

Tolérance aux dommages par impacts de structures courbes composites : effets d'échelles

Ludovic Ballere

▶ **To cite this version:**

Ludovic Ballere. Tolérance aux dommages par impacts de structures courbes composites : effets d'échelles. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2008. Français. NNT : 2008ENAM0010 . pastel-00004191

HAL Id: pastel-00004191
https://pastel.hal.science/pastel-00004191

Submitted on 6 Oct 2008

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.

N^o : 2008 ENAM 0010

Ecole doctorale n^o 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

T H È S E

pour obtenir le grade de

Docteur

de

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité "Mécanique"

présentée et soutenue publiquement

par

Ludovic BALLERE

le 20 Mai 2008

TOLÉRANCE AUX DOMMAGES PAR IMPACTS DE STRUCTURES COURBES COMPOSITES

EFFETS D'ÉCHELLES

Directeur de thèse : ***Jean-Luc LATAILLADE***

Co-directeur de thèse : ***Philippe VIOT***

Jury :

F. PIERRON, Professeur, LMPF, ENSAM, Châlons-en-champagne	Président
M.-C. LAFARIE-FRENOT, Professeur, LMPM, ENSMA, Poitiers	Rapporteur
N. CARRERE, Ingénieur de Recherche Habilité, ONERA, Châtillon	Rapporteur
J.-J. BARRAU, Professeur, LGMT, UPS, Toulouse	Examinateur
J.-L. LATAILLADE, Professeur, LAMEFIP, ENSAM, Bordeaux	Examinateur
P. VIOT, Maître de Conférences, LAMEFIP, ENSAM, Bordeaux	Examinateur
S. CLOUTET, Snecma Propulsion Solide, Groupe SAFRAN	Invité

LAboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des Procédés
ENSAM, CER de Bordeaux

L'ENSAM est un Grand Etablissement dépendant du Ministère de l'Education Nationale, composé de huit centres :
AIX-EN-PROVENCE ANGERS BORDEAUX CHÂLONS-EN-CHAMPAGNE CLUNY LILLE METZ PARIS

A mes parents,

Morgane,

Jules ...

.

Remerciements

Ce travail de thèse a été réalisé au LAboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des Procédés (LAMEFIP), Arts et Métiers - ParisTech, CER de Bordeaux en collaboration avec la société Snecma Propulsion Solide - Groupe SAFRAN. A ce titre, je remercie Messieurs les Professeurs Jean-Luc Lataillade et Ivan Iordanoff, directeurs successifs du laboratoire, qui m'ont permis d'effectuer ce travail dans de bonnes conditions. Je tiens également à remercier Monsieur Sébastien Cloutet pour son implication dans cette thèse, tant au niveau des discussions techniques que des choix stratégiques. Il a donc grandement contribué à ce que ce travail réponde au mieux aux attentes industrielles de la Snecma.

L'encadrement d'une thèse conditionne bien sûr la qualité des travaux de recherche effectués mais également l'élévation scientifique et humaine du doctorant. Pour toutes ces raisons, j'exprime toute ma gratitude à mon Directeur de thèse, le Professeur Jean-Luc Lataillade et mon co-directeur de thèse, Monsieur Philippe Viot, pour leur implication dans cette tâche. Je remercie également Messieurs Laurent Guillaumat et Frédéric Dau pour m'avoir conseillé sur divers aspects scientifiques.

Je tiens vivement à remercier les membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont manifesté pour ce travail de thèse. Ainsi, je remercie Madame le Professeur M.-C. Lafarie-Frénot et Monsieur N. Carrere pour m'avoir fait l'honneur d'être les rapporteurs et Messieurs les Professeurs F. Pierron et J.-J. Barrau qui ont accepté de juger ce travail.

Au cours de ces années, j'ai eu le plaisir de travailler avec de nombreuses personnes qui ont fortement contribué à l'aboutissement de ce projet. Ainsi, j'adresse mes sincères remerciements à Messieurs Vincent Grolleau (LG2M-UBS-Lorient), Jean Cavalié (ACF Composites - ENSAM de Bordeaux) et René Gadou (ENSAM de Bordeaux).

Bien sûr, je n'oublie pas de remercier très chaleureusement Jean-Luc Charles, Nicolas Saintier, Mathieu Lasserre, Laurent Tournié, Christophe Lemaire et Jean-Marie Médard qui sont pour beaucoup dans la réussite de cette thèse.

J'adresse également mes vifs remerciements à Annie, Marinette, Jonathan et aux Francis pour l'ensemble des services qu'ils m'ont rendus pendant ces années au laboratoire.

Enfin, je remercie très chaleureusement l'ensemble des collègues et amis rencontrés au laboratoire pour leur bonne humeur. En particulier, je remercie vivement : Did64, Mat, Jérôme, Tom, Francesco, Arnaud et Zouz qui m'ont permis de passer d'agréables moments au laboratoire et en dehors.

Je souhaite attribuer une mention très spéciale à mon compère doctorant (docteur aujourd'hui), collègue de bureau et ami Rémy Bouix. Pendant ces années de thèse, nous avons partagé de nombreux moments, bons et moins bons, et souvent de manière synchrone. Rémy, we did it !!!

Je conclurais en remerciant ma famille, mes parents sans qui rien de tout cela n'aurait été possible, et enfin mon amie, Morgane, pour m'avoir soutenu et supporté tout au long de ces années et qui m'a donné le plus beau des cadeaux, un fils, Jules.

Préface

Le problème du changement d'échelles en physique - et certainement dans d'autres sciences (politiques, sociales, médicales, financières) - pose des questions de nature redoutable, la première d'entre elles étant celle de la représentativité d'un échantillon sur lequel porte l'observation du scientifique ; en effet il est fondé à se demander si ses observations dépendent ou non de la taille de son « échantillon ». Pour le physicien cela revient à savoir dans quelle mesure l'observation d'un système nécessairement borné peut conduire à l'identification objective d'un comportement local universel, associé à une échelle de validité qui reste à apprécier. L'hypothèque étant levée il est alors en droit de prévoir le comportement global à partir du comportement local, et ce pour toute autre échelle. De telles situations se rencontrent aisément pour des réponses linéaires, beaucoup plus rarement pour des cas non linéaires, qu'il s'agisse de non linéarités de comportement ou de non linéarités géométriques. Pour ce faire les méthodes d'homogénéisation ne manquent pas, et les techniques de simulation numérique non plus. Reste quand même la problématique de la forme des lois mathématiques envisagées ... Mais il faut dire que l'hypothèque est généralement levée sans précautions suffisantes : en effet il est légitime de vérifier si la physique du système étudié n'est pas dépendante de la frontière qu'il a choisie à priori : de son périmètre, de sa nature. De plus cette frontière sépare l'intérieur de l'extérieur et la différenciation des sollicitations extérieures des flux internes peut s'avérer prometteuse ou au contraire conduire à des difficultés inextricables à établir un modèle physique.

En mécanique les exemples sont légion : conditions de turbulences pour les fluides, de courants de convection pour les gaz, de ruptures pour les solides - fragiles en particulier et pour lesquels les résultats dépendent étroitement de la forme et du volume de l'éprouvette -, conditions de résonance pour les structures, de conversion d'énergies modales moyennant des processus de battements, d'instabilités etc ...

Précisément dans le cas des structures mécaniques, ce sont les conditions aux limites qui jouent un rôle essentiel alors que leur identification ne peut se faire que difficilement et de toutes façons grossièrement, tout autant que leur reproduction, notamment à cause des contacts et de l'impossibilité matérielle à les atteindre par la mesure.

Ce rôle, couplé à celui des caractéristiques géométriques de la structure (élancement par exemple) a à voir avec les mécanismes de réponse possible au sein de la matière, mécanismes qui sont eux mêmes en interaction : la compétition entre plasticité et rupture dans le cas des métaux, entre cassures des fibres et délaminages dans le cas des composites, entre flambement et défaillance par compression de colonnes constituent des cas d'école.

Ainsi donc la transposition, selon des règles simples, d'une échelle à une autre n'est pas sans soulever des objections de principe puis méthodologiques. Il est à priori hors de propos de s'en remettre à un facteur d'échelle, par exemple. Pour se concentrer sur notre « cahier des charges » le premier effort a porté sur la manière de retrouver une typologie de dommages spécifiques, ayant au préalable fait un choix d'empilements pour

des épaisseurs stratifiées à différentes valeurs. Il est entendu que l'organisation à l'échelle de la mésostructure (c'est-à-dire des plis) pose elle aussi un problème analogue, alors qu'aucune fractalité ne peut etre invoquée.

Qui plus est l'importance des contraintes de cission transverse dépend fortement de ces épaisseurs et donc aussi la résistance globale. Qui plus est la courbure des structures étudiées interdit tout découplage entre effets de membrane et effets de plaque ce qui complique les modes de ruine. Qui plus est dans le cas de chargements dynamiques les sensibilités aux vitesses de déformation des mécanismes mis en jeu sont responsables de compétitions très difficiles à décrire, à étudier parce qu'inaccessibles à l'observation.

Tout ceci explique que nous avons délibérément abandonné la voie des modèles de connaissance pour le comportement à l'impact, nous en remettant aux plans d'expériences. Pour ce qui est des capacités résiduelles des éprouvettes, l'expérience physique a été couplée à des simulations numériques qui explicitement ou implicitement nous ramènent à exploiter la méthode de l'état local. Le passage d'une échelle à une autre pour ce qui est de la structure bobinée relève de la même logique, en ce qui concerne la tolérance au dommage.

Ainsi donc nous voici avertis de l'impossibilité de dégager des méthodes simples pour passer d'une échelle à une autre et de l'obligation à croiser essais mécaniques à essais numériques.

Jean-Luc Lataillade

Table des matières

Introduction **13**

1 Bibliographie et évaluation des lois de similitude existantes **17**
1.1 Deux grandes approches pour l'établissement de lois de similitude appliquées aux structures composites . . . 18
1.1.1 Approche basée sur une analyse dimensionnelle . . . 18
1.1.2 Approche basée sur l'étude des équations de mouvement . . . 19
1.2 Étude expérimentale . . . 21
1.2.1 Éprouvettes testées . . . 21
1.2.2 Technique du suivi de marqueurs . . . 23
1.3 Résultats . . . 24
1.3.1 Validation de la technique de suivi de marqueurs . . . 24
1.3.2 Impacts non endommageants . . . 25
1.3.3 Impacts provoquant un endommagement . . . 28
1.4 Conclusions . . . 30
1.5 Proposition d'une méthodologie pour le changement d'échelle . . . 31

2 Matériau, structures, méthodes et techniques expérimentales, conditions d'essais **35**
2.1 Matériau et structures . . . 36
2.1.1 Matériau de l'étude . . . 36
2.1.2 Dimensionnement des structures . . . 37
2.2 Dispositifs d'impact . . . 40
2.2.1 Tour de chute et instrumentation . . . 40
2.2.2 Filtrage des signaux issus du capteur de force piézo-électrique . . . 41
2.2.3 Étude de sensibilité des conditions aux limites pour les essais d'impact 42
2.3 Les plans d'expériences . . . 52
2.3.1 Choix de la matrice d'expériences . . . 53
2.3.2 Détermination des plans d'expériences pour les essais d'impact . . . 54
2.4 Dispositifs pour l'expertise du dommage . . . 57
2.4.1 Contrôle ultra-sonore. . . . 57
2.4.2 Contrôle par microscopie optique. . . . 59
2.5 Dispositifs pour les essais de tenue résiduelle . . . 61
2.6 Conclusions . . . 62

3 Résultats expérimentaux **65**
3.1 Eprouvettes Ø300 . . . 65
3.1.1 Création des dommages . . . 65
3.1.2 Expertise des dommages . . . 68

3.1.3 Essais quasi-statiques à rupture . . . 74
3.2 Eprouvettes Ø600 . . . 87
3.2.1 Création des dommages . . . 87
3.2.2 Expertise des dommages . . . 88
3.2.3 Essais quasi-statiques à rupture . . . 92
3.3 Comparaison des deux échelles d'éprouvettes et conclusions . . . 98
3.3.1 Comparaison des réponses à l'impact . . . 98
3.3.2 Comparaison des endommagements générés par impact . . . 99
3.3.3 Comparaison du comportement résiduel . . . 100

4 Modélisation numérique 103
4.1 Lois d'endommagement du pli . . . 104
4.1.1 Modèle n^o1 : Type déformation maximale . . . 105
4.1.2 Modèle n^o2 : Type déformation maximale avec découplage des effets 106
4.1.3 Modèle n^o3 (critère en contrainte) : Type Hashin-Rotem 3D . . . 107
4.1.4 Modèle n^o4 : Type Ambur . . . 109
4.2 Lois d'endommagement de l'interface . . . 110
4.2.1 Principe général des zones cohésives . . . 111
4.2.2 Modèle de Tvergaard . . . 111
4.2.3 Modèle de Crisfield . . . 113
4.3 Identification des différents modèles . . . 114
4.4 Conditions aux limites, éléments, maillage et séquence d'empilement . . . 115
4.5 Modélisation des éprouvettes saines Ø600 . . . 116
4.5.1 Comparaison des lois d'endommagement du pli . . . 117
4.5.2 Influence de la formulation de l'élement . . . 118
4.5.3 Comparaison des temps de calcul . . . 120
4.5.4 Influence de la finesse du maillage . . . 121
4.5.5 Implémentation des zones cohésives . . . 127
4.6 Modélisation des éprouvettes pré-impactées Ø600 . . . 129
4.6.1 Implémentation du dommage . . . 129
4.6.2 Influence des zones cohésives dans le cas d'une éprouvette pré-endommagée . . . 134
4.7 Application du modèle aux éprouvettes Ø300 . . . 136
4.7.1 Modélisation des éprouvettes Ø300 saines . . . 136
4.7.2 Influence des zones cohésives dans le cas des éprouvettes Ø300 . . . 138
4.7.3 Modélisation des éprouvettes Ø300 pré-impactées . . . 139
4.8 Sensibilité au pré-endommagement implémenté . . . 142
4.8.1 Cas des éprouvettes Ø300 . . . 142
4.8.2 Cas des éprouvettes Ø600 . . . 144
4.8.3 Conclusions sur la sensibilité du comportement résiduel au pré-endommagement implémenté . . . 145
4.9 Conclusions . . . 147

5 Vers la structure ... 151
5.1 Identification du dommage induit par impact sur une capacité étalon . . . 151
5.1.1 Création du dommage par impact . . . 152
5.1.2 Expertise des dommages initiés par impact . . . 155
5.2 Tolérance aux dommages des capacités Ø300 . . . 159
5.2.1 Essais d'impact . . . 159

5.2.2 Essais à rupture 163
5.3 Modélisation numérique 174
5.3.1 Maillage et conditions aux limites 174
5.3.2 Modélisation des capacités saines 176
5.3.3 Modélisation des capacités impactées 178
5.4 Conclusion 185

Conclusion générale et perspectives **187**

Références bibliographiques **193**

Annexes **197**
A Deux approches pour l'établissement de lois de similitude 197
A.1 Détail de la méthode utilisant l'analyse dimensionnelle. 197
A.2 Détail de la méthode utilisée par Qian et Swanson pour une plaque orthotrope symétrique. 200
B Influence de l'état prédéformé des éprouvettes 206

Introduction

De nos jours, les matériaux composites sont très largement utilisés pour la réalisation des structures aéronautiques. Ils ont progressivement remplacé les matériaux métalliques grâce notamment à leur plus faible densité. Cependant, l'un des inconvénients majeurs des matériaux composites est leur faible tenue aux chocs. Divers accidents peuvent intervenir au cours de la vie d'une structure composite (réalisation, stockage, utilisation ...). Le plus souvent, il s'agit d'impacts de faible énergie tels que la chute d'un outil, la projection de débris sur le fuselage d'un aéronef au décollage, ou bien encore la chute de grêlons... Dans le cas de structures réalisées en carbone-époxy, l'endommagement généré par ces chocs, potentiellement critique lors de l'utilisation de la structure, peut être indécelable à l'œil nu. On conçoit aisément que, par exemple dans le cas d'un réservoir soumis à une pression interne, la propagation d'une dégradation de cette nature peut conduire à un scénario catastrophique. Ainsi, le dimensionnement d'une telle structure doit passer par une étude réalisée en laboratoire permettant d'anticiper les conséquences de dégradations initiales de ce type.

L'étude du comportement de structures dégradées préalablement par impact relève de la tolérance aux dommages ; cela suppose d'appréhender la nocivité des défauts constatés vis à vis du chargement effectif. Le plus souvent, les essais sont effectués sur des structures identiques à celle étudiée. Cela soulève le problème des coûts générés lorsqu'il s'agit de structures de grandes dimensions. Une des alternatives à cette problématique est l'emploi de structures à échelle réduite.

L'idée de recourir à des structures d'échelle intermédiaire est attractive mais pose un problème non trivial de changement d'échelle car la reproduction du défaut sur la structure intermédiaire, tel que constaté sur la structure échelle 1 : 1, ne conduit pas a priori à la reproduction du comportement, toutes choses étant égales par ailleurs. Il faut alors disposer de l'état de contrainte au voisinage du défaut localisé et moyennant une méthode numérique capable de traiter des comportements élastiques endommageables (amorçage et propagation des fissures) prédire les performances résiduelles de la structure.

On peut présumer qu'à chaque mécanisme d'endommagement (délaminage, micro-fissuration, rupture des fibres) on puisse associer une grandeur géométrique spécifique normalisée par rapport à une dimension caractéristique de la structure (diamètre, longueur, épaisseur, courbure...) mais les règles d'association ne sont pas immédiates et s'il s'agit à terme de les établir, seule une méthode propre à l'étude de l'état local peut s'avérer prometteuse. Ces règles, si elles parviennent à être établies, permettront d'extrapoler l'impact à imposer à une échelle différente pour reproduire le comportement identifié sur une structure d'échelle réelle.

Le travail de recherche dont fait l'objet ce mémoire de thèse est inscrit dans cette problématique. Réalisé en collaboration entre le LAMEFIP - Arts et Métiers - ParisTech et la société Snecma Propulsion Solide - Groupe SAFRAN, il a pour objectif d'établir une méthodologie qui doit permettre à l'industriel de s'affranchir d'une lourde étude

expérimentale sur structure (réservoir bobiné sous pression) échelle 1 : 1. En effet, à partir d'une campagne d'essais sur structures à l'échelle intermédiaire et de par le modèle établi dans ce travail, il doit être possible d'estimer la tenue résiduelle en pression interne d'une structure échelle 1 : 1 lorsque celle-ci a subi un dommage par impact. Il s'agit d'une étude de méthodologie destinée à être appliquée à différentes structures échelle 1 : 1. Pour cela, des structures et des éprouvettes à deux échelles inférieures ont été définies spécifiquement pour cette étude. Bien que les définitions, les matériaux et les séquences d'empilement ne soient pas en relation directe avec une structure échelle 1 : 1 existante, les choix effectués doivent permettre le transfert de la méthode pour la définition de structures échelles réduites représentatives de différentes structures échelle 1 : 1 de type réservoir bobiné sous pression.

Ce mémoire s'articule en cinq chapitres présentés brièvement ci-dessous.

Le premier chapitre a pour objectif de dresser un état de l'art des méthodes existantes pour l'élaboration de règles de similitude dans le cas de structures composites. Les deux principales approches, établies avec des considérations d'élasticité non endommageable, sont utilisées pour l'étude du comportement à l'impact de deux échelles de plaques planes. Cette première campagne d'essais a pour but d'étudier les performances des lois de similitude existantes au-delà de leurs considérations premières : dans le cas de structures présentant un endommagement. Les conclusions de cette pré-étude conduiront à la proposition d'une démarche nécessitant la prise en compte de la localisation de l'endommagement par l'utilisation d'un modèle numérique.

Les structures, objets de l'étude, sont des capacités bobinées dont le coût de fabrication est élevé. Aussi, la majeure partie de la campagne expérimentale a été réalisée sur des éprouvettes courbes. Celles-ci sont issues de tubes possédant les même propriétés géométriques et mécaniques que la partie cylindrique (i.e. virole) des capacités. Deux échelles d'éprouvettes ont été utilisées pour cette étude. La description du matériau constitutif (i.e. carbone/époxy) ainsi que le dimensionnement des structures font l'objet du deuxième chapitre. Nous présenterons également dans ce chapitre les divers moyens et techniques mis en œuvre pour la réalisation des trois étapes nécessaires à une étude de tolérance aux dommages soit : la création du dommage par impact, l'expertise de l'endommagement induit et enfin, les essais à rupture permettant de quantifier les performances résiduelles. Plus précisément, dans l'étape de création du dommage, outre l'étude de sensibilité aux conditions aux limites choisies, nous utiliserons des plans d'expériences pour la détermination de paramètres d'impact optimaux. Cette technique est une alternative à l'élaboration d'un modèle semi-analytique souvent difficile à identifier expérimentalement. Par cette méthodologie, nous serons en mesure de proposer différentes relations empiriques (i.e. modèles de type "boite noire") liant les paramètres d'impact à divers paramètres représentatifs du dommage généré ou bien encore du comportement résiduel.

Le troisième chapitre de ce mémoire présente les résultats de la campagne expérimentale menée sur les deux échelles d'éprouvettes. Dans un premier temps, les informations recueillies à chaque étape de l'étude de tolérance aux dommages seront présentées indépendamment pour chaque échelle. Puis, une comparaison du comportement des deux échelles d'éprouvettes sera exposée et analysée. Les conclusions de ce chapitre permettront d'apporter quelques informations sur les effets d'échelle dans le cas d'éprouvettes courbes.

Le chapitre 4 vise à présenter le modèle numérique proposé pour la prédiction du comportement résiduel de deux échelles d'éprouvettes courbes pré-impactées. Cette modélisation est fondée sur l'analyse progressive de la rupture. En premier lieu, nous présenterons les modèles utilisés pour la simulation des différents mécanismes d'endommagement intervenant à la fois au niveau du pli et au niveau de l'interface. Après comparaison vis-à-vis des résultats expérimentaux obtenus sur une échelle d'éprouvettes, nous sélectionnerons les modèles affichant les meilleurs prédictions. Ceux-ci seront alors employés pour la prédiction de la tenue résiduelle de la seconde échelle d'éprouvettes et également confrontés aux résultats des essais. Grâce ce modèle numérique, nous serons en mesure de présenter les mécanismes responsables de la ruine progressive d'une éprouvette courbe pré-impactée ; ceux-ci étant difficilement observables expérimentalement. Nous verrons également qu'il est possible, par cette modélisation, d'isoler certains paramètres responsables d'effets d'échelle.

Le dernier chapitre est consacré à l'utilisation de la méthodologie établie pour les éprouvettes pour son application dans le cas de structures. Ainsi, une campagne d'essais de tolérance aux dommages a été effectuée sur une échelle de capacités bobinées pré-impactées et soumises à un chargement de pression interne. Les moyens mis en œuvre ainsi que les résultats obtenus à chaque étape de cette étude sont présentés dans ce chapitre. Le modèle numérique, validé sur les éprouvettes, est alors appliqué pour la prédiction du comportement résiduel des structures. Les premiers résultats issus de cette modélisation montrent des voies intéressantes pour la suite de cette étude.

Les dernières pages de ce document ont pour objectif de synthétiser les diverses informations recueillies au cours de cette étude et de proposer un certain nombre de perspectives à ce travail.

Chapitre 1

Bibliographie et évaluation des lois de similitude existantes

Sommaire

1.1 Deux grandes approches pour l'établissement de lois de similitude appliquées aux structures composites 18
1.1.1 Approche basée sur une analyse dimensionnelle 18
1.1.2 Approche basée sur l'étude des équations de mouvement 19
1.2 Étude expérimentale 21
1.2.1 Éprouvettes testées 21
1.2.2 Technique du suivi de marqueurs 23
1.3 Résultats 24
1.3.1 Validation de la technique de suivi de marqueurs 24
1.3.2 Impacts non endommageants 25
1.3.3 Impacts provoquant un endommagement 28
1.4 Conclusions 30
1.5 Proposition d'une méthodologie pour le changement d'échelle 31

L'objet de ce chapitre est, dans un premier temps, de réaliser une synthèse des approches existantes pour l'élaboration de règles de similitude appliquées aux structures composites. Celles-ci, permettant d'extrapoler le comportement d'une structure échelle réduite (prototype) à celui de la structure réelle (modèle) ont été établies selon deux grandes approches rappelées dans ce chapitre.

Dans un second temps, ces règles sont appliquées pour l'impact de plaques planes stratifiées d'échelles différentes. L'objectif de cette démarche est de vérifier la pertinence de ces règles lorsque les propriétés mécaniques varient au cours de l'essai. En effet, quelle que soit la méthode utilisée, l'établissement de ces lois suggère un comportement élastique non-endommageable des matériaux. Or, puisque l'étude décrite dans ce manuscrit est axée sur la tolérance aux dommages, il est nécessaire d'évaluer si leur domaine d'application peut s'étendre jusqu'à la dégradation de la structure.

1.1 Deux grandes approches pour l'établissement de lois de similitude appliquées aux structures composites

Bien que la littérature ne soit pas très riche en ce qui concerne les méthodes dédiées à l'établissement de lois de similitude appliquées aux structures composites, on peut toutefois en relever deux, comme le mentionne Abrate [Abrate, 1998]. La première est basée sur une analyse purement dimensionnelle utilisant le théorème des Pi de Buckingham [Buckingham, 1914]. La seconde est fondée sur l'étude des équations de mouvement conduisant à des résultats similaires à la première méthode.

1.1.1 Approche basée sur une analyse dimensionnelle

Morton [Morton, 1988] a étudié l'influence des effets d'échelle sur la réponse à l'impact de poutres en utilisant l'analyse dimensionnelle. Ainsi, dans le cas de poutres homogènes isotropes soumises à un impact transverse et présentant un comportement élastique non-endommageable, il a été identifié treize paramètres influents :

- les paramètres géométriques de la poutre : l, h, b pour respectivement la longueur, l'épaisseur et la largeur.
- les propriétés mécaniques du matériau de la poutre : le module de Young E, le coefficient de Poisson ν et la masse volumique ρ.
- les caractéristiques de l'impacteur élastique : le module de Young E_i, le coefficient de Poisson ν_i, la masse volumique ρ_i, le rayon R_i et la vitesse d'impact V_i.
- la flèche w de la poutre au droit de l'impact et le temps t

La Figure 1.1 recapitule de façon schématique ces paramètres influents.

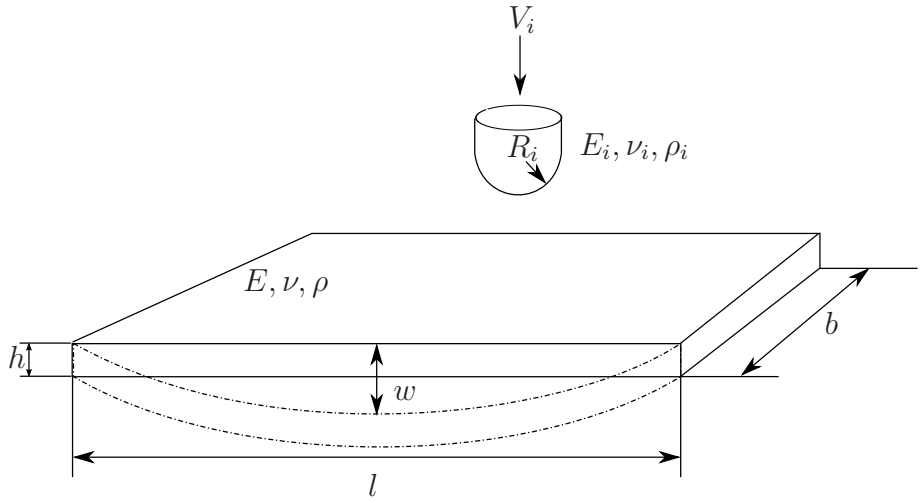


FIG. 1.1 – Notations pour une plaque soumise à une flexion trois points

Via l'application du théorème des Pi de Buckingham [Buckingham, 1914], dix paramètres adimensionnés peuvent être constitués en fonction des :

- Paramètres géométriques :

$$\Pi_1 = \frac{w}{h}, \quad \Pi_2 = \frac{l}{h}, \quad \Pi_3 = \frac{b}{h}, \quad \Pi_4 = \frac{R_i}{h}$$

– Paramètres matériaux :

$$\Pi_5 = \frac{E_i}{E}, \quad \Pi_6 = \nu, \quad \Pi_7 = \nu_i, \quad \Pi_8 = \frac{\rho_i}{\rho}$$

– Conditions d'essais :

$$\Pi_9 = \frac{\rho_i V_i^2}{E}, \quad \Pi_{10} = \frac{tV_i}{h}$$

Les conditions de similitude sont établies lorsque ces différents paramètres adimensionnés sont identiques pour les deux échelles. Ainsi, si les dimensions du prototype sont multipliées par un facteur commun λ pour obtenir celles du modèle, alors les quatre premiers termes $\Pi_{1...4}$ sont égaux entre les deux échelles. Si les mêmes matériaux sont utilisés pour le modèle et le prototype, alors les quatre termes suivants $\Pi_{5...8}$ sont également identiques. Concernant le terme Π_9, en supposant que les matériaux sont de même nature entre le modèle et le prototype, la vitesse V_i de l'impacteur doit rester la même pour conserver la similitude. Ces considérations étant établies, le dernier paramètre implique l'affectation du facteur d'échelle λ au temps.

De ces résultats, on peut constater que, puisque la masse volumique de l'impacteur est constante et que le volume évolue selon λ^3, alors ce même coefficient est affecté à la masse et donc à l'énergie d'impact puisque V_i est constant. Ceci implique alors une évolution de la force d'impact en λ^2.

Le détail de cette démarche est présenté en annexe A.1.

Morton [Morton, 1988] a ainsi montré que ces lois pouvaient être appliquées à des poutres stratifiées en carbone/époxy.

Nettles et al. [Nettles *et al.*, 1999] utilisent cette technique pour l'indentation quasi-statique et l'impact de plaques planes en carbone/époxy unidirectionnel. Les résultats expérimentaux ont été comparés aux paramètres obtenus via les lois de similitude précédentes (effort, déplacement, surface endommagée, indentation). Les écarts observés sont conséquents et montrent les limitations de ce type de lois dans le cas de structures endommagées.

Dormegnie [Dormegnie *et al.*, 2003] aboutit aux mêmes conclusions lorsqu'il exploite cette méthode pour l'appliquer au crash d'absorbeurs d'énergie.

1.1.2 Approche basée sur l'étude des équations de mouvement

La deuxième approche rencontrée dans la littérature a notamment été exploitée par Qian et Swanson [Qian et Swanson, 1990a, Qian et Swanson, 1990b] dans le cas des plaques planes stratifiées. Ainsi, les règles de similitude peuvent être obtenues à partir des équations différentielles qui gouvernent la réponse à l'impact. Dans le cas d'une plaque composite soumise à un impact, les équations de mouvement s'obtiennent par l'écriture du principe fondamental de la dynamique et de la théorie classique des stratifiés ([Berthelot, 1996]).

Sous condition de similitude, ces équations gouvernent à la fois le comportement du modèle et du prototype .

Ils supposent que les variables sont liées par la relation :

$$X_m = \lambda^n X_p$$

où X_p est une variable caractéristique du prototype et X_m la variable correspondante du modèle. λ^n est le facteur d'échelle affecté à cette variable.

Ainsi, en réécrivant ces équations pour le prototype en tenant compte de ce facteur d'échelle, l'identification de chaque terme conduit à des relations liant les différents paramètres λ^n.

Si les matériaux utilisés pour les deux échelles sont identiques, les différentes relations obtenues permettent d'aboutir à des règles de similitude similaires à celles présentées paragraphe 1.1.1.
Le détail de cette méthode est présenté en annexe A.2.

Qian et Swanson ont réalisé des essais sur des plaques composites orthotropes présentant une symétrie par rapport au plan moyen, en choisissant un facteur d'échelle de 1, 3 et 5. Il est apparu que les résultats obtenus concernant la déformation sous le point d'impact concordent avec ceux prédits par le modèle. En revanche, des écarts sont à noter concernant la surface endommagée.
De nombreux auteurs ont établi des lois de similitude appliquées aux structures composites en s'appuyant sur cette méthode. Ainsi, on peut citer Ungbhakorn et Singhatanadgid ou Rezaeepazhand et Simitses pour l'étude du flambement de tubes stratifiés sous chargement axial [Ungbhakorn et Singhatanadgid, 2003, Rezaeepazhand et Simitses, 1996b]. Chouchaoui et al. ont fait de même pour des chargements multiples [Chouchaoui *et al.*, 1999].

Simitses et Rezaeepazhand ont également construit ce type de lois pour des essais de flexion quasi-statiques de plaques stratifiées [Simitses, 2001] ainsi que pour l'étude de la réponse vibratoire de coques [Rezaeepazhand et Simitses, 1996a].

Il est intéressant de noter que ces auteurs, contrairement à Qian et Swanson dans leurs premiers travaux, affectent également un facteur d'échelle aux coefficients de la matrice de rigidité de la structure.

Pour conclure, les deux méthodes décrites précédemment aboutissent à l'établissement de lois de similitude permettant de lier les paramètres géométriques, les caractéristiques des matériaux utilisés et les conditions d'impact pour les deux échelles. Elles sont récapitulées Tableau 1.1.

Le changement d'échelle s'effectue en associant à chaque paramètre le facteur d'échelle λ élevé à l'exposant n. Ainsi, dans le cas de plaques stratifiées soumises à un impact transverse, toutes les dimensions de la plaque, le rayon de l'impacteur et la flèche sont affectés par le facteur d'échelle λ. Concernant les propriétés spécifiques des matériaux utilisés, elles restent identiques entre le modèle et le prototype. Il est intéressant de noter qu'on affecte également le facteur λ au temps. Le coefficient λ^3 affecté à la masse tombante implique une évolution de l'énergie selon λ^3 . Enfin, on attribue λ^2 à la force de contact.

	Paramètres	Prototype	Modèle
Structure	longueur de la plaque (l)	l	λl
	largeur de la plaque (b)	b	λb
	épaisseur de la plaque (h)	h	λh
Matériau	module de Young de la plaque (E)	E	E
	coefficient de Poisson de la plaque (ν)	ν	ν
	masse volumique de la plaque (ρ)	ρ	ρ
Impacteur	Rayon de l'impacteur (R_i)	R_i	λR_i
	module de Young de l'impacteur (E_i)	E_i	E_i
	coefficient de Poisson de l'impacteur (ν_i)	ν_i	ν_i
	masse volumique de l'impacteur (ρ_i)	ρ_i	ρ_i
	masse de l'impacteur (m_i)	m_i	$\lambda^3 m_i$
	vitesse d'impact (V_i)	V_i	V_i
	énergie d'impact (E_i)	E_i	$\lambda^3 E_i$
Réponse	flêche au centre de la plaque (w)	w	λw
	temps (t)	t	λt
	force d'impact (F)	F	$\lambda^2 F$

TAB. 1.1 – Relations établies par les lois de similitude

1.2 Étude expérimentale

Dans le but d'évaluer les performances des lois de similitude présentées en dehors de leur considérations premières (i.e. dans le cas de structures endommagées), une pré-étude a été réalisée sur deux échelles de plaques planes stratifiées.

1.2.1 Éprouvettes testées

Afin de conserver un matériau possédant des caractéristiques comparables à celles du matériau servant à la réalisation des structures de l'étude, deux échelles de plaques planes ont été réalisées en pré-imprégné carbone/époxy unidirectionnel du type 914C-TS(6K)-5-34%. L'épaisseur d'un pli est de 125 μm. Les caractéristiques des petites éprouvettes (éprouvettes A : prototype) ont été choisies en gardant à l'esprit les modifications qu'entraîneront les lois de similitude pour la réalisation des grandes éprouvettes (éprouvettes B : modèle). Ainsi, la séquence d'empilement choisie pour la réalisation de ces plaques (éprouvettes A) est la suivante :

$$(0^o)_2(90^o)_3(0^o)_2(90^o)_3(0^o)_2$$

L'alternance de plis à 0^o et de plis à 90^o a été choisie dans le but de faciliter l'apparition du dommage lors d'un essai d'impact en flexion-trois-points. Concernant la stratification à proprement dite, elle a été définie afin d'obtenir un matériau possédant une symétrie vis-à-vis du plan moyen permettant une modélisation plus aisée.

Cette stratification étant réalisée, les plaques sont passées par une phase de polymérisation en autoclave à 175^oC et 7 bars de pression, puis par une phase de 4 heures de post-cuisson à 190^oC (cf. Figure 1.2). Elles ont ensuite été découpées selon les dimensions suivantes : L = 100 mm, l = 50 mm.

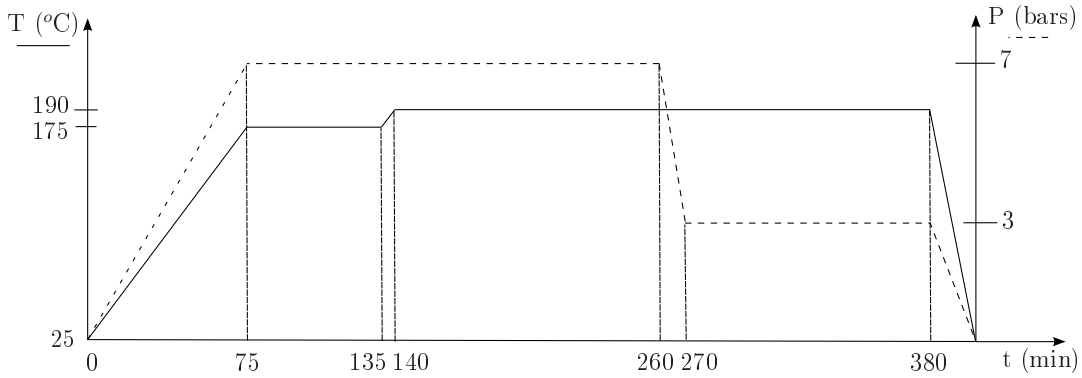


FIG. 1.2 – Cycle de cuisson

Les caractéristiques de la deuxième échelle (éprouvettes B) ont été déterminées en respectant les lois de similitude décrites précédemment en choisissant un facteur d'échelle égal à deux. L'épaisseur des éprouvettes est affectée elle aussi par cette homothétie, dictée par la séquence d'empilement. Le passage à l'échelle supérieure entraîne donc une modification de celle-ci.
Dans la littérature [Jackson, 1994], on peut trouver différentes techniques de ré-agencement des plis pour la réalisation de modèles réduits (cf. Figure 1.3).

