l'assemblage est $w = 30\text{mm}$ ($d/w = 0.21$). Pour les assemblages boulonnés collés, un adhésif structural souple 3M 2216 est utilisé avec une épaisseur de joint de 0.5mm.

2.2.3.1 Validation numérique à l'aide d'un modèle « Explicite » 3D

Dans le modèle éléments finis 3D développé, la pièce composite est constituée d'un empilement de plis isotropes transverses. La fixation et la pièce en aluminium ont un comportement élastique isotrope. Aucun mécanisme de dégradation n'est incluse dans les pièces et la fixation. Pour les assemblages boulonnés collés, l'adhésif a un comportement élastoplastique à écrouissage isotrope. L'assemblage comprend un plan de symétrie, on ne représente donc que la moitié de l'assemblage. Des éléments quadratiques (désignés C3D15 et C3D20R dans ABAQUS) sont utilisés pour l'ensemble des pièces. Une étude de sensibilité a permis de définir un maillage où le temps de calcul est raisonnable mais la précision privilégiée puisqu'il s'agit d'un travail de validation. Le maillage est constitué d'un élément par pli pour la pièce composite, de 3 éléments dans l'épaisseur de la pièce en aluminium. Le maillage des pièces dans le plan de recouvrement est raffiné progressivement vers l'alésage jusqu'à une taille d'élément de 0.26x0.26mm en bord d'alésage. Le même raffinement est utilisé dans la fixation. Le modèle complet comporte 760 000 degrés de liberté et nécessite environ 10h de calcul. Une loi de contact sans interpénétration est utilisée avec un coefficient de frottement de 0,1 pour les différents contacts.

L'objectif du modèle « implicites » 1D½ est de prédire la répartition des charges entre fixations pour les assemblages boulonnés et entre fixations et adhésif pour les assemblages boulonnés collés.

Un assemblage à deux fixations présentant un défaut d'alignement des alésages est un cas test pertinent pour évaluer la performance du modèle 1D½. La Figure 2-12 présente l'évolution des efforts transmis par chaque fixation dans un assemblage comportant un défaut d'alignement des alésages $\delta p_i = 0.15\text{mm}$ et un jeu radiale cumulée $J_{\text{geom}} = 0.025\text{mm}$. La direction du défaut choisi engendre après assemblage un effort opposé au sens de traction dans le boulon 2. Regardons tout d'abord les courbes obtenues avec le modèle 1D½ avec matage. Au cours du chargement on peut distinguer 5 phases. (1) le boulon 2 se décharge pendant que le boulon 1 continue de se charger. (2) Lorsque le

boulon 2 est complètement déchargé, commence alors l'étape de rattrapage du jeu pour le boulon 2. Pendant cette phase, le premier boulon transfère la totalité de l'effort externe. (3) Une fois le jeu recouvert, le boulon 2 entre à nouveau en contact avec les alésages des pièces, et les deux boulons sont simultanément chargés. (4) Le boulon 1 atteint le premier le seuil de dégradation en matage F_m (11 000N), ce qui engendre progressivement une diminution de son taux de transfert de charge et un rééquilibrage entre les charges transmises par les deux boulons. (5) Le boulon 2 atteint à son tour le seuil F_m et la répartition des charges n'évolue alors quasiment plus. La Figure 2-12 permet également de comparer les évolutions obtenues avec le modèle 1D½ et le modèle 3D. Les dégradations par matage n'étant pas introduites dans le modèle 3D, la comparaison se fait sans matage. On voit que le modèle 1D½ reproduit parfaitement l'état de précontrainte après montage et les évolutions liées au rattrapage de jeu confirmant son aptitude à prédire la répartition des charges entre fixations.

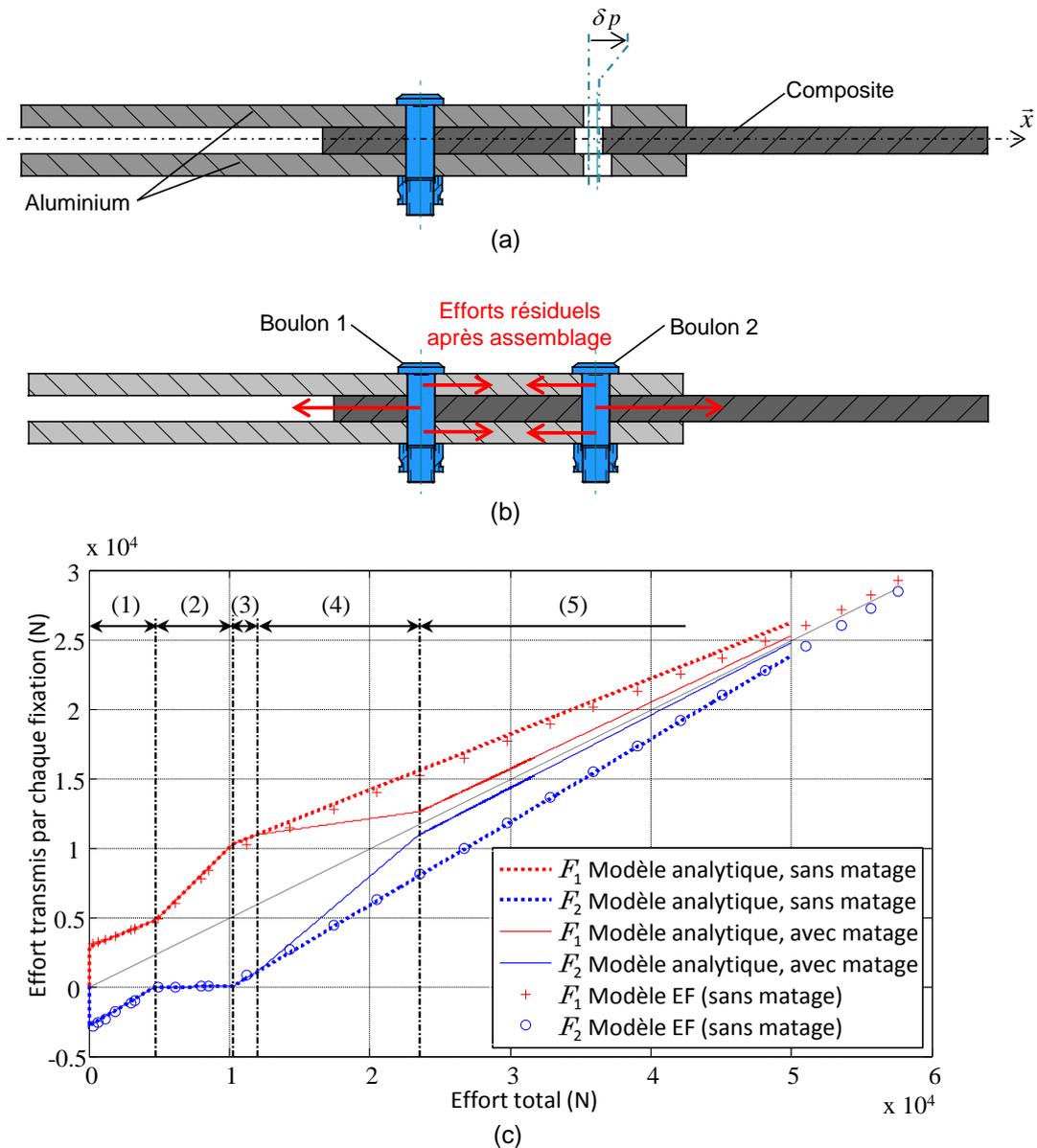
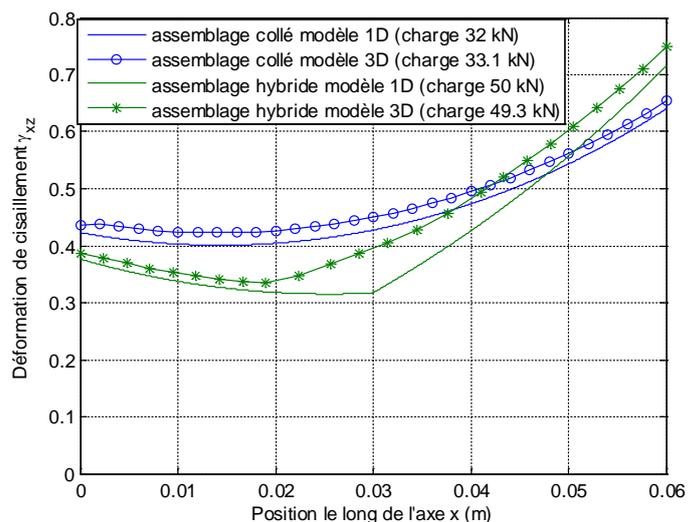
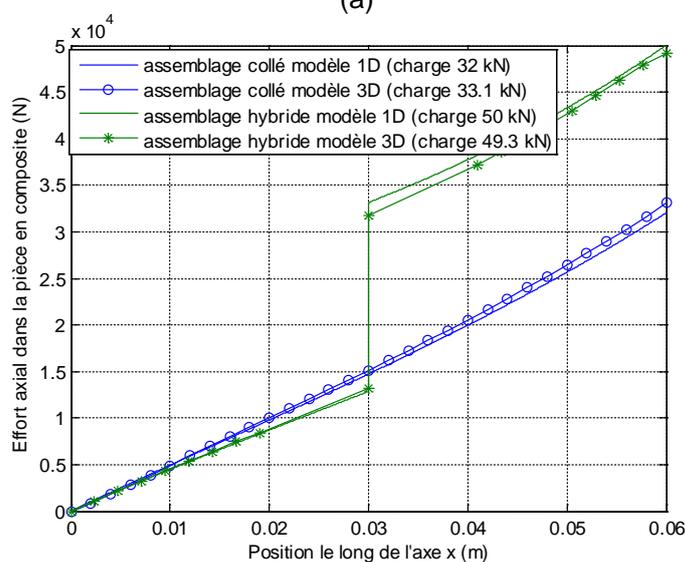


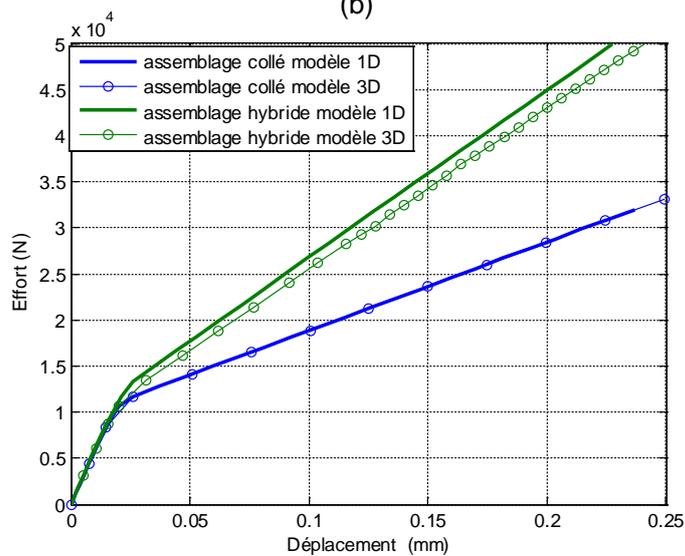
Figure 2-12. Comparaison entre modèle 1D½ et modèle « Explicite » 3D d'un assemblage avec deux fixations, (a) définition du défaut d'alignement des alésages δp (b) représentation des efforts résiduels après assemblage, (c) évolution des efforts transmis par chaque fixation avec $\delta p = 0.15\text{mm}$ et $J_{\text{geom}} = 0.025\text{mm}$



(a)



(b)



(c)

Figure 2-13. Comparaison entre modèle 1D^{1/2} et modèle « Explicite » 3D d'un assemblage boulonné collé mono-fixation, (a) évolution de la déformation de cisaillement le long du recouvrement, (b) évolution de l'effort axial dans la pièce en composite le long du recouvrement, (c) courbe force déplacement.

La validation numérique du modèle 1D $\frac{1}{2}$ étendu aux assemblages boulonnés collés est réalisée sur un assemblage à une fixation montée sans jeu, une longueur de recouvrement de 60mm et un joint de colle de 0.5mm d'épais. La Figure 2-13 permet de comparer les évolutions de la déformation de cisaillement et de l'effort axial dans la pièce en composite le long du recouvrement, ainsi que la réponse force déplacement obtenues avec le modèle 1D $\frac{1}{2}$ et le modèle « Explicite » 3D. Les Figure 2-13(a) et Figure 2-13(b) sont tracées pour des niveaux de charges proches du niveau de rupture expérimental pour lesquels l'adhésif a plastifié sur la totalité du recouvrement. Pour compléter la comparaison, le taux de transfert de charge de la fixation est tracé sur la Figure 2-14 pour les deux modèles. Ces résultats illustrent à la fois la capacité du modèle 1D $\frac{1}{2}$ à prédire la répartition des charges dans un assemblage hybride mais également l'importance de prendre en compte les non-linéarités liées aux comportements des matériaux.

Malgré la confiance que l'on peut avoir avec le modèle « Explicite » 3D, celui-ci ne permettant pas de représenter les dégradations par matage, il est important de compléter cette validation numérique par une validation expérimentale.

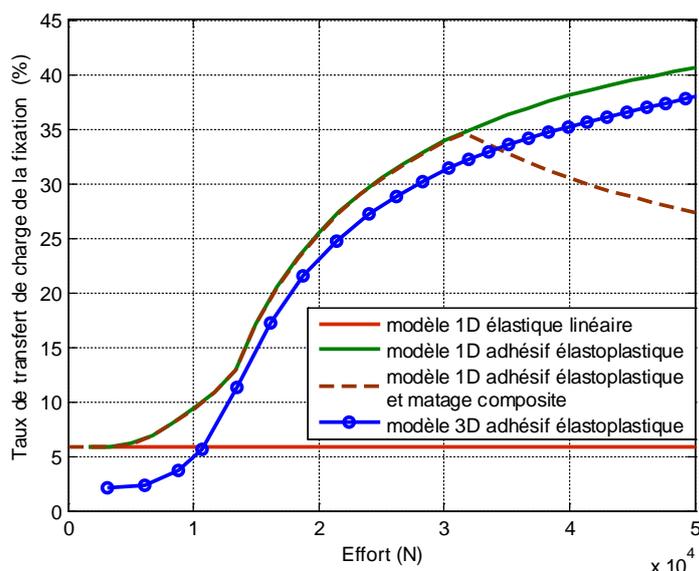


Figure 2-14. Comparaison du taux de transfert de charge de la fixation entre modèle 1D $\frac{1}{2}$ et modèle « Explicite » 3D d'un assemblage boulonné collé mono-fixation.

2.2.3.2 Validation expérimentale

Comme pour la validation numérique, la validation expérimentale s'est appuyée sur des essais sur des assemblages à deux fixations avec différentes valeurs de jeu et de défaut d'alignement des alésages (cf. Figure 2-12(b)) et des essais sur des assemblages boulonnés collés mono-fixation avec un adhésif structural souple 3M 2216 (cf. Figure 2-8(a)).

Pour les assemblages à deux fixations comportant un défaut d'alignement des alésages plus grand que la somme des jeux, pendant la première étape, seul le premier boulon est mis en place. Le chargement de traction est ensuite appliqué afin d'aligner les alésages des adhérents et ainsi pouvoir insérer le second boulon. Après cette procédure, on

décharge complètement l'assemblage. Enfin, on applique à nouveau le chargement, cette fois jusqu'à rupture. Le rapport d/w étant égal à 0.21 pour toutes les éprouvettes, la rupture a lieu comme attendu en traction dans la section du boulon 2. Cependant, une dégradation en matage apparaît également au niveau des deux boulons avant rupture. La difficulté de ces essais réside dans l'instrumentation des éprouvettes pour avoir accès à des informations pertinentes. Ainsi, deux jauges sont placées sur l'un des substrats en aluminium : la première entre les deux boulons, et la seconde en dehors de la longueur de recouvrement (cf. Figure 2-15). Pour compléter l'instrumentation, l'éprouvette est recouverte d'un mouchetis noir et blanc, afin de mesurer les champs de déplacement et de déformations par corrélation d'images. Ces mesures de champs nous permettent de contrôler les potentiels effets de flexion qui pourraient perturber l'analyse des résultats. Les niveaux de déformations étant très faibles (10^{-4} à $5 \cdot 10^{-4}$), il est préférable d'utiliser les jauges plutôt que la corrélation d'images pour comparer les résultats expérimentaux avec les modèles.

La Figure 2-16 permet de comparer les déformations obtenues expérimentalement et celles obtenues avec le modèle 3D pour la jauge 1 pour deux valeurs de défaut d'alignement ($\delta p = 0$ et $\delta p = 0.15\text{mm}$) et un jeu $J_{\text{gcom}} = 0.025\text{mm}$. Ces valeurs sont conformes à ce que l'on peut retrouver dans une application industrielle. La comparaison est effectuée avec le modèle 3D puisque le modèle 1D $\frac{1}{2}$ ne permet pas d'avoir accès aux déformations locales (i.e. champ non-uniforme en présence des alésages). Pour le cas sans défaut, il y a un bon accord entre les résultats. Un écart apparaît après 15kN en raison du matage non pris en compte dans le modèle 3D. Notons que le modèle 1D $\frac{1}{2}$ prédit l'apparition du matage autour de cette valeur. Pour le cas avec défaut, les différentes phases identifiées grâce au modèle 1D $\frac{1}{2}$ (cf. la Figure 2-12) sont reportées sur la Figure 2-16. Les deux premières phases peuvent être reconnues. En effet, l'état de précontrainte et la phase de recouvrement du jeu apparaissent clairement. Au-delà de l'initiation du matage (pour $F = 11\text{kN}$ selon le modèle analytique), les résultats s'écartent logiquement puisque la dégradation en matage n'est pas prise en compte dans le modèle 3D. Cependant, la tendance expérimentale est qualitativement correcte puisque la déformation devient supérieure à celle obtenue numériquement. Ceci est logique puisque le matage se produit en premier au niveau du boulon 1 engendrant une redistribution de la charge sur le boulon 2 et donc également au niveau de la jauge 1. De plus, la seconde rupture de pente observée à 20kN correspond selon le modèle 1D $\frac{1}{2}$ au matage au niveau du boulon 2 (transition entre phase 4 et 5).

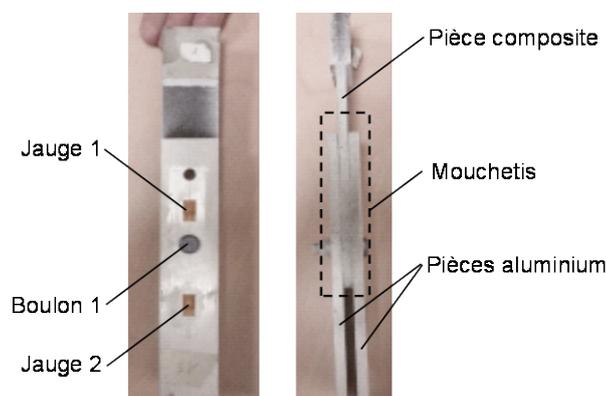


Figure 2-15. Photographies d'une éprouvette instrumentée à deux fixations.

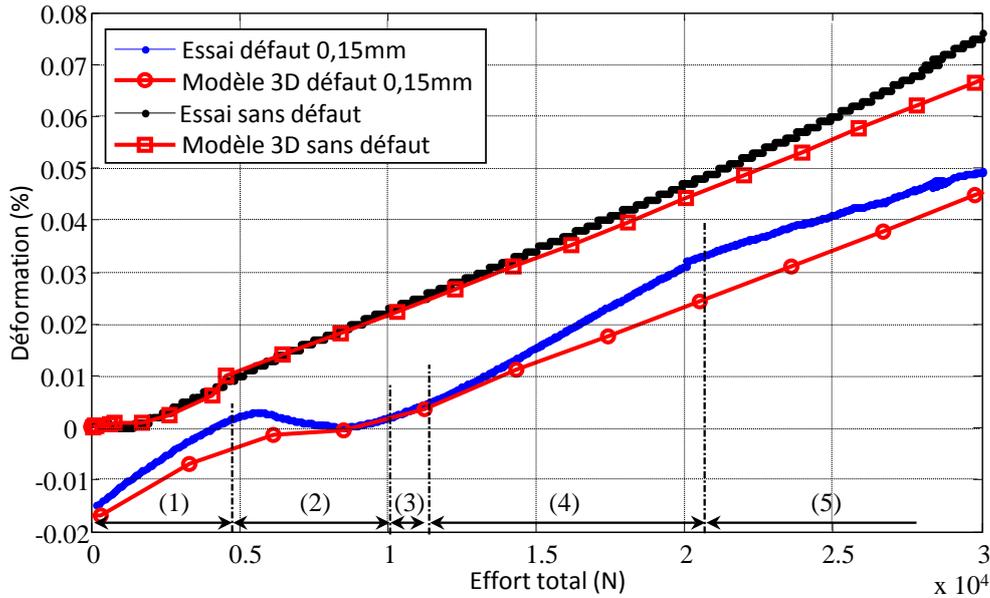


Figure 2-16. Comparaison entre les déformations obtenues expérimentalement et le modèle 3D pour la jauge 1 avec $J_{\text{geom}} = 0.025\text{mm}$ et deux valeurs de défaut.

Concernant la validation sur assemblages boulonnés collés mono-fixation, la comparaison entre les essais et la modélisation est faite directement sur le scénario et le niveau de rupture. En effet, l'instrumentation des éprouvettes requise pour obtenir le champ de déformation dans l'adhésif, le flux d'effort dans un substrat le long du recouvrement ou l'effort transmis par la fixation est délicate. Cependant en testant différents types d'assemblage (collés, boulonnés et hybrides) et deux rapports d/w (0.21 et 0.42), la comparaison sur le scénario et le niveau de rupture apporte une validation en lien direct avec une spécification fonctionnelle. Les modes de rupture identifiés sont la rupture en traction dans la section au droit de la fixation, la rupture en matage (atteinte du niveau maximal d'effort) et la rupture du joint de colle. Les autres modes de rupture énoncés dans le Chapitre 1 (Section 1.4.2) et représentés sur les Figure 1-5 et Figure 1-16 sont exclus grâce au respect des règles de conception concernant le choix de la stratification, des distances au bord et du rapport diamètre de fixation sur épaisseur des pièces. Le critère de rupture en traction dans la section au droit de la fixation est calculé à partir de l'effort transmis par la section que permet d'obtenir le modèle 1D $\frac{1}{2}$. Comme proposé par (Hart-Smith, 2004), un coefficient de concentration de contrainte élastique est déterminé analytiquement et corrigé phénoménologiquement pour prendre en compte les redistributions de contrainte engendrées par les endommagements dans le composite en bord de trou. La contrainte ainsi calculée est comparée à la résistance homogénéisée en traction du stratifié. Le critère de rupture en matage est basé sur le calcul de la pression diamétrale. Cette pression est comparée à une pression admissible obtenue sur un essai de matage. Enfin, l'adhésif utilisé étant un adhésif souple pouvant accepter des déformations de cisaillement proche de 0.7, nous avons opté concernant le joint de colle pour un critère de rupture en déformation. La déformation limite est obtenue en comparant la réponse des modèles 1D $\frac{1}{2}$ et 3D à celle d'un essai sur assemblage collé. Les expressions détaillées de ces trois critères se trouvent dans (Bois et al., 2013b).

La Figure 2-17 rassemble les résultats obtenus expérimentalement et avec le modèle 1D½ sous la forme de l'évolution des résistances spécifiques en fonction du rapport d/w . La résistance spécifique est définie comme le rapport entre la résistance de l'assemblage et celle de la pièce composite. 14 essais sur assemblage boulonné et 12 sur assemblage hybride ont été réalisés. La dispersion des résultats est relativement faible vu le nombre de paramètres influents. Certains paramètres, très influents, comme l'épaisseur d'adhésif ou le jeu fixation alésage peuvent avoir une dispersion importante. Ce point sera abordé lors de l'exploitation du modèle 1D½. Afin de comparer les scénarii de dégradation, les seuils d'initiation du matage sont également représentés sur la Figure 2-17. La prédiction du modèle 1D½ est dans l'ensemble très bonne et conservative sachant qu'aucune donnée d'entrée ne provient d'essais sur assemblage hybride. La sous-estimation de la prévision de résistance des assemblages hybrides peut être attribuée à la surestimation du coefficient de concentration de contrainte utilisé pour le critère de rupture en traction. En effet, le modèle 3D montre que le coefficient de concentration de contrainte est plus faible lorsqu'une partie de l'effort supporté par la section est transmise par le collage à la place de la fixation.

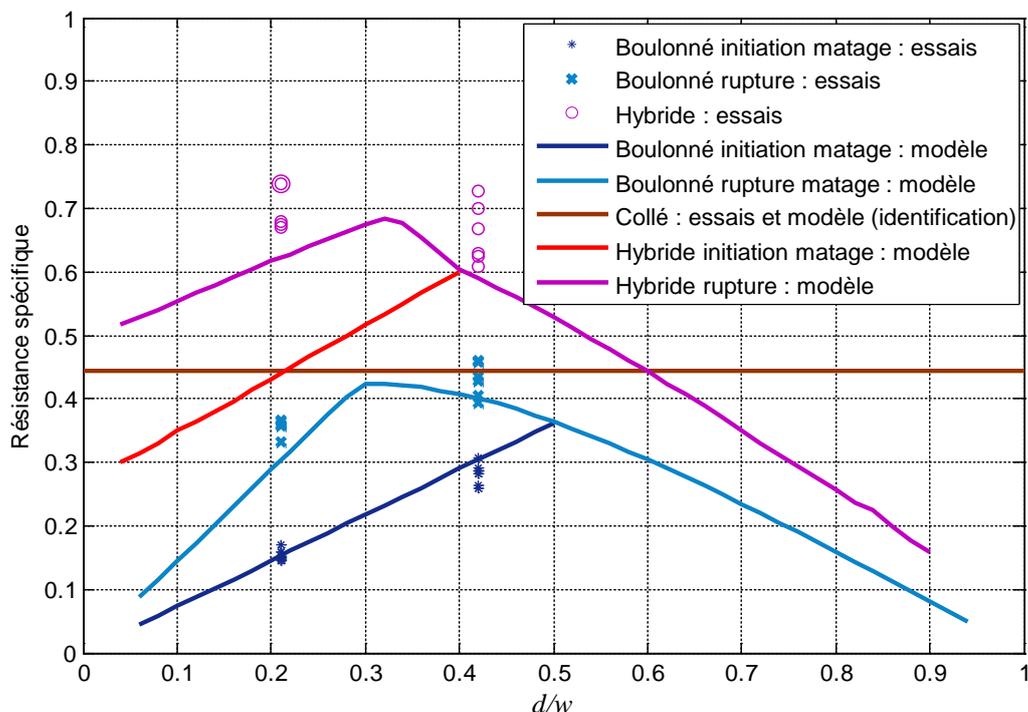


Figure 2-17. Comparaison entre les résistances spécifiques obtenues expérimentalement et avec le modèle 1D½ en fonction du rapport d/w .

2.2.4 Exploitation du modèle

L'objectif du tolérancement est de déterminer les plages de variation acceptables (tolérances) des paramètres de conception en intégrant les conséquences induites à la fois en termes de performance fonctionnelle et de coûts d'industrialisation. En effet tout accroissement des tolérances est susceptible d'induire une perte de performance mais également une diminution des coûts de production. Dans cette section nous allons montrer comment le modèle 1D½ permet de formaliser le lien tolérances / performance mécanique et ainsi d'aider à l'optimisation globale coût / performance d'un assemblage.

2.2.4.1 Tolérancement des défauts d'alignement des alésages

Le tolérancement des défauts d'alignement des alésages dans les assemblages boulonnés est un enjeu majeur, car comme on l'a vu dans le Chapitre 1 (Section 0), les gammes d'assemblage utilisées pour limiter ces défauts sont complexes et donc très coûteuses. Ici, nous proposons d'utiliser le modèle 1D½ pour déterminer la tolérance de localisation des alésages en fonction de la performance relative de l'assemblage définie comme le rapport entre la résistance en présence du défaut et la résistance sans défaut. Ainsi, il est possible « d'échanger » une perte de performance mécanique pour une baisse du coût de fabrication. Le critère de dimensionnement est défini comme la déformation permanente de matage acceptable des alésages de la pièce composite notée A_0 . Le dépassement du seuil d'endommagement en matage est donc toléré. Cependant, une trop grande déformation permanente provoquerait une augmentation du jeu par l'ovalisation de l'alésage, ce qui n'est pas acceptable si l'assemblage est soumis à des chargements alternés. A partir de la loi phénoménologique (cf. Figure 2-11) et en supposant une décharge suivant la raideur k_0 , la valeur A_0 donne l'effort maximal F_{c0} pouvant être transmis par chaque boulon. L'assemblage considéré est celui utilisé pour la validation : assemblage composite aluminium à deux fixations. Le modèle 1D½ permet de tracer en quelques minutes l'évolution de la performance relative en fonction du défaut d'alignement (Figure 2-18). On peut voir sur cette courbe qu'il y a un défaut de localisation optimal δp_{opt} , pour lequel la performance relative est supérieure à 1. Ce résultat est bien connu pour les assemblages indéterminés statiquement : une précharge permet d'améliorer la distribution des efforts. Cela pourrait conduire à choisir un intervalle de tolérance qui n'est pas forcément centré sur la valeur nominale (alésages parfaitement coaxiaux). Toutefois, cette idée est difficile à mettre en œuvre en pratique, notamment sur les assemblages à grand nombre de fixations, pour des raisons de facilité de montage. L'intervalle de tolérance est obtenu en définissant une perte de performance relative acceptable λ , donnant le défaut de localisation maximal et minimal, δp_{min} et δp_{max} . L'intervalle de tolérance est alors égal à $t = \delta p_{max} - \delta p_{min}$. Si les alésages des deux pièces sont réalisés séparément, cet intervalle de tolérance doit être réparti entre les deux pièces.

Le modèle permet également de tracer un abaque donnant l'intervalle de tolérance en fonction de la perte de performance relative acceptable λ et de la déformation permanente A_0 (Figure 2-19). Ce type d'abaque permet de trouver un compromis entre performance mécanique et coût de fabrication. On remarque sur cet exemple qu'avec $A_0 = 0.1\text{mm}$ et $\lambda = 0.05$, on obtient une tolérance de 0.225mm, alors que sans déformation permanente et sans perte de performance la tolérance est de 0.085mm. Evidemment, le choix définitif requiert des informations sur la relation entre tolérance et coût de fabrication mais également un taux d'échange entre performance mécanique et coût de production.

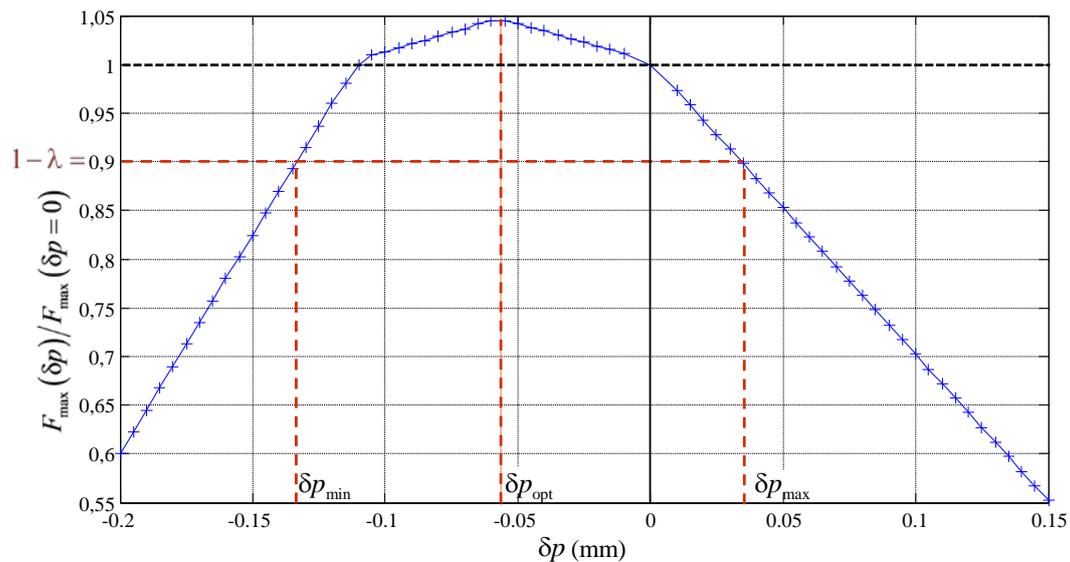


Figure 2-18. Performance relative de l'assemblage en fonction du défaut d'alignement.

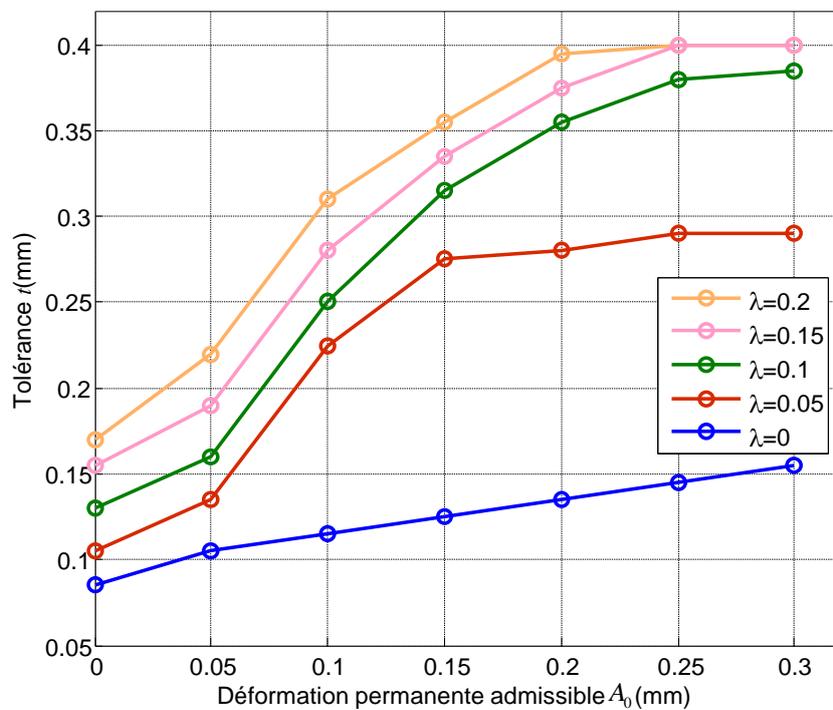


Figure 2-19. Tolérance en fonction de la déformation permanente A_0 pour différentes pertes relatives de performance.

2.2.4.2 Effet des variabilités dans un assemblage hybrides

Le comportement et la performance des assemblages hybrides sont pilotés par la répartition des transferts de charge entre l'adhésif et les fixations. Cette répartition dépend de nombreux paramètres (rigidité et ductilité des matériaux, épaisseur du joint, longueur de recouvrement, espacement entre les fixations et distance au bord ...). Ainsi la conception de ce type d'assemblage repose sur l'optimisation de ces paramètres mais également sur leur tolérancement puisque certains paramètres comme l'épaisseur du joint sont sujets à des variabilités importantes.

L'utilisation du modèle 1D $\frac{1}{2}$ étendu aux assemblages boulonnés collés dans une démarche globale de tolérancement est présentée dans le Chapitre 4. Il s'agit ici uniquement d'illustrer la capacité du modèle.

Les résultats présentés ci-après concernent la configuration utilisée pour la validation du modèle 1D $\frac{1}{2}$ (Section 2.2.3). La Figure 2-20 montre l'influence de la longueur de recouvrement et de l'épaisseur du joint de colle. La saturation de l'effet de la longueur du joint de colle, que l'on observe généralement sur les assemblages collés, n'est pas très marquée ici en raison de la forte ductilité de l'adhésif qui permet de répartir les contraintes le long du joint. Concernant l'épaisseur du joint de colle, on remarque que l'épaisseur optimale est proche 0.75mm et que l'épaisseur influe sur le rapport d/w optimal. Ce résultat ne tient pas compte de l'effet de l'épaisseur sur la résistance du joint. Il est donc à prendre avec précaution même si pour les adhésifs souples et fortement ductiles, cet effet est moins marqué que sur les adhésifs rigides et fragiles.

Pour illustrer la capacité du modèle, considérons le cas où l'on introduit une variabilité sur 4 paramètres : l'épaisseur du joint de colle, le module de l'adhésif, la limite élastique de l'adhésif et la raideur sécante de la fixation. Ces paramètres sont choisis car sur les résultats expérimentaux ils présentent des variabilités importantes. La variabilité est définie sous la forme de distributions normales. Les écarts-types relatifs sont fixés à 20% de la valeur nominale pour l'épaisseur du joint et 10% pour les 3 autres paramètres. Ces valeurs sont basées sur les résultats expérimentaux que l'on peut trouver dans la littérature pour le module, la limite élastique de l'adhésif (Bresson, 2011) et la raideur sécante de la fixation (Bois et al., 2013b) sans pour autant que ces distributions aient été identifiées. La Figure 2-21 représente la distribution de la résistance spécifique de l'assemblage obtenue par la méthode de Monte Carlo avec un tirage aléatoire de 1000 individus pour un rapport $d/w = 0.32$ correspondant à l'optimum de résistance pour la configuration retenue (épaisseur de joint de 0.5mm et recouvrement de 60mm). On remarque que la distribution est fortement dissymétrique. Ceci s'explique par le fait que la configuration nominale est proche de l'optimum de performance vis-à-vis des paramètres sur lesquels on introduit les variabilités. Ainsi quasiment toutes les modifications de ces paramètres donnent une performance plus faible que celle obtenue avec la configuration nominale. Une solution optimisée est plus sensible aux variabilités qu'une solution non optimisée.

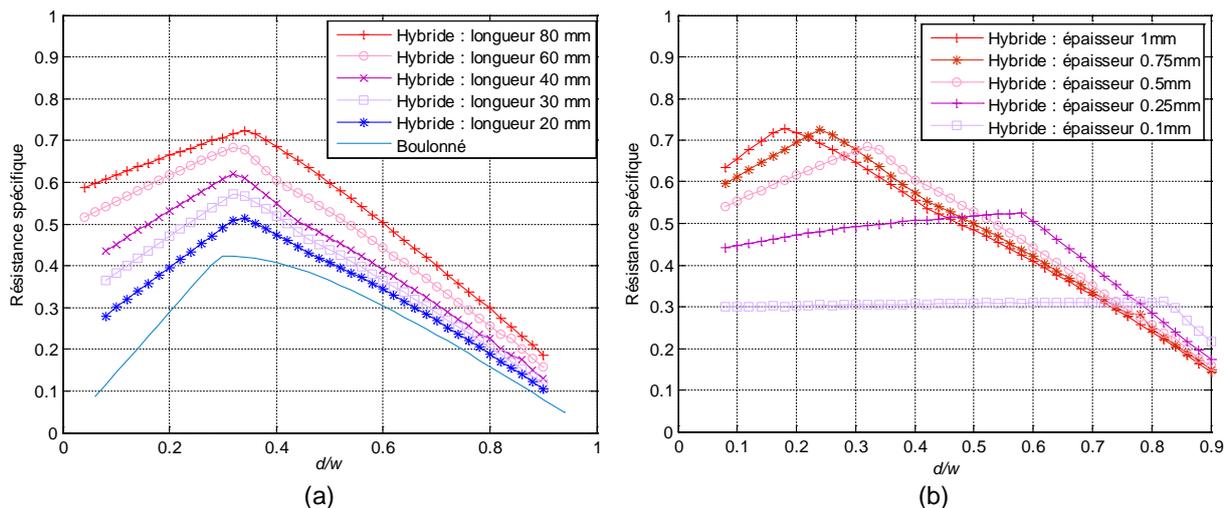


Figure 2-20. Résistance spécifique de l'assemblage en fonction du rapport d/w , (a) influence de la longueur de recouvrement pour une épaisseur de joint de 0.5mm, (b) influence de l'épaisseur du joint de colle pour une longueur de recouvrement de 60mm.

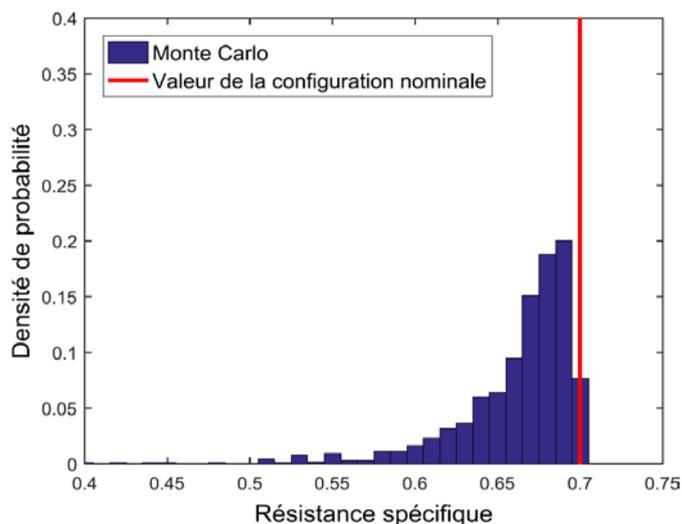


Figure 2-21. Distribution de la résistance spécifique de l'assemblage pour un écart-type de 10% sur le module de l'adhésif, la limite élastique de l'adhésif et la raideur sécante de la fixation, et 20% sur l'épaisseur du joint.

2.3 Proposition d'un modèle 2D $\frac{1}{2}$ à base de surfaces rigides

Les travaux présentés dans cette section ont été réalisés dans le cadre du stage de Fadhel Chatti et de la thèse de Ramzi Askri (Askri, 2016; Askri et al., 2016). Le développement du modèle 2D $\frac{1}{2}$ s'est fait en deux étapes. La première a consisté à construire un modèle réduit de fixation à base de surfaces rigides connectées, la seconde à intégrer ce modèle réduit de fixation dans un modèle d'assemblage multi-fixations où les pièces sont maillées avec des éléments coques.

2.3.1 Construction et identification du modèle réduit de fixation

2.3.1.1 Analyse des modes de déformation des fixations

Les lacunes des modèles « Implicite » 2D $\frac{1}{2}$ à base de surfaces rigides connectées proposés dans la littérature ont été soulignées dans la Section 2.1.3. Une meilleure analyse des modes de déformation de la fixation est nécessaire pour construire un modèle à base de surfaces rigides. Nous avons réalisé cette analyse à partir d'un modèle 3D « explicite » représentant un assemblage composite aluminium en configuration simple recouvrement comportant deux fixations en acier sollicité uni-axialement. La pièce composite est réalisée de 10 plis en carbone époxy à renfort unidirectionnel T700GC/M21 avec une stratification [90/0/45/-45/0]_s donnant une épaisseur de 2.5mm. La pièce en alliage d'aluminium a également une épaisseur de 2.5mm. Le diamètre des fixations est de 6.35mm, la largeur de l'assemblage est $w = 40\text{mm}$ ($d/w = 0.16$), l'espacement entre les fixations $p = 30\text{mm}$ et la distance au bord est $e = 15\text{mm}$. Les fixations sont montées avec un jeu radial de 10 μm . La précharge axiale appliquée est de 3500N et génère une pression de contact moyenne sous tête proche de 79MPa. Cette précharge correspond aux préconisations recommandées dans l'aéronautique (Kostreva, 2003; Zhao, 2002). L'utilisation de deux matériaux de natures différentes pour les substrats permet de prendre en compte l'effet de l'anisotropie sur le comportement de la fixation mais aussi d'étendre le domaine de validité de l'analyse aux assemblages de matériaux dissimilaires.

Dans le modèle éléments finis 3D développé, la pièce composite est constituée d'un empilement de plis isotropes transverses. La fixation et la pièce en aluminium ont un comportement élastique isotrope. Aucun mécanisme de dégradation n'est inclus dans le comportement des matériaux. Comme représenté sur la Figure 2-22, des éléments quadratiques (désignés C3D8R dans ABAQUS) sont utilisés pour l'ensemble des pièces. Une étude de sensibilité a permis de définir un maillage où le temps de calcul est raisonnable mais la précision privilégiée puisqu'il s'agit d'un travail d'analyse. Le maillage est constitué d'un élément par pli pour la pièce composite, de 6 éléments dans l'épaisseur de la pièce en aluminium. Le maillage des pièces dans le plan de recouvrement est raffiné progressivement vers l'alésage jusqu'à une taille d'élément de 0.26x0.26mm en bord d'alésage. Le même raffinement est utilisé dans la fixation. Le modèle complet comporte 760 000 degrés de liberté et nécessite environ 6h de calcul. Une loi de contact sans interpénétration est utilisée avec un coefficient de frottement de 0,1 pour les différents contacts. Un chargement de 15kN correspondant à la charge nécessaire pour initier le matage dans le substrat composite est appliqué à l'assemblage.

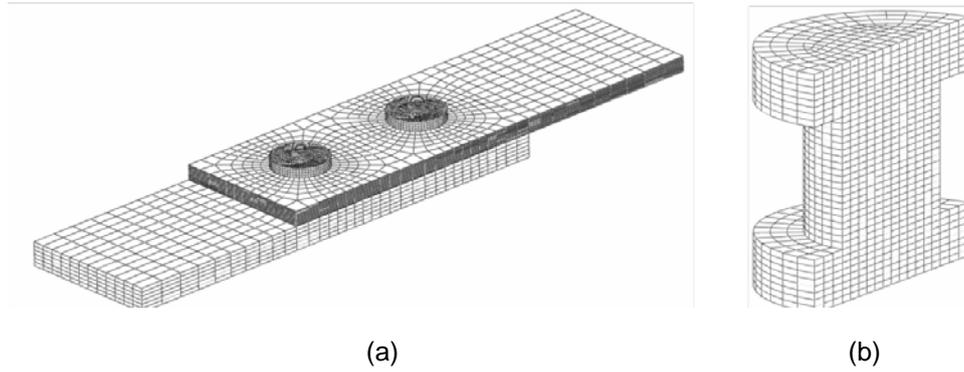


Figure 2-22. Modèle élément finis de référence, (a) maillage de l'assemblage, (b) vue en coupe de la fixation maillée.

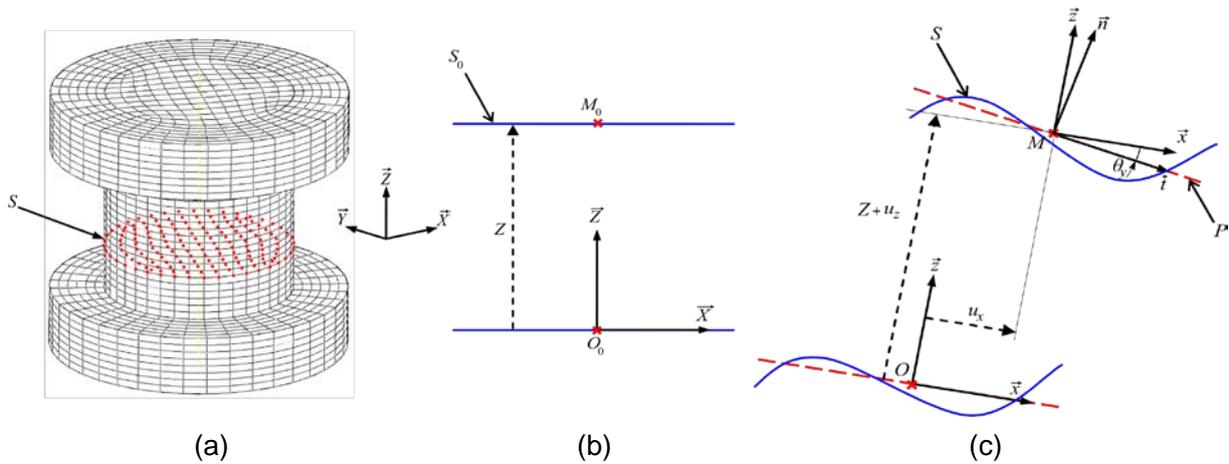


Figure 2-23. Paramétrage de la cinématique des sections, (a) définition d'une section d'un boulon à partir du modèle 3D, (b) état initial, (c) état déformé.

Définitions et paramétrage

L'objectif est d'analyser les modes de déformation de la fixation afin d'identifier la nature des mouvements relatifs des surfaces fonctionnelles de la fixation. La décomposition des déformations en plusieurs modes principaux est basée sur une analyse du mouvement des sections d'une fixation de l'état initial à l'état déformé. Une section S est définie comme étant l'ensemble des nœuds du boulon ayant initialement les mêmes coordonnées suivant \vec{Z} comme montré sur la Figure 2-23(a). Pour représenter la cinématique de la fixation, nous définissons pour chaque section S , initialement notée S_0 et de centre M_0 (cf. Figure 2-23(b)), un plan P par la méthode des moindres carrés moyennant la position des nœuds de la section S après déformation. Dans le cas d'un chargement uniaxial suivant \vec{X} , ce plan P reste perpendiculaire au plan (XZ) grâce à la symétrie du problème. On peut alors associer à chaque section déformée un repère orthonormé $(M, \vec{t}, \vec{y}, \vec{n})$ comme représenté sur la Figure 2-23(c). M est défini comme l'intersection du plan P et de la courbe représentant la déformée de l'axe du fût. Pour la section de centre O (O étant l'intersection entre l'axe du boulon à l'état déformé et le plan de recouvrement de l'assemblage) le repère associé est noté $(O, \vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$. Pour faciliter l'analyse des différents modes de déformation de la fixation, on retranche au champ de déplacement calculé un mouvement de corps rigide permettant de faire coïncider les repères $(O, \vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ et $(O_0, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$. Le champ de déplacement est alors défini par 3 paramètres : 2 translations u_x et u_z , ainsi que la rotation $\theta_y = (\vec{x}, \vec{t})$.