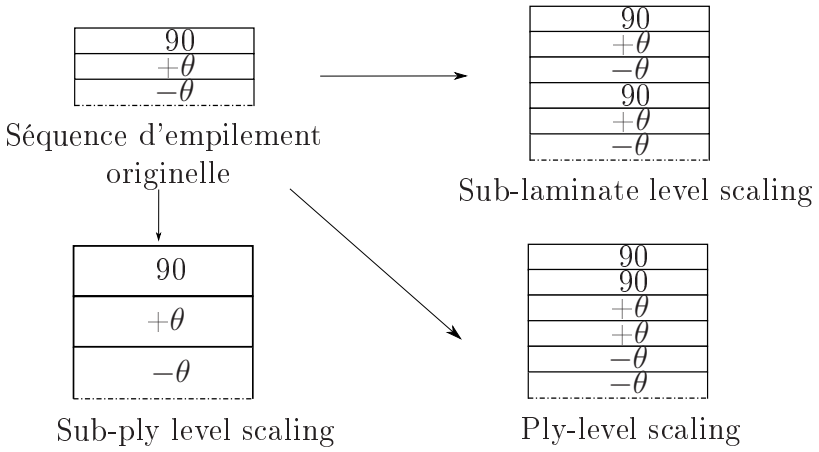


FIG. 1.3 – Techniques de réagencement des plis

La technique idéale serait, outre le fait de conserver la stratification originelle, d'affecter le facteur d'échelle à la taille des fibres. Néanmoins, cette technique reste très compliquée à mettre en place et surtout très onéreuse. La méthode se rapprochant le plus de celle-ci est celle du "Sub-ply level scaling" proposée par Jackson [Jackson, 1994] dans laquelle l'épaisseur du pré-imprégné est directement affectée par ce facteur d'échelle.

Cependant, cette technique impose une modification du grammage difficile à mettre en place industriellement.

Une alternative consiste alors à utiliser le "Ply-level scaling" qui présente également l'avantage de reproduire à l'identique, dans les limites du procédé de fabrication, la séquence d'empilement originelle. Ainsi, la stratification des éprouvettes B est obtenue en doublant l'épaisseur de chaque pli des éprouvettes A (i.e. $(0^o)_4(90^o)_6(0^o)_4(90^o)_6(0^o)_4$).

1.2.2 Technique du suivi de marqueurs

Les essais d'impacts pour ces deux échelles de plaques planes ont été réalisés avec une tour de chute (décrite de façon détaillée dans le Chapitre 2). Les conditions aux limites utilisées sont celles d'un essai de flexion-trois-points.

Afin de compléter l'instrumentation "conventionnelle" (capteur d'efforts, accéléromètre, capteur de déplacement ...) également décrite Chapitre 2, nous avons choisi de faire l'acquisition vidéo de l'essai grâce à une caméra CCD rapide (512 x 256 pixels^2, 2500 images/s). En effet, l'utilisation d'une caméra rapide constitue également un élément précieux pour l'interprétation des résultats obtenus par les différents capteurs mais aussi pour la détermination du déplacement de certains points de l'éprouvette sollicitée, notamment par la technique du suivi de marqueurs. Cette dernière est détaillée ci-dessous.

La technique du suivi de marqueurs nécessite une préparation particulière des éprouvettes. Ainsi, des cibles ont été disposées sur la tranche exposée à la caméra et la face inférieure des éprouvettes (Figure 1.4).

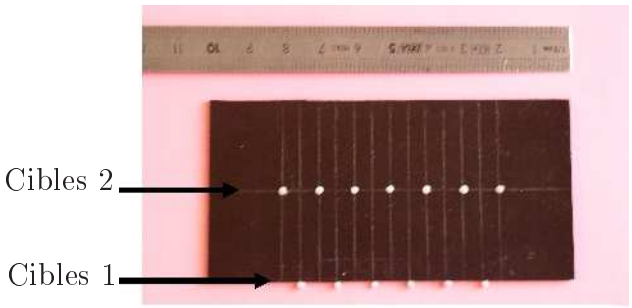


FIG. 1.4 – Mise en place des marqueurs

La vidéo de l'essai ainsi obtenue est alors décomposée en une succession d'images. Celles-ci sont ensuite transformées en noir et blanc afin d'obtenir le meilleur contraste entre l'éprouvette et les marqueurs.

Les coordonnées initiales des marqueurs sont repérées au moyen d'un logiciel dédié au suivi de cibles (Figure 1.5).

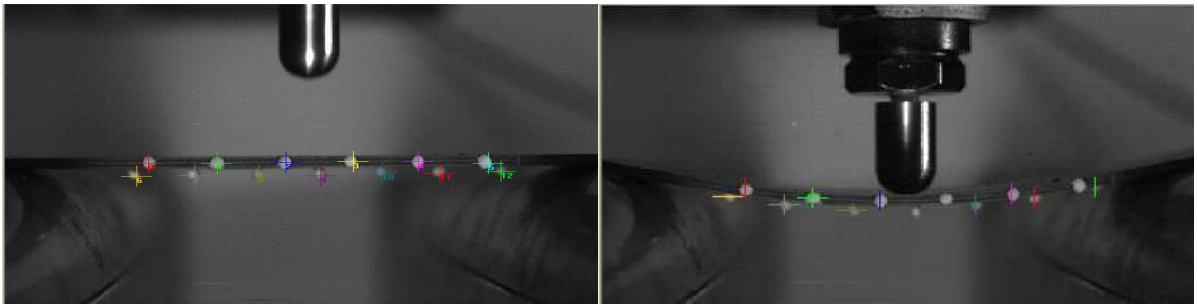


FIG. 1.5 – Suivi des marqueurs

Ce logiciel identifie la position du barycentre de chaque cible tout au long de l'essai. Nous pouvons ainsi obtenir le champ des déplacements sur deux lignes de l'éprouvette (Figure 1.6).

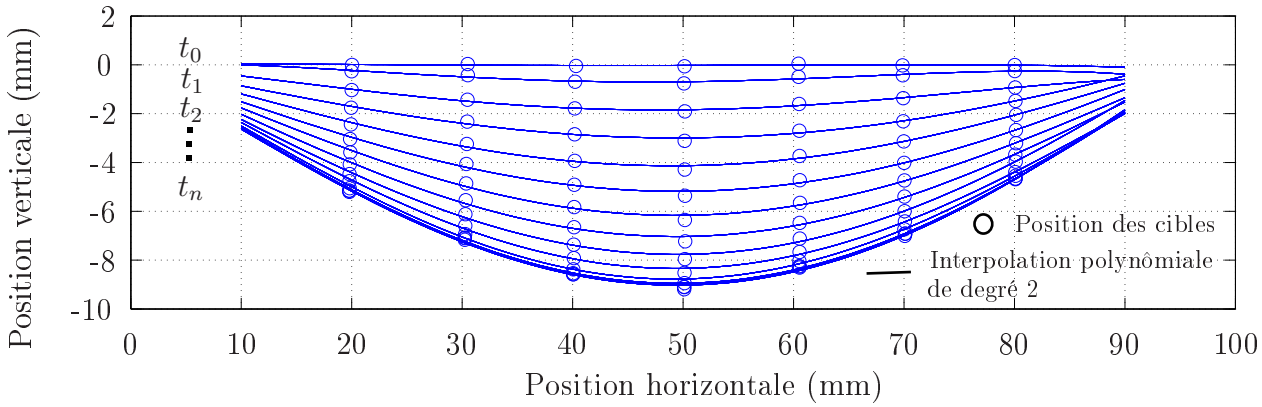


FIG. 1.6 – Exemple d'évolution des cibles 1 au cours du temps

1.3 Résultats

1.3.1 Validation de la technique de suivi de marqueurs

Dans le but de valider cette méthode optique dans les configurations de l'essai, une cible a été collée sur l'impacteur afin de comparer les mesures obtenues par le capteur laser dédié au suivi du déplacement de l'impacteur (et la détermination de la vitesse d'impact) et celles issues de cette technique. Comme le montre la Figure 1.7, cette méthode permet de mesurer le déplacement du système avec une bonne précision. En effet, l'écart maximal observé sur le déplacement pour un temps donné, selon le moyen utilisé, est de $0,8\,mm$. En considérant un déplacement global de $25\,mm$, il est possible d'atteindre une précision de l'ordre de 3% comparativement à la mesure effectuée par un capteur laser.

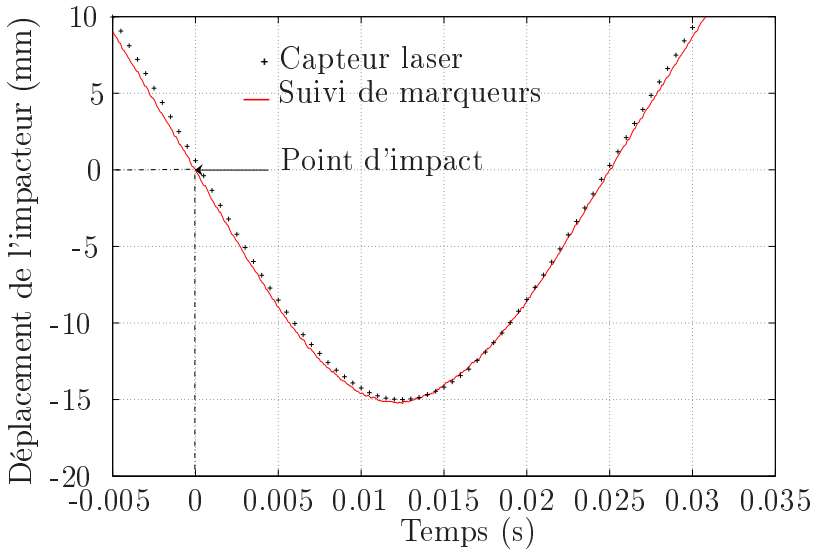


FIG. 1.7 – Comparaison des méthodes de mesure du déplacement

Ainsi, cette étude préliminaire montre que ce moyen technique de suivi de marqueurs donne des résultats proches de celle d'un laser et peut être utilisé pour la détermination du déplacement de points spécifiques de l'éprouvette. La mesure de la flèche (i.e. mesure locale) obtenue par un laser est ici complétée par la mesure globale de la déformée de l'éprouvette.

1.3.2 Impacts non endommageants

Les conditions d'essais utilisées pour ces premiers essais (éprouvettes A), fondées sur les lois de similitude précisées dans le Tableau 1.1, ont été choisies en anticipant celles réalisables pour les éprouvettes B (Tableau 1.2). De plus, les lois de similitude présentées au paragraphe 1.1, restreintes à un caractère non-endommageable, ont influencé le choix des conditions aux limites. En effet, les deux liaisons de type « appui linéaire rectiligne » présentent lors d'un essai de flexion-trois-points permettent de laisser un maximum de liberté (trois degrés de liberté) à la structure et ainsi limiter la nocivité de l'impact.

Les conditions d'essais des éprouvettes B sont directement issues des lois de similitude. Ainsi, on impose une masse tombante nettement supérieure puisqu'elle se retrouve multipliée par huit (λ^3 avec $\lambda = 2$). La vitesse d'impact reste inchangée (1,8 $m.s^{-1}$) et le diamètre de l'impacteur est multiplié par deux, tout comme la distance entre appuis (Tableau 1.2).

	Prototype (éprouvettes A)	Modèle (éprouvettes B)
Masse tombante (kg)	1,075	8,6
Vitesse d'impact ($m.s^{-1}$)	1,8	1,8
Diamètre de l'impacteur (mm)	10	20
Conditions limites	Appuis simples	Appuis simples
Distance entre appuis (mm)	100	200

TAB. 1.2 – Conditions d'essais pour des essais d'impacts non endommageants

Résultats

Les résultats obtenus des essais sur trois éprouvettes du type A sont présentés sur les Figures 1.8 et 1.9.

La Figure 1.8 représente le déplacement de l'impacteur en fonction du temps. Les vitesses d'impact sont vérifiées en calculant la pente des droites juste avant le point d'impact I (segment MI où M est choisi arbitrairement 1 ms avant le point I). On obtient bien une vitesse de $1,8 \pm 0,07\ m.s^{-1}$ sur l'ensemble des essais. L'acquisition vidéo de l'essai, ainsi que la mesure de l'effort, montrent qu'il y a toujours contact entre l'impacteur et la plaque lors de la sollicitation. Le minimum de chaque courbe, situé au point A, indique donc la flèche de l'éprouvette. Ainsi, on obtient une flèche de $7,2 \pm 0,2\ mm$.

La variation de l'effort en fonction du temps est présentée figure 1.9. L'allure de ces courbes est caractéristique d'un essai d'impact en flexion trois points. En effet, le choc induit dans la structure sollicitée des contraintes dynamiques transitoires fonction : i) des caractéristiques du choc (amplitude, durée et forme), ii) des propriétés dynamiques

de la structure (fréquences de résonnance, amortissement) (cf. [Lalanne, 1999]). La réponse globale intègre à la fois des facteurs dimensionnels à l'échelle de la structure et des comportements locaux du matériau (cf. [Lataillade, 2001]).

Les résultats présentés permettent de déterminer l'effort maximal ($F_{max} = 480 \pm 50\ N$) et d'estimer le temps de contact entre l'impacteur et la plaque sollicitée ($\Delta t = 12,5\ ms$).

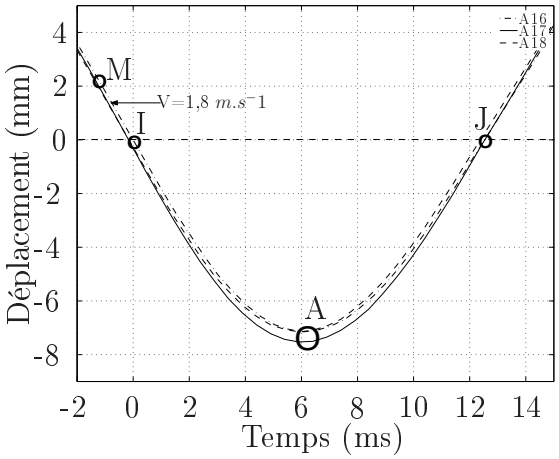


FIG. 1.8 – Flèche des éprouvettes A à $V_{impact} = 1,8\ m.s^{-1}$

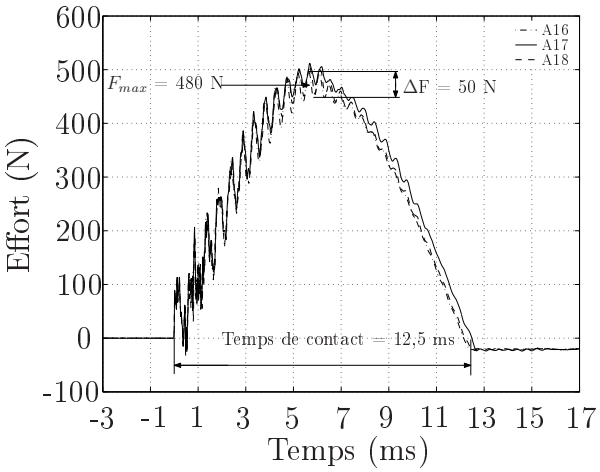


FIG. 1.9 – Force d'impact des éprouvettes A à $V_{impact} = 1,8\ m.s^{-1}$

Les résultats obtenus dans le cas de deux éprouvettes du type B sont présentés sur les Figures 1.10 et 1.11.

La vitesse d'impact imposée est identique à celle des éprouvettes A (conformément au changement d'échelle) et vaut $1,8 \pm 0,07\ m.s^{-1}$. Cependant, puisque la masse est huit fois supérieure, les flèches, les forces d'impact et les temps de contact sont nettement plus élevés. En effet, on observe un niveau d'effort maximal de 2200 N. De même, la flèche atteint 15 mm et le temps de contact est de $24,4\ ms$).

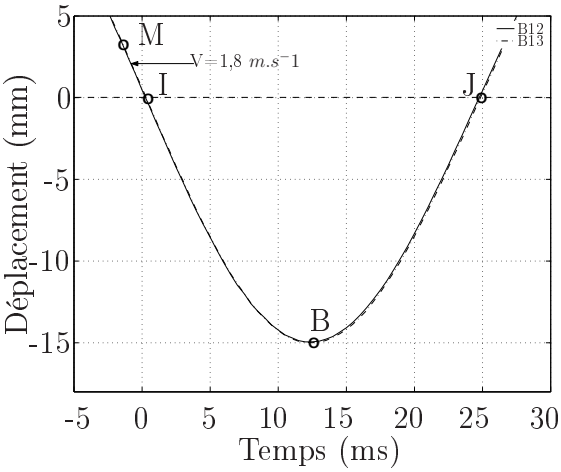


FIG. 1.10 – Flèche des éprouvettes B à $V_{impact} = 1,8\ m.s^{-1}$

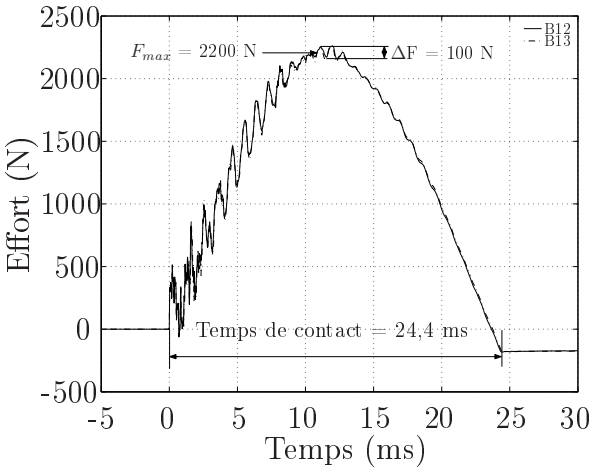


FIG. 1.11 – Force d'impact des éprouvettes B à $V_{impact} = 1,8\ m.s^{-1}$

Pour chaque essai décrit, l'évolution similaire des différents paramètres observés indique une bonne reproductibilité de la réponse des éprouvettes sollicitées.

Confrontation théorique/expérimental

Les lois de similitude figurant sur le Tableau 1.1 montrent une évolution de la force suivant λ^2, de la flèche et du temps suivant λ, lors du changement d'échelle, du prototype A au modèle B. Il est intéressant de comparer ces paramètres à ceux obtenus expérimentalement pour estimer la pertinence de ces lois de similitude.

Ainsi, une moyenne de chaque paramètre (effort, flèche et temps) a été calculée pour l'ensemble des résultats obtenus sur les éprouvettes A. En appliquant les lois de similitude décrites au paragraphe 1.1, il est possible d'estimer la réponse à l'impact du modèle B à partir des résultats expérimentaux mesurés sur le prototype A. La réponse théorique du modèle B, ainsi calculée et comparée aux résultats expérimentaux obtenus sur cette même échelle, permet d'estimer la performance des lois de similitude présentées. La méthodologie utilisée est récapitulée Figure 1.12.

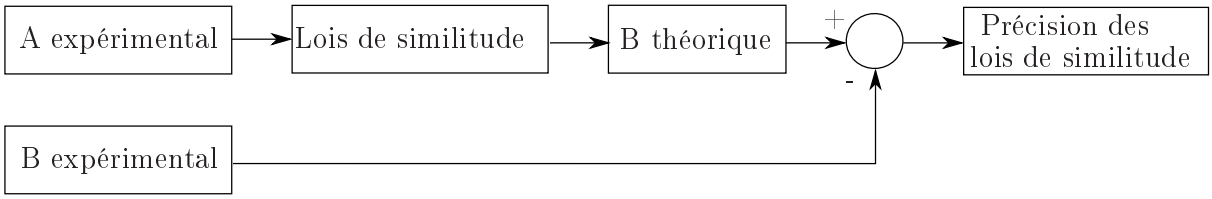


FIG. 1.12 – Méthodologie utilisée pour l'estimation de la performance des lois de similitude

Les comparaisons ainsi réalisées sont présentées Figures 1.13 et 1.14.

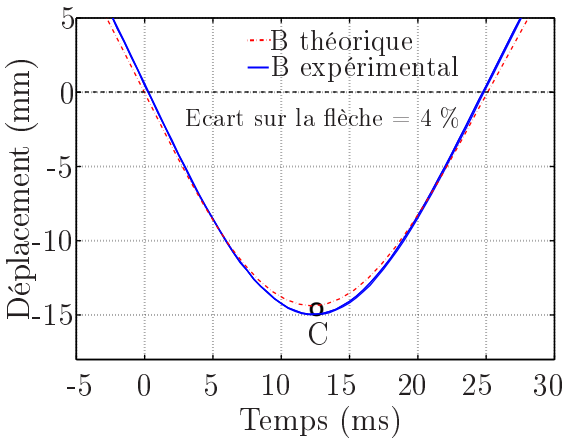


FIG. 1.13 – Flèche théorique/expérimentale à $V_{impact} = 1,8\ m.s^{-1}$

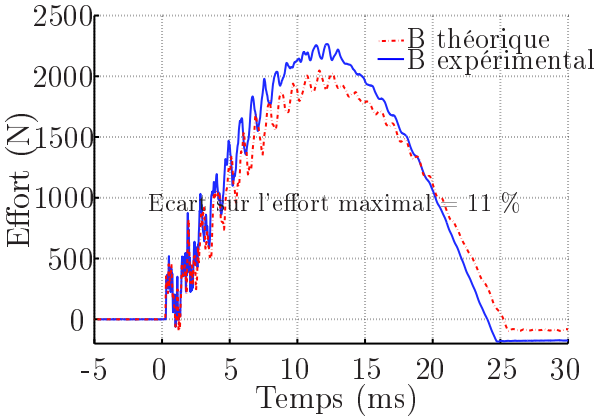


FIG. 1.14 – Effort théorique/expérimental à $V_{impact} = 1,8\ m.s^{-1}$

Dans le cas d'une vitesse d'impact de $1,8 \pm 0,07\ m.s^{-1}$ n'aboutissant pas à un endommagement visible des éprouvettes, l'écart sur les amplitudes (flèche et force de contact maximales) se révèle assez satisfaisant, compte-tenu d'une fluctuation de 7,8% sur la vitesse d'impact, puisqu'on note un écart de 11% sur la force maximale et de 4% sur la flèche. De plus, on note une très bonne corrélation des temps de contact (Tableau 1.3).

	Éprouvettes A expérimentales	Éprouvettes B théoriques (λ^nA)	Éprouvettes B expérimentales	Écart (%)
Force d'impact maximale (N)	480	1920	2200	11
Flèche (mm)	7,2	14,4	15	4
Temps de contact (ms)	12,5	25	24,4	2

TAB. 1.3 – Confrontation théorique/expérimental à $V_{impact} = 1,8\ m.s^{-1}$

La Figure 1.15 représentant l'allure de la ligne matérialisée par les cibles 2 (cf. Figure 1.4) fournie par la technique de suivi de marqueurs, au point C de la Figure 1.13, on note également une très bonne correspondance. En effet, l'écart maximal pour la position verticale des cibles est de $\Delta y_{max} = 1\ mm$.

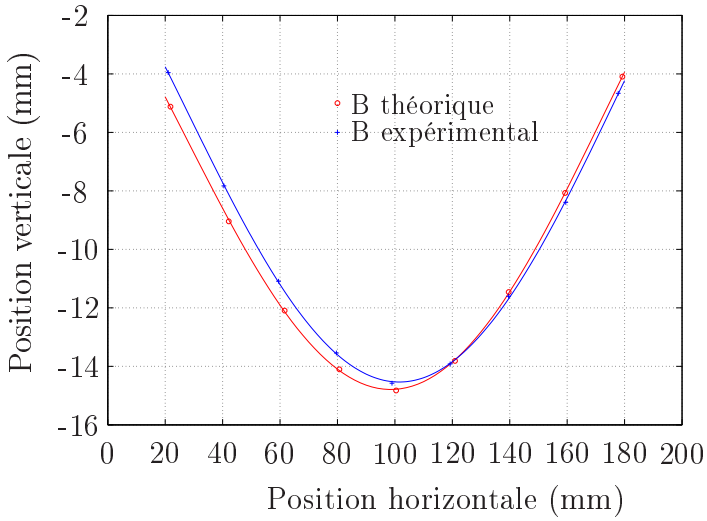


FIG. 1.15 – Allure de la déformée théorique et expérimentale à $V_{impact} = 1,8\ m.s^{-1}$

Cette première série d'essais met en évidence la pertinence de ces lois de similitude pour la modélisation du comportement d'une structure non-endommagée, connaissant celui du modèle réduit associé.

1.3.3 Impacts provoquant un endommagement

Une deuxième campagne d'essais a été réalisée afin de tester la pertinence de ces lois de similitude en présence d'un endommagement prononcé. Ainisi, les conditions d'essais ont été conservées, exceptée la vitesse de sollicitation qui passe de 1,8 à 2,2 $m.s^{-1}$ induisant une augmentation de l'énergie incidente nécessaire à la création du dommage (Tableau 1.4).

	Éprouvettes A	Éprouvettes B
Masse tombante (kg)	1,075	8,6
Vitesse d'impact ($m.s^{-1}$)	2,2	2,2
Diamètre de l'impacteur (mm)	10	20
Conditions limites	Appuis simples	Appuis simples
Distance entre appuis (mm)	100	200

TAB. 1.4 – Conditions d'essais pour des essais d'impacts endommageants

Les résultats observés sont sensiblement différents de ceux de la première série d'essais. En effet, outre des amplitudes de flèche et d'effort nettement supérieures, on note des comportements très différents pour les deux échelles d'éprouvettes comme l'illustrent les Figures 1.16 et 1.17.

La Figure 1.16 représente : i) l'évolution de l'effort de contact en fonction du temps pour les éprouvettes A, où les paramètres (i.e. effort et temps) sont affectés des coefficients préconisés par les lois de similitude (notée $B_{theorique}$ et représentée en trait mixte), et ii) l'évolution de l'effort de contact en fonction du temps pour les éprouvettes B (notée $B_{experimental}$ et illustrée en trait plein).

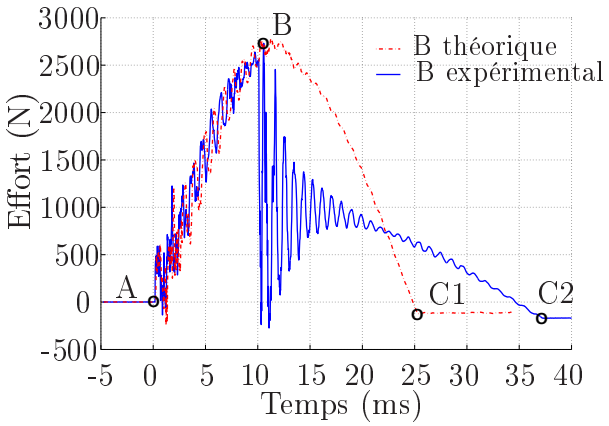


FIG. 1.16 – Effort théorique/expérimental à $V_{impact} = 2,2\ m.s^{-1}$

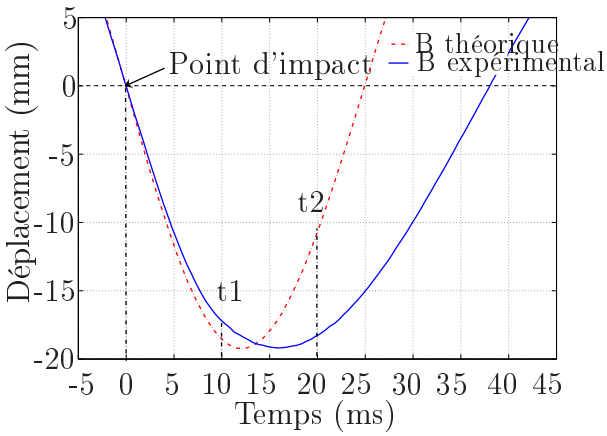


FIG. 1.17 – Déplacement théorique/expérimental à $V_{impact} = 2,2\ m.s^{-1}$

Sur la portion AB (phase de chargement), les éprouvettes $B_{theorique}$ et $B_{experimental}$ présentent un comportement élastique identique. Cependant, alors que le comportement des éprouvettes $B_{theorique}$ (identifié par la réponse expérimentale des éprouvettes A) demeure élastique après le point B (lieu de l'effort maximal), les éprouvettes $B_{experimental}$ sont affectées par un endommagement significatif créant une chute brutale de l'effort. Ainsi, le temps de contact des éprouvettes $B_{experimental}$ (segment AC_2) (i.e. 37 ms) devient nettement plus grand que celui des éprouvettes $B_{theorique}$ (segment AC_1) (i.e. 25 ms) : par endommagement, l'impédance de contact est devenue plus faible.

Concernant l'allure de la ligne des éprouvettes repérées par les cibles 2 (cf. Figure 1.4), il est intéressant de l'observer à différents instants t_1 et t_2 précisés sur la Figure 1.17 et pour lesquels les photographies sont exposées (Figures 1.18 à 1.21).

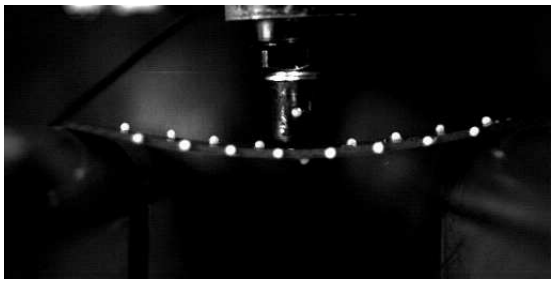


FIG. 1.18 – Photographie de l'éprouvette A à l'instant t_1

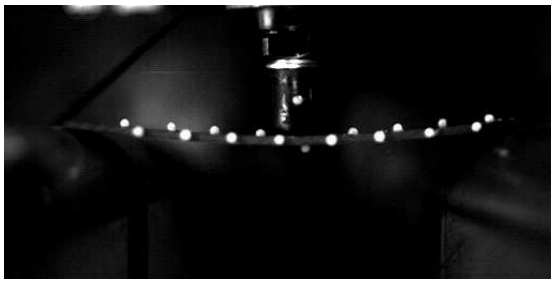


FIG. 1.19 – Photographie de l'éprouvette A à l'instant t_2



FIG. 1.20 – Photographie de l'éprouvette B à l'instant λt_1

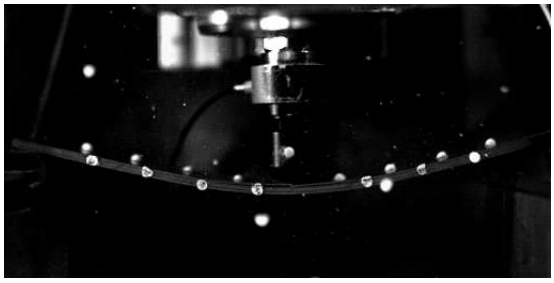


FIG. 1.21 – Photographie de l'éprouvette B à l'instant λt_2

Ainsi, jusqu'au temps t_1, les déformées sont, comme de le cas des impacts non-endommageants, très proches et la variation observée reste dans la précision de la mesure (figure 1.22). En revanche, après l'apparition du dommage (figure 1.23), les courbes deviennent franchement distinctes avec un écart maximal sur la position verticale $\Delta y_{max} = 6,5\ mm$.

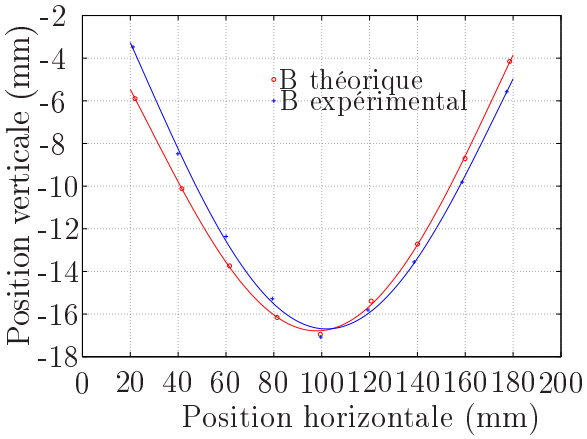


FIG. 1.22 – Allure de la déformée théorique et expérimentale ($V_{impact} = 2,2\ m.s^{-1}$) à $t_1 = 0,01\ s$

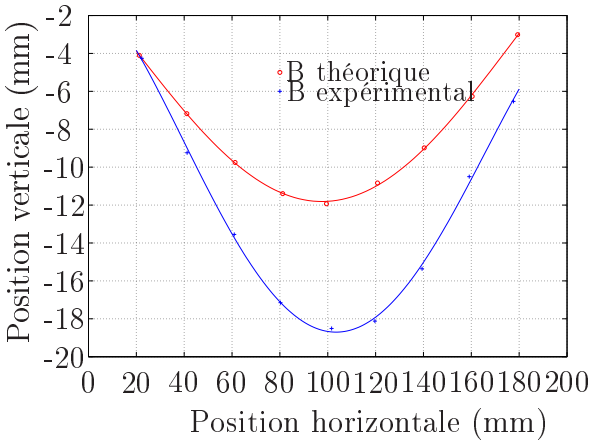


FIG. 1.23 – Allure de la déformée théorique et expérimentale ($V_{impact} = 2,2\ m.s^{-1}$) à $t_2 = 0,02\ s$

En conclusion, ces derniers essais mettent en évidence les limitations de ces lois de similitude qui doivent être restreintes à un caractère élastique non-endommageable. En effet, au delà d'un certain niveau d'énergie qui entraîne un endommagement local, le comportement de deux échelles de structure s'avére différent. Les lois de similitude présentées ne permettent alors pas de décrire la réponse de la structure que l'on souhaite caractériser.

1.4 Conclusions

Dans le but d'évaluer expérimentalement la pertinence des lois de similitude appliquées aux structures composites, une étude a été menée sur deux échelles de plaques planes stratifiées. Un premier niveau d'énergie, paramétré par la vitesse d'impact, a permis de solliciter élastiquement les deux échelles d'éprouvettes. Les résultats obtenus ont été comparés à ceux obtenus par les lois de similitude existantes et ont permis de confirmer la pertinence de ces lois lors d'un comportement élastique linéaire des structures.

En revanche, une deuxième série d'essais, réalisée à un niveau d'énergie supérieur, a révélé une différence notable du comportement des deux échelles de plaques. En effet,

les conditions d'essais établies, par les lois de similitude, pour la seconde échelle, n'ont pas abouti au même niveau d'endommagement. L'utilisation de ces lois doit donc être strictement restreinte à la modélisation d'un comportement élastique non-endommageable et ne permet pas de prendre en compte la dégradation de la structure. Ces conclusions ont fait l'objet de divers publications [Viot *et al.*, 2008, Ballère *et al.*, 2005] et ont récemment été confirmées par Ambur et al. [Ambur *et al.*, 2005].

Analytiquement, une alternative pourrait être l'introduction d'une variable de dégradation des propriétés mécaniques permettant de rendre compte de l'endommagement de la structure. Cependant, ce paramètre agirait sur les propriétés globales et ne permettrait donc pas de représenter le caractère local de l'endommagement dans le cas de l'impact de plaques.

Ainsi, dans le cadre de cette étude, une nouvelle méthodologie est proposée pour le changement d'échelle. Celle-ci est détaillée dans le paragraphe suivant.

1.5 Proposition d'une méthodologie pour le changement d'échelle

La méthodologie proposée dans cette étude pour le changement d'échelle nécessite la connaissance de différentes informations relatives au modèle ainsi que la réalisation de deux prototypes de différentes échelles comme l'illustre la Figure 1.24.

La fabrication des différents prototypes passe tout d'abord par la définition de leurs dimensions. Pour cela, il est nécessaire de déterminer quels facteurs d'échelle permetteront de passer d'une échelle à une autre (du modèle au prototype P_1 (chemin 1 Figure 1.24) et du prototype P_1 au prototype P_2 (chemin 2 Figure 1.24)).

La seconde étape nécessaire à la fabrication des deux échelles de prototype est la définition des deux séquences d'empilement. Celle-ci doit être inspirée de celle du modèle et définie par le biais d'une technique de réagencement des plis (parmi celles présentées précédement Figure 1.3). Elle est bien sûr tributaire du procédé de fabrication qui peut conditionner le choix de telle ou telle technique en fonction de la faisabilité de réalisation. Cette étape est schématisée par les chemins 3 et 4 de la Figure 1.24.

Parmi les diverses informations liées au modèle dont doit disposer l'utilisateur de cette méthodologie, figurent la connaissance des risques réels d'impact (gamme de hauteurs de chute, de masse des objets ...) ainsi que la typologie et la nature des dommages générés. La définition des conditions d'impact pour les deux prototypes est alors établie par le biais de plans d'expériences représentant au mieux les risques éventuels que peut subir la structure réelle (i.e modèle). L'utilisation des plans d'expériences dans ce type d'étude présente un grand nombre d'avantages qui seront exposés ultérieurement.

Les essais d'impact étant réalisés sur les deux prototypes, il devient donc nécessaire de réaliser une expertise approfondie des dommages générés.

Cette étape constitue une phase importante de l'étude puisqu'elle permet de valider si les endommagements générés sont de même nature que ceux observés lors de l'impact du modèle. Elle permet également de lier -notamment par le biais des plans d'expériences- le couple masse/hauteur de chute au dommage induit.

L'étape suivante consiste à déterminer la tenue mécanique résiduelle des deux prototypes en réalisant les essais à rupture. Le mode de sollicitation choisi pour ces essais doit bien sur correspondre aux conditions de service du modèle. Pour cela, deux types d'essais sont réalisés : i) des essais sur structures vierges de tout endommagement per-

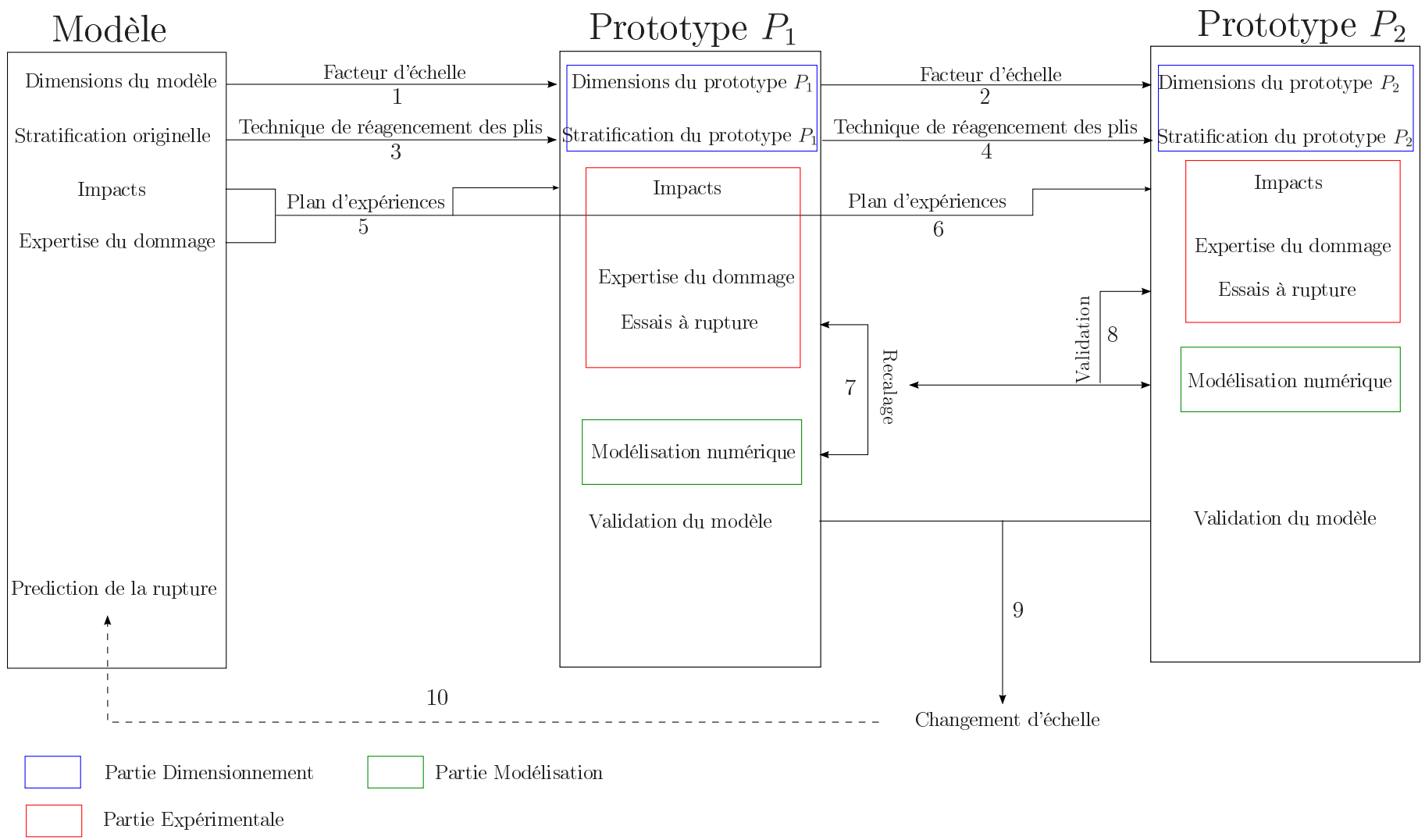


FIG. 1.24 – Méthodologie générale de cette étude

mettant d'obtenir la tenue maximale admissible de référence, ii) des essais sur structures pré-impactées renseignant sur l'influence du dommage sur la tenue résiduelle.

La réalisation d'un modèle numérique constitue alors la clé de voute de cette méthodologie. L'objectif de ce modèle est de prédire la rupture des structures dans le cas : i) d'une structure saine, ii) d'une structure endommagée en implémentant numériquement le dommage observé expérimentalement et ce, aux différentes échelles (i.e. prototypes P_1 et P_2 et modèle). A partir des essais expérimentaux réalisés sur l'un des prototypes (par exemple le prototype P_1), un recalage du modèle est ensuite effectué (chemin 7 Figure 1.24). Une fois recalé, le modèle est alors directement utilisé pour la prédiction de la rupture du prototype P_2 et comparé aux résutats expérimentaux (chemin 8 Figure 1.24). Si l'écart observé entre les deux types de résultats est estimé satisfaisant, alors le modèle est validé. Dans le cas contraire, une optimisation est réalisée pour obtenir une modélisation permettant de satisfaire au mieux les deux échelles de prototype. Ainsi, il devient possible d'établir un pont entre le prototype P_1 et le protoype P_2 (chemin 9 Figure 1.24).

Enfin, cette méthode de changement d'échelle numérique, établie entre les deux prototypes, est extrapolée pour la modélisation de la structure réelle (chemin 10 Figure 1.24). La prédiction de la rupture du modèle constitue ainsi l'aboutissement de cette méthodologie.

Chapitre 2

Matériau, structures, méthodes et techniques expérimentales, conditions d'essais

Sommaire

2.1 Matériau et structures 36
2.1.1 Matériau de l'étude 36
2.1.2 Dimensionnement des structures 37
2.2 Dispositifs d'impact 40
2.2.1 Tour de chute et instrumentation 40
2.2.2 Filtrage des signaux issus du capteur de force piézo-électrique . 41
2.2.3 Étude de sensibilité des conditions aux limites pour les essais d'impact 42
2.3 Les plans d'expériences 52
2.3.1 Choix de la matrice d'expériences 53
2.3.2 Détermination des plans d'expériences pour les essais d'impact 54
2.4 Dispositifs pour l'expertise du dommage 57
2.4.1 Contrôle ultra-sonore. 57
2.4.2 Contrôle par microscopie optique. 59
2.5 Dispositifs pour les essais de tenue résiduelle 61
2.6 Conclusions 62

Les structures, objets de l'étude, sont des capacités bobinées conçues pour être chargées en propergol. Ces structures sont succeptibles d'être impactées accidentellement au cours de manutentions. Les dommages observés sont alors d'étendue généralement restreinte à cause de l'accroissement de la rigidité flexionnelle dû au bloc de propergol [C.C. Poe *et al.*, 1988]. Nous avons donc à générer en laboratoire des dommages de même acabit, mais sur des éprouvettes issues de tubes présentant des caractéristiques (matériau, séquence d'empilement, rayon de courbure) identiques à celles des capacités. Ceci nécessite une détermination de paramètres expérimentaux difficile à cause de la sensibilité du comportement local aux conditions aux limites qu'elles soient celles des frontières de l'éprouvette, qu'elles soient celle du contact (quant à elles inobservables).

Délibérément nous nous sommes écartés d'une voie qui aurait nécessité la mise en place d'un modèle sur la base d'une physique de l'endommagement, pour la simple et

bonne raison que cette physique est inaccessible en l'état actuel des moyens expérimentaux disponibles. En effet, l'intéraction des mécanismes d'endommagement (ruptures de fibre, fissuration de la matrice, délaminages) n'est pas mesurable dans un processus dynamique et, d'autre part, la nature du contact est difficilement représentable de par sa non-stationnarité (endommagement évoluant sous le poinçon, frottement solide complexe et variable, etc...).

Plus précisément, nous avons choisi une représentation du type fonction de transfert, au sens général, c'est-à-dire un moyen d'exprimer une relation entre un jeu de paramètres d'entrée (par exemple : masse tombante, hauteur de chute) et un jeu de paramètres de sortie (endommagement, tenue résiduelle), seulement valable dans un domaine expérimental approprié aux conditions réelles. Il s'agit donc d'une stratégie opératoire pour fixer et optimiser les niveaux d'énergie d'impact de nos essais.

Parmi différentes solutions, nous avons retenu celle des plans d'expériences dont l'efficacité et la robustesse ont déjà été éprouvées au laboratoire [Guillaumat *et al.*, 2004].

L'objectif de cette partie expérimentale est de fournir la base de données nécessaire à la fois à la réalisation d'un modèle numérique (axé sur la modélisation locale de l'endommagement généré par impact) mais aussi à son recalage et sa validation. Une fois ce modèle validé sur éprouvettes, il sera donc directement utilisé pour la modélisation des capacités. Des essais complémentaires sur structures (en nombre limité) permettront de comparer les prédictions du modèle et les résultats expérimentaux.

Ce chapitre a pour but, dans un premier temps, de présenter le matériau utilisé, la stratification correspondant aux deux échelles de structures, ainsi que le dimensionnement des éprouvettes. Puis, les diverses techniques et moyens expérimentaux utilisés seront présentés.

2.1 Matériau et structures

2.1.1 Matériau de l'étude

Le matériau de l'étude est composé de fibres carbone T800HB et de résine époxyde de classe 120^oC avec un taux de fibre moyen de 60%. Sa dénomination est CS603W et ses propriétés mécaniques sont précisées tableau 2.1.

$E_1(GPa)$	$E_2(GPa)$	$G_{12}(GPa)$	ν_{12}	ν_{21}	$\sigma_1^R(MPa)$	$\sigma_2^R(MPa)$
165	7.1	3.9	0.39	0.015	2610	38

TAB. 2.1 – Propriétés mécaniques

Les structures (capacités ou tubes) sont réalisées par un procédé d'enroulement filamentaire (cf. figure 2.1). Le matériau, présent sous forme de mèches, est enroulé autour d'un mandrin. Dans la partie cylindrique, on observe deux orientations de fibres : i) les plis circonférentiels orientés à 90^o vis-à-vis de l'axe de rotation du mandrin, ii) des plis longitudinaux orientés à $\pm\alpha^o$. Une fois le bobinage de la structure terminé, l'ensemble est placé dans une étuve pour la polymérisation de la résine. Enfin, celle-ci est extraite du mandrin.

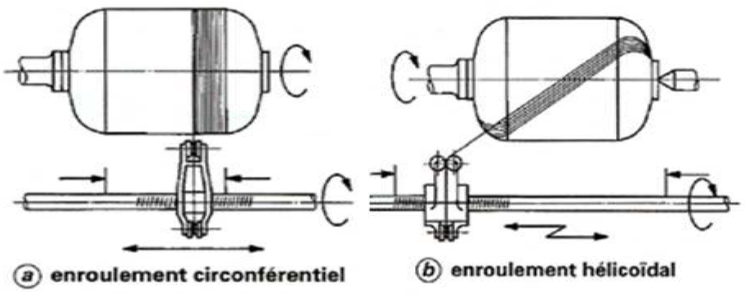


FIG. 2.1 – Procédé d'enroulement filamentaire [Enr, 1997]

Pour cette étude, le choix de deux échelles réduites (prototypes) a été conditionné par le choix de deux diamètres de mandrins disponibles : Ø300 et Ø600, que ce soit pour les éprouvettes extraites de tubes ou pour les capacités. Le dimensionnement complet des structures est détaillé dans le paragraphe suivant.

2.1.2 Dimensionnement des structures

La phase de dimensionnement des éprouvettes s'effectue en deux temps : i) le choix de la séquence d'empilement définissant également l'épaisseur de la structure, ii) le choix des autres dimensions et notamment pour la découpe des éprouvettes.

Même si l'objet de cette étude est plus de proposer une méthode de changement d'échelle que de prédire directement le comportement de la structure échelle 1 : 1, un choix de caractéristiques relativement proches de celle-ci pour les deux prototypes s'avère pertinent.

Les deux étapes nécessaires au dimensionnement des structures à échelle réduite sont présentées dans ce paragraphe.

Choix de la stratification

Les structures cibles (échelle 1 : 1) de l'étude sont classiquement réalisées avec une alternance de couches circonférentielles à 90^o et de couches longitudinales avec un angle de l'ordre de $\pm 20^o$. Ainsi, la stratification des structures réduites a été non seulement définie en conservant les même orientations de fibres, mais également en essayant de reproduire la répartition du chargement présent dans les plis lors de la mise sous pression interne de ce type de structures.

Cette répartition est quantifiée par le ratio K défini comme suit :

$$K = \frac{\sigma_{longitudinaux}}{\sigma_{circonférentiels}} \tag{2.1}$$

où pour n'importe quel chargement de pression interne, $\sigma_{longitudinaux}$ représente la contrainte normale longitudinale exercée dans les plis longitudinaux (plis 1 figure 2.2) et $\sigma_{circonférentiels}$ celle exercée dans les plis circonférentiels (plis 2).

Ce ratio K peut être évalué quelle que soit la pression interne par :

$$K = \frac{e_2}{e_1}\left(\frac{1}{2cos^2\alpha_1 - sin^2\alpha_1}\right)$$

où e_1 et e_2 représentent respectivement l'épaisseur des plis longitudinaux et circonférentiels, et α_1 l'angle des enroulement longitudinaux.

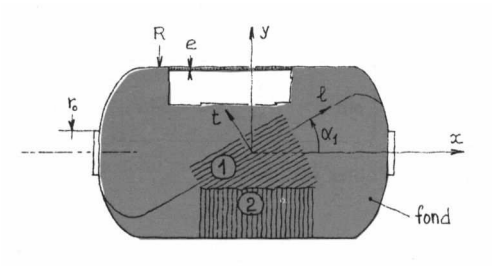


FIG. 2.2 – Notations [Gay, 1991]

Il est intéressant de noter que ce coefficient K reste identique si on multiplie chaque épaisseur de pli par le facteur d'échelle puisqu'il dépend uniquement du ratio des épaisseurs des plis circonférentiels sur celle des plis longitudinaux.

L'ensemble des similitudes souhaitées peut néanmoins se heurter à des difficultés de réalisation de par le procédé utilisé. La figure 2.3 représente une des limitations de l'enroulement filamentaire. Ainsi, on peut noter que plus le nombre de plis circonférentiels augmente et plus la zone d'arrêt ce ces dernier doit être importante afin d'éviter un changement d'épaisseur trop brutal entre la partie cylindrique et les fonds. Cette zone détermine également la zone utile pour laquelle la stratification souhaitée est respectée.

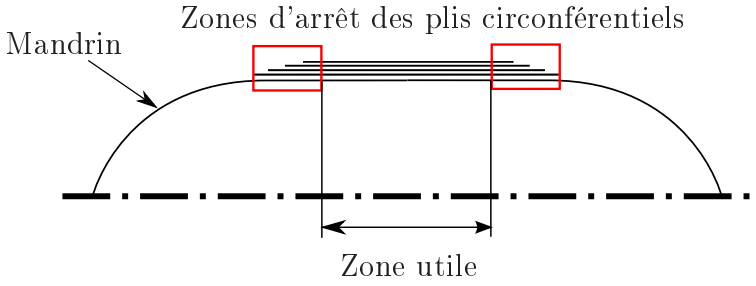


FIG. 2.3 – Limitations du procédé de fabrication

Le choix des différentes séquences d'empilement a donc été réalisé via un compromis entre ces similitudes vis-à-vis de l'échelle 1 : 1 (orientations de fibres, ratio K) et des limitations technologiques inhérentes au procédé de fabrication.

La stratification retenue pour les structures Ø300 est donc la suivante :

$$intérieur - (90^o)/[(\pm 20^o)/(90^o)]_3 - extérieur$$

L'utilisation de la technique de réagencement "Ply-level scaling", décrite au chapitre 1.2.1 et illustrée figure 2.4, permet d'aboutir à une stratification équivalente pour les structures Ø600 :

$$intérieur - (90^o)_2/[(\pm 20^o)_2/(90^o)_2]_3 - extérieur$$

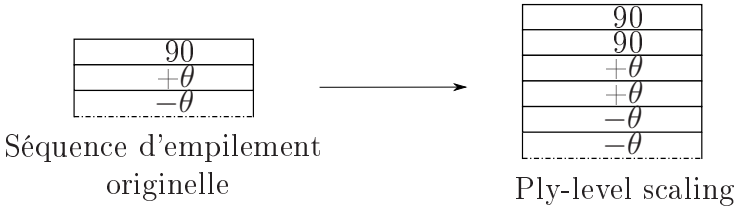


FIG. 2.4 – Technique du "Ply-level scaling"

La dénomination des strates constituant les structures est présentée Figure 2.5 et sera conservée pour l'ensemble de ce document. Ainsi, le dénombrement s'effectue dans l'ordre croissant de la surface supérieure, exposée à l'impact, à la surface inférieure. Nous rappelons qu'une strate est constituée d'une superposition de mèches qui résulte des différents passages nécessaires à l'obtention de l'épaisseur désirée.

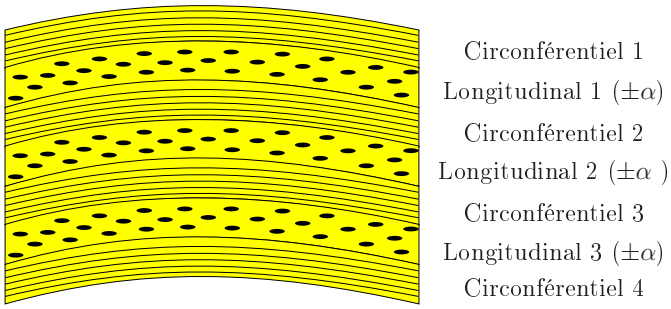


FIG. 2.5 – Dénomination des strates

Choix des dimensions

Tout comme pour la stratification, le choix des dimensions des éprouvettes a été déterminé moyennant un compromis entre différents paramètres. En effet, une optimisation de la découpe de tubes (conçus par le même procédé que celui utilisé pour les capacités) pour l'extraction d'éprouvettes, a été réalisée afin d'obtenir un nombre convenable et nécessaire pour l'étude. Ainsi le choix de ces dimensions est, quelle que soit l'échelle choisie (i.e. Ø300 ou Ø600), le suivant : $225 \times 225\ mm$. L'épaisseur des éprouvettes diffère selon l'échelle considérée (i.e. $3,27\ mm$ et $6,54\ mm$) puisqu'elle dépend de la séquence d'empilement.

Cependant, les éprouvettes étant amenées à être rompues en traction quasi-statique, il est nécessaire de conserver un élancement significatif de l'éprouvette. De plus, l'effort maximal à rupture doit être situé en dessous des capacités maximales de la machine de traction. Cet effort maximal peut être estimé, connaissant les caractéristiques matériau et géométriques, via un critère de contrainte maximale. Il apparaît que celui-ci outrepasse les capacités machine ($250\ kN$) lorsque les éprouvettes sont amenées à rupture en traction dans le sens longitudinal (i.e. dans le sens des génératrices). C'est pourquoi, il est décidé de conserver ces dimensions de $225 \times 225\ mm$ pour les essais d'impact mais de découper les éprouvettes en trois bandes de $70\ mm$ pour les essais quasi-statiques (cf. figure 2.6). Cette méthodologie permet également de réaliser trois impacts par éprouvette permettant ainsi d'obtenir un nombre suffisant d'échantillons pour l'expertise du dommage induit par impact.

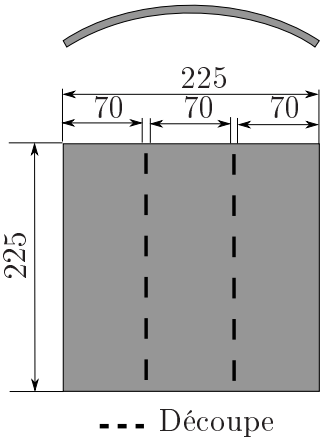


FIG. 2.6 – Découpe des éprouvettes

Une campagne d'essais de tolérance aux dommages s'effectue généralement en trois

temps : i) l'initiation du dommage (dans ce cas d'étude, par impact), ii) l'expertise de l'endommagement induit, iii) les essais de tenue résiduelle. Les sections suivantes de ce chapitre décrivent les moyens et techniques utilisés pour ces trois phases.

2.2 Dispositifs d'impact

2.2.1 Tour de chute et instrumentation

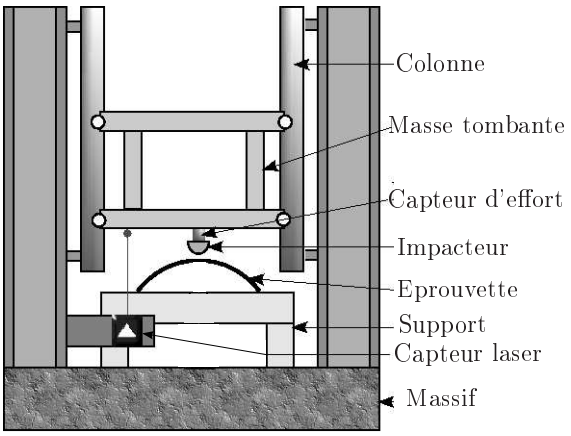


FIG. 2.7 – Tour de chute

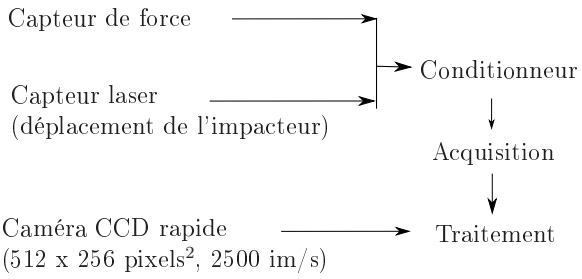


FIG. 2.8 – Chaîne d'acquisition

L'armature de la tour de chute est constituée d'un portique métallique sur lequel sont fixées deux colonnes rectifiées (cf. figure 2.7). Ces deux colonnes assurent le guidage d'une masse tombante (i.e. projectile). Un treuil, par le biais d'un électro-aimant fixé sur l'impacteur, permet de remonter la masse tombante (25 kg maximum) à la hauteur d'impact désirée (maximum 2,8 m). L'éprouvette ou la structure à tester est fixée sur un bloc en béton faisant office de masse sismique. Lors de l'essai, l'électro-aimant libère l'impacteur, guidé par les colonnes, qui accélère librement et vient impacter la structure. Un système anti-rebond est alors déclenché afin d'éviter un deuxième choc qui pourrait, même s'il est de faible amplitude, endommager davantage la structure. Sans ce dispositif, il serait difficile de déterminer l'effet du choc après l'essai. En effet, le dommage éventuel créé par les rebonds successifs rendrait l'analyse post-mortem impossible. Ce dispositif expérimental est instrumenté avec plusieurs capteurs (cf. Figure 2.8) permettant de mesurer différents paramètres (déplacement, force, ...). Un capteur laser (Bullier MEL M25L/100) (de course effective 50 mm) mesure le déplacement de l'impacteur lors de sa chute, de la phase de contact et du rebond. Il permet également, par dérivation, de déterminer l'évolution de la vitesse d'impact. En effet, la présence de frottements entre la masse tombante et les colonnes de guidage induit une réduction de la vitesse de chute. Ce capteur laser permet alors de vérifier la vitesse réelle d'impact (la vitesse "théorique" étant donnée par la formule $V_{init} = \sqrt{2.g.h}$ avec g l'accélération gravitationnelle et h la hauteur de chute). Une cellule de force piézoélectrique (Bruël & Kjær Type 8201), fixée sur l'impacteur, permet d'obtenir la force de contact entre l'impacteur et la structure. Le signal émis est alors transmis à un conditionneur Bruël & Kjær Type Nexus. L'acquisition de l'ensemble de ces signaux est réalisée via une carte National Instruments PCI-4452 échantillonant à 100 kHz.

2.2.2 Filtrage des signaux issus du capteur de force piézo-électrique

La réponse en fréquence du capteur piézo-électrique dédié à la mesure de la force de contact entre l'impacteur et la structure est présentée Figure 2.9. Il est à noter que la bande passante de ce capteur est comprise entre 10 Hz et 10 kHz. Ainsi, l'ensemble des signaux issus de ce capteur est filtré par un filtre Butterworth passe-bas d'ordre 2 dont la fréquence de coupure est de 8 kHz. La réponse en fréquence de ce filtre est précisée Figure 2.10.

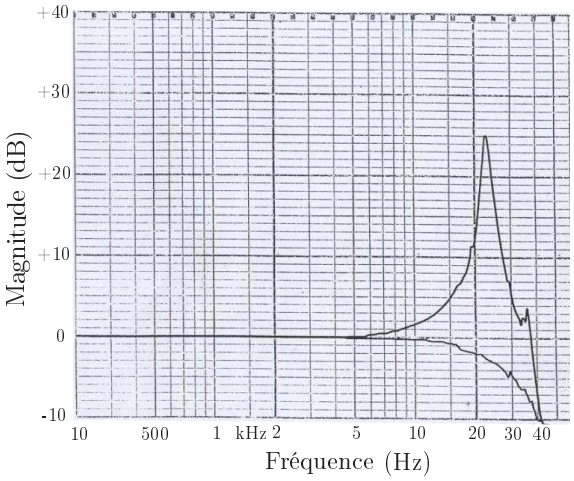


FIG. 2.9 – Réponse en fréquence du capteur de force piézo-électrique

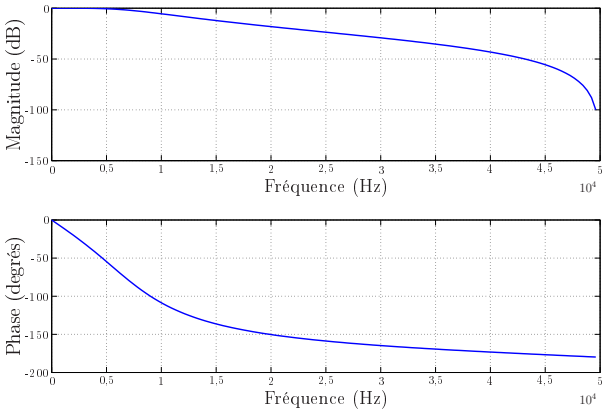


FIG. 2.10 – Réponse en fréquence du filtre Butterworth d'ordre 2 utilisé

Le signal brut issu du capteur piézoélectrique est ensuite comparé au signal filtré. Cette comparaison est présentée Figure 2.11.

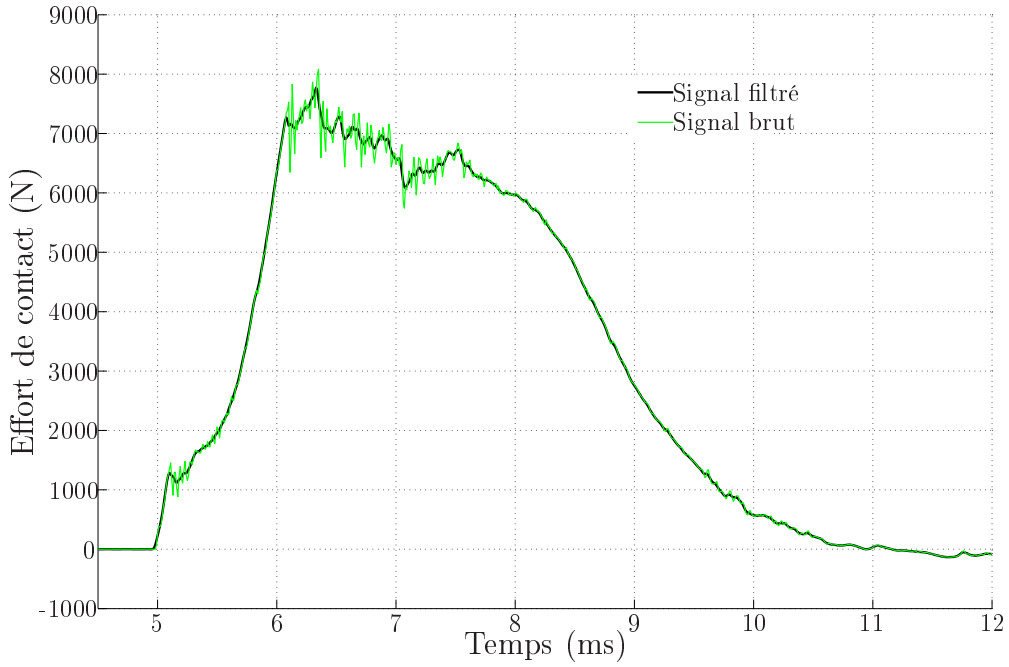


FIG. 2.11 – Comparaison du signal de force brut et filtré

Une analyse modale a également été réalisée afin d'isoler les modes vibratoires associés à la tour de chute. Il est apparu que les fréquences constatées étaient au-dessus de la fréquence de coupure du filtre passe-bas présenté ci-dessus.

2.2.3 Étude de sensibilité des conditions aux limites pour les essais d'impact

Un choix opportun des conditions aux limites s'avère nécessaire, en particulier lors d'essais dynamiques sur structures composites. En effet, une modification de ces conditions peut engendrer, pour une même énergie d'impact, des mécanismes d'endommagement radicalement différents.

Des essais préliminaires sur échelle 1 : 1 ont permis d'identifier la nature du dommage initié par impact sur capacités bobinées où l'on observe principalement des ruptures de fibres et des délaminages. Puisque la méthodologie consiste à reproduire un dommage existant sur une capacité bobinée, l'objectif de cette étude préliminaire est d'identifier les conditions aux limites adéquates pour les essais d'impact sur les éprouvettes. Ce paragraphe présente la démarche utilisée et rend compte de la sensibilité de ces conditions sur l'endommagement créé.

Structures, paramètres d'impact et instrumentation

Les structures sollicitées sont associées à l'échelle Ø300. Leurs dimensions sont précisées Figure 2.12.

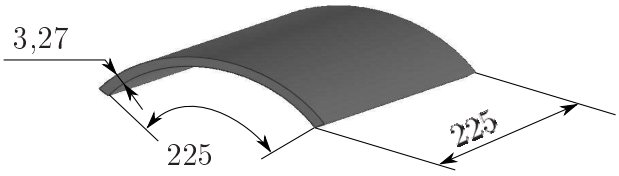


FIG. 2.12 – Caractéristiques géométriques des éprouvettes testées

Les paramètres d'impact (i.e. le couple masse tombante/hauteur de chute et le diamètre de l'impacteur) sont identiques pour chaque configuration d'essais ; seules les conditions aux limites changent. Ces paramètres sont mentionnés dans le tableau 2.2.

Masse tombante (kg)	1,85
Hauteur de chute (m)	0,5
Diamètre de l'impacteur (mm)	16

TAB. 2.2 – Paramètres d'impact

Dans le but de mesurer la déformation circonférentielle des éprouvettes proche du point d'impact, quatre jauges de déformations ont été mises en place (cf. Annexe B Figure 53). La disposition, vis-à-vis du point d'impact, et la dénomination des jauges de déformation sont conservées quelles que soient les conditions aux limites testées.

Les conditions aux limites : analyse critique de différents types d'appui

Le tube composite complet La structure utilisée pour ce premier type de conditions aux limites diffère de celles utilisées par la suite, et présentées Figure 2.12. En effet, le principe décrit ici est de réaliser directement les essais d'impact sur un tube composite identique à ceux dont sont extraites les éprouvettes et dont les caractéristiques géométriques sont précisées Figure 2.13.

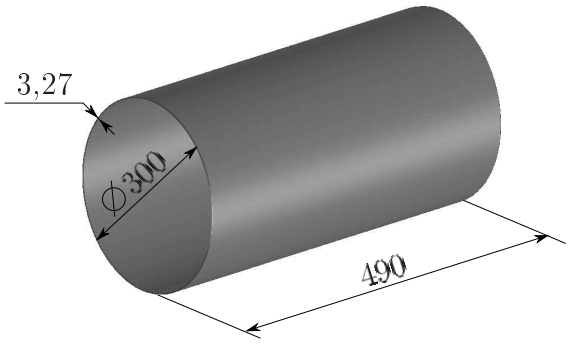


FIG. 2.13 – Caractéristiques géométriques du tube composite

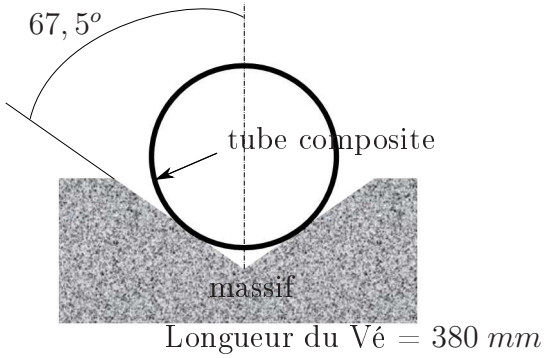


FIG. 2.14 – Impact sur tube composite complet

Dans cette configuration d'essai, le tube composite complet instrumenté est simplement posé sur un massif usiné en "V" (cf. figure 2.14). Il est donc en appui sur deux génératrices.

Les figures 2.15 et 2.16 représentent respectivement l'évolution de la force de contact en fonction du déplacement de l'impacteur et l'évolution des déformations aux alentours du point d'impact au cours du temps. Concernant la réponse globale de ce tube composite, on peut noter qu'une évolution très lente de l'effort a lieu après le premier pic correspondant à la prise de contact. Ce "plateau" est suivi d'une décroissance puis, d'une remontée jusqu'à l'effort maximal qui prend la valeur de 1800 N.

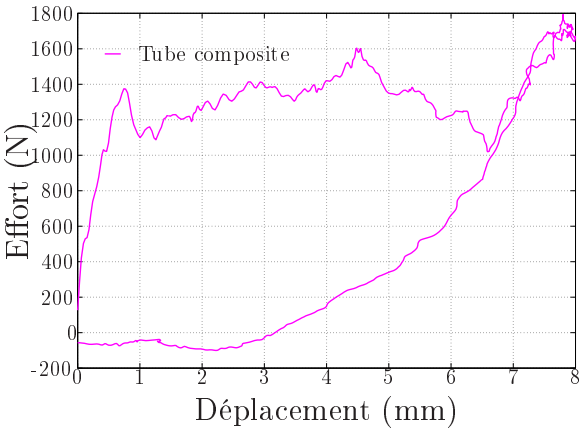


FIG. 2.15 – Réponse globale du tube composite complet

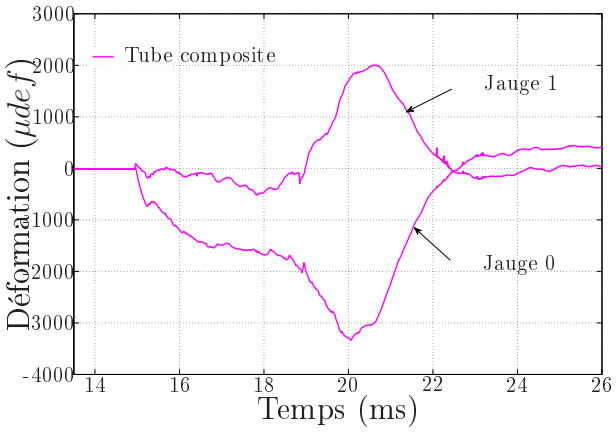


FIG. 2.16 – Réponse locale du tube composite complet

Comme dans le cas des essais réalisés pour observer l'influence de la pré-déformation de l'éprouvette sur sa réponse à l'impact, les mesures obtenues par les jauges géométriquement opposées sont très proches, et dans un souci de lisibilité, les seules courbes

exposées seront celles obtenues par les jauges 0 et 1. Cette remarque est valable pour chaque cas de conditions aux limites testées. Ainsi, si l'on observe à présent la figure 2.16, on peut souligner le fait que la jauge 1 mesure de la traction contrairement à la jauge 0 qui mesure de la compression. Ces informations renseignent sur l'allure de la surface du tube aux alentours du point d'impact . Tout comme dans le cas de celle de l'éprouvette pré-déformée, elle présente également une forme de selle de cheval.

Les conditions aux limites "appuis simples". Les conditions aux limites les plus utilisées pour l'impact de plaques courbes sont des conditions du type "appuis simples". En effet, de par la simplicité de leur mise en oeuvre, elles favorisent la reproductibilité des essais. Dans cette configuration, l'éprouvette est simplement posée sur le marbre autorisant donc un déplacement horizontal (cf. figure 2.17).

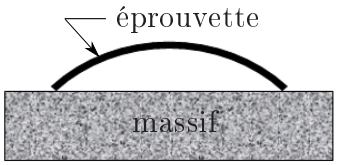


FIG. 2.17 – Impact sur éprouvette en appuis simples

La réponse globale, i.e. l'évolution de la force de contact en fonction du déplacement de l'impacteur, dans le cas de l'éprouvette en appuis simples est représentée Figure 2.18. Ainsi, on peut noter que les courbes sont relativement proches, sauf après le premier pic d'effort. Due à la rigidité de l'éprouvette et au degré de liberté horizontal autorisé, une perte de contact s'initie (point I) et entraîne une chute de la force de contact. Il est très important de remarquer ce phénomène car le dommage apparaît et évolue durant toute la phase de chargement. Aussi, une perte de contact significative présente lors de cette phase peut engendrer une diminution non négligeable de la taille du dommage ainsi qu'une modification de sa nature.

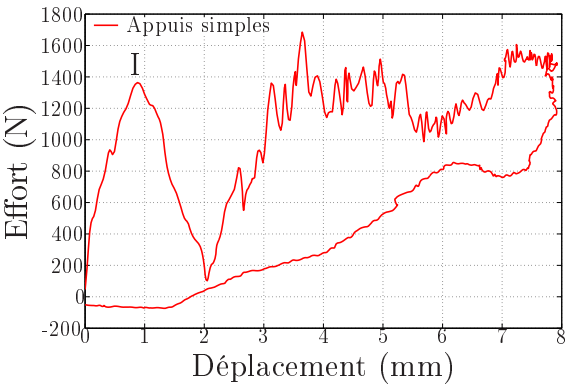


FIG. 2.18 – Réponse globale en appuis simples

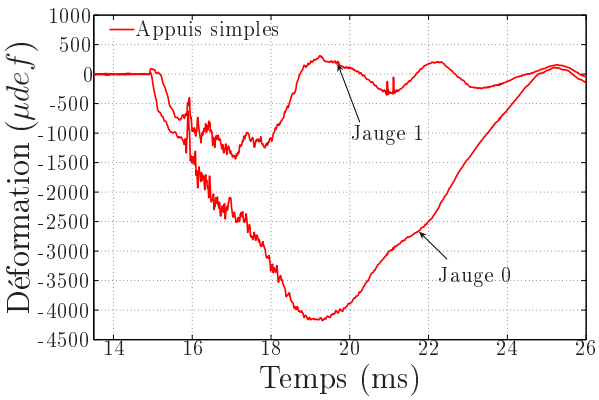


FIG. 2.19 – Réponse locale en appuis simples

La figure 2.19 présente les mesures obtenues par les jauges de déformation en fonction du temps. Il est intéressant de noter que dans le cas de l'éprouvette en appuis simples, la jauge 1 affiche une mesure de compression lors de l'essai, tout comme la jauge 0 contrairement au cas du tube composite complet où la jauge 1 mesure de la traction. Ces mesures constituent un indicateur de l'allure de la surface au voisinage du point d'impact et diffère selon la configuration choisie.

Les conditions aux limites "bloquée en translation". Une autre possibilité de conditions aux limites consiste à bloquer en translation les bords libres de l'éprouvette afin de supprimer ce degré de liberté horizontal. Ces conditions doivent permettre de s'affranchir de la perte de contact observée dans le cas précédent.

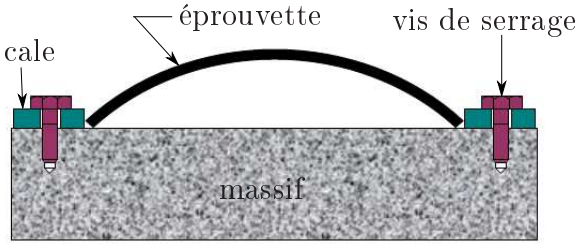


FIG. 2.20 – Impact sur éprouvette bloquée en translation

Les figures 2.21 et 2.22 présentent les résultats de ces essais.

Avec l'utilisation des ces conditions aux limites, logiquement la perte de contact décrite précédemment disparaît (figure 2.21) mais l'effort de contact maximal augmente fortement puisqu'il est de l'ordre de 2500 N. Concernant la mesure obtenue par les jauges de déformation, l'allure observée est proche de celle obtenue lors de l'impact du tube composite mais le niveau est, selon la jauge 1, plus de deux fois plus élevé.