Des points particuliers de la fixation appartenant à l'axe du fut et à ses deux segments de contact sont définis dans le plan (XZ) comme montré par la Figure 2-24(a). Pour prendre en compte la déformation des têtes et bien représenter le mouvement des surfaces fonctionnelles que constituent les surfaces d'appui sous tête, les sections centrées en A et B sont divisées en une section « Fut » (exposant F) et une section « Tête » (exposant T) comme illustré sur la Figure 2-24(b).

Le mouvement de corps rigide étant supprimé, les déplacements et rotations sont faibles dans la fixation. Ainsi, les composantes u_x , u_z et θ_y sont représentatives des modes de déformation de la fixation. Le déplacement u_z est généré par l'allongement selon l'axe \bar{z} du fût et la déformation des têtes du boulon, la rotation des sections θ_y résulte des déformations par flexion et le terme $du_x/dz - \theta_y$ représente le glissement des sections par cisaillement.

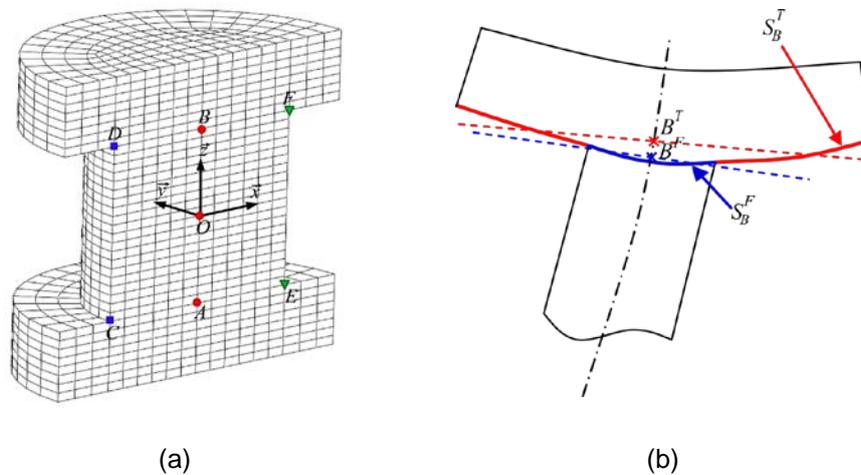


Figure 2-24. (a) définition des points particuliers, (b) définition des sections au niveau des plans de jonction tête-fût.

Analyse du comportement en traction et en flexion

La courbe de la Figure 2-25(a) illustrant l'évolution de θ_y en fonction de z montre une faible rotation de l'ensemble des sections par rapport à l'état initial ($\theta_{y_{\max}} \approx 0.12^\circ$, soit 0.0021 rad). Cependant, un fort gradient existe près des extrémités du fut et un écart significatif entre les sections $S_{A,B}^T$ et $S_{A,B}^F$ est constaté. La Figure 2-25(b) illustrant l'évolution de u_z en fonction de z montre également un fort écart des déplacements axiaux entre les sections $S_{A,B}^T$ et $S_{A,B}^F$. Ces résultats sont dus essentiellement à la déformation des têtes sous la pression appliquée par les substrats.

Analyse du comportement en cisaillement et en matage

Les résultats montrent que l'angle θ_y reste faible le long du fût par rapport à du_x/dz . Le déplacement u_x et la déformée de l'axe (AB) résultent donc principalement des déformations de cisaillement. La Figure 2-26 représente la déformée (AB) de l'axe du fût ainsi que les déformées (CD) et (EF) de ses deux génératrices dans le plan de chargement (XZ). Les 3 courbes montrent que les génératrices accumulent à la fois les déformations de cisaillement et l'écrasement du fût dans les zones de contact avec les substrats. Ce ratio entre déformation par cisaillement et par écrasement dépend de la rigidité du matériau de la fixation et du rapport entre le diamètre et la longueur du fut : plus ce rapport est élevé, plus la raideur apparente en cisaillement est élevée et donc

plus les déformations par écrasement sont importantes. A noter aussi qu'au cours du chargement, les substrats se déforment aussi en cisaillement à cause des efforts tangentiels de frottement dans le plan de recouvrement. Dans le cas où la raideur des fixations est grande par rapport à celle des substrats, et le jeu dans entre alésages et fût est faible, un contact entre le fût et l'alésage peut s'établir avant le glissement. Ce point, ainsi que les effets de la flexion secondaire, génèrent une concentration des pressions de contact au niveau du plan de recouvrement ce qui amplifie l'écrasement dans ces zones du fût. Par ailleurs, l'allure de la déformée des génératrices (CD) et (EF) montre un effet de l'orientation des plis du composite sur la régularité du champ de déplacement en raison de la variation de la rigidité du matériau au droit du contact.

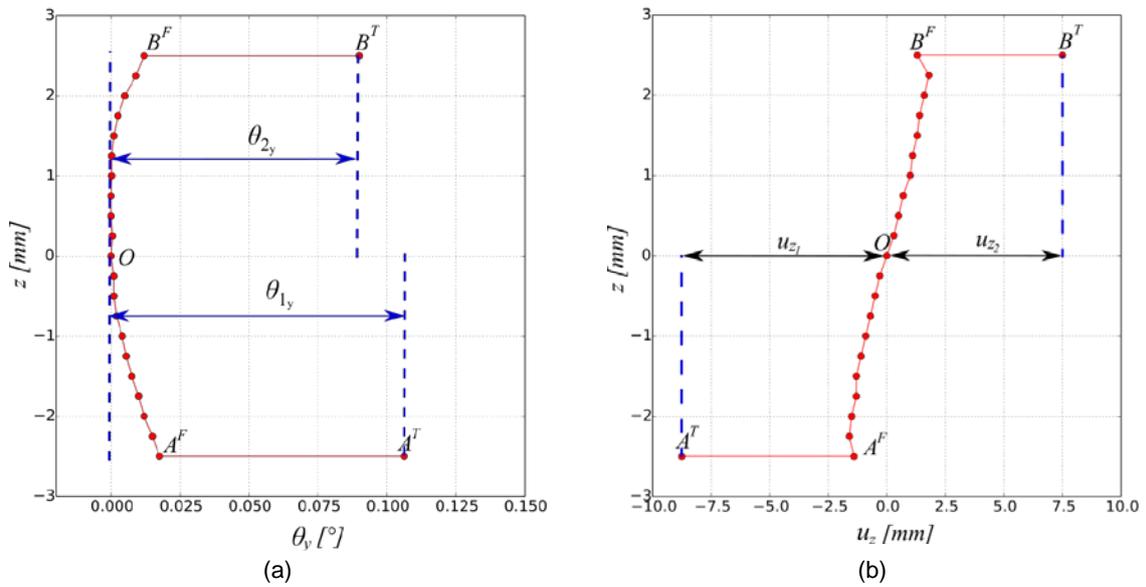


Figure 2-25. (a) rotation des sections θ_y en fonction de z , (b) déplacement axial u_z des sections en fonction z .

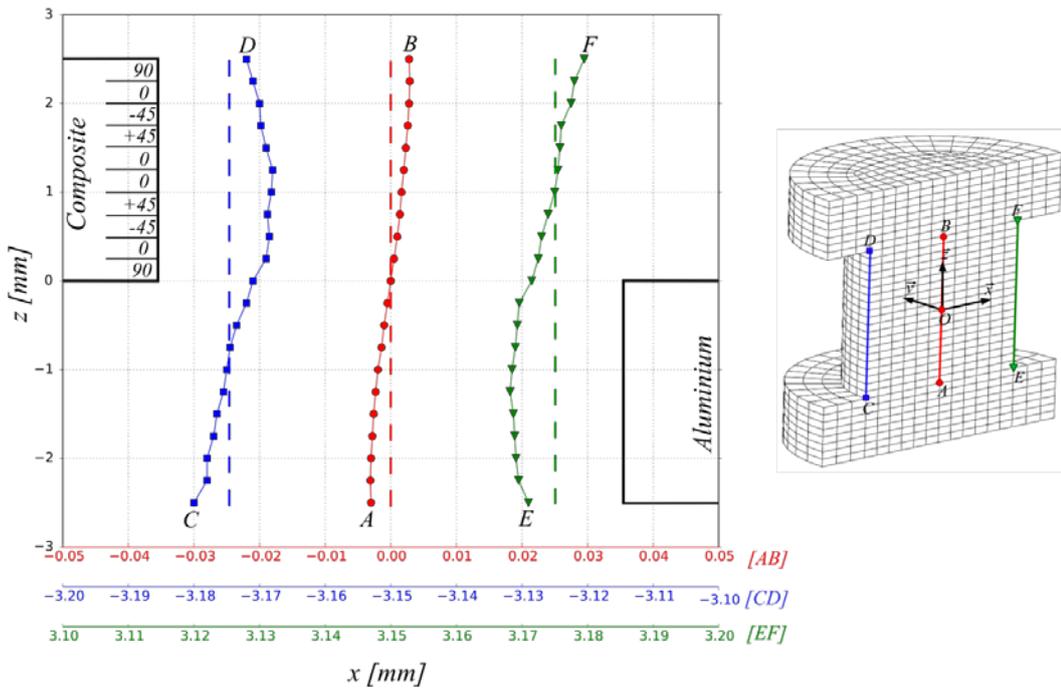


Figure 2-26. Déformées des segments (AB) , (CD) et (EF) extraits du fût de la fixation.

2.3.1.2 Choix des surfaces rigides et des connecteurs

L'enjeu de la réduction du modèle est la suppression des éléments 3D de la fixation qui représentent une part important du nombre de degrés de liberté de l'assemblage. L'idée est d'utiliser un nombre limité de surfaces rigides représentant les surfaces fonctionnelles de la fixation et de les connecter élastiquement. Pour le mode de déformation générant une rotation localisée aux jonctions fût têtes, il est naturel de proposer un découpage au niveau des plans passant par A et B accompagné d'un degré de liberté angulaire transverse selon \bar{x} et \bar{y} . Les deux surfaces rigides modélisant les têtes sont notées respectivement SR_1^T et SR_2^T . Pour les autres modes de déformation (axial sur \bar{z} , cisaillement entre les plans de normal \bar{z} et écrasement au niveau des contacts) les déformations n'étant pas localisées, le découpage n'est pas naturel. Concernant les déformations axiales selon \bar{z} , l'objectif du modèle est de prédire le déplacement relatif selon \bar{z} des surfaces sous têtes en fonction de l'effort normal selon \bar{z} supporté par la fixation. On propose donc un découpage unique associé à un degré de liberté en translation. Nous avons choisi arbitrairement de placer ce découpage au niveau de la section de centre O . Concernant le cisaillement entre les plans de normal \bar{z} et l'écrasement au niveau des contacts, l'objectif du modèle est de prédire le déplacement transversal relatif des portions de section en contact en fonction des efforts transversaux selon \bar{x} et \bar{y} . *A priori*, un tel modèle requerrait une discrétisation sur \bar{z} . Cependant, l'objectif à terme étant d'utiliser ce modèle réduit de fixation avec un modèle de substrat utilisant des éléments plaque 3D, il apparait judicieux de découper le fût en 2 surfaces rigides SR_1^F et SR_2^F afin de garder une cohérence entre la cinématique du modèle de fixation et celle des pièces. La géométrie des surfaces rigides et la cinématique associée au modèle réduit sont décrites sur la Figure 2-27(a).

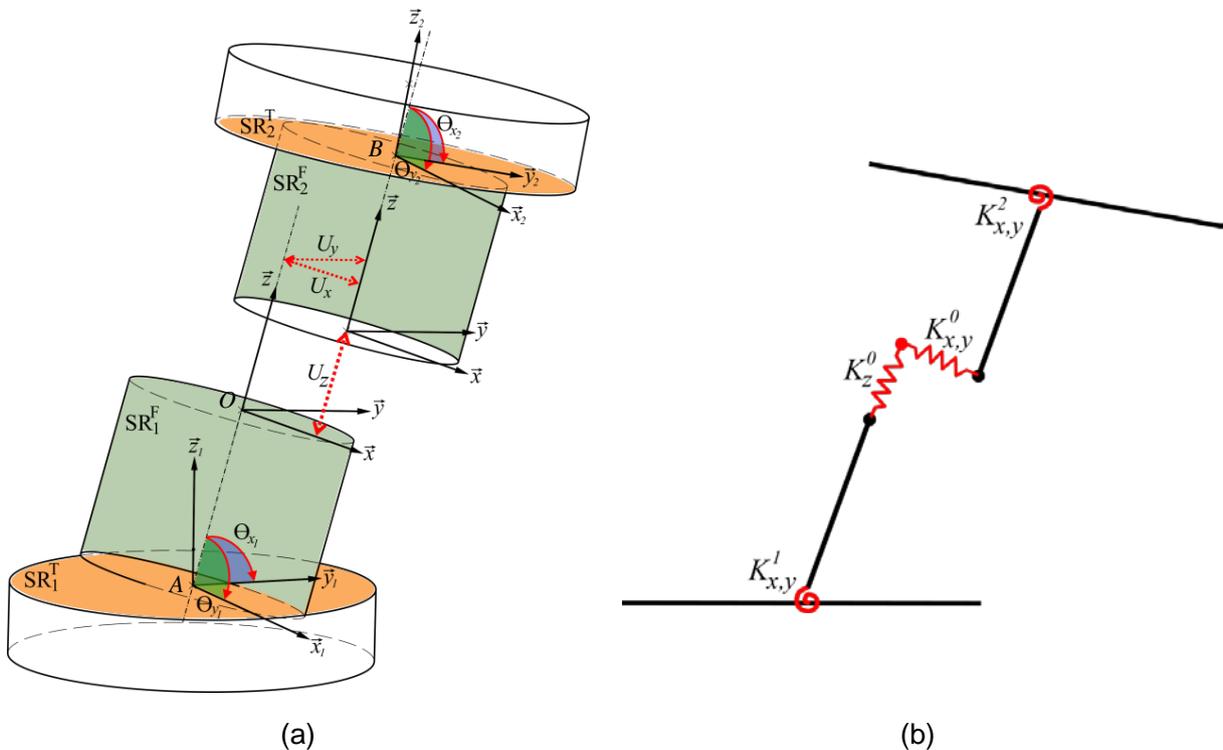


Figure 2-27. Description du modèle réduit de fixation, (a) surfaces rigides et cinématique associée, (b) raideurs associées aux connecteurs.

Les surfaces rigides sont reliées par des connecteurs qui permettent de supprimer les degrés de liberté non voulus et d'introduire des raideurs sur les 7 degrés de liberté. L'axisymétrie de la fixation conduit à utiliser les mêmes raideurs dans les directions \bar{x} et \bar{y} . Le connecteur centré en O permet de définir 3 raideurs en translation $K_{x,y}^0 = K_x^0 = K_y^0$ et K_z^0 . Les connecteurs centrés en A et B permettent de définir chacun deux raideurs angulaires $K_{x,y}^1 = K_x^1 = K_y^1$ et $K_{x,y}^2 = K_x^2 = K_y^2$. Les 4 raideurs ainsi définies sont représentées sur la Figure 2-27(b).

2.3.1.3 Identification des raideurs équivalentes des connecteurs

Raideurs axiale et angulaires

L'identification des raideurs équivalentes des connecteurs est basée sur les déplacements relatifs des surfaces fonctionnelles de la fixation et sur les résultantes d'actions mécaniques générant le mode de déformation associé à chaque raideur. La raideur axiale K_z^0 est déterminée à partir du déplacement relatif sur \bar{z} entre les surfaces S_A^T et S_B^T noté $u_{z_2} - u_{z_1}$ et défini sur la Figure 2-25(b). La raideur angulaire $K_{x,y}^1$, respectivement $K_{x,y}^2$, est déterminée à partir de la rotation relative sur \bar{y} entre les surfaces S_A^T et S_O , respectivement S_B^T et S_O . Ces rotations relatives, notées θ_{y_1} et θ_{y_2} , sont définies sur la Figure 2-25(a). Les résultantes des forces de pression sous tête sur \bar{z} sont notées F_{z_1} et F_{z_2} tandis que les moments résultants sur \bar{y} sont notés M_{y_1} et M_{y_2} . Le modèle éléments finis 3D permet d'obtenir aisément ces actions résultantes. Les raideurs axiales et angulaires s'expriment donc ainsi :

$$K_z^0 = \frac{1}{2} \left| \frac{F_{z_2} - F_{z_1}}{u_{z_2} - u_{z_1}} \right| \quad (2-7)$$

$$K_x^1 = K_y^1 = \left| \frac{M_{y_1}}{\theta_{y_1}} \right| \quad (2-8)$$

$$K_x^2 = K_y^2 = \left| \frac{M_{y_2}}{\theta_{y_2}} \right| \quad (2-9)$$

Pour la raideur axiale K_z^0 , la moyenne des résultantes des forces de pression sur \bar{z} est utilisée car en pratique les normes de ces forces sont légèrement différentes en raison des forces de frottement qui agissent sur le fut.

Raideurs transverses

La méthode proposée ici pour déterminer la raideur transverse est basée sur une approche énergétique vu la difficulté à estimer les déplacements relatifs et les efforts équivalents associés au cisaillement du fut et à l'écrasement au niveau des contacts. Seule la raideur $K_{x,y}^0 = K_x^0 = K_y^0$ n'étant pas encore identifiée, il s'agit de trouver la valeur de cette raideur qui permet d'égaliser l'énergie de déformation de la fixation obtenue avec le modèle 3D et la somme des énergies de déformation des connecteurs du modèle de fixation réduit (cf. Figure 2-28(a)). Notons, comme montré sur la Figure 2-28(b), que l'énergie de déformation liée à la raideur transverse $K_{x,y}^0$ représente, à 15kN, environ 80% de l'énergie totale de la fixation ce qui rend cette méthode d'identification fiable.

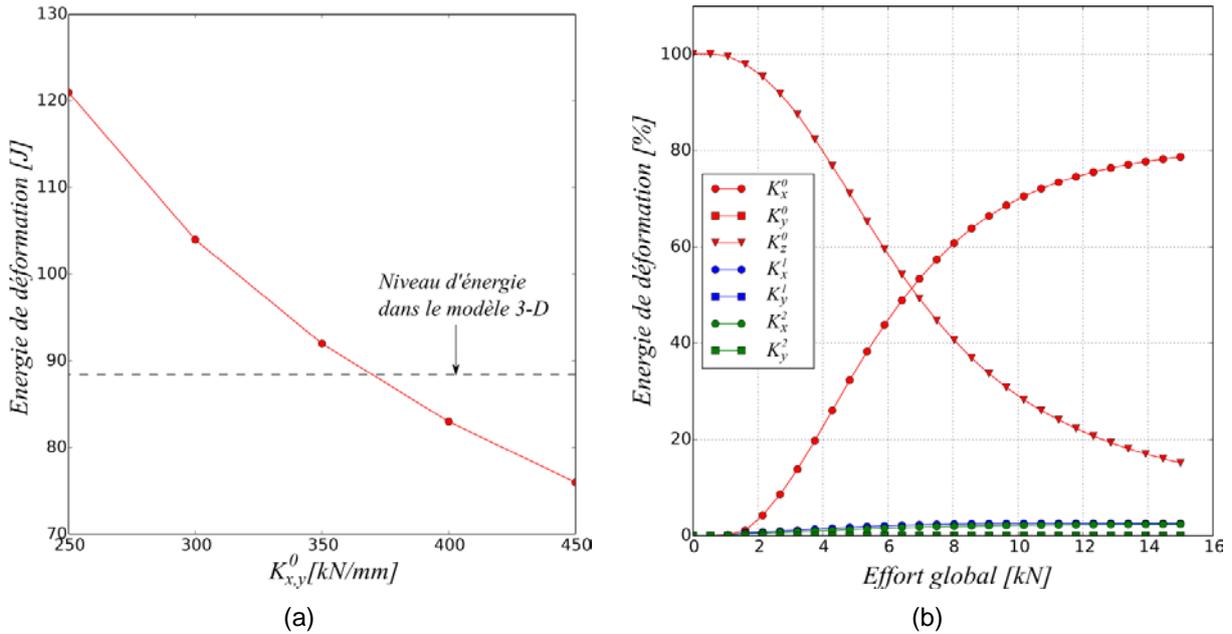


Figure 2-28. Identification des raideurs transverses, (a) variation de l'énergie de déformation totale dans le modèle réduit en fonction de la raideur transversale pour un effort global de 15kN, (b) variation de l'énergie de déformation dans chaque connecteur du modèle réduit en fonction de l'effort appliqué à l'assemblage.

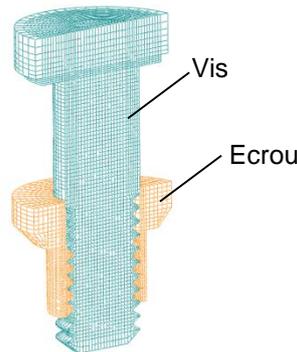


Figure 2-29. Modèle détaillé de la fixation représentant la liaison fileté.

Il est important de noter que si l'on souhaite prendre en compte la souplesse introduite par la liaison fileté entre l'érou et la vis, un modèle détaillé de la fixation doit être utilisé comme celui présenté sur la Figure 2-29. La liaison fileté a une influence importante sur la raideur angulaire.

2.3.1.4 Validation numérique du modèle réduit de fixation

La validation numérique du modèle réduit de fixation est basée sur une comparaison de quelques grandeurs globales et locales données d'une part par un modèle construit entièrement avec des éléments solide 3D (cf. Figure 2-22) et un modèle où les substrats sont maillés par éléments solide 3D et les fixations représentées par le modèle réduit à base de surfaces rigides. Plusieurs configurations ont été testées (variation du jeu, de la précharge et du coefficient de frottement) afin de vérifier le domaine de validité du modèle réduit. Les configurations testées sont répertoriées dans le Tableau 2-4.

Cas	Précharge [MPa]	Coefficient de frottement	Jeu dans le boulon 1 [μm]	Jeu dans le boulon 2 [μm]
1	79	0.1	10	10
2	79	0.1	10	125
3	79	0.1	80	80
4	79	0.3	80	80
5	25	0.1	80	80

Tableau 2-4. Liste des configurations testées.

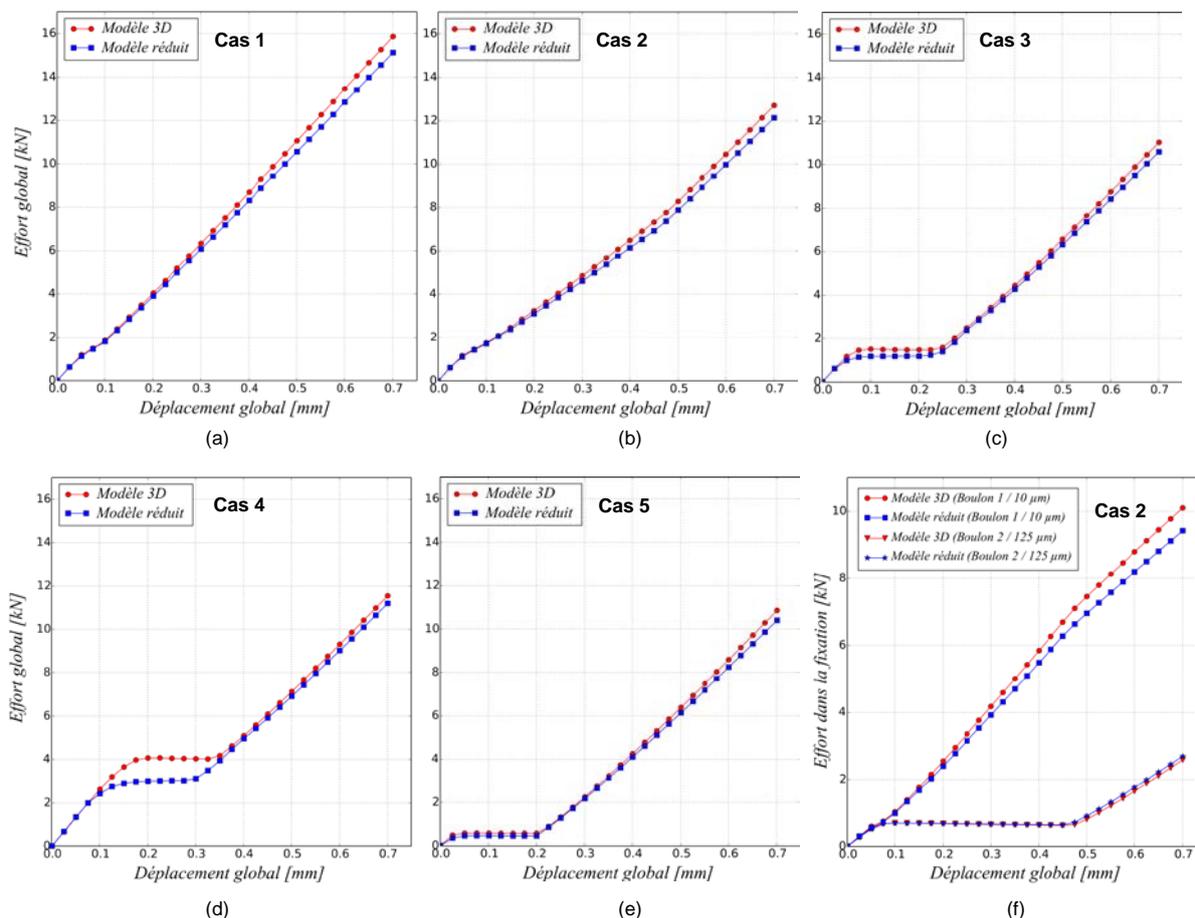


Figure 2-30. Comparaison des courbes effort déplacement pour les différentes configurations testées pour les deux modèles, (a) cas 1, (b) cas 2, (c) cas 3, (d) cas 4, (e) cas 5, (f) répartition des efforts entre les fixations pour le cas 2.

Seuls les résultats sur les grandeurs globales sont présentés ici. Les résultats sur le comportement local, contraintes en bord d'alésage, peuvent être trouvés dans (Askri, 2016; Askri et al., 2016). La Figure 2-30 montre les courbes effort déplacement du modèle 3D et du modèle à base de surfaces rigides dans les différentes configurations testées. Les résultats montrent une bonne prédiction de la raideur de l'assemblage après la phase de glissement et de rattrapage des jeux quel que soit la valeur des jeux. Les configurations 3 à 5, dans lesquelles un jeu de 80 μm a été introduit au niveau des deux fixations, montre que le modèle réduit sous-estime la précharge sur les fixations et par conséquent les forces tangentielles de glissement transférées par les contacts tête-substrat et substrat-substrat. Cet écart est dû essentiellement à une sous-estimation de la raideur K_z^0 . En effet, cette raideur est dépendante du chargement appliqué. Pendant la phase de glissement et de rattrapage de jeu, la pression de contact sous tête est uniformément répartie. Une fois que le contact fût - alésage est établi, la pression de

contact sous tête augmente à l'opposé du contact fut alésage sous l'effet de la rotation des têtes générant ainsi une déformation plus importante des têtes. Le fait d'utiliser la raideur identifiée à un chargement assez élevé (15 kN) explique pourquoi les forces de glissement sont sous-estimées durant la phase de rattrapage de jeu.

L'évolution des charges transmises par chaque fixation dans la configuration 2 pour laquelle le jeu est différent entre les deux fixations est tracée sur la Figure 2-30(f). La bonne concordance entre les deux modèles montre que le modèle réduit estime correctement la raideur globale transverse de la fixation et que ce modèle est parfaitement adapté au cas d'assemblage multi-fixations.

2.3.2 Construction du modèle multi-fixations $2D\frac{1}{2}$ à partir du modèle réduit de fixation

2.3.2.1 Choix de l'élément fini pour le maillage des pièces assemblées

Seule une représentation explicite du contact permet de reproduire l'effet des principaux phénomènes présents dans le comportement des assemblages (Tableau 2-2). C'est ce qui fait tout l'intérêt des modèles à base de surfaces rigides. Cependant, la nécessité de réduire la taille des modèles oriente vers l'utilisation d'éléments coques pour les pièces assemblées. En effet ce type d'élément est très utilisé pour les pièces minces (élancées) qui font l'objet des principaux assemblages. La représentation explicite du contact et la possibilité de représenter des variabilités géométriques comme les défauts de forme des surfaces de recouvrement conduisent à utiliser des éléments coques 3D (SC8R dans Abaqus). De plus, de par la présence de deux degrés de liberté dans la direction normale hors-plan (un par nœud), ce type d'élément permet d'introduire une raideur hors plan dans les pièces et ainsi de mieux modéliser la précharge et l'évolution des pressions de contact sous les têtes. La formulation de cet élément est basée sur la théorie des plaques de Mindlin-Reissner avec la prise en compte du comportement hors-plan (contrainte normale et contraintes de cisaillement hors-plan). Cette formulation permet, par exemple, de simuler la variation de l'épaisseur des substrats par effet Poisson. Toutefois, la modélisation d'un stratifié pour lequel les déformations et les contraintes hors-plan ne sont pas négligeables nécessite une correction des propriétés hors-plan des éléments comme détaillé dans (Askri, 2016).

Le modèle d'assemblage multi-fixations $2D\frac{1}{2}$ est donc une combinaison du modèle réduit de fixation (Section 2.3.1) et de pièces constituées d'éléments coques 3D avec 1 élément dans l'épaisseur. La Figure 2-31 montre un exemple d'un modèle $2D\frac{1}{2}$ à 4 fixations.

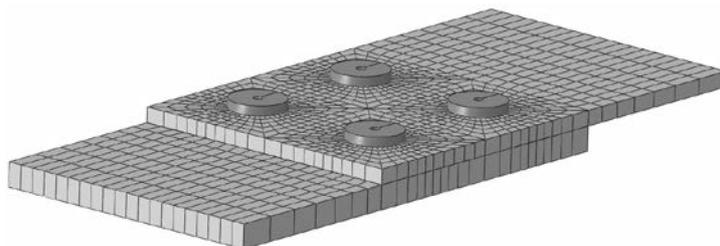


Figure 2-31. Modèle $2D\frac{1}{2}$ d'un assemblage à 4 fixations.

2.3.2.2 Modélisation et identification de la précharge et de la phase d'adhérence

La précharge axiale appliquée initialement sur la fixation est un paramètre essentiel dans le comportement des assemblages composites puisqu'elle pilote la répartition des charges entre adhérence et contact mais également la flexion secondaire.

Modélisation de la précharge

La précharge peut être introduite de 3 manières différentes : modélisation explicite de l'opération de serrage, introduction d'une interpénétration géométrique initiale sous tête, introduction d'une précontrainte dans la fixation. La simulation de l'opération de serrage de manière explicite n'est pas raisonnable en termes de temps de calcul. Cela signifie que le couple de serrage ne peut pas être considéré comme un paramètre d'entrée dans la modélisation. Si expérimentalement la fixation est installée avec un système qui mesure directement la précharge (Godin et al., 2015), il est intéressant d'introduire la précharge dans le modèle par une précontrainte dans la fixation. La fixation doit être alors séparée en deux éléments. Sachant que dans nos travaux expérimentaux, la précharge est installée avec une clé dynamométrique et que nous n'avons pas accès à la précharge, nous avons choisi de l'introduire par une interpénétration géométrique initiale sous tête. Cette interpénétration est résolue durant le premier incrément de calcul et génère des déformations dans les substrats (compression) et dans la fixation (allongement du fût et déformation des têtes).

Méthode d'identification de la relation entre le couple de serrage et l'interpénétration

La difficulté dans cette méthode est de trouver la valeur de l'interpénétration δ qui correspond au couple de serrage C appliqué lors des essais. Dans ce travail nous proposons d'identifier la relation entre C et δ en comparant les efforts de glissement obtenus à la fois numériquement et expérimentalement. Les résultats présentés ci-après sont obtenus sur un assemblage composite carbone époxy aluminium mono-fixation. Tout d'abord le coefficient de frottement entre les deux matériaux assemblés est mesuré (Askri, 2016). Des simulations avec différentes valeurs de δ sont alors réalisées avec le coefficient de frottement mesuré (Figure 2-32(a)). Comme le montre la Figure 2-32(b), la relation entre δ et l'effort de glissement numérique F_g^n peut être représentée par une droite. Des essais avec différentes valeurs de couple de serrage C ont été ensuite réalisés (cf. Figure 2-33(a)). Comme le montre la Figure 2-33(b), la relation entre C et l'effort de glissement expérimental F_g^e peut être également représentée par une droite. L'égalité visée entre F_g^n et F_g^e permet de déterminer la relation linéaire entre δ et C .

Il faut noter que cette méthode ne tient pas compte des variabilités associées à la relation entre couple de serrage et précharge. Les résultats expérimentaux présentés ici ont été menés en cherchant à minimiser les sources de variabilités ce qui a permis d'obtenir une très bonne reproductibilité (Askri, 2016).

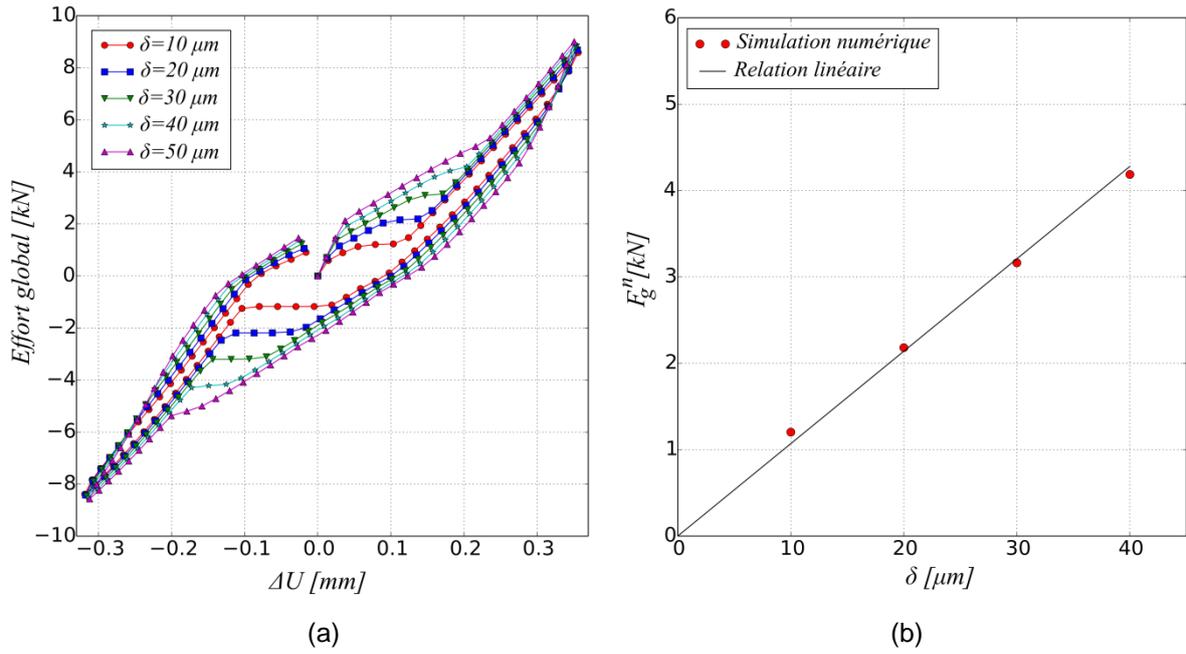


Figure 2-32. (a) réponse force déplacement du modèle réduit pour différentes valeurs de δ , (b) identification de la relation entre l'interpénétration δ et l'effort de glissement numérique F_g^n .

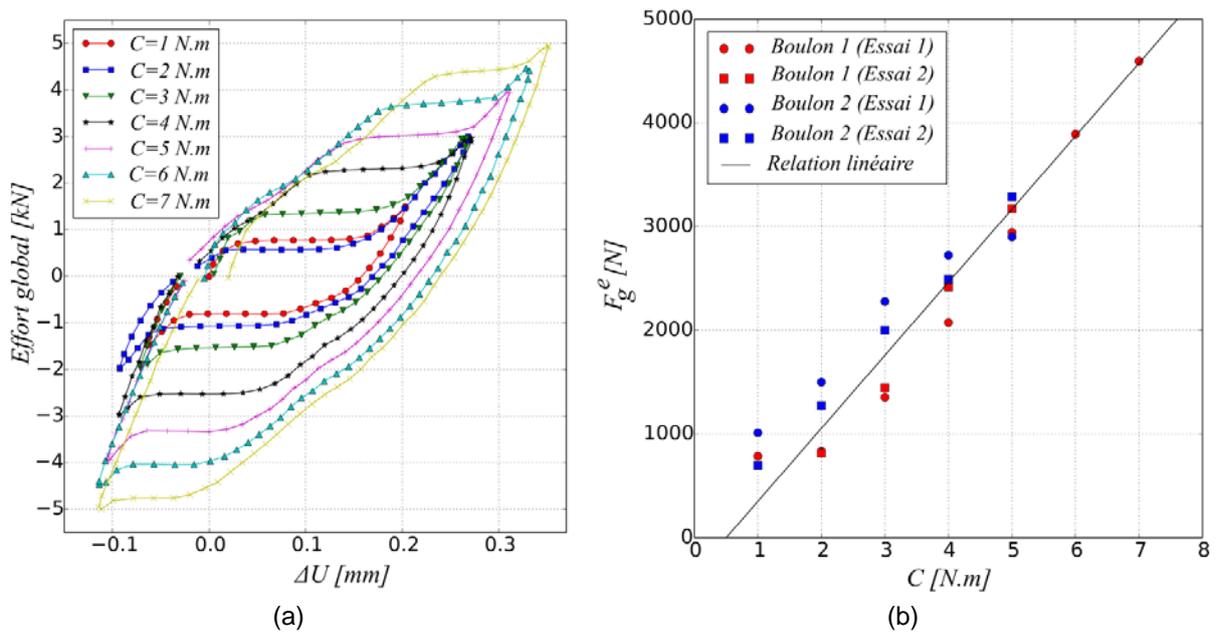


Figure 2-33. (a) réponse force déplacement expérimentale pour différentes valeurs de C , (b) identification de la relation entre le couple de serrage C et l'effort de glissement expérimental F_g^e .

2.3.2.3 Validation expérimentale du modèle multi-fixations 2D $\frac{1}{2}$

Nous avons réalisés cette validation sur un assemblage composite aluminium en configuration simple recouvrement comportant 4 fixations sollicité uni-axialement. La pièce composite est constituée de 17 plis en carbone époxy à renfort unidirectionnel IMA/M21-12K avec une stratification $[90/-45/0/+45/0/-45/0/+45/90_{0.5}]_s$, donnant une épaisseur de 3.13mm. La pièce en aluminium (Al7075) a une épaisseur de 5mm. Les fixations en titane (Ti-6Al-4V) ont un diamètre de 6.35mm. L'écrou, en acier, comporte une rondelle intégrée. Les autres dimensions de l'assemblage sont données sur la Figure 2-34(a). Les fixations sont montées avec un jeu radial de 75 μ m dans les deux pièces.

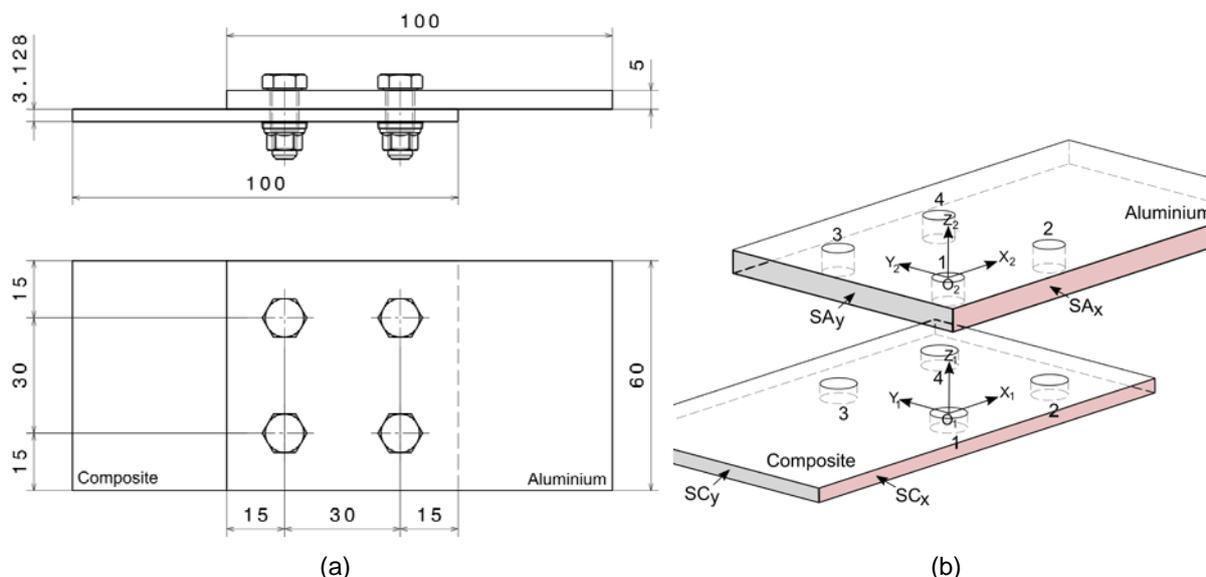


Figure 2-34. (a) dimensions de l'assemblage utilisé pour la validation expérimentale, (b) définition des repères pièce pour la mesure des défauts de position.

		Alésage 1	Alésage 2	Alésage 3	Alésage 4
Substrat composite	$\Delta x_{comp} [\mu m]$	0	-5	+33	+75
	$\Delta y_{comp} [\mu m]$	0	-80	+5	-99
	$D_{comp} [mm]$	6.471	6.469	6.451	6.474
Substrat aluminium	$\Delta x_{alu} [\mu m]$	0	+21	+70	+41
	$\Delta y_{alu} [\mu m]$	0	-45	-21	-86
	$D_{alu} [mm]$	6.492	6.494	6.497	6.494
Fût de la vis	$D_{fut} [mm]$	6.328	6.326	6.329	6.331
Défauts cumulés après l'assemblage	$ \Delta x_{comp} - \Delta x_{alu} [\mu m]$	0	26	37	34
	$ \Delta y_{comp} - \Delta y_{alu} [\mu m]$	0	34	17	6
Jeu radial cumulé	$\frac{D_{comp} + D_{alu}}{2} - D_{fut} [\mu m]$	153	155	145	154

Tableau 2-5. Résultats des mesures réalisées sur les pièces de l'assemblage.

Au vu de l'influence des écarts géométriques sur le comportement de l'assemblage, une étape de métrologie est nécessaire afin de pouvoir considérer la géométrie réelle de l'assemblage dans le modèle numérique. Seuls les défauts de position des alésages sont considérés. La géométrie des pièces étant simple, les défauts de formes (planéité des surfaces de recouvrement, cylindricité des alésages) et les défauts d'orientation (perpendicularité des axes des alésages par rapport au plan de recouvrement) ont pu être minimisés lors de la fabrication et ils seront donc négligés dans cette étude. Les deux pièces ont été percées avec le même outil mais séparément (pas de contre-perçage).

Les dimensions des substrats ont été mesurées à l'aide d'un profilomètre optique. Les mesures de position des alésages sont prises par rapport à un repère local lié à la pièce comme montré sur la Figure 2-34(b). L'origine de chaque repère coïncide avec le centre de l'alésage 1 de chaque pièce. L'axe X_1 (respectivement X_2) est supposé parallèle à un plan qui moyenne la surface SC_x (respectivement SA_x). De la même manière, l'axe Y_1 (respectivement Y_2) est construit à partir d'un plan moyen de la surface SC_y (respectivement SA_y). Le Tableau 2-5 rassemble les mesures effectuées sur les pièces et les fixations.

Les dimensions réelles ont été intégrées dans le modèle éléments finis 3D et le modèle $2D\frac{1}{2}$. Les fixations sont serrées avec un couple de 2N.m. D'après les travaux présentés dans la Section 2.3.2.2, ce couple correspond à une interpénétration $\delta_{3D} = 7.2\mu\text{m}$ dans le modèle 3D et $\delta_{2D\frac{1}{2}} = 9.9\mu\text{m}$ dans le modèle $2D\frac{1}{2}$. La confrontation de l'essai et des simulations se base sur une comparaison des courbes effort déplacement relatif entre les pièces au droit des deux rangées de fixations. Les déplacements relatifs sont obtenus par corrélation d'image comme représenté sur la Figure 2-35.

La Figure 2-36 montre les courbes de l'effort global appliqué sur l'assemblage en fonction des déplacements relatifs ΔU_1 entre A_1 et B_1 et ΔU_2 entre A_2 et B_2 . Les résultats montrent une bonne reproduction du comportement global de l'assemblage. Le comportement pendant la phase de glissement est bien pris en compte par les deux modèles en termes de niveaux des efforts, de distance de glissement et de prise de contact. Les deux plateaux observés sur les 2 courbes numériques ne sont pas clairement visibles sur les courbes expérimentales. Ceci peut s'expliquer par la présence de défauts de cylindricité et de perpendicularité des alésages ou de variabilité des propriétés des interfaces qui rendent la réponse plus progressive. Toutefois, sur la Figure 2-36(b) on remarque des inflexions sur la courbe expérimentale cohérentes avec les plateaux observés numériquement. Le premier plateau correspond au glissement du substrat en composite par rapport à la fixation et le deuxième plateau correspond au glissement du substrat en aluminium par rapport au substrat en composite. Ce glissement non-simultané est dû aux coefficients de frottement qui ne sont pas identiques sur toutes les interfaces. Cela montre la pertinence de considérer un comportement du contact différent dans chaque interface et d'évaluer précisément les coefficients de frottement si l'on veut capter ces phénomènes. La comparaison du comportement après la prise de contact montre une bonne estimation de la raideur transverse de la fixation.

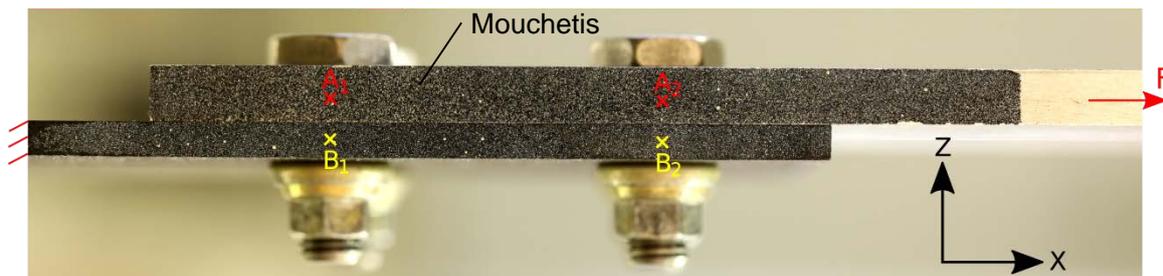


Figure 2-35. Mesure des déplacements relatifs par corrélation d'image.

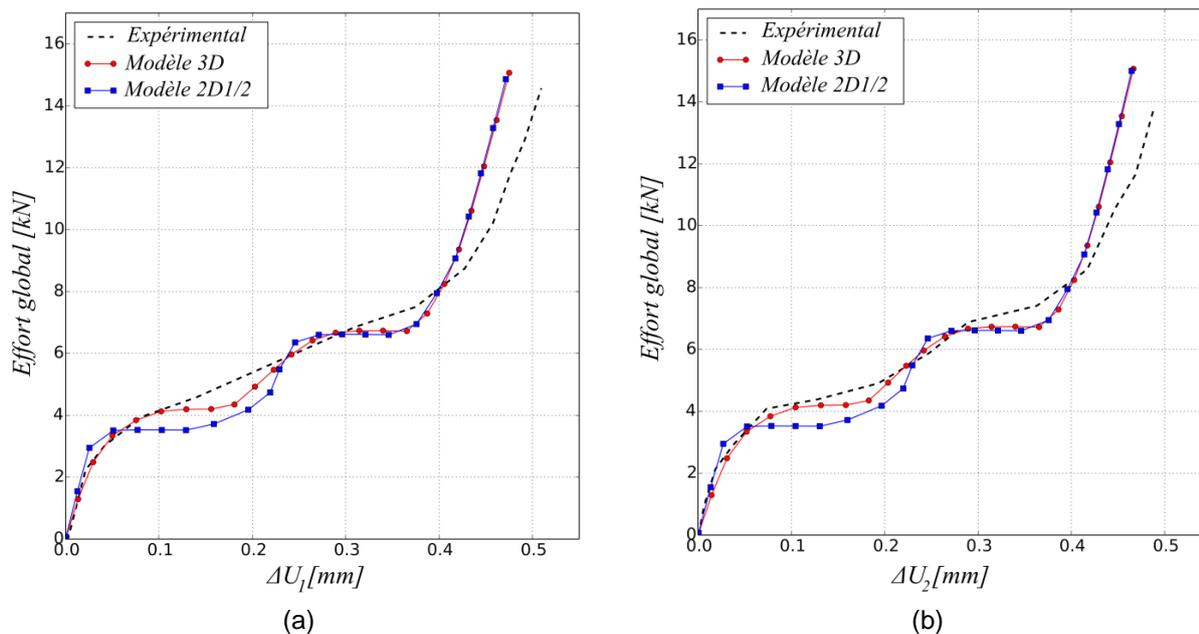


Figure 2-36. Comparaison des courbes effort-déplacement relatives issues de l'essai et des modèles 3D et 2D^{1/2}, (a) déplacement ΔU_1 , (b) déplacement ΔU_2 .