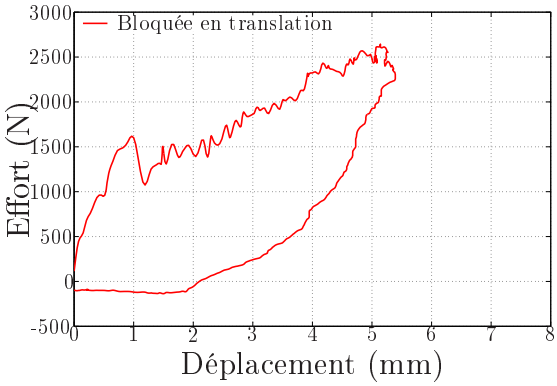


FIG. 2.21 – Réponse globale "bloquée en translation"

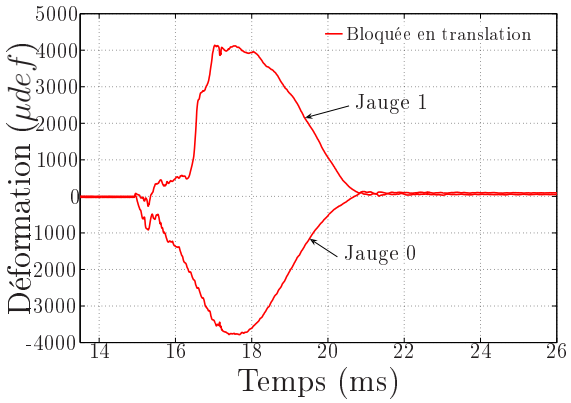


FIG. 2.22 – Réponse locale "bloquée en translation"

Conception de nouvelles conditions aux limites spécifiques. En considérant l'éprouvette comme étant un volume extrait d'un tube complet, l'objectif est de reproduire, de la manière la plus simple possible, les conditions aux limites de cet élément lorsqu'il est présent au sein du tube. Ainsi, afin de répondre à cette problématique, un montage spécifique a été réalisé et celui-ci est présenté figure 2.23.

L'éprouvette est vissée, en huit points (trois par côté), sur un tube en acier. L'épaisseur de ce tube en acier a été statiquement dimensionnée afin de reproduire, sous un même chargement ponctuel, la flèche que subirait le tube composite complet. Le rayon extérieur du tube est égal au rayon de courbure intérieur de l'éprouvette. Une fenêtre de 200 × 200 mm a été découpée au droit de l'emplacement de l'éprouvette afin de limiter la superposition des deux matériaux et l'ensemble est ensuite installé dans le massif usiné en "V" utilisé précédemment. L'utilisation d'un dispositif simple voit son intérêt dans la reproductibilité des essais.

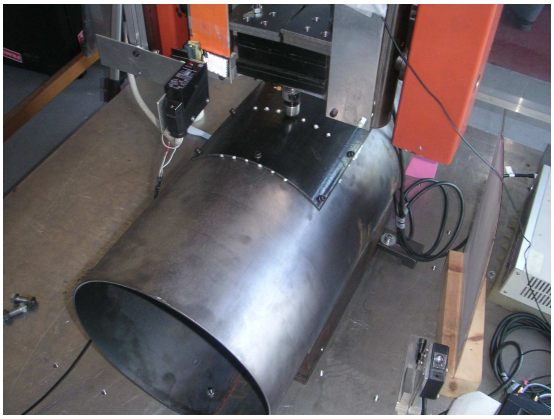


FIG. 2.23 – Dispositif de maintien de l'éprouvette

Les figures 2.24 et 2.25 présentent les résultats obtenus par ces conditions aux limites.

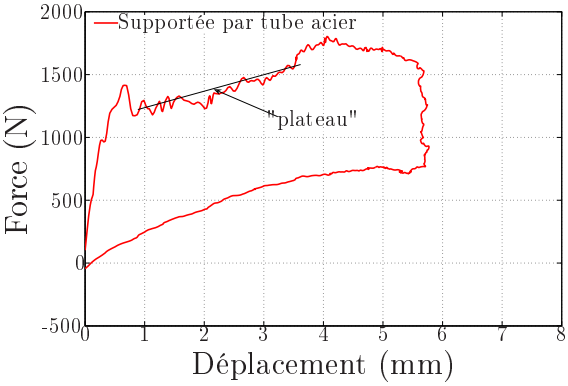


FIG. 2.24 – Réponse globale "Supportée par un tube en acier"

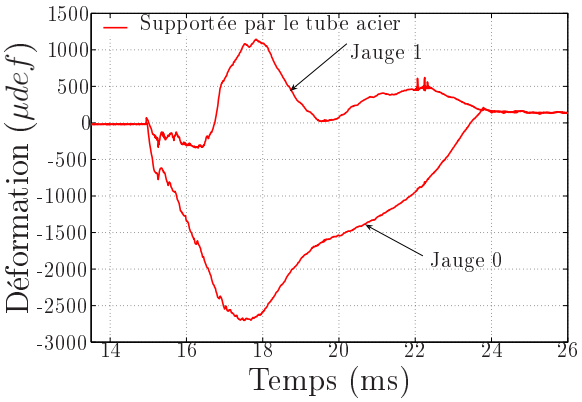


FIG. 2.25 – Réponse locale "Supportée par un tube en acier"

Concernant la réponse globale de l'éprouvette fixée sur le tube en acier, elle reste proche, lors de la phase de chargement, de celle observée dans le cas de l'impact du tube composite complet. En effet, les valeurs du premier pic sont comparables tout comme l'effort de contact maximal. On peut noter, également, que le "plateau" observé lors de l'impact du tube composite apparaît dans cette configuration. Les déformations obtenues sont moins importantes mais on observe tout de même une allure commune de la surface proche du point d'impact.

Comparaison du comportement des structures selon les différentes conditions aux limites

Comparaison des réponses globales et locales. Une comparaison des réponses globales obtenues, pour un même chargement, selon les différentes configurations est présentée figure 2.26. Cette figure révèle tout d'abord la sensibilité de la réponse de la structure vis-à-vis des conditions aux limites. En effet, bien que le premier pic d'effort, correspondant à la prise de contact (phénomène matériau) soit reproductible pour chaque configuration de conditions aux limites, on note toutefois une forte variation des réponses structurales lors de la suite de l'essai.

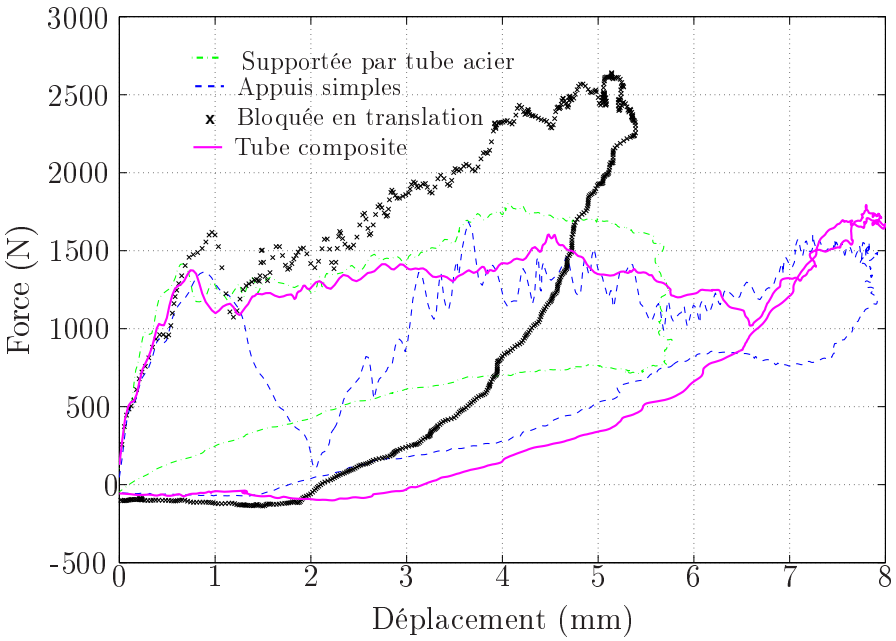


FIG. 2.26 – Comparaison des réponses globales

Concernant la totalité de l'essai (i.e. charge et décharge), la réponse obtenue par le biais de conditions "appuis simples" semble proche de celle issue de l'impact du tube composite, et notamment à la fin de la charge et lors de la décharge. Cependant, en considèrant que le dommage s'initie en grande partie lors du chargement, la perte de contact observée pénalise lourdement cette configuration vis-à-vis des autres.

L'observation de ces réponses globales n'est pas suffisante pour se prononcer sur un choix définitif. L'information apportée par la comparaison des réponses locales (i.e. proche du point d'impact) pourrait permettre de conforter ce choix. Celle-ci est présentée figure 2.27 via la représentation des déformations circonférentielles au cours de l'essai.

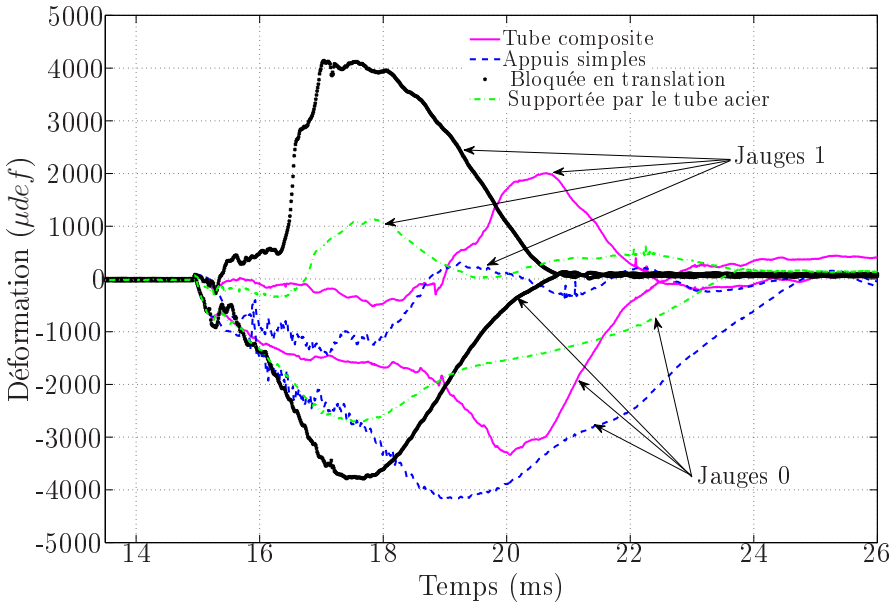


FIG. 2.27 – Comparaison des réponses locales des structures

Sur cette figure, il est à noter que l'apparition de la déformation maximale est bien plus tardive dans le cas de l'impact du tube composite que dans n'importe quelle autre configuration et ce, quelle que soit la jauge observée.

Le signe des déformations renseigne sur l'allure de la surface de l'éprouvette aux alentours du point d'impact. Ainsi, alors que l'éprouvette en appuis simples présente une surface en "cuvette", les autres configurations donnent lieu à des surfaces aux allures de "selle de cheval" puisque les jauges ne mesurent pas uniquement de la compression mais également de la traction.

La comparaison des endommagements générés par l'utilisation de ces différentes configurations d'essais doit permettre d'aboutir au choix justifié de conditions aux limites optimisées.

Comparaison des endommagements créés. Étant donné que l'objectif de cette étude préliminaire est de reproduire le dommage existant lors d'un impact sur une capacité bobinée, une comparaison des endommagements créés, via les différentes conditions aux limites, a été réalisée et est présentée dans ce paragraphe. Les différentes techniques utilisées pour l'expertise de l'endommagement induit seront présentées plus loin.

Il apparaît ainsi que pour ce niveau d'énergie (i.e. 9 J), et quel que soit le type de conditions aux limites, aucune rupture de fibres n'est décelable. De plus, il est à noter que la taille de la zone délaminée est grande. A titre d'exemples, dans le cas de l'éprouvette en appuis simples, la zone délaminée projetée a un diamètre de 50 ± 2 mm et dans le cas de l'éprouvette supportée par le tube en acier un diamètre de 57 ± 2 mm.

L'endommagement le plus pénalisant vis-à-vis de la rupture d'un stratifié sollicité en traction est la rupture de fibres. Ce mécanisme d'endommagement devrait apparaître, dans le cas des conditions aux limites étudiées, à des niveaux d'énergie bien supérieurs mais induisant des zones délaminées succeptibles de dépasser les 70 mm correspondant à la largeur des éprouvettes de traction. Or, puisque le but de cette étude est d'observer un abattement quantifiable de la tenue résiduelle des éprouvettes en fonction de l'endommagement généré, l'apparition de rupture de fibres est indispensable. Il a donc été choisi de concevoir de nouvelles conditions aux limites permettant le confinement du délaminage. Ce nouveau dispositif est détaillé dans le paragraphe suivant. Il est nécessaire de confiner le délaminage loin des bords de l'éprouvette. En effet, lors d'un essai de traction, les contraintes de cisaillement transverses induites par les effets de bord peuvent déclencher une rupture prématurée du stratifié [Pipes et Pagano, 1970][Leguillon *et al.*, 1999]. Dans le cas d'un délaminage trop proche des bords, il est possible d'assister à la naissance d'une interaction forte entre ces effets de bord et le dommage préalablement induit. Il serait alors difficile d'isoler l'influence du dommage lié à l'impact sur la tenue résiduelle.

De plus, des capacités bobinées remplies de propergol (i.e. cas des structures réelles) affichent une rigidité en flexion supérieure à celle de structures vides. Cette modification des propriétés structurales tend à initier préférentiellement des ruptures de fibres lors d'impacts. C.C. Poe [C.C. Poe *et al.*, 1988] a montré que les dommages induits par impact sur des anneaux bobinées remplis de propergol étaient localisés directement sous le point d'impact. Cette dernière remarque conforte dans le choix d'un dispositif d'impact particulier permettant de confiner la zone endommagée et de favoriser l'apparition de ruptures de fibres.

Conclusions sur l'étude des conditions aux limites. Différentes conditions aux limites ont été testées pour la réalisation des essais d'impact sur les éprouvettes. Nous

avons montré que toutes les configurations utilisées conduisent à des endommagements non représentatifs de ceux que l'on peut observer lors de l'impact de capacités bobinées remplies de propergol. De plus, l'apparition de ruptures de fibres avec ce type de conditions aux limites est liée à une zone délaminée de taille excessive rendant l'analyse de la tenue résiduelle en traction délicate.

Par ailleurs, les éprouvettes sont issues de tubes bobinés présentant des caractéristiques identiques à celle de la partie cylindrique (i.e. virole) des capacités. Or, lors de la découpe de ces tubes, on assiste à un relâchement des contraintes résiduelles qui entraîne une modification du rayon de courbure ainsi qu'un léger gauchissement des éprouvettes. Une étude de sensibilité de la réponse à l'impact à l'état pré-déformé des éprouvettes a été réalisée. Elle est présentée en Annexe B.

Par conséquent, nous avons choisi de nous écarter d'une voie qui considère l'éprouvette comme étant un volume élémentaire représentatif (VER) d'une capacité chargée. En effet, cette méthodologie imposerait d'appliquer à l'éprouvette des conditions aux limites et un état pré-déformée (ainsi que le couplage entre les deux) identiques à ceux du VER au sein de la structure. Une alternative à cette démarche est alors de concervoir un dispositif d'impact particulier permettant de générer un endommagement proche de celui observé lors de l'impact d'une capacité chargée (i.e. ruptures de fibres et zone délaminée réduite).

Dispositif pour le confinement du délaminage

Les résultats préliminaires exposés au paragraphe 2.2.3, ont permis de souligner l'influence des conditions aux limites sur l'endommagement créé. Ainsi, il a été montré que les différentes configurations testées ne permettent pas d'obtenir de rupture de fibres pour un diamètre de zone délaminée inférieur à la largeur des éprouvettes de traction (70 mm). Un nouveau montage a donc été conçu afin de confiner les délaminages et de limiter la flexion responsable de l'apparition de ce phénomène. Ce montage est présenté figure 2.28 : l'éprouvette est maintenue entre deux blocs en aluminium usinés à la courbure - après relâchement des contraintes - de l'éprouvette. Une fenêtre de 30 mm est alésée au centre des deux blocs et un chanfrein est réalisé sur le bloc inférieur afin de réduire la concentration de contraintes due aux arêtes initialement vives.

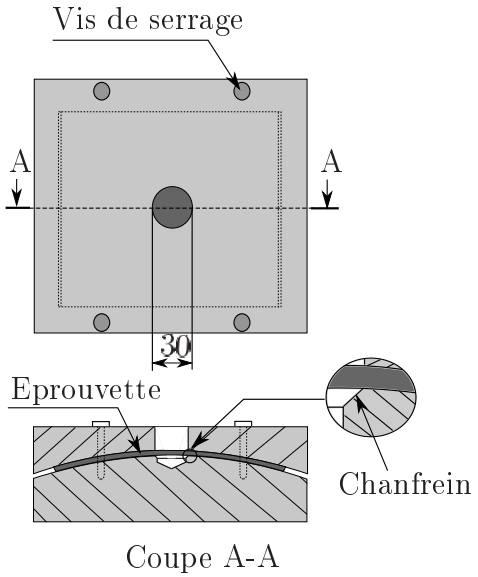


FIG. 2.28 – Montage d'impact

Quatre vis assurant le serrage de la partie haute sur la partie basse du montage, permettent le maintien de l'éprouvette lors de l'essai d'impact. Le couple de serrage a été déterminé de manière itérative afin d'obtenir un compromis satisfaisant entre le maintien de l'éprouvette au cours de l'essai et un matage réduit de la face intérieure. La valeur choisie est de 8 $N.m$. La présence de la fenêtre d'impact et des vis de serrage doivent permettre de confiner le délaminage au centre de l'éprouvette.

Reproductibilité des réponses à l'impact.

Etant donné que plusieurs essais d'impact sont nécessaires pour établir une corrélation entre les défauts observés microscopiquement et la tenue résiduelle en traction, il est nécessaire de s'assurer de la bonne reproductibilité des réponses à l'impact. Les figures 2.29 et 2.30 représentent l'évolution de l'effort de contact en fonction du déplacement de l'impacteur pour des essais correspondant aux mêmes points du plan d'expériences. Deux niveaux d'énergie ($6,5\ J$ et $14\ J$), correspondant également à deux niveaux d'endommagement sont présentés.

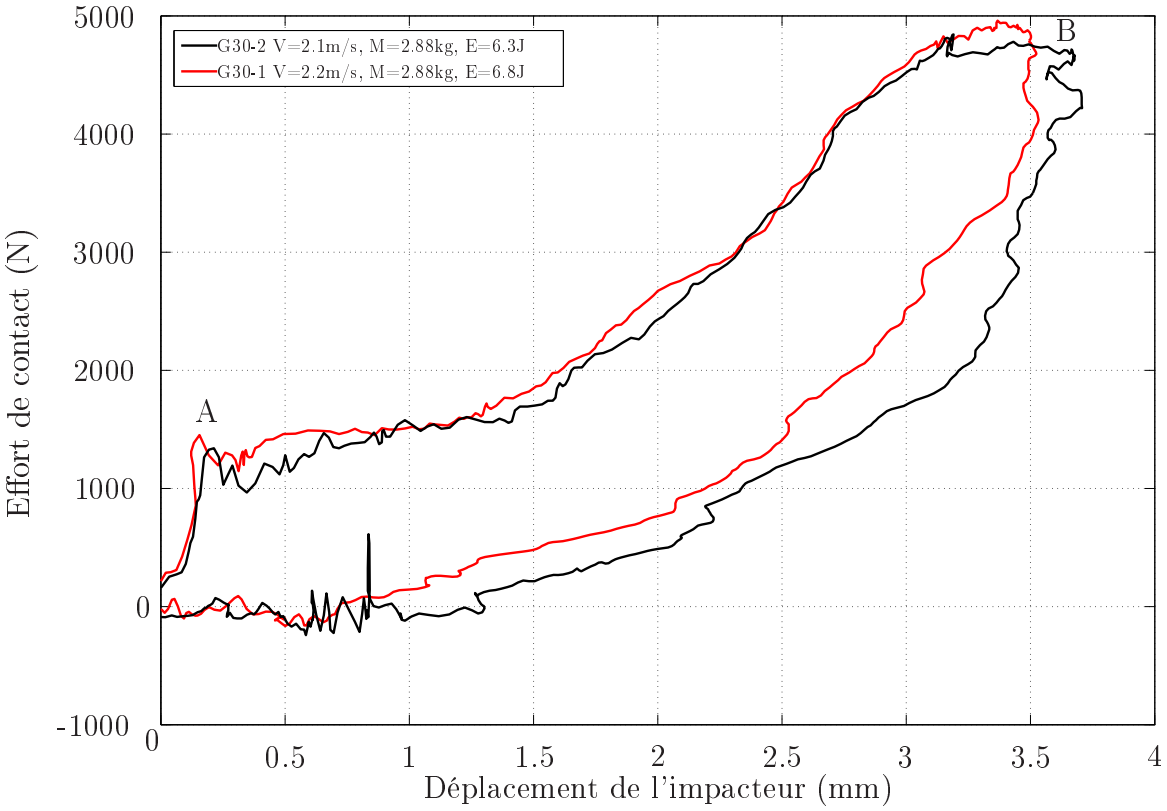


FIG. 2.29 – Reproductibilité des réponses à l'impact des éprouvettes Ø300

Le niveau d'énergie représenté figure 2.29 ($6,5\ J$) correspond à un endommagement non-visible à l'œil nu. On peut noter que contrairement à la masse qui reste constante entre les deux essais, l'écart maximal observé sur la vitesse d'impact est de $0,08\ m.s^{-1}$ soit $3,5\%$ conduisant à un écart de 7% sur l'énergie cinétique. Malgré cette dispersion au niveau de la vitesse de chute du projectile, la réponse des éprouvettes reste quasiment similaire. En effet, l'allure globale reste sensiblement la même avec : i) un premier pic d'effort correspondant à la prise de contact entre l'impacteur et l'éprouvette (effet matériau) (Point A), ii) une augmentation de l'effort jusqu'à l'apparition d'un maximum (Point B), iii) la décharge de l'éprouvette. L'écart observé sur l'effort maximal de $2,5\%$ et celui sur le déplacement de 5% permettent de considérer la reproductibilité de la réponse des éprouvettes comme acceptable dans le cas d'un endommagement modéré.

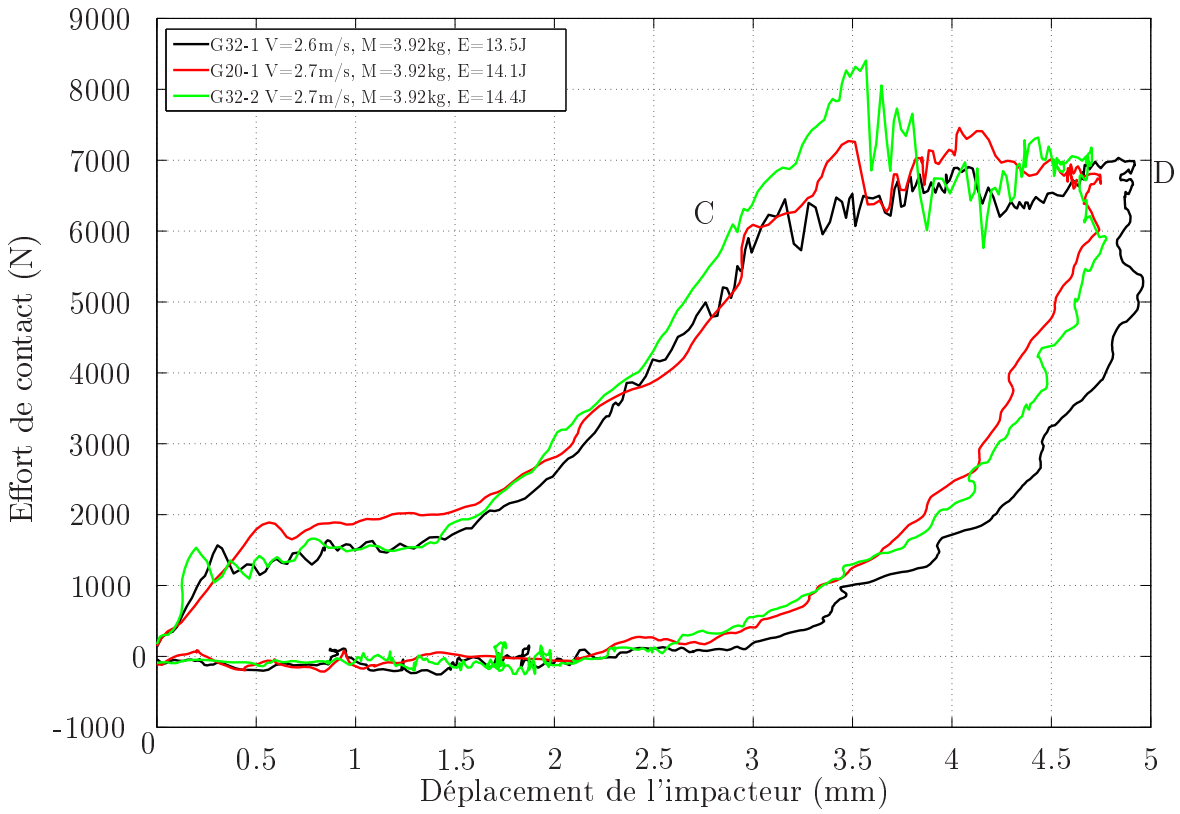


FIG. 2.30 – Reproductibilité des réponses à l'impact des éprouvettes Ø300

La figure 2.30 représente la réponse à l'impact des éprouvettes Ø300 dans le cas d'un niveau d'énergie de l'ordre de 14 J. Tout comme pour le niveau d'énergie précédent, l'écart maximal observé sur la vitesse d'impact entre les trois essais est de $0,08\ m.s^{-1}$ (soit 3%) conduisant également à un écart de 6% sur l'énergie cinétique. Pour ce couple masse/vitesse, l'endommagement engendré est visible sur la surface extérieure de l'éprouvette. La réponse globale est, comme pour le niveau d'énergie précédent, quasiment similaire pour toutes les éprouvettes. En effet, on retrouve, dans l'allure de la courbe force/déplacement, et ce pour chaque essai, les trois phases décrites précédemment. En revanche, pour ce niveau d'énergie, une quatrième phase est à remarquer : un plateau significatif d'un endommagement prononcé où l'effort reste presque constant (segment CD). L' écart sur l'effort maximal est cependant supérieur à celui observé dans le cas précédent puisqu'il est de 16 %. Il reste tout de même acceptable compte-tenu de la nature dispersive de la rupture des matériaux composites. En revanche, l'écart observé sur le déplacement est comparable à celui présenté Figure 2.29 puisqu'il est de $4,5\%$.

En conclusion, il a été vérifié que pour des niveaux de dégradation minimale et maximale, dans la zone d'impact, le comportement global de l'éprouvette dans le dispositif est reproductible. Différents essais d'impact peuvent donc être réalisés pour un même couple masse-vitesse en assurant une faible dispersion de la réponse des éprouvettes.

2.3 Les plans d'expériences

Comme il l'a été évoqué lors de la description de la méthodologie générale de cette étude (Figure 1.24), l'utilisation de plans d'expériences a été choisie afin de déterminer les conditions d'impact sur les deux échelles réduites. La notion de plans d'expériences ainsi que leur utilisation dans le cas présent sont décrites dans ce paragraphe.

Lors de l'impact de structures, on peut être amené à vouloir établir - sans se subordonner à un modèle physique incertain - une relation entre les différents paramètres d'impact (i.e. la masse, la vitesse d'impact, la distance entre appuis lorsque l'éprouvette est en flexion trois ou quatre points, le diamètre de l'impacteur ...) et les paramètres résultants de ces impacts (i.e. la force de contact entre l'impacteur et la structure, l'accélaration de l'éprouvette, la déflection, le dommage généré ...). En effet, il est souvent difficile de créer des modèles analytiques qui permettent à la fois de prédire la réponse de l'éprouvette et d'identifier l'influence de tel ou tel paramètre d'entrée (cause) sur tel ou tel paramètre de sortie (conséquence). De fait, dans le cas du comportement à l'impact de plaques courbes composites, il n'existe pas de modèle analytique permettant d'évaluer l'influence de la nature de la structure (séquence d'empilement, dimensions et courbure), celle des paramètres du choc (masse et vitesse de l'impacteur, conditions aux limites de la plaque, nature du contact) sur les réponses des structures. L'utilisation des plans d'expériences peut alors être une alternative à cette problématique [Pecault, 1996, Guillaumat *et al.*, 2004]. Les surfaces de réponse établies par cette démarche, permettent d'établir un ensemble de relations, purement empiriques, liant les causes aux conséquences. Ces surfaces sont établies de manière discrète via l'obtention de points expérimentaux choisis de manière optimale puis, une interpolation polynômiale est réalisée afin d'obtenir une fonction continue dans un domaine d'étude borné [Droesbeke *et al.*, 1997].

Pour réduire le coût expérimental induit tout en répondant au besoin industriel, nous limitons notre étude à l'influence de la masse et de la vitesse du projectile. Ainsi, on postule arbitrairement un polynôme du second degré P dépendant des variables masse M et hauteur de chute H au lieu de la vitesse elle-même pour interpoler des réponses des structures :

$$P(M,H) = I + aM + bH + cM^2 + dH^2 + eMH \tag{2.2}$$

où I, a, b, c, d, e sont les coefficients affectant des différentes variables.

L'intérêt du choix d'un polynôme de second degré, vis-à-vis d'un polynôme du premier degré, réside dans le fait qu'il est possible de déceler les écarts à la linéarité et de coupler les différentes variables.

Pour faciliter la détermination de l'influence respective des différents paramètres, les coordonnées des variables sont centrées et réduites. Leur amplitude de variation est donc ramenée à l'intervalle $[-1, +1]$ par application de la transformation :

$$x_j = \frac{u_j - u_j^0}{\Delta u_j} \tag{2.3}$$

où x_j la valeur de la variable codée j (en coordonnées centrées réduites), u_j désigne la valeur de la variable naturelle correspondante, u_j^0 représente la valeur de la variable naturelle j au centre du domaine.

Δu_j, appelé pas de variation, est défini comme suit :

$$\Delta u_j = \frac{u_j^{max} - u_j^{min}}{2} \tag{2.4}$$

Chaque réponse mesurée expérimentalement sera donc interpolée par le modèle polynômial η, exprimé en coordonnées centrées réduites de la façon suivante :

$$\eta = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_{11} x_1^2 + b_{22} x_2^2 + b_{12} x_1 x_2 \tag{2.5}$$

L'objectif est alors d'identifier ces paramètres b_{ij}. Aussi, l'équation 2.5 peut s'écrire de la manière suivante :

$$Y = XB + e \tag{2.6}$$

où Y représente le vecteur colonne des réponses expérimentales, X la matrice du modèle, B le vecteur colonne des paramètres à estimer et e le vecteur colonne des erreurs expérimentales.

Dans le but de déterminer ce vecteur B, il est possible d'utiliser la méthode des moindres carrés. Ainsi, si la matrice $X^t X$ est non singulière, il vient :

$$B = (X^t X)^{-1} X^t Y \tag{2.7}$$

De plus, la précision des estimateurs B est déterminée à partir de la matrice de variance-covariance définie comme :

$$Var(B) = \sigma^2 (X^t X)^{-1} \tag{2.8}$$

où σ^2 est la variance de l'erreur expérimentale. On constate ici que cette matrice de variance-covariance est indépendante des résultats des expériences et peut être déterminée avant même de réaliser les essais puisqu'elle dépend uniquement de la variance de l'erreur expérimentale et des éléments de la matrice d'expérience X.

Pour l'identification des coefficients du polynôme, il existe un certain nombre de répartions expérimentales optimales en fonction des modèles polynomiaux les plus courants [Droesbeke *et al.*, 1997]. Le choix de la répartition utlisée pour cette étude est justifié ci-dessous.

2.3.1 Choix de la matrice d'expériences

Pour cette étude, il a été choisi une matrice d'expériences du type matrice de Doelhert [Doelhert, 1970, Doelhert et Klee, 1972], autorisant l'utilisation d'un polynôme de degré deux (eq. 2.5), dont la représentation spatiale dans un domaine expérimental à deux variables est illustrée figure 2.3. On peut ainsi constater que la distribution des points expérimentaux est uniforme. Cette particularité permet de couvrir l'ensemble du domaine, sans proposer, a priori, de modèle représentatif de la réponse étudiée. D'autre part, l'interpolation issue de ce type de matrice présente une qualité constante puisque le réseau est uniforme. Les matrices de Doelhert présentent également l'avantage de pouvoir s'étendre une fois les premières expériences réalisées. En effet, il est possible de réajuster le domaine expérimental et de reconstruire une nouvelle matrice autour d'un point de l'ancienne tout en conservant une partie des points déjà réalisés. Cette propriété est illustrée figure 2.32.

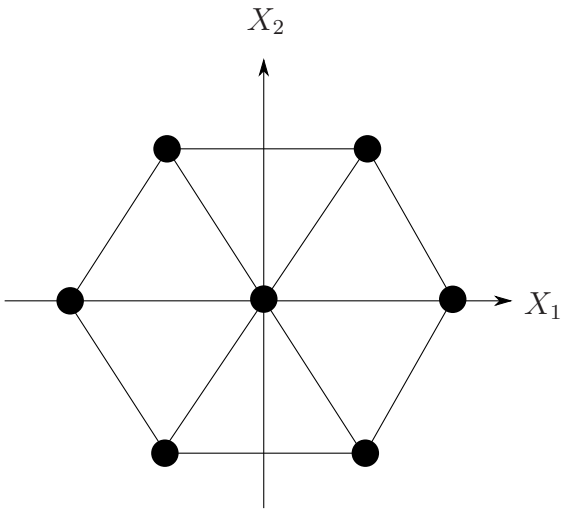


FIG. 2.31 – Réseau d'expériences de Doelhert dans un espace expérimental à deux variables X_1 et X_2

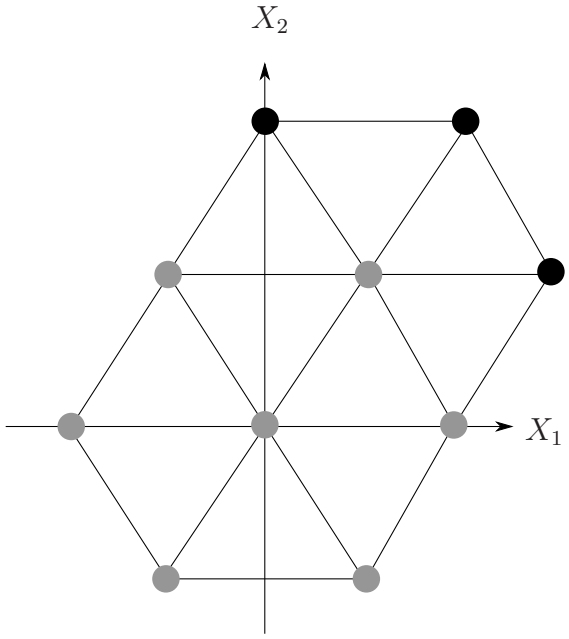


FIG. 2.32 – Extension d'une matrice de Doelhert dans un espace expérimental à deux variables X_1 et X_2

La matrice de Doelhert dans le cas de deux variables expérimentales s'écrit comme suit :

n^o	1	2	3	4	5	6	7
X_1	-1	-0,5	0,5	-0,5	0	1	0,5
X_2	0	-0,866	-0,866	0,866	0	0	0,866

TAB. 2.3 – Matrice d'expériences de Doehlert à deux variables en coordonnées centrées réduites

2.3.2 Détermination des plans d'expériences pour les essais d'impact

La construction des deux plans d'expériences a nécessité la détermination des valeurs limites associées aux deux variables considérées (i.e. masse du projectile et hauteur de chute).

Le domaine d'exploration de la hauteur de chute doit être représentatif des conditions réelles d'accidents envisageables. Ainsi, il est établi que ce type de chocs peut, le plus fréquemment, intervenir lors du stockage lorsque les structures sont disposées horizontalement. La hauteur de chute maximale estimée est alors de $0,6\ m$. Concernant la valeur minimale, elle est choisie égale à $0,20\ m$ de manière à conserver une hauteur de chute suffisamment grande pour pouvoir observer l'influence de la vitesse et suffisament éloignée de la borne supérieure pour conserver une taille de domaine d'étude raisonnable. D'autre part, on note que dans la matrice de Doelhert proposée, la variable X_1 prend quatre valeurs distinctes alors que la variable X_2 n'en prend que trois. Or, il a été souligné précédemment que la dispersion observée sur la vitesse - liée directement à la hauteur de chute - est supérieure à celle observée sur la masse. Ainsi, il semble préférable d'attribuer la variable présentant le moins de discrétisations à la hauteur de chute. La variable X_1 sera

donc associée à la masse du projectile et X_2 à la hauteur de chute. Les valeurs maximales, en coordonnées centrées réduites, préconisées pour la variable X_2 étant respectivement $-0,866$ et $0,866$ (cf tableau 2.3), la hauteur maximale de chute testée est choisie égale à $0,5\ m$ et la hauteur minimale à $0,25\ m$.

Les bornes de la masse du projectile ont été définies de manière itérative par le biais d'essais intermédiaires. En effet, nous avons choisi de borner le dommage pour la création de ces plans. La hauteur de chute étant fixée, la masse est alors considérée comme étant directement liée à l'endommagement. Ainsi, l'endommagement minimal admis est la dégradation en rupture de fibres du premier pli circonférentiel et l'endommagement maximal correspond à la rupture de tous les plis. Il apparaît que les bornes de la variable associée à la masse (X_1) diffèrent selon l'échelle de structure considérée. Par conséquent, celles-ci, ainsi que les plans d'expériences associés, seront spécifiées pour les deux échelles dans les paragraphes suivants.

Plan d'expériences pour les éprouvettes Ø300

Les essais préliminaires d'impact réalisés sur les éprouvettes Ø300 ont abouti à une borne minimale égale à $1,85\ kg$ et une borne maximale égale à $5,96\ kg$ pour la masse du projectile. En effet, le premier niveau d'endommagement décrit précédemment correspond à un couple masse/vitesse tel que : $M = 1,85\ kg$ et $H = 0,375\ m$. Concernant l'endommagement maximal, il est associé au couple $M = 4,93\ kg$ et $H = 0,5\ m$. Le plan d'expériences issu de ces constatations est présenté tableau 2.4. L'énergie cinétique théorique associée aux différents couples est également spécifiée dans ce tableau.

Expérience	Masse (kg)	Hauteur (m)	Energie cinétique (J)
1	1,85	0,375	6,81
2	2,88	0,25	7,06
3	4,93	0,25	12,10
4	2,88	0,5	14,12
5	3,91	0,375	14,38
6	5,96	0,375	21,93
7	4,93	0,5	24,18

TAB. 2.4 – Plan d'expériences pour les éprouvettes Ø300

Plan d'expériences pour les éprouvettes Ø600

Le choix du plan d'expériences associé à l'impact des éprouvettes Ø600 est une phase critique pour le changement d'échelle. En effet, les considérations émises pour l'établissement de ce plan font office d'hypothèses pour la suite de ce travail.

L'idée principale consiste, comme dans le cas des éprouvettes Ø300, à borner le domaine d'étude vis-à-vis de l'endommagement créé. Ainsi, il devient possible de comparer la variation de tenue résiduelle, pour un même niveau d'endommagement, entre les éprouvettes Ø300 et Ø600. Néanmoins, pour aboutir aux limites de l'endommagement souhaité, il existe une infinité de couples masse/vitesse. Il semble donc impossible d'explorer l'ensemble du domaine. Ainsi, dans le but de restreindre celui-ci, nous avons pris le parti de raisonner non plus en considérant le couple masse/vitesse, mais en fonction de l'énergie cinétique. Cette simplification sous-entend de négliger l'influence du couple masse/vitesse

sur l'endommagement créé. Il devient donc nécessaire de justifier cette première hypothèse par des essais préliminaires à iso-énergie en faisant varier le couple masse/vitesse. Ces essais sont illustrés sur la figure 2.33.

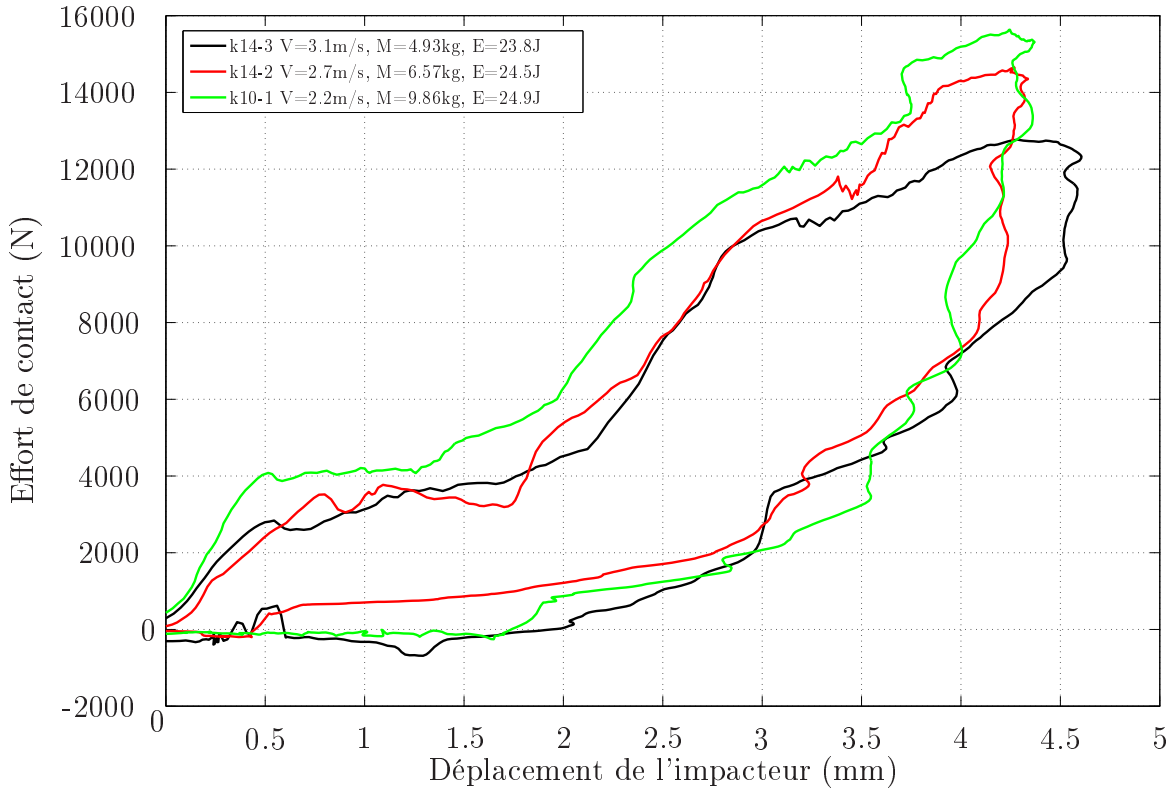


FIG. 2.33 – Influence du couple masse-vitesse sur l'endommagement créé

Trois essais ont été réalisés à iso-énergie (i.e. $E = 24,3 \pm 0,6\ J$) en considérant des couples masse/vitesse différents. Ainsi, la masse du projectile varie de $4,93\ kg$ à $9,86\ kg$ et sa vitesse de $2,2\ m.s^{-1}$ à $3,1\ m.s^{-1}$. Les expertises microscopiques menées sur les trois éprouvettes impactées ont confirmé un niveau d'endommagement comparable, à savoir la dégradation en rupture de fibres du premier pli circonférentiel. Le choix du couple masse/vitesse ne semble donc pas influer sur le dommage dans ces gammes de masse et de vitesse. Un raisonnement en énergie est alors envisageable.

Parmi les orientations nécessaires mentionnées précédemment, figure la conservation des hauteurs de chute, donc implicitemement de la vitesse d'impact. En effet, il a été choisi de conserver ces valeurs lors du changement d'échelle car les hauteurs de chute représentatives des cas réels de chargement restent bornées entre $0,20\ m$ et $0,60\ m$ quelle que soit l'échelle considérée.

La matrice d'expériences choisie initialement pour la réalisation des essais sur éprouvettes Ø600 est la même que celle utilisée pour les éprouvettes Ø300 (Tableau 2.3). D'autre part, afin d'accroître le nombre de comparaisons exploitables entre les deux échelles d'éprouvettes, il a été choisi de conserver un couple masse/hauteur identique dans le plan d'expériences associé aux éprouvettes Ø300. Ce couple, engendrant un endommagement situé dans les bornes souhaitées, est le suivant : $M = 5,96\ kg$ et $H = 0,375\ m$.

De plus, afin d'éviter les facteurs succeptibles d'augmenter la dispersion des résultats, il a été choisi de conserver, pour les deux échelles d'éprouvettes, le même dispositif sup-

portant la masse tombante. Or, la charge maximale admissible par celui-ci est inférieure à celle nécessaire pour l'obtention de l'endommagement maximal des éprouvettes Ø600. Cette constatation nécessite donc une modification d'une des valeurs de la matrice de Doelhert. La matrice ainsi modifiée est présentée tableau 2.5.

n^o	1	2	3	4	5	6	7
X_1	-0,5	-1	0,5	0	-0,5	1	1
X_2	-0,866	0	-0,866	0	0,866	0	0,866

TAB. 2.5 – Matrice d'expériences de Doehlert à deux variables en coordonnées centrées réduites modifiée

Le couple qui diffère vis-à-vis de la matrice de Doelhert conventionnelle est celui préconisé pour l'expérience numéro 7. La variable codée associée à la masse du projectile passe de $0,5$ à 1. Cette modification engendre une perte de précision du plan réalisée. Cependant, celle-ci sera quantifiée lors de l'analyse de la variance permettant de déterminer la précision du modèle.

L'ensemble des considérations émises pour la réalisation de ce plan induit donc les variations suivantes : i) la masse du projectile varie de $5,96\ kg$ à $14,48\ kg$, ii) la hauteur de chute varie de $0,25\ m$ à $0,5\ m$. Le plan ainsi construit est présenté tableau 2.6.

Expérience	Masse (kg)	Hauteur (m)	Energie cinétique (J)
1	8,09	0,25	19,84
2	5,96	0,375	21,93
3	12,35	0,25	30,29
4	10,22	0,375	37,60
5	8,09	0,5	39,68
6	14,48	0,375	53,27
7	14,48	0,5	71,02

TAB. 2.6 – Plan d'expériences pour les éprouvettes Ø600

2.4 Dispositifs pour l'expertise du dommage

L'identification de ces endommagements a été réalisée en deux temps : i) une expertise par contrôle non destructif (i.e. ultra-sonore) permettant de quantifier la surface délaminée projetée, ii) une expertise destructive (i.e. microscopie optique) permettant de détecter et de quantifier le nombre de rupture de fibres. Les deux techniques mises en œuvre sont détaillées dans cette section.

2.4.1 Contrôle ultra-sonore.

Ce contrôle a été réalisé au LAMEFIP avec à la cuve à ultrasons présentée Figure 2.34.



FIG. 2.34 – Cuve à ultrasons du LAMEFIP

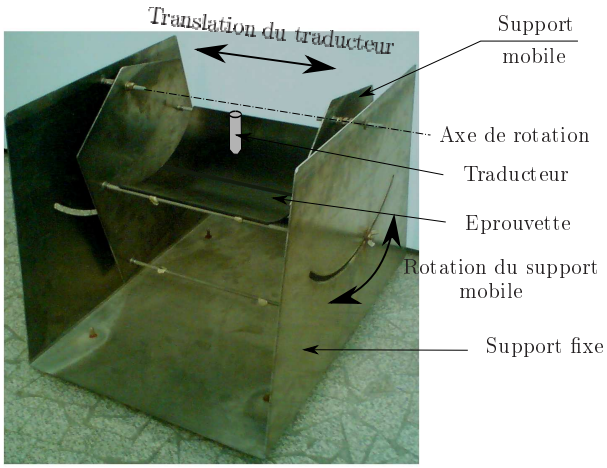


FIG. 2.35 – Principe de l'analyse ultrasonore

Pour l'expertise, l'éprouvette est fixée sur un support mobile, la face concave exposée vers le haut (cf. figure 2.35). Ce support est en liaison pivot avec un autre support fixe. La distance entre l'axe de rotation du support mobile et l'éprouvette est égal au rayon de courbure (R) de l'éprouvette. L'ensemble est immergé dans la cuve à ultrasons. Le traducteur, non focalisé, est orienté de telle manière à assurer sa perpendicularité par rapport à une génératrice de l'éprouvette. Compte tenu du fait que l'éprouvette est située à la distance R de l'axe de rotation du support mobile, cette perpendicularité est assurée quel que soit l'angle entre le support mobile et le support fixe. Le traducteur, a une fréquence de 10 MHz, un diamètre de 6 mm, et fonctionne en émission/réception. Pour la mesure, l'opération consiste alors à effectuer une translation de ce traducteur, grâce à un système motorisé, le long de la génératrice de l'éprouvette. Le signal obtenu est visualisé sur un oscilloscope et interprété afin de détecter le début et la fin du délaminage. Puis, une rotation du support mobile (donc de l'éprouvette) est effectuée et une autre génératrice est examinée. Le pas entre deux génératrices est de 10 mm.

La figure 2.36 présente les résultats obtenus par ce type d'expertise. Les dimensions des éprouvettes sont représentées (225 x 225 mm) et le triangle au centre représente le point d'impact.

Sur chacune de ces lignes figurent deux points correspondant aux bornes de la surface délaminée. La barre d'erreur horizontale associée à chacun de ces points correspond à la taille du traducteur non focalisé, soit 6 mm. L'erreur verticale est estimée à 2 mm et correspond à la distance nécessaire pour que le signal retrouve une forme associée au matériau sain.

De par le montage utilisé pour la réalisation des essais d'impact, nous supposons que la zone délaminée présente une forme circulaire ($D_1 = D_2$). Cette hypothèse est vérifiée par l'expertise microscopique de l'endommagement présentée au paragraphe suivant. L'erreur sur le diamètre de la zone délaminée projetée est donc de 2 mm.

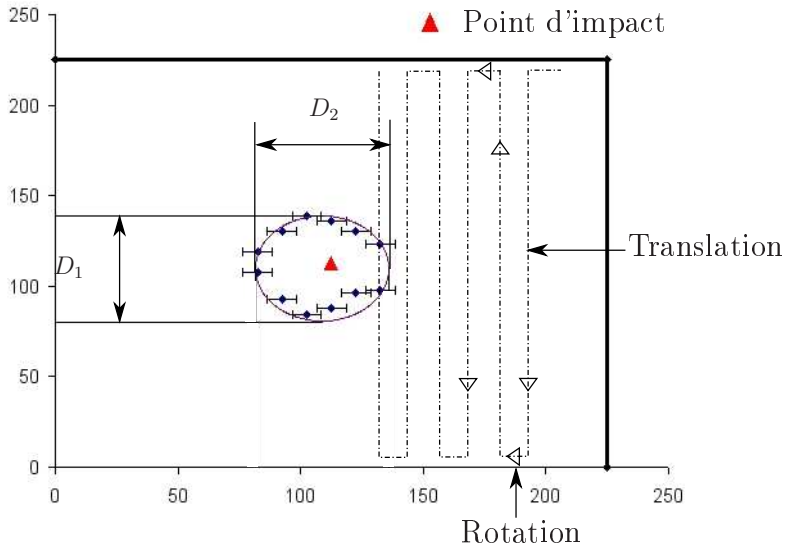


FIG. 2.36 – Expertise ultrasons d'une éprouvette

2.4.2 Contrôle par microscopie optique.

La présence (ou non) de délaminages étant déterminée par contrôle non-destructif, les éprouvettes sont ensuite découpées afin de détecter l'éventuelle présence des autres mécanismes d'endommagement (i.e. ruptures de fibres, fissuration de la matrice ...) par microscopie optique.

Procédure

Les éprouvettes sont découpées avec une scie circulaire diamant avec une vitesse de rotation très élevée et une avance de coupe très faible afin de limiter la propagation de l'endommagement. L'angle de découpe dépend de l'observation choisie. En effet, pour l'observation de ruptures de fibres circonférentielles (orientées à 90^o), l'échantillon est prélevé de la manière illustrée figure 2.37 a) à gauche. Si l'observation choisie est celle des fibres longitudinales (orientées à $\pm 20^o$), alors la découpe s'effectue selon la figure 2.37 a) à droite.

Les échantillons ainsi prélevés sont ensuite enrobés à froid au moyen d'une résine époxy Mécaprex MA2 (cf. figure 2.37 b)) et polis avec des disques dont la granulométrie atteint $1\mu m$ (cf. figure 2.37 c)). L'observation typique des échantillons polis peut se faire grâce à la figure 2.37 d) et diffère selon l'orientation de découpe choisie. En effet, lors d'une découpe dans le sens des fibres circonférentielles, celles-ci apparaissent en lignes plus ou moins continues contrairement aux fibres longitudinales qui présentent une forme elliptique. En revanche, lors d'une découpe dans le sens des fibres longitudinales (par exemple selon $+20^o$), certaines apparaissent sous forme de lignes continues (fibres orientées selon $+20^o$) et d'autres, orientées selon -20^o, sont visibles par des ellipses. Ainsi, selon la position de la découpe, on peut, soit visualiser la rupture des fibres orientées en $+20^o$, soit de celles orientées en -20^o. Il devient donc impossible d'affirmer qu'une strate longitudinale est complètement rompue en rupture de fibres (cf. Figure 2.38). Dans cette configuration de découpe, les fibres circonférentielles apparaissent sous une forme plus ou moins circulaire.

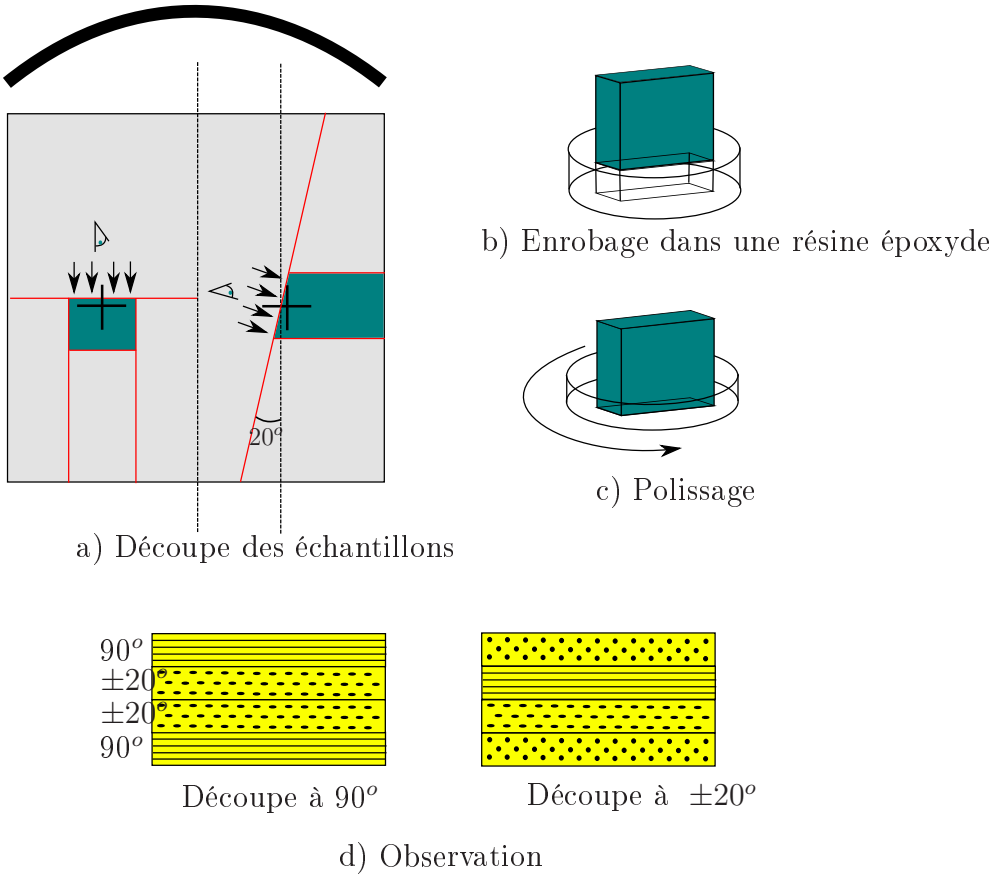


FIG. 2.37 – Préparation des échantillons pour l'observation microscopique

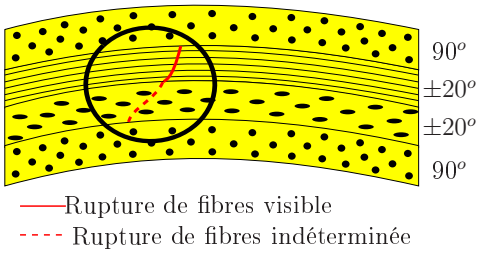


FIG. 2.38 – Visualisation d'une rupture de fibres lors d'une découpe à $\pm 20^o$

Validation du contrôle ultrasonore

Outre l'observation directe des endommagements de type rupture de fibres, fissuration de la matrice ou décohésion fibre/matrice, cette procédure a permis de valider les mesures réalisées par le contrôle ultrasonore pour la détection des zones délaminées. Ainsi, la figure 2.39 présente une reconstruction des images obtenues par microscopie optique.

La mesure ultrosonore permet d'obtenir la taille projetée de la zone délaminée. Il est possible de corréler cette mesure avec le plus grand délaminage observé par microscopie (mis en valeur par le trait curviligne dessiné Figure 2.39). La taille du délaminage observé par cette méthode se situe dans l'incertitude précisée paragraphe 2.4.1 et permet à la fois de valider la méthode de contrôle non-destructif et de confirmer la forme circulaire du dommage puisque $D_2 = D_1$ (cf. Figure 2.36).

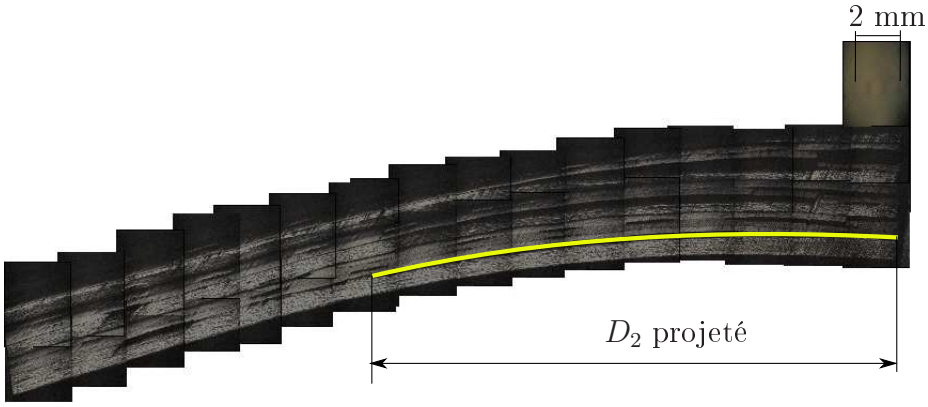


FIG. 2.39 – Expertise microscopique

2.5 Dispositifs pour les essais de tenue résiduelle

Après avoir déterminé, par ultrasons, la surface projetée de la zone délaminée, les éprouvettes de 225 × 225 *mm* sont ensuite découpées, par le biais d'une scie diamantée, de part et d'autre de l'endommagement pour obtenir des éprouvettes de dimensions 225 × 70 *mm*. Dans le cas d'éprouvettes saines, les dimensions sont bien-sûr identiques. Des talons sont ensuite débités dans d'autres éprouvettes similaires (matériau, épaisseur, courbure). Ceux-ci, de dimensions 70×50 *mm* sont alors chanfreinés sur une des longueurs de 70 *mm* avec un angle de 45^o. L'assemblage de l'éprouvette et des talons s'effectue par collage avec une résine époxyde bi-composants. L'ensemble est finalement mis sous presse pour un temps de collage de 24 heures. La géométrie de l'assemblage résultant est spécifié figure 2.40.

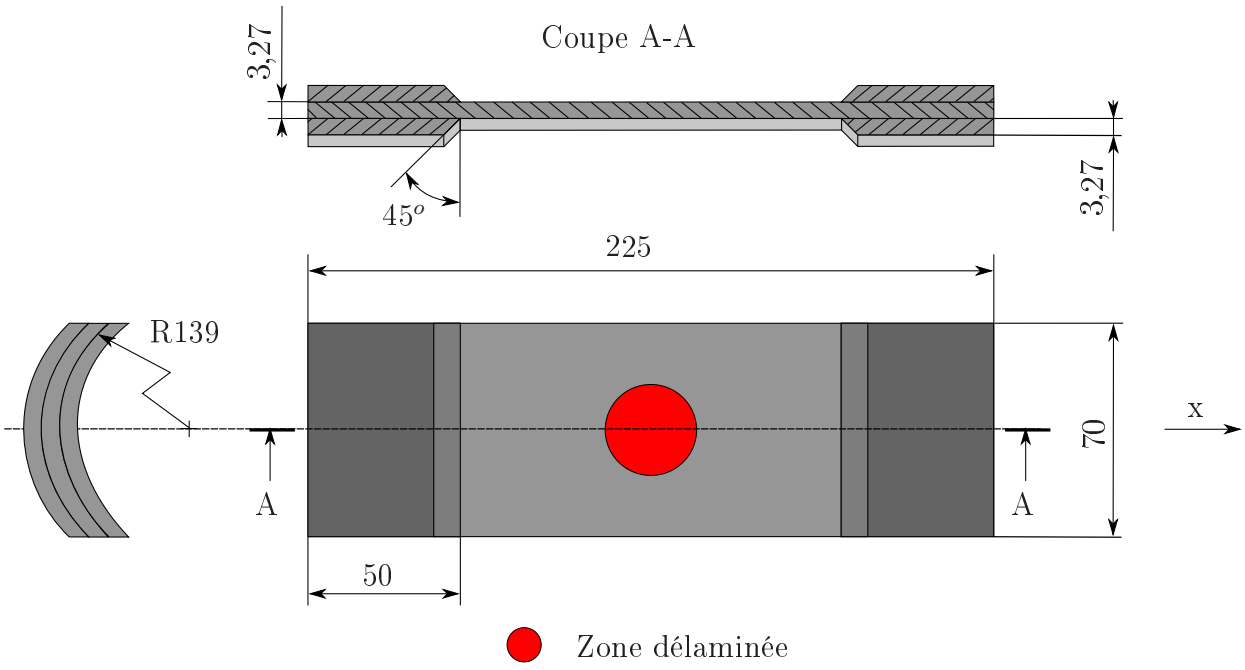


FIG. 2.40 – Géométrie des éprouvettes de traction Ø300

L'interface entre les mors plans de serrage de la machine de traction (Zwick-Roell 250kN) et l'assemblage courbe présenté Figure 2.40 est réalisé par l'intermédiaire de mors

de forme en aluminium dont les spécificités géométriques sont représentées Figure 2.41. L'objectif de ces pièces complémentaires est de permettre un serrage uniforme sur les talons pendant l'essai de traction. Afin d'éviter le glissement entre ces mors de forme en aluminium et les talons en carbone/époxy, ces derniers sont assemblés par collage avec la résine époxyde utilisée précédemment. D'autre part, dans le but d'assurer l'alignement de ce nouvel assemblage et des mors de la machine de traction, la mise sous presse, d'une durée de 24 heures, est réalisée directement par le biais de la machine.

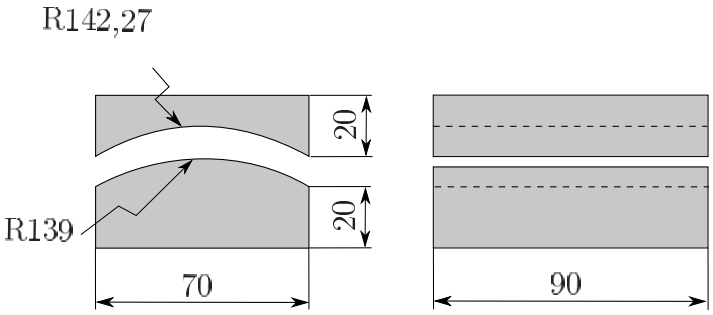


FIG. 2.41 – Géométrie des mors de forme Ø300

Les termes de contrainte, déformation et module de rigidité désignent des éléments très précis de la mécanique des milieux continus. S'agissant, dans le cas qui nous concerne, de milieux fissurés, nous parlerons donc, pour éviter un abus de language, de flux d'effort, d'allongement relatif de jauge et de rigidité apparente.

Afin de suivre l'allongement relatif de jauge dans l'axe de la sollicitation pendant l'essai, un extensomètre laser est mis en place. Celui-ci mesure en continu la distance séparant deux cibles réfléchissantes collées sur l'éprouvette. Ainsi, si l'on considère L_0 la distance initiale avant le chargement et Δl l'incrément de cette distance au cours du chargement, on peut déterminer l'allongement relatif de jauge comme suit :

$$\frac{\Delta l}{L_0}$$

Puis, si on définit le flux d'effort (Φ_F) comme étant :

$$\Phi_F = \frac{F}{S_0}$$

où F est la force appliquée et S_0 la section initiale de l'éprouvette, on peut déterminer la rigidité apparente dans l'axe longitudinal R_{app} par :

$$R_{app} = \frac{\Phi_F}{\frac{\Delta l}{L_0}}$$

2.6 Conclusions

Les structures, objets de l'étude, sont des capacités bobinées en carbone-époxy. Le dimensionnement de ces deux échelles réduites de structures (i.e. prototypes) a été réalisé en conservant le plus grand nombre de similitudes possibles vis-à-vis de la structure échelle 1 : 1 (i.e. modèle). Le passage d'une échelle de prototypes à l'autre s'effectue notamment grâce à l'utilisation de la technique de réagencement des plis dénomée « Ply-level

scaling ». Compte tenu du coût excessif des capacités, la majeure partie de la campagne expérimentale est réalisée sur des éprouvettes présentant des caractéristiques (matériau, géométrie, ...) identiques à celles de la partie cylindrique des capacités (i.e. virole).

Pour mener à bien cette étude de tolérance aux dommages de structures courbes, différentes méthodes et techniques expérimentales ont été mises en œuvre. Elles sont récapitulées ci-dessous.

Les essais d'impact sont effectués grâce à une tour de chute. Après avoir étudié différents types de conditions aux limites, le choix s'est porté sur un montage permettant de générer des ruptures de fibres au sein de l'éprouvette tout en confinant la zone délaminée. Après avoir vérifier la reproductibilité de la réponse à l'impact des éprouvettes dans ce dispositif, des plans d'expériences ont été établis pour la détermination des couples masse/hauteur de chute. Nous avons pris le parti de borner le domaine d'étude en fonction de l'endommagement induit. Ainsi, bien que les paramètres d'impact varient d'une échelle d'éprouvettes à l'autre, les points communs entre les deux plans d'expériences proposés sont les niveaux d'énergie d'impact minimal et maximal qui coïncident avec respectivement la dégradation en rupture de fibres d'une strate et la dégradation de toutes les strates.

L'expertise des endommagements générés par impact est réalisée en deux temps : i) une analyse non-destructive par le biais d'ultrasons permettant de quantifier la taille de la zone délaminée projetée, ii) une expertise par microscopie optique (destructive) pour la détection des mécanismes d'endommagement intra-laminaires et plus particulièrement la rupture de fibres.

Enfin, les essais quasi-statiques permettant de quantifier la tenue résiduelle des éprouvettes courbes sont effectués par une machine de traction électromécanique. Après avoir préparé les éprouvettes pour leur interfaçage avec la machine, ces éprouvettes sont sollicitées en traction selon leur axe longitudinal.

Chapitre 3

Résultats expérimentaux

Sommaire

3.1 Eprouvettes Ø300 65
3.1.1 Création des dommages 65
3.1.2 Expertise des dommages 68
3.1.3 Essais quasi-statiques à rupture 74
3.2 Eprouvettes Ø600 87
3.2.1 Création des dommages 87
3.2.2 Expertise des dommages 88
3.2.3 Essais quasi-statiques à rupture 92
3.3 Comparaison des deux échelles d'éprouvettes et conclusions . 98
3.3.1 Comparaison des réponses à l'impact 98
3.3.2 Comparaison des endommagements générés par impact 99
3.3.3 Comparaison du comportement résiduel 100

3.1 Eprouvettes Ø300

3.1.1 Création des dommages

Les résultats de la campagne d'essais associée au plan d'expériences défini préalablement sont détaillés dans ce paragraphe. Pour chaque point du plan d'expériences, trois essais d'impact ont été réalisés. Deux éprouvettes endommagées seront analysées pour étudier la rupture des fibres selon l'orientation circonférentielle et longitudinale. La dernière éprouvette est conservée pour réaliser l'essai de traction quasi-statique afin de déterminer la tenue résiduelle. Dans un souci de lisibilité, et puisque la reproductibilité des essais a été montrée précédemment, un seul essai, sur les trois réalisés pour chaque point du plan d'expériences, est représenté sur les figures exposées dans ce paragraphe.

L'évolution de l'effort de contact entre l'impacteur et l'éprouvette est présentée en fonction du temps d'essai sur la Figure 3.1.

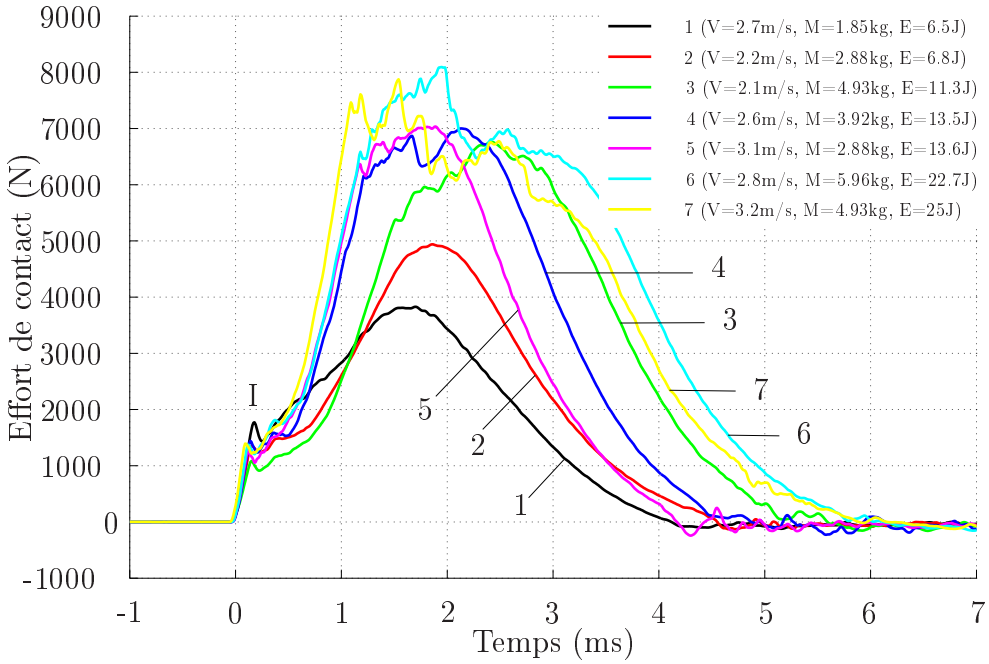


FIG. 3.1 – Evolution de la force de contact en fonction du temps des éprouvettes Ø300

On observe que pour chaque couple masse-vitesse, un premier pic d'effort apparaît (effet matériau) et celui-ci se situe à un niveau relativement constant (Point I).

L'effort maximal de contact augmente en fonction de l'énergie d'impact de façon non-linéaire. En effet, pour des niveaux d'énergie relativement faibles (i.e. 6 à 7 J), une augmentation minime de l'énergie d'impact (i.e. 4%), induit au forte augmentation de l'effort (23%) (courbes 1 et 2). Il est néanmoins difficile d'affirmer, dans ce cas, que ce fort accroisement est dû uniquement à l'augmentation générale de l'énergie cinétique. Il serait imprudent de négliger l'influence du couple masse-vitesse sur l'effort de contact dans cette gamme d'énergie et pour cette échelle d'éprouvettes. En revanche, pour des niveaux d'énergie supérieurs (i.e. 11 à 13 J), une augmentation de 16% de l'énergie cinétique induit uniquement une variation de 2% de l'effort maximal (courbes 3 et 4). De plus, pour un niveau d'énergie supérieur (i.e. 22 à 25 J), une augmentation de 9% de l'énergie induit une diminution de $3,5\%$ de l'effort de contact (courbes 6 et 7). Cette non-linéarité dans l'évolution de l'effort maximal de contact en fonction de l'énergie d'impact est illustrée figure 3.2. Bien que des essais à un niveau d'énergie supérieur n'aient pas été réalisés, il apparaît, toutefois, que l'effort maximal tend vers une valeur seuil. Ce niveau constitue l'effort maximal admissible par la structure dans cette configuration d'essais. On assiste ici à un effet de saturation de l'effort de contact. Par ailleurs, on note l'apparition de perturbations au niveau de l'effort maximal pour les courbes 4,5,6 et 7 (Figure 3.1). Pour ces niveaux d'énergie, on peut suspecter qu'elles sont dues à un endommagement prononcé qui se propage. Cet endommagement est responsable de la saturation de l'effort de contact.

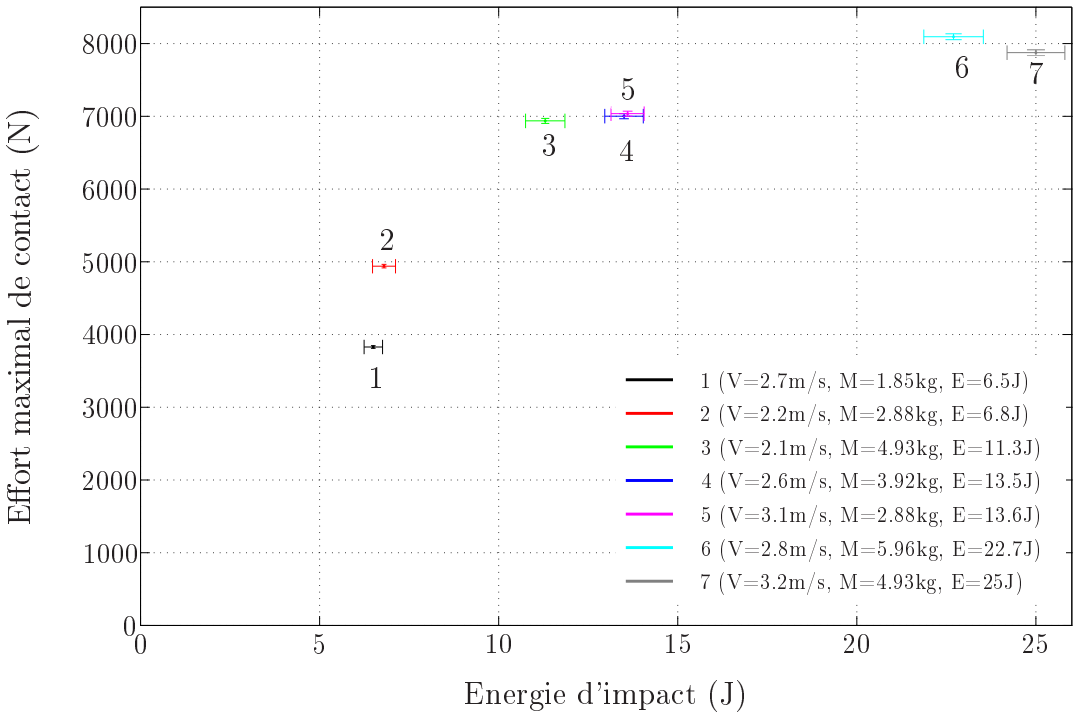


FIG. 3.2 – Evolution de l'effort maximal de contact en fonction de l'énergie d'impact des éprouvettes Ø300

La figure 3.3 représente l'évolution de la force de contact en fonction du déplacement de l'impacteur.