2.3.3 Performance et exploitation du modèle

2.3.3.1 Implémentation et mise en œuvre

Le modèle présenté ici a été mis en œuvre dans le logiciel commercial Abaqus. La création de surfaces rigides et de connecteurs est réalisable de manière non intrusive dans le code : pas besoin de programmer de sous-programme utilisateur. La mise en place de ce modèle est donc à la portée de tout ingénieur possédant une expérience minimale en calcul de structure. Ce modèle pourrait être mis en œuvre dans d'autres codes commerciaux sans difficulté particulière. Toutefois, la création du modèle réduit de fixation, des contacts frottants et du maillage pour un assemblage à grand nombre de fixations est fastidieuse. Pour cela, nous avons développé un module complémentaire (plug-in en python) intégré à Abaqus afin de générer automatiquement des modèles à partir des dimensions nominales de l'assemblage. L'intégration des défauts géométriques est, quant à elle, réalisée automatiquement grâce à un programme en python qui décale les coordonnées des nœuds.

2.3.3.2 Temps de calcul

Comme représenté sur la Figure 2-37, la diminution du temps de calcul est le résultat des deux étapes de réduction du modèle : passage d'éléments 3D à surfaces rigides connectées pour les fixations et d'éléments 3D à éléments coques 3D pour les pièces. La réduction totale du temps de calcul (facteur 5) permet d'envisager un grand nombre de calculs et donc des études de variabilité ou d'optimisation sur des structures comportant plusieurs dizaines de fixations.

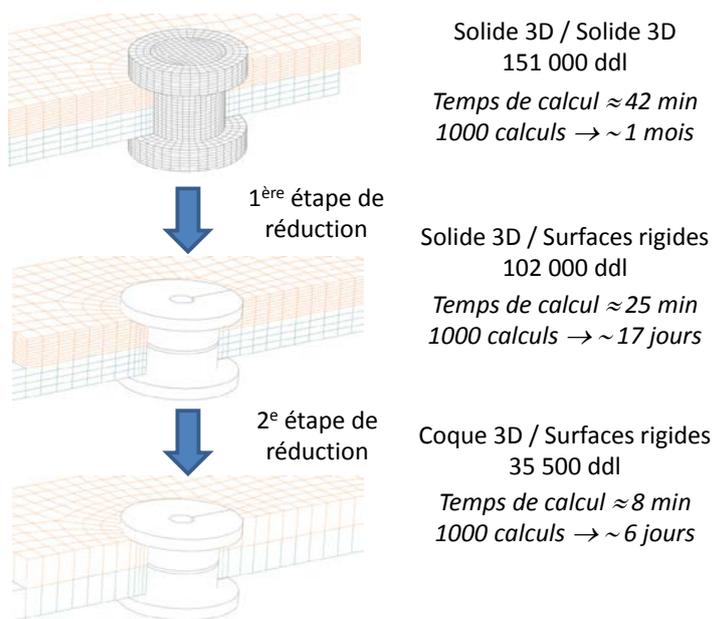


Figure 2-37. Illustration de la réduction du temps de calcul sur un assemblage à 2 fixations avec 4 CPU (Intel Xéon 2GHz).

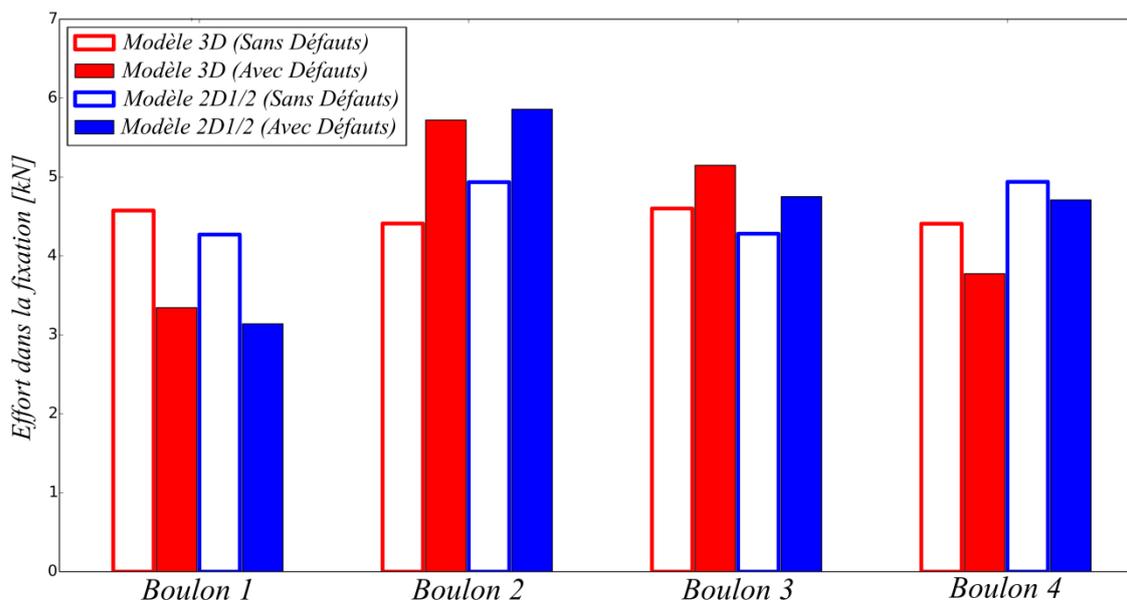


Figure 2-38. Comparaison de la répartition des efforts entre fixations pour un effort global de 20kN avec et sans défaut de position.

2.3.3.3 Exploitation élémentaire

L'utilisation du modèle $2D\frac{1}{2}$ dans une démarche globale de tolérancement est présentée dans le Chapitre 4. Dans cette section, il s'agit de montrer succinctement le potentiel de cet outil. Pour cela nous avons comparé les résultats obtenus entre les modèles 3D et $2D\frac{1}{2}$ intégrant les défauts mesurés sur l'assemblage testé dans la Section 2.3.2.3 (cf. Tableau 2-5) et les modèles 3D et $2D\frac{1}{2}$ sans défaut. L'amplitude maximale mesurée des défauts de position est d'environ $40\mu\text{m}$. Cette valeur, qui est supérieure à ce que peut générer une gamme d'assemblage avec contre-perçage, est cohérente avec les valeurs engendrées par un perçage séparé des pièces. Les résultats en termes d'effort transmis par chaque fixation pour un effort global de 20kN sont présentés sur la Figure 2-38. En comparant les charges estimées par les deux modèles, nous constatons que le modèle $2D\frac{1}{2}$ permet de fournir une bonne prédiction de la répartition des charges dans le cas d'un assemblage multi-fixations avec ou sans défaut. En présence de défaut, les deux modèles prédisent une diminution des charges dans les fixations 1 et 4 et une augmentation des charges dans les fixations 2 et 3. Les défauts génèrent une augmentation de la charge maximale d'environ 18%.

2.4 Conclusion

Ce Chapitre débute par un état de l'art qui a permis d'analyser et de synthétiser les possibilités en termes de modélisation des assemblages multi-fixations, mais également de positionner et de justifier les travaux menés. Dans la suite de ce chapitre, les deux types de modèles développés au sein de l'I2M sont présentés.

Le premier, $1D\frac{1}{2}$, inclut de manière phénoménologique les non-linéarités de comportement des matériaux, la précharge, le jeu fixation alésage ainsi que les défauts d'alignement des alésages. Une extension permettant de traiter les assemblages hybrides boulonnés collés est également proposée. Le temps de calcul induit par ce type d'approche permet de réaliser des études de sensibilité et d'aborder les problématiques de tolérancement sur des géométries élémentaires.

Le second modèle, $2D\frac{1}{2}$, consiste à réduire les temps de calcul en remplaçant le maillage 3D des fixations par des surfaces rigides connectées. La représentation explicite de la géométrie et des contacts lui donne une richesse physique proche des modèles explicites 3D pour un temps de calcul réduit d'un facteur 5. Ce type d'approche permet d'envisager de traiter des structures réelles aux géométries complexes et comportant un grand nombre de fixations.

L'utilisation de ces modèles pour le tolérancement de défauts géométriques en présence de différentes sources de variabilité est développée dans le Chapitre 4.

Chapitre 3

Etude et modélisation du comportement en matage des composites stratifiés

3.1 Phénoménologie et stratégies de modélisation

3.1.1 Phénoménologie : mécanismes et scénarii d'endommagement

Alors que pour les matériaux métalliques la perte de rigidité observée en matage provient du comportement plastique, pour les matériaux composites la perte de rigidité provient d'un processus complexe combinant différents mécanismes d'endommagement à différentes échelles (Camanho and Lambert, 2006; Gohorianu, 2008; Xiao and Ishikawa, 2005). La Figure 3-1 permet d'observer les différents mécanismes d'endommagement d'un stratifié quasi-isotrope à fibre de carbone et matrice époxy ayant subi un chargement de matage sans confinement hors plan appliqué sur les plis extérieurs du stratifié. Comme pour d'autres types de chargement, les premiers endommagements sont constitués de décohésions fibre-matrice et de fissures matricielles. Ces endommagements, qui se produisent dès 10 à 20% du niveau de charge maximale, n'engendrent pas de perte de raideur observable macroscopiquement. Selon le confinement hors-plan, généré par l'épaisseur du stratifié ou induit par la tête de la fixation et l'écrou, la deuxième étape du scénario d'endommagement implique des délaminages et/ou des ruptures de fibres sous forme de bandes de plissement (kink bands). Ces endommagements se développent autour de l'alésage et dans la direction radiale selon l'orientation des plis. La redistribution spatiale des contraintes induites par ces endommagements engendre une perte significative de la raideur à l'échelle du stratifié. Pour les configurations sans confinement, un pic ou un plateau de chargement résultant du flambage des plis délaminés est visible (Figure 3-2 (a)). Pour les configurations avec confinement, un réseau dense d'endommagement comportant des ruptures de fibre et des fissures transverses inclinées se développent réduisant progressivement la raideur apparente de l'éprouvette (Figure 3-2 (b)).

Pour résumer cette analyse aux échelles mésoscopique et macroscopique, on peut dire que la tenue en matage des composites stratifiés est principalement pilotée par le développement des délaminages pour les configurations sans confinement et par le comportement en compression sens fibre pour les configurations avec confinement.

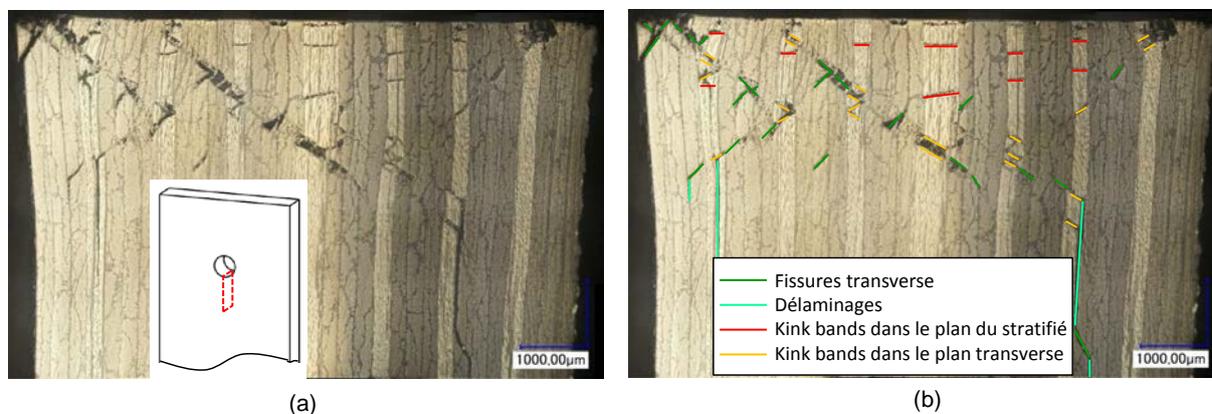


Figure 3-1. Micrographie post-mortem (à la force maximale) d'un stratifié quasi-isotrope carbone époxy après un chargement de matage sans confinement. (a) image brute, (b) image avec représentation des différents mécanismes d'endommagement.

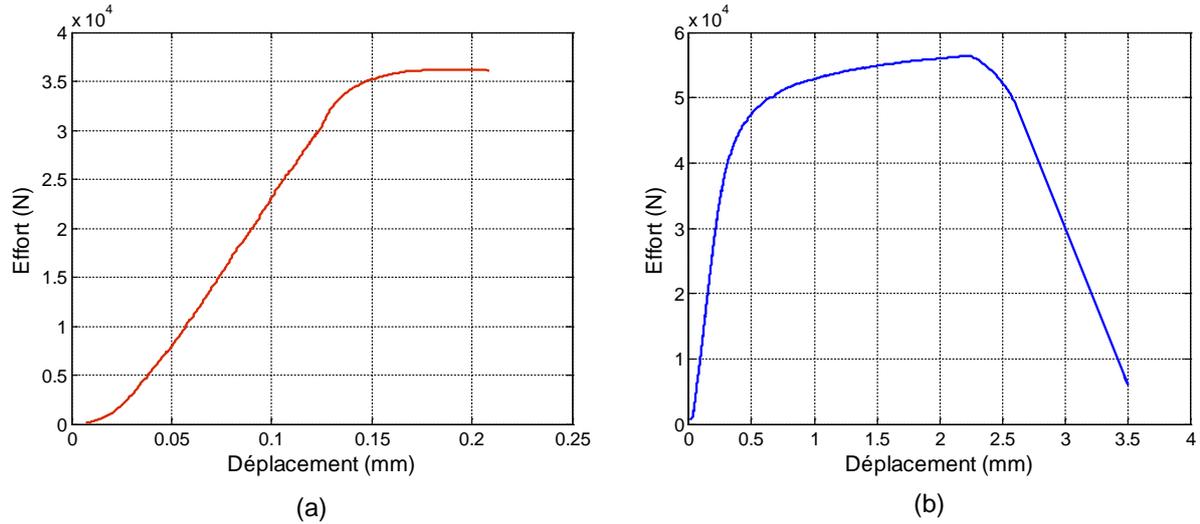


Figure 3-2. Courbe force déplacement d'un essai de matage sur stratifié quasi-isotrope carbone époxy. (a) configuration sans confinement, (b) configuration avec confinement.

La modélisation du délaminage ayant fait l'objet de nombreuses études, intéressons-nous donc plus particulièrement au processus d'endommagement en compression sens fibre et notamment à l'apparition des bandes de plissement. L'apparition des bandes de plissement étant le résultat d'une instabilité géométrique, elle n'est pas liée à la tenue en compression des fibres, mais à plusieurs paramètres tels que l'arrangement du renfort fibreux (ondulation et désalignement), au comportement non-linéaire de la matrice, à la présence d'endommagement matriciel, ainsi qu'à l'état de contrainte dans les directions transverses aux fibres (Budiansky and Fleck, 1993; Schultheisz and Waas, 1996a). Des modèles micromécaniques ont permis de formaliser l'effet de ces paramètres et de confirmer certains résultats expérimentaux (Allix et al., 2014; Ekh et al., 2013; Feld et al., 2011; Pinho et al., 2006a). Le principe de ces modèles est d'écrire l'équilibre mécanique en prenant en compte non seulement le désalignement initial mais également celui induit par la déformation de cisaillement du composite. Sur la Figure 3-3 extrait de (Pinho et al., 2006a), θ_c représente l'angle de désalignement à l'état déformé résultant du désalignement initial θ_i et de la déformation de cisaillement γ_{mc} . θ_c s'exprime donc par :

$$\theta_c = \theta_i + \gamma_{mc} \quad (3-1)$$

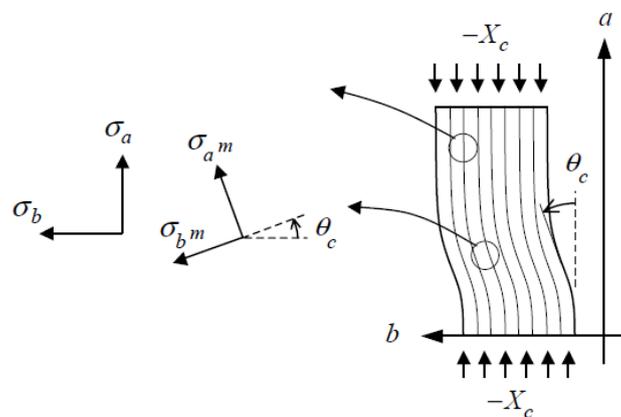


Figure 3-3. Paramétrage pour décrire l'équilibre en compression avec désalignement des fibres (Pinho et al., 2006a).

La bande de plissement se forme lorsque θ_c augmente localement en raison d'un désalignement initial élevé, d'une zone faible de la matrice ou de l'interface. L'évolution de l'angle θ_c est pilotée par deux facteurs. Le premier est géométrique puisque la contrainte de cisaillement dans le repère désaligné dépend de θ_c :

$$\tau_{a^m b^m} = \tau_{mc} = -\frac{\sigma_a - \sigma_b}{2} \sin(2\theta_c) + \tau_{ab} \cos(2\theta_c) \quad (3-2)$$

Par exemple, en compression pure ($\sigma_a = -X_c$, $\sigma_b = \tau_{ab} = 0$), elle s'exprime par :

$$\tau_{a^m b^m} = \tau_{mc} = X_c \sin(\theta_c) \cos(\theta_c) \quad (3-3)$$

Le second facteur est le comportement non-linéaire de la matrice reliant τ_{mc} et γ_{mc} . La perte de rigidité fait que γ_{mc} augmente plus rapidement que τ_{mc} , ce qui accélère l'évolution de l'angle θ_c . Ainsi, si le comportement de la matrice est peu ductile, la bande de plissement apparaîtra brutalement dès la rupture de la matrice. Si la matrice est ductile, la bande de plissement apparaîtra plus progressivement et la contrainte maximale de compression découlera d'une instabilité lorsque la rigidité tangente en cisaillement devient trop faible. Dans les deux cas, la courbe contrainte déformation présente une chute de contrainte marquée. Remarquons également que les bandes de plissement peuvent se produire soit dans le plan du stratifié, soit dans un plan transverse au stratifié (respectivement en rouge et en orange sur la Figure 3-1(b)). Selon le cas, les endommagements matriciels seront soit des fissures transverses dans le pli concerné, soit des délaminages de part et d'autre du pli concerné.

Un autre aspect important dans le processus d'endommagement en compression sens fibre présent en matage est l'accumulation des bandes de plissement dans un même pli qui a été mis en évidence par Xiao et al. (Xiao and Ishikawa, 2005) et que l'on peut voir sur la Figure 3-1. Ceci implique un rechargement de la zone endommagée après rotation des fibres rompues. En raison de l'angle formé par la bande de plissement, ce rechargement engendre des contraintes hors-plan importantes qui ne peuvent être supportées par le stratifié qu'en présence de confinement. Si le confinement est faible, d'autres types d'endommagement se produisent comme des délaminages et des fissures inclinées. Dans ce cas il n'y a pas ou peu d'accumulation de bandes de plissement.

Cette analyse met en évidence la nécessité d'intégrer dans la modélisation un comportement en compression sens fibre adoucissant avec chute de contrainte incluant certaines interactions entre les directions matricielles (directions pilotées par le comportement de la matrice et des interfaces) et la direction sens fibre. L'analyse et le choix des stratégies de modélisation font l'objet de la Section 3.1.2.

3.1.2 Stratégies de modélisation pour le comportement sens fibre

La Section précédente met en évidence la complexité des mécanismes d'endommagement gouvernant la dégradation par matage. Parmi les phénomènes prépondérants, deux phénomènes spécifiques au comportement en compression sens fibre nécessitent une réflexion approfondie sur les stratégies de modélisation à adopter au regard à la fois de la représentation physique et de la mise en œuvre numérique. Il s'agit de l'accumulation

des ruptures sens fibre et de l'interaction entre les directions dites matricielles (transverse et de cisaillement) et la direction sens fibre. On insistera en particulier sur les conséquences des choix de modélisations physiques sur la mise en œuvre numérique pour le calcul de structure.

3.1.2.1 Représentation de l'accumulation des ruptures sens fibre

Le cumul d'endommagement en compression sens fibre est illustré sur la Figure 3-4. A partir de l'analyse micromécanique présentée dans la section précédente issue de la littérature, on peut associer à un Volume Élémentaire Représentatif (VER) comportant une bande de plissement, un comportement mésoscopique tel que représenté sur la Figure 3-4(b). Comme discuté dans la section précédente, la capacité du matériau à se recharger après endommagement dépendra de la présence ou non de confinement. Pour mettre en évidence les difficultés induites par l'utilisation d'une telle loi adoucissante, la réponse force déplacement d'un pli confiné comportant 5 VER est tracée sur la Figure 3-4(c). L'apparition de chaque bande de plissement engendre une chute de contrainte conduisant en théorie à un effet « snapback » si on suppose un état quasi-statique parfait tout au long du chargement (cf. courbe bleue sur la Figure 3-4(c)). En effet, vu la rigidité importante du pli dans le sens des fibres, l'énergie de rupture nécessaire à la création d'une bande de plissement est très inférieure à l'énergie libérée dans le processus d'endommagement. La stabilité du processus d'endommagement est donc gouvernée par le caractère abrupt du comportement du VER et du taux d'énergie élastique restituée lors de l'endommagement.

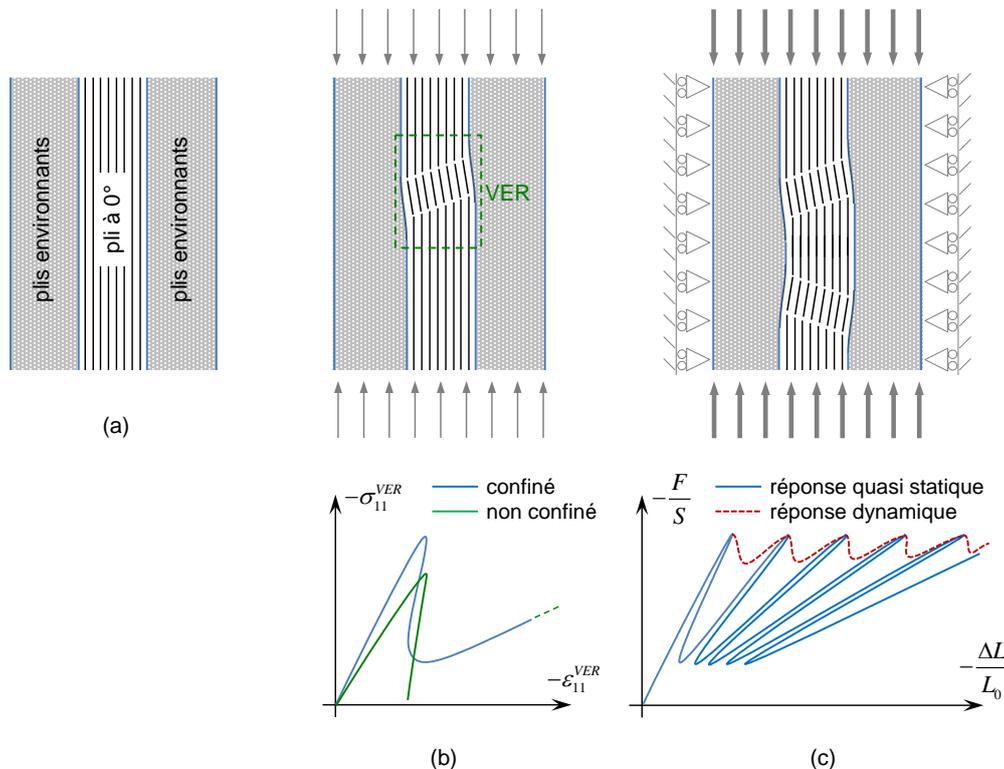


Figure 3-4. Illustration de la dégradation progressive lors d'un chargement de compression sens fibre. (a) état initial, (b) création de la première bande de plissement et comportement du VER associé dans le cas confiné et non confiné, (c) accumulation des bandes de plissement et comportement global associé dans le cas confiné d'un pli comportant 5 VER.

Une chute brutale de contrainte conduit à une localisation des déformations engendrant de fortes accélérations pilotées par la réponse dynamique de la structure. Une partie de l'énergie élastique restituée par la structure est alors convertie en énergie cinétique se propageant dans la structure sous la forme d'ondes ultrasonores qui vont s'atténuer en raison des phénomènes visqueux et de frottement. La réponse force déplacement réelle comporte donc un plateau ondulé représentant les états stables et instables qui s'enchaînent (cf. courbe rouge en pointillés sur la Figure 3-4(c)). Notons que les études expérimentales portant sur l'écrasement des composites stratifiés donnent des réponses similaires (Israr et al., 2013). Les phénomènes dynamiques impliqués dans le processus d'endommagement conduisent à une énergie dissipée apparente plus élevée que celles obtenues à partir des analyses micromécaniques. Celles-ci supposent en effet un état quasi-statique tout au long du chargement (Feld et al., 2012). Il en est de même pour l'énergie dissipée obtenue à partir d'identifications réalisées sur des essais où l'endommagement se propage de manière plus stable (Pinho et al., 2006b).

A partir de cette analyse physique, plusieurs stratégies de modélisation peuvent être proposées. On se focalisera ici sur les stratégies basées sur la mécanique de l'endommagement écrit à l'échelle du pli car elles sont exploitables en calcul de structure pour l'étude des solutions d'assemblage qui font l'objet de ce manuscrit. En effet, la représentation explicite de l'ensemble des endommagements conduirait à des temps de calcul prohibitifs. Les 3 principales stratégies sont rassemblées dans le Tableau 3-1 avec leurs principaux avantages et inconvénients.

Pour les stratégies S1 et S2, la localisation des déformations est contrôlée par la taille des éléments finis (« smeared crack » ou « crack band theory ») (Bažant and Oh, 1983; Egan et al., 2014) ou par une loi d'endommagement non-local (Bažant and Pijaudier-Cabot, 1988; De Borst et al., 1993; Germain et al., 2007). Les modèles non-locaux (stratégies S1 and S2) ont montré leur capacité à traiter la transition entre la mécanique de l'endommagement et la mécanique de rupture pour les matériaux quasi-fragiles (Bažant and Oh, 1983; Desmorat et al., 2007; Germain et al., 2007). Comme discuté dans la Section précédente, l'accumulation des ruptures de fibres requiert une loi de comportement avec un rechargement en contrainte (stratégie S1) ou une suppression progressive (érosion) des éléments finis endommagés avec redéfinition des surfaces de contact (Egan et al., 2014; Israr et al., 2013) (stratégie S2). Concernant la stratégie S3, la localisation des déformations et l'accumulation des ruptures de fibres sont toutes deux contrôlées par une loi de comportement dépendant du temps (Needleman, 1988) ou l'introduction d'un effet retard sur la loi d'endommagement (Allix et al., 2003; Deü, 1995). Pour les problèmes de dynamique rapide, l'introduction d'un temps caractéristique dans la loi de comportement induit une longueur caractéristique intrinsèque au matériau via la vitesse de propagation des ondes dans le milieu (Bažant, 1999; Needleman, 1988). Pour les problèmes quasi-statiques, un effet retard engendre une longueur caractéristique qui dépend de la vitesse de chargement et des paramètres définissant la structure (dimensions, rigidité, conditions limites ...). Cette dépendance n'a pas de justification physique. Malgré tout, l'utilisation d'un effet retard évite un schéma de résolution complexe comportant un dialogue entre les points d'intégration pour les modèles non-locaux ainsi que la dépendance à l'orientation du maillage résultant des modèles « smeared crack ».

		Avantages	Inconvénients
S1	Modèles d'endommagement non-local ou "smeared crack" avec une loi de comportement avec rechargement	Introduit une longueur caractéristique pour le matériau	Nécessite un solveur explicite pour introduire une dissipation d'énergie artificielle afin de gérer les instabilités et éviter la non convergence Nécessite une programmation permettant le dialogue entre points d'intégration pendant le calcul pour le modèle non-local Engendre une dépendance à l'orientation du maillage pour les modèles "smeared crack"
S2	Modèles d'endommagement non-local ou "smeared crack" avec érosion d'éléments	Introduit une longueur caractéristique pour le matériau	Nécessite un solveur explicite pour introduire une dissipation d'énergie artificielle afin de gérer les instabilités Nécessite de mettre à jour les surfaces de contact pendant le calcul Pas pertinent lorsque les débris ne sont pas évacués Nécessite une programmation permettant le dialogue entre points d'intégration pendant le calcul pour le modèle non-local Engendre une dépendance à l'orientation du maillage pour les modèles "smeared crack"
S3	Modèle local (conventionnel) d'endommagement avec effet retard ou visqueux	Pas de dépendance au maillage	Nécessite d'ajuster l'effet retard ou visqueux pour éviter les instabilités et éviter la non convergence Introduit une influence non-physique à la vitesse de chargement pour les simulations quasi-statiques

Tableau 3-1. Principales stratégies pour la modélisation de l'accumulation des endommagements sans fibre avec leurs avantages et inconvénients.

Pour des structures complexes comme les assemblages, il n'est pas envisageable de décrire explicitement les phénomènes dynamiques provoqués par les instabilités. Néanmoins, une régularisation est nécessaire pour éviter que les instabilités empêchent la convergence des simulations. Les stratégies S1 et S2 s'appuient sur un solveur de dynamique explicite qui introduit une dissipation d'énergie artificielle dans le but d'améliorer la convergence tout en réduisant les temps de calcul (Egan et al., 2014). L'effet retard ou visqueux utilisé dans la stratégie S3 augmente également l'énergie dissipée de telle sorte que les problèmes d'instabilité peuvent être dépassés (Gohorianu, 2008; Irisarri et al., 2012b). En conclusion, pour les 3 stratégies la précision des résultats est difficile à contrôler puisqu'une partie de l'énergie dissipée est introduite de manière non-physique avec pour principal objectif de faire aboutir la simulation plutôt que de rester fidèle à la physique des phénomènes.

3.1.2.2 Prise en compte de l'interaction entre les directions matricielles et la direction sens fibre

La Section 3.1.1 a permis de mettre en évidence le processus conduisant à l'apparition des bandes de plissement et les paramètres influents. On a vu notamment que l'instabilité géométrique était pilotée par le comportement non-linéaire de la matrice, ainsi que par l'état de contrainte transverse et de cisaillement (cf. Eq. 3.2). Ces effets ont été quantifiés par quelques études expérimentales (Jelf and Fleck, 1994; Parry and Wronski, 1982; Vogler et al., 2000; Weaver and Williams, 1975).

Seul un modèle micromécanique permet de représenter correctement ces phénomènes. Par exemple, Feld et al. (Allix et al., 2014; Feld, 2011; Feld et al., 2012) propose de construire un méso-modèle à partir d'un modèle rhéologique simplifié représentant le comportement micromécanique (cf. Figure 3-5(a)). Comme illustré sur la Figure 3-5(b), ce modèle donne un comportement adoucissant intégrant l'effet de l'endommagement matriciel (perte de raideur et déformation résiduelle) sur la fondation (représentée par le ressort E_k) gouvernant le flambage des fibres. L'endommagement matriciel est alors piloté à la fois par les contraintes normales transverses et de cisaillement (méso-modèle initial) et la contrainte σ_k induite par le désalignement des fibres α . On remarque également que la non-linéarité géométrique engendre une non-linéarité réversible (élasticité non-linéaire) sur la réponse mésoscopique tant que les endommagements ne se sont pas produits.

Cependant, ces interactions entre les directions matricielles et la direction sens fibre peuvent être introduites directement à l'échelle du pli de manière phénoménologique soit en modifiant les forces thermodynamiques pilotant les endommagements, soit en modifiant l'énergie libre et donc à la fois l'effet des endommagements et les forces thermodynamiques associées. Il s'agit par exemple de rendre la force thermodynamique Y_{d_f} pilotant l'endommagement sens fibre dépendante des contraintes normales transverses σ_{22} , σ_{33} et de cisaillement τ_{12} , τ_{13} , τ_{23} ou de l'endommagement matriciel d_m .

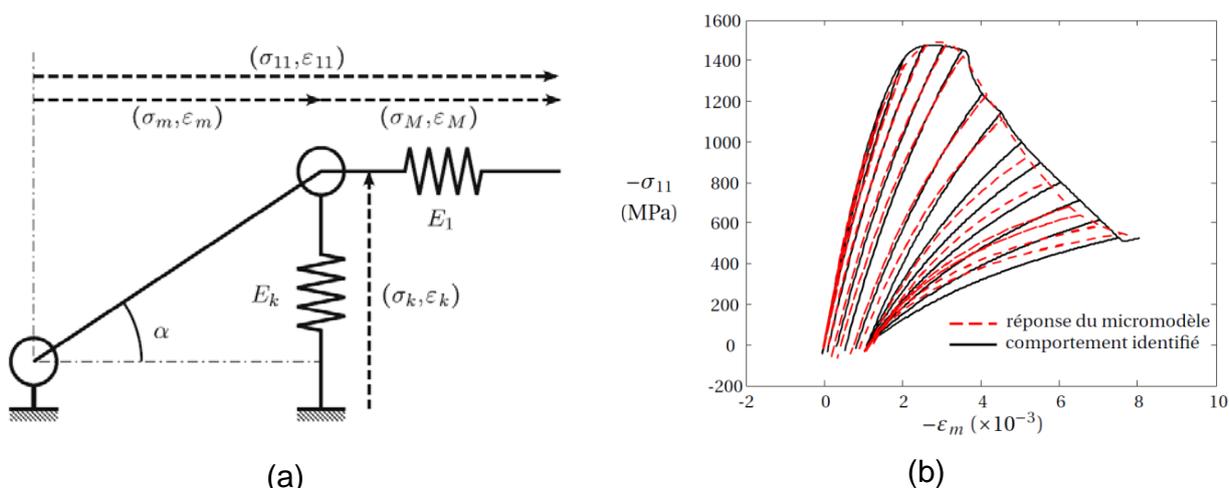


Figure 3-5. D'après (Allix et al., 2014; Feld, 2011; Feld et al., 2012). (a) modèle rhéologique représentant le flambage des fibres sur une fondation élastique. (b) comportement mésoscopique adoucissant résultant du modèle rhéologique.

Le Tableau 3-2 rassemble les 2 stratégies évoquées avec leurs principaux avantages et inconvénients. L'approche phénoménologique permet une implémentation analytique directe dans la boucle locale tandis que l'utilisation d'un modèle micromécanique nécessite une résolution non-linéaire et donc itérative pour réaliser le changement d'échelle (passage des grandeurs micro aux grandeurs méso) ou une homogénéisation non-linéaire. L'approche phénoménologique ne permet pas de rendre compte de l'influence des caractéristiques des constituants (rigidité et ductilité de la matrice) et de la microstructure (ondulation et désalignement du renfort) ce qui peut être utile dans la constitution d'un matériau composite. Mais la limite la plus importante du modèle phénoménologique est sans aucun doute la multiplication des paramètres lorsque l'on souhaite introduire différentes interactions sachant que l'on ne dispose que de peu d'essais pour construire les lois d'interactions et les identifier.

		Avantages	Inconvénients
Sa	Approches phénoménologiques à l'échelle mésoscopique basées sur la modification des forces thermodynamiques ou de l'énergie libre	Ne nécessite pas de changement d'échelle et permet une implémentation analytique directe (résolution locale simple)	Ne rend pas compte de l'influence des caractéristiques des constituants et de la microstructure Génère des paramètres pour chaque couplage introduit Difficile de poser et d'identifier les lois d'interaction en raison du peu d'essais disponibles
Sb	Approches basées sur la micromécanique intégrant la non-linéarité géométrique induite pas le désalignement des fibres	Permet de prendre en compte différentes interactions en introduisant peu de paramètres supplémentaires Les lois découlent de la construction physique du modèle micromécanique	Nécessite une résolution non-linéaire (itérative) pour le changement d'échelle ou une homogénéisation non-linéaire Doit être construit en cohérence avec le reste de la modélisation (endommagement matriciel ...)

Tableau 3-2. Principales stratégies pour la prise en compte de l'interaction entre les directions matricielles et la direction sens fibre avec leurs avantages et inconvénients.

3.1.2.3 Bilan et choix de modélisation retenus

Tout d'abord il faut rappeler que l'objectif est de simuler le comportement d'assemblage ou de liaison présentant des alésages soumis à un chargement de matage. Le chargement radial à l'origine du matage peut être introduit par des fixations montées avec une précharge axiale plus ou moins importante. Or on a vu que le matage dans les configurations non confinées impliquait des délaminages et le flambement de ces plis délaminés. Ainsi les simulations doivent inclure un modèle de décohésion des plis et prendre en compte les non-linéarités géométriques.

Par ailleurs, le développement de modèles fins vise à étudier d'autres technologies d'assemblages tels que ceux présentant des alésages renforcés par des bagues frettées ou frettées collées, les assemblages hybrides boulonnés collés ou les HYPER joints. Ainsi, le modèle de comportement du matériau composite doit pouvoir être intégré dans un code

de calcul performant afin de pouvoir représenter des géométries complexes, des contacts frottants, des interfaces collées et d'autres non-linéarités liées aux matériaux.

Ainsi, l'aptitude des stratégies de modélisation dédiées au comportement en compression sens fibre à s'intégrer dans une simulation de structure comportant d'autres difficultés de modélisation doit être évaluée. Egan et al. (Egan et al., 2014) ont utilisé la stratégie S1 (modèle d'endommagement non-local type "smeared crack") pour traiter la rupture en matage d'assemblage par fixation à tête fraisée. Ils ont choisi de n'introduire ni de modèle cohésif endommageable pour prédire le délaminage, ni de non-linéarités géométriques à cause des difficultés numériques provoquées par le solveur explicite. N'utilisant pas de loi de comportement avec rechargement, ils se sont confrontés à des problèmes de stabilité. Egan et al. insistent notamment sur la difficulté de gérer l'énergie dissipée artificiellement par le solveur explicite. Irisarri et al. (Irisarri et al., 2012b) ont quant à eux utilisé la stratégie S3 (modèle local d'endommagement avec effet retard) avec un solveur implicite pour prédire le comportement en matage pur (sans effort de contournement) en configuration sans confinement. A l'aide d'un modèle de zone cohésive endommageable pour représenter les délaminages, ils ont pu reproduire la première chute d'effort obtenue expérimentalement. Dans les deux travaux cités précédemment aucun effet des contraintes normales transverses ou de cisaillement, ni de l'endommagement matriciel n'est pris en compte dans la ruine en compression sens fibre.

Dans ce Chapitre deux modélisations sont proposées. Le Tableau 3-3 résume les choix retenus pour ces deux modélisations. Au regard des limitations soulevées par Egan et al. (Egan et al., 2014), un solveur implicite (Abaqus Standard) est utilisé pour les deux modélisations. Ce choix implique de fournir la matrice tangente locale $d\sigma/d\varepsilon$ en plus de l'incrément de contrainte $d\sigma$ résultant de l'incrément de déformation $d\varepsilon$ en chaque point d'intégration. On reviendra sur ce point fondamental pour la convergence dans la suite du Chapitre car il alourdit significativement l'implémentation des modèles.

Le modèle M1 est dans la continuité des travaux de Irisarri et al. (Irisarri et al., 2012b) même si le formalisme du modèle d'endommagement est différent. L'originalité porte sur l'introduction de l'effet des contraintes normales transverses et de cisaillement sur la rupture en compression sens fibre en modifiant les forces thermodynamiques. Une procédure d'identification spécifique comportant une série d'essais à complexité croissante est également proposée. La modélisation est ensuite confrontée à des essais de matage avec et sans confinement et les limites inhérentes à l'utilisation de l'effet retard sont soulignées. Ce travail est synthétisé dans la Section 3.2.

Les choix faits pour la modélisation M2, en rupture avec l'état de l'art, découlent des analyses faites dans les Sections 3.1.2.1 et 3.1.2.2. Tout d'abord, un caractère non-local est donné aux lois d'endommagement grâce à une approche "smeared crack". Une loi de comportement avec rechargement permet à l'endommagement sens fibre de se cumuler (cf. Figure 3-4(c)). Par ailleurs, un amortissement structural est introduit afin de représenter l'énergie dissipée dans les processus dynamiques. Cet ingrédient permet de stabiliser le processus de cumul d'endommagement rendu instable par le caractère fortement adoucissant de la réponse contrainte déformation. Cet amortissement n'agissant que lorsque que la vitesse de déplacement des nœuds augmente

significativement et donc qu'il y a création d'énergie cinétique, il ne dissipe pas d'énergie si la propagation des endommagements est stable. Concernant l'interaction entre les directions matricielles et la direction sens fibre, la modélisation M2 propose de modifier l'énergie libre afin d'intégrer l'effet des contraintes normales transverses et de cisaillement en conservant le cadre thermodynamique. De cette manière, on limite le nombre de paramètres introduits et on garde la maîtrise des énergies dissipées dans les processus d'endommagement. Ce travail est synthétisé dans la Section 3.3. Cette modélisation originale comporte de nombreuses briques qui rendent son implémentation délicate. Son développement est en cours, seule une simulation d'un essai de matage plan est présentée et analysée dans ce Chapitre.

On notera qu'aucune des modélisations proposées ne s'appuie sur un modèle micromécanique pour construire les interactions entre les directions matricielles et la direction sens fibre alors que l'intérêt de ces approches a été largement mis en avant. Dans ces travaux, la priorité a été de mettre au point une simulation complète de matage : passage de l'échelle méso à l'échelle structure. L'intégration d'un méso-modèle identifié à partir d'un modèle micromécanique sera abordée dans les perspectives.

		Accumulation des ruptures sens fibre	Interaction entre les directions matricielles et la direction sens fibre
M1	Modèle d'endommagement local et interaction introduite dans les forces thermodynamiques	Modèle d'endommagement local avec effet retard (stratégie S3)	Approches phénoménologiques à l'échelle mésoscopique basées sur la modification des forces thermodynamiques
M2	Modèle d'endommagement non local et interaction introduite dans l'énergie libre	Modèles d'endommagement type "smeared crack" avec une loi de comportement avec rechargement (stratégie S1) Propriétés matériaux hétérogènes et dissipation structurale pour la stabilisation du processus d'endommagement	Approches phénoménologiques à l'échelle mésoscopique basées sur la modification de l'énergie libre

Tableau 3-3. Description des deux modélisations proposées.

3.2 Modèle d'endommagement local et interactions introduites dans les forces thermodynamiques

3.2.1 Description du modèle matériau

3.2.1.1 Vu d'ensemble du modèle

Le méso-modèle utilisé ici est adapté aux plis à renfort unidirectionnel. Les directions 1, 2 et 3 représentent respectivement la direction des fibres, la direction transverse dans le plan et la direction transverse hors plan. Le modèle d'endommagement intra-laminaire est basé sur le formalisme proposé par Ladevèze et al. (Ladeveze and LeDantec, 1992b). Une variable d'endommagement est associée à chacun des 6 modules E_1 , E_2 , E_3 , G_{12} , G_{13} and G_{23} afin de représenter les pertes de rigidité induites par les mécanismes d'endommagement :

$$\begin{cases} E_i = E_i^0(1 - d_i) \text{ avec } i = 1, 2, 3 \\ G_{ij} = G_{ij}^0(1 - d_{ij}) \text{ avec } ij = 12, 13, 23 \end{cases} \quad (3-4)$$

où d_1 , d_2 , d_3 , d_{12} , d_{13} et d_{23} sont les variables d'endommagement. Les lois d'évolution associées aux endommagements matriciels (d_2 , d_3 , d_{12} , d_{13} et d_{23}) ainsi que le modèle de plasticité utilisé pour représenter les déformations résiduelles sont détaillées dans (Le Goff et al., 2017). Le modèle d'endommagement dédié à la compression sens fibre est détaillé dans la section suivante.

Les délaminages sont prédits par un modèle cohésif représenté par une loi bilinéaire traduisant l'endommagement inter-laminaire (Camanho and Dávila, 2002). L'initiation de l'endommagement est défini par un critère quadratique fonction des contraintes hors-plan :

$$\left(\frac{\langle \sigma_{33} \rangle_+}{\sigma_{33}^0} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{\sigma_{13}^0} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{\sigma_{23}^0} \right)^2 = 1 \quad (3-5)$$

Où σ_{33}^0 , σ_{13}^0 et σ_{23}^0 sont les résistances hors-plan et $\langle x \rangle_+$ représente la partie positive de x . La propagation des endommagements est définie par le taux de restitution d'énergie selon le critère de Benzeggagh-Kenane (Benzeggagh M.L. and Kenane M., 1996; Camanho and Dávila, 2002) qui permet de traiter la mixité du mode de chargement :

$$G_I^C = G_I^C + (G_{II}^C - G_I^C) \left(\frac{G_{II}}{G_I + G_{II}} \right)^\eta \quad (3-6)$$

où G_I^C et G_{II}^C sont respectivement les taux de restitution d'énergie critiques en mode I (ouverture) et II (cisaillement), G_I et G_{II} sont respectivement les taux de restitution réels en mode I et II et η est un coefficient de couplage. Des raideurs d'interface K_{13} , K_{23} et K_{33} doivent également être définies pour compléter le modèle cohésif. En théorie ces raideurs sont très élevées car l'épaisseur des interfaces est faible. Dans une certaine

mesure ces raideurs ayant peu d'influence sur les résultats, elles sont ajustées pour améliorer la convergence (Turon et al., 2007).

3.2.1.2 Modèle d'endommagement dédié à la compression sens fibre

Même si le modèle de comportement en compression sens fibre n'est pas construit à partir d'un modèle micromécanique, l'analyse faite à partir de ces modèles indique les ingrédients à incorporer dans le méso-modèle : (i) une non-linéarité réversible (élasticité non-linéaire) induite par la non-linéarité géométrique tant que les endommagements ne se sont pas produits, (ii) une réponse contrainte déformation avec baisse de contrainte pour reproduire la chute brutale de rigidité après apparition d'une bande de plissement, (iii) l'effet néfaste des contraintes de cisaillement et des contraintes normales transverses positives sur le seuil d'apparition des bandes de plissement.

Pour l'ingrédient (i), comme proposé dans (Gohorianu, 2008; Irisarri et al., 2012b; Ladevèze, 1992; Montagnier and Hochard, 2005), une dépendance linéaire du module sens fibre vis-à-vis de la déformation est utilisée pour représenter la modification réversible de la rigidité.

$$E_1^0 = \bar{E}_1^0 (1 + \gamma \varepsilon_{11}) \quad (3-7)$$

où γ est le coefficient de non-linéarité et \bar{E}_1^0 est le module tangent lorsque $\varepsilon_{11} \rightarrow 0$.

Pour l'ingrédient (ii), la réponse contrainte déformation est gérée par la loi d'évolution de l'endommagement sens fibre d_1 . Comme pour l'endommagement matriciel, le modèle d'endommagement sens fibre est basé sur le formalisme thermodynamique des processus irréversibles (Krajcinovic, 1984; Lemaitre and Chaboche, 1994). La loi d'endommagement est construite à partir des variables duales associées aux variables internes. Pour d_1 , la force thermodynamique associée est :

$$Y_{d_1} = \frac{\partial \psi}{\partial d_1} = \frac{\langle \sigma_{11} \rangle_-^2}{2E_1^0 (1-d_1)^2} \quad (3-8)$$

où ψ est l'énergie libre par unité de volume.

Pour intégrer l'ingrédient (iii), nous proposons de modifier cette force thermodynamique. Les études expérimentales portant sur l'effet des contraintes normales transverses et de cisaillement sont rares (Jelf and Fleck, 1994; Parry and Wronski, 1982; Vogler et al., 2000; Weaver and Williams, 1975) et elles se focalisent sur l'apparition des ruptures de fibres puisque les configurations d'essai ne permettent pas une propagation stable des bandes de plissement. Ainsi, à partir de ces données expérimentales, Laurin et al. (Laurin, 2005; Laurin et al., 2014) ont proposé un critère de résistance en compression intégrant l'effet des contraintes hors axe :

$$\left(\frac{\langle \sigma_{11} \rangle_-}{X_c} \right)^2 + \left(\frac{\sqrt{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}}{S_c^f (1 - p(\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 = 1 \quad (3-9)$$

où X_c est la résistance en compression pure, S_c^f est la contrainte en cisaillement pur qui engendre un endommagement sens fibre et p est un coefficient de couplage qui modifie l'effet du cisaillement en fonction de l'état de contrainte transverse. Ce critère de rupture peut être réécrit comme suit :

$$\langle \sigma_{11} \rangle_-^2 + X_c^2 \left(\frac{\sqrt{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}}{S_c^f (1 - p(\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 = X_c^2 \quad (3-10)$$

En remplaçant le terme $\langle \sigma_{11} \rangle_-^2$ dans l'équation (3-8) par le membre de gauche de l'équation (3-10), on obtient la force thermodynamique modifiée :

$$\tilde{Y}_{d_1}(t) = Y_{d_1} + Y_0 \left(\frac{\sqrt{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}}{S_c^f (1 - p(\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 \text{ avec } Y_0 = \frac{X_c^2}{2E_1^0 (1 - d_1)^2} \quad (3-11)$$

où Y_0 représente le seuil d'endommagement en compression pure. Comme proposé par Matzenmiller et al. (Matzenmiller et al., 1995) et Irisarri et al. (Irisarri et al., 2012a), cette force partiellement construite à partir d'un critère d'initiation est utilisée pour piloter la variable d'endommagement comme suit :

$$\begin{cases} d_1(t) = 0 & \text{si } \sup_{[0,t]} [\tilde{Y}_{d_1}(t')] \leq Y_0 \\ d_1(t) = \frac{\left(\sup_{[0,t]} [\tilde{Y}_{d_1}(t')] \right)^\alpha - (Y_0)^\alpha}{(Y_c)^\alpha - (Y_0)^\alpha} & \text{si } \sup_{[0,t]} [\tilde{Y}_{d_1}(t')] > Y_0 \end{cases} \quad (3-12)$$

où Y_c représente la force thermodynamique conduisant à $d_1 = 1$ et α définit la progressivité du processus d'endommagement. L'influence de Y_c et α est illustrée sur la Figure 3-6. Y_c et α peuvent être reliés à l'énergie dissipée par unité de volume, ce qui, comme on le verra dans la Section 3.2.2, peut servir à identifier ces deux paramètres.