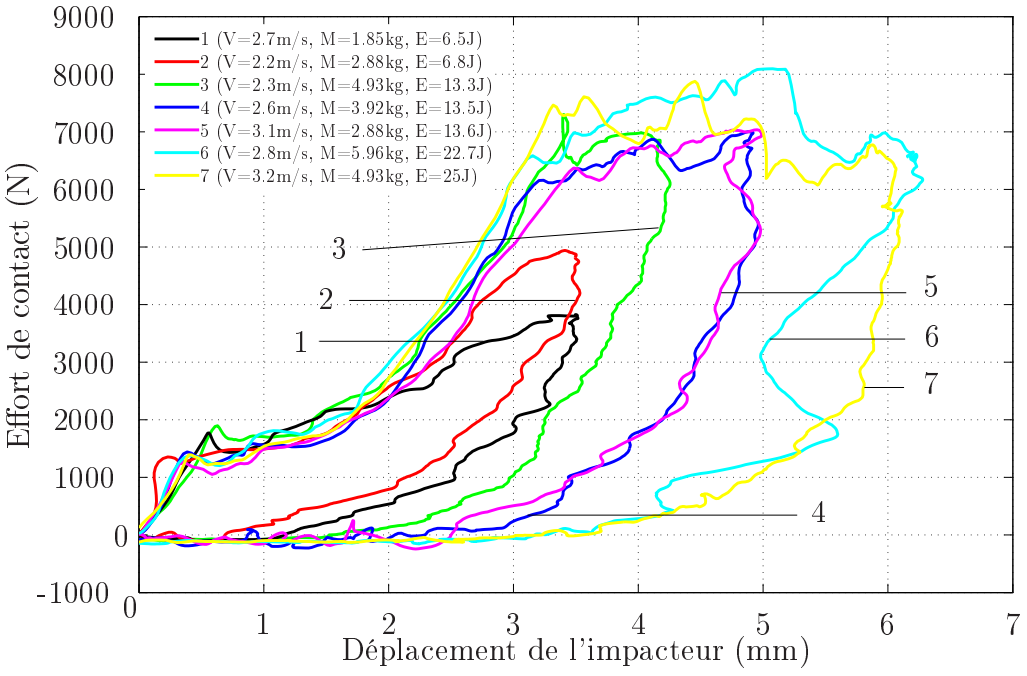


FIG. 3.3 – Courbes force/déplacement des éprouvettes Ø300 sollicitées par impact

Il est intéressant de noter que les courbes se superposent quelle que soit l'énergie

d'impact jusqu'à une valeur d'effort de 2500 N. Puis, au-delà de cette valeur, elles se dissocient. L'effort maximal augmente alors en fonction de l'énergie d'impact. A partir d'une énergie d'impact de 13 J, un plateau en effort apparaît.

Ce phénomène est dû à l'apparition d'un endommagement prononcé qui modifie à la fois la raideur locale et la raideur globale de l'éprouvette. Dans ce cas, l'éprouvette ne peut pas restituer toute l'énergie par retour élastique. Elle en absorbe une partie qu'elle dissipe par endommagement. Autour de la valeur moyenne associée à ce plateau d'effort, on note la présence d'oscillations prononcées. Elles sont liées à la propagation du dommage qui excite des modes de vibration de fréquence élevée.

3.1.2 Expertise des dommages

Contrôle ultrasonore

Le tableau 3.1 représente les mesures obtenues par contrôle ultrasonore des zones délaminées selon la méthodologie exposée paragraphe 2.4.2. Les colonnes de ce tableau sont classées par ordre croissant d'énergie réelle d'impact.

On peut constater que, quel que soit le couple masse-vitesse choisi, la zone délaminée projetée est circonscrite dans une fenêtre de diamètre égal à 34 ± 2 mm. De plus, ces résultats affichent un coefficient de variation de 10%. Cette observation met en évidence le fait que le délaminage apparaît dès les basses énergies. Pour les impacts réalisés dans cette gamme d'énergie (i.e. impacts de faible énergie) le mécanisme d'endommagement prédominant est le délaminage. Les ruptures de fibres apparaissent dès lors que ce dernier ne se propage plus. Le montage, réalisé ici pour la préhension des éprouvettes, permet de limiter la propagation du délaminage, intervenant dès les premiers niveaux d'énergie, et doit donc conduire à favoriser plus rapidement la dégradation de l'éprouvette par rupture de fibres. Cette supposition est confirmée par l'analyse microscopique de l'endommagement présentée au paragraphe suivant.

Expertise par microscopie optique

L'objectif de cette analyse est de détecter la présence de ruptures de fibres dans les deux directions (circonférentielle et longitudinale). La figure 3.4 montre les différents mécanismes d'endommagement induits par impact ainsi que la position moyenne des ruptures de fibres vis-à-vis du point d'impact. Cette observation a été réalisée dans le cas d'une découpe selon le sens des plis circonférentiels.

Les mécanismes d'endommagement présents sont multiples : i) ruptures de fibres, ii) fissuration de la matrice, iii) délaminages. Puisque l'objectif du montage d'impact réalisé est principalement de favoriser l'apparition de ruptures de fibres, nous apportons une attention toute particulière à l'observation de ce phénomène.

Eprouvette	G23	G18	G30	G22	G24	G32	G31	G20	G33	G19	G29
Masse réelle (kg) $\pm 0,005\ kg$	2,88	1,85	2,88	4,93	2,88	3,92	2,88	3,92	5,96	5,96	4,93
Vitesse réelle ($m.s^{-1}$) $\pm 0,05\ m.s^{-1}$	2,07	2,66	2,17	2,05	2,86	2,63	3,13	2,69	2,68	2,74	3,18
Energie réelle (J)	6,18 $\pm 0,31$	6,54 $\pm 0,26$	6,78 $\pm 0,32$	10,32 $\pm 0,51$	11,76 $\pm 0,43$	13,52 $\pm 0,53$	14,11 $\pm 0,47$	14,15 $\pm 0,55$	21,43 $\pm 0,82$	22,38 $\pm 0,84$	24,95 $\pm 0,81$
Ø Délaminage (mm) $\pm\ 2\ mm$	31	34	24	32	33	27	31	34	30	34	32
Coefficient de variation (%)						10					

TAB. 3.1 – Résultats du contrôle ultrasonore des éprouvettes Ø300

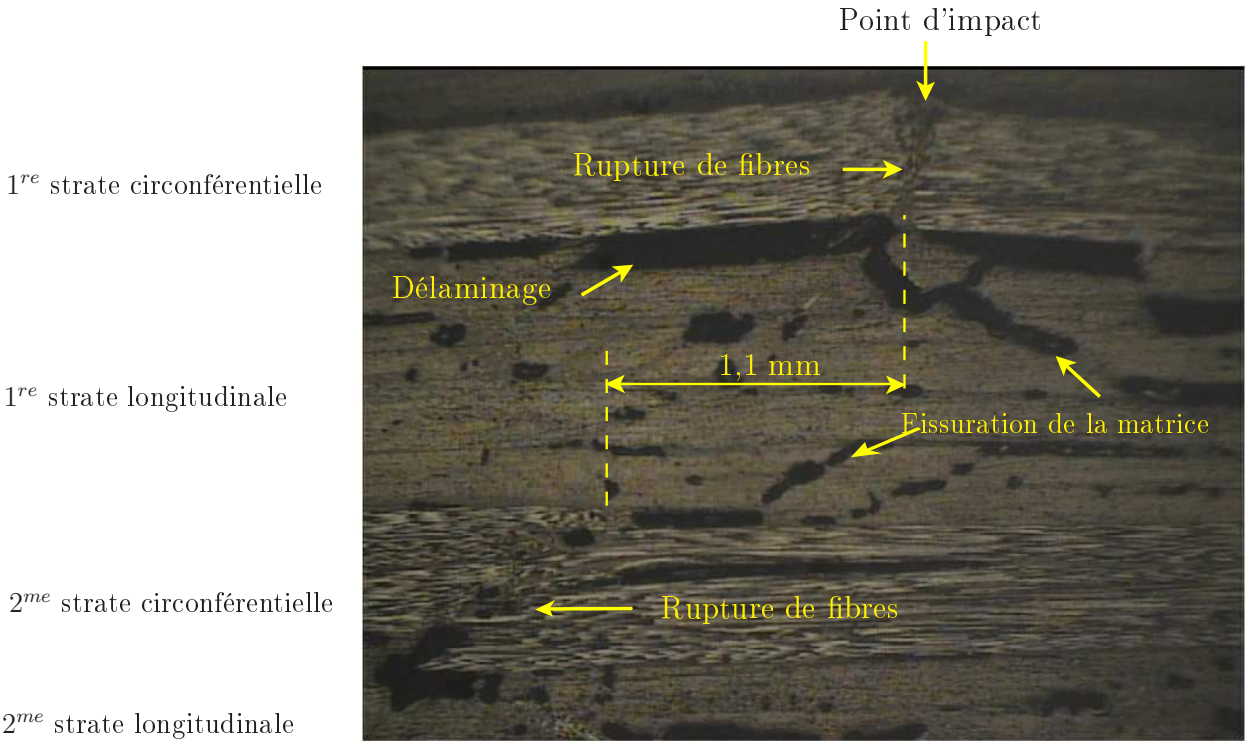


FIG. 3.4 – Positionnement des ruptures vis-à-vis du point d'impact des éprouvettes Ø300

Ainsi, on observe des ruptures proches du point d'impact puisque dans l'exemple présenté ci-dessus, la rupture du second pli intervient à une distance de 1,1 mm de la première rupture (i.e. au niveau du contact impacteur/structure). Les conditions aux limites mises en œuvre pour les essais d'impact influencent fortement l'endroit de détection de ces ruptures. En effet, dans la configuration choisie, où la fenêtre d'impact est de 30 mm pour une largeur d'éprouvette de 225 mm, le moment fléchissant est très réduit vis-à-vis de conditions aux limites du type "appuis simples". En revanche, l'effort tranchant au niveau du point d'impact entraîne un rapprochement de ces ruptures à la verticale de ce point. Si l'éprouvette avait été simplement placée en appuis simples sur le marbre lors de l'essai, nous aurions assisté à une flexion beaucoup plus importante de la structure conduisant à un posionnement de ces ruptures beaucoup plus éloigné du point d'impact.

D'autre part, les typologies de ruptures de fibres présentes au sein du stratifié sont de deux natures comme l'illustre la figure 3.5.

On détecte dans les plis proches de la surface sollicitée, des ruptures "nettes" de fibres (en haut à gauche sur la figure 3.5). Ce type de rupture de fibres apparaît généralement sous le point d'impact à cause de fortes contraintes de cission. On peut également observer cette typologie de ruptures "nettes" lorsque celles-ci s'auto-organisent pour former ce que les anglo-saxons appellent des "kink-bands". Celles-ci apparaissent généralement lorsqu'on assiste à une forte localisation de la déformation de compression. Ainsi, dans le cas présent, l'impacteur induit un changement brutal de la courbure des fibres conduisant à leur rupture en flexion très confinée par la compression globale [Zhou, 1996].

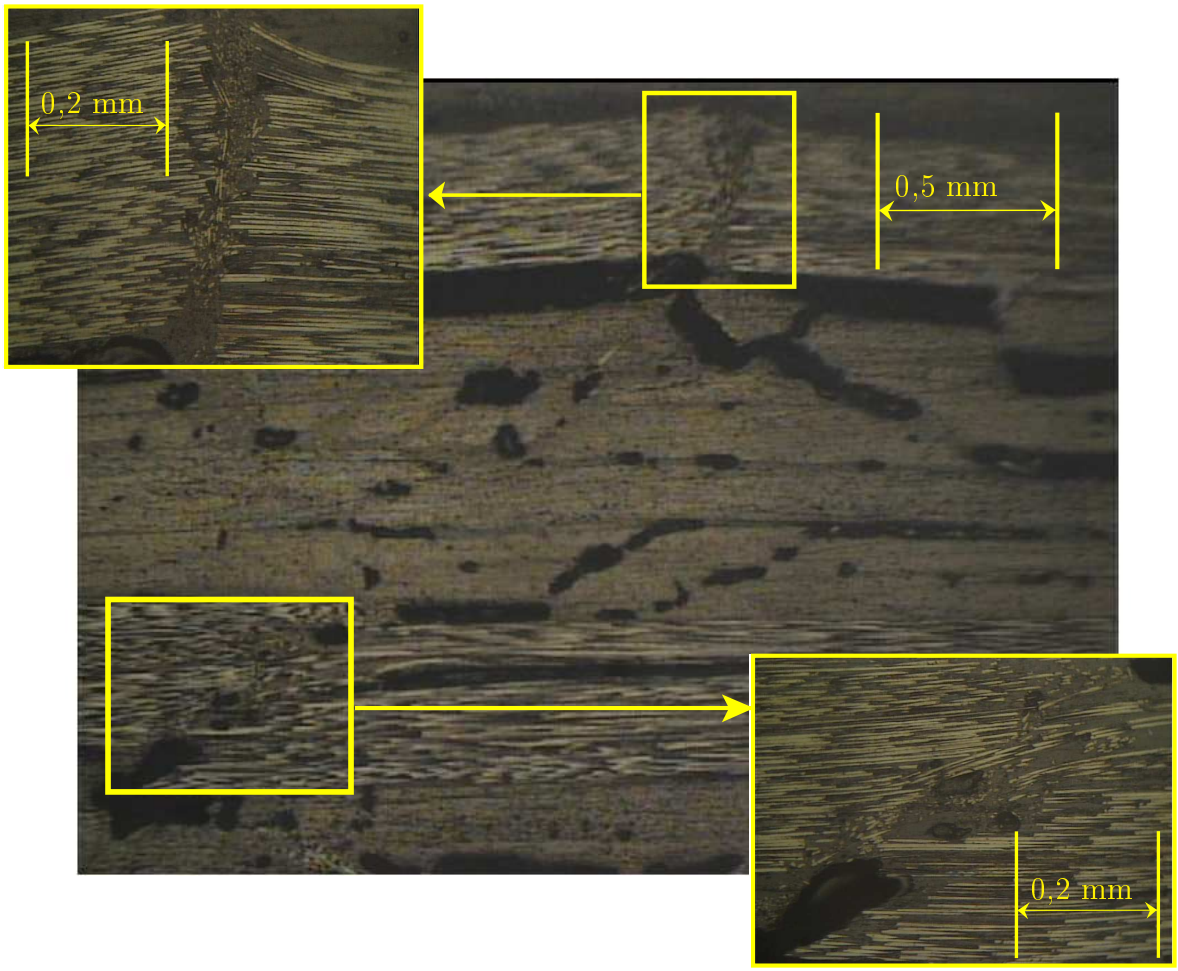


FIG. 3.5 – Physionomie des ruptures de fibres observées

Plus on s'éloigne de la surface impactée en progressant dans l'épaisseur du stratifié, et plus ces ruptures apparaissent moins franches. On distingue alors la présence de débris de taille beaucoup plus importante entre les deux segments de pli sain (en bas à droite sur la figure 3.5). Nous distinguerons donc ces deux types de rupture dans la suite de l'analyse en les dénommant comme suit : i) "type n^o1" lorsque la strate sera endommagée par la première typologie, ii) "type n^o2" lorsque la seconde sera prépondérante.

Le bilan de l'observation microscopique des strates circonférentielles et longitudinales des éprouvettes Ø300 est présenté tableau 3.2. Bien que l'augmentation du niveau d'énergie ne soit pas le seul facteur responsable de l'accroissement de l'endommagement - il serait préférable de parler de couple masse/vitesse -, les colonnes de ce tableau sont classées par énergie théorique croissante, et ce, dans un souci de lisibilité. Chaque ligne est attribuée à une strate donnée selon la dénomination présentée au Chapitre 2. Les cellules colorées sont représentatives d'une strate présentant une rupture observable. Les fractions de strate rompue correspondent à des ruptures non débouchantes de part et d'autre de la strate. Dans cette configuration, on affecte différentes mentions pour positionner la rupture au sein de la strate. Ainsi, la mention "inf." est apposée lorsque la partie inférieure de la strate est rompue, "mil." lorsqu'il s'agit du milieu et "sup." pour la partie supérieure. La présence de la mention "RAS" signifie qu'aucune rupture n'a été détectée dans la zone observée. Les cellules restées vierges de toute annotation correspondent à l'indétermination mentionnée au paragraphe 2.4.2 dans la portion de strate considérée.

Si l'on examine ce tableau dans son ensemble, on note une augmentation globale du nombre de strates rompues en fonction de l'énergie d'impact croissante. De plus, le premier niveau d'énergie, conditionné par le plan d'expériences choisi, coïncide avec un niveau d'endommagement modéré, pour lequel uniquement une strate et demi de plis circonférentiels présentent des ruptures de fibres. En dessous d'une énergie d'impact de 12 J, les ruptures observées sont du "type n^o2". Les ruptures du "type n^o1" ne sont observables qu'avec des énergies supérieures à cette valeur. D'autre part, il est intéressant de noter que les strates présentant ce type de ruptures sont toujours situées proche de la surface sollicitée tandis que les ruptures du "type n^o2" sont plutôt dans la partie éloignée. Bien que la distance entre les ruptures et la verticale au point d'impact ne soit pas mentionnée dans ce tableau, celle-ci augmente si l'on progresse dans l'épaisseur du stratifié, dessinant une forme conique dont le sommet est situé au niveau du point d'impact. Cette forme en sapin est assez courante et résulte des fortes contraintes de contact localisées sous l'impacteur [Abrate, 1998].

L'influence de la masse et de la hauteur de chute sur le nombre de strates affecté par des ruptures de fibres peut être mise en évidence par le tracé de la surface de réponse associée au plan d'expériences (Figures 3.6 et 3.7). Pour le calcul du pourcentage de strates rompues, il a été considéré que dans le cas des strates longitudinales : i) si la portion visualisable ($+\alpha$ ou $-\alpha$) est rompue alors toute la strate ($\pm\alpha$) est considérée rompue, ii) si 25 % (par exemple) de la portion visualisable est rompue, alors 25 % de la strate totale est rompue. D'autre part, puisque deux éprouvettes sont nécessaires pour l'observation de chaque orientation de fibres, il a été choisi d'utiliser la hauteur de chute associée à la vitesse théorique et non réelle. Ainsi, les points d'expériences dans le repère masse/hauteur sont positionnés sur le cercle associé à la répartition spatiale préconnisée par Doelhert (Figure 3.6). Les iso-valeurs représentées sur cette figure sont associées au pourcentage de strates rompues.

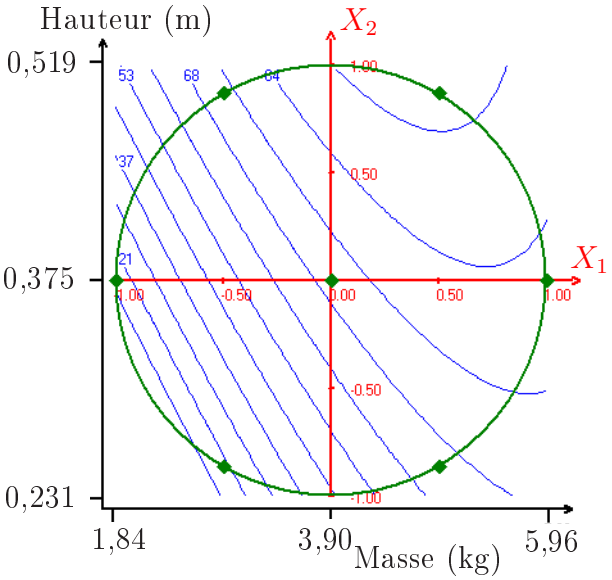


FIG. 3.6 – Pourcentage de strates rompues des éprouvettes Ø300 en fonction de la masse et de la hauteur de chute (2D)

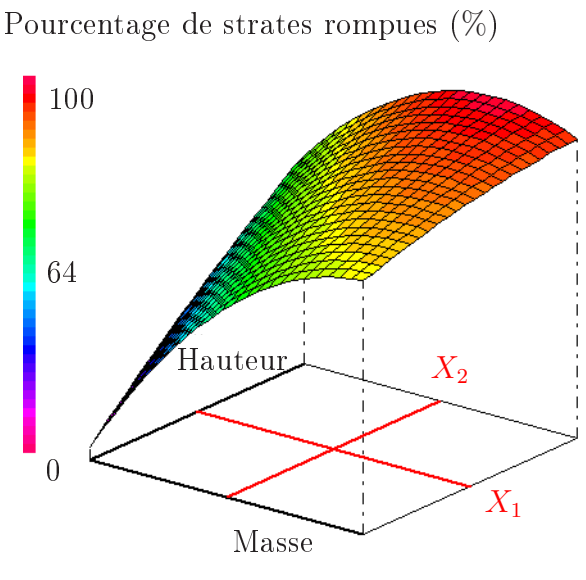


FIG. 3.7 – Pourcentage de strates rompues des éprouvettes Ø300 en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

Experience	1	2	3	4	5	6	7
Masse (kg)	1.85	2.88	4,93	2,88	3,92	5,96	4,93
Vitesse théorique ($m.s^{-1}$)	2,71	2,21	2,21	3,13	2,71	2,71	3,13
Energie théorique (J)	6,79	7,03	12,03	14,11	14,34	21,88	24,15
Circonférentiel 1	type n^o2	1/4 inf. type n^o2	1/2 sup. type n^o1 + 1/2 inf. type n^o2	type n^o1	type n^o1	type n^o1	type n^o1
Longitudinal 1 ($\pm\alpha$)	RAS					type n^o1	
		2/3 inf. type n^o2	type n^o1	type n^o2	type n^o2		
Circonférentiel 2	1/2 inf. type n^o2	RAS	type n^o2	type n^o1	1/2 sup. type n^o1 + 1/2 inf. type n^o2	type n^o1	type n^o2
Longitudinal 2 ($\pm\alpha$)	RAS					type n^o1	
		type n^o2	type n^o2	type n^o2	type n^o2		
Circonférentiel 3	RAS	RAS	type n^o2	RAS	RAS	1/3 sup. type n^o1	type n^o2
Longitudinal 3 ($\pm\alpha$)	RAS					type n^o1	
		RAS	RAS	3/4 mil. type n^o2	type n^o2		
Circonférentiel 4	RAS	RAS	RAS	RAS	RAS	RAS	type n^o2

TAB. 3.2 – Présence de ruptures de fibres pour les éprouvettes Ø300

La fonction de variance permettant de décrire la précision du modèle est typique de l'utilisation de cette matrice d'expériences. Celle-ci est illustrée Figure 3.8. Il est à noter que, logiquement, l'imprécision de l'interpolation polynômiale se situe aux frontières du domaine d'étude.

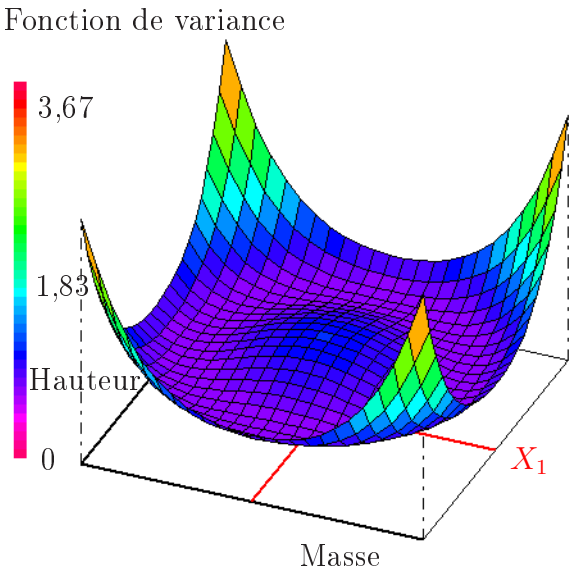


FIG. 3.8 – Fonction de variance en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

On constate par l'observation de la surface de réponse en 3D (Figure 3.7) que ce pourcentage tend vers une valeur seuil (100 %) de manière assymptotique lorsque les niveaux de masse et de hauteur de chute augmentent. Il est à noter que la réponse affiche un maximum global pour une hauteur de chute maximale mais une masse située en dessous de sa limite supérieure. Cette constatation peut être attribuée à l'incertitude quantifiée par la fonction de variance aux bornes du domaine d'étude. Il semblerait en effet logique d'observer ce maximum aux bornes supérieures des deux variables X_1 et X_2.

L'équation associée à cette interpolation polynômiale de degrée deux est la suivante :

$$\%_{Strates\ rompues} = 71 - 33,3X_1 + 24,2X_2 - 22,5X_1^2 - 3,2X_2^2 - 15X_1X_2 \qquad (3.1)$$

Les valeurs des coefficients présents devant les termes associés uniquement à X_1 sont proches de celles observées devant les termes écrits en X_2. Ceci montre qu'il n'y a pas une influence prépondérante de la masse ou de la hauteur de chute sur le pourcentage de strates rompues en rupture de fibres. On note un couplage de la masse et de la hauteur de chute puisque le coefficient présent devant le terme X_1X_2 est non négligeable devant les autres coefficients.

Ainsi, pour chaque valeur du couple (X_1,X_2) (i.e. masse-hauteur) compris dans le domaine d'étude, il est possible de quantifier le pourcentage de strates endommagées, par rupture de fibres, dans la zone d'impact.

3.1.3 Essais quasi-statiques à rupture

Eprouvettes saines

Afin de déterminer la tenue référence des éprouvettes Ø300, plusieurs éprouvettes saines ont été amenées à rupture. Les résultats obtenus sont précisés dans ce paragraphe.

La Figure 3.9 représente l'évolution du flux d'effort dans l'axe de sollicitation (calculée en divisant l'effort par la section intitiale de l'éprouvette) en fonction de l'allongement relatif mesuré par l'extensomètre laser dans le cas d'éprouvettes saines.

Les allongements observées impliquent un fonctionnement de l'extensomètre laser dans une gamme proche de sa limite inférieure de mesure. C'est pourquoi, un bruit de mesure peut être observé sur ces courbes. Cependant, l'allure de ces tracés montre une évolution non linéaire de la rigidité de l'éprouvette. En effet, divers changements de pente peuvent être observés. A partir de 2.10^{-3} de d'allongement relatif, la rigidité semble augmenter légèrement au cours du chargement et ce phénomène peut être observé pour les trois essais présentés sur cette figure. Ceci peut s'expliquer par la courbure des éprouvettes. En effet, à cause des encastrements et de la tension des fibres orientées à $\pm 20^o$, on assiste à une augmentation du rayon de courbure entre les mors. Cette modification de la géométrie de l'éprouvette entraîne alors un réalignement de ces fibres dans l'axe de sollicitation. La rigidité augmente alors légèrement. Puis, aux alentours de 6.10^{-3}, un nouveau changement de pente intervient traduisant une chute de la rigidité de l'éprouvette. Celle-ci est provoquée par le cumul d'endommagement présent et entraîne, au final, la rupture du stratifié.

La rigidité apparente, calculée par la méthode exposée au chapitre précédent, affiche une valeur moyenne de $60,2\ GPa$ et un coefficient de variation, calculé par le ratio $\frac{écart\ type}{moyenne}$, de 5% pour l'ensemble des éprouvettes saines testées. Il est possible de déterminer analytiquement cette rigidité apparente par la théorie classique des stratifiés ([Berthelot, 1996]) dans le cas d'une éprouvette plane. Ainsi on obtient une valeur de $58,8\ GPa$. La valeur théorique est donc située dans la dispersion de la mesure expérimentale.

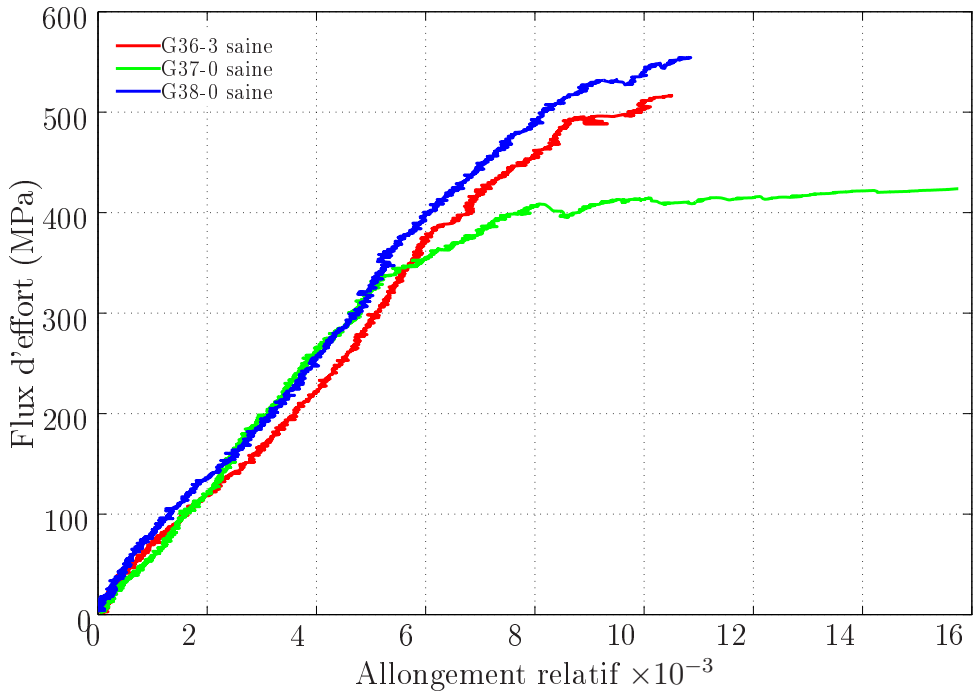


FIG. 3.9 – Courbes flux d'effort vs allongement relatif dans l'axe de sollicitation pour les essais quasi-statiques sur éprouvettes Ø300 saines

Quant à l'effort à rupture, il varie de $70,5\ kN$ à $126,9\ kN$ avec une valeur moyenne

de 92 kN et un coefficient de variation de 25%. Bien que la rupture des stratifiés soit par nature dispersive, ce dernier reste élevé. Cette valeur peut être attribuée au fait que différents tubes ont été fabriqués pour la réalisation de ces éprouvettes. Le taux de fibres peut donc varier légèrement entre chaque lot d'éprouvettes ajoutant ainsi une dispersion supplémentaire.

Le récapitulatif des données recueillies suite à ces essais est présenté tableau 3.3.

n^o éprouvette	G07-0	G25-0	G26-0	G27-0	G36-3	G37-0	G38-0
Effort à rupture (kN) $\pm 0,05\ kN$	78	83	70,5	70,5	118,2	97	126,9
Effort à rupture moyen (kN)				92$\pm 0,05$			
Coefficient de variation (%)				25			
Rigidité apparente (GPa)$\pm 0,05\ GPa$					56,9	62,9	60,9
Rigidité apparente moyenne (GPa)				60,2$\pm 0,05$			
Coefficient de variation (%)				5			

TAB. 3.3 – Récapitulatif des essais quasi-statiques sur éprouvettes Ø300 saines

La photographie présentée Figure 3.10 est celle d'une éprouvette saine Ø300 amenée à rupture en traction quasi-statique. Cette photographie de la tranche de l'éprouvette, montre la présence de multiples délaminages. Ces derniers, amorcés lors de l'essai de traction, sont invisibles à l'oeil nu avant la rupture puisque la courbure a tendance à maintenir les plis plaqués les uns contre les autres. Lorsque celle-ci intervient, les tensions se relâchent et l'effet de courbure, par retour élastique, ouvre les plis délaminés.

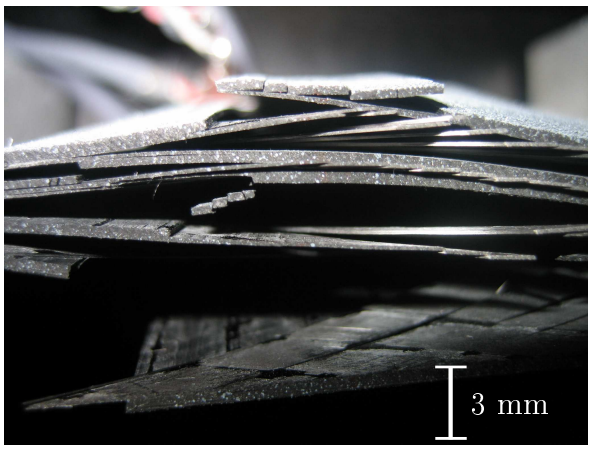


FIG. 3.10 – Photographie de la tranche d'une éprouvette Ø300 saine rompue en traction quasi-statique

Eprouvettes impactées

L'influence du dommage, créé par impact, sur la limite à la rupture en traction des éprouvettes Ø300 est illustrée par la Figure 3.11. Ce faisceau de courbes représente l'évolution du flux d'effort dans l'axe de sollicitation en fonction de l'allongement relatif pour les différents cas de pré-endommagement. La courbe référence est celle correspondant à une éprouvette saine (G37-0) issue des résultats précédents exposés tableau 3.3 et dont l'effort à rupture est proche de la moyenne observée.

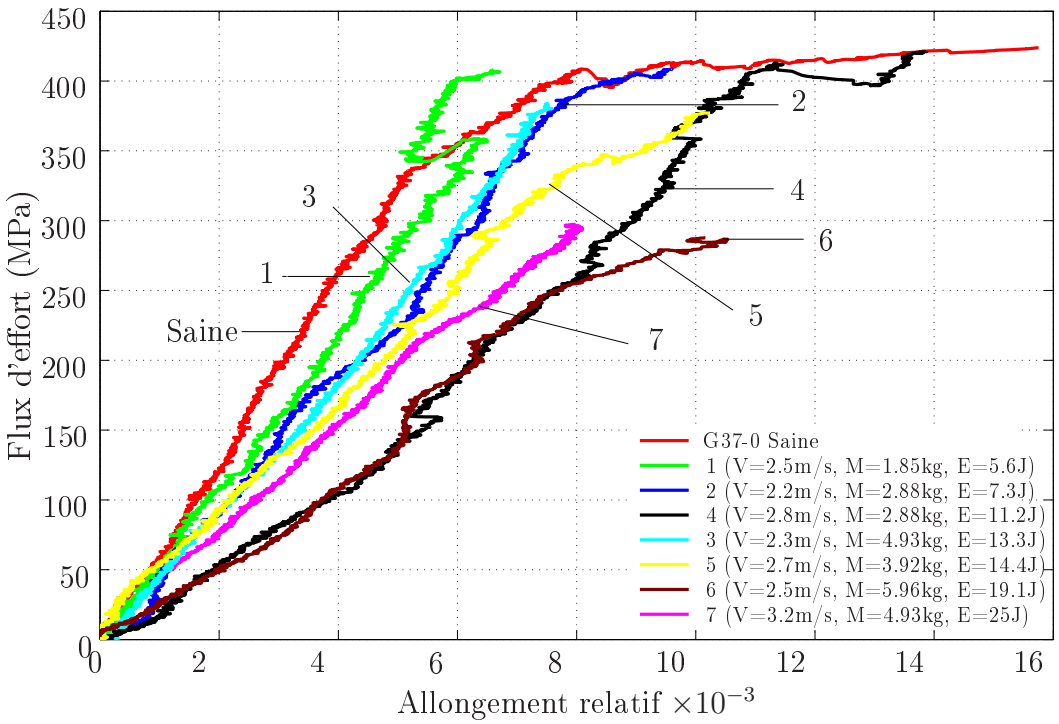


FIG. 3.11 – Courbes "Flux d'effort / allongement relatif" dans l'axe de sollicitation pour les essais quasi-statiques sur éprouvettes Ø300 pré-impactées

Ce faisceau de courbes, beaucoup plus épars que pour les éprouvettes saines, traduit un changement global du comportement en fonction de l'endommagement dû à l'impact. Le comportement résiduel de ces éprouvettes peut notamment être quantifié par la mesure de la rigidité apparente déterminée à partir de la pente moyenne de ces courbes. Celle-ci varie de façon notable en fonction de l'état d'endommagement initial et conduit à des valeurs de rigidités s'échelonnant de 63 GPa (pour une éprouvette saine) à 30 GPa. La présence d'un endommagement localisé au centre de l'éprouvette modifie donc la rigidité globale du stratifié.

Le relevé de l'effort à rupture pour chaque essai montre que la rigidité globale de l'éprouvette n'est pas le seul paramètre tributaire de l'endommagement initial. En effet, un abattement de 25% est constaté sur l'effort à rupture entre la moyenne des éprouvettes saines et l'éprouvette ayant subi l'endommagement le plus sévère par impact. Pour ce cas précis d'endommagement, la présence de rupture de fibres, telle que constatée par examen microscopique et affectant toutes les strates, réduit d'autant la section saine de l'éprouvette. Toutes choses étant égales par ailleurs, la diminution de l'effort à rupture est tout à fait naturelle.

Le tableau 3.4 présente l'ensemble des résultats obtenus lors des essais quasi-statiques à rupture pour les différents cas de pré-endommagement. Certains essais ont été doublés afin d'observer la reproductibilité de la réponse des éprouvettes pré-impactées et de compléter les données recueillies notamment au niveau de la rigidité apparente. Ainsi, les différents couples "masse/vitesse" utilisés pour l'impact sont différenciés par deux lignes verticales dans ce tableau. Pour chaque essai quasi-statique, l'effort à rupture est spécifié et l'écart sur la valeur observée est noté lorsque deux essais similaires ont été réalisés. Ces écarts sont de $0,1\%$ et 13% ; ils semblent acceptables compte-tenu de la valeur observée pour

les éprouvettes saines. Ce tableau présente également les rigidités apparentes déterminées pour chaque éprouvette.

L'évolution de la force à rupture en fonction de l'énergie d'impact est représentée sur la Figure 3.12. La variation globale est difficile à estimer à cause notamment de la dispersion observée sur les éprouvettes saines. Cependant, cette dispersion régresse naturellement en fonction de l'énergie d'impact : l'endommagement initié lors des essais dynamiques engage l'éprouvette sur des scenarii de rupture beaucoup plus restreints et conditionnés. Ainsi, en considérant uniquement un point pour les éprouvettes saines situé au niveau de l'effort moyen, il semble que l'effort à rupture ne soit pas affecté par le dommage induit par impact jusqu'à un seuil de l'ordre de 13 J puisqu'il conserve une valeur quasi-constante. Au-delà de cette énergie d'impact, il décroît quasi-linéairement pour aboutir à un abattement vis-à-vis des éprouvettes saines de 25% par rapport à l'énergie d'impact la plus élevée.

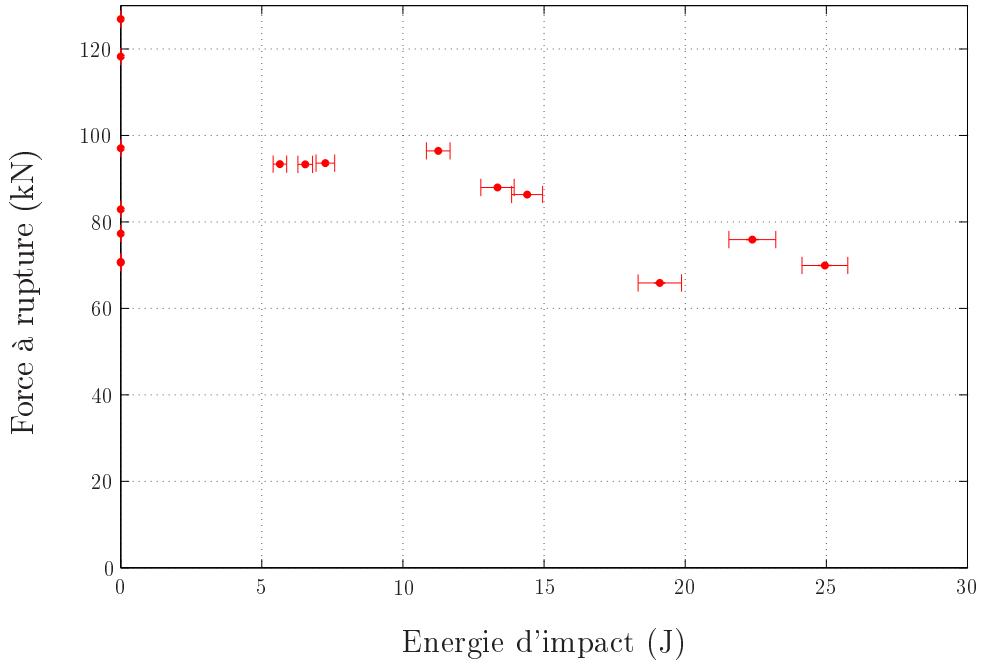


FIG. 3.12 – Evolution de la force à rupture en traction en fonction de l'énergie d'impact des éprouvettes Ø300

La surface de réponse établie par le plan d'expériences choisi et associé à ce paramètre est représentée en 3D Figure3.13 et par le tracé des isovaleurs dans le plan (Masse, Hauteur de chute) Figure 3.14.