La modélisation inclue un effet retard sur la loi d'endommagement afin de gérer à la fois la localisation des déformations et l'accumulation des endommagements. L'effet retard est défini par l'équation différentielle suivante (Allix et al., 2003; Deü, 1995) :

$$\dot{d}_i = \frac{1}{\tau} \left(1 - e^{-\langle d_i^s - d_i \rangle_+} \right) \quad (3-13)$$

où τ est un temps caractéristique, d_i^s est l'endommagement « instantané » calculé à partir de l'équation (3-12) et d_i est l'endommagement « retardé » intégré dans la loi de comportement. De cette manière, le taux d'endommagement ne peut pas excéder $1/\tau$.

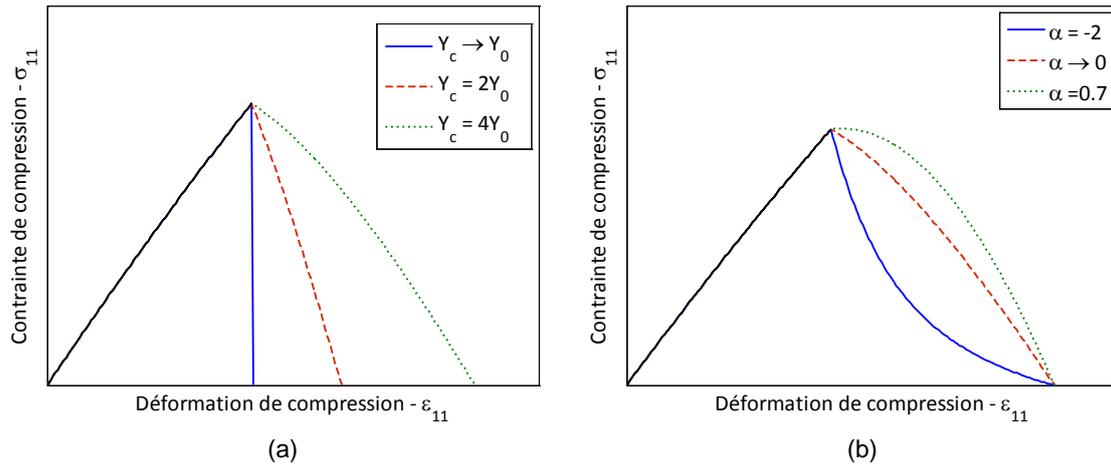


Figure 3-6. Influence de Y_c et α sur la réponse du modèle d'endommagement. (a) influence de Y_c avec $\alpha \rightarrow 0$ et (b) influence de α avec $Y_c = 4Y_0$.

Pour limiter le nombre de paramètres, la même valeur de τ a été utilisée pour toutes les variables d'endommagement. Par ailleurs, par soucis de simplification, les déformations résiduelles dans la direction des fibres ne sont pas prises en compte dans ce modèle. Néanmoins, cette simplification n'est pas préjudiciable si on ne s'intéresse pas à des chargements alternés après initiation des endommagements.

3.2.2 Identification du modèle

Le nombre important de paramètres pour le matériau composite engendré par la multiplication des modes de dégradation pris en compte et les couplages introduits rendent l'identification et la comparaison entre simulations et essais difficile. Les sources d'écart sont difficiles à déceler et une bonne concordance peut provenir de compensations entre différentes sources d'erreur ou d'une calibration du modèle basée sur des considérations peu physiques. Dans cette section une procédure d'identification en plusieurs étapes est proposée. Elle s'appuie sur une série d'essais à complexité croissante afin d'isoler et d'identifier de manière robuste les paramètres matériau.

Le Tableau 3-4 regroupe l'ensemble des essais à réaliser pour une identification complète. Certains essais sont classiques et s'appuient sur des normes, tandis que d'autres sont originaux et posent certaines difficultés pour leur mise en œuvre. La réalisation de l'ensemble de ces essais n'a pas été nécessaire car certains paramètres ont pu être extraits de la littérature. Néanmoins, des essais ont été spécialement développés pour cette étude, comme l'essai de flexion pure, ou ont été exploités de manière originale, comme l'essai de compression sur éprouvette courte de forme haltère ou l'essai de compression compact (compact compression test). Seuls ces essais sont présentés dans cette section.

Le matériau composite choisi pour cette étude est un pré-imprégné unidirectionnel à fibre de carbone et matrice époxy T700GC/M21 fournis par Hexcel Composites. Les stratifiés sont fabriqués en autoclave selon les préconisations du fournisseur. L'épaisseur du pli après polymérisation est de 0,26mm. L'ensemble des paramètres du matériau est rassemblé dans le Tableau 3-5.

Type d'essai	Propriétés matériau
Essai de traction sur stratifié [0 _s]	E_1^0, ν_{12}^0
Essai de traction sur stratifié [90 _s]	E_2^0
Essai de traction sur stratifié [+45/-45] _{2s}	$G_{12}^0, Y_0, Y_c, R_0, K, \beta$
Essai de traction sur stratifié [+67.5/-67.5] _{2s}	a, b
Essais intra-laminar (ILLS) et Iosipescu	$G_{23}^0, \sigma_{13}^0 = \sigma_{23}^0$
Essai de flexion 4 points sur cornière	σ_{33}^0
Essai de flexion pure sur stratifié [0 ₁₆]	Y_0, γ
Essai de compression / torsion sur tube	S_c^f
Essai de compression sur éprouvette placée dans une enceinte pressurisée	p
Essai de compression sur éprouvette courte haltère sur stratifié [0 ₂₄]	S_c^f, p (validation)
Essai de compression « compact » (Compact Compression Test)	Y_c (assuming α)
Essai de fissuration DCB	G_I^C
Essai de fissuration ENF ou ELS	G_{II}^C
Essai de fissuration MMB	η

Tableau 3-4. Ensemble des essais nécessaires à l'identification des paramètres du matériau composite.

Propriétés élastiques	E_1^0 (GPa)	E_2^0 (GPa)	ν_{12}^0	ν_{23}^0	G_{12}^0 (GPa)	G_{23}^0 (GPa)	γ
	110	7.6	0.33	0.43	4.75	2.65	10
Paramètres endommagement matriciel	Y_0 (MPa)	Y_c (MPa)	b	b'			
	0.082	1700	1.6	0.6			
Paramètres plasticité matricielle	R_0 (MPa)	K (MPa)	β	α^b			
	5	832.7	0.425	0.648			
Paramètres endommagement sens fibre	Y_0 (MPa)	Y_c (MPa)	α	S_c^f (MPa) ^a	$1/p$ (MPa) ^a		
	10.8	43.2	$\rightarrow 0$ (10 ⁻³)	82	250		
Paramètres endommagement inter-laminaire	$K_{13} = K_{23}$ (N/mm ³)	K_{33} (N/mm ³)	$\sigma_{13}^0 = \sigma_{23}^0$ (MPa) ^b	σ_{33}^0 (MPa) ^b	G_{II}^C (J/m ²) ^b	G_I^C (J/m ²) ^b	η^b
	75 000	85 000	80	50	1200	450	1

^a d'après (Laurin, 2005), ^b d'après (Gohorianu, 2008)

Tableau 3-5. Paramètres du matériau T700GC/M21.

3.2.2.3 Identification du seuil d'endommagement à l'aide d'un essai de flexion pure

L'objectif principal de l'essai est d'identifier le seuil d'initiation de l'endommagement sens fibre Y_0 . Les essais de flexion constituent une alternative aux essais de compression normalisés ASTM D3410/D6641/D6641M-09 (D3410, 2008; D6641, 2014). En effet, les essais de compression normalisés engendrent des résultats dispersés et très conservatifs (Montagnier and Hochard, 2005; Schultheisz and Waas, 1996b; Woolstencroft et al., 1981). Comme mentionné dans (Schultheisz and Waas, 1996b), les éprouvettes doivent rompre de manière reproductible et loin des talons pour obtenir des résultats pertinents. L'essai retenu et présenté sur la Figure 3-7 est un essai de flexion pure initialement proposé par Montagnier et al. (Bois et al., 2007; Montagnier and Hochard, 2005). Avec cet essai il est possible de créer une courbure importante sans générer de chargement axial perturbateur. Comme représenté sur la Figure 3-8, l'essai est réalisé sur une éprouvette légèrement affinée au centre afin de localiser la rupture au centre de l'éprouvette. L'épaisseur minimale de l'éprouvette résulte de la courbure maximale que permet l'angle maximal du dispositif d'essai (80°), tandis que l'épaisseur maximale résulte de la rupture inter-laminaire qui apparait dans les talons où le couple est introduit. Sachant que la déformation de compression maximale pour le composite T700GC/M21 est proche de -1.4% , un stratifié de 4mm d'épaisseur a été choisi de sorte que l'angle de chargement à rupture soit proche de 70° . Une stratification unidirectionnelle a été retenue afin d'éviter les effets de bord. Les éprouvettes sont découpées au jet d'eau. Deux jauges de déformation sont placées sur chacune des faces de l'éprouvette et un capteur de force permet de mesurer le moment de flexion appliqué. 4 éprouvettes ont été testées jusqu'à rupture avec un chargement monotone tandis qu'une 5^{ème} éprouvette a subi des cycles de charge décharge pour mettre en évidence d'éventuelles pertes de raideur ou déformations résiduelles avant rupture.

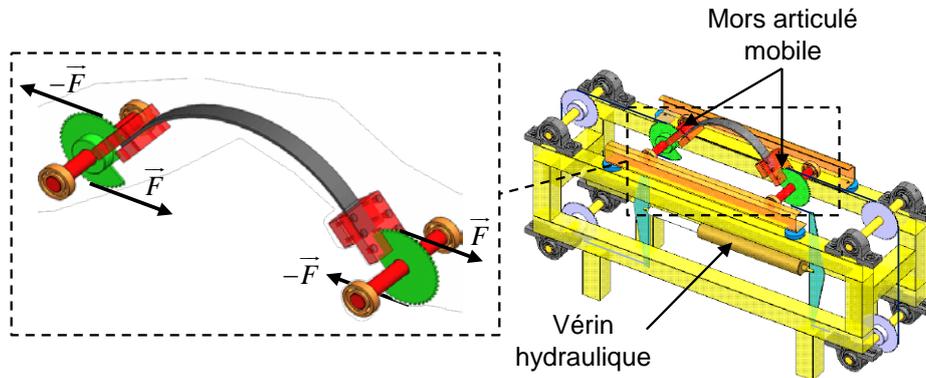


Figure 3-7. Description de l'essai de flexion pure.

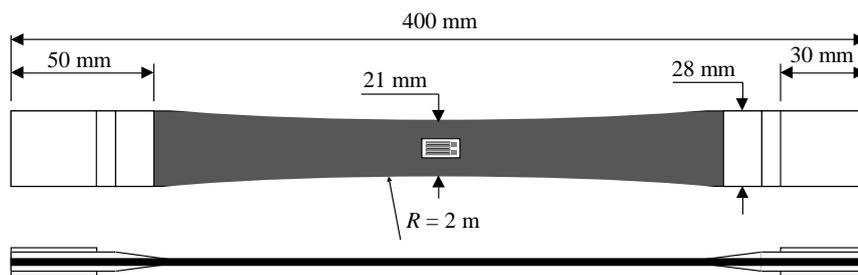


Figure 3-8. Géométrie de l'éprouvette pour l'essai de flexion pure.

La Figure 3-9 présente l'évolution du moment de flexion en fonction des déformations de traction et de compression. Pour comparer plus facilement les 4 éprouvettes, le moment de flexion est corrigé en fonction de la largeur et de l'épaisseur de chaque éprouvette conformément à une éprouvette de référence de largeur 21mm et d'épaisseur 4mm. La déformation moyenne de compression à rupture (-1.54%) est significativement supérieure à celles trouvées dans la littérature : -1.1% dans (Gohorianu, 2008) et -1% dans (Irisarri et al., 2012b). L'écart-type est de 7% ce qui est acceptable et plus faible que les valeurs obtenues avec les essais normalisés. La différence entre les déformations de traction et de compression en valeurs absolues met en évidence le comportement non-linéaire dans la direction des fibres. Néanmoins, ce comportement non-linéaire est réversible puisqu'aucune perte de raideur ni de déformation résiduelle a été remarquée lors des cycles de charge décharge. Il est important de noter que sur une stratification purement unidirectionnelle l'endommagement n'est pas cantonné à un seul pli et peut se propager aisément dans l'épaisseur du stratifié engendrant une rupture instantanée. L'essai de flexion pure peut donc fournir uniquement la loi d'élasticité non-linéaire (paramètres \bar{E}_1^0 et γ) et le seuil d'initiation de l'endommagement sens fibre (paramètre Y_0). Notons que la non-linéarité élastique est présente aussi bien en compression (baisse de la rigidité) qu'en traction (augmentation de la rigidité). Dans le but de réduire le nombre de paramètres, la même valeur de γ est utilisée en traction et en compression. La différence de résistance obtenue entre les essais de flexion et les essais de compression normalisés est parfois attribuée au gradient de déformation dans l'épaisseur présent en flexion et à l'effet d'échelle qu'il peut engendrer. Le stratifié utilisé ici comporte 16 plis. En raison du comportement non-linéaire, la ligne neutre de flexion se décale sensiblement vers le côté en traction durant le chargement. Ainsi, le gradient de déformation dans le pli comprimé extérieur où s'initie la rupture est inférieur à 10% de la valeur moyenne dans ce même pli. L'identification des paramètres du modèle s'appuie sur une simulation éléments finis de l'essai de flexion pure dans laquelle le comportement non-linéaire élastique est introduit. Les valeurs obtenues pour \bar{E}_1^0 , γ et Y_0 sont données dans le Tableau 3-5. La réponse du modèle est tracée sur la Figure 3-9 jusqu'à initiation de l'endommagement sens fibre.

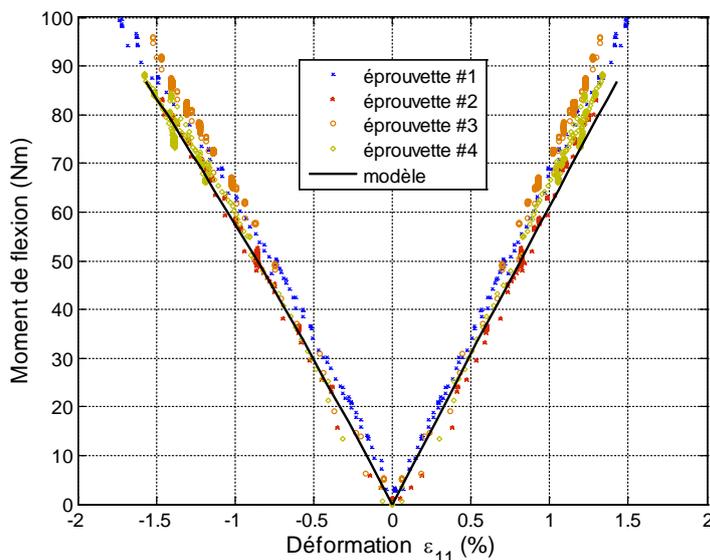


Figure 3-9. Moment de flexion en fonction des déformations de traction et de compression.

3.2.2.4 Identification de l'effet des contraintes normales transverses et de cisaillement

Malgré certains inconvénients, les essais de compression sur éprouvette haltère courte sont utilisés (Gohorianu, 2008; Parry and Wronski, 1982). Même si une conception judicieuse de la forme permet de garantir un état quasi-uni-axial de contrainte au centre, les zones courbes engendrent des contraintes normales transverses et de cisaillement qui génèrent des ruptures prématurées (cf. Figure 3-10). Nous proposons donc d'utiliser ce phénomène pour évaluer la pertinence de la force thermodynamique modifiée définie par l'équation (3-11). La géométrie de l'éprouvette est donnée sur la Figure 3-10(a). Elle est constituée de 24 plis unidirectionnels conduisant à une épaisseur de 6mm. Une simulation éléments finis de l'essai a été réalisée avec les coefficients de couplage S_c^f et p extraits de (Laurin, 2005). La Figure 3-11 permet de comparer les résultats expérimentaux et de simulation avec et sans l'effet des contraintes normales transverses et de cisaillement. Le résultat d'essai est extrait de (Gohorianu, 2008). Des jauges de déformation ont été placées sur les 4 faces du centre de l'éprouvette afin de détecter un éventuel flambage. La contrainte est définie par le rapport entre la charge appliquée et l'aire de la section centrale (36mm^2). Les deux simulations prévoient que la rupture se produit à la jonction entre la zone courbée et la zone droite ce qui est en accord avec l'image *post-mortem* trouvée dans (Gohorianu, 2008) (cf. Figure 3-11). Sans la prise en compte des contraintes normales transverses et de cisaillement, la charge à rupture est surestimée de 22%. Avec le modèle proposé, la charge à rupture est prédite à 5% près pour l'essai considéré.

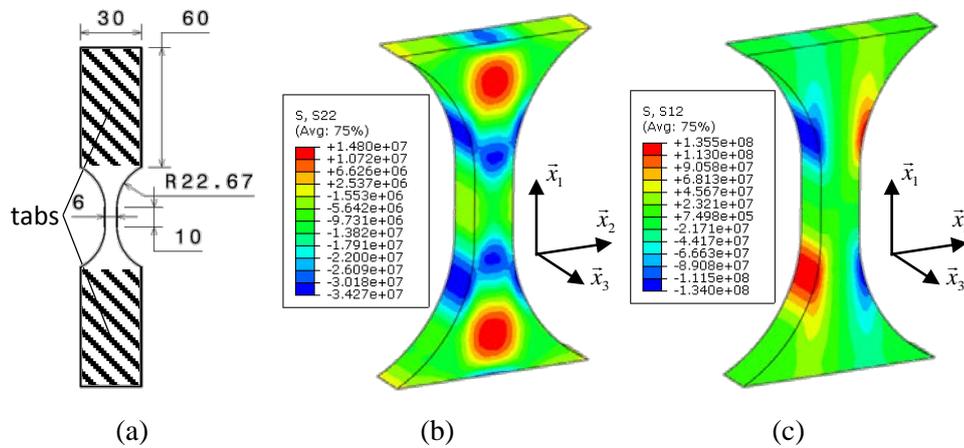


Figure 3-10. (a) géométrie des éprouvettes haltères courtes (Gohorianu, 2008). Etat de contrainte obtenu par simulation avec un comportement élastique, (b) contraintes normales transverses σ_{22} , (c) contraintes de cisaillement σ_{12} .

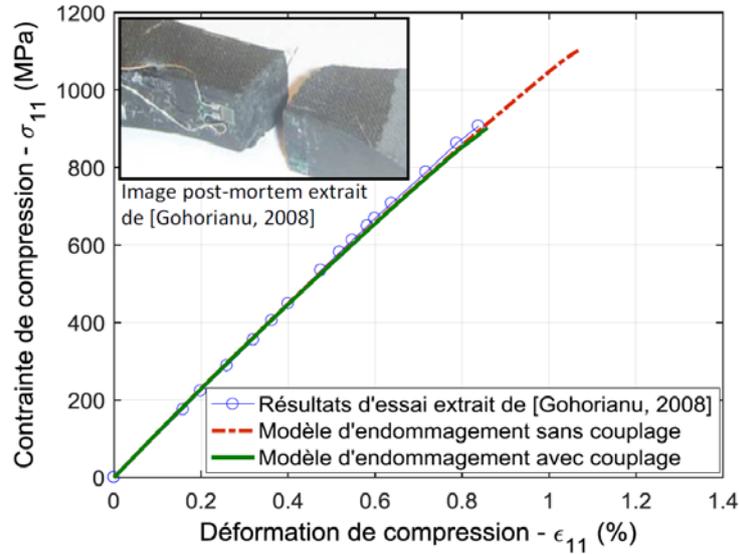


Figure 3-11. Comparaison des résultats expérimentaux et de simulation sur éprouvette haltère courte.

3.2.2.5 Évaluation de l'énergie dissipée durant le processus d'endommagement

Comme proposé par Egan et al. (Egan et al., 2014), les paramètres matériaux contrôlant la loi d'endommagement en compression sens fibre, Y_c et α dans le modèle proposé, peuvent être déduit du taux de restitution d'énergie critique G_f associé à la formation d'une bande de plissement. Comme proposé par (Bouvet et al., 2015; Pinho et al., 2006c), G_f peut être obtenu à partir d'un essai de compression compact (compact compression test) qui permet une propagation progressive, i.e. temporellement stable, d'une bande de plissement isolée. En présupposant la distance entre les bandes de plissement durant le processus d'accumulation, l'énergie dissipée par unité de volume peut être évaluée :

$$G_{vf} = \frac{G_f}{L_c} \quad (3-14)$$

où G_f (unité J/m^2 ou N/mm) est le taux de restitution d'énergie critique associé à la formation d'une bande de plissement, G_{vf} (unité J/m^3 ou MPa) est l'énergie dissipée par unité de volume et L_c (unité m ou mm) est la distance entre les bandes de plissement. L_c n'est pas facile à déterminer mais les observations faites par Xiao et al. dans le plan de matage (Xiao and Ishikawa, 2005) montrent que les bandes de plissement sont espacées d'environ 5 fois l'épaisseur du pli avant la fragmentation complète du matériau. Cet espacement assez important peut s'expliquer par la redistribution des contraintes dans les plis adjacents. En prenant le taux de restitution d'énergie critique obtenu par Bouvet et al. (Bouvet et al., 2015) pour le matériau considéré ($G_f = 32.6 N/mm$ pour le T700GC/M21), on obtient une énergie dissipée par unité de volume $G_{vf} = 25 MPa$.

La relation entre Y_c et G_{vf} est ensuite obtenue en intégrant le taux de dissipation par unité de volume durant la totalité du processus d'endommagement :

$$G_{vf} = \int_0^1 Y_{d_1} dd_1 \quad (3-15)$$

Dans ce calcul, l'effet retard n'est pas pris en compte afin que la loi d'endommagement demeure cohérente avec une propagation progressive, i.e. temporellement stable. Les simulations de matage montrent que pour une valeur de G_{vf} fixée, α a très peu d'influence sur les résultats puisque α ne change que la forme de la loi d'endommagement. On a donc choisi de prendre α proche de zéro, ce qui donne $Y_c = 4Y_0$.

Même si la méthode proposée pour évaluer l'énergie dissipée peut sembler approximative, il faut rappeler que l'objectif premier de cette modélisation est de représenter les redistributions de contrainte dans les directions circonférentielle, radiale et dans l'épaisseur engendrées par les premières étapes d'endommagement et non d'évaluer la totalité de l'énergie dissipée dans le processus complet de matage. Par ailleurs, la sensibilité des résultats des simulations de matage à cette énergie sera discutée dans la section suivante.

3.2.3 Simulation du comportement en matage

3.2.3.1 Configurations étudiées

Dans le but de différencier le rôle de l'endommagement sens fibre et de l'endommagement inter-laminaire, deux configurations de matage pur ont été étudiées, une avec confinement et l'autre sans confinement. Les analyses s'appuient sur la comparaison entre essais et simulations éléments finis. La Figure 3-12 décrit le dispositif expérimental tandis que la Figure 3-13 décrit les deux configurations pour les simulations. Les éprouvettes ont une stratification quasi-isotrope $[(90/45/-45/0)_4]_s$ selon la direction de chargement \bar{x} conduisant à une épaisseur de 8mm. L'alésage dans le composite a un diamètre de 8mm tandis que l'axe métallique a un diamètre de 7,95mm générant un jeu radial de 0,025mm. Le confinement hors plan est généré par deux rondelles de diamètre 16mm maintenues en position par une vis légèrement serrée (couple de 2Nm). Pour les essais sans confinement, les rondelles sont enlevées et une des bagues est coupée en deux dans le but de rendre observable le mouchetis peint sur l'éprouvette en bord de trou afin de réaliser une mesure de champ par corrélation d'images. Dans les simulations, l'axe métallique et les rondelles sont modélisés par des corps infiniment rigides. Une loi de contact frottant utilisant une méthode de pénalité avec un coefficient de frottement de 0,1 est introduite pour représenter l'interaction entre l'axe et l'éprouvette composite. Toutes les simulations ont été réalisées avec les données du Tableau 3-5.

3.2.3.2 Implémentation du modèle

La loi de comportement du matériau composite a été implémentée dans le logiciel Abaqus à travers une subroutine UMAT dédiée au solveur implicite. La capacité de l'effet retard à supprimer la localisation des déformations et par conséquent la dépendance au maillage a été évaluée en faisant varier le temps caractéristique τ pour 3 maillages différents (cf. Figure 3-14). Seule la discrétisation radiale a été modifiée puisque c'est la direction dans laquelle le gradient de contrainte est le plus élevé. Chaque maillage est ainsi défini par la dimension radiale des éléments en bord de trou notée δ_r . Le maillage est constitué d'éléments quadratiques « brique » à 20 nœuds et prismatiques à 15 nœuds.

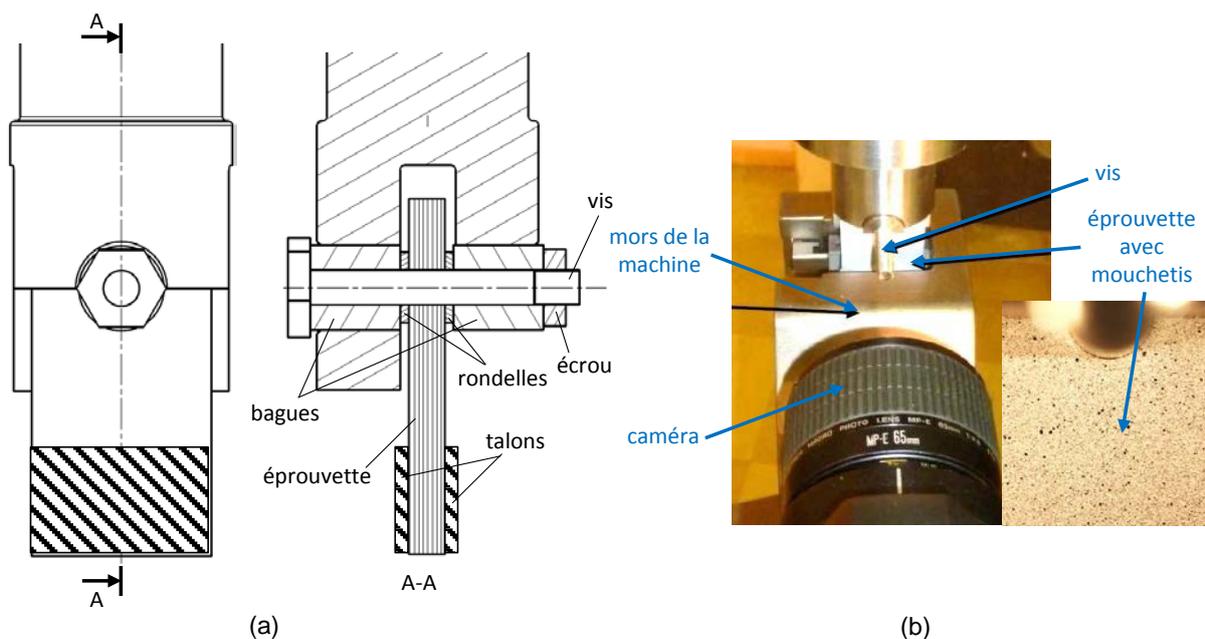


Figure 3-12. Dispositif expérimental, (a) géométrie du montage pour les essais avec confinement, (b) image prise durant l'essai sans confinement.

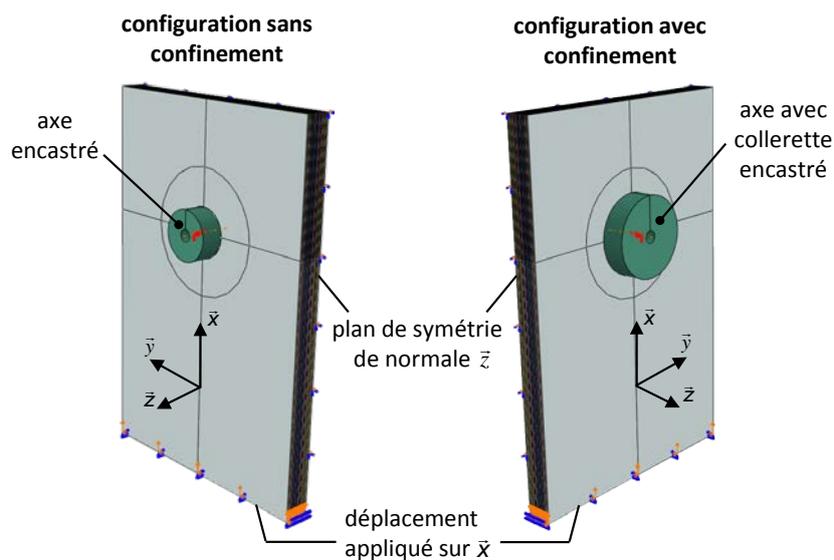


Figure 3-13. Description des deux configurations pour les simulations.

Comme mentionné dans la Section 3.1.2, l'effet retard introduit une dépendance à la vitesse de chargement qui n'a aucune signification physique pour des chargements quasi-statiques. Nous avons donc décidé d'utiliser un paramètre adimensionné $\tilde{\tau}$ défini comme le rapport entre τ et un temps caractéristique de la vitesse de chargement noté τ_c . Comme on peut le voir sur la Figure 3-15, ce temps caractéristique correspond au temps requis pour atteindre un effort de référence F_r avec la vitesse de chargement utilisée pour la simulation. F_r doit être représentatif de la tenue au matage de l'alésage. Une expression analytique a été préférée pour obtenir une grandeur intrinsèque, c'est-à-dire qui ne dépend pas des paramètres numériques que l'on souhaite justement fixer. L'expression suivante a été choisie :

$$F_r = \sigma_{11}^d n_0 t_p d \quad (3-16)$$

où σ_{11}^d est la contrainte de compression correspondant à l'initiation de l'endommagement, n_{ϕ} est le nombre de plis orientés dans la direction de chargement, t_p est l'épaisseur du pli et d est le diamètre du trou. L'équation 3-16 donne $F_r = 22.7\text{kN}$ pour les configurations étudiées ici. La vitesse de chargement peut alors être fixée arbitrairement (0.25mm/min).

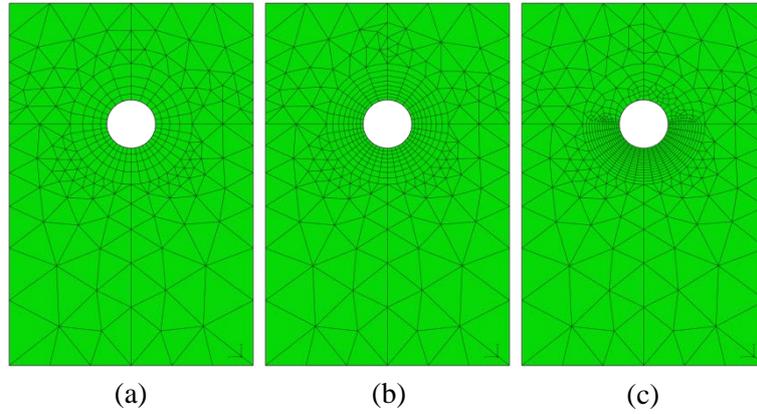


Figure 3-14. Maillages utilisés pour étudier la dépendance au maillage. (a) maillage grossier $\delta_r = 1.04\text{mm}$, (b) maillage intermédiaire $\delta_r = 0.52\text{mm}$, (c) maillage raffiné $\delta_r = 0.26\text{mm}$.

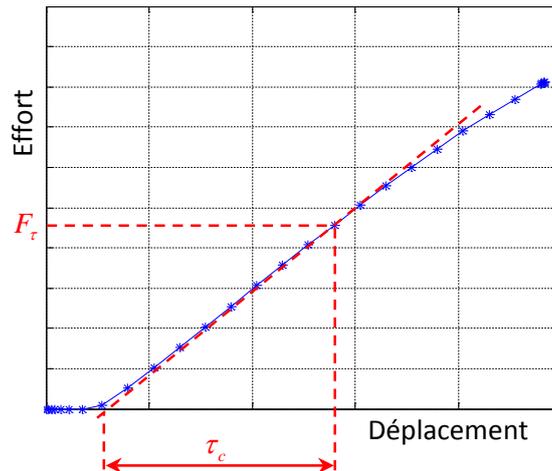


Figure 3-15. Méthode utilisée pour calculer le temps caractéristique τ_c .

La Figure 3-16 montre le champ d'endommagement sens fibre dans le premier pli à 0° pour 4 valeurs de $\tilde{\tau}$ et le maillage intermédiaire pour la configuration avec confinement. La localisation des déformations sur la première ligne d'éléments disparaît dès que $\tilde{\tau}$ dépasse 1. Comme l'illustre la Figure 3-17, dès que $\tilde{\tau}$ est proche ou plus grand que 1, l'effet retard modifie la réponse force déplacement. Comme mentionné dans la Section 3.1.2.1, l'accumulation d'endommagement dans la direction des fibres résulte d'une succession d'états stables et instables qui conduit, par des phénomènes dynamiques, à une dissipation d'énergie plus importante que la dissipation d'énergie générée par le processus d'endommagement seul. Avec une stratégie de modélisation basée sur l'effet retard, l'accumulation des bandes de plissement n'est pas explicitement représentée. L'endommagement se propage de manière douce dès que l'effet retard est suffisant pour supprimer la localisation comme le montre la Figure 3-16. L'effet retard permet d'ajuster l'énergie dissipée dans le modèle. Il agit donc comme un paramètre de modélisation et

non seulement comme un paramètre numérique de régularisation. L'évolution de la perte de rigidité relative en fonction de la force appliquée pour les 3 maillages est tracée sur la Figure 3-18, montrant que l'effet retard supprime la dépendance au maillage si $\tilde{\tau} = 1.14$. Cette valeur a donc été retenue pour la comparaison entre les essais et les simulations. Cette analyse montre que l'effet retard doit être employé avec prudence et validé à travers des résultats expérimentaux.

3.2.3.3 Confrontation essais calcul

Décrivons tout d'abord le protocole expérimental. Les essais ont été réalisés selon la Figure 3-12 à une vitesse de chargement de 0.25mm/min. La comparaison des essais et des simulations requiert une mesure précise des déplacements relatifs entre l'axe et l'éprouvette. Le déplacement de la traverse de la machine intègre les déformations du bâti de la machine qui peut être du même ordre de grandeur que les déformations de l'éprouvette. Nous avons corrigé le déplacement de la traverse en utilisant un essai de compression de référence dans lequel les deux mors de la machine sont comprimés l'un contre l'autre. Pour la configuration sans confinement, une mesure des champs de déplacement sur la face (\bar{x}, \bar{y}) a été réalisée par corrélation d'images comme illustré sur la Figure 3-12. Cette mesure permet d'obtenir le déplacement de l'éprouvette juste au-dessus des talons. Le déplacement de l'axe a quant à lui été obtenu par un programme spécifique qui permet de localiser sur chaque image l'interface entre le pion métallique et le composite. La mesure de champ a également été utilisée pour vérifier la symétrie du chargement. Cette technique n'a pas pu être exploitée dans la configuration avec confinement en raison de la présence des rondelles qui masque l'éprouvette.

Dans un premier temps, commentons les résultats en termes de scénario d'endommagement puis dans un second temps en termes de réponse mécanique macroscopique. La Figure 3-19 permet de comparer les simulations et les essais pour les deux configurations. Le scénario d'endommagement déduit des simulations est également présenté. Il est en accord avec la Figure 3-1 et les études expérimentales approfondies trouvées dans (Camanho and Lambert, 2006; Gohorianu, 2008; Wang et al., 1996; Xiao and Ishikawa, 2005).

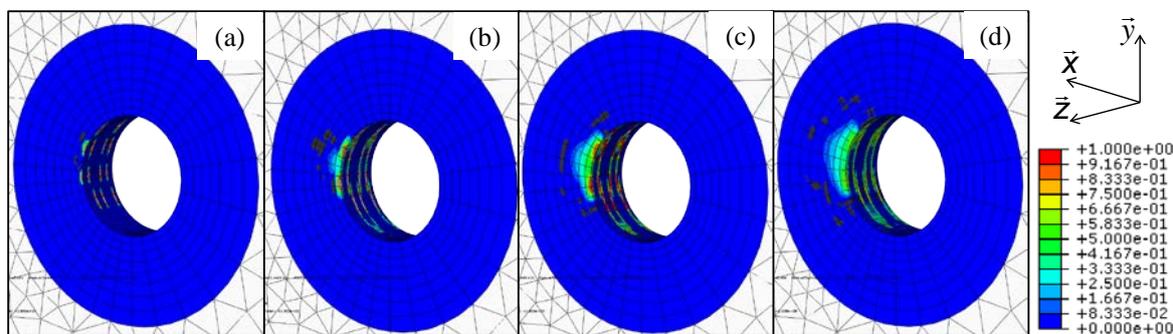


Figure 3-16. Endommagement sens fibre dans le premier pli à 0° pour 4 valeurs de $\tilde{\tau}$ et le maillage intermédiaire pour la configuration avec confinement.
 (a) $\tilde{\tau} = 0.057$ (force 26 300N), (b) $\tilde{\tau} = 0.57$ (force 30 400N), (c) $\tilde{\tau} = 1.14$ (force 40 600N),
 (d) $\tilde{\tau} = 2.27$ (force 47 600N).

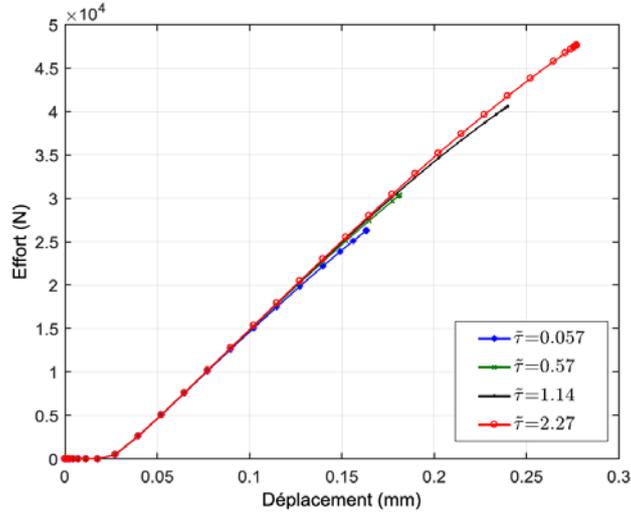


Figure 3-17. Influence de l'effet retard sur la réponse force déplacement.

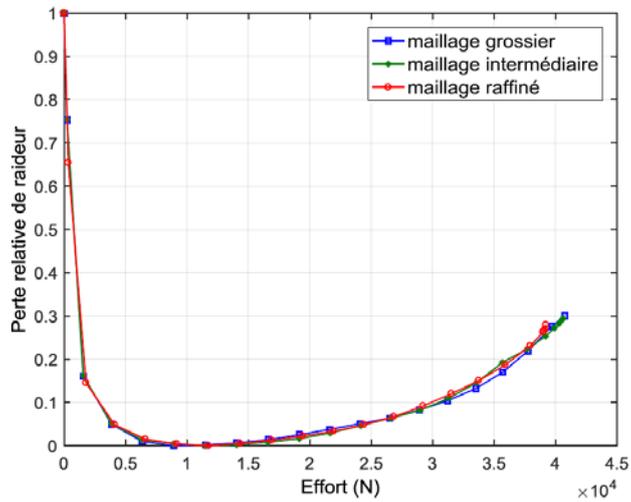


Figure 3-18. Perte de rigidité relative en fonction de la force appliquée pour les 3 maillages et $\tilde{\tau} = 1.14$.

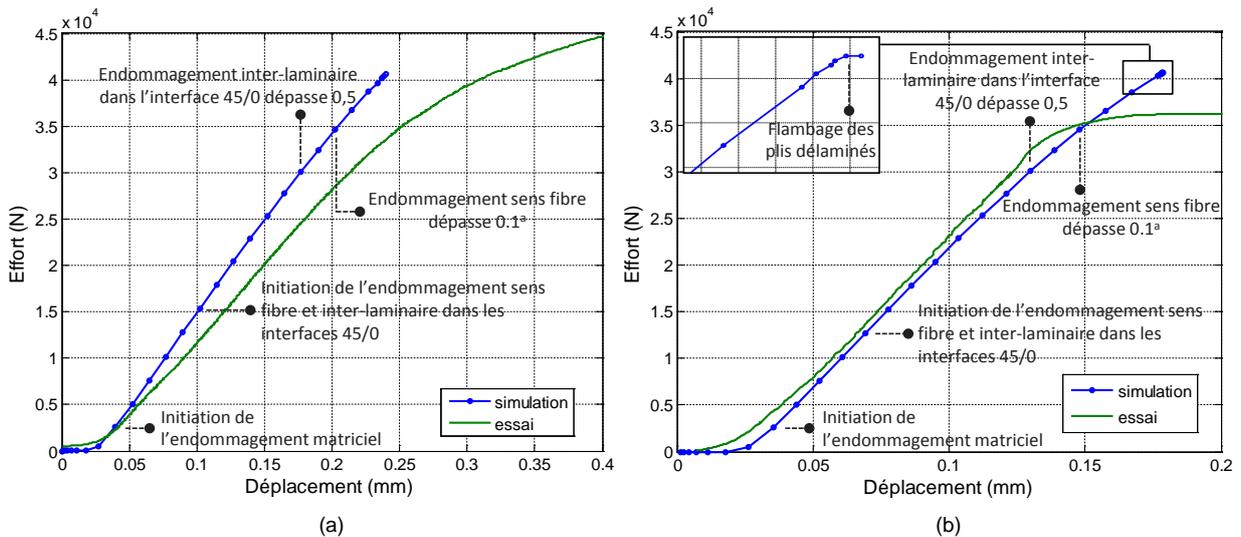


Figure 3-19. Comparaison entre simulations and essais. (a) configuration avec confinement, (b) configuration sans confinement. (a à une distance radiale de 0.5mm).

Cependant, l'endommagement est davantage étalé dans les simulations, en particulier les délaminages autour des plis à 0° . Durant les essais en configuration sans confinement, les endommagements sont constitués de quelques fissures inclinées associées à des délaminages de grandes dimensions. Ce type de mécanisme ne peut pas être représenté par un modèle continu écrit à l'échelle du pli. Pour autant, la simulation reproduit bien le flambage des plis qui caractérise la dégradation de la configuration sans confinement. On peut également noter que la force générant l'initiation de l'endommagement sans fibre est légèrement plus élevée pour la configuration avec confinement. Ce constat résulte de l'effet des contraintes normales transverses introduit dans la loi d'endommagement.

Intéressons-nous désormais au comportement macroscopique. L'écart entre essai et simulation pour la configuration avec confinement peut être attribué à la méthode de mesure du déplacement relatif. Pour la configuration sans confinement, la force maximale provoquée par le flambage des plis délaminés est prédite à 10% près (cf. Figure 3-19(b)). Pour la configuration avec confinement, le calcul s'arrête à cause d'une perte de convergence après la propagation de l'endommagement à travers l'épaisseur du stratifié et circonférentiellement autour de l'alésage. Ceci se produit avant que l'endommagement se propage significativement dans la direction radiale. La force maximale obtenue expérimentalement (56kN) pour une déformation permanente du trou proche de 2mm ne peut pas être captée par ce modèle. Cependant, la propagation de l'endommagement dans la direction radiale provoque d'importantes chutes de raideur, des déformations permanentes et des endommagements macroscopiques qui constituent des événements intolérables en contexte industriel.

Une manière plus précise de comparer les résultats et d'analyser le rôle des différents ingrédients de modélisation consiste à tracer la perte de raideur relative en fonction de la charge appliquée (cf. Figure 3-20). Les courbes expérimentales sont obtenues par une opération de dérivation incluant un filtre Gaussien court (sur 5 valeurs consécutives) pour ne pas perdre d'information même si cela donne des courbes assez bruitées. La première partie des courbes allant de 0 à 10kN correspond à la prise de contact. Différents résultats de simulations sont tracés afin de mettre en évidence les éléments de modélisation essentiels. La Figure 3-20(a), qui concerne la configuration avec confinement, montre que l'endommagement matriciel (modèle avec $d_1 = \gamma = 0$) est clairement insuffisant pour prédire la perte de raideur. Le seuil d'endommagement sans fibre Y_0 semble bien identifié puisque la perte raideur débute en même temps (entre 15kN and 20kN) à la fois pour l'essai et la simulation. L'influence de Y_c apparaît faible sachant que l'énergie dissipée sans effet retard serait environ deux fois plus importante en passant Y_c de $1.1Y_0$ à $4Y_0$. En fait, comme mentionné précédemment, l'effet retard engendre une augmentation de l'énergie dissipée qui masque le rôle des paramètres de la loi d'endommagement. Concernant la configuration sans confinement, les 3 simulations tracées sur la Figure 3-20(b) démontrent que la perte de raideur est principalement induite par les délaminages (voir les courbes bleu et rouge) et le flambage des plis délaminés (voir les courbes rouge et noir). Insistons sur le fait que la chute d'effort ne peut pas être captée si l'endommagement inter-laminaire n'est pas pris en compte.

L'effet des contraintes de cisaillement sur l'endommagement sens fibre provoque une baisse de l'effort d'initiation de l'endommagement d'environ 40% et un décalage de la zone d'initiation de l'endommagement dans les plis à 0° du plan de chargement vers les plans inclinés de $\pm 15^\circ$ comme on peut le voir sur la Figure 3-16. Quoiqu'il en soit, à l'échelle de la structure, ce phénomène a peu d'effet car les contraintes se redistribuent rapidement dans l'épaisseur du stratifié et circonférentiellement. L'effet des contraintes normales transverses est faible puisque la contrainte hors plan σ_{33} engendrée par le confinement est proche de 50MPa et bien inférieur au coefficient de couplage $1/p$ qui vaut 250MPa.

Pour résumer, les deux mécanismes de dégradation qui gouvernent la tenue en matage, à savoir les ruptures de fibre en compression et les délaminages, sont bien décrits par le modèle, ce qui permet aux simulations de prédire correctement le scénario d'endommagement, la charge maximale pour la configuration sans confinement et les pertes de raideur jusqu'à 30% pour la configuration avec confinement.

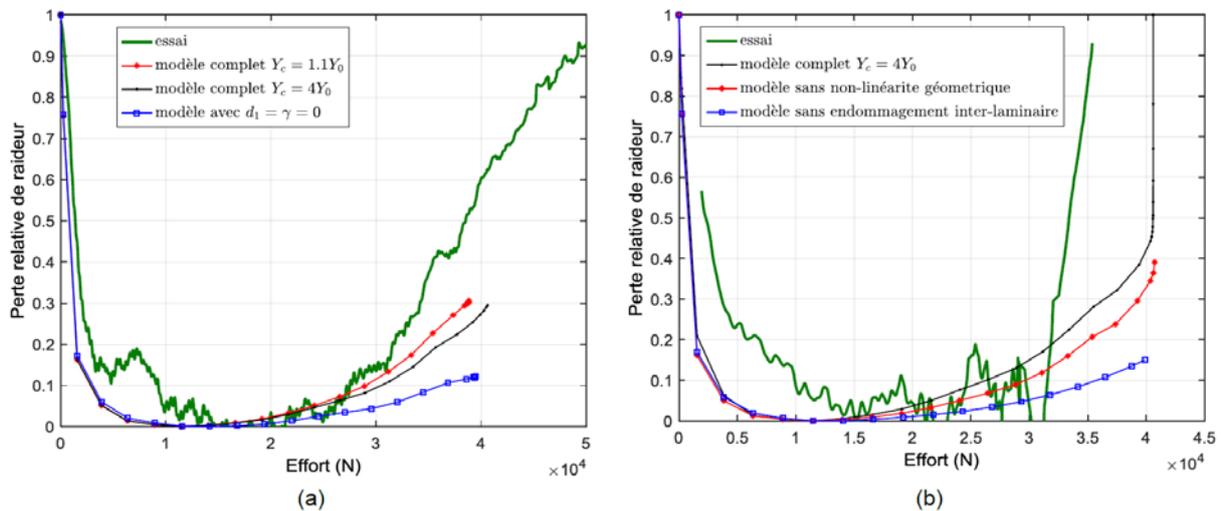


Figure 3-20. Comparaison de la perte relative de raideur entre simulations et essais. (a) configuration avec confinement, (b) configuration sans confinement.

3.3 Modèle d'endommagement non local et interactions introduites dans l'énergie libre

3.3.1 Description du modèle matériau

3.3.1.1 Formulation thermodynamique pour l'introduction de l'interaction

Comme énoncé précédemment, nous proposons d'intégrer les interactions entre les directions matricielles et la direction sens fibre de manière énergétique, c'est-à-dire directement dans l'énergie libre du matériau. Ainsi, on définit dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles et de manière unifiée à la fois l'effet des contraintes dans une direction sur une autre et l'effet de l'endommagement dans une direction sur une autre.

Afin de faire apparaître explicitement les parties positive et négative de la pression hydrostatique transverse, notée p , nous proposons de décomposer le tenseur de contrainte en une partie déviatorique et hydrostatique dans les directions transverses :

$$\underline{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ p + s \\ p - s \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{bmatrix} \text{ avec } \begin{cases} p = \frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2} \\ s = \frac{\sigma_{22} - \sigma_{33}}{2} \end{cases} \quad (3-17)$$

où s est la partie déviatorique des contraintes transverses. L'énergie élastique sans endommagement et avec une hypothèse d'isotropie transverse peut être définie comme suit :

$$\begin{aligned} \psi_e &= \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma_{11}^2}{E_1^0} + \frac{\sigma_{22}^2 + \sigma_{33}^2}{E_2^0} - \frac{2\nu_{12}^0 \sigma_{11} (\sigma_{22} + \sigma_{33})}{E_1^0} - \frac{2\nu_{23}^0 \sigma_{22} \sigma_{33}}{E_2^0} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{G_{12}^0} + \frac{\sigma_{23}^2}{G_{23}^0} \right] \\ \psi_e &= \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma_{11}^2}{E_1^0} + \frac{2s^2}{E_2^0} + \frac{2p^2}{E_2^0} - \frac{4\nu_{12}^0 \sigma_{11} p}{E_1^0} - \frac{2\nu_{23}^0 (p^2 - s^2)}{E_2^0} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{G_{12}^0} + \frac{\sigma_{23}^2}{G_{23}^0} \right] \end{aligned} \quad (3-18)$$

Classiquement, sans interaction, les variables d'endommagement sont définies comme suit :

$$\begin{aligned} \psi_e &= \frac{1}{2} \left[\frac{\langle \sigma_{11} \rangle_+^2}{E_1^0} + \frac{\langle \sigma_{11} \rangle_-^2}{E_1^0 (1 - d_f)} + \frac{2s^2}{E_2^0 (1 - d_{mt})} + \frac{2\langle p \rangle_+^2}{E_2^0 (1 - d_{mt})} + \frac{2\langle p \rangle_-^2}{E_2^0} \right. \\ &\quad \left. - \frac{4\nu_{12}^0 \sigma_{11} p}{E_1^0} - \frac{2\nu_{23}^0 (p^2 - s^2)}{E_2^0 (1 - d_{mt})} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{G_{12}^0 (1 - d_{ms})} + \frac{\sigma_{23}^2}{G_{23}^0 (1 - d_{mt})} \right] \end{aligned} \quad (3-19)$$

où d_f est la variable interne qui définit l'endommagement du mode fibre, tandis que d_{mt} et d_{ms} sont les variables internes qui définissent l'endommagement du mode inter-fibres

respectivement dans les directions transverses et de cisaillement. Pour introduire des interactions entre les modes fibre et inter-fibres, nous proposons la forme suivante pour l'énergie libre :

$$\begin{aligned} \psi_e = \frac{1}{2} & \left[\frac{\langle \sigma_{11} \rangle_+^2}{E_1^0} + \frac{\langle \sigma_{11} \rangle_-^2}{E_1^0(1-d_f)} + \frac{2s^2}{E_2^0(1-d_{mt})} + \frac{2\langle p \rangle_+^2}{E_2^0(1-d_{mt})(1-c_{yf}d_f)} \right. \\ & \left. + \frac{2\langle p \rangle_-^2}{E_2^0(1+c_{yf}d_f)} - \frac{4\nu_{12}^0\sigma_{11}p}{E_1^0} - \frac{2\nu_{23}^0(p^2-s^2)}{E_2^0(1-d_{mt})} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{G_{12}^0(1-d_{ms})(1-c_{sf}d_f)} + \frac{\sigma_{23}^2}{G_{23}^0(1-d_{mt})} \right] \end{aligned} \quad (3-20)$$

Les termes $c_{sf}d_f$ et $c_{yf}d_f$ permettent d'introduire un couplage entre les pertes de rigidité des modes fibre et inter-fibres. Mais ils permettent également d'introduire un effet des contraintes normales transverses et de cisaillement sur l'endommagement du mode fibres comme le montre le calcul des forces thermodynamiques associées aux variables d'endommagement :

$$\begin{aligned} Y_{d_f} = -\frac{\partial \psi}{\partial d_f} = & \frac{\langle \sigma_{11} \rangle_-^2}{2E_1^0(1-d_f)^2} + \frac{c_{yf}(2\eta-1)p^2}{E_2^0(1-\eta d_{mt})(1-(2\eta-1)c_{yf}d_f)^2} \\ & + \frac{c_{sf}}{2G_{12}^0} \left(\frac{\sigma_{12}^2}{(1-d_{ms})(1-c_{sf}d_f)^2} + \frac{\sigma_{13}^2}{(1-d_{ms})(1-c_{sf}d_f)^2} \right) \end{aligned} \quad (3-21)$$

$$Y_{d_{ms}} = -\frac{\partial \psi}{\partial d_{ms}} = \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{2G_{12}^0(1-d_{ms})^2(1-c_{sf}d_f)} \quad (3-22)$$

$$Y_{d_{mt}} = -\frac{\partial \psi}{\partial d_{mt}} = \frac{s^2}{E_2^0(1-\eta d_{mt})^2} + \frac{\eta(1-c_{yf}d_f)p^2}{E_2^0(1-\eta d_{mt})^2(1-(2\eta-1)c_{yf}d_f)^2} + \frac{\sigma_{23}^2}{2G_{23}^0(1-d_{mt})} \quad (3-23)$$

Afin de tenir compte du caractère unilatéral de l'endommagement matriciel (refermeture des fissures), une variable d'activation de l'endommagement est définie par :

$$\eta = H(p) \quad (3-24)$$

où $H(x)$ est la fonction échelon donnant 1 si $x > 0$ et 0 sinon. Le changement de signe devant le terme $c_{yf}d_f$ dans l'expression de l'énergie libre selon le signe de p permet d'engendrer un effet positif sur la résistance sens fibre lorsque p est négatif (cas confiné) et un effet négatif lorsque p est positif. L'utilisation des contraintes effectives permet de simplifier l'expression des forces thermodynamiques :

$$\left\{ \begin{array}{l} \tilde{p} = \frac{p}{(1-\eta d_{mt})(1-(2\eta-1)c_{yf}d_f)} \\ \tilde{s} = \frac{s}{1-\eta d_{mt}} \end{array} \right\}, \quad \left\{ \begin{array}{l} \tilde{\sigma}_{11} = \frac{\sigma_{11}}{1-d_f} \\ \tilde{\sigma}_{22} = \tilde{p} + \tilde{s} \\ \tilde{\sigma}_{33} = \tilde{p} - \tilde{s} \end{array} \right\} \text{ et } \left\{ \begin{array}{l} \tilde{\sigma}_{12} = \frac{\sigma_{12}}{(1-d_{ms})(1-c_{sf}d_f)} \\ \tilde{\sigma}_{13} = \frac{\sigma_{13}}{(1-d_{ms})(1-c_{sf}d_f)} \\ \tilde{\sigma}_{23} = \frac{\sigma_{23}}{1-d_{mt}} \end{array} \right\} \quad (3-25)$$

Ce qui donne pour les forces thermodynamiques :

$$Y_{d_f} = -\frac{\partial \Psi}{\partial d_f} = \frac{\langle \tilde{\sigma}_{11} \rangle_-^2}{2E_1^0} + \frac{c_{yf}(1-\eta d_{mt})(2\eta-1)}{E_2^0} \tilde{p}^2 + \frac{c_{sf}(1-d_{ms})}{2G_{12}^0} (\tilde{\sigma}_{12}^2 + \tilde{\sigma}_{13}^2) \quad (3-26)$$

$$Y_{d_{ms}} = -\frac{\partial \Psi}{\partial d_{ms}} = \frac{(1-c_{sf}d_f)}{2G_{12}^0} (\tilde{\sigma}_{12}^2 + \tilde{\sigma}_{13}^2) \quad (3-27)$$

$$Y_{d_{mt}} = -\frac{\partial \Psi}{\partial d_{mt}} = \frac{\tilde{s}^2}{E_2^0} + \frac{(1-c_{yf}d_f)\eta}{E_2^0} \langle \tilde{p} \rangle^2 + \frac{\tilde{\sigma}_{23}^2}{2G_{23}^0} \quad (3-28)$$

Sur le même principe que celui utilisé pour le modèle précédent (Section 3.2), les déformations permanentes associées aux mécanismes d'endommagement peuvent être introduites. Ce complément à la modélisation n'est pas développé ici car il n'a pas été exploité dans le cadre de ce travail.

3.3.1.2 Lois d'évolution des endommagements et rechargement sens fibre

Comme on l'a vu dans la Section 3.1, si le stratifié est confiné, les fibres rompues après l'apparition des bandes de plissement pivotent et se compactent puisqu'elles ne peuvent pas être évacuées. Ainsi, le matériau garde une certaine rigidité qui lui permet de se recharger et d'accumuler les bandes de plissement (cf. Figure 3-4(c)). F. Lachaud (Lachaud, 2011) propose d'approximer la rigidité minimale par la rigidité transverse du pli supposant une rotation de 90° des fibres dans la bande de plissement. En réalité la rotation des fibres semble plus faible (proche de 60°) et il faut rappeler que les fibres restent alignées entre deux bandes de plissement. Les simulations montrent que la valeur attribuée à la rigidité minimale affecte très peu la réponse mécanique tant que l'énergie dissipée par unité de volume est fixée. Par contre, une valeur faible de rigidité minimale affecte la rapidité de convergence (diminution de la taille des pas de temps) car elle provoque une loi adoucissante plus marquée. Pour représenter cette saturation de l'endommagement, un endommagement maximal d_{\max} est donc défini tel que :

$$d_{\max} = 1 - \beta \frac{E_2^0}{E_1^0} \quad \text{avec } 1 \leq \beta \leq \frac{E_1^0}{E_2^0} \quad (3-29)$$

Pour la suite la valeur de β est fixée à 2. La loi d'évolution de d_f retenue est la même que celle du modèle précédent à la saturation de l'endommagement près :

$$\begin{aligned} d_f(t) &= 0 \quad \text{si } \sup_{[0,t]} [Y_{d_f}(t')] \leq Y_{0_f} \\ d_f(t) &= \frac{\sup_{[0,t]} [Y_{d_f}(t')]^\alpha - Y_{0_f}^\alpha}{Y_{c_f}^\alpha - Y_{0_f}^\alpha} \quad \text{si } Y_{0_f} < \sup_{[0,t]} [Y_{d_f}(t')] \leq Y_{d_{\max}} \\ d_f(t) &= d_{\max} \quad \text{si } \sup_{[0,t]} [Y_{d_f}(t')] > Y_{d_{\max}} \end{aligned} \quad (3-30)$$

avec :

$$Y_{d_{\max}} = d_{\max} \left(Y_{c_f}^\alpha - Y_{0_f}^\alpha \right) + Y_{0_f}^\alpha \quad (3-31)$$

où Y_0 représente le seuil d'endommagement en compression pure, Y_c représente la force thermodynamique qui conduirait à $d_1 = 1$ et α définit la progressivité du processus d'endommagement. L'influence de Y_c et α est illustrée sur la Figure 3-6 (Section 3.2.1.2). Comme pour le modèle précédent, Y_c et α peuvent être reliés à l'énergie dissipée par unité de volume. Ce point est discuté dans la section suivante.

3.3.1.3 Maîtrise du cumul d'endommagement et de l'énergie dissipée associée

La reprise de charge par saturation de l'endommagement permet d'accumuler les bandes de plissement dans la direction de chargement. Comme pour le modèle précédent (Section 3.2.2.5), on utilise le taux de restitution d'énergie critique G_f associé à la formation d'une bande de plissement en présupposant la distance entre les bandes de plissement durant le processus d'accumulation. L'énergie dissipée par unité de volume peut être évaluée par :

$$G_{vf} = \frac{G_f}{L_c} \quad (3-32)$$

où G_f (unité J/m² ou N/mm) est le taux de restitution d'énergie critique associé à la formation d'une bande de plissement, G_{vf} (unité J/m³ ou MPa) est l'énergie dissipée par unité de volume et L_c (unité m ou mm) est la distance entre les bandes de plissement. En raison de la saturation de l'endommagement, l'expression de l'énergie dissipée par le modèle est différente du modèle précédent. Par ailleurs, pour faciliter la convergence, il est préférable de choisir α tel qu'à l'initiation de l'endommagement, la réponse contrainte déformation présente une tangente assez proche de 0 mais négative pour garantir la localisation. Sur la base des données expérimentales présentées dans la Section 3.2.2.5, ceci conduit à $Y_c = 6.5Y_0$ et $\alpha = 0.05$. La loi ainsi obtenue est tracée sur la Figure 3-21.

La distance entre les bandes de plissement est pilotée par la localisation des déformations. Dans un modèle éléments finis, avec une loi d'endommagement locale adoucissante, la localisation des déformations se fait sur un point d'intégration. Un moyen simple d'introduire une longueur caractéristique dans un modèle éléments finis est donc d'utiliser la taille des éléments finis (Bažant and Oh, 1983). Pour cela on utilise des éléments sous intégrés à 1 point d'intégration. En localisant successivement sur les différents éléments, la distance entre les bandes de plissement sera respectée. Notons que dans notre cas l'énergie dissipée étant définie par unité de volume, si la taille des éléments n'est pas égale à L_c , la dissipation globale sera correcte. Seul le nombre de localisations et donc de chutes de contrainte et de rechargements ne sera pas conforme à la réalité. Ce qui aura peu d'incidence sur la réponse en matage vu le nombre important de créations de bandes de plissement. Si cette stratégie devait être utilisée pour étudier la propagation d'une bande de plissement, comme sur un essai de compression compact (Compact Compression Test), la taille des éléments devrait être égale à L_c . Cette

méthode, simple à mettre en œuvre à tout de même des inconvénients. Tout d'abord, même si elle permet de contrôler la dépendance à la taille des éléments, elle ne supprime pas la dépendance à l'orientation des mailles. Par ailleurs, l'utilisation d'éléments sous intégrés engendre des problèmes de modes de déformation à énergie nulle (hourglass) qui doivent être contrôlés en introduisant des rigidités fictives.

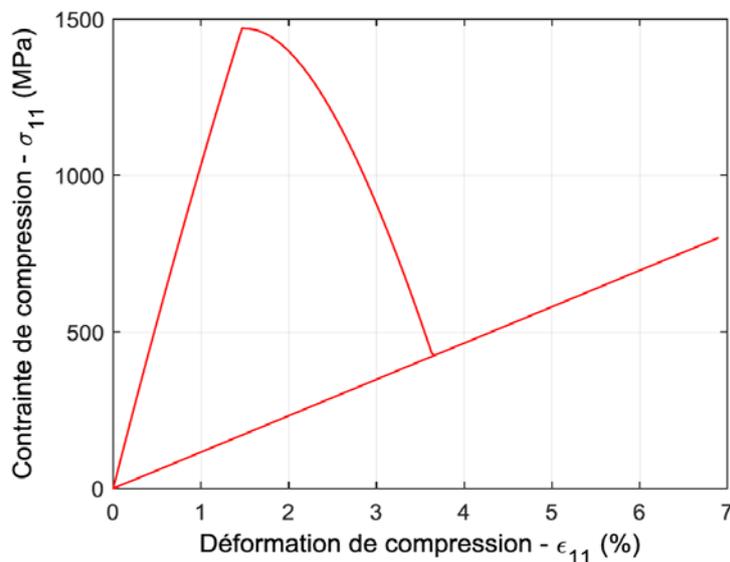


Figure 3-21. Réponse contrainte déformation sens fibre avec rechargement.

3.3.1.4 Amortissement structural

Comme mentionné dans la Section 3.1.2.1, l'énergie libérée dans le processus de développement des bandes de plissement est très importante et engendre des accélérations puis des phénomènes dynamiques qui dissipent l'excédent d'énergie (différence entre l'énergie restituée par la structure et celle nécessaire au processus d'endommagement). Sans représentation de cette source de dissipation dans la modélisation, les simulations ne peuvent pas converger. Pour régulariser le problème dans notre cas (pas d'effet retard et solveur implicite), il faut introduire une source de dissipation physique. Trois méthodes sont envisageables :

- Un calcul dynamique avec prise en compte des inerties et de l'amortissement matériau (viscosité). Cette méthode est représentative de la physique mais très coûteuse en temps de calcul car une représentation correcte des phénomènes dynamiques nécessiterait un maillage très fin et des pas de calcul très petits. Par ailleurs, l'introduction des effets visqueux nécessite de compléter la loi de comportement du matériau.
- Un calcul statique avec amortissement matériau (viscosité). Il s'agit d'utiliser les vitesses engendrées par les localisations pour dissiper de l'énergie. Cette méthode nécessite également de compléter la loi de comportement du matériau. Les phénomènes dynamiques n'étant pas représentés, il faudrait sans doute introduire un comportement plus absorbant que la réalité.
- Un calcul statique avec amortissement structural intégré au niveau des nœuds. Certes assez éloignée de la réalité physique, cette méthode est simple à implémenter, elle s'adapte au modèle tel qu'il est (maillage et loi matériau) et répond strictement au besoin.

Même si les deux premières méthodes ont été évaluées, c'est cette dernière méthode qui a été retenue pour les raisons évoquées précédemment. En pratique il s'agit de connecter entre chaque nœud et un point fixe un amortisseur visqueux dans chacune des 3 directions qui va générer un effort opposé à la vitesse de déplacement et dissiper une puissance égale au produit de cette force et de la vitesse de déplacement. Le coefficient d'amortissement η (unité : N/(m/s)) doit être choisi suffisamment faible pour ne pas perturber la réponse du modèle en l'absence de localisation et notamment ne pas introduire de sensibilité à la vitesse de chargement comme c'est le cas de l'effet retard. Pour donner un sens physique à ce coefficient d'amortissement, nous proposons de l'adimensionner en utilisant la vitesse de chargement et la force nodale engendrée par la contrainte d'initiation de l'endommagement en compression.

3.3.1.5 Identification des couplages entre les directions matricielles et sens fibre

Les couplages entre les directions matricielles et sens fibre étant introduits dans l'énergie libre, le couplage introduit sur l'effet de l'endommagement (perte de rigidité) et l'évolution des endommagements sont pilotés par les mêmes paramètres (c_{sf} et c_{ff}). Sauf à borner la valeur des endommagements, ces paramètres ne peuvent pas prendre de valeurs supérieures à 1. Or, si l'on veut représenter correctement l'effet des contraintes normales transverses et de cisaillement sur la rupture en compression sens fibre (Jelf and Fleck, 1994; Parry and Wronski, 1982; Vogler et al., 2000; Weaver and Williams, 1975), il faudrait prendre $c_{sf} = 5$ et $c_{ff} = 3$. Ce constat montre clairement les limites d'une approche mono-échelle, ici méso, qui ne permet pas de représenter correctement dans une formulation thermodynamique stricte le rôle de la microstructure.

Afin de pallier ces limites, nous proposons de différencier le couplage introduit sur l'effet de l'endommagement et l'évolution des endommagements en remplaçant dans les forces thermodynamiques les paramètres c_{sf} et c_{ff} par d'autres paramètres notés respectivement c_{sf}' et c_{ff}' . On introduit ainsi un caractère phénoménologique dans la loi de comportement en sortant du cadre thermodynamique. La Figure 3-22 permet de comparer à l'aide d'un essai sur éprouvette haltère courte (cf. Section 3.2.2.4) les résultats expérimentaux et de simulation avec couplage ($c_{sf}' = 5$, $c_{ff}' = 3$, $c_{sf} = c_{ff} = 1$) et sans couplage ($c_{sf}' = c_{ff}' = c_{sf} = c_{ff} = 0$) et de vérifier le choix judicieux des paramètres.

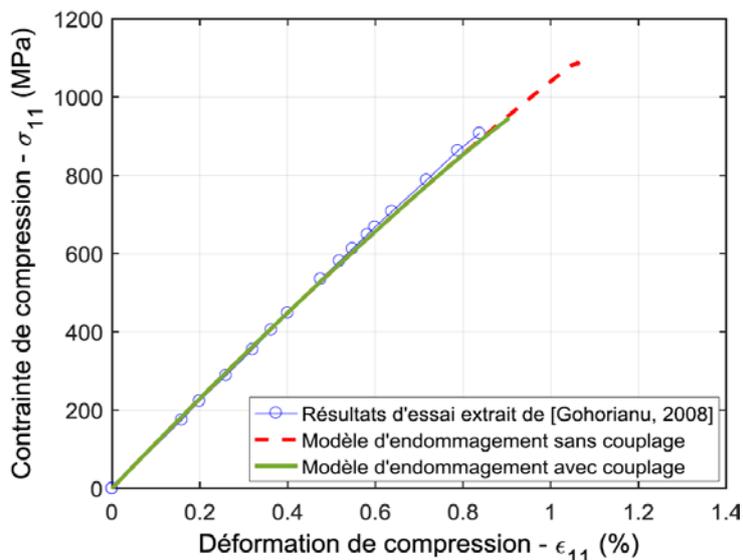


Figure 3-22. Comparaison des résultats expérimentaux et de simulation sur éprouvette haltère courte.

3.3.2 Implémentation dans un code de calcul implicite

3.3.2.6 Résolution locale et calcul de la matrice tangente

La loi de comportement du matériau composite a été implémentée dans le code implicite Abaqus Standard sous la forme d'une subroutine UMAT. Ce sous-programme doit fournir à partir d'un état à l'instant t (défini par les variables d'état) et d'un incrément de déformation totale $d\varepsilon$, l'incrément de contrainte induit $d\sigma$, l'évolution des variables d'état et la matrice tangente locale $d\sigma/d\varepsilon$. Ce sous-programme est appelé à chaque itération et en chaque point d'intégration. L'ensemble des matrices tangentes locales est utilisé pour construire la matrice tangente globale qui permet de calculer les incréments de déformation en chaque point d'intégration pour le pas de temps suivant au regard des conditions limites imposées. La précision des matrices tangentes locales est donc fondamentale pour la convergence et le temps de calcul du schéma de résolution implicite d'autant plus qu'en présence d'une loi adoucissante avec localisation des déformations, certains points d'intégration voient leurs déformations diminuer alors que le chargement global de la structure augmente. Le sous-programme doit donc réaliser deux choses : la résolution locale (calcul de l'incrément de contrainte induit $d\sigma$ et de l'évolution des variables d'état) et le calcul de la matrice tangente locale $d\sigma/d\varepsilon$.

Deux principaux types de méthodes itératives existent pour la résolution du problème non-linéaire local : les méthodes de type point fixe, simple à mettre en œuvre, et les méthodes à gradient. En présence de plusieurs variables générant la non-linéarité et ayant des effets couplés, les méthodes de type point fixe peuvent s'avérer lentes voir diverger. Nous avons donc opté pour la méthode de Newton-Raphson. La fonctionnelle vectorielle dont il faut trouver le zéro est constituée de la relation de comportement et des lois d'évolution des endommagements. Concernant le calcul de la matrice tangente locale $d\sigma/d\varepsilon$, deux méthodes existent. La première est numérique et consiste, par perturbation, à calculer successivement les incréments du vecteur contrainte engendrés par de petits incréments de déformation sur les 6 composantes autour de l'état considéré.

La seconde consiste à dériver analytiquement l'expression de la contrainte. C'est celle que nous avons retenue car les expressions analytiques nécessaires à la mise en œuvre de la méthode de Newton-Raphson pour la résolution locale se recoupent avec celles nécessaires au calcul de la matrice tangente. Néanmoins ces expressions analytiques sont extrêmement lourdes car le vecteur contrainte intervient dans la matrice de rigidité via les lois d'évolution et la variable d'activation de l'endommagement. Ainsi les calculs analytiques sont décomposés et réalisés dans un logiciel de calcul formel (Maple). Les expressions sont ensuite extraites et validées numériquement via un programme Matlab qui permet à travers des cas test de comparer les résultats obtenus avec les expressions analytiques et une méthode numérique par perturbation. Les expressions sont alors intégrées dans la subroutine UMAT en langage fortran. Des cas test locaux (sur un élément) et ensuite sur structures élémentaires sont finalement réalisés. Cette procédure lourde doit être renouvelée dès lors que des modifications sont apportées au modèle.

3.3.2.7 Validation sur cas test : poutre en compression pure

Pour tester la capacité du modèle à reproduire l'accumulation des bandes de plissement par localisation et rechargements successifs, on propose d'appliquer le modèle sur une poutre sollicitée en compression pure comportant 5 éléments (briques à 4 nœuds à 1 seul point d'intégration). Dans un premier temps l'amortissement structural n'est pas introduit et une loi de comportement moins « violente » permettant de ne pas perdre la stabilité du processus de cumul est utilisée. Pour cela, on a choisi de garder la même énergie dissipée et de modifier Y_c , α et d_{max} . La loi obtenue est tracée en rouge sur la Figure 3-23. Une légère variabilité (de l'ordre de 0.001 en relatif) sur le seuil Y_0 est introduite pour éviter la localisation simultanée sur plusieurs éléments. La Figure 3-23 permet de comparer la loi de comportement matériau et de la réponse homogénéisée obtenue sur la poutre. On distingue nettement les 5 localisations et rechargements. L'évolution des endommagements dans chaque élément en fonction de la déformation homogénéisée confirme que chaque élément s'endommage successivement (cf. Figure 3-24). La réponse obtenue avec un amortissement adimensionné η de 0.002 est également tracée sur la Figure 3-23. Cet amortissement n'a pas d'effet visible dans les phases où l'endommagement n'évolue pas mais il réduit la pente maximale dans les phases de localisation. Notons qu'en remplaçant la matrice tangente locale par la matrice de rigidité endommagée (matrice de rigidité sécante), la simulation ne converge plus dès l'initiation de l'endommagement.

Prenons désormais la loi de comportement identifiée (Figure 3-21). Les réponses obtenues avec différentes valeurs d'amortissement adimensionné sont tracées sur la Figure 3-25. Avec cette loi, la stabilité est perdue lors du développement de la première bande de plissement si un amortissement nul ou trop faible est introduit. On voit également que l'impact de l'amortissement est très limité sur la première partie de la courbe où aucun endommagement n'est créé. Le choix de la valeur de l'amortissement sera discuté dans la section suivante.

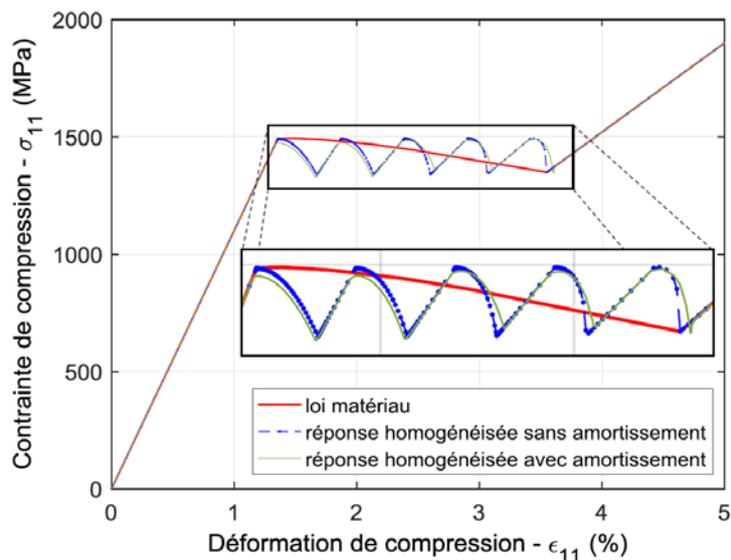


Figure 3-23. Superposition de la loi de comportement matériau et de la réponse homogénéisée d'une poutre comportant 5 éléments.

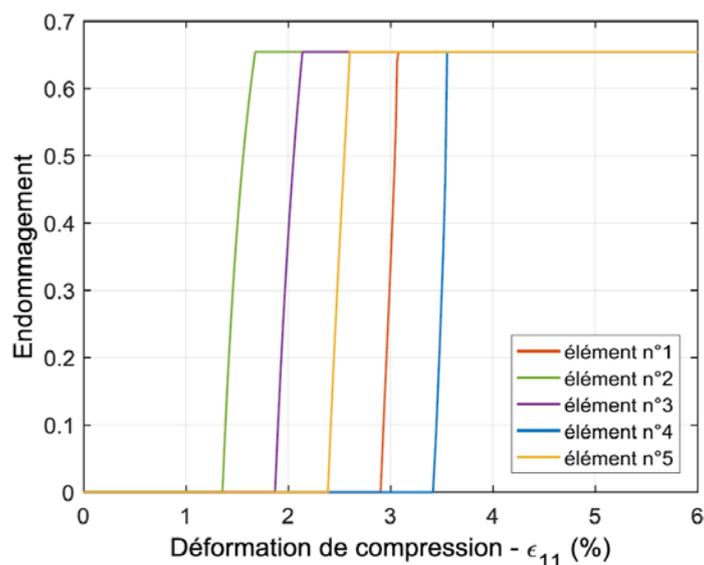


Figure 3-24. Evolution des endommagements dans chaque élément en fonction de la déformation homogénéisée.

Ce cas test a permis de montrer l'aptitude de la modélisation à reproduire l'accumulation des endommagements même lorsque l'énergie restituée par la structure est supérieure à celle nécessaire à la propagation de l'endommagement. On notera également l'intérêt de calculer avec précision la matrice tangente locale.

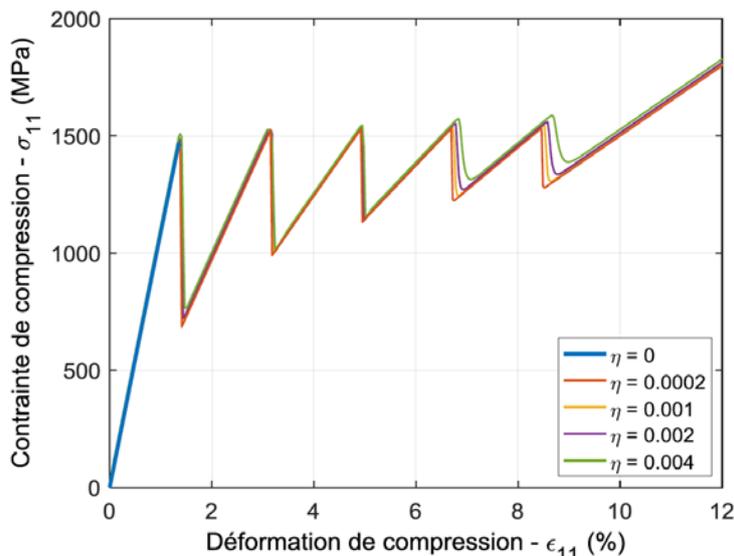


Figure 3-25. Réponse homogénéisée d'une poutre comportant 5 éléments et influence de l'amortissement structural.

3.3.3 Simulation d'un essai de matage plan

L'exploitation de ce modèle est en cours de développement. Son utilisation directe dans une simulation de matage sur alésage passe par des étapes intermédiaires pour mieux comprendre son fonctionnement. Pour cela, la simulation d'un essai de matage plan est intéressante car elle introduit des effets de structures induits par la taille et la géométrie de l'éprouvette ainsi que la stratification. Par ailleurs, elle permet d'introduire l'effort par un contact ce qui constitue l'une des particularités de la dégradation par matage. La géométrie de l'éprouvette présente également l'intérêt de pouvoir être maillée de manière structurée sans variation d'orientation des mailles contrairement à un matage sur alésage.

3.3.3.8 Configuration étudiée

La géométrie et le maillage de l'éprouvette sont représentés sur la Figure 3-26. La stratification de l'éprouvette est [90/0/90] et la forme de l'éprouvette est légèrement trapézoïdale afin que les endommagements se propagent de la zone d'introduction des efforts vers la zone encastrée. Les efforts sont introduits par un plan de contact infiniment rigide. La face de contact de l'éprouvette est très légèrement bombée afin d'obtenir une prise de contact progressive. Le coefficient de frottement est pris égal à 0.1 Les déplacements dans la direction z sur les faces extérieures sont bloqués afin de générer un confinement. Les éléments sont des briques à 4 nœuds à intégration réduite (1 seul point d'intégration). Le modèle comporte environ 24 000 degrés de liberté. Les modes de déformation à énergie nulle (hourglass) sont éliminés en introduisant une rigidité fictive.

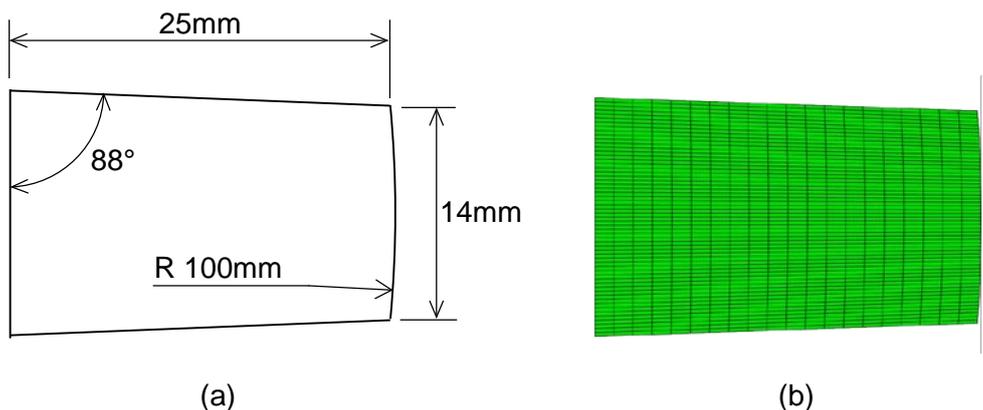


Figure 3-26. (a) géométrie de l'éprouvette, (b) maillage de l'éprouvette.

3.3.3.9 Résultats et analyses

La Figure 3-27 présente les réponses forces déplacement obtenues pour différentes valeurs d'amortissement. Les simulations durent environ 2h sur un PC standard avec un seul processeur et nécessitent près de 1500 pas de temps. On remarque que sans amortissement, le calcul s'interrompt juste après l'initiation des endommagements. S'il est important, l'amortissement crée un décalage de l'effort dès le début du chargement. Comme l'utilisation d'un amortissement faible augmente sensiblement le temps de calcul, nous proposons donc d'utiliser un amortissement variable tel que η soit égal à 0 jusqu'à la vitesse de chargement et constant pour les vitesses supérieures. On obtient alors la courbe bleue sur la Figure 3-27 qui est confondue avec la réponse sans amortissement avant endommagement. Même si en adimensionnant l'amortissement on supprime l'influence de la vitesse de chargement, il semble préférable de tester plusieurs valeurs d'amortissement pour en fixer une, car le rôle de l'amortissement est lié à la restitution d'énergie par la structure et est donc par définition dépendant de la configuration simulée.

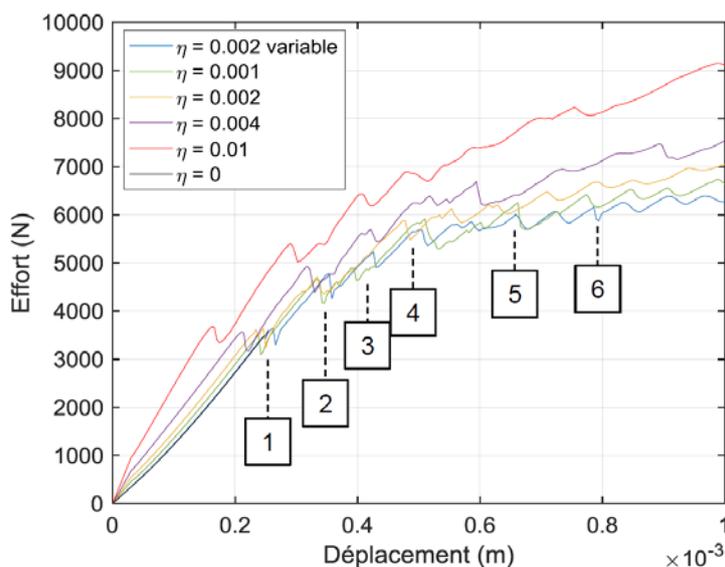


Figure 3-27. Courbes forces déplacement obtenues pour différentes valeurs d'amortissement sur la simulation de matage plan.

Qualitativement la réponse est conforme à un essai de matage sur composite stratifié avec des chutes d'effort légères et une perte de raideur très progressive. Pour faire le lien entre la réponse macroscopique donnée par la Figure 3-27 et le cumul d'endommagement, la Figure 3-28 présente le champ d'endommagement sens fibre dans le pli à 0° à différents stades de chargement notés sur la Figure 3-27. L'endommagement s'initie logiquement au centre de la zone de contact et se propage tout d'abord dans la largeur. L'accumulation dans la direction de chargement se fait en deux étapes. D'abord des bandes d'endommagement se créent, séparées par des zones non endommagées, puis les bandes d'endommagement se densifient pour occuper la totalité du pli. La propagation de l'endommagement dans la largeur suit clairement l'orientation du maillage alors que l'on peut observer expérimentalement que les bandes de plissement ne se propagent pas perpendiculairement à la direction de chargement. Si on compare l'énergie dissipée par amortissement et par endommagement tout au long de la simulation (Figure 2-29), on remarque qu'elles évoluent similairement avec des paliers à chaque création de bandes de plissement. Ceci montre à nouveau que l'amortissement agit uniquement lorsque l'énergie dissipée par endommagement n'est pas suffisante pour compenser l'énergie libérée par la structure. Dans la configuration étudiée, l'énergie dissipée par amortissement est globalement deux fois plus faible que celle dissipée par endommagement.

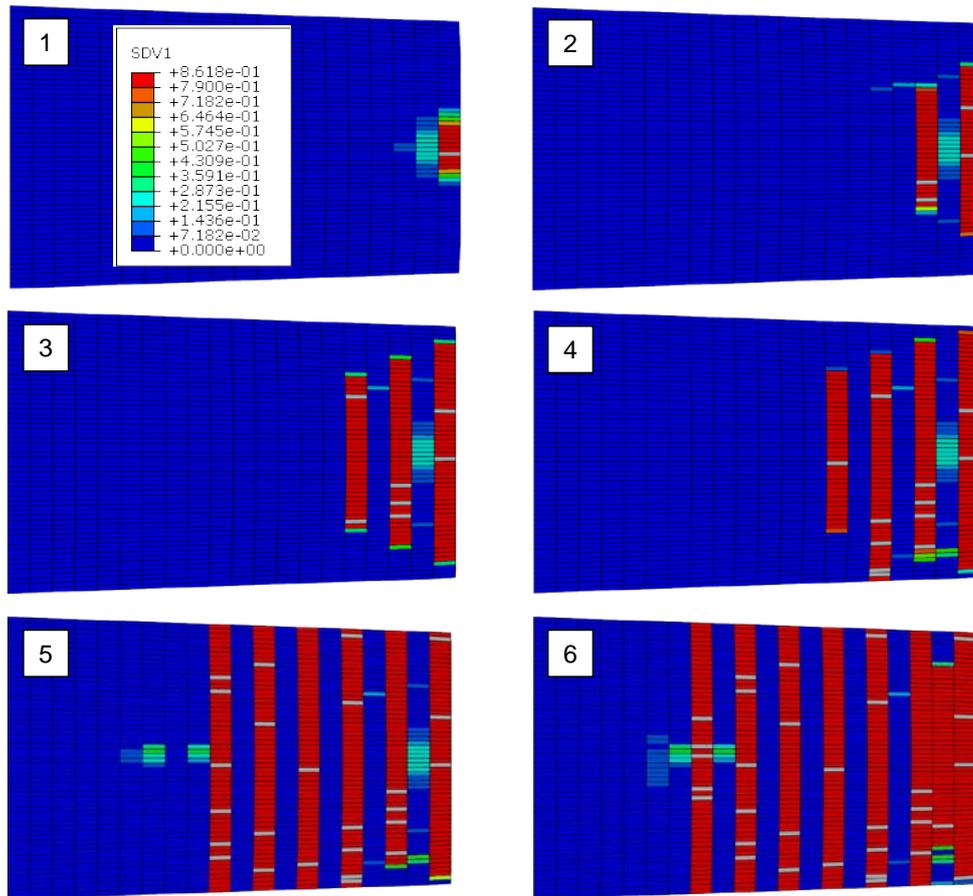


Figure 3-28. Champ d'endommagement sens fibre dans le pli à 0° à différents niveaux de chargement notés sur la Figure 3-27 ($\eta = 0.002$ variable).

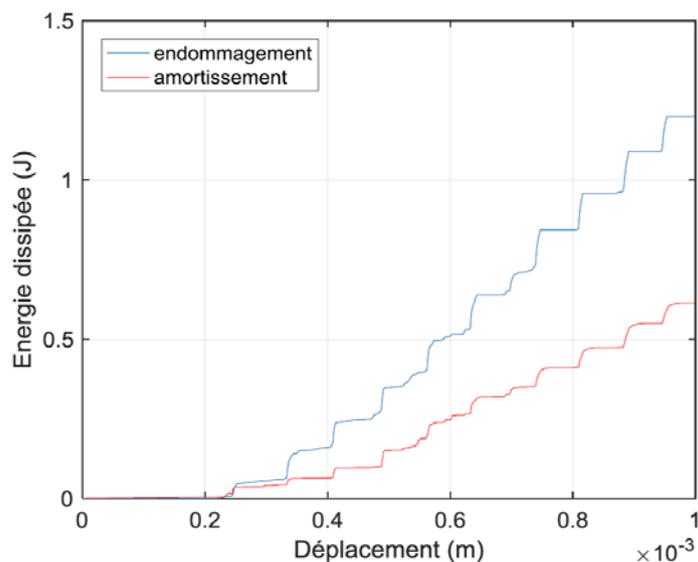


Figure 3-29. Comparaison entre l'énergie dissipée par amortissement et par endommagement sens fibre tout au long de la simulation.

Cette première exploitation du modèle sur un cas de matage montre l'aptitude de la stratégie de modélisation à représenter l'accumulation des ruptures de fibre sur un composite stratifié dont la charge est introduite par un contact.

3.4 Conclusion

Dans ce chapitre, après la description de la phénoménologie de la dégradation par matage dans les composites stratifiés, les stratégies de modélisations possibles pour traiter les difficultés posées ont été présentées et discutées.

Deux stratégies ont été présentées, l'une avec un modèle local d'endommagement associé à un effet retard et l'autre avec un modèle non local associé à une loi de comportement avec rechargement. La relative facilité d'implémentation du modèle local a permis de l'exploiter sur une configuration de matage sur alésage en intégrant les autres non-linéarités (contact frottant, endommagement des interfaces, non-linéarité géométrique) nécessaires pour traiter l'influence du confinement. Cependant, l'effet retard utilisé pour gérer l'accumulation des endommagements sens fibre engendre une dépendance à la vitesse de sollicitation qui rend cette stratégie difficilement exploitable sur des assemblages multi-fixations pour lesquels la vitesse de chargement de chaque fixation évolue avec la répartition des charges entre fixations. Le modèle non-local couplé à une loi de comportement avec rechargement représente explicitement l'accumulation des endommagements sens fibre. A la condition de régulariser le modèle en introduisant une source de dissipation adaptée, le modèle donne une réponse macroscopique cohérente comme l'ont montré les simulations d'un essai de matage plan. Un travail conséquent reste néanmoins à faire pour appliquer ce modèle sur une configuration de matage sur alésage. Le calcul précis de la matrice tangente doit permettre d'associer la loi matériau avec les autres sources de non-linéarité. La difficulté réside davantage dans la mise en place de la loi non locale. En effet, celle-ci, basée sur la taille des éléments et dépendante de leurs orientations, n'est pas adaptée aux géométries complexes présentant de forts gradients de sollicitation. La solution devra se porter sur une implémentation plus

générique de la loi non locale déconnectée du maillage où le volume caractéristique du matériau contient plusieurs éléments et les lois d'évolution sont écrites en intégrant les champs sur le volume caractéristique.

Deux stratégies d'intégration des couplages entre les directions matricielles et sens fibre ont également été proposées dans ce travail. L'une consiste à modifier la force thermodynamique pilotant l'endommagement sens fibre, l'autre s'appuie sur la définition de l'énergie libre. Les deux méthodes montrent clairement les limites des approches mono-échelle aussi bien en termes de représentation physique que d'identification des paramètres. Les modèles micromécaniques proposés récemment dans la littérature offrent des perspectives très intéressantes pour la construction d'un méso-modèle par changement d'échelle.

Chapitre 4

Proposition d'une démarche de tolérancement des variabilités dans les assemblages

4.1 Besoins et positionnement des travaux

Le Chapitre 1 a permis de synthétiser le rôle des défauts et variabilités de mise en œuvre spécifiques aux assemblages par fixations (Section 0) et de définir les verrous à lever pour proposer des démarches globales répondant à la fois aux objectifs de conception et d'industrialisation (Section 1.5). Ce Chapitre porte sur deux de ces verrous :

- Développement d'outils de propagation d'incertitudes adaptés aux niveaux de fiabilité visés
- Développement d'une démarche de tolérancement intégrée à la démarche de dimensionnement

Tout d'abord, il est important de rappeler que les travaux menés ici portent sur le tolérancement d'assemblages structuraux pour lesquels une analyse géométrique des pièces post-fabrication n'est pas suffisante. Les critères fonctionnels qui pilotent le dimensionnement et le tolérancement nécessitent de prendre en compte la déformabilité des pièces en fonctionnement ou lors des séquences d'assemblage afin d'appliquer un critère de résistance, en raideur, de forme ou de position relative. L'analyse des effets des variabilités géométriques ou matériaux doit donc s'appuyer sur un calcul de structure justifiant les développements proposés dans les Chapitres 2 et 3. Pour autant, les travaux sur le tolérancement géométrique visant à étudier la position relative des pièces en les considérant rigides peuvent apporter des outils et des méthodes d'analyse pertinentes. Je pense en particulier aux méthodes de représentation et de paramétrage des défauts géométriques ainsi qu'à la métrologie qui permet d'identifier ce paramétrage. Ces aspects ne sont pas ou peu abordés dans ce Chapitre, mais leur intérêt et la place qu'ils devront prendre dans les futurs travaux seront discutés dans le Chapitre 5 portant sur les perspectives.

Ces travaux s'inscrivent dans une logique de formalisation des interactions entre conception et industrialisation pour proposer des solutions industriellement plus performantes en recherchant un compromis coût – performance. On peut définir *a priori* différents niveaux de formalisation. L'idéal serait un modèle permettant de déterminer directement les paramètres de conception et leurs tolérances à partir d'un cahier des charges et d'un rapport coût – performance cible. La complexité du comportement physique des objets étudiés d'une part, et la difficulté à formaliser les coûts associés à un choix de méthodes et de procédés d'autre part, font que cette formalisation idéale n'est pas envisageable. On propose donc une démarche itérative où l'analyse de l'effet des variabilités par propagation d'incertitude est réalisée sur une configuration d'assemblage résultant d'un dimensionnement. La Figure 4-1 synthétise le principe d'une telle démarche. Une configuration nominale, définie par des dimensions et des matériaux, est obtenue par un dimensionnement déterministe avec une marge sur les admissibles de tenue mécanique (case repérée 1). Cette marge dédiée sera absorbée par l'effet des variabilités et définira les tolérances maximales T_i^{\max} associé à un indicateur de performance mécanique (IPM) admissible Y_{adm} (case repérée 2). Evidemment, la relation entre cette marge et les tolérances T_i^{\max} nécessite une étape de propagation des incertitudes. Les tolérances maximales T_i^{\max} obtenues peuvent alors être comparées aux capacités des méthodes et procédés présélectionnés T_i^{adm} (case repérée 3). Lors de cette

étape, plusieurs gammes d'assemblages peuvent éventuellement être comparées. Une nouvelle itération peut être lancée en modifiant la marge dédiée initiale afin d'ajuster la performance mécanique aux capacités (case repérée 4). Si une conception exige des intervalles de tolérances trop faibles, elle sera redimensionnée en augmentant la marge dédiée sur la configuration nominale. A l'inverse, si une conception requiert des intervalles de tolérances plus élevés que les capacités des procédés, elle sera redimensionnée en diminuant la marge dédiée sur la configuration nominale. A chaque couple configuration nominale – méthodes et procédés correspond un coût de fabrication et une performance globale (case repérée 5 et 6). Ces couples peuvent définir un graphe de Pareto et constituer une aide précieuse pour le choix final quand on connaît la difficulté d'estimer avec précision les coûts de fabrication.

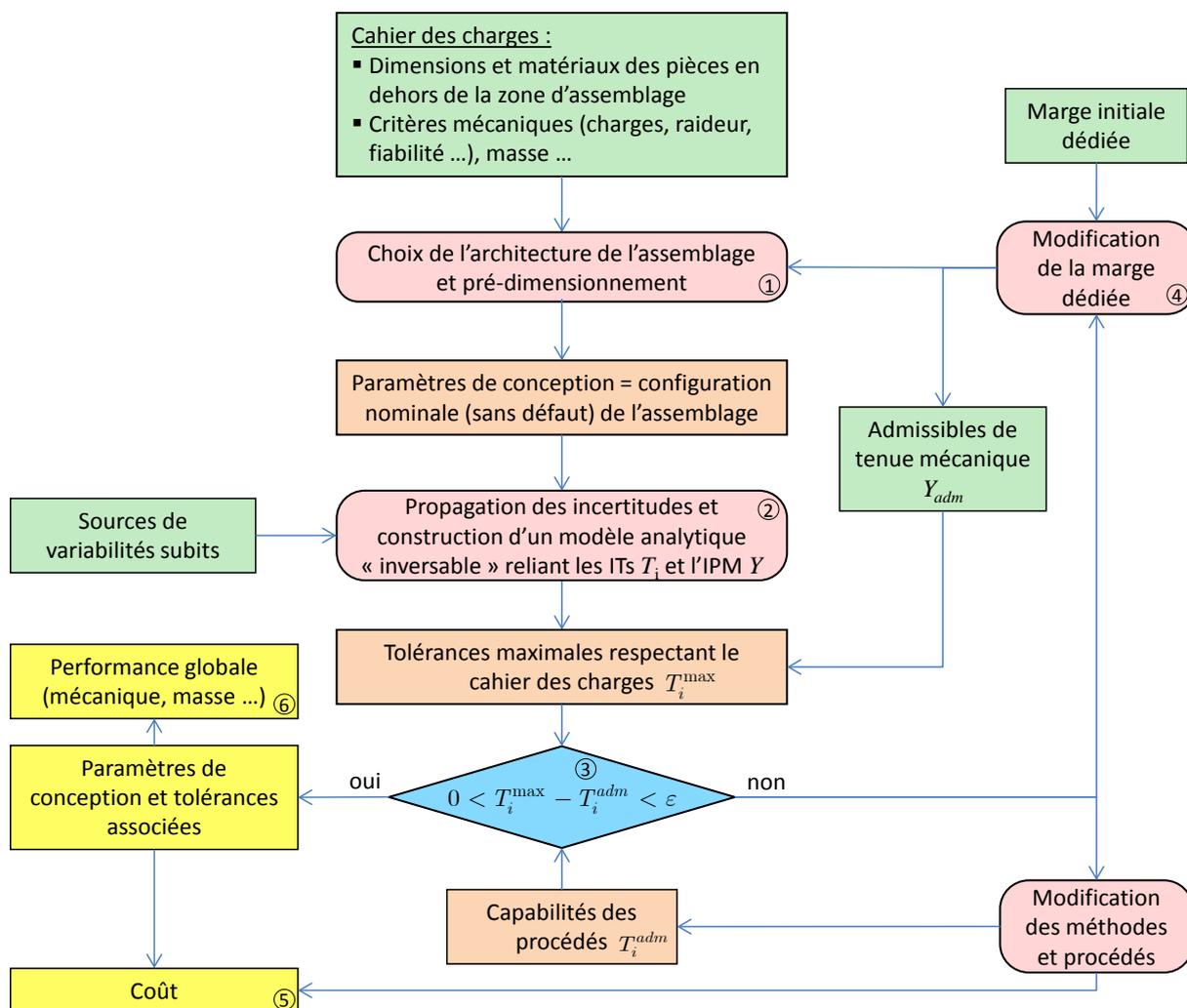


Figure 4-1. Démarche de tolérancement intégrée à la démarche de dimensionnement.