Le plateau en effort constaté sur la Figure 3.12 est de nouveau observé lors du tracé de cette surface de réponse. Il intervient pour les faibles niveaux de masse et de hauteur.

La surface de réponse a pour équation :

$$\textit{Force à rupture} = 90689 - 11233,7X_1 - 5610,2X_2 - 8785,6X_1^2 - 6381X_2^2 - 1153,4X_1X_2 \quad (3.2)$$

X_1 et X_2 étant les variables associées respectivement à la masse et à la hauteur de chute et exprimées en coordonnées centrées réduites. On peut constater que le coefficient présent devant le terme de couplage X_1X_2 est très faible vis-à-vis des autres coefficients.

Expérience	1		2	3	4	5	6		7
Eprouvette	G18	G36-2	G35-2	G35-3	G35-1	G36-1	G19	G34-1	G29
Masse réelle $(kg)\pm 0,005\ kg$	1,85	1,85	2.88	4,93	2,88	3,92	5,96	5,96	4,93
Vitesse réelle $(m.s^{-1})$ $\pm 0,05\ m.s^{-1}$	2,66	2,47	2,24	2,33	2,79	2,71	2,74	2,53	3,18
Energie réelle (J)	6,54 $\pm 0,26$	5,64 $\pm 0,24$	7,22 $\pm 0,33$	13,38 $\pm 0,59$	11,21 $\pm 0,42$	14,39 $\pm 0,55$	22,38 $\pm 0,83$	19,07 $\pm 0,77$	24,95 $\pm 0,81$
Effort à rupture $(kN)\pm 0,05\ kN$	93,3	93,4	93,6	88	96,4	86,3	75,9	65,9	69,9
Ecart (%)	0,1						13		
Rigidité apparente $(GPa)\pm 0,05\ GPa$		55	47,5	48,7	33,4	41,4		30,2	35,6

TAB. 3.4 – Récapitulatif des essais quasi-statiques sur éprouvettes Ø300 pré-impactées

D'autre part, il est à noter que les coefficients présents devant les termes associés à la variable X_1 sont supérieurs à ceux associés à X_2. Ceci traduit une influence supérieure de la masse par rapport à la hauteur de chute sur la tenue résiduelle des éprouvettes.

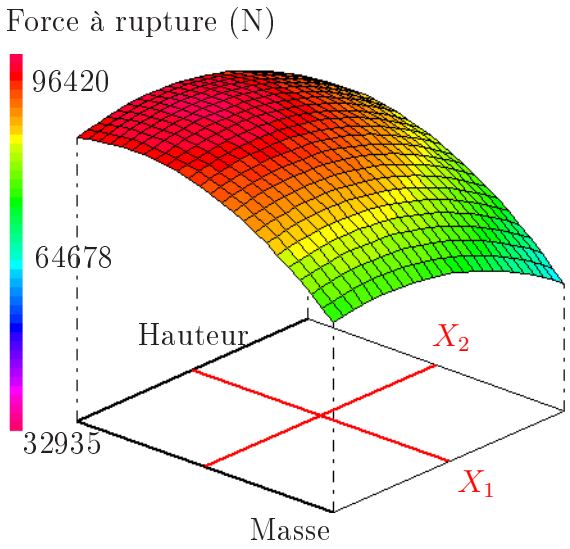


FIG. 3.13 – Effort à rupture en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

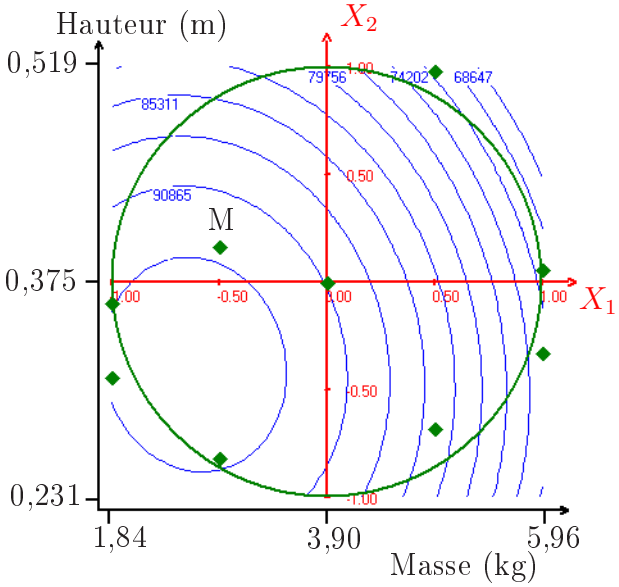


FIG. 3.14 – Effort à rupture en fonction de la masse et de la hauteur de chute (2D)

Les points représentés par des losanges sur la Figure 3.14 illustrent la position des expériences réalisées dans le plan (X_1,X_2). Il est à noter que le point prévu par la répartition de Doelhert de coordonnées centrées réduites (-0,5 ; 0,866) (point M) est situé à un niveau plus faible concernant la hauteur. Ceci est dû à la dispersion observée sur la vitesse d'impact évoquée au Chapitre 2. La fonction de variance, établie dans ce cas et présentée Figure 3.15, sanctionne ce manque d'expériences réalisées (à cause du nombre restreint d'éprouvettes) dans le quart supérieur gauche du domaine expérimental.

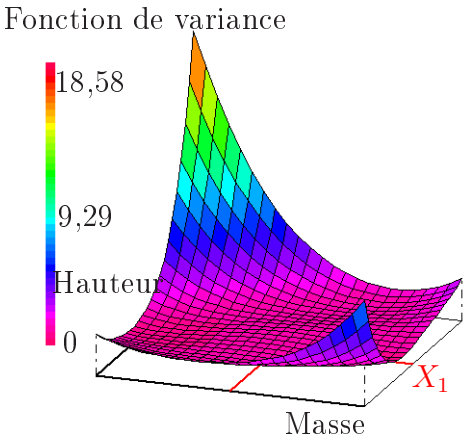


FIG. 3.15 – Fonction de variance pour l'estimation de la rigidité apparente en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

En effet, le pic observé pour une hauteur de chute maximale et une masse minimale,

traduit la perte de précision du modèle dans ce secteur du domaine d'étude. Il n'est donc pas possible de quantifier avec certitude l'influence de la hauteur de chute sur la force à rupture pour des faibles masses.

L'influence du pré-endommagement sur la rigidité apparente des éprouvettes Ø300 est présentée Figure 3.16.

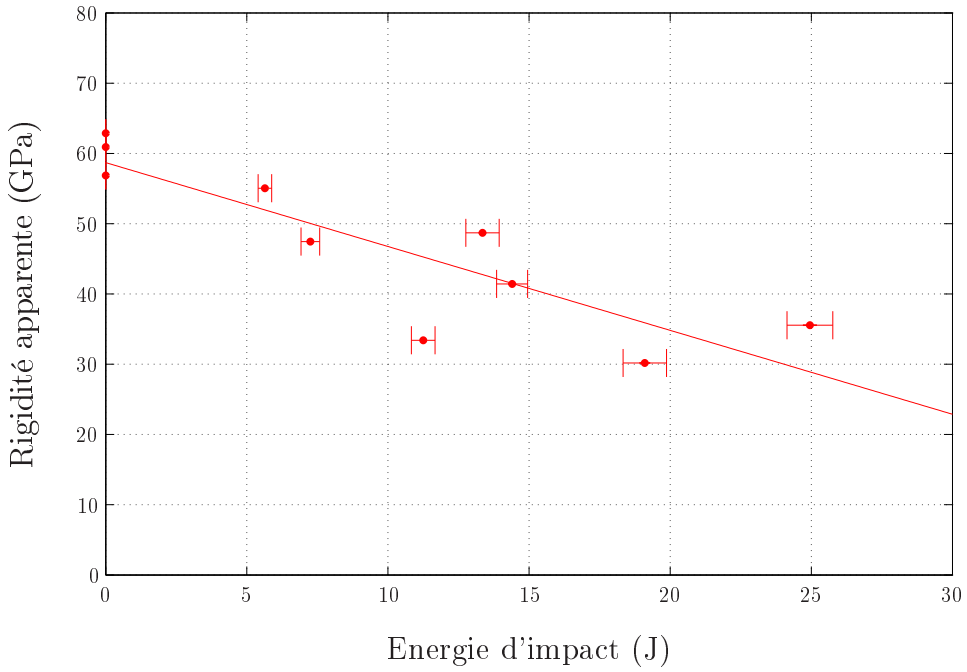


FIG. 3.16 – Evolution de la rigidité apparente en fonction de l'énergie d'impact des éprouvettes Ø300

La variation de cette rigidité apparente en fonction de l'énergie d'impact est monotone et linéraire dans la gamme d'energie observée (le coefficient de détermination R^2 associé à la régression linéaire présentée sur la Figure 3.16 est de $0,79$). La valeur de cette rigidité est principalement conditionnée par l'intégrité des fibres longitudinales. En effet, lors d'un essai de traction dans l'axe longitudinal, les plis oritentés à 90^o sont peu influents puisqu'ils sont sollicités dans leur direction transverse où le module de rigidité est très faible vis-à-vis de l'autre direction. Or, il a été décrit précédemment au paragraphe 3.1.2 que le nombre de plis longitudinaux rompus en rupture de fibres augmentait en fonction de l'énergie d'impact (cf. tableau 3.2). Ces constatations étant établies, il devient donc logique d'observer cette réduction de la rigidité apparente en fonction de l'endommagement créé et donc de l'énergie d'impact.

La surface de réponse associée à cette rigidité apparente est présentée Figures 3.17 et 3.18. On note, pour ce paramètre, une influence légèrement plus prononcée de la hauteur de chute que de la masse de l'impacteur.

L'équation associée à cette surface de réponse est :

$$\textit{Rigidité apparente} = 37823,4 - 5482,9X_1 - 8732X_2 - 436,7X_1^2 + 6572X_2^2 + 3929,3X_1X_2 \qquad (3.3)$$

où l'on note des coefficients plus élevés, en valeur absolue, devant les termes associés à X_2. De plus, le couplage entre les deux variables est conséquent puisque le coefficient pondérant le terme X_1X_2 est proche des autres coefficients.

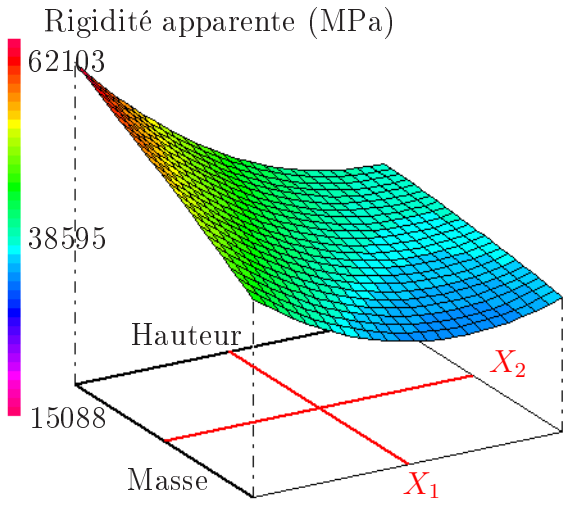


FIG. 3.17 – Rigidité apparente en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

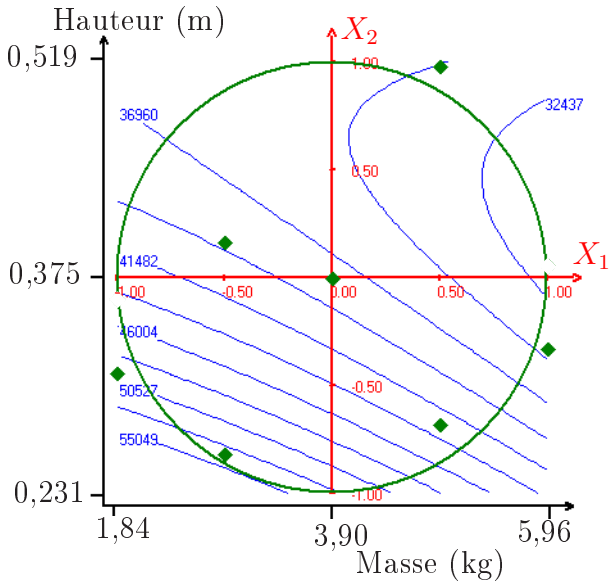


FIG. 3.18 – Rigidité apparente en fonction de la masse et de la hauteur de chute (2D)

En raison de difficultés rencontrées lors de la réalisation de ces essais et du nombre restreint d'éprouvettes disponibles, deux expériences de moins que pour l'effort à rupture ont été réalisées pour l'établissement de cette surface de réponse. Ce constat affecte bien sûr la précision du modèle dans le même secteur du domaine d'étude comme l'illustre la fonction de variance présentée Figure 3.19.

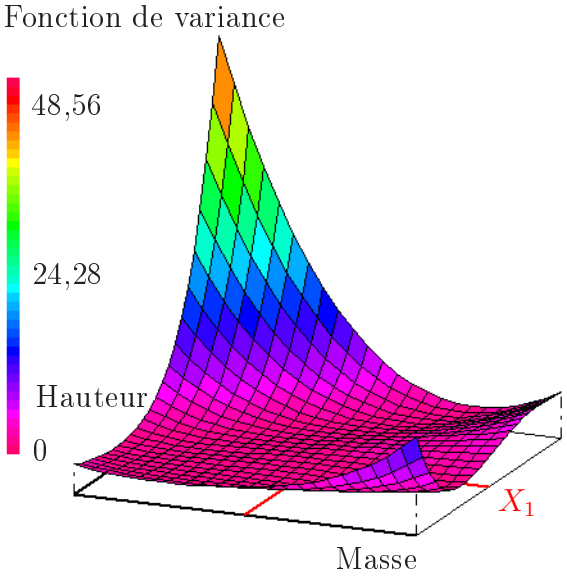


FIG. 3.19 – Fonction de variance pour l'estimation de la rigidité apparente en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

La face convexe d'une éprouvette pré-impactée et amenée à rupture en traction quasi-statique a été photographiée et celle-ci est présentée Figure 3.20. On distingue dans la

partie centrale de l'éprouvette la présence de l'endommagement préalablement induit par impact. Celui-ci se distingue aisément car une partie du pli circonférentiel exposé à l'objectif photo a été éjectée lors de la rupture de l'éprouvette.

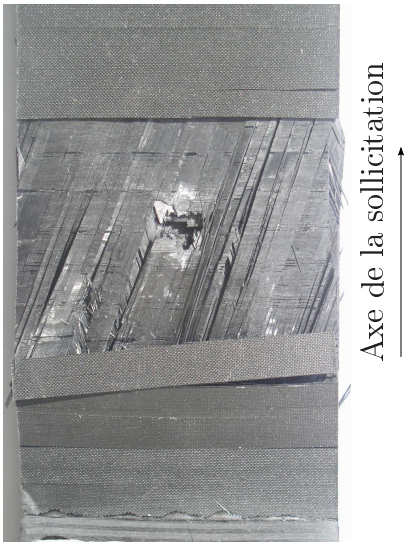


FIG. 3.20 – Photographie d'une éprouvette Ø300 pré-impactée rompue en traction quasi-statique

Essais de corrélation d'images 3D

Afin d'accroître les moyens mis en œuvre pour la compréhension des divers phénomènes mis en jeu lors des essais quasi-statiques d'éprouvettes courbes impactées, des essais de corrélation d'images 3D ont été réalisés sur éprouvettes saines et impactées. La procédure utilisée ainsi que les observations recueillies sont présentées dans ce paragraphe.

Procédure Le principe général de la méthode utlisée pour la correlation d'images 3D est schématisé Figure 3.21.

Une préparation de l'éprouvette est nécessaire pour l'utilisation de cette technique. Ainsi, une peinture blanche, permettant un bon contraste avec le carbone noir, est déposée en mouchetis sur la face convexe de l'éprouvette. Puis, cette dernière est placée au sein de la machine de traction. Deux caméras sont positionnées (Figure 3.21) afin de pointer sur la zone d'observation désirée. Dans notre cas, la zone choisie est un carré de 100 $mm \times$ 100 mm centré sur le point d'impact, ou à défaut, sur le centre de l'éprouvette dans le cas d'une éprouvette saine. Une résolution de 2000 $pixels \times 2000$ $pixels$ est choisie pour le réglage des caméras. Avant l'essai, les caméras sont calibrées par le biais d'une ardoise sur laquelle sont repérées plusieurs cibles blanches. La calibration s'effectue en réalisant diverses prises de vue avec différentes orientations de l'ardoise. Un logiciel dédié à cette utilisation permet alors de définir le déplacement 3D des cibles à l'instant t en fonction de l'image précédente. La précision estimée de cette technique avec les moyens mis en œuvre ici est de l'ordre du pixel. Ainsi, sachant que 2000 $pixels$ représentent 100 mm, l'erreur potentielle sur le déplacement est donc de l'ordre de $0,05$ mm. La vitesse de prise de vue choisie ici est de 1 $image/seconde$ pour une vitesse de sollicitation de $3,5$ mm/min.

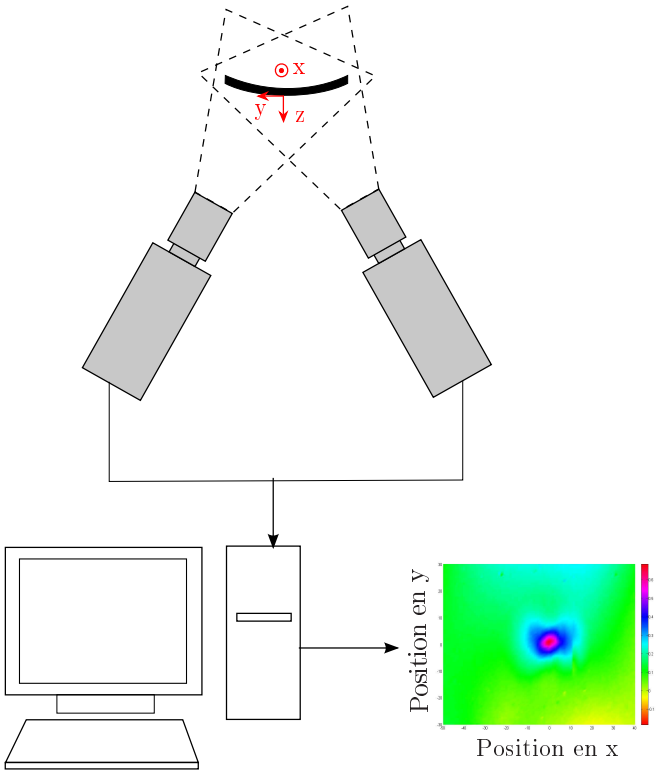


FIG. 3.21 – Principe de correlation d'images 3D

Les données recueillies par traitement numérique et correlation des images sont : i) les champs de déplacement en x,y et z (la dénomination des axes est présentée sur la Figure 3.21) , et ii) par dérivation, les champs de déformation en x et y. Une précision doit être faite concernant le fait que cette technique est utilisée, pour cette étude, dans un but qualitatif et non quantitatif afin d'appréhender les phénomènes mis en jeu lors d'essais de traction d'éprouvettes courbes. Un nombre plus important d'essais devrait être réalisé pour permettre une signification quantitative et représentative des divers champs observés.

Observations Un relevé de l'effort et du déplacement de la traverse a été réalisé à chaque essai. Les courbes présentées Figure 3.22 présentent ces informations dans le cas d'une éprouvette saine et d'une éprouvette impactée. Cette dernière a été préalablement endommagée par impact, comme décrit précédemment, avec le niveau d'énergie maximal correspondant au plan d'expériences des éprouvettes Ø300.

Un intérêt tout particulier a été apporté à l'observation des divers champs calculés juste avant la première rupture franche (i.e. Point A pour l'éprouvette endommagée et Point B pour l'éprouvette saine) et juste après celle-ci (i.e. Points A' et B').

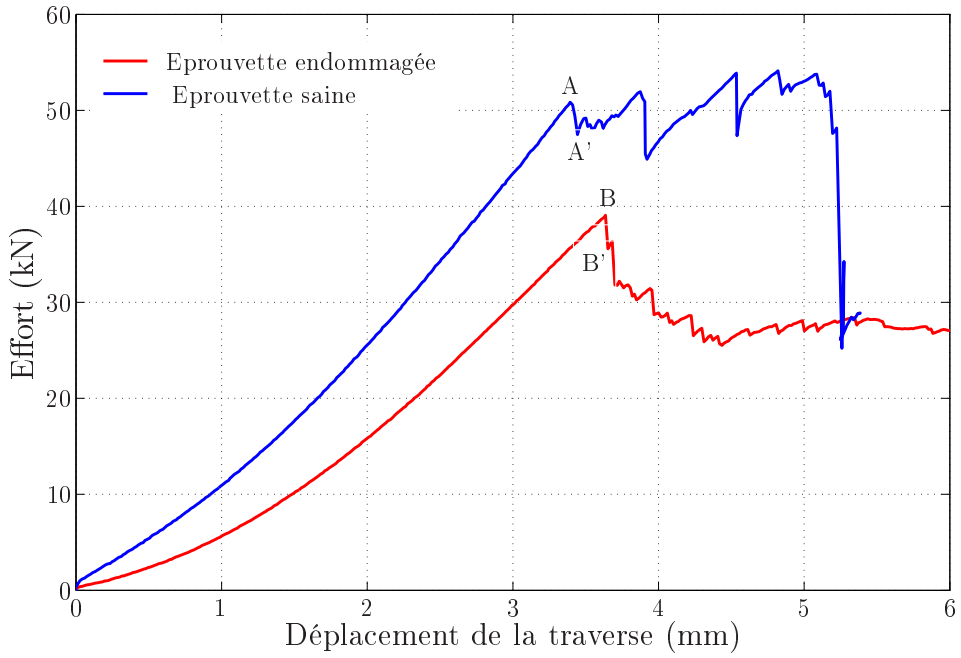


FIG. 3.22 – Identification des points d'observation pour la corrélation d'images 3D

Les observations réalisées dans le cas d'une éprouvette saine sont présentées au Point A Figures 3.23 et 3.24 et au Point A' Figures 3.25 et 3.26.

Avant la première rupture franche, le champ de déformation selon l'axe de sollicitation x est homogène sur l'ensemble de la zone observée. Après cette rupture (Point A' Figure 3.22), on voit apparaître une hétérogénéité proche du bord de l'éprouvette où la déformation augmente brutalement. Cette observation confirme la naissance d'une rupture.

Concernant le déplacement hors-plan (selon z), il faut remarquer qu'il diffère entre le centre et les bords de l'éprouvette. En effet, on note un déplacement positif sur un des bords et négatif sur le reste de la zone de mesure (Figure 3.24). Ceci indique que, lors de la traction d'une éprouvette courbe, le rayon de courbure augmente du fait de l'absence de déplacements possibles en z aux extrémités.

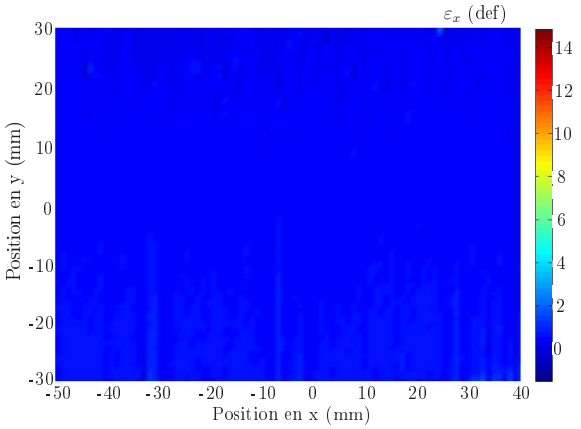


FIG. 3.23 – Déformation selon x (axe de sollicitation) au point A pour une éprouvette saine

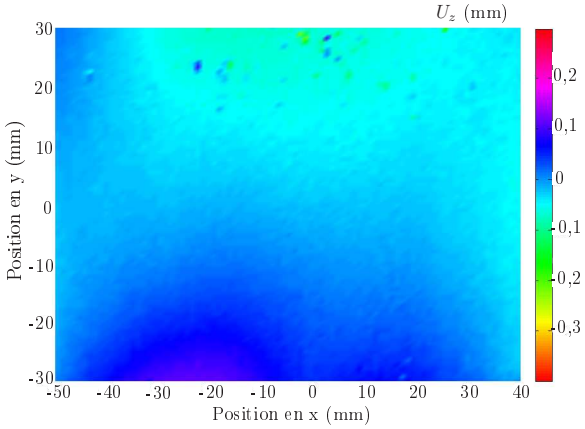


FIG. 3.24 – Déplacement hors-plan (selon z) au point A pour une éprouvette saine

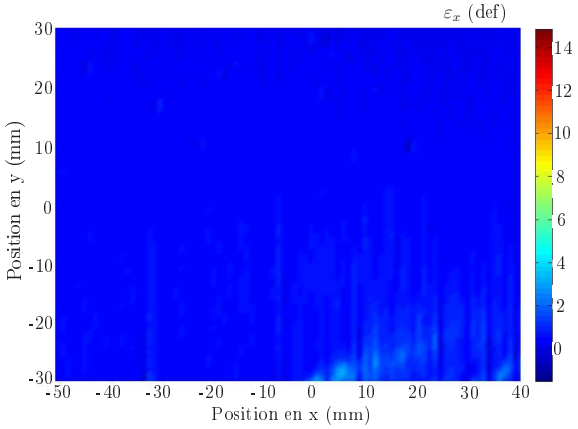


FIG. 3.25 – Déformation selon x au point A' pour une éprouvette saine

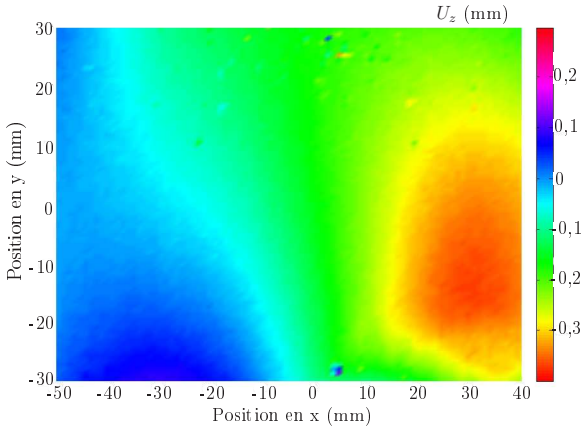


FIG. 3.26 – Déplacement selon z au point A' pour une éprouvette saine

Les mesures effectuées dans le cas de l'éprouvette endommagée sont présentées au Point B (Figures 3.27 et 3.28) et après rupture au Point B' (Figures 3.29 et 3.30).

L'observation du champ de déformation en x avant rupture (Point B) indique la présence d'une discontinuité au niveau du point d'impact. A cet endroit, les niveaux observés (10 def) sont tellement importants qu'il ne peuvent réprésenter une déformation réelle. De par l'algorithme utilisé pour le calcul des déformations, une valeur est néanmoins affichée. Il s'agit en fait d'une rupture apparente du pli supérieur (pli circonférentiel où les fibres sont perpendiculaires à l'axe de sollicitation), induit par l'impact initial. La matière étant discontinue à cet endroit, le calcul des déformations n'a pas de sens physique mais renseigne de la présence de cette rupture. Après rupture du stratifié (Point B'), une nouvelle discontinuité apparaît sur le bord de l'éprouvette indiquant la présence d'une rupture significative. De plus, le champ de déplacement en z présente un pic avant rupture (3.28) au niveau du point d'impact. Alors que le déplacement hors-plan de l'ensemble de l'éprouvette est proche de 0 et dans l'incertitude de mesure, on note un fort déplacement à l'endroit où la rigidité de l'éprouvette a été affectée initialement. En effet, pour un déplacement imposé de $3,6\ mm$, on observe un déplacement hors plan de $1\ mm$. Cette localisation du déplacement hors plan témoigne de la présence d'un endommagement prononcé puisqu'elle est absente dans le cas de l'éprouvette saine.

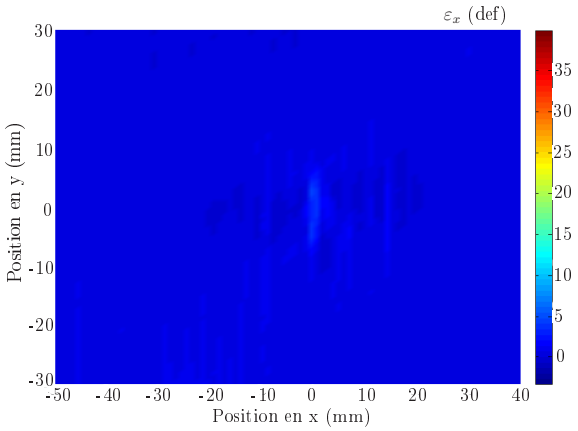


FIG. 3.27 – Déformation en x au point B pour une éprouvette impactée

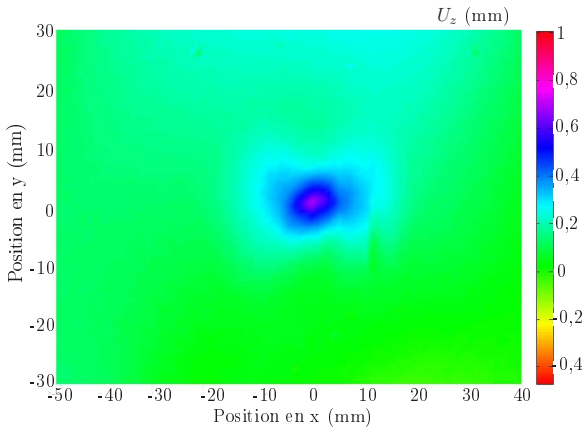


FIG. 3.28 – Déplacement en z au point B pour une éprouvette impactée

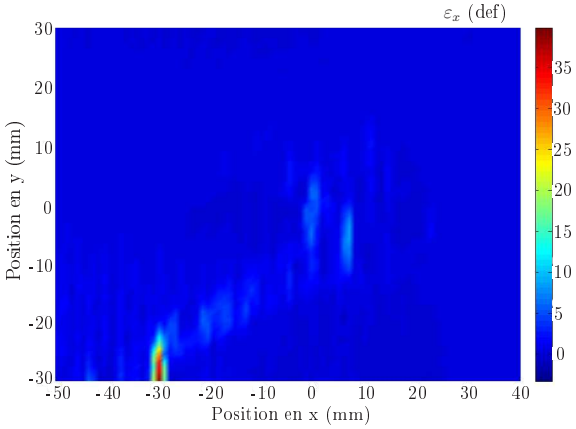


FIG. 3.29 – Déformation en x au point B' pour une éprouvette impactée

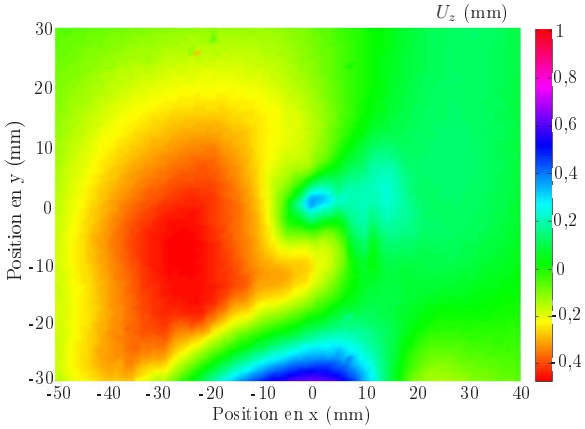


FIG. 3.30 – Déplacement en z au point B' pour une éprouvette impactée

3.2 Eprouvettes Ø600

3.2.1 Création des dommages

Ce paragraphe présente la campagne d'essais d'impact réalisée sur les éprouvettes Ø600 en accord avec le plan d'expériences défini précédemment. Tout comme dans le cas de éprouvettes Ø300, trois essais identiques ont été effectués pour chaque point du plan d'expériences. Cependant, dans un souci de lisibilité et puisque la répétabilité des essais est assurée, un seul d'entre eux sera présenté ci-dessous.

Concernant la variation de l'effort de contact en fonction du temps d'essai, les courbes ne seront pas présentées ici puisque leur allure est sensiblement identique à celle obtenue pour les éprouvettes Ø300. En revanche, les niveaux d'effort maximal sont donnés en fonction de l'énergie d'impact (Figure 3.31).

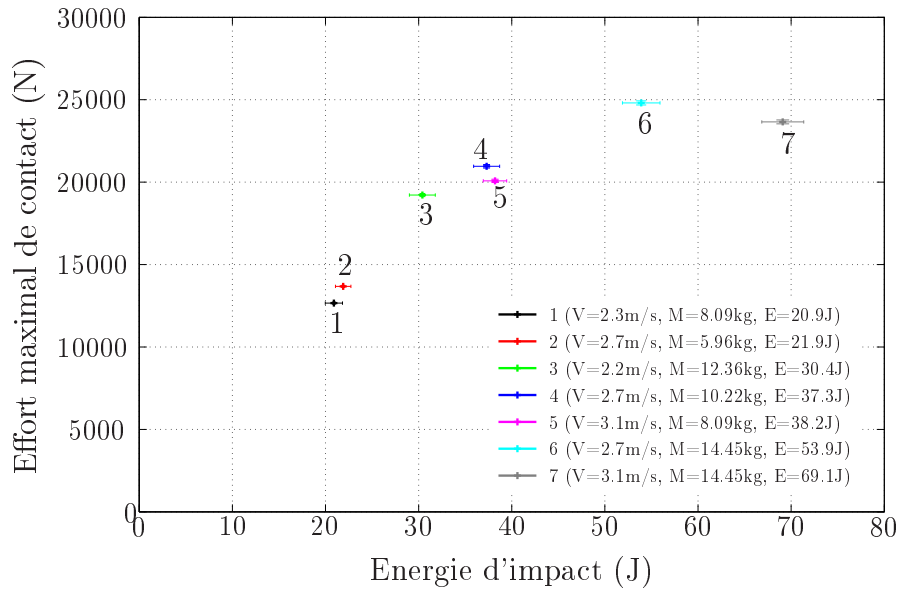


FIG. 3.31 – Evolution de l'effort maximal de contact en fonction de l'énergie d'impact des éprouvettes Ø600

Ainsi, on note le même type d'accroissement de l'effort de contact que celui observé pour l'échelle inférieure, à savoir une évolution non-linéaire conduisant à l'appartition d'une valeur seuil située dans ce cas à 25000 N. Cet effort de contact seuil est quasiment multiplié par trois lors du changement d'échelle.

De plus, sur la Figure 3.32, qui représente l'effort de contact en fonction du déplacement de l'impacteur, on observe un déplacement maximal de $7,4$ mm alors que cette valeur était de $6,2$ mm pour les éprouvettes Ø300. Cette augmentation de 19% du déplacement pour une multiplication par deux de l'effort maximal de contact traduit un net accroissement de la raideur de la structure lors du changement d'échelle. Cependant l'allure du faisceau de courbes représenté Figure 3.32 est très semblable à celui observé pour les éprouvettes Ø300.

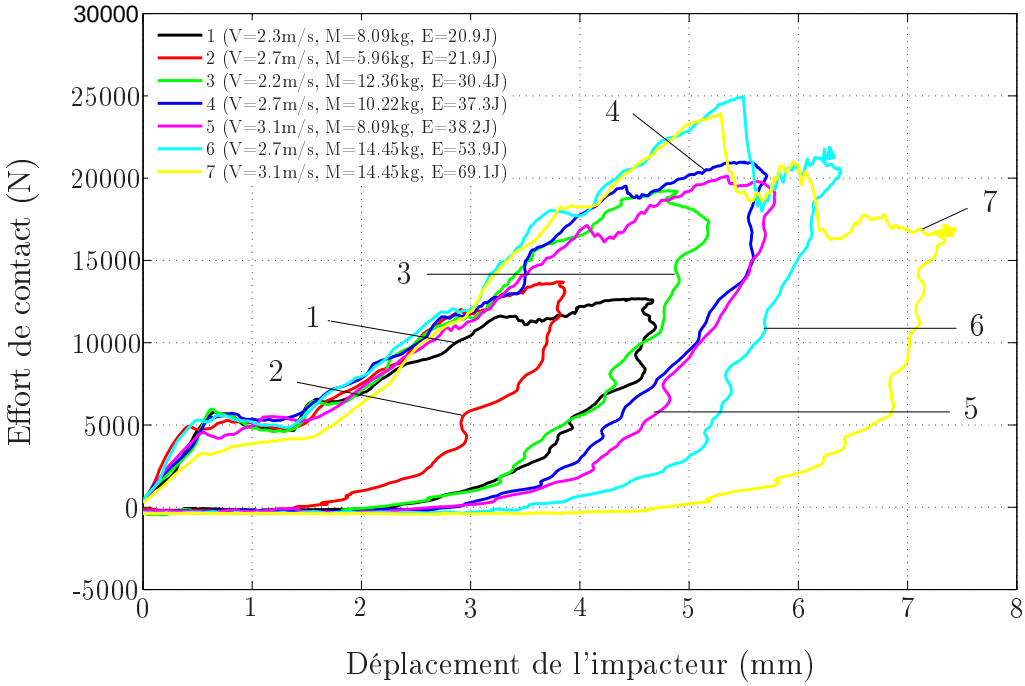


FIG. 3.32 – Courbes force/déplacement des éprouvettes Ø600 sollicitées par impact

3.2.2 Expertise des dommages

Contrôle ultrasonore

Il a été montré, dans le cas des éprouvettes Ø300, que le montage utilisé pour l'impact permet de confiner le délaminage. Ce même dispositif a été adapté et utilisé pour les éprouvettes Ø600. Les mesures ultrasonores, réalisées sur des éprouvettes impactées avec deux niveaux d'énergie différents (i.e. énergies minimale et maximale), ont permis de vérifier que le diamètre maximal de la zone délaminée n'excède pas 30 mm. Les résultats issus de ces contrôles sont présentés dans le Tableau 3.5.