La suite de ce Chapitre s'attachera principalement à détailler les outils retenus pour réaliser la propagation des incertitudes et la façon de formaliser la relation entre les tolérances et l'indicateur de performance mécanique (IPM). Des exemples d'applications seront ensuite donnés.

4.2 Propagation d'incertitudes

4.2.1 Objectif et principe

Dans le problème direct, représenté par le calcul de structures, les valeurs prises par le vecteur des paramètres incertains \underline{X} sont des données d'entrée et le résultat est l'IPM Y :

$$\underline{X} \xrightarrow{d} Y \quad (4-1)$$

La propagation des incertitudes se formalise donc par la fonction p suivante :

$$\underline{T} \xrightarrow{p} \bar{Y} \quad (4-2)$$

où \underline{T} est le vecteur des tolérances affectées aux paramètres incertains.

Comme illustré sur la Figure 4-2, \bar{Y} est défini à partir de la densité de probabilité $P(Y)$ et du niveau de fiabilité r :

$$r = \int_{-\infty}^{\bar{Y}} P(Y) dY \quad \text{ou} \quad r = \text{Prob}(Y(\underline{X}) \leq \bar{Y}) \quad (4-3)$$

La méthode retenue pour la propagation d'incertitudes dépend du niveau de fiabilité à atteindre. En effet, si le niveau de fiabilité est proche de 1, les méthodes basées sur un échantillonnage ne sont pas efficaces car elles ne permettent pas de capter les queues de distribution avec un temps de calcul raisonnable. Il est alors nécessaire d'utiliser une approche pire-cas qui consiste à rechercher la configuration la plus critique, c'est-à-dire celle qui maximise l'IPM.

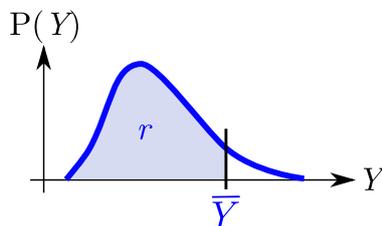


Figure 4-2. Définition de l'IPM \bar{Y} associé à un niveau de fiabilité r à partir de la densité de probabilité $P(Y)$.

Revenons désormais à la démarche de tolérancement (Figure 4-1). Si les procédés de mise en œuvre et les capacités associées sont figés, les domaines de variation et les distributions associées aux variables incertaines sont également figés. Dans ce cas une seule propagation d'incertitudes par configuration nominale est nécessaire. A l'inverse, si l'objectif est de choisir ou d'ajuster les procédés de mise en œuvre pour atteindre une performance mécanique cible limitée par une valeur admissible Y_{adm} , les tolérances admissibles deviennent des données de sortie de la démarche. S'il y a un seul paramètre incertain à tolérer, il suffit d'inverser la fonction p . Si l'on souhaite tolérer plusieurs paramètres incertains, une solution consiste à agréger le vecteur des tolérances \underline{T} en un paramètre scalaire T_g . Ceci peut se faire en définissant des pondérations à chaque tolérance. La fonction de tolérancement est alors définie par :

$$\bar{Y} \xrightarrow{p^{-1}} T_g \quad (4-4)$$

Comme illustré sur la Figure 4-3, nous proposons donc de construire une loi analytique de tolérancement à partir d'une régression sur quelques couples (T_g^j, \bar{Y}^j) obtenus avec autant de propagation d'incertitudes.

Les outils de propagation d'incertitudes utilisés dans ces travaux sont des méthodes génériques et classiques (Monte Carlo et Algorithme Génétique) dont les performances dépendent fortement des problèmes traités. Nous proposons donc dans les sections suivantes (4.2.2 à 4.2.5) une description de la mise en œuvre de ces outils sur un cas d'étude constitué d'un assemblage multi-fixations.

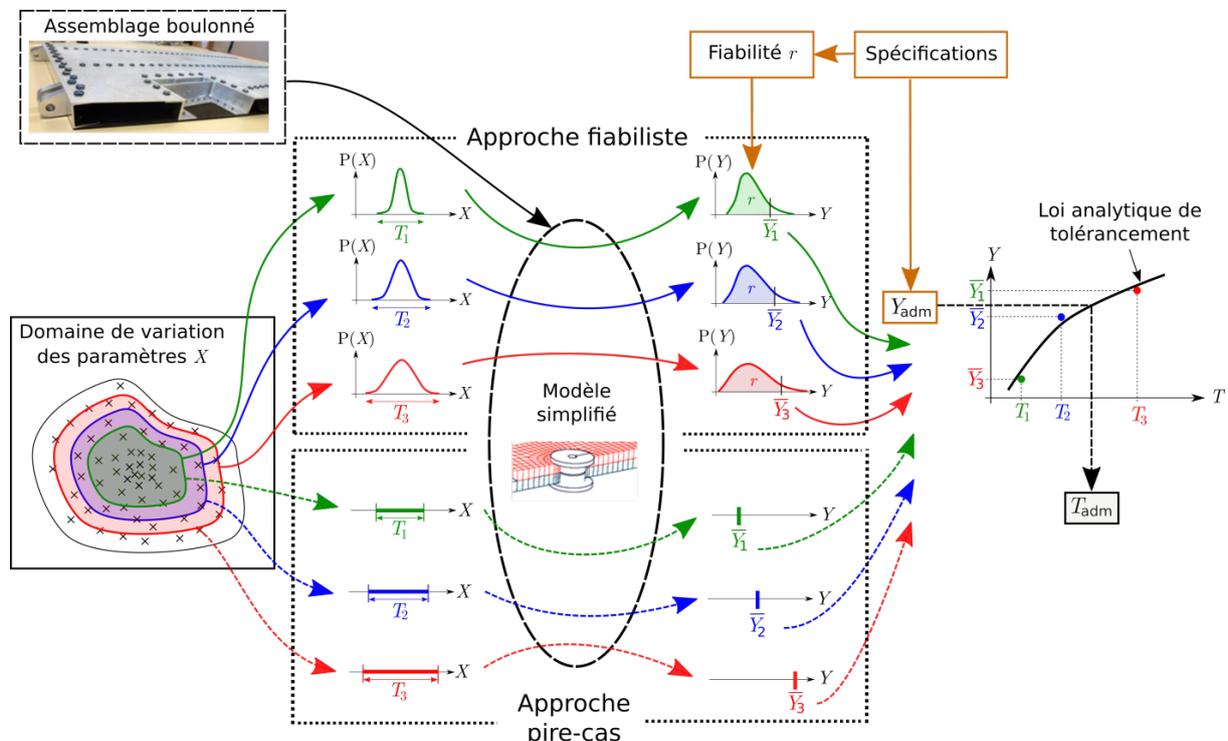


Figure 4-3. Principe de construction du modèle de tolérancement.

4.2.2 Cas d'étude

Le cas d'étude a été choisi afin d'être représentatif des assemblages réels en termes de comportement et d'effet des incertitudes. Il est constitué d'un assemblage simple recouvrement composite métal comportant 4 fixations. La géométrie de cet assemblage est donnée sur la Figure 4-4. La pièce composite est un stratifié carbone époxy constitué de pli pré-imprégné IMA/M21-12K d'épaisseur 0.184mm. La séquence de stratification est $[90/-45/0/+45/0/-45/0/+45/90_{0.5}]_s$. La seconde pièce est en alliage d'aluminium 7075. Les fixations sont des boulons avec des vis en alliage de titane et des écrous en acier. La précharge initiale appliquée est de 1850N. Les propriétés élastiques utilisées pour les simulations sont regroupées dans le Tableau 4-1.

Un modèle éléments finis de cet assemblage est créé dans le logiciel Abaqus en utilisant le modèle 2D $\frac{1}{2}$ présenté dans la Section 2.3. Les conditions limites sont imposées sur deux points de référence reliés rigidement sur les extrémités de chaque pièce comme représenté sur la Figure 4-5. Les rotations selon Z sont laissées libres sur ces deux points de référence. L'extrémité de la pièce en alliage d'aluminium est fixée tandis qu'un chargement de 30kN est appliqué sur la pièce composite. Les résultats expérimentaux montrent que ce chargement correspond à l'initiation du matage pour un assemblage sans défaut. Les points de référence utilisés pour introduire le chargement sont décalés de 2mm afin de générer une distribution non uniforme des charges entre les deux rangées de fixation et ainsi d'augmenter la pertinence du cas d'étude.

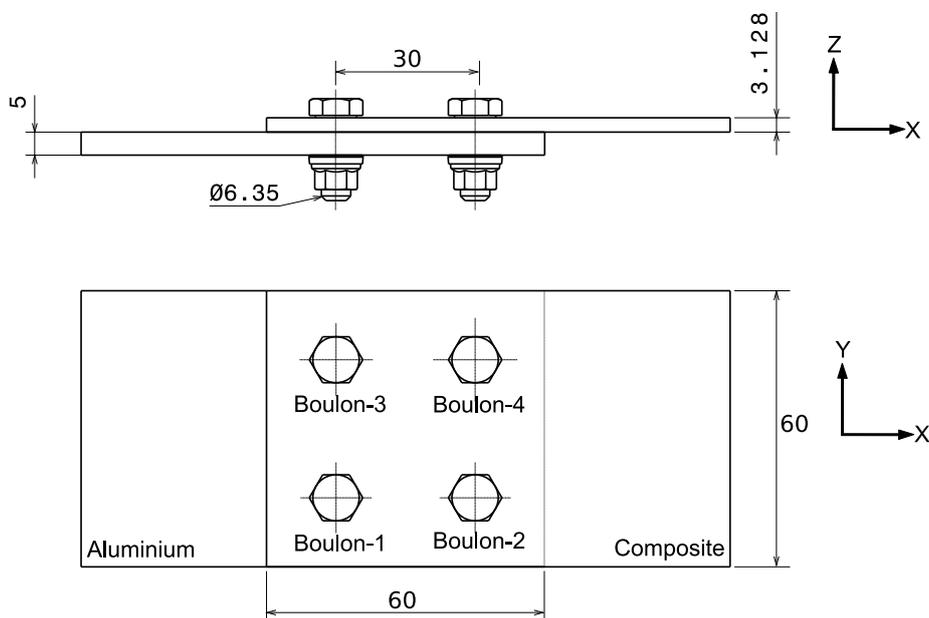


Figure 4-4. Géométrie de l'assemblage.

Pli unidirectionnel IMA/M21-12K	E_{11} (GPa)	E_{22} (GPa)	E_{33} (GPa)	G_{12} (GPa)	G_{13} (GPa)	G_{23} (GPa)	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}
	143	7.89	7.89	3.92	3.92	2.76	0.33	0.33	0.43
Alliage d'aluminium 7075	E (GPa)	ν							
	71.4	0.3							
Alliage de titane Ti-6Al-4V	E (GPa)	ν							
	110	0.3							
Acier	E (GPa)	ν							
	210	0.3							

Tableau 4-1. Propriétés élastiques des matériaux.

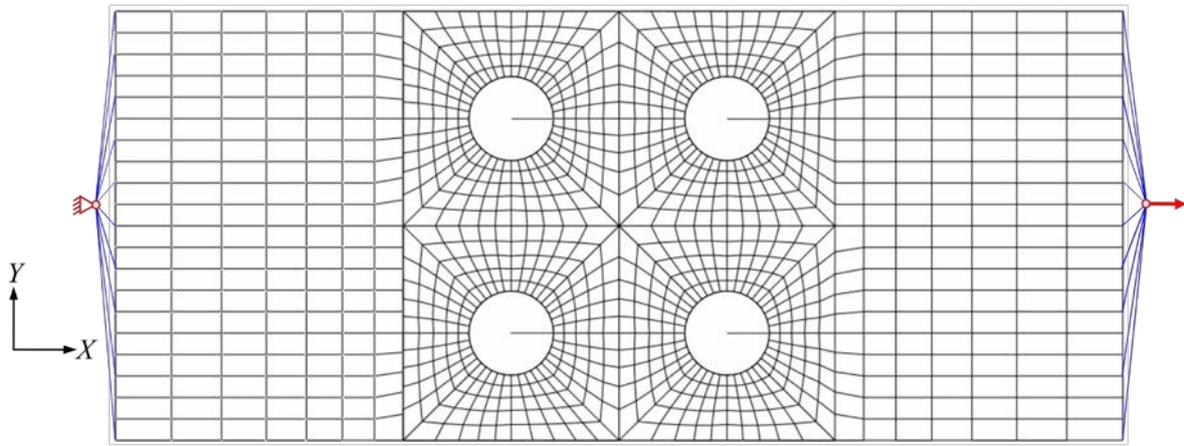


Figure 4-5. Modèle éléments finis de l'assemblage.

Pour le cas d'étude, les paramètres incertains seront les défauts de localisation. La définition de la zone de tolérance est conforme à la norme ISO (ISO 1101, 2012). Les défauts de forme et d'orientation sont négligés et la position des alésages est donc définie par le centre situé à l'intersection du plan de recouvrement et de l'axe de l'alésage. On note respectivement C_i et C'_i les centres de l'alésage numéroté i dans les configurations nominales et avec défaut. Le centre C'_i est obtenu par une translation de vecteur $\vec{t}_i = \overrightarrow{C_i C'_i}$ comme représenté sur la Figure 4-6. \vec{t}_i est défini dans le repère polaire (C_i, \vec{X}, \vec{Y}) par :

$$\vec{t}_i = \begin{cases} \theta_i = (\vec{X}, \vec{t}_i) \text{ avec } -\pi < \theta_i \leq \pi \\ t_i = \|\vec{t}_i\| \text{ avec } 0 < t_i \leq \frac{T}{2} \end{cases} \quad (4-5)$$

Afin de limiter le nombre de variables aléatoires, les défauts de localisation sont appliqués arbitrairement uniquement sur la pièce composite. En effet, tant que les défauts sont faibles par rapport aux dimensions nominales, l'effet des défauts ne dépend pas de leur répartition sur les différentes pièces. Dans ce cas d'étude, le nombre de variables aléatoires est donc de $2n$, n étant le nombre de fixations.

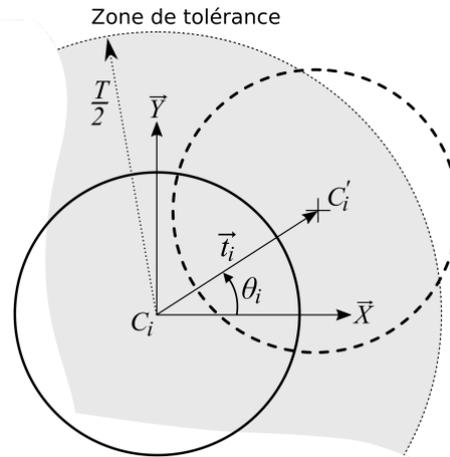


Figure 4-6. Paramétrage du défaut de localisation.

Les modèles éléments finis avec défauts sont générés automatiquement à partir du modèle sans défaut. Pour cela les nœuds situés sur le bord des alésages sont translétés de la valeur du défaut. Cette procédure permet également d'introduire une variation du jeu en réalisant cette fois une transformation homothétique. Notons que cette méthode, relativement simple à mettre en œuvre puisqu'elle ne nécessite pas de remaillage, est limitée aux valeurs de défaut faibles au regard de la taille de maille dans la direction radiale. Toutefois, pour des valeurs de défaut importantes, il serait nécessaire de déplacer les nœuds de plusieurs cercles autour de l'alésage.

Le dernier élément à définir pour notre cas d'étude est l'indicateur de performance mécanique (IPM). Comme on l'a vu au Chapitre 1, Section 1.4.2 (Figure 1-5 et Figure 1-16), un assemblage mécanique peut être sujet à différents modes de rupture. Parmi ces modes, certains peuvent être écartés en respectant des règles de conception élémentaires qui ont peu d'influence sur la masse et le coût des structures. Par ailleurs, on a vu dans la Section 1.4.2 que généralement le mode de rupture en traction était également écarté au bénéfice d'une dégradation par matage en choisissant des rapports diamètre sur espacement entre fixations voisins de 0.2. Ainsi, les modes de rupture sont le matage des pièces et la rupture en cisaillement et traction des fixations. Dans une première approche, ces deux modes de rupture peuvent être formulés par des critères à l'échelle des fixations en comparant la charge transmise par chaque fixation aux valeurs admissibles obtenues par essais. Nous avons donc choisi de construire l'IPM de l'assemblage à partir de la force maximale transmise par l'ensemble des fixations définie par :

$$F_{\max} = \sup_{i=1,n} (F_i) \quad (4-6)$$

Afin que l'IPM constitue un indicateur permettant d'interpréter l'effet des variabilités, nous choisissons de l'adimensionner à partir de la valeur prise dans la configuration nominale (sans défaut) notée F_{\max}^0 :

$$Y = \frac{F_{\max} - F_{\max}^0}{F_{\max}^0} \quad (4-7)$$

4.2.3 Approche pire-cas

Pour l'approche pire-cas, la relation (4.3) peut s'écrire simplement comme suit :

$$\bar{Y} = \max(Y(\underline{X})) \quad (4-8)$$

La recherche du pire-cas est donc un problème d'optimisation qui consiste à trouver le jeu de paramètres incertains qui maximise l'IPM.

4.2.3.1 Algorithme génétique

Le problème mécanique fait que la fonction $Y(\underline{X})$ comporte de nombreux minimums locaux. Par ailleurs, pour des assemblages à grands nombres de fixations le nombre d'inconnues peut devenir très important. Pour ce type de problème d'optimisation les Algorithmes Génétiques (AG) ont montré leur aptitude à résoudre le problème en limitant le nombre d'appels à la fonction directe et leur capacité à s'adapter à des problèmes très différents (Gomes et al., 2011; Narayana Naik et al., 2008). Les individus de l'AG sont définis par les paramètres incertains à tolérer. Dans notre cas d'étude, un individu comporte donc $2n$ gènes $(t_1, \theta_1, t_2, \theta_2, t_3, \theta_3, t_4, \theta_4)$ rassemblés dans 1 chromosome. Le choix des paramètres de l'AG (taille de la population initiale, probabilité de mutation, probabilité de croisement, nombre maximal de générations ...) conditionne la précision des solutions obtenues et le temps de calcul. Une étude paramétrique peut être conduite pour optimiser la performance de l'AG (Le Riche and Haftka, 1995). Cette étude est elle-même coûteuse en temps de calcul et exploitable que dans un domaine restreint. Nous avons donc préféré utiliser les recommandations issues de la littérature (Forouraghi, 2002; Le Riche and Haftka, 1995). Les paramètres retenus pour l'AG sont rassemblés dans le Tableau 4-2.

Taille de la population initiale	Nombre maximal de générations	Méthode de sélection	Probabilité de croisement	Probabilité de mutation
100	15	Tournoi	0.85	0.01

Tableau 4-2. Paramètres de l'AG.

Le code open source DEAP développé par Fortin et al. (Fortin et al., 2012) a été intégré dans le script Python utilisé pour la génération et le post-traitement des modèles éléments finis avec défaut. Une étude de convergence a été réalisée sur le cas d'étude en lançant 3 fois l'AG en raison de son caractère stochastique. La valeur de l'intervalle de tolérance est de $T = 0.1\text{mm}$. La Figure 4-7 montre l'évolution de \bar{Y} en fonction du nombre de générations. On remarque une stabilisation entre la 6^{ème} et 7^{ème} génération. Contenu de la complexité du problème et notamment des couplages entre les inconnus, on peut considérer que les 3 courbes sont relativement similaires et l'écart entre les solutions optimales faibles (inférieur à 3% en relatif). Ce résultat confirme le choix et les paramètres de l'AG.

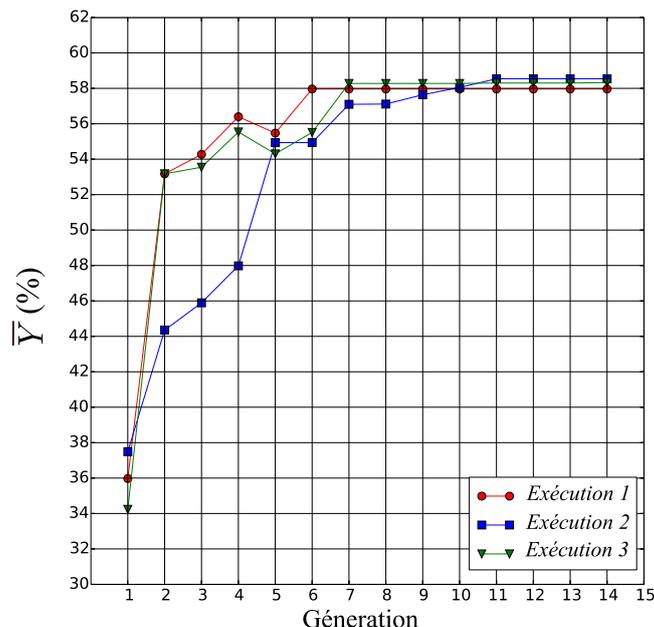


Figure 4-7. Evolution de \bar{Y} en fonction du nombre de génération.

4.2.3.2 Analyse des solutions pire-cas

Tout d'abord, on remarque qu'un défaut de localisation relativement faible ($T = 0.1\text{mm}$) conduit à un accroissement de près de 30% de l'IPM. Les 3 solutions pire-cas obtenues avec les 3 lancements de l'AG présentent des similarités en termes d'orientation des défauts. La Figure 4-8 présente la répartition des défauts de localisation et des efforts obtenus sur une solution pire-cas. Tout d'abord, on remarque que les défauts prennent la valeur maximale ($T/2 = 0.05\text{mm}$) sur les 4 alésages. Ensuite, l'orientation du défaut sur la fixation la plus chargée est opposée aux 3 autres. De cette manière le chargement sur les fixations 1, 2 et 4 est retardé au maximum. Ce constat est confirmé par la Figure 4-9 sur laquelle est tracée l'évolution des forces transmises par chaque fixation en fonction du chargement global. Ce type d'analyse peut permettre de déterminer le pire-cas sans un algorithme d'optimisation ou de réduire l'espace de variation des paramètres incertains. Cependant, trouver le pire-cas intuitivement dans le cas d'assemblages avec une géométrie et un chargement complexe en présence d'un grand nombre de fixations n'est pas envisageable.

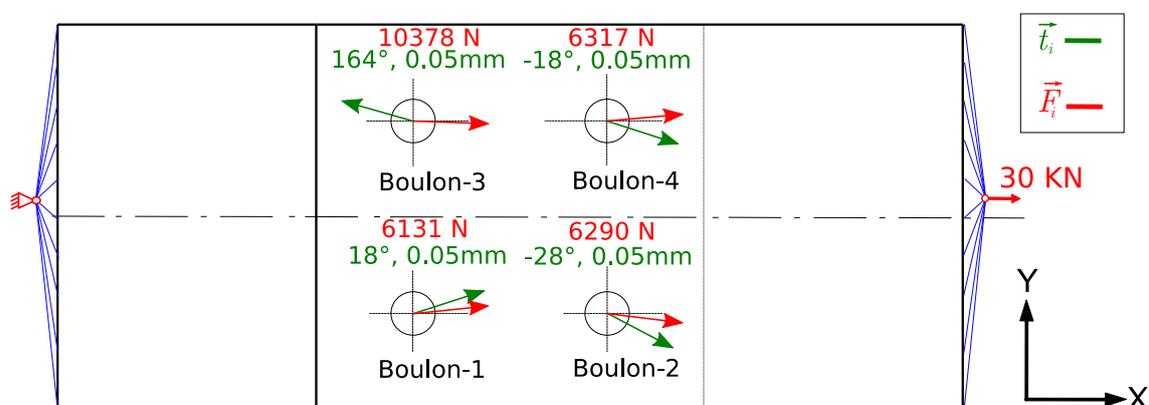


Figure 4-8. Répartition des défauts de localisation et des efforts obtenus sur une solution pire-cas.

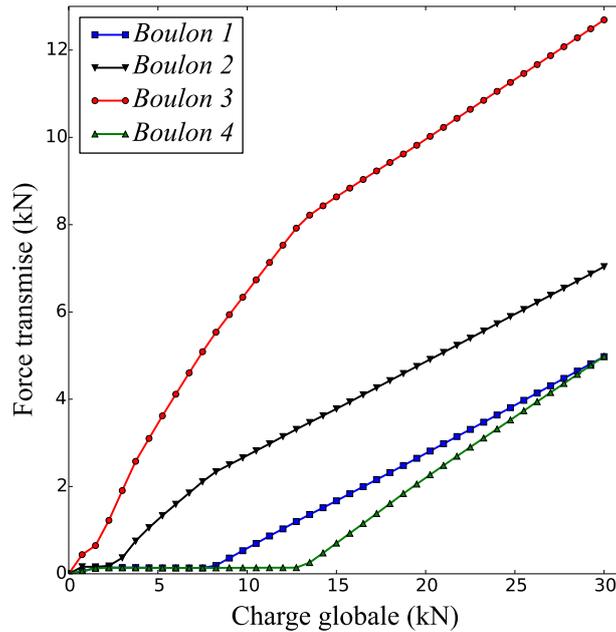


Figure 4-9. Evolution des forces transmises par chaque fixation en fonction de la charge globale.

4.2.4 Approche fiabiliste

L'approche fiabiliste repose sur l'estimation de la valeur de l'IPM \bar{Y} qui sépare la distribution de ce même IPM $Y(\underline{X})$ en une population représentant la proportion $(1-r)$ des configurations à faible IPM et une population représentant la proportion r des configurations à fort IPM (Figure 4-2). Dans l'absolu, la détermination de \bar{Y} ne nécessite pas la détermination de la distribution de Y puisqu'il s'agit en fait d'un problème de séparation ou de classification et non d'un problème de propagation de distributions d'entrée vers une distribution de sortie.

Des méthodes ont ainsi été développées pour réaliser cette séparation et minimiser le nombre d'appels de la fonction directe et donc le temps de calcul. Les méthodes les plus efficaces sont les méthodes dites AK (Gayton, 2012). Elles reposent sur un apprentissage itératif. Un méta-modèle de type krigeage de la fonction seuil (critère de tenue mécanique associé à l'IPM par exemple) est construit à partir d'un nombre limité de points issus d'un échantillonnage large (défini chacun par un jeu de paramètres incertains). A chaque itération, le méta-modèle est ré-identifié en ajoutant un point. L'efficacité de la méthode repose sur le choix de ce point. En utilisant une propriété des méta-modèles de type krigeage permettant d'estimer la probabilité de mal classer un point, on enrichit le méta-modèle autour des valeurs proches de zéro de la fonction seuil. Ainsi le méta-modèle sépare très bien les points de l'échantillonnage même s'il n'est pas précis sur tout le domaine de variation des paramètres incertains. Les méthodes AK peuvent être utilisées pour déterminer la fiabilité d'une conception vis-à-vis d'un critère de tenue mécanique. En général la fiabilité est une donnée d'entrée, il est donc nécessaire dans un processus itératif de réajuster la conception et de réaliser une nouvelle séparation jusqu'à atteindre la fiabilité visée.

Les méthodes élémentaires consistent à réaliser la propagation de distributions d'entrée vers une distribution de sortie. Un échantillonnage de la population est réalisé en respectant les distributions des paramètres incertains d'entrée. Le calcul direct sur l'ensemble de ces points est lancé permettant d'établir une distribution approximative du paramètre incertain de sortie, l'IPM Y par exemple. Ces méthodes sont plus coûteuses en temps de calcul car elles donnent de l'information non utile comme la forme de la distribution loin de la valeur séparatrice \bar{Y} . Toutefois des méthodes d'échantillonnage plus pertinentes qu'un simple tirage aléatoire permettent de réduire la taille de l'échantillon en s'assurant de la faible discrédance¹. Par ailleurs, ce type de méthode est parallélisable. L'obtention de la distribution de sortie permet d'estimer soit le niveau de fiabilité associé à un admissible Y_{adm} , soit l'IPM \bar{Y} associé à un niveau de fiabilité, ce que ne peuvent pas faire directement les méthodes AK. De plus, la comparaison des distributions d'entrée et de sortie permet d'analyser l'effet des variabilités sur le comportement mécanique de la structure étudiée. Pour ces raisons, dans les travaux présentés ici nous avons opté pour une méthode de propagation de distributions d'entrée vers une distribution de sortie. Nous reviendrons dans le dernier Chapitre de ce manuscrit sur l'utilisation de méthodes plus efficaces en terme de temps de calcul.

4.2.4.1 Méthode d'échantillonnage

Un bon échantillonnage doit remplir « au mieux » le domaine de variation des paramètres incertains. Il s'agit d'obtenir un remplissage homogène sans trou et sans regroupement tout en gardant un caractère aléatoire pour ne pas introduire de biais. Mathématiquement l'indicateur généralement utilisé est la discrédance. Une méthode d'échantillonnage donnant une faible discrédance nécessitera moins de points pour obtenir une bonne approximation de la distribution de sortie. Différentes méthodes ont été proposées dans la littérature : celles dites Quasi Monte Carlo (QMC) comme Niederreiter, Halton et Sobol et les Hypercubes Latins basés sur un découpage du domaine.

Il n'existe pas de démarche générique de sélection de la méthode d'échantillonnage *a priori*. Nous avons donc opté pour une méthode d'échantillonnage de type QMC basée sur une séquence de Sobol car celle-ci était disponible en Open Source codé en Python et donc facilement interfaçable avec Abaqus. La Figure 4-10. représente un exemple d'un échantillonnage de 1000 points d'un défaut de localisation de tolérance $T = 0.1\text{mm}$ dont la distribution est uniforme.

Une étude de convergence a été réalisée avec un échantillonnage comportant au maximum 5000 points ce qui correspond à un coefficient de variance proche de 5% pour une probabilité de défaillance de 0.1. L'analyse de la convergence est essentielle pour maîtriser le compromis temps de calcul précision. n étant le nombre de points, la convergence est évaluée en calculant l'écart relatif $\Delta\bar{Y}$ entre la valeur $\bar{Y}(n)$ et la valeur $\bar{Y}(n = 5000)$:

$$\Delta\bar{Y} = \frac{\bar{Y}(n) - \bar{Y}(n = 5000)}{\bar{Y}(n = 5000)} \quad (4-9)$$

1. Discrédance : décrit la déviation d'une situation considérée comme régulière.

La Figure 4-11 montre l'évolution de $\Delta\bar{Y}$ en fonction du nombre de points de l'échantillon pour une distribution uniforme et une fiabilité de 0.9. A partir de 1000 points, la variation de $\bar{Y}(n)$ ne dépasse pas 2%. Pour autant, la convergence étant dépendante du problème (configuration d'assemblage, paramètres incertains et distributions associées), on ne peut pas définir *a priori* le nombre de points de l'échantillon. La comparaison d'au moins deux échantillons (de 500 et 1000 points par exemple) semble le minimum pour avoir confiance dans les résultats.

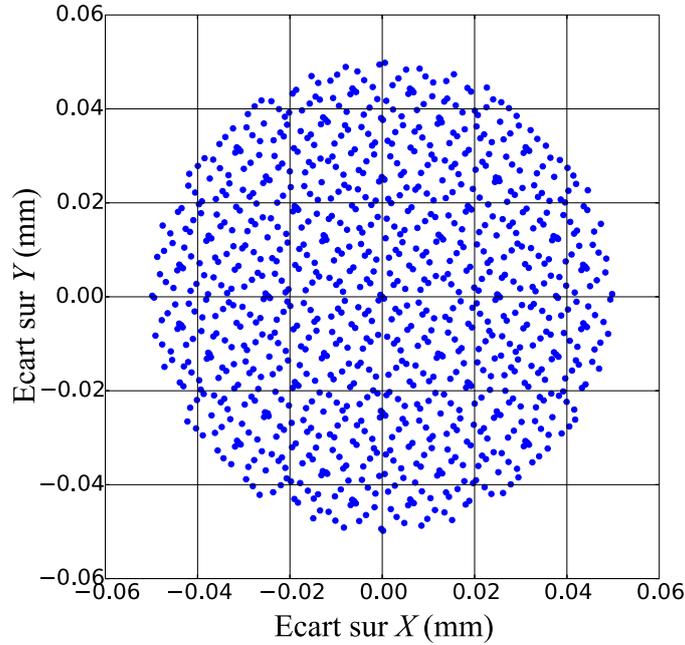


Figure 4-10. Echantillonnage de 1000 points d'un défaut de localisation de tolérance 0.1mm dont la distribution est uniforme.

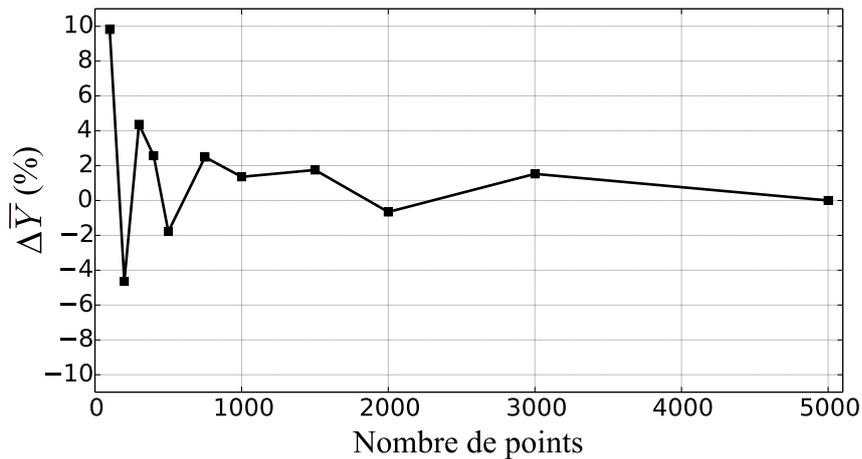


Figure 4-11. Evolution de l'écart relatif $\Delta\bar{Y}$ en fonction du nombre de points de l'échantillon pour une fiabilité de 0.9.

4.2.4.2 Résultats de la propagation d'incertitudes

Les résultats de la propagation d'incertitudes pour le cas d'étude et un défaut de localisation d'intervalle de tolérance $T = 0.1\text{mm}$ et une distribution uniforme sont présentés sur la Figure 4-12 en termes de densité et de cumul de probabilité.

On remarque tout d'abord que les défauts de localisation ont un effet important puisque pour 25% des configurations l'IPM augmente de plus de 10%. D'un autre côté, 10% des configurations conduisent à un IPM plus faible que dans la configuration nominale (sans défaut). Ceci s'explique par le fait que dans la configuration nominale, la répartition des charges entre les fixations n'est pas uniforme principalement en raison de l'excentration du point d'application de la charge. Les défauts de localisation engendrant une modification de cette répartition, il existe des configurations où cette modification tend vers une meilleure distribution des charges entre fixations. Malgré la présence d'une seule source d'incertitudes avec une distribution uniforme, l'écart entre la valeur maximale de l'IPM trouvée avec l'approche pire-cas (autour de 29-30%) et celle trouvée avec l'approche fiabiliste (autour de 25-26%), montre l'intérêt de s'appuyer sur l'une ou l'autre approche selon le niveau de fiabilité visé.

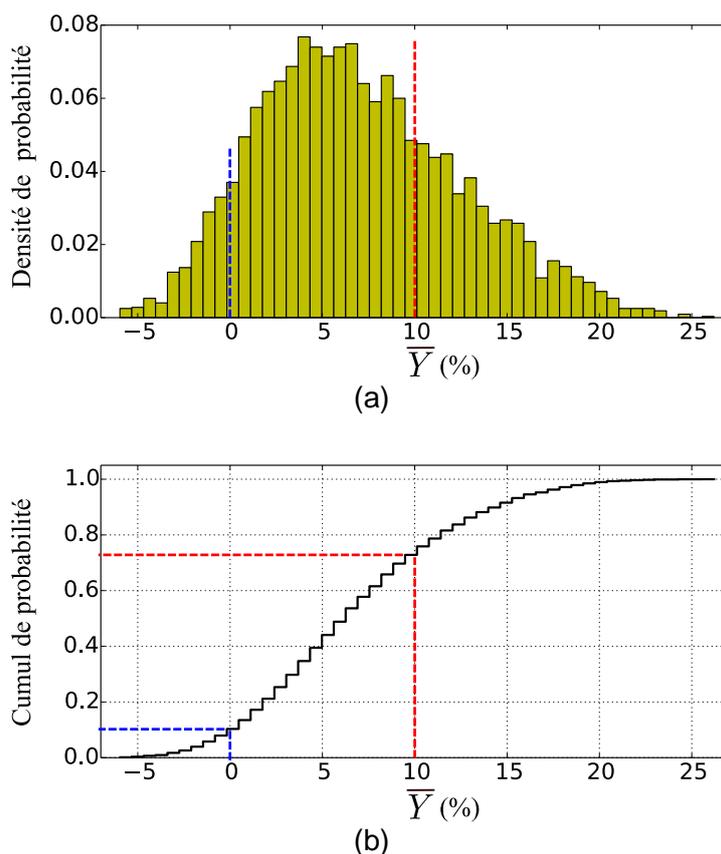


Figure 4-12. Résultats de la propagation d'incertitudes d'un défaut de localisation sur l'IPM Y avec un échantillonnage QMC de 5000 points et $T = 0.1\text{mm}$, (a) densité de probabilité, (b) cumul de probabilité.

4.2.5 Loi analytique de tolérancement

Comme évoqué dans la Section 4.2.1, si l'objectif est de choisir ou d'ajuster les procédés de mise en œuvre pour atteindre une performance mécanique cible, les tolérances admissibles deviennent des données de sortie de la démarche. Pour déterminer ces tolérances admissibles il est nécessaire d'inverser la fonction p reliant les tolérances et la performance mécanique (cf. relation (4.4)). Il s'agit pour cela de construire une loi analytique de tolérancement à partir d'une régression sur quelques couples (T_g^j, \bar{Y}^j) obtenue avec autant de propagation d'incertitudes (cf. Figure 4-3).

Illustrons cette construction sur le cas d'étude en réalisant les propagations d'incertitudes pour 3 valeurs de tolérance du défaut de localisation : 0.1mm, 0.2mm et 0.3mm. L'approche fiabiliste permet d'extraire les valeurs de \bar{Y} pour différentes valeurs de fiabilité r , tandis que l'approche pire-cas donne la valeur de \bar{Y} pour $r = 1$. La Figure 4-13 rassemble les points ainsi obtenus. Pour chaque niveau de fiabilité, la relation entre T et \bar{Y} apparait proportionnelle. Notons que par définition, le défaut de localisation étant la seule source de variabilité, \bar{Y} vaut 0 pour $T = 0$. Dans ce cas élémentaire, un paramètre par niveau de fiabilité, le coefficient de proportionnalité, permet de définir la loi analytique de tolérancement.

L'application des outils de propagation d'incertitudes et la construction de la loi analytique de tolérancement sur ce cas d'étude ont permis de vérifier la faisabilité de la démarche et d'établir les précautions à prendre pour obtenir des résultats fiables. Dans la Section suivante, la démarche est appliquée sur deux exemples représentatifs des problématiques industrielles avec notamment la prise en compte de plusieurs sources de variabilités.

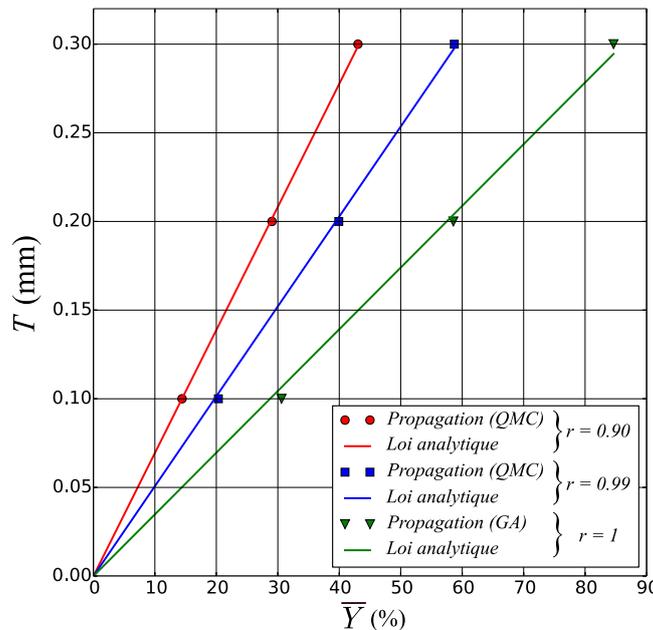


Figure 4-13. Couples (T^j, \bar{Y}^j) obtenus pour 3 valeurs de tolérance et 3 valeurs de fiabilité et lois analytiques associées.

4.3 Applications

4.3.1 Conception d'un assemblage multi-fixations en contexte incertain

On propose ici d'étendre l'analyse sur le cas d'étude constitué d'un assemblage simple recouvrement composite métal comportant 4 fixations sur lequel s'est appuyée la Section 4.2 en prenant en compte d'autres sources de variabilités influentes pour les assemblages multi-fixations en plus des défauts de localisation des alésages. On introduit donc ici la variabilité sur les jeux entre alésages et fûts de fixation. Comme pour les défauts de localisation, cette variabilité impacte directement la répartition des charges entre les fixations. On introduit également la variabilité sur la précharge axiale des fixations. En effet, on a vu dans le Chapitre 1 le rôle qu'avait la précharge sur la répartition entre transfert de charge par adhérence et par contact, mais également la dispersion qu'il pouvait exister sur la précharge installée notamment lors d'un serrage au couple. Les variabilités sur ces deux paramètres, jeu alésage - fût et précharge, sont liées aux contraintes de mise en œuvre (outillage de perçage, usure d'outils coupants, outillage et procédure de montage des fixations). Dans cette étude elles seront considérées imposées et figées. L'objectif est donc le tolérancement des défauts de localisation en considérant les variabilités sur les jeux et la précharge fixées.

4.3.1.1 Domaines de variation et distributions des paramètres incertains fixés

Le jeu entre alésages et fûts de fixation permet de garantir le montage de l'ensemble des fixations sans déformer ou détériorer les pièces. Ainsi, le jeu radial cumulé entre chaque pièce et le fût de la fixation doit être supérieur à la tolérance sur les défauts de localisation. On obtient donc une valeur minimale du jeu radial cumulé $c_{\min} = T/2$. Par définition, l'intervalle de tolérance sur le jeu radial cumulé est la somme des tolérances sur les alésages des deux pièces et le diamètre du fut. Ces tolérances sont définies par des classes de qualité cohérentes vis-à-vis des capacités de mise en œuvre. A partir des pratiques industrielles, nous avons choisi une qualité 8 pour l'alésage métallique et une qualité 11 pour l'alésage composite. Pour un diamètre de fixation de 6.35mm, ces qualités correspondent respectivement à des intervalles de tolérance de 22 μ m et 90 μ m. Concernant la fixation, la fiche technique NAS donne un intervalle de tolérance de 12 μ m. Au final on obtient un cumul de tolérances diamétrales de 124 μ m, ce qui donne une valeur maximale du jeu radial cumulé $c_{\max} = T/2 + 62\mu\text{m}$.

Concernant la précharge axiale des fixations, on a vu dans la Section 1.3.2 que la valeur maximale de la précharge est pilotée par la tenue à l'écrasement hors-plan des matériaux assemblés et l'effet des contraintes introduites lors du serrage sur les éventuels endommagements générés sous charge. Peu d'analyses et de données sont disponibles à ce sujet. On s'appuiera donc sur les préconisations utilisées par les constructeurs aéronautiques comme Boeing consistant à prendre pour les assemblages composites des couples de serrage égaux à 50% à ceux utilisés pour les assemblages métalliques (Zhao, 2002). Pour une fixation de diamètre 6.35mm, cela conduit à une valeur maximale $p_{\max} = 6000\text{ N}$. La valeur minimale est quant à elle induite par l'incertitude liée au moyen de serrage et aux phénomènes de relaxation particulièrement importants pour les matériaux composites (Section 1.3.2, Figure 1-7). A partir de la

littérature (Caccese et al., 2004, 2009b; Godin et al., 2015), nous choisissons une valeur minimale $p_{\min} = 3000 N$.

Les domaines de variation sont difficiles à estimer mais c'est encore davantage le cas pour la forme des distributions. Ce travail ne visant pas à développer des méthodes de caractérisation des variabilités, nous avons donc choisi arbitrairement des distributions normales pour l'ensemble des paramètres incertains : jeux, défauts de localisation et précharges axiales. Ces distributions sont tronquées à 3 fois l'écart-type de part et d'autre de la valeur moyenne pour représenter les limites physiques des paramètres incertains. Les valeurs de troncatures correspondent alors aux domaines de variation.

4.3.1.2 Résultats de la propagation des incertitudes

Le nombre de points pour l'échantillonnage de l'approche fiabiliste est de 2000. 3 valeurs de tolérance pour le défaut de localisation en plus du cas sans défaut de localisation sont considérées : 0.1mm, 0.2mm et 0.3mm. Ceci conduit à réaliser 4 propagations des distributions d'entrée. L'approche pire-cas a également été réalisée pour ces 4 valeurs.

Les résultats sont regroupés sur la Figure 4-14. On remarque tout d'abord que l'IPM atteint environ 20% lorsque les incertitudes sont introduites uniquement sur le jeu et la précharge axiale (pas de défaut de localisation). La solution pire-cas est atteinte lorsque le jeu est minimal ($c_{\min} = 0$ pour $T = 0$) pour la fixation la plus chargée et maximal ($c_{\max} = 62\mu\text{m}$ pour $T = 0$) pour les 3 autres. Le jeu a ainsi un effet similaire aux défauts de localisation. La précharge axiale a un effet plus limité vu la proportion relativement faible du chargement transmis par adhérence. De plus, l'effet est global : c'est la somme des précharges qui est influente. Plus celle-ci est importante, moins les fixations sont chargées, ce qui conduit à une chute de l'IPM.

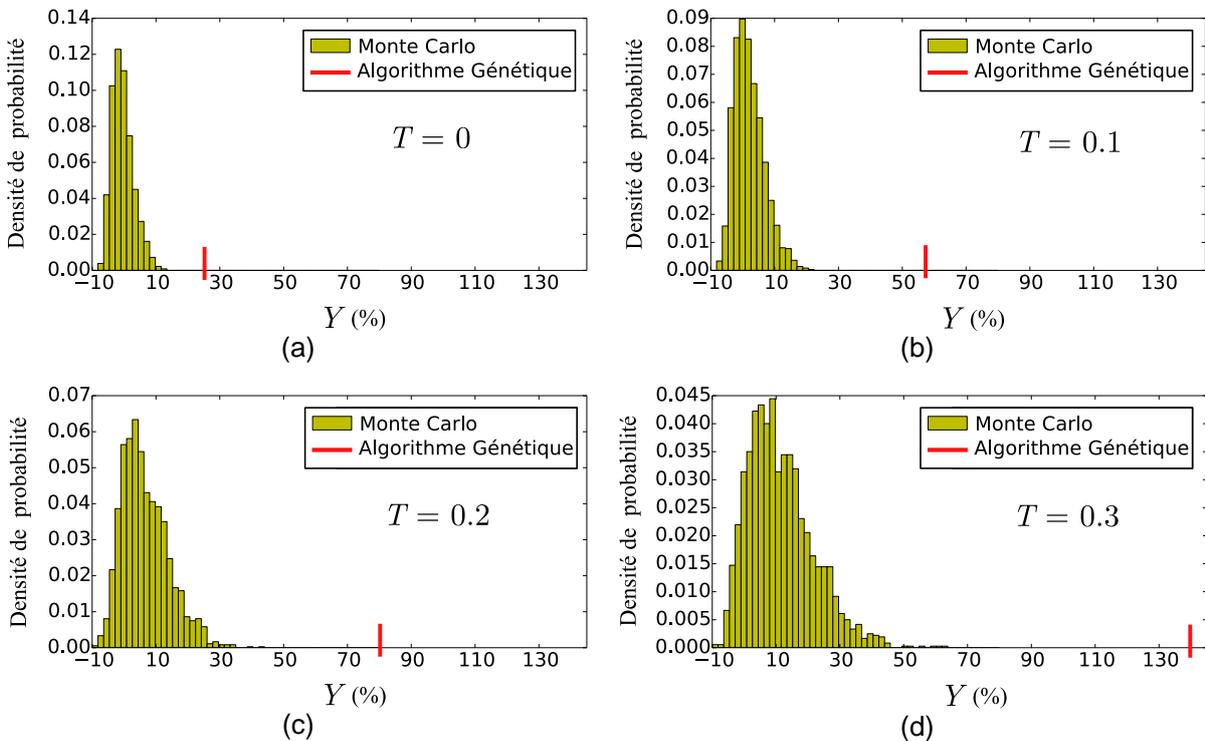


Figure 4-14. Résultats de la propagation d'incertitudes pour les approches fiabiliste et pire-cas. (a) $T = 0$, (b) $T = 0.1\text{mm}$, (c) $T = 0.2\text{mm}$, (d) $T = 0.3\text{mm}$.

4.3.1.3 Identification de la loi analytique de tolérancement

La Figure 4-15 rassemble les couples (T^j, \bar{Y}^j) extraits des propagations d'incertitudes pour différentes valeurs de fiabilités. La relation entre l'IPM et la tolérance du défaut de localisation apparaît non linéaire. Une fonction logarithmique à deux paramètres convient pour la loi analytique de tolérancement :

$$T = a_r \text{Ln}(\bar{Y}) + b_r \quad (4-10)$$

L'écart entre la réponse pour une fiabilité de 99% et de 100% est très important et plus marqué que dans le cas d'étude traité dans la Section 4.2.5. Ce changement s'explique par l'augmentation des sources de dispersion mais surtout par la forme des distributions : loi normale dans le cas présent et uniforme dans le cas traité en Section 4.2.5. En effet, l'utilisation de lois normales en entrée allonge mécaniquement les queues de distribution du paramètre de sortie. Cette observation justifie l'utilisation d'une approche pire-cas pour les fiabilités proches de 1 car le nombre de points de l'échantillon devrait être bien trop grand pour obtenir un résultat précis avec l'approche fiabiliste.

D'un point de vue industriel, la Figure 4-15 permet de quantifier la marge qu'il faut consacrer lors du dimensionnement pour absorber l'effet des variabilités considérées. Par exemple, pour passer d'une gamme basée sur le contre-perçage (T voisin de 0.02mm) à une gamme basée sur l'interchangeabilité (T voisin de 0.1mm), il faut que la marge absorbe une augmentation de Y d'un facteur 1.18 à 1.22 pour une fiabilité de 0.99, et de 1.32 à 1.5 pour une fiabilité de 1.

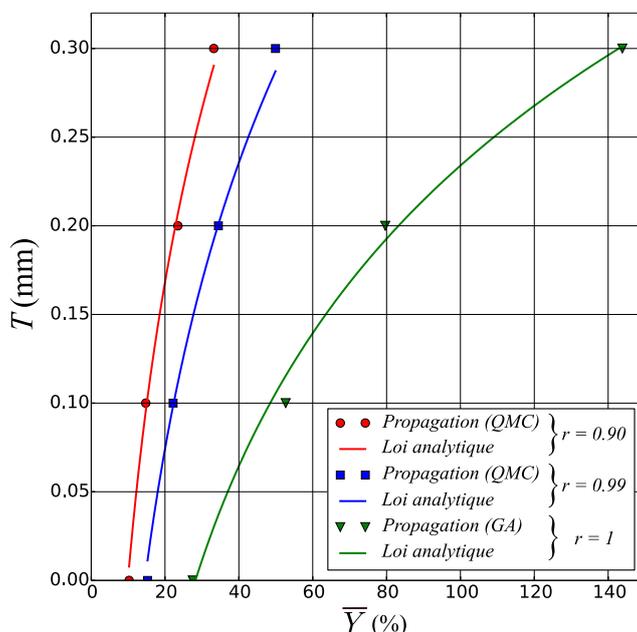


Figure 4-15. Couples (T^j, \bar{Y}^j) obtenus pour 3 valeurs de tolérance et 3 valeurs de fiabilité et lois analytiques associées.

4.3.2 Conception d'un assemblage hybride en contexte incertain

On propose ici d'appliquer la démarche de tolérancement fiabiliste à la conception d'un assemblage hybride boulonné collé. L'objectif est de tolérer l'épaisseur du joint. Les résultats présentés ci-après concernent la configuration étudiée dans le Chapitre 2 (Section 2.2.3 et 2.2.4). Il s'agit d'un assemblage composite aluminium en configuration double recouvrement sollicité uni-axialement et comportant une fixation en titane et un joint collé constitué d'un adhésif structural souple 3M 2216. Pour cette application, l'indicateur de performance mécanique Y est défini par la perte relative de résistance spécifique λ (rapport entre la résistance de l'assemblage et celle de la pièce composite) :

$$Y = \frac{\lambda^0 - \lambda}{\lambda^0} \quad (4-11)$$

où λ^0 est la résistance spécifique dans la configuration nominale.

La performance industrielle globale doit également tenir compte de la masse de l'assemblage et de son coût de mise en œuvre. Le modèle analytique proposé dans le Chapitre 2 (Section 2.2.1.3 et 2.2.4.2) est tout d'abord utilisé pour définir une configuration nominale optimale. Au vu de la masse et du coût brut en matières premières engendrés par la longueur de recouvrement et l'épaisseur du joint d'une part, et des courbes d'influence de la Figure 2-20 d'autre part, la configuration nominale optimale est choisie avec une longueur de recouvrement de 60mm, une épaisseur du joint de 0.5mm et un rapport diamètre de fixation sur largeur de 0.32.

4.3.2.1 Domaines de variation et distributions des paramètres incertains

Aux vues des résultats expérimentaux, des variabilités sont introduites sur 4 paramètres : l'épaisseur du joint de colle, le module de l'adhésif, la limite élastique de l'adhésif et la raideur sécante de la fixation. Ce travail ne visant pas à développer des méthodes de caractérisation des variabilités, celles-ci sont arbitrairement définies sous la forme de distributions normales. L'écart-type relatif σ_p est fixé à 10% de la valeur nominale sur l'ensemble des paramètres à l'exception de l'épaisseur du joint de colle. Cette valeur est fixée qualitativement aux vues des résultats expérimentaux que l'on peut trouver dans la littérature pour le module, la limite élastique de l'adhésif (Bresson, 2011) et la raideur sécante de la fixation (Bois et al., 2013b).

4.3.2.2 Résultats de la propagation des incertitudes

La propagation de l'incertitude sur l'épaisseur du joint est faite pour des écarts-types σ_e de 2.5%, 5%, 10% et 20% en réalisant un tirage aléatoire de 1000 points pour chaque valeur d'écart-type. Notons que l'utilisation d'un modèle semi-analytique permet d'augmenter la taille de l'échantillonnage pour atteindre les fiabilités élevées tout en gardant un temps de calcul raisonnable. Ainsi, pour cette application, l'approche pire-cas n'a pas été employée.

La Figure 4-16 représente les densités de probabilité de la résistance spécifique obtenues. A partir de ces densités, on peut tracer les probabilités cumulées de rupture pour chaque valeur d'écart-type (Figure 4-17). On remarque que la performance mécanique est améliorée pour une proportion importante des échantillons. Cette proportion est même voisine de 50% pour l'écart-type sur l'épaisseur du joint le plus faible. Ceci montre que la configuration nominale n'est pas tout fait la configuration optimale vis-à-vis des paramètres sur lesquels nous avons introduit de la variabilité.

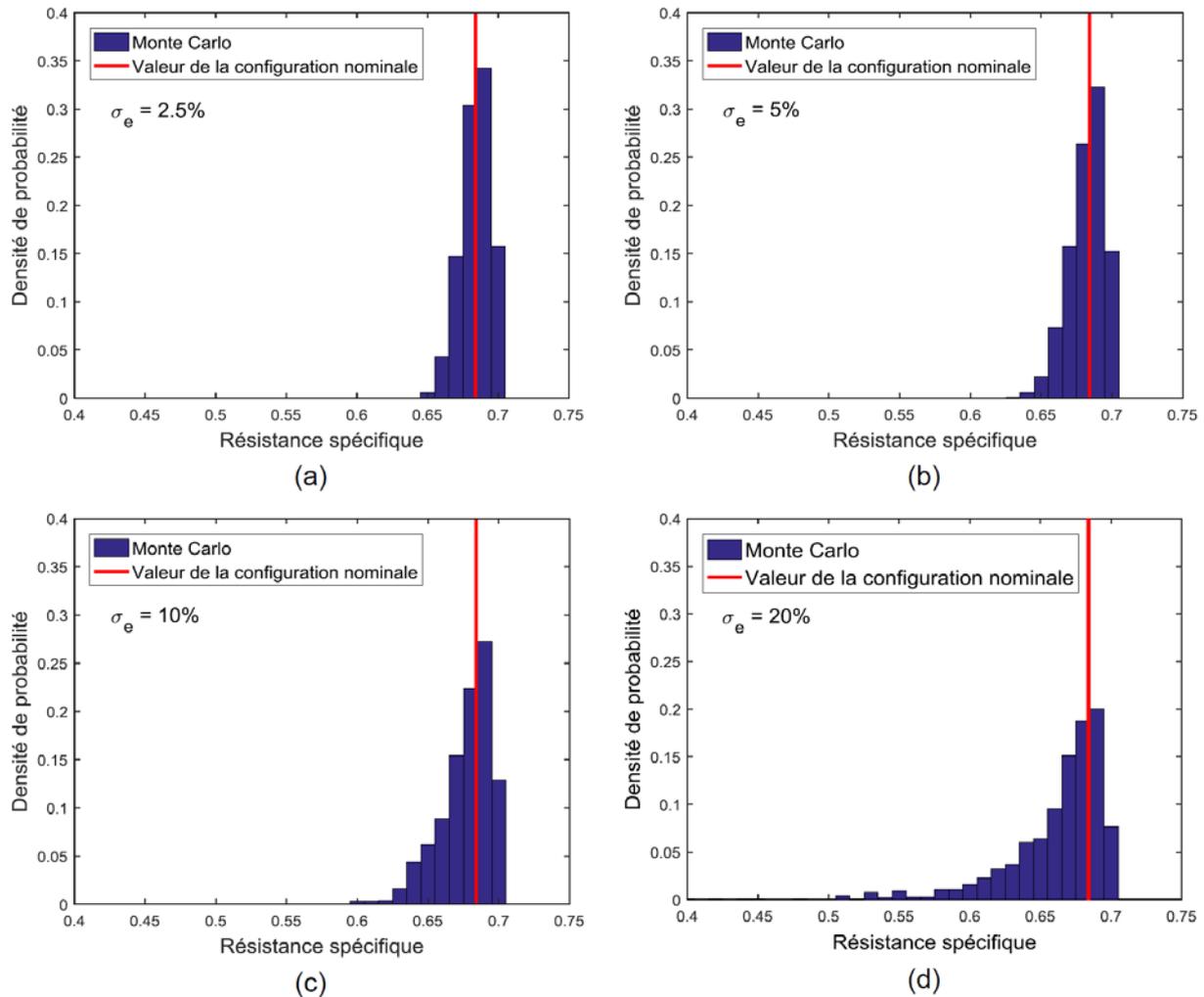


Figure 4-16. Résultats de la propagation d'incertitudes. (a) $\sigma_e = 2.5\%$, (b) $\sigma_e = 5\%$, (c) $\sigma_e = 10\%$, (d) $\sigma_e = 20\%$ (écart-type $\sigma_p = 10\%$ sur le module de l'adhésif, la limite élastique de l'adhésif et la raideur sécante de la fixation).

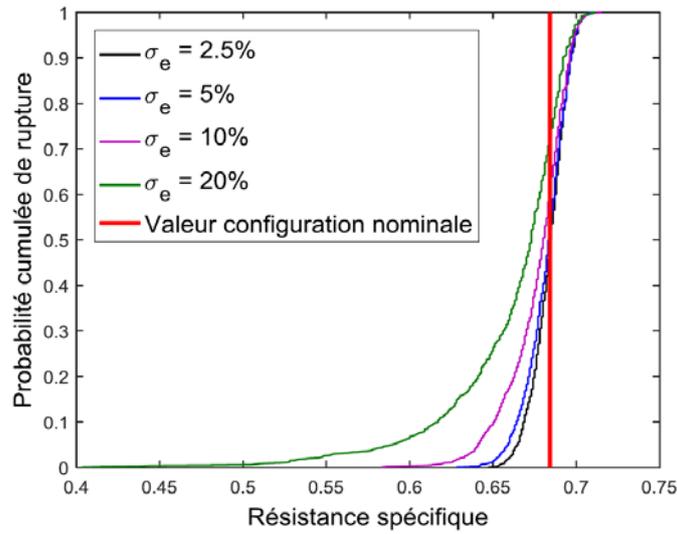


Figure 4-17. Probabilités cumulées de rupture pour les différentes valeurs d'écart-type sur l'épaisseur du joint (écart-type de 10% sur le module de l'adhésif, la limite élastique de l'adhésif et la raideur sécante de la fixation).

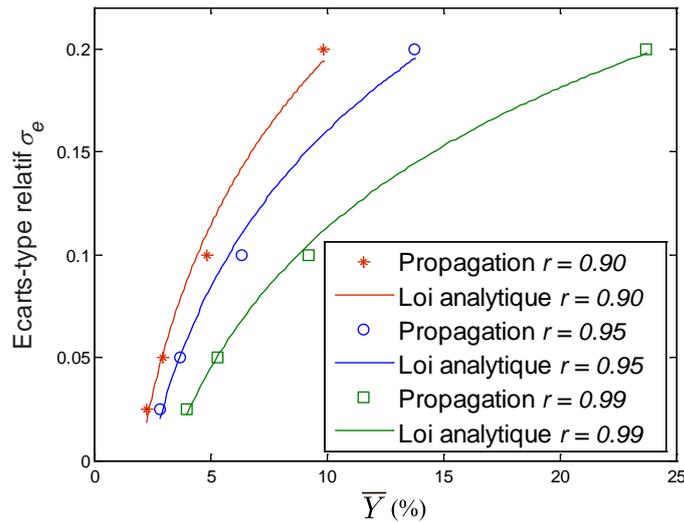


Figure 4-18. Couples (σ_e^j, \bar{Y}^j) obtenus pour 4 valeurs d'écart-type sur l'épaisseur du joint et 3 valeurs de fiabilité et lois analytiques associées.

4.3.2.3 Identification de la loi analytique de tolérancement et exploitation

Les résultats de la propagation d'incertitude permettent d'extraire pour chaque niveau de fiabilité visé les couples (σ_e^j, \bar{Y}^j) . La Figure 4-18 montre les points ainsi obtenus mais également les lois analytiques interpolées par la méthode des moindres carrés. Comme pour l'application sur l'assemblage à 4 fixations, une loi logarithmique convient parfaitement :

$$\sigma_e = a_r \text{Ln}(\bar{Y}) + b_r \quad (4-12)$$

La variabilité étant introduite sur 4 paramètres, comme attendu, la perte de performance ne tend pas vers 0 lorsque l'écart-type sur l'épaisseur du joint tend vers 0.

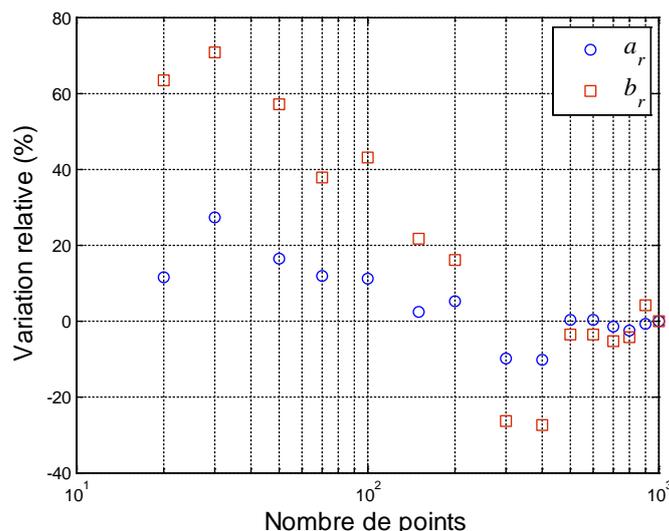


Figure 4-19. Evolution des paramètres de la loi analytique en fonction du nombre de points du tirage aléatoire pour une fiabilité $r = 0.9$.

Pour observer l'influence du nombre de points n du tirage aléatoire sur la loi analytique, l'évolution de a_r et b_r en fonction n est tracée sur la Figure 4-19 pour une fiabilité $r = 0.9$. On remarque une stabilisation des paramètres de la loi au-delà de 500 points. Cette évolution met en évidence la possibilité de mettre en place un critère d'arrêt. L'intérêt dans le cas présent est limité car l'utilisation d'un modèle analytique permet d'obtenir un temps de calcul raisonnable.

Cette formalisation de la relation tolérance (représentée ici par un écart-type) - performance mécanique permet de mettre en œuvre la démarche de tolérancement dans un processus de conception comme proposé dans la Section 4.1. La tolérance imposée sur l'épaisseur du joint va conditionner en partie le coût de fabrication de la structure assemblée puisqu'un faible intervalle de tolérance exigera des outillages pour conformer les pièces ou la mise en place de calles calibrées. On propose donc ici de tracer un graphe Pareto entre l'écart-type sur l'épaisseur du joint et la performance mécanique spécifique. A tenue mécanique imposée, la performance mécanique spécifique est définie par la masse induite par l'assemblage. Cette masse correspond à la masse des substrats et de l'adhésif sur la longueur de recouvrement :

$$m = Lw(t_1\rho_1 + t_2\rho_2 + t\rho) \quad (4-13)$$

où t_1 , t_2 et t sont respectivement les épaisseurs des substrats et du joint de colle, et ρ_1 , ρ_2 et ρ sont les masses volumiques des substrats et de l'adhésif. Comme pour la performance mécanique, on propose d'adimensionner cette masse. Une manière intéressante pour le concepteur d'adimensionner consiste à diviser la masse induite par l'assemblage par la masse des pièces, ici les substrats, hors recouvrement. Ceci donne :

$$\bar{m} = \frac{L(t_1\rho_1 + t_2\rho_2 + t\rho)}{L_1t_1\rho_1 + L_2t_2\rho_2} \quad (4-14)$$

où L_1 et L_2 sont respectivement les longueurs des substrats 1 et 2 hors recouvrement. L_1 et L_2 étant dépendant de l'application, dans notre cas d'étude portant uniquement sur

l'assemblage, nous n'avons pas de valeur. La longueur de recouvrement L étant indépendante des longueurs des pièces, nous relirons arbitrairement L_1 et L_2 aux épaisseurs des substrats qui sont des données d'entrée dans notre cas d'étude :

$$L_1 = L_2 = 100(t_1 + t_2) \quad (4-15)$$

Notons que cette relation arbitraire, visant à adimensionner la masse, n'a aucun effet sur les conclusions qui seront apportées aux résultats obtenus. Ceci donne finalement :

$$\bar{m} = \frac{L(t_1\rho_1 + t_2\rho_2 + t\rho)}{100(t_1 + t_2)(t_1\rho_1 + t_2\rho_2)} \quad (4-16)$$

A tenue mécanique imposée, la masse et l'écart-type sur l'épaisseur du joint étant principalement impactés par la longueur de recouvrement, on propose d'étudier différentes configurations définies chacune par une longueur de recouvrement. L'épaisseur du joint t et le rapport diamètre sur largeur d/w sont choisis de manière à obtenir la performance mécanique nominale (sans écart sur les propriétés) la plus élevée. En effet plus la marge sur la performance mécanique est élevée, plus la tolérance sur le paramètre incertain tolérancé sera également élevée. Les différentes configurations nominales étudiées sont rassemblées dans le Tableau 4-3. On remarque que la tenue mécanique augmente avec la longueur du joint sans l'effet de saturation communément observé pour les joints collés. Ceci est dû à la présence de la fixation mais surtout à l'utilisation d'un adhésif ductile présentant une déformation de cisaillement à rupture très élevée (72%). La tenue mécanique et la fiabilité imposées par le cahier des charges sont fixées respectivement à $\lambda_{\text{adm}} = 0.5$ et $r = 0.95$. Pour chaque configuration nominale une propagation d'incertitude est réalisée pour 4 valeurs de l'écart-type sur l'épaisseur du joint afin d'identifier la loi analytique de tolérancement (cf. Figure 4-18) et ainsi en déduire l'écart-type correspondant à l'indicateur de performance mécanique admissible Y_{adm} :

$$Y_{\text{adm}} = \frac{\lambda^0 - \lambda_{\text{adm}}}{\lambda^0} \quad (4-17)$$

Numéro de la configuration nominale	Longueur de recouvrement L (mm)	Epaisseur du joint t (mm)	Rapport diamètre sur largeur d/w	Résistance spécifique nominale λ^0
1	20	0.575	0.309	0.52
2	30	0.67	0.277	0.585
3	40	0.725	0.258	0.639
4	60	0.875	0.208	0.733
5	80	1.05	0.154	0.814
6	100	1.1	0.142	0.886

Tableau 4-3. Paramètres des différentes configurations nominales étudiées.

Les résultats sont présentés dans le Tableau 4-4 et le graphe Pareto entre l'écart-type sur l'épaisseur du joint et la masse est tracé sur la Figure 4-20. On remarque tout d'abord que les 6 configurations analysées sont Pareto optimales. Rappelons que les configurations nominales sont également Pareto optimales sur un graphe tenue mécanique / masse. Cela signifie que dans le cas présent, la relation entre la marge sur la tenue mécanique et l'écart-type σ_e est bijective : plus on augmente la marge, plus l'écart-type est faible. Rien ne permet de démontrer que c'est toujours le cas. On notera que l'accroissement relatif de l'écart-type σ_e avec la masse devient faible pour les masses élevées. On remarque également qu'il existe une masse minimale \bar{m}_{\min} (voisine de 0.03) pour laquelle l'écart-type est nul. Cette valeur dépend de la tenue mécanique cible λ_{adm} , les graphes Pareto se décalant vers des masses plus élevées lorsque λ_{adm} augmente. Dans le cas étudié, les configurations 2 et 3 ($L=30\text{mm}$ et $L=40\text{mm}$) semblent les plus intéressantes même si le graphe Pareto ne présente pas un coude marqué. Notons néanmoins que les 6 configurations évaluées sont sélectionnées comme les optimums en performance mécanique pour une masse donnée. Rien ne démontre que des solutions non optimales en performance mécanique ne sont pas plus intéressantes (Pareto optimale) en termes de compromis tolérance masse. Toutefois, cet exemple illustre les exploitations possibles qu'offrent les outils et démarches proposés.

Numéro de la configuration nominale	Longueur de recouvrement L (mm)	Indicateur de performance mécanique admissible Y_{adm} (%)	Ecart-type sur l'épaisseur σ_e	Masse adimensionnée \bar{m}
1	20	3.8	0.04	0.030
2	30	14.5	0.239	0.045
3	40	21.8	0.3	0.061
4	60	31.8	0.363	0.092
5	80	38.6	0.404	0.124
6	100	43.6	0.424	0.156

Tableau 4-4. Résultats de la méthode de tolérancement.

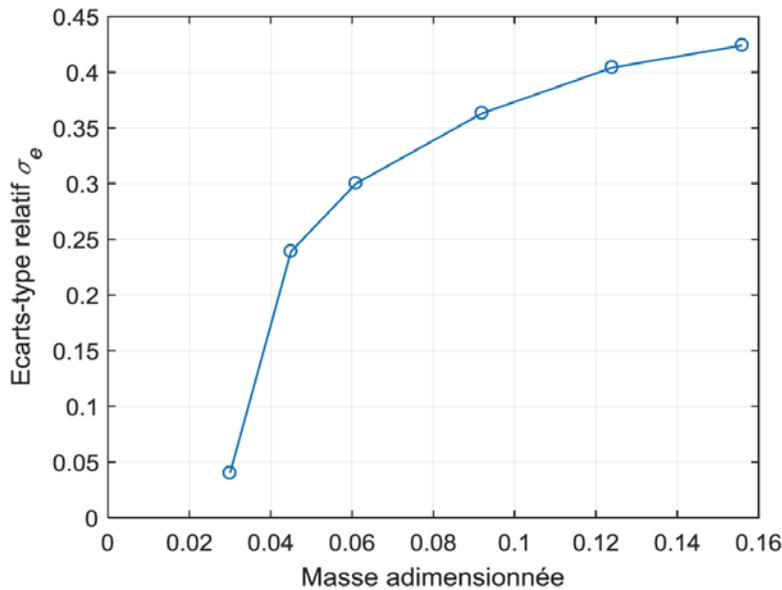


Figure 4-20. Graphe Pareto entre l'écart-type sur l'épaisseur du joint et la masse.

4.4 Conclusion

Ce chapitre propose une démarche de tolérancement des paramètres incertains dans les assemblages. Cette démarche s'appuie sur les modèles et outils de calcul proposés dans les chapitres précédents afin de maîtriser les temps de calcul tout en conservant l'influence des phénomènes physiques influents. La méthode proposée est intégrable dans les processus de dimensionnement couramment employés en bureau d'étude. Par ailleurs, afin de s'adapter aux différents niveaux de fiabilités exigés, deux approches sont proposées : une approche probabiliste basée sur une méthode Monte-Carlo et une approche pire-cas basée sur un algorithme génétique. Le fonctionnement et le potentiel de la démarche sont illustrés sur deux exemples : le premier concerne le tolérancement des défauts de localisation des alésages d'un assemblage multi-fixations et le second s'intéresse au tolérancement de l'épaisseur d'un joint de colle dans un assemblage boulonné collé.

Ce travail ouvre de nombreuses perspectives telle que l'application à d'autres sources de variabilité comme les défauts de forme ou d'orientation. Par ailleurs, les capacités du modèle simplifié 2D½ d'assemblage multi-fixations doivent permettre d'intégrer d'autres modes de défaillance (rupture en traction en bord de trou, matage, flambage ...) et de traiter leurs interactions avec différentes sources de variabilité. En particulier, comme le montrent les études réalisées avec le modèle 1D½, les redistributions de charge induites par les dégradations en matage devront être intégrées. Enfin, l'utilisation de ces outils et méthodes en contexte industriel nécessite le développement de briques logiciels pour automatiser la génération des modèles et la réalisation des propagations d'incertitudes.

Chapitre 5

Synthèse et projet de recherche

La structure de la Partie B de ce manuscrit intitulée « Conception et dimensionnement des assemblages composites » est construite autour de l'état de l'art et des analyses proposés dans le Chapitre 1. Dans la dernière section du Chapitre 1, une liste de verrous scientifiques est proposée définissant les objectifs des Chapitres 2, 3 et 4. Dans ce dernier Chapitre, je propose tout d'abord une synthèse des avancées verrou par verrou et des perspectives qu'amènent les travaux menés sur les assemblages.

5.1 Synthèse des activités de recherche sur les assemblages

Tout d'abord rappelons les verrous scientifiques identifiés dans le Chapitre 1.

Choix et dimensionnement des solutions d'assemblage :

- v1. Développement de **modèles raffinés** pour la **compréhension des phénomènes** physiques influents et l'analyse des solutions technologiques
- v2. Développement de **modèles simplifiés** d'assemblage **multi-fixations** pour le pré-dimensionnement, l'optimisation et la validation des solutions industrielles
- v3. Développement d'**approches expérimentales** à différentes **échelles** pour construire, identifier et valider les modèles à travers un **dialogue essais calculs**

Prise en compte des problématiques d'industrialisation lors de la conception des solutions d'assemblage :

- v4. Développement de **modèles simplifiés ou réduits** avec prise en compte des défauts pour la **propagation des incertitudes**
- v5. Développement d'outils de **propagation d'incertitude** adaptés aux niveaux de **fiabilité** visés
- v6. Développement d'une démarche de **tolérance** intégrée à la démarche de **dimensionnement**

Pour chaque verrou, je présente ci-après les apports (+) et les lacunes ou perspectives (-) que soulèvent les travaux présentés dans ce manuscrit.

- v1. Développement de **modèles raffinés** pour la **compréhension des phénomènes** physiques influents et l'analyse des solutions technologiques
- + Introduction des différents mécanismes de dégradation à l'origine du matage des composites stratifiés (endommagement matriciel intra et inter laminaire, rupture des fibres en compression)
- + Prise en compte de certains couplages (effet des contraintes normales transverses et de cisaillement sur la tenue en compression sens fibre, effet des délaminages sur le flambement des plis extérieurs)
- + Introduction dans une même simulation des différentes non-linéarités influentes : dégradations du composite et des interfaces (joint de colle), plasticité des éléments métalliques, frottement, non-linéarités géométriques. Simulation qui permet de capturer l'influence des principaux paramètres de conception (dimensions, stratification) et permet l'analyse de technologie aux géométries complexes

- La représentation phénoménologique à l'échelle du pli du comportement en compression utilisée pour prédire le matage est insuffisante pour décrire la micromécanique gouvernant la ruine du matériau. En effet, l'initiation et le développement des endommagements ne sont pas liés aux propriétés mécaniques des fibres, mais à l'arrangement du renfort fibreux (ondulation, désalignement), au comportement de la matrice et à l'état de contrainte transverse et de cisaillement qui gouvernent les processus de micro-flambage des fibres et d'apparition des bandes de plissement.
- L'introduction d'un comportement adoucissant avec chute de contrainte pour représenter les ruptures de fibre induit une localisation des déformations. La modélisation de l'accumulation des endommagements sens fibre nécessite donc une régularisation du modèle. Cette régularisation doit s'appuyer sur des approches physiques et numériques cohérentes. L'introduction d'un effet retard pour des chargements quasi-statiques a montré toutes ses limites. La seconde stratégie de modélisation proposée dans le Chapitre 3 pour prédire l'accumulation des ruptures de fibres en compression consistant à associer à la fois un rechargement du matériau (plafonnement de l'endommagement), une loi non locale et une source de dissipation structurale est prometteuse mais elle requiert des développements significatifs pour être opérationnelle en calcul de structure.
- Les travaux menés se limitent au comportement sous chargement monotone sans prise en compte des effets différés dans le temps : viscosité/fluage, fatigue et vieillissement. Or ces aspects sont fondamentaux pour les applications industrielles. Dans les assemblages, l'étude de ces phénomènes est complexe en raison de la présence de plusieurs matériaux ayant des réponses différentes. Par ailleurs, que ce soit en fatigue, lors de chargements sur des temps longs ou sous conditions environnementales sévères, les propriétés (raideur et coefficient de frottement) des interfaces évoluent et des phénomènes complexes comme l'usure peuvent se développer.

v2. Développement de modèles simplifiés d'assemblage multi-fixations pour le pré-dimensionnement, l'optimisation et la validation des solutions industrielles

- + Les modèles développés offrent des temps de calcul faibles et des domaines de validité étendus grâce à la prise en compte des phénomènes physiques prépondérants
- + Le modèle 1D½ prend en compte les non-linéarités matériau telles que le matage et permet donc de prévoir les transferts de charge jusqu'à rupture
- + Le modèle 2D½ permet d'avoir accès aux champs de contraintes et de déformations locaux (en bord de trou) à l'échelle du pli et donc d'intégrer des critères de rupture et des mécanismes de dégradation aux échelles pertinentes.
- En l'état, les lois d'endommagement décrivant le matage ne peuvent pas être intégrées au modèle 2D½ en raison des difficultés à gérer les phénomènes de localisation des déformations et l'accumulation des ruptures de fibres en compression. Ce point rejoint le second « - » du verrou 1.

- Adaptation du modèle $2D\frac{1}{2}$ à d'autres types de fixation (rivets, têtes fraisées). La démarche d'analyse des modes de déformation mis en place pour construire le modèle simplifié de boulon n'a pas été testée pour d'autres types de fixation.
- Pas de modèle simplifié disponible pour certains types de technologie d'assemblage comme les HYPER joints ou les assemblages réalisés sur des alésages renforcés par des bagues métalliques.

v3. Développement d'approches expérimentales à différentes échelles pour construire, identifier et valider les modèles à travers un **dialogue essais calculs**

- + Identification des modèles basés sur une pyramide d'essais et de simulations couvrant l'échelle des matériaux et des structures. Les paramètres des modèles sont ainsi déterminés successivement de manière découplée avec un dialogue essais calculs.
- Manque d'essais de compression sens fibre permettant de valider les modèles mais également d'analyser et de caractériser les effets non-locaux ou de gradient de sollicitation.
- Manque d'information sur l'état d'endommagement ou de dégradation des éprouvettes au cours du chargement. Les observations en surface (« extérieures ») ou *post-mortem* utilisées dans les travaux présentés sont limitantes.

v4. Développement de modèles simplifiés ou réduits avec prise en compte des défauts pour la **propagation des incertitudes**

- + Le modèle $2D\frac{1}{2}$, en conservant la géométrie complète des pièces, permet d'introduire explicitement n'importe quel défaut géométrique et les variabilités du matériau composite à l'échelle des plis.
- Dans les travaux présentés, seuls des défauts d'alignement des alésages et des variabilités sur les diamètres ont été introduits. D'autres défauts géométriques tel que les défauts de forme et d'orientation des alésages, les défauts de forme des plans de recouvrement peuvent avoir une influence sur le comportement. Or les hypothèses cinématiques faites pour la construction du modèle $2D\frac{1}{2}$ peuvent limiter sa précision.
- Certains défauts ou variabilités induites par la mise en œuvre comme les dégradations générées lors du perçage des alésages sont difficiles à modéliser car ils relèvent à la fois d'écarts géométriques mais aussi de modifications de l'état physique du matériau.

v5. Développement d'outils de propagation d'incertitude adaptés aux niveaux de **fiabilité** visés

- + On a montré que les approches classiques (Monte Carlo ou Quasi Monte Carlo pour l'approche fiabiliste et les Algorithmes Génétiques pour l'approche pire cas) permettent de construire des lois de tolérancement dédiées aux assemblages
- L'application des méthodes de propagation des incertitudes à des défauts ou variabilités continus non représentables directement par un nombre fini de paramètres requiert le développement de méthodes afin de construire une modélisation mathématique adaptée à la propagation des incertitudes.

v6. Développement d'une démarche de **tolérancement** intégrée à la démarche de **dimensionnement**

- + Grâce à l'établissement d'une loi analytique reliant l'intervalle de tolérance et la performance mécanique, on a proposé un synoptique itératif permettant d'intégrer le tolérancement dans le processus de dimensionnement.
- Dans les cas d'application présentés dans le Chapitre 4, on se limitait à tolérer un seul paramètre incertain. Industriellement, même si certaines variabilités sont subies, on peut être amené à tolérer plusieurs variabilités qui ont des effets couplés.
- Les méthodes type Monte Carlo ou Quasi Monte Carlo permettent d'obtenir les distributions de sortie complète. Or, comme mentionné dans la Section 4.2.4, la détermination d'une fiabilité est un problème de séparation ou de classification des individus conformes et non conformes et non un problème de propagation de distributions d'entrée vers une distribution de sortie. Ainsi un échantillonnage aléatoire ne peut pas être performant en termes de temps de calcul.
- L'utilisation dans un cadre industriel des outils et méthodes développées dans ces travaux de recherche nécessite des briques logiciels permettant d'automatiser la génération, l'exécution et l'exploitation des modèles avec défaut ou écart au nominal nécessaire à la propagation d'incertitudes.

5.2 Projet d'activités de recherche sur les assemblages

Ce projet d'activité de recherche peut se formaliser en deux niveaux de perspectives. Le premier niveau rassemble les perspectives à court et moyen termes en continuité directe avec les travaux présentés dans ce manuscrit et répondant aux mêmes verrous scientifiques. Le deuxième niveau est constitué de perspectives à plus long terme résultant de nouveaux verrous technologiques et scientifiques. Je ne prétends pas mener de front l'ensemble de ces perspectives. Cette analyse vise plutôt à identifier et recenser les orientations de recherche pertinentes afin de guider mes choix futurs. Elle pourra également, je l'espère, donner au lecteur intéressé par le sujet des éléments de réflexion pour ses propres activités.

5.2.1 Perspectives à court et moyen termes

Les perspectives soulevées dans la section précédente sont rassemblées dans les Tableau 5-1 et Tableau 5-2. Les projets en cours ou à venir permettant de répondre à ces perspectives sont également présentés dans ces deux tableaux. Ces projets sont présentés succinctement ci-après.

Compression sens fibre

Notre équipe a obtenu un financement de thèse de l'Université de Bordeaux pour travailler sur le comportement en compression des composites stratifiés. Cette thèse intitulée « Aspects méthodologiques de la caractérisation en compression de composites à fibres longues » et réalisée par Abir Mejdoub a débuté en octobre 2017 avec l'implication de Jalal El Yagoubi, Thierry Lorriot, Hervé Wargnier et moi-même. La caractérisation en compression ne se limite pas à réaliser un seul essai à rupture, quel qu'il soit, mais

doit être le résultat d'une approche globale intégrant l'ensemble des facteurs influents sur le comportement en compression. La première étape consiste à proposer des essais permettant d'accéder à la déformation à rupture pour une éprouvette soumise à un champ de compression quasi pur. Nous analyserons notamment les résultats obtenus à l'aide des essais de flexion 4 points sur sandwich (Lagunegrand et al., 2006a) et l'essai de compression sur éprouvette courte CLC (Combined Loading Compression). Ensuite, il s'agira de penser la démarche permettant d'identifier les effets « structure » comme les effets de gradient ou l'effet des sollicitations hors axe (contrainte de cisaillement ou transverse, endommagement matriciel). Les essais de flexion pure exploités au Chapitre 3 permettraient de couvrir une gamme importante de gradient de déformation dans l'épaisseur. Des essais du même type sur éprouvettes percées permettraient de générer un gradient de sollicitation dans le plan de stratification. A la fois la conception et l'analyse des essais s'appuieront sur un dialogue essai - calcul. Ainsi, même si ce sujet de thèse apparaît avant tout expérimental, la caractérisation ne se limitant pas à la détermination d'un seul paramètre (déformation à rupture), elle se fera à travers les modèles de comportement et notamment ceux basés sur des approches micromécaniques (Allix et al., 2014; Ekh et al., 2013; Feld et al., 2011; Pinho et al., 2006a). L'objectif est de construire un modèle mésoscopique incluant l'ensemble des couplages influents. Ce type d'approche, en incluant des variabilités sur les propriétés micromécaniques, peut permettre de comprendre et de représenter les effets d'échelle mis en évidence notamment en présence de gradient de sollicitation. Ce travail nécessitera donc a minima l'implémentation des modèles existants. La pertinence des résultats sera évaluée sur des applications concrètes tels que le matage ou encore les stratifiés innovants tels que les composites à renforts curvilignes. Cette thèse sera également l'occasion de formaliser les échanges existant avec le LMA Marseille (Christian Hochard) et l'Institut Pprime (Jean-Claude Grandidier) sous la forme d'un groupe de travail.

HYPER joints GIS SAMBA et IRT Assemblages Innovants

Dans le cadre du GIS SAMBA (Structural Assembly of Multi-Materials and Biosourced Alternatives) dont le partenaire industriel est ArianeGroup (anciennement Airbus Safran Launchers), une thèse intitulée « Analyse et modélisation des chemins d'effort et de la dégradation des assemblages de type HYPER joints - Rôle des paramètres géométriques et des non-linéarités matériaux » et réalisée par Paul Van Der Sypt a démarré en octobre 2016 sous la direction de Hervé Wagnier et moi-même. L'objectif est de comprendre le fonctionnement mécanique des HYPER (HYbrid PEnetrative Reinforcement) joints (cf. Figure 1-11(b)) et notamment de maîtriser les chemins d'effort résultant de la compétition entre les transferts par adhésion et par obstacle. Les études menées sur les assemblages hybrides boulonnés collés (Bois et al., 2013b; Kelly, 2005b) ou HYPER joints (Parkes, P.N. and Butler, R., 2013; Parkes, P.N. et al., 2014) montrent que la distribution des transferts de charge est conditionnée à des choix judicieux de paramètres géométriques et matériaux. Un mauvais choix des paramètres du joint conduit à un scénario de dégradation séquentiel qui ne permet pas d'améliorer sensiblement les performances mécaniques et notamment la ductilité et l'énergie de rupture. Le travail s'appuie sur des essais en cisaillement (mode II) et en traction (mode I) sur assemblage comportant un grand nombre de picots et sur des assemblages élémentaires comportant un seul picot. En plus des suivis par mesure de champs en cours d'essai, des observations par microtomographie à différents niveaux de

dégradation sur une même éprouvette sont également prévues. Les travaux réalisés dans le cadre de mes autres activités de recherche ont montré qu'il était nécessaire de réaliser les observations par microtomographie sous charge pour pouvoir déceler et quantifier l'ensemble des endommagements. Deux protocoles sont envisagés. Le premier consiste à endommager une éprouvette standard sur une machine de traction classique et à réaliser l'observation à un niveau plus faible en raison des limites de capacité des dispositifs de chargement in-situ. Le second consiste à réduire les dimensions de l'éprouvette afin de générer l'endommagement in-situ directement dans le tomographe. La tomographie sera également utilisée pour déterminer les orientations réelles du renfort autour des picots. Les essais sont mis au point et analysés à travers un dialogue essais - calcul s'appuyant sur une modélisation 3D raffinée fine incluant les différents mécanismes de dégradations et l'orientation réelle du renfort fibreux résultant de l'insertion des picots avant polymérisation. Une modélisation simplifiée doit également être proposée afin d'envisager dans les futures travaux du GIS SAMBA une activité visant à optimiser la géométrie des HYPER joints. Pour cela, l'idée est d'utiliser les simulations 3D raffinée pour analyser les modes de déformation des éléments de fixations et proposer des cinématiques simplifiées ou réduites. Si les modes de déformation sont trop complexes, une solution consiste à utiliser des méthodes d'homogénéisation pour changer d'échelle de modélisation. Dans ce cas, la géométrie des éléments de fixation n'est plus représentée explicitement. Une étape de ré-analyse locale est nécessaire pour obtenir les champs de contrainte locaux utiles à la prévision des mécanismes de ruine. Par ailleurs, l'analyse des effets des variabilités serait plus lourde car il faudrait réaliser de nombreuses fois l'opération d'homogénéisation. Par ailleurs, les méthodes d'homogénéisation s'appuient sur un principe de séparation des échelles qui n'est pas respecté aux vues des dimensions relatives des éléments de fixation et de la zone d'assemblage. Des adaptations seraient donc nécessaires.

Sur la même technologie d'assemblage, le projet de l'IRT Saint-Exupéry intitulé « Assemblages Innovants » débuté en 2015 comporte un lot visant à démontrer l'applicabilité de la technologie HYPER joints sur un démonstrateur. Le travail a tout d'abord consisté à transférer la technologie basée sur la réalisation des picots par fabrication additive et développée par Airbus IW Filton vers l'IRT Saint-Exupéry et ces partenaires (ArianeGroup et I2M). A travers une approche essentiellement expérimentale, une configuration (forme, taille, espacement et nombre de picots, matériau composite associé) doit être retenue et mis en œuvre sur le démonstrateur. Ces travaux et ceux de la thèse mentionnée ci-dessus, impliquant des partenaires communs, sont très complémentaires. Ils sont donc réalisés en étroite collaboration entre les différents acteurs des deux projets.

EB² IRT Assemblages Innovants

Dans ce même projet IRT « Assemblages Innovants », un lot porte sur l'utilisation de la technologie de montage de bague métallique dans des alésages composites par frettage par expansion et collage selon le procédé EB² (Expanded Bonded Bushing) breveté par la société CAPAERO. Ces travaux font suite à la thèse CIFRE d'Erwann Le Goff (Le Goff, 2013). Le premier objectif est l'étude des paramètres d'expansion en vue de maîtriser l'état de contrainte résiduelle après assemblage ainsi que la qualité du collage piloté par l'activation de l'adhésif micro-encapsulé. Le second objectif concerne l'utilisation des

bagues pour accroître la précharge installée et donc les transferts de charge par adhérence dans les assemblages multi-fixations métal composite et ainsi améliorer leur tenue globale (cf. Figure 1-9(d)). Là encore, les travaux reposent sur des essais multi-instrumentés et des modélisations 3D avec différents niveaux de complexité. Ces travaux sont réalisés en collaboration avec l'ICA de Toulouse.

S3PAC

Dans le cadre du projet FUI S3PAC (Système de Supervision et de Simulation de la Production d'Assemblage par Collage) démarré en 2016, une collaboration avec la société SOGETI HT a pu démarrer. L'objectif global du projet est de palier la difficulté de contrôler un joint collé après fabrication en qualifiant la procédure complète qui inclut la conception, le dimensionnement, la préparation de surface, la dépose de la colle, l'accostage des pièces, le maintien des pièces et la polymérisation de l'adhésif.

En s'appuyant sur les modèles simplifiés d'assemblage développés à la fois par SOGETI HT et l'I2M, il s'agit de construire une démarche d'analyse des variabilités inhérentes à la production des joints collés telles que les variations d'épaisseur de joint, les zones sans adhésif ou présentant une mauvaise adhésion. Cette démarche doit permettre de dimensionner et de tolérer les pièces et structures assemblées, ainsi que les procédés de mise en œuvre associés, ou d'analyser des paramètres de suivi de production dans une approche de tolérance aux dommages. Ces travaux sont réalisés en collaboration avec l'équipe Adhésion, Collage, Interfaces du département Durabilité des Matériaux, des Assemblages et des Structures (DuMAS) de l'I2M ainsi que l'ICA de Toulouse. Le projet est construit à travers un démonstrateur issu d'une structure aéronautique caissonnée constituée de peaux, de lisses et de longerons assemblés par collage.

Tout d'abord, il s'agit de développer un modèle éléments finis de cette structure capable de traiter les modes de rupture des liaisons collées et de représenter les effets des variabilités (variations d'épaisseur de joint, zones sans adhésif ou présentant une mauvaise adhésion). Les variabilités ou défauts continus ne sont pas représentables directement par un nombre fini de paramètres. Il est donc nécessaire de développer des méthodes afin de construire une modélisation mathématique adaptée à la propagation des incertitudes et à la formalisation de la relation performance mécanique - tolérances. Pour cela je propose de m'appuyer sur les méthodes consistant à définir une famille de défauts sur laquelle chaque défaut réel peut être projeté. Cette famille a pour objectif d'être génératrice de l'ensemble des défauts et serait idéalement une famille libre. Une solution proposée dans la littérature consiste à construire cette famille de défauts à partir d'analyses en composantes principales ou d'analyses modales comme proposé par Ballu pour les défauts géométriques de formes (Ballu, 2015). Ces méthodes assurent l'orthogonalité des défauts et donne donc une famille libre. Cependant, la maîtrise des temps de calcul oblige à tronquer la famille de défauts qui n'est alors plus génératrice de l'ensemble des défauts. Il est important de noter que la compréhension physique et la simulation des procédés peuvent faciliter la construction de la base des défauts et ainsi limiter sa taille. Ainsi, une étude sur la formation du joint de colle lors de l'accostage des pièces est prévue dans le projet S3PAC.

Industriellement, on peut être amené à tolérer plusieurs variabilités qui ont des effets couplés sur la performance mécanique. Dans ce cas, comme évoqué dans la Section 4.2.1, une idée consisterait à agréger le vecteur des tolérances \underline{T} en un paramètre scalaire T_g . Ceci peut se faire en définissant des pondérations à chaque tolérance à partir des coûts de fabrication. Le projet S3PAC s'appuyant sur un démonstrateur industriel couvrant les phases de conception et d'industrialisation, nous pourrions avoir accès à des informations quantitatives sur les coûts de production associés aux exigences de bureau d'étude et ainsi mettre en œuvre cette démarche.

Le dernier objectif de ces travaux concerne la méthode de propagation des incertitudes. La détermination d'une fiabilité est un problème de séparation ou de classification des individus conformes et non conformes et non un problème de propagation de distributions d'entrée vers une distribution de sortie. Les méthodes type Monte Carlo ou Quasi Monte Carlo requièrent des temps de calcul importants pour fournir des informations inutiles. L'utilisation de méthodes de séparation semblent plus appropriée même si elle requiert de modifier la façon d'intégrer la méthode de tolérancement dans la démarche de conception puisque la fiabilité est une donnée de sortie des méthodes de séparation. La Figure 5-1 illustre ce changement : avec une méthode de séparation, la loi analytique de tolérancement relirait la fiabilité r à la tolérance T pour une valeur fixée de l'indicateur de performance mécanique Y .

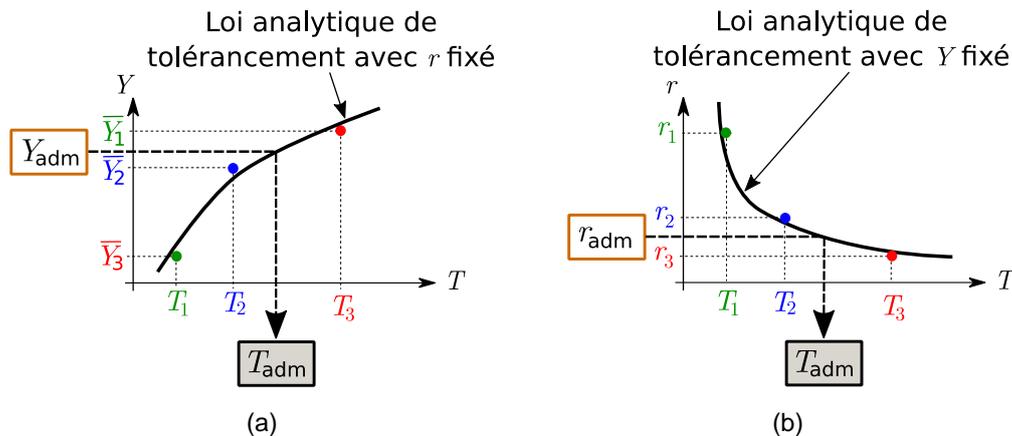


Figure 5-1. Construction de la loi analytique de tolérancement, (a) propagation d'incertitudes à fiabilité fixée (cf. Figure 4-1), (b) séparation des individus conformes et non conformes à performance mécanique fixée.

JORES Valorisation

En parallèle des projets de recherche, le rôle de la recherche publique est aussi de rendre les travaux exploitables en contexte industriel et ainsi de valoriser les résultats de la recherche pour ressourcer les établissements à l'origine des travaux scientifiques. En fait, la valorisation des travaux est non seulement une source de financement direct, mais aussi un moyen de démontrer l'intérêt d'une recherche dite académique aux industriels en concrétisant leur finalité, et de générer ainsi davantage de partenariats. Dans nos activités, cela passe par l'application des outils et démarches sur des cas représentatifs des solutions industrielles et par le développement de briques logiciels intégrables en entreprise. C'est avec cet objectif que le projet JORES (Joining Reliably Software) a débuté en juin 2017 avec le soutien financier de la SATT AST (Aquitaine

Science Transfert) qui est mandatée par l'Université de Bordeaux pour valoriser les résultats de recherche. AST a entamé une étude de marché en contactant un certain nombre de clients potentiels et d'éditeurs ou de fournisseurs de solutions de calcul pour les bureaux d'étude. Cette étude a permis de préciser le cahier des charges du produit. Un ingénieur a été embauché pour une durée de 9 mois avec possibilité d'extension. Son rôle est de développer le modèle réduit 2D½ d'assemblage développé lors de la thèse de Ramzi Askri (Askri, 2016) sous la forme d'une macro ergonomique dans le logiciel Abaqus. Le but est d'automatiser la génération, l'exécution et l'exploitation des modèles utilisés pour la propagation d'incertitudes et le tolérancement. L'accent est mis sur la capacité d'intégration de l'outil dans la chaîne numérique des bureaux d'étude et des services de calcul des industriels. Un second volet est envisagé afin d'étendre le modèle 2D½ à d'autres types de fixation (rivets, têtes fraisées). Cette adaptation nécessite de refaire pour chaque type de fixation une analyse des modes de déformation à partir des simulations 3D raffinées pour définir les surfaces rigides et les connecteurs appropriés, puis de déterminer une méthode d'identification des raideurs. Le nombre de surfaces rigides, et donc la complexité du modèle, pourrait devenir important pour certains types de fixation. Dans ce second volet, il serait également intéressant de comparer les résultats entre le modèle 2D½ et le modèle de référence 3D avec introduction de différents défauts géométriques (forme, perpendicularité) afin d'établir le domaine de validité du modèle 2D½.

IRT Assemblages Innovants II

Dans le prolongement du projet l'IRT « Assemblages Innovants », un second volet « Assemblages Innovants II » est en cours de constitution. Ce second volet est l'occasion pour l'I2M de mettre en avant un certain nombre d'activités qui permettraient d'améliorer et d'étendre les domaines d'application des méthodes de propagation des incertitudes et de tolérancement dédiées aux assemblages. Ainsi, les outils et méthodes développées dans le cadre de la thèse de Ramzi Askri (Askri, 2016) et du projet S3PAC pourraient être appliqués aux technologies HYPER joints et EB² (Expanded Bonded Bushing).

Financement propre ou activités en recherche de financement

Certaines activités que je souhaite menées ne sont pas, à ce jour, associées à un projet financé. Certains projets, comme les projets avec l'IRT Saint-Exupéry, permettent de générer du ressourcement et donc de financer certains travaux. Ces travaux sont souvent reliés à une problématique technologique bien identifiée, mais ils apparaissent trop amont aux yeux des industriels pour qu'ils les financent même partiellement. L'idée est alors de faire émerger ces problématiques dans le but de les rendre matures et de les intégrer à des projets futurs. En se focalisant sur l'exigence fonctionnelle de la structure, certaines problématiques liées aux assemblages sont bien souvent étudiées par les industrielles et les chercheurs de manière macroscopique. Or, l'analyse et la compréhension passent par la caractérisation physique à l'échelle des phénomènes. Par ailleurs, cette caractérisation fait appel à des compétences multidisciplinaires que peu d'établissements sont capables de regrouper.

Verrou	Perspectives	Projets
v1. Développement de modèles raffinés pour la compréhension des phénomènes physiques influents et l'analyse des solutions technologiques	p1. Construction et exploitation d'un modèle mésoscopique du comportement en compression sens fibre basé sur la micromécanique	<u>Thèse Université « Compression sens fibre »</u>
	p2. Développement d'un modèle non-local décrivant l'accumulation des dégradations en compression sens fibre exploitable en calcul de structure	<u>Thèse Université « Compression sens fibre »</u>
	p3. Développement de modèles raffinés pour les assemblages HYPER joints	<u>Thèse GIS SAMBA « HYPER joints »</u>
	p4. Etude et modélisation de la fatigue des assemblages par fixations et de la relaxation de la précharge dans les fixations	Financement propre Recherche de financements
v2. Développement de modèles simplifiés d'assemblage multi-fixations pour le pré-dimensionnement, l'optimisation et la validation des solutions industrielles	Voir p2.	
	p5. Adaptation du modèle 2D½ à d'autres types de fixation (rivets, têtes fraisées)	Extension du projet « JORES » Recherche de financements
	p6. Développement de modèles simplifiés pour d'autres types de technologie d'assemblage comme les HYPER joints ou les assemblages avec alésages renforcés par des bagues	<u>Lot 2 « HYPER joints » et Lot 3 « EB² » projet IRT Assemblages Innovants</u> <u>Thèse GIS SAMBA « HYPER joints »</u>
v3. Développement d'approches expérimentales à différentes échelles pour construire, identifier et valider les modèles	p7. Caractérisation des effets non-locaux ou de gradient sur le comportement en compression sens fibre	<u>Thèse Université « Compression sens fibre »</u>
	p8. Observations par microtomographie sous charge pour pouvoir déceler et quantifier les endommagements durant la totalité du processus de dégradations	<u>Thèse Université « Compression sens fibre »</u> <u>Thèse GIS SAMBA « HYPER joints »</u>

Tableau 5-1. Perspectives soulevées par les travaux de recherche sur les assemblages et projets associés : verrous concernant le choix et le dimensionnement des solutions d'assemblage. Les projets démarrés ou acquis sont soulignés.

Verrou	Perspectives	Projets
v4. Développement de modèles simplifiés ou réduits avec prise en compte des défauts pour la propagation des incertitudes	p9. Vérification de la capacité du modèle 2D½ à représenter l'effet d'autres défauts géométriques que les défauts d'alignement des alésage.	Extension du projet « JORES » Recherche de financements
	p10. Prise en compte des défauts de perçage dans la modélisation	<u>Financement propre</u> Recherche de financements
v5. Développement d'outils de propagation d'incertitude adaptés aux niveaux de fiabilité visés	p11. Développement de méthodes afin de construire une modélisation mathématique adaptée à la propagation des incertitudes.	<u>FUI S3PAC</u> Projet IRT « Assemblages Innovants II »
	p12. Tolérancement de plusieurs variabilités qui ont des effets couplés par agrégation des différentes tolérances	<u>FUI S3PAC</u> Projet IRT « Assemblages Innovants II »
v6. Développement d'une démarche de tolérancement intégrée à la démarche de dimensionnement	p13. Utilisation de méthodes de séparation pour réduire les temps de calcul lors de propagations d'incertitudes	<u>FUI S3PAC</u> Projet IRT « Assemblages Innovants II »
	p14. Développement de briques logiciel permettant d'automatiser la procédure de tolérancement	<u>Projet de valorisation</u> <u>« JORES »</u>

Tableau 5-2. Perspectives soulevées par les travaux de recherche sur les assemblages et projets associés : verrous concernant la prise en compte des problématiques d'industrialisation lors de la conception des solutions d'assemblage. Les projets démarrés ou acquis sont soulignés.

Nous travaillons avec Mehdi Chérif (département Matériau Procédé et Interaction (MPI) de l'I2M) sur l'effet des variabilités inhérentes aux opérations de perçage sur le comportement des assemblages par fixation. Une évaluation de l'influence de ce type de variabilités doit être menée avant de définir une représentation paramétrique pertinente des variabilités qui pourra ensuite être intégrée dans les modèles prédictifs en modifiant la géométrie ou/et les propriétés mécaniques des matériaux ou interfaces. Les résultats publiés sur ce sujet (Gohorianu, 2008; Sola et al., 2017) montrent que l'effet de ces variabilités lors de chargements monotones est faible et que c'est lors de chargements de fatigue que l'impact peut être significatif. Un premier travail expérimental a permis de définir un protocole d'essai de matage en statique et en fatigue dédié à l'analyse au cours du chargement de l'évolution de la morphologie de la surface de contact ainsi que de la réponse macroscopique force déplacement (Van Der Sypt et al., 2017). En s'appuyant sur ce protocole, la suite de l'étude devra s'attacher à quantifier l'influence des défauts de perçage expérimentalement puis par simulation.

A court terme, je souhaiterais également entamer des travaux sur le comportement en fatigue des assemblages et le rôle des effets différés (relaxation de la précharge des fixations, évolution des propriétés des interfaces). Dans le cadre de la thèse de Ramzi Askri (Askri, 2016), des travaux préliminaires ont permis d'identifier la relation couple de serrage - force d'adhérence dans des assemblages par fixations soumis à un chargement monotone. En condition réelle, la force d'adhérence va évoluer avec le temps et le nombre de cycles de chargement en raison des phénomènes de relaxation, mais également en raison de l'évolution des propriétés des interfaces. L'analyse de ces phénomènes s'appuiera sur des essais de fluage et relaxation en compression hors plan comme proposé par Caccese et al. (Caccese et al., 2009b) puis sur des essais sur assemblage multi-instrumentés.

5.2.2 Perspectives à long terme

La synthèse des activités de recherche sur les assemblages permet d'identifier de nouveaux verrous technologiques et scientifiques qui amènent des perspectives à plus long terme.

Effets différés : viscosité/fluage/relaxation, fatigue et vieillissement

Les travaux que nous avons menés jusqu'à maintenant se limitent quasi-exclusivement au comportement sous chargement monotone sans prise en compte des effets différés dans le temps. Pourtant ces aspects posent des difficultés lors du dimensionnement des assemblages. La présence de plusieurs matériaux et d'architectures complexes rend l'étude des phénomènes liés aux effets différés difficiles. La modélisation et la prévision étant très difficiles et donc coûteuses, industriellement, une solution consiste à valider la conception par des essais représentatifs de la structure complète et des conditions d'utilisation réelles. Ces essais interviennent dans les dernières étapes de développement et n'ont pas pour objectif d'améliorer la conception ou d'identifier un modèle prédictif. Ils servent au mieux à réajuster des coefficients de sécurité ou des valeurs admissibles pour les conceptions futures.

Les différents phénomènes viscosité/fluage/relaxation, fatigue et vieillissement modifient le comportement des matériaux en changeant la rigidité apparente ou en introduisant des déformations non-élastiques. Ceci engendre de nombreux couplages entre phénomènes, accentués en présence de chargements thermomécaniques. Le champ d'investigation est donc gigantesque, ce qui justifie le peu d'études scientifiques publiées sur le sujet. Comme évoqué précédemment, ce type de problématiques est souvent étudié de manière globale et macroscopique en s'intéressant aux grandeurs définissant la fonctionnalité de l'assemblage. Or, l'analyse et la compréhension des phénomènes passent par une caractérisation physique à l'échelle des phénomènes élémentaires.

Pour obtenir des résultats exploitables sur un élément de structure que constitue un assemblage, il faut tout d'abord décomposer la problématique en isolant certains couplages. Au vu de l'importance et de la complexité des effets, pour les assemblages par fixations, je propose une liste d'études avec la consécution suivante :

1. Effet de la fatigue sur la dégradation en matage (déjà démarrée (Van Der Sypt et al., 2017)).
2. Effet de la relaxation sur la précharge des fixations et le transfert de charge par adhérence.
3. Effet de la fatigue sur la précharge des fixations (couplage fatigue - relaxation).
4. Effet de la fatigue sur les propriétés des interfaces frottantes et le transfert de charge par adhérence.
5. Effet de la température sur la dégradation en matage.
6. Effet de la température sur la relaxation pour un matériau donné.
7. Effet de la température sur la précharge des fixations et le transfert de charge par adhérence dans le cas d'assemblage de matériaux similaires ou différents. Prise en compte des effets de dilatations différentielles.
8. Effet du vieillissement sur la dégradation en matage.
9. Effet du vieillissement sur la précharge des fixations (couplage vieillissement - relaxation).
10. Effet du vieillissement sur les propriétés des interfaces frottantes et le transfert de charge par adhérence.

J'ai exclu volontairement les couplages température - fatigue, température - vieillissement et fatigue - vieillissement qui peuvent exister, mais qui ne sont pas spécifiques aux assemblages. Ces études, formulées ci-dessus pour les assemblages par fixations, pourraient être déclinées pour d'autres technologies d'assemblage. Dans une démarche de conception, ces effets peuvent être pris en compte explicitement par des modèles prédictifs. La définition de l'histoire des chargements et des conditions d'environnement étant souvent difficile, ils sont à l'origine de sources de variabilités. Une approche fiabiliste comme celle proposée dans le Chapitre 4 permettrait de prendre en compte ces variabilités dans le processus de dimensionnement. Les études listées ci-avant nécessitent des approches numériques et expérimentales spécifiques et multi-physiques qui doivent s'appuyer sur des compétences que nous n'avons pas forcément dans notre équipe, mais qui sont présentes en partie à l'I2M, en particulier au sein du département Durabilité des Matériaux, des Assemblages et des Structures (DuMAS).

Formalisation des méthodes de caractérisation et de prévision par dialogue essais calculs

On a vu dans les travaux présentés dans ce manuscrit, notamment dans les Chapitre 2 et 3, que le développement des modèles et leurs identifications reposaient sur un dialogue essais calculs afin d'agrèger les informations à travers les différentes échelles. Chaque essai ou calcul donne accès à certaines informations et génère un coût. Il existe une multitude de combinaisons possibles pour atteindre le haut de la pyramide : une prédiction du comportement en service de la structure complète. La précision du résultat final, le coût de la prédiction et la possibilité de reproduire des prédictions pour différentes configurations sont les critères d'évaluation à considérer. Aujourd'hui cette démarche de dialogue essais calculs ne repose sur aucune logique formalisée. Cette réflexion a conduit au démarrage en 2015 d'une thèse financée par l'Université de Bordeaux, intitulée « Etude des synergies entre caractérisation et simulation - Intégration dans un processus de conception », réalisée par Ernesto Rodriguez Pila et encadrée par Claire Guillebaud et Hervé Wargnier. L'objectif est d'évaluer et de comparer différentes combinaisons de modèles et d'essais représentant différents chemins dans les pyramides des simulations et des essais associées à une structure composite. Pour cela, les dispersions expérimentales et de modélisation sont prises en compte aux différentes échelles et les incertitudes engendrées sont propagées jusqu'aux grandeurs d'intérêt finales (rigidité, résistance ...). Le coût de la prédiction est également évalué, ce qui permet de placer les différents chemins envisagés dans un graphe Pareto coût - précision. Dans le cadre de la thèse d'Ernesto Rodriguez Pila, l'approche a été mise en œuvre sur deux exemples : une structure sandwich et un réservoir composite bobiné. Dans cette première thèse sur le sujet, seuls des modèles analytiques ont été utilisés. Les concepts proposés dans ces travaux pourraient être testés sur la thématique des assemblages composites ou composite – métal. Cette thématique, qui s'appuie essentiellement sur des modèles numériques, permettrait d'étendre le champ d'application des outils proposés et d'améliorer la robustesse des démarches. Ces travaux permettraient également d'inclure les incertitudes de modélisation dans l'approche fiabiliste.

Utilisation et développement des outils numériques

Les travaux menés sur les assemblages font appel à des outils numériques que ce soit pour le calcul de structure ou la propagation des incertitudes. Une fois le travail de modélisation physique et d'intégration des démarches fiabilistes dans un processus de conception réalisé, la performance de ces outils conditionnent les temps de calcul et la facilité d'intégrer dans les bureaux d'étude les méthodes de conception et de tolérancement proposées.

On a vu dans ces travaux que le temps de calcul pouvait devenir critique vu la complexité des structures étudiées et le nombre de configurations à évaluer pour les approches fiabilistes. Aux simplifications des modèles basées sur des analyses physiques, comme celles proposées dans le chapitre 2, peut s'ajouter des méthodes mathématiques qui permettent de construire des méta-modèles de comportement et de réduire potentiellement les temps de calcul de plusieurs ordres de grandeurs. En parallèle, les puissances de calcul progressent et l'accès aisé aux méso-centres de calcul laissent envisager dès à présent la possibilité de traiter des modèles de plusieurs millions de degrés de liberté dans une démarche fiabiliste (réalisation de plusieurs centaines de

simulations). Dans ce contexte, pour nous chercheurs en mécanique des matériaux, les temps de calcul ne doivent pas limiter notre ardeur à développer des outils et démarches toujours plus sophistiqués, car il faut garder en tête que nos travaux seront exploités dans les décennies à venir. Par ailleurs, les problématiques traitées, comme celle du comportement des assemblages, sont des supports d'étude intéressants pour les collègues mécaniciens ou de mathématiques appliquées travaillant sur la réduction de modèles ou le calcul intensif.

Un autre aspect important est l'intégration des outils numériques dans les processus de développement de produit. Si les dernières décennies ont vu l'essor de nombreux outils de modélisation tel que les logiciels de simulation mécanique, de représentation géométrique (CAO), de pilotage des machines de production (FAO), aujourd'hui l'heure est au produit virtuel. Une interface unique permet de créer un produit virtuel comportant toutes les caractéristiques industrielles qu'elles soient techniques ou économiques. Le produit s'enrichit et évolue plus rapidement car les tâches répétitives et les transferts d'informations entre services sont éliminés. Les performances du produit peuvent être évaluées dans leur globalité et rapidement après sa création. Ceci permet de réduire les durées de développement tout en augmentant les itérations de conception qui deviennent partiellement automatisées. Pour que cela fonctionne, cette fusion des outils numériques doit s'inscrire dans un environnement interactif collaboratif hiérarchisé afin que chaque spécialiste de sa discipline puisse intervenir sur le produit en respectant la logique de développement et les règles de sécurité. Pour le chercheur, cette évolution doit être prise en compte dans les travaux de valorisation. Le dialogue entre les outils numériques doit être au cœur du déploiement des solutions, pour cela l'aide de sociétés spécialisées dans ce domaine est incontournable pour se positionner sur le marché.

Je compte donc poursuivre le transfert des outils développés dans le cadre des travaux sur les assemblages qu'ils portent sur la modélisation physique ou la mise en place de démarches réalisant un pont entre conception et industrialisation.

Aide à la décision en conception mécanique

Dans la section précédente, on a évoqué un environnement numérique unique regroupant tous les outils nécessaires au développement d'un produit. Quel que soit la performance des outils intégrés, la qualité du résultat repose sur la démarche globale qui nourrit et fait dialoguer ces outils. La formalisation mathématique d'un cahier des charges en problème d'optimisation visant à choisir des variables de conception pour maximiser une performance industrielle globale est une tâche difficile surtout en phase de conception préliminaire ou les choix de technologies et d'architectures ne sont pas encore faits. Sur les structures complexes, la solution consiste généralement à décomposer le problème en définissant des sous-structures. Les jonctions ou assemblages entre ces sous-structures sont soit définis et imposés aux sous-structures ou conçus *a posteriori* en s'adaptant aux autres pièces. Certaines technologies d'assemblage, que l'on peut qualifier de peu intrusives, peuvent s'adapter à différentes architectures de pièces et différents matériaux. C'est le cas des assemblages par fixations qui peuvent être utilisés sur différents matériaux et différentes architectures d'assemblage privilégiant un chargement des fixations soit en traction, soit en cisaillement. Ce qui n'est pas le cas du

soudage ou du collage qui ne sont pas adaptés à certains matériaux. Par ailleurs, comme on l'a vu dans le Chapitre 1, le choix d'une technologie d'assemblage et son association avec certains matériaux conditionnent les coûts d'industrialisation. Pour toutes ces raisons, les assemblages génèrent une part importante des coûts de production (environ 50% pour les structures aéronautiques) notamment lorsque leurs définitions sont faites tardivement dans le processus de conception. Une formalisation des contraintes techniques et industrielles qui compléterait les modèles de comportement permettrait de mettre au point un outil d'aide à la décision qui serait utilisé dans les premières phases de conception. Ce travail rentre parfaitement dans le cadre des activités de recherche du Groupe Thématique du département Ingénierie Mécanique et Conception (IMC) de l'I2M intitulé « Analyse de variabilité et Optimisation pour l'aide à la décision » et pourrait donc faire l'objet d'une collaboration intéressante.

5.2.3 Bilan sur le financement et les collaborations

Les projets en cours ou à venir sont très variés. Ils visent des niveaux de maturité différents (TRL1 à TRL6) et s'appuient donc sur des approches fondamentales, ou bien plus applicatives allant jusqu'au transfert de technologie. Certains échanges avec des industriels ont également pris la forme d'expertise. Ces projets sont également à l'origine de partenariats industriels divers (PME, Grands Groupes donneurs d'ordres, prestataires d'ingénierie technique et logiciel) et de plusieurs collaborations nationales. Les nombreuses opportunités de projets avec partenariat industriel ces dernières années ne m'ont pas poussé à répondre aux appels à projet ANR ou Européen d'autant plus que ces travaux ont pu être accompagnés de financements de thèses ministérielles. Ainsi, il a été possible de garder une cohérence scientifique et un équilibre entre recherche à caractère applicatif et fondamental. Pour autant, dans les prochaines années, des financements type ANR ou Européen permettront de traiter certaines perspectives évoquées ci-avant et de consolider des collaborations nationales, notamment avec l'ICA de Toulouse, et d'initier des collaborations internationales. Par ailleurs, le regroupement des départements de l'I2M sur deux sites (Université de Bordeaux et ENSAM) devrait permettre de concrétiser les échanges initiés avec les collègues des départements Ingénierie Mécanique et Conception (IMC), Durabilité des Matériaux, des Assemblages et des Structures (DuMAS) et Matériau Procédé et Interaction (MPI).

Références

Alkatan, F., Stephan, P., Daidie, A., and Guillot, J. (2007). Equivalent axial stiffness of various components in bolted joints subjected to axial loading. *Finite Elem. Anal. Des.* *43*, 589–598.

Allix, O., Feissel, P., and Thévenet, P. (2003). A delay damage mesomodel of laminates under dynamic loading: basic aspects and identification issues. *Comput. Struct.* *81*, 1177–1191.

Allix, O., Feld, N., Baranger, E., Guimard, J.-M., and Ha-Minh, C. (2014). The compressive behaviour of composites including fiber kinking: modelling across the scales. *Meccanica* *49*, 2571–2586.

Andriamampianina, J., Alkatan, F., Stéphan, P., and Guillot, J. (2012). Determining load distribution between the different rows of fasteners of a hybrid load transfer bolted joint assembly. *Aerosp. Sci. Technol.* *23*, 312–320.

Askri, R. (2016). Approche fiabiliste pour le tolérancement des assemblages par fixation de structures composite-métal. Thèse de doctorat. Université Bordeaux.

Askri, R., Bois, C., Wargnier, H., and Lecomte, J. (2015). Reduced bolted joint model using multi-connected rigid surfaces and continuum shell elements. In *The 20th International Conference on Composite Materials*, (Copenhagen, Denmark).

Askri, R., Bois, C., Wargnier, H., and Lecomte, J. (2016). A reduced fastener model using Multi-Connected Rigid Surfaces for the prediction of both local stress field and load distribution between fasteners. *Finite Elem. Anal. Des.* *110*, 32–42.

Ballu, A. (2015). Recherche des modes technologiques de défauts géométriques sur un lot de pièces : essais sur un ensemble de surfaces simulées. In *14ème Colloque Produits, Procédés, Systèmes, Intelligents et Durables AIP Primeca*, (La Plagne).

Bazant, Z.P. (1999). Size effect on structural strength: A review. *Arch. Appl. Mech.* *69*, 703–725.

Bazant, Z.P., and Oh, B.H. (1983). Crack band theory for fracture of concrete. *Matér. Constr.* *16*, 155–177.

Bazant, Z.P., and Pijaudier-Cabot, G. (1988). Nonlocal continuum damage, localization instability and convergence. *J. Appl. Mech. Trans. ASME* *55*, 287–293.

Benzeggagh M.L., and Kenane M. (1996). Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus. *Compos. Sci. Technol.* *56*, 439–449.

- Bodjona, K., Raju, K., Lim, G.-H., and Lessard, L. (2015). Load sharing in single-lap bonded/bolted composite joints. Part I: Model development and validation. *Compos. Struct.* *129*, 268–275.
- Bois, C., Montagnier, O., and Hochard, C. (2007). Caractérisation du comportement en compression de matériaux composites par essais de flexion pure. In 15^{ème} Journées Nationales Sur Les Matériaux Composites, (Marseille).
- Bois, C., Pilato, A., Wahl, J.-C., and Perry, N. (2013a). Proposal for a smart pressurised ring test to study thick composite produced by filament winding. *Compos. Part B Eng.* *53*, 382–390.
- Bois, C., Wargnier, H., Wahl, J.-C., and Le Goff, E. (2013b). An analytical model for the strength prediction of hybrid (bolted/bonded) composite joints. *Compos. Struct.* *97*, 252–260.
- Bois, C., Malenfant, J.-C., Wahl, J.-C., and Danis, M. (2014). A multiscale damage and crack opening model for the prediction of flow path in laminated composite. *Compos. Sci. Technol.* *97*, 81–89.
- Bouvet, C., Lisle, T., Hongkarnjanakul, N., Pastor, M.-L., Rivallant, S., and Margueres, P. (2015). Evaluation of fracture toughness of fiber failure in compression with infrared thermography. In 18^{ème} Journées Nationales Sur Les Matériaux Composites, (Lyon).
- Bresson, G. (2011). Collage fiable pour l'espace : influence de la qualité des procédés et dimensionnement des assemblages. Thèse de doctorat. Université Bordeaux I.
- Breteau, P. (2009). Simulation d'assemblage flexible par la mesure - Application au domaine de l'aéronautique. Thèse de doctorat. Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- Budiansky, B., and Fleck, N.A. (1993). Compressive failure of fibre composites. *J Mech Phys Solids* *41*, 183–211.
- Caccese, V., Mewer, R., and Vel, S.S. (2004). Detection of bolt load loss in hybrid composite/metal bolted connections. *Eng. Struct.* *26*, 895–906.
- Caccese, V., Berube, K.A., Fernandez, M., Daniel Melo, J., and Kabche, J.P. (2009a). Influence of stress relaxation on clamp-up force in hybrid composite-to-metal bolted joints. *Compos. Struct.* *89*, 285–293.
- Caccese, V., Berube, K.A., Fernandez, M., Daniel Melo, J., and Kabche, J.P. (2009b). Influence of stress relaxation on clamp-up force in hybrid composite-to-metal bolted joints. *Compos. Struct.* *89*, 285–293.
- Camanho, P.P., and Dávila, C.G. (2002). Mixed-Mode Decohesion Finite Elements for the Simulation of Delamination in Composite Materials (NASA Report).

Camanho, P.P., and Lambert, M. (2006). A design methodology for mechanically fastened joints in laminated composite materials. *Compos. Sci. Technol.* *66*, 3004–3020.

Caous, D. (2017). Rôle de l'endommagement sur la durée de vie en fatigue des matériaux composites stratifiés : application au domaine éolien. *Arts et Metiers ParisTech*.

Caous, D., Bois, C., Wahl, J.-C., Palin-Luc, T., and Valette, J. (2017). A method to determine composite material residual tensile strength in the fibre direction as a function of the matrix damage state after fatigue loading. *Compos Part B Eng* *127*, 15–25.

Cheng, X., Wang, S., Zhang, J., Huang, W., Cheng, Y., and Zhang, J. (2017). Effect of damage on failure mode of multi-bolt composite joints using failure envelope method. *Compos. Struct.* *160*, 8–15.

Christensen, R.M. (1979). *Mechanics of composite materials* (J. Wiley & sons).

D3410 (2008). Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading. ASTM Int.

D6641 (2014). Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials Using a Combined Loading Compression (CLC) Test Fixture. ASTM Int.

De Borst, R., Sluys, L.J., Muhlhaus, H.-B., and Pamin, J. (1993). Fundamental issues in finite element analyses of localization of deformation. *Eng. Comput.* *10*, 99–121.

Desmorat, R., Gatuingt, F., and Ragueneau, F. (2007). Nonlocal anisotropic damage model and related computational aspects for quasi-brittle materials. *Eng. Fract. Mech.* *74*, 1539–1560.

Deü, J.-F. (1995). Rupture des composites stratifiés sous chargement dynamique : apport des méso-modèles avec endommagement retardé. Thèse de doctorat. Ecole Normale Supérieure de Cachan.

Dols, S., Paredes, M., and Morgue, P. (2015). Évaluation de la qualité des assemblages via le monitoring du serrage. In *Les Assemblages Mécaniques : Evolutions Récentes et Perspectives*.

Egan, B., McCarthy, M.A., Frizzell, R.M., Gray, P.J., and McCarthy, C.T. (2014). Modelling bearing failure in countersunk composite joints under quasi-static loading using 3D explicit finite element analysis. *Compos. Struct.* *108*, 963–977.

Ekh, J., Schön, J., and Zenkert, D. (2013). Simple and efficient prediction of bearing failure in single shear, composite lap joints. *Compos. Struct.* *105*, 35–44.

El Moussaid, M. (2016). Analyse et intégration des spécificités liées au procédé de fabrication dans les modèles de calcul des structures composites application à la simulation du comportement mécanique des fonds des réservoirs bobinés. Thèse de doctorat. Université Bordeaux.

Eneyew, E.D., and Ramulu, M. (2014). Experimental study of surface quality and damage when drilling unidirectional CFRP composites. *J. Mater. Res. Technol.* 3, 354–362.

Feld, N. (2011). Vers un pont micro-méso de la rupture en compression des composites stratifiés. Thèse de doctorat. Ecole Normale Supérieure de Cachan.

Feld, N., Allix, O., Baranger, E., and Guimard, J.-M. (2011). Micro-mechanical prediction of UD laminates behavior under combined compression up to failure: Influence of matrix degradation. *J. Compos. Mater.* 45, 2317–2333.

Feld, N., Allix, O., Baranger, E., and Guimard, J.-M. (2012). A micromechanics-based mesomodel for unidirectional laminates in compression up to failure. *J. Compos. Mater.* 46, 2893–2909.

Forouraghi, B. (2002). Worst-Case Tolerance Design and Quality Assurance via Genetic Algorithms. *J. Optim. Theory Appl.* 113, 251–268.

Fortin, F.-A., Rainville, F.-M.D., Gardner, M.-A., Parizeau, M., and Gagné, C. (2012). DEAP: Evolutionary Algorithms Made Easy. *J. Mach. Learn. Res.* 13, 2171–2175.

Gayton, N. (2012). Méthodes probabilistes pour la conception mécanique: Application à la fatigue des structures et à l'analyse des tolérances. Habilitation à Diriger des Recherches. Institut Français de Mécanique Avancée, Institut Pascal.

Germain, N., Besson, J., and Feyel, F. (2007). Composite layered materials: Anisotropic nonlocal damage models. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 196, 4272–4282.

Godin, J.-P., Scheuch, F., and Baker, R. (2015). Mesure par ultrason et Vis instrumentées de la Tension de Serrage des Assemblages Vissés. In *Les Assemblages Mécaniques : Evolutions Récentes et Perspectives*, (Saint-Ouen).

Gohorianu, G. (2008). Interaction entre les défauts d'usinage et la tenue en matage d'assemblages boulonnés en carbone/époxy. Thèse de doctorat. Université Toulouse III.

Gomes, H.M., Awruch, A.M., and Lopes, P.A.M. (2011). Reliability based optimization of laminated composite structures using genetic algorithms and Artificial Neural Networks. *Struct. Saf.* 33, 186–195.

Gray, P.J., and McCarthy, C.T. (2010). A global bolted joint model for finite element analysis of load distributions in multi-bolt composite joints. *Compos. Part B Eng.* 41, 317–325.

- Gray, P.J., and McCarthy, C.T. (2011). A highly efficient user-defined finite element for load distribution analysis of large-scale bolted composite structures. *Compos. Sci. Technol.* *71*, 1517–1527.
- Gudmundson, P., and Alpman, J. (2000). Initiation and growth criteria for transverse matrix cracks in composite laminates. *Compos. Sci. Technol.* *60*, 185–195.
- Hart-Smith, L.J. (2004). Bolted joint analysis for composite structures. In *Joining and Repair of Composites Structures*, (Kansas City, MO).
- Helsehurst, R.B. (2013). *Design and analysis of structural joints with composite materials* (DEStech Publications).
- Hoang-Ngoc, C.T., and Paroissien, E. (2010). Simulation of single-lap bonded and hybrid (bolted/bonded) joints with flexible adhesive. *Int. J. Adhes. Adhes.* *30*, 117–129.
- Hochard, C., Lahellec, N., and Bordreuil, C. (2007). A ply scale non-local fibre rupture criterion for CFRP woven ply laminated structures. *Compos. Struct.* *80*, 321–326.
- Huchette, C. (2005). *Sur la complémentarité des approches expérimentales et numériques pour la modélisation des mécanismes d'endommagement des composites stratifiés*. Thèse de doctorat. Université Paris 6.
- Huchette, C., Lévêque, D., and Carrère, N. (2006). A multiscale damage model for composite laminate based on numerical and experimental complementary tests (Dolny).
- Huth, H. (1986). Influence of fastener flexibility on the prediction of load transfer and fatigue life for multiple-row joints. In *ASTM Special Technical Publication*, (Charleston, SC, USA: ASTM), pp. 221–250.
- Irisarri, F.-X., Laurin, F., Carrere, N., and Maire, J.-F. (2012a). Progressive damage and failure of mechanically fastened joints in CFRP laminates - Part II: Failure prediction of an industrial junction. *Compos. Struct.* *94*, 2278–2284.
- Irisarri, F.-X., Laurin, F., Carrere, N., and Maire, J.-F. (2012b). Progressive damage and failure of mechanically fastened joints in CFRP laminates - Part I: Refined Finite Element modelling of single-fastener joints. *Compos. Struct.* *94*, 2269–2277.
- ISO 1101 (2012). *Geometrical product specifications (GPS) — Geometrical tolerancing — Tolerances of form, orientation, location and run-out*.
- Israr, H.A., Rivallant, S., and Barrau, J.J. (2013). Experimental investigation on mean crushing stress characterization of carbon-epoxy plies under compressive crushing mode. *Compos. Struct.* *96*, 357–364.
- Jallageas, J. (2013). *Optimisation du perçage de multi-matériaux sur unité de perçage automatique*. Thèse de doctorat. Université Bordeaux I.

- Jelf, P.M., and Fleck, N.A. (1994). The failure of composite tubes due to combined compression and torsion. *J. Mater. Sci.* *29*, 3080–3084.
- Kapidžić, Z., Nilsson, L., and Ansell, H. (2014). Finite element modeling of mechanically fastened composite-aluminum joints in aircraft structures. *Compos. Struct.* *109*, 198–210.
- Kelly, G. (2005a). Load transfer in hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints. *Compos. Struct.* *69*, 35–43.
- Kelly, G. (2005b). Load transfer in hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints. *Compos. Struct.* *69*, 35–43.
- Kilickap, E. (2010). Optimization of cutting parameters on delamination based on Taguchi method during drilling of GFRP composite. *Expert Syst. Appl.* *37*, 6116–6122.
- Knight, N., Phillips, D., and Raju, I. (2009). Stress Analysis of Bolted, Segmented Cylindrical Shells Exhibiting Flange Mating-Surface Waviness. In 50th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, (American Institute of Aeronautics and Astronautics).
- Knight, N., Song, K., Elliott, K., Raju, I., and Warren, J. (2012). Elastic-Plastic Nonlinear Response of a Space Shuttle External Tank Stringer: Stringer-Foot Imperfections and Assembly. In 53rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, (American Institute of Aeronautics and Astronautics).
- Kostreva, K.M. (2003). Torque Limit for Bolted Joint For Composites. Part B; Experimentation (NASA Report).
- Krajcinovic, D.K. (1984). Continuum damage mechanics. *Appl. Mech. Rev.* *37*, 1–6.
- Kumazawa, H., and Whitcomb, J. (2008). Numerical modeling of gas leakage through damaged composite laminates. *J. Compos. Mater.* *42*, 1619–1638.
- Kweon, J.-H., Jung, J.-W., Kim, T.-H., Choi, J.-H., and Kim, D.-H. (2006). Failure of carbon composite-to-aluminum joints with combined mechanical fastening and adhesive bonding. *Compos. Struct.* *75*, 192–198.
- Lachaud, F. (2011). Contribution à l'analyse multi échelle du comportement mécanique non linéaire matériau des structures composites. Habilitation à Diriger des Recherches. Université de Toulouse.
- Lachaud, F., Piquet, R., Collombet, F., and Surcin, L. (2001). Drilling of composite structures. *Compos. Struct.* *52*, 511–516.
- Ladevèze, P. (1992). A damage computational method for composite structures. *Comput. Struct.* *44*, 79–87.

REFERENCES

- Ladeveze, P., and LeDantec, E. (1992a). Damage modelling of the elementary ply for laminated composites. *Compos. Sci. Technol.* *43*, 257–267.
- Ladeveze, P., and LeDantec, E. (1992b). Damage modelling of the elementary ply for laminated composites. *Compos. Sci. Technol.* *43*, 257–267.
- Ladevèze, P., and Lubineau, G. (2003). Relationships between “micro” and “meso” mechanics of laminated composites. *C. R. Mécanique* *331*, 537–544.
- Laeuffer, H., Bois, C., Wahl, J.-C., Perry, N., and Lavelle, F. (2015). Damage and permeability of composite laminates. In *The 20th International Conference on Composite Materials*, (Copenhagen, Danamark).
- Laeuffer, H., Arbaoui, J., Bois, C., Lavelle, F., Perry, N., and Wahl, J.-C. (2017). A new device to measure permeability evolution under pressure loading: Application to CFRP pipes. *Measurement* *98*, 68–76.
- Lagunegrand, L., Lorriot, T., Harry, R., and Wargnier, H. (2006a). Design of an improved four point bending test on a sandwich beam for free edge delamination studies. *Compos. Part B Eng.* *37*, 127–136.
- Lagunegrand, L., Lorriot, T., Harry, R., Wargnier, H., and Quenisset, J.M. (2006b). Initiation of free-edge delamination in composite laminates. *Compos. Sci. Technol.* *66*, 1315–1327.
- Laurin, F. (2005). *Approche multiechelle des mécanismes de ruine progressive des matériaux stratifiés et analyse de la tenue de structures composites*. Thèse de doctorat. Université de Franche Comté.
- Laurin, F., Carrere, N., Huchette, C., and Maire, J.-F. (2013). A multiscale hybrid approach for damage and final failure predictions of composite structures. *J. Compos. Mater.* *47*, 2713–2747.
- Laurin, F., Carrere, N., Maire, J.-F., and Mahdi, S. (2014). Enhanced strength analysis method for composite open-hole plates ensuring design office requirements. *Compos. Part B Eng.* *62*, 5–11.
- Lecomte, J. (2016). *Etude du comportement d’assemblages hybrides métal-composite. Application à la conception de structures multi-matériaux*. Thèse de doctorat. Université Bordeaux.
- Lecomte, J., Bois, C., Wargnier, H., and Wahl, J.-C. (2014). An analytical model for the prediction of load distribution in multi-bolt composite joints including hole-location errors. *Compos. Struct.* *117*, 354–361.

- Lecomte, J., Dupleix-Couderc, C., Marcuzzo, C., Bois, C., and Daidie, A. (2017). A robust numerical model for the pre-design of composite Reinforcement by expanded bonded bushing (EB²). In 3rd International Conference on Mechanics of Composite, (Bologne, Italia).
- Le Goff, E. (2013). Etude des transferts de charges dans les alésages composites, application aux renforcements par bague frettée collée. Thèse de doctorat. Université Bordeaux 1.
- Le Goff, E., Bois, C., and Wargnier, H. (2017). A progressive intra- and inter-laminar damage model to predict the effect of out-of-plane confinement on pin-bearing behaviour of laminated composites. *J. Compos. Mater.* *51*.
- Leguillon, D. (2002). Strength or toughness? A criterion for crack onset at a notch. *Eur. J. Mech. ASolids* *21*, 61–72.
- Lemaitre, J., and Chaboche, J.-L. (1994). *Mechanics of Solid Materials* (Cambridge University press).
- Le Riche, R., and Haftka, R.T. (1995). Improved genetic algorithm for minimum thickness composite laminate design. *Compos. Eng.* *5*, 143–161.
- Liu, D., Tang, Y., and Cong, W.L. (2012). A review of mechanical drilling for composite laminates. *Compos. Struct.* *94*, 1265–1279.
- Madenci, E., Shkarayev, S., Sergeev, B., Oplinger, D.W., and Shyprykevich, P. (1998). Analysis of composite laminates with multiple fasteners. *Int. J. Solids Struct.* *35*, 1793–1811.
- Malenfant, J.-C., Serin, P., Lasseux, D., and Bois, C. (2014). Etanchéification d'un réservoir composite sans liner par l'utilisation d'un gaz neutre.
- Matzenmiller, A., Lubliner, J., and Taylor, R.L. (1995). A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites. *Mech. Mater.* *20*, 125–152.
- McCarthy, C.T., and Gray, P.J. (2011). An analytical model for the prediction of load distribution in highly torqued multi-bolt composite joints. *Compos. Struct.* *93*, 287–298.
- McCarthy, M.A., McCarthy, C.T., Lawlor, V.P., and Stanley, W.F. (2005). Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part I - Model development and validation. *Compos. Struct.* *71*, 140–158.
- Montagnier, O., and Hochard, C. (2005). Compression characterization of high-modulus carbon fibers. *J. Compos. Mater.* *39*, 35–49.
- Narayana Naik, G., Gopalakrishnan, S., and Ganguli, R. (2008). Design optimization of composites using genetic algorithms and failure mechanism based failure criterion. *Compos. Struct.* *83*, 354–367.

- Needleman, A. (1988). Material rate dependence and mesh sensitivity in localization problems. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* *67*, 69–85.
- Nelson, W.D., Bunin, B.L., and Hart-Smith, L.J. (1983). Critical joints in large composite aircraft structure (NASA Report).
- Odru, P., and Sparks, C. (1991). Thick walled composite tubes calculation and measured behavior. In *International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium*, ASME, (Stavanger, Norway).
- Palanikumar, K. (2011). Experimental investigation and optimisation in drilling of GFRP composites. *Measurement* *44*, 2138–2148.
- Parkes, P.N., and Butler, R. (2013). Interaction between metallic micro-fasteners and carbon-fibre composite laminates. In *The 19th International Conference on Composite Materials*, (Montréal, Canada).
- Parkes, P.N., Butler, R., Meyer, J., and de Oliveira, A (2014). Static strength of metal-composite joints with penetrative reinforcement. *Compos Struct* *118*, 250–256.
- Paroissien, E. (2006). Contribution aux assemblages hybrides (boulonnés/collés) - Application aux jonctions aéronautiques. Thèse de doctorat. Université Toulouse III.
- Paroissien, E., Sartor, M., and Huet, J. (2007). Joints Applied to Aeronautic Parts: Analytical One-Dimensional Models of a Single-Lap Joint. In *Trends and Recent Advances in Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering II*, (Springer), pp. 95–110.
- Parry, T.V., and Wronski, A.S. (1982). Kinking and compressive failure in uniaxially aligned carbon fibre composite tested under superposed hydrostatic pressure. *J. Mater. Sci.* *17*, 893–900.
- Parvizi, A., Garrett, K.W., and Bailey, J.E. (1978). Constrained cracking in glass fibre-reinforced epoxy cross-ply laminates. *J. Mater. Sci.* *13*, 195–201.
- Payan, J., and Hochard, C. (2002). Damage modelling of laminated carbon/epoxy composites under static and fatigue loadings. *Int. J. Fatigue* *24*, 299–306.
- Perry, N., Wahl, J.C., Bois, C., Pilato, A., and Bernard, A. (2013). Thick composite design for hydrogen vessels: A contribution to composite design method. *CIRP Ann. - Manuf. Technol.* *62*, 139–142.
- Persson, E., Eriksson, I., and Zackrisson, L. (1997). Effects of hole machining defects on strength and fatigue life of composite laminates. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* *28*, 141–151.

- Pilato, A. (2011). Caractérisation des structures composites bobinées épaisses, application à l'étude du comportement de réservoirs de stockage d'hydrogène. Université Bordeaux I.
- Pinho, S.T., Iannucci, L., and Robinson, P. (2006a). Physically-based failure models and criteria for laminated fibre-reinforced composites with emphasis on fibre kinking: Part I: Development. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* *37*, 63–73.
- Pinho, S.T., Robinson, P., and Iannucci, L. (2006b). Fracture toughness of the tensile and compressive fibre failure modes in laminated composites. *Compos. Sci. Technol.* *66*, 2069–2079.
- Pinho, S.T., Robinson, P., and Iannucci, L. (2006c). Fracture toughness of the tensile and compressive fibre failure modes in laminated composites. *Compos. Sci. Technol.* *66*, 2069–2079.
- Roudgé, M. (2011). Modélisation expérimentale par les réseaux de neurones du perçage multi-matériaux. Thèse de doctorat. Université Bordeaux I.
- Schultheisz, C.R., and Waas, A.M. (1996a). Compressive failure of composites, Part I: Testing and micromechanical theories. *Prog. Aerosp. Sci.* *32*, 1–42.
- Schultheisz, C.R., and Waas, A.M. (1996b). Compressive failure of composites, Part I: Testing and micromechanical theories. *Prog. Aerosp. Sci.* *32*, 1–42.
- Sola, C., Castanié, B., Michel, L., Lachaud, F., Delabie, A., and Mermoz, E. (2017). Bearing fatigue of composite laminates: Damage monitoring and fatigue life prediction. *Compos. Part B Eng.* *110*, 487–496.
- Stricher, A. (2013). Tolérance flexible d'assemblages de grandes Structures aéronautiques. Thèse de doctorat. Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- Swift, T. (1971). Development of the Fail-safe Design Features of the DC-10. In *Damage Tolerance in Aircraft Structures*, M. Rosenfeld, ed. (100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International), pp. 164–164 – 51.
- Tate, M.B., and Rosenfeld, S.J. (1946). Preliminary Investigation of the loads carried by individual bolts in Bolted Joints (NASA Report).
- Thomas, F.P. (2006). Experimental Observations for Determining the Maximum Torque Values to Apply to Composite Components Mechanically Joined With Fasteners (Alabama: Marshall Space Flight Center).
- Turon, A., Dávila, C.G., Camanho, P.P., and Costa, J. (2007). An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models. *Eng. Fract. Mech.* *74*, 1665–1682.

REFERENCES

- Van Der Sypt, P., Chérif, M., and Bois, C. (2017). Analysis of the fatigue behaviour of laminated composite holes subjected to pin-bearing loads. *Int. J. Fatigue* *103*, 86–98.
- Vogler, T.J., Hsu, S.-Y., and Kyriakides, S. (2000). Composite failure under combined compression and shear. *Int. J. Solids Struct.* *37*, 1765–1791.
- Wahl, J.-C., Bois, C., Laeuffer, H., and Gillet, A. (2014). Mechanical behavior and gas permeability of composites vessels. In 4th International Carbon Composites Conference, (Arcachon, France).
- Wang, H.-S., Hung, C.-L., and Chang, F.-K. (1996). Bearing failure of bolted composite joints. Part I: Experimental characterization. *J. Compos. Mater.* *30*, 1284–1313.
- Weaver, C.W., and Williams, J.G. (1975). Deformation of a carbon-epoxy composite under hydrostatic pressure. *J. Mater. Sci.* *10*, 1323–1333.
- Whitney, J.M., and Nuismer, R.J. (1974). Stress Fracture Criteria for Laminated Composites Containing Stress Concentrations. *J. Compos. Mater.* *8*, 253–265.
- Woolstencroft, D.H., Curtis, A.R., and Haresceugh, R.I. (1981). A comparison of test techniques used for the evaluation of the unidirectional compressive strength of carbon fibre-reinforced plastic. *Composites* *12*, 275–280.
- Wu, Y., Shivpuri, R., and Lee, L.J. (1998). Effect of macro and micro voids on elastic properties of polymer composites. *J. Reinf. Plast. Compos.* *17*, 1391–1402.
- Xia, M., Takayanagi, H., and Kemmochi, K. (2001). Analysis of multi-layered filament-wound composite pipes under internal pressure. *Compos Struct* *53*, 483–491.
- Xiao, Y., and Ishikawa, T. (2005). Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints (part I: Experimental investigation). *Compos. Sci. Technol.* *65*, 1022–1031.
- Xiong, Y. (1996). An analytical method for failure prediction of multi-fastener composite joints. *Int. J. Solids Struct.* *33*, 4395–4409.
- Yokozeki, T., Ogasawara, T., and Ishikawa, T. (2006). Evaluation of gas leakage through composite laminates with multilayer matrix cracks: Cracking angle effects. *Compos. Sci. Technol.* *66*, 2815–2824.
- Zhao, Y. (2002). Torque limit for bolted joint for composites Part A: TTTC properties of laminated composites (NASA Report).