Expérience	1	7
Eprouvette	K22	K17
Masse réelle $(kg)\pm 0,005\ kg$	8,09	14,45
Vitesse réelle $(m.s^{-1})\pm 0,05\ m.s^{-1}$	2,3	3,1
Energie réelle (J)	20,9±0,92	69±2,25
$\emptyset D_1$Délaminage $(mm)\ \pm\ 2\ mm$	26	30

TAB. 3.5 – Résultats du contrôle ultrasonore des éprouvettes Ø600

Expertise par microscopie optique

L'expertise microscopique des dommages induits par impact sur les éprouvettes Ø600 a abouti aux résultats présentés au Tableau 3.6. La dénomination des strates ainsi que les annotations précisées sont conservées pour les éprouvettes Ø300. Dans un premier temps, on remarque que le plus faible niveau d'énergie d'impact choisi pour ces essais engendre un endommagement modéré où deux strates sont affectées de ruptures de fibres (une strate circonférentielle et une strate longitudinale). En revanche, les impacts à énergie maximale $(71\ J)$ entraînent une rupture de toutes des strates de l'éprouvette.

Concernant la physionomie de ces ruptures de fibres, on assiste aussi à l'apparition de ruptures du type "type n^o1" et "type n^o2". Cependant, la position des ruptures de "type n^o2" vis-à-vis de la surface impactée diffère du cas précédent, puisqu'ici elles apparaissent également dans les strates supérieures mais aussi proches de la surface inférieure de l'éprouvette.

Comme dans le cas des éprouvettes Ø300, on assiste logiquement à une augmentation du nombre de strates cassées par rupture de fibres en fonction de l'énergie d'impact.

Remarque : l'éprouvette est maintenue entre deux blocs en aluminium lors de l'essai d'impact. Bien que les arêtes de l'alésage réalisé au centre du bloc inférieur soient chanfreinées, des ruptures de fibres peuvent s'initier au niveau du contact entre l'éprouvette et son support à cause des contraintes de cission. Elles s'amorcent au niveau de la face concave de l'éprouvette et se propagent en direction de la surface impactée. Ces dégradations (i.e ruptures de fibres du « type n^o1) sont observables dans les strates inférieures pour certains niveaux d'énergie d'impact présentés dans le Tableau 3.6 (i.e. $37,53\ J$ et $39,63\ J$).

L'influence de la masse et de la hauteur de chute sur le nombre de strates rompues est quantifiée grâce à la création de la surface de réponse associée au plan d'expériences. Sa réprésentation en 3D est donnée sur la Figure 3.33 et dans le plan (X_1,X_2) sur la Figure 3.34.

Pour cette échelle d'éprouvettes, le pourcentage de strates rompues ne tend pas de manière assymptotique vers une valeur seuil de 100% mais plutôt de manière quasi-linéaire. Cependant, une analogie peut être faite concernant l'influence de la masse et de la hauteur de chute sur le nombre de strates rompues, à savoir qu'il n'y a pas un paramètre plus influent que l'autre. Cette constatation est confirmée par l'écriture de l'équation associée à cette surface de réponse :

$$\%_{Strates\ rompues} = 49,5 + 18,4X_1 + 23,6X_2 - 2,8X_1^2 + 10,1X_2^2 + 7,2X_1X_2 \qquad (3.4)$$

Le coefficient affectant le couplage X_1X_2 montre la présence d'une intéraction non négligeable entre la masse et la hauteur de chute.

Masse (kg)	8,09	5,96	12,35	10,22	8,09	14,48	14,48
Vitesse théorique ($m.s^{-1}$)	2,21	2,71	2,21	2,71	3,13	2,71	3,13
Energie théorique (J)	19,76	21,89	30,16	37,53	39,63	53,17	70,93
Circonférentiel 1	type n^o1	type n^o1	1/2 sup. type n^o1 + 1/2 inf. type n^o2	1/2 sup. type n^o1 + 1/2 inf. type n^o2	type n^o1	type n^o1	type n^o1
Longitudinal 1 ($\pm\alpha$)		type n^o2	type n^o2			type n^o1	
	type n^o1			type n^o2 + type n^o1 plus loin	type n^o1 + type n^o2 plus loin		type n^o1
		type n^o1	type n^o2			type n^o2 + type n^o1 plus loin	
	type n^o1			type n^o2	type n^o2		type n^o1
Circonférentiel 2	RAS	RAS	1/3 sup. type n^o1 + 1/3 mil. type n^o2 + 1/3 inf. type n^o1	RAS	type n^o2	type n^o2	1/2 sup. type n^o1 + 1/2 inf. type n^o2
Longitudinal 2 ($\pm\alpha$)		RAS	RAS			type n^o2	
	RAS			type n^o1	type n^o2		type n^o1
		RAS	RAS			type n^o2	
	RAS			type n^o1	type n^o2		type n^o1
Circonférentiel 3	RAS	RAS	RAS	RAS	RAS	RAS	type n^o2
Longitudinal 3 ($\pm\alpha$)		RAS	RAS			type n^o1	
	RAS			RAS	RAS		type n^o1
		RAS	RAS			RAS	
	RAS			RAS	type n^o1		type n^o2
Circonférentiel 4	RAS	RAS	RAS	1/2 sup. type n^o1	RAS	RAS	type n^o2

TAB. 3.6 – Expertise microscopique des éprouvettes Ø600

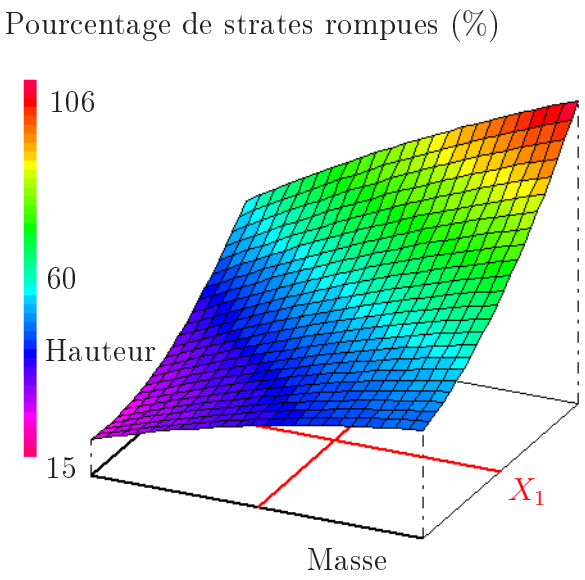


FIG. 3.33 – Pourcentage de strates rompues des éprouvettes Ø600 en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

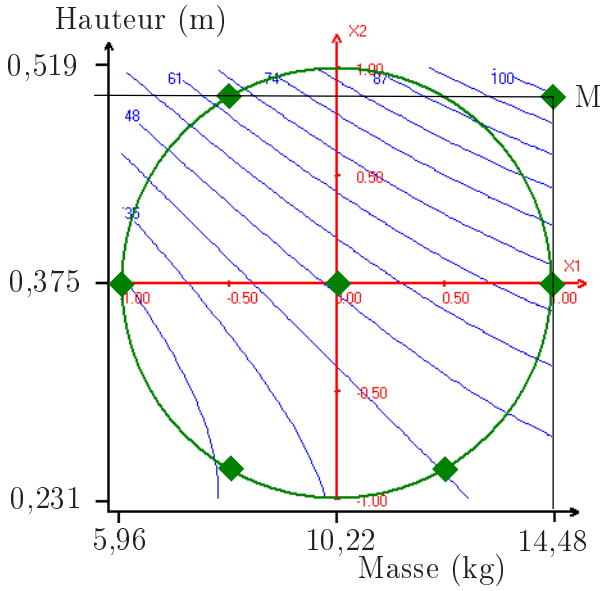


FIG. 3.34 – Pourcentage de strates rompues des éprouvettes Ø600 en fonction de la masse et de la hauteur de chute (2D)

Le choix de l'utilisation de la vitesse théorique vis-à-vis de la vitesse réelle d'impact est conservé pour la création de cette surface. A une exception près, les expériences réalisées et symbolisées par les losanges de la Figure 3.34 sont donc situés sur le cercle associé à la répartition de Doelhert. Le point M $(5,96\ kg/0,5\ m)$ correspond à la modification réalisée sur la matrice de Doelhert et présentée au chapitre précédent. La fonction de variance associée à cette matrice modifiée est représentée Figure 3.35. Tout comme dans le cas précédent, on note une augmentation de l'imprécision du modèle aux frontières du domaine d'étude, celle-ci etant caractérisée par des pics de la fonction de variance. Cependant, l'un de ces pics est supérieur aux autres et correspond à l'endroit de la modification de la matrice.

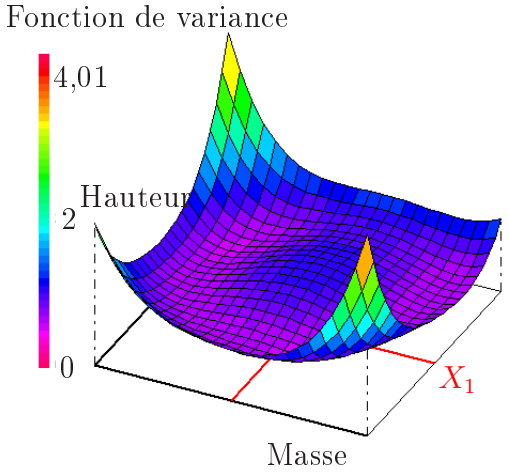


FIG. 3.35 – Fonction de variance en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

3.2.3 Essais quasi-statiques à rupture

Ce paragraphe présente les résultats obtenus des essais quasi-statiques permettant d'estimer la tenue résiduelle des éprouvettes Ø600.

Eprouvettes saines

Une première série d'essais a été réalisée sur des éprouvettes vierges afin d'estimer un comportement de référence. Pour chaque essai réalisé, l'évolution du flux d'effort dans l'axe de sollicitation est présentée en fonction de l'allongement relatif sur la Figure 3.36.

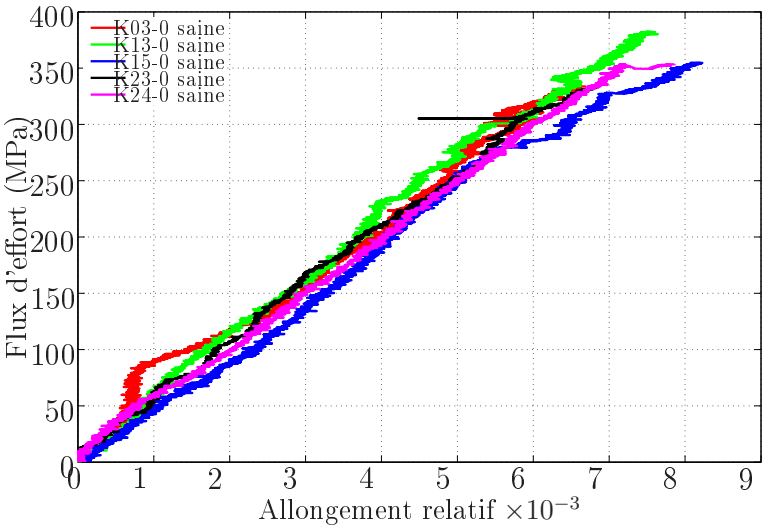


FIG. 3.36 – Courbes flux d'effort vs allongement relatif dans l'axe de sollicitation pour les essais quasi-statiques sur éprouvettes Ø600 saines

On peut noter un comportement global quasi-linéaire pour chaque éprouvette testée. Le changement de pente, intervenant au cours du chargement et observé pour l'échelle d'éprouvettes précédente, est quasiment inexistant dans ce cas. Ce phénomène est lié à une augmentation de la rigidité et ces essais confirment qu'il est exacerbé par le rayon de courbure de l'éprouvette.

La valeur de la rigidité apparente moyenne est, dans ce cas, de $50,6\ GPa$ avec un coefficient de variation de $4,9\%$. Celle-ci peut être comparée à la valeur obtenue pour les éprouvettes Ø300 (i.e. $60,2\ GPa$). En effet, étant donné que la stratification est conservée entre les deux échelles d'éprouvettes, il semblerait naturel d'observer une valeur sensiblement identique. Dans ce cas, la rigidité apparente présente un écart de 14% vis-à-vis de la valeur que l'on peut calculer par la théorie classique des stratifiés (i.e. $58,8\ GPa$). Etant donné que cette dernière est établie dans le cas de plaques planes, elle devrait être plus proche de celle associée aux éprouvettes Ø600, présentant un rayon de courbure plus grand, que de celle des éprouvettes Ø300. Ce n'est pourtant pas le cas. Puisque les seuls paramètres qui divergent entre les deux échelles sont la courbure et l'épaisseur, on peut suspecter que cet écart est dû à l'épaisseur du stratifié. En effet, la théorie classique des stratifiés est fondée sur l'hypothèse des plaques minces où les contraintes de cisaillement transverse sont supposées nulles. Il semble donc que le ratio $\frac{\text{épaisseur}}{\text{largeur}}$ des éprouvettes Ø600 est tel que, dans ce cas, l'approximation de cette théorie n'est pas autant recevable.

L'effort moyen à rupture relevé est de 161 kN et le coefficient de variation associé à cette donnée est de $5,7\%$. La dispersion observée dans ce cas est faible et tout à fait acceptable. La différence majeure vis-à-vis des éprouvettes Ø300, où l'on note un coefficient de variation de 25%, est qu'un seul tube a été fabriqué pour la réalisation de l'ensemble des éprouvettes Ø600. Le taux de fibre est donc constant entre chaque éprouvette testée.

L'ensemble des informations recueillies est présenté Tableau 3.7.

n^o éprouvette	K3	K13	K15	K23	K24
Effort à rupture $(kN)\pm 0,05\ kN$	152,8	175	162,5	152,5	161,8
Effort moyen à rupture (kN)	$160,9\pm 0,05\ kN$				
Coefficient de variation (%)	5,7				
Rigidité apparente $(GPa)\pm 0,05\ GPa$	52,5	52,5	46,7	51,5	49,5
Rigidité apparente moyenne (GPa)	$50,6\pm 0,05\ GPa$				
Coefficient de variation (%)	4,9				

TAB. 3.7 – Récapitulatiif des essais quasi-statiques sur éprouvettes Ø600 saines

Eprouvettes impactées

La deuxième série d'essais réalisée a pour but de qualifier le comportement d'éprouvettes préalablement impactées. Les courbes flux d'effort / allongement relatif sont présentées Figure 3.37. Parmi ce faisceau de courbes, figure une de celles obtenues dans le cas des éprouvettes saines (i.e. K24-0) et ce, afin de comparer la différence de comportement entre éprouvettes saines et impactées.

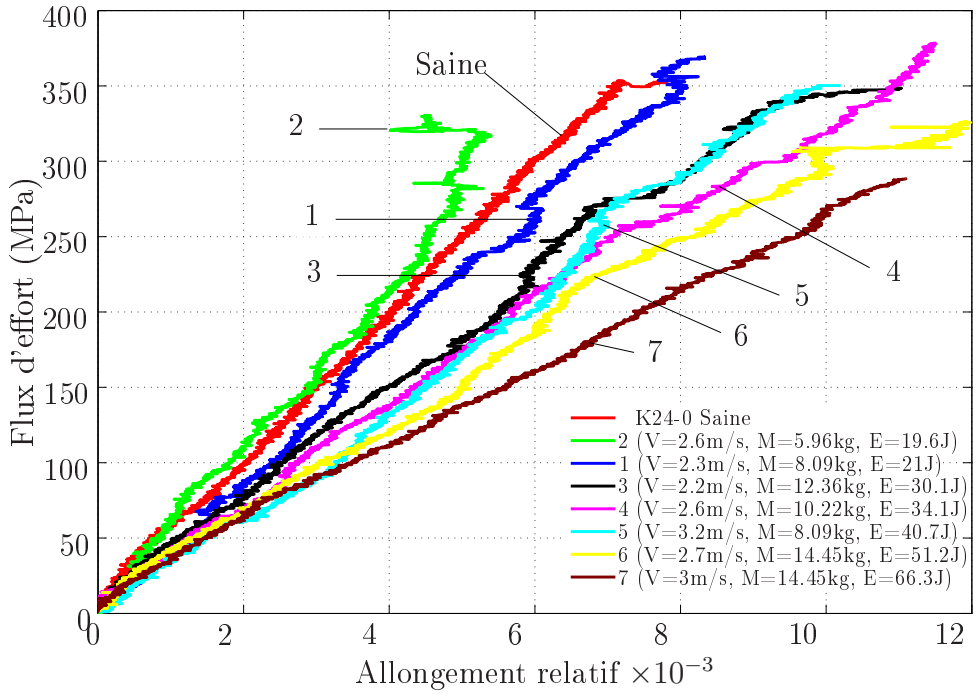


FIG. 3.37 – Courbes flux d'effort vs allongement relatif dans l'axe de sollicitation pour les essais quasi-statiques sur éprouvettes Ø600 pré-impactées

Le comportement global des éprouvettes semble ici aussi affecté par l'endommagement induit au préalable par impact. En effet, les courbes présentées ici sont nettement distinctes et cela se traduit notamment par une évolution de la rigidité apparente.

De la même manière que pour les éprouvettes saines, les grandeurs mesurées sont présentées dans un tableau récapitulatif (Tableau 3.8). Les expériences réalisées avec un couple masse/hauteur de chute différent sont séparées par un double trait vertical.

La variation de la rigidité apparente constatée graphiquement est confirmée par les valeurs affichées dans ce tableau. En effet, on observe un abattement de 46% entre une éprouvette saine et une éprouvette impactée avec la plus haute énergie. Les écarts observés sur cette rigidité, pour différents essais correspondant au même point du plan d'expériences, sont cependant non négligeables. On note un écart maximal de 28% dans le cas des éprouvettes faiblement pré-endommagées et un écart minimal de $3,6\%$ lorsque les éprouvettes sont très sévèrement pré-impactée.

Les écarts observés sur l'effort à rupture, pour chaque expérience, sont plutôt satisfaisants puisqu'on note un écart maximal de 13% dans le cas du plus bas niveau d'énergie et un écart minimal de $1,3\%$. Ces valeurs sont, dans l'ensemble, proches de l'écart observé sur cette variable pour les éprouvettes saines où on peut noter un écart maximal de $5,7\%$. L'effort moyen à rupture, constaté dans le cas des éprouvettes présentant l'état d'endommagement initial le plus élevé, décroît de 20% par rapport à la moyenne des éprouvettes saines.

Cet effort à rupture, qui renseigne de la tenue résiduelle en traction des éprouvettes, est présenté en fonction de l'énergie d'impact Figure 3.38.

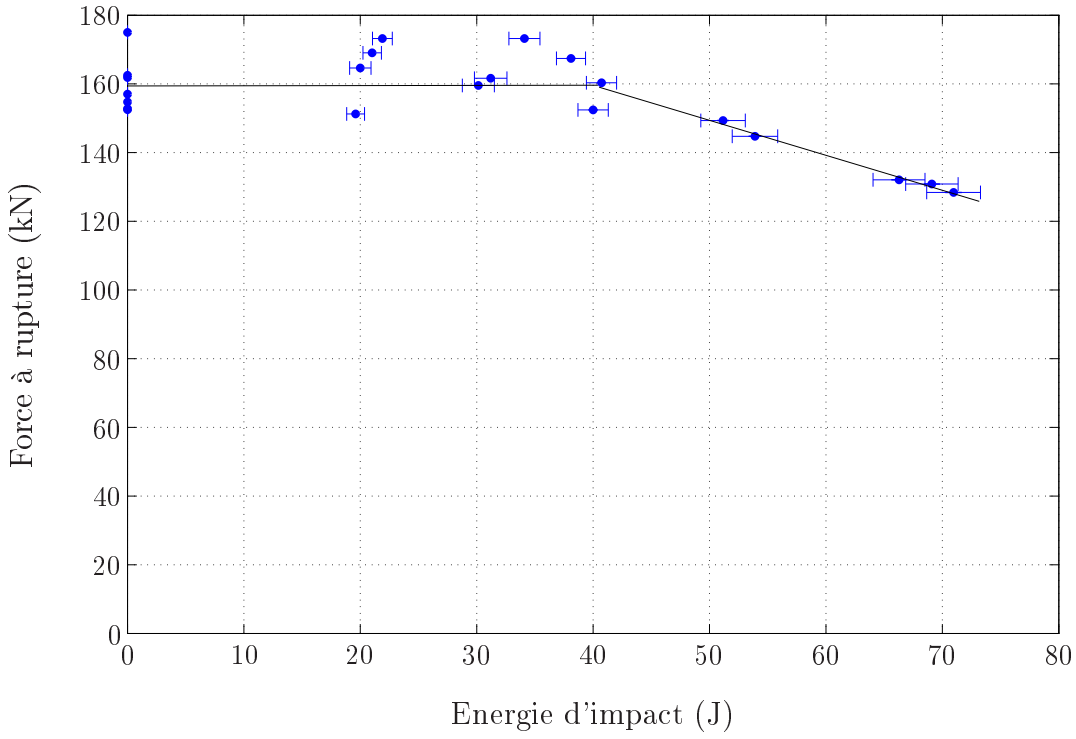


FIG. 3.38 – Evolution de la force à rupture en traction en fonction de l'énergie d'impact des éprouvettes Ø600

Celui-ci présente une évolution bimodale avec un plateau quasi-constant, où la résistance à la traction des éprouvettes ne semble pas être affectée par la présence d'un

Expérience	1		2		3		4		5		6		7		
Eprouvette	K22-1	K27-2	K20-1	K25-3	K21-1	K27-3	K19-1	K26-1	K16-1	K27-1	K18-1	K26-2	K17-1	K25-1	K26-3
Masse réelle $(kg)\pm 0,005\ kg$	8,09	8,09	5,96	5,96	12,36	12,36	10,22	10,22	8,09	8,09	14,45	14,45	14,45	14,45	14,45
Vitesse réelle $(m.s^{-1})\pm 0,05\ m.s^{-1}$	2,3	2,3	2,7	2,6	2,2	2,2	2,8	2,6	3,1	3,2	2,7	2,7	3,1	3,1	3
Energie réelle (J)	20,9 $\pm 0,92$	21 $\pm 0,93$	21 $\pm 0,79$	19,6 $\pm 0,77$	30,4 $\pm 1,39$	30,1 $\pm 1,38$	39,5 $\pm 1,43$	34,1 $\pm 1,33$	38,2 $\pm 1,25$	40,7 $\pm 1,3$	52,3 $\pm 1,95$	51,2 $\pm 1,91$	69 $\pm 2,25$	71 $\pm 2,31$	66,3 $\pm 2,23$
Effort à rupture $(kN)\pm 0,05\ kN$	164,7	169,1	173,2	151,3	161,7	159,6	167,4	173,2	152,4	160,3	144,8	149,4	130,9	128,4	132,1
Ecart (%)	3		13		1,3		3		5		3		3		
Rigidité apparente $(GPa)\pm 0,05\ GPa$	43,5	44,7	40,9	57,2	40,1	36,7	40	33,1	41,1	35,5	32,4	30,1	27,3	26,3	26,8
Ecart (%)	2,7		28		8		17		14		7		3,6		

TAB. 3.8 – Récapitulatif des essais quasi-statiques sur éprouvettes Ø600 pré-impactées

endommagement initial, jusqu'à une énergie d'impact seuil (i.e. $40J$). Au-delà de cette énergie, l'effort maximal admissible commence à chuter linéairement jusqu'à l'abattement maximal vis-à-vis d'une éprouvette saine. On peut suspecter ici l'existence de deux mécanismes, le second étant vraisemblablement du ressort de la mécanique de la rupture.

L'influence du couple masse/hauteur de chute sur l'effort à rupture peut être quantifiée, comme dans les cas précédents, par le tracé de la surface de réponse associée . Celle-ci est représentée Figure 3.39. Ainsi, on retrouve le plateau quasi-constant constaté pour des valeurs de masse et de hauteur de chute faibles et le minimum affiché lorsque les deux paramètres d'impact prennent leur valeur maximale.

L'équation associée à cette surface de réponse est la suivante :

$$\textit{Force à rupture} = 168091 - 11424,5X_1 - 8036,7X_2 - 9119,5X_1^2 - 12193,4X_2^2 - 5268X_1X_2 \qquad (3.5)$$

Bien que le couplage de la masse et de la hauteur de chute ne soit pas négligeable dans ce cas, on ne note pas d'influence prépondérante de l'un ou l'autre de ces paramètres sur la tenue résiduelle des éprouvettes Ø600. Cette observation est confirmée par les isovaleurs affichées sur la représentation 2D (Figure 3.40) qui présentent une symétrie vis-à-vis de la droite situé à $+45^o$ de l'axe X_1.

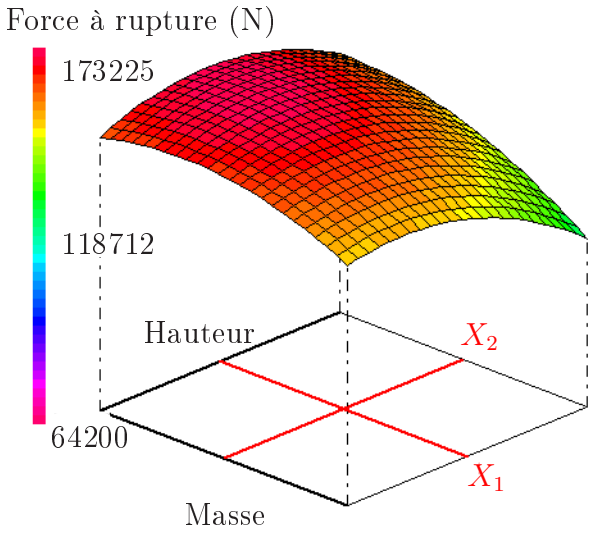


FIG. 3.39 – Effort à rupture en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

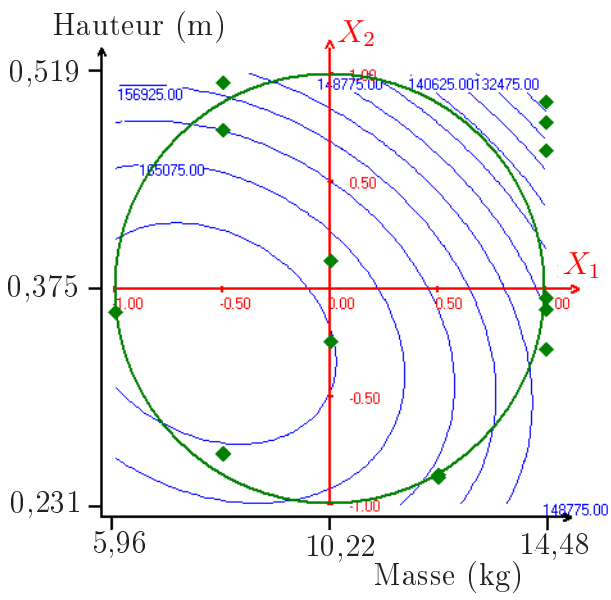


FIG. 3.40 – Effort à rupture en fonction de la masse et de la hauteur de chute (2D)

La même démarche d'analyse peut être utilisée pour l'exploitation des résultats obtenus sur la rigidité apparente. Ainsi, l'évolution de cette variable en fonction de l'énergie d'impact est présentée Figure 3.41. Contrairement à l'effort à rupture, cette rigidité décroît de façon quasi-linéaire dès le premier niveau d'énergie de pré-endommagement (le coefficient de détermination R^2 est ici de $0,85$). Alors que la tenue résiduelle affiche une valeur d'énergie seuil en-dessous de laquelle elle semble insensible à l'endommagement induit, la rigidité apparente est affectée dès les bas niveaux d'énergie puisqu'on note un abattement de l'ordre de 13% pour une énergie d'impact de 21 J. Cette perte de rigidité est logiquement maximale pour le niveau maximal d'énergie d'impact.

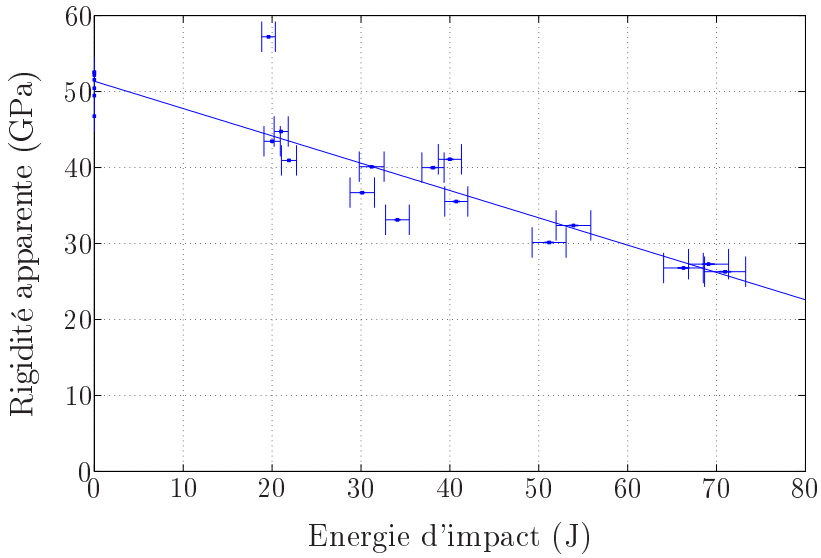


FIG. 3.41 – Evolution de la rigidité apparente en fonction de l'énergie d'impact des éprouvettes Ø600

La variation de cette rigidité en fonction de la masse et de la hauteur de chute est présentée Figures 3.42 et 3.43. La même constatation que celle faite sur l'effort à rupture peut être faite pour cette rigidité apparente. En effet, les isovaleurs affichent une symétrie vis-à-vis de la droite à $+45^o$ de l'axe X_1 . Une influence majeure de la masse ou de la hauteur de chute ne peut donc être établie. Ce constat est confirmé par la relation liant la rigidité apparente à la masse et la hauteur de chute :

$$\textit{Rigidité apparente} = 36959,5 - 4241,6X_1 - 5183X_2 + 4004,3X_1^2 - 1496,5X_2^2 - 6202,5X_1X_2 \quad (3.6)$$

Le couplage de ces deux paramètres est ici prépondérant puisque le coefficient attribué au terme X_1X_2 majore tous les autres en valeur absolue.

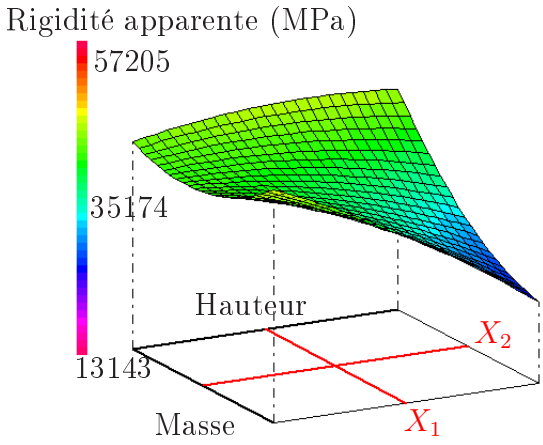


FIG. 3.42 – Rigidité apparente en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

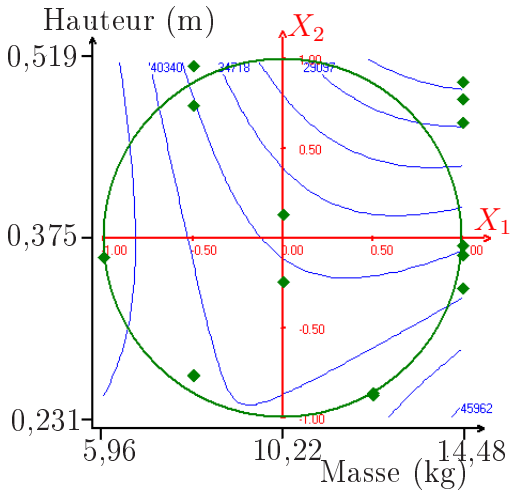


FIG. 3.43 – Rigidité apparente en fonction de la masse et de la hauteur de chute (2D)

Etant donné que les mêmes expériences ont été utilisées pour quantifier la tenue résiduelle et la rigidité apparente dans le cas des éprouvettes Ø600, la fonction de variance est identique dans les deux cas. Elle est illustrée Figure 3.44 en fonction de la hauteur de chute et de la masse. Il est intéressant de noter la réduction du pic présent pour la masse maximale et la hauteur maximale vis-à-vis de celui observé Figure 3.35 lors de l'étude du nombre de strates rompues. Cette diminution s'explique par le nombre d'expériences réalisées proches de ce point (3 expériences). La perte de précision du modèle due à la modification de la matrice de Doelhert peut ainsi être compensée par la multiplication des essais en ce point. Cependant, comme dans tous les cas évoqués précédement, cette imprécision reste maximale aux frontières du domaine d'étude.

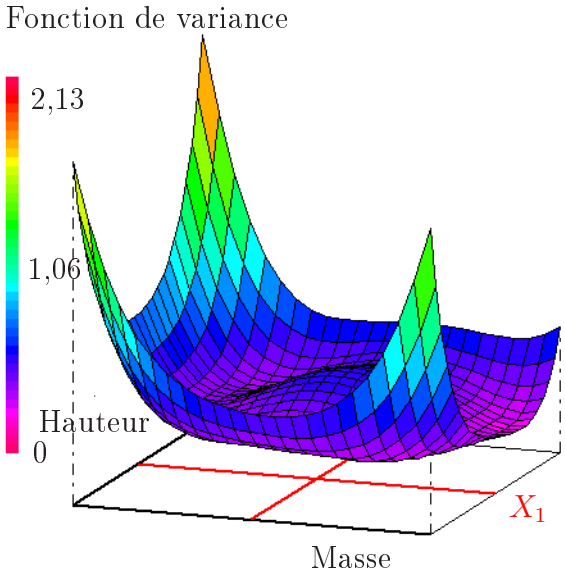


FIG. 3.44 – Fonction de variance pour l'estimation de la rigidité apparente en fonction de la masse et de la hauteur de chute (3D)

3.3 Comparaison des deux échelles d'éprouvettes et conclusions

Lors de la description des résultats obtenus pour les deux échelles d'éprouvettes, des divergences de comportement ont été notées. Cette section a pour objectif de faire un point comparatif et ainsi établir s'il y a des effets d'échelle.

3.3.1 Comparaison des réponses à l'impact

Concernant la réponse à l'impact des éprouvettes, et notamment au niveau de l'effort maximal de contact entre l'impacteur et l'éprouvette, on note une évolution similaire en fonction de l'énergie d'impact. Afin de représenter et comparer sur la même figure (Figure 3.45) les résultats obtenus sur les deux échelles d'éprouvettes, il semble pertinent de normaliser les deux paramètres observés comme suit :

$$\text{Energie d'impact normalisée} = \frac{\text{Energie d'impact}}{\text{Max(Energie d'impact) de l'échelle considérée}} \tag{3.7}$$

$$\text{Effort de contact normalisé} = \frac{\text{Effort de contact}}{\text{Max(Effort de contact) de l'échelle considérée}} \tag{3.8}$$

Sur cette figure, on constate que pour les deux échelles d'éprouvettes, l'effort de contact tend de manière assymptotique vers une valeur seuil. En cette valeur, on assiste à une saturation de l'effort dû à l'endommagement induit.

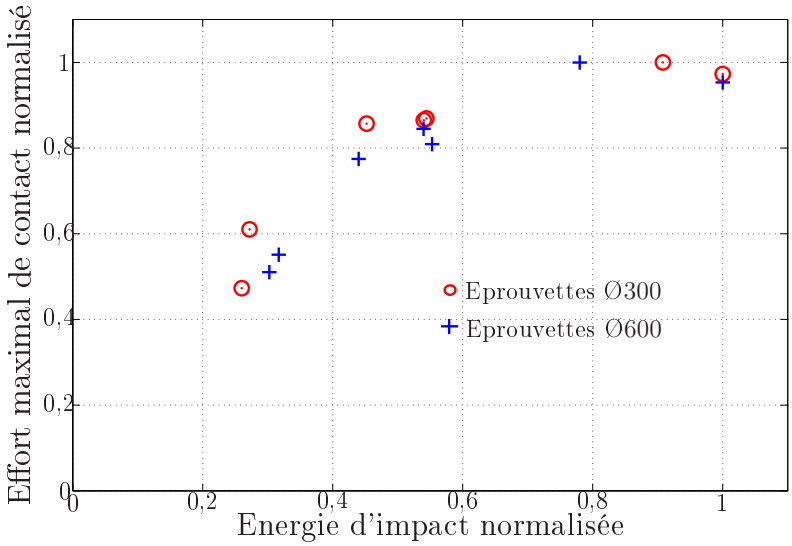


FIG. 3.45 – Evolution de l'effort maximal de contact en fonction de l'énergie d'impact des éprouvettes Ø600

3.3.2 Comparaison des endommagements générés par impact

Les mécanismes d'endommagement observés sur les deux échelles d'éprouvettes sont multiples (rupture de fibres, délaminage, fissuration de la matrice). Le montage conçu pour la préhension des éprouvettes lors des essais d'impacts a permis de confiner les multiples délaminages dans un cylindre de 30 *mm* centré sur le point d'impact et ce pour les deux échelles. L'observation microscopique du dommage a permis de mettre en évidence deux types de ruptures de fibres. Une similitude est également à noter ici entre les deux échelles concernant l'apparition de ruptures de "type n^o1". En effet, bien qu'il soit nécessaire de dépasser une certaine énergie seuil pour les voir apparaître dans le cas des éprouvettes Ø300 et qu'elles apparaissent dès le premier niveau d'énergie choisi pour les éprouvettes Ø600, elles sont observées pour un même pourcentage de strates rompues (30%). En revanche, leur position dans l'épaisseur du stratifié peut diverger en fonction de l'échelle d'éprouvettes considérée. Alors qu'elles apparaissent, quelle que soit l'energie d'impact, dans les strates proches de la surface impactée pour les éprouvettes Ø300, elles sont observées également à proximité proche de la surface inférieure dans le cas des éprouvettes Ø600. Etant donné que seules la courbure et l'épaisseur du stratifié diffèrent dans la configuration d'impact, il semble que l'un de ces deux paramètres joue un rôle important dans l'apparition de cette physionomie de ruptures de fibres.

Le poucentage de strates rompues en fonction de l'énergie d'impact normalisée (cf. equation 3.7) présenté Figure 3.46 met en évidence deux types de comportements : i) une évolution non-linéaire dans le cas des éprouvettes Ø300 puisqu'on voit apparaître un

plateau où le nombre de strates affecté par des ruptures de fibres reste quasi-constant alors que l'énergie d'impact augmente, ii) une évolution linéaire dans le cas des éprouvettes Ø600. Il semble donc que la part de dissipation d'énergie cinétique attribuée à chaque mécanisme d'endommagement diffère selon la géométrie de l'éprouvette.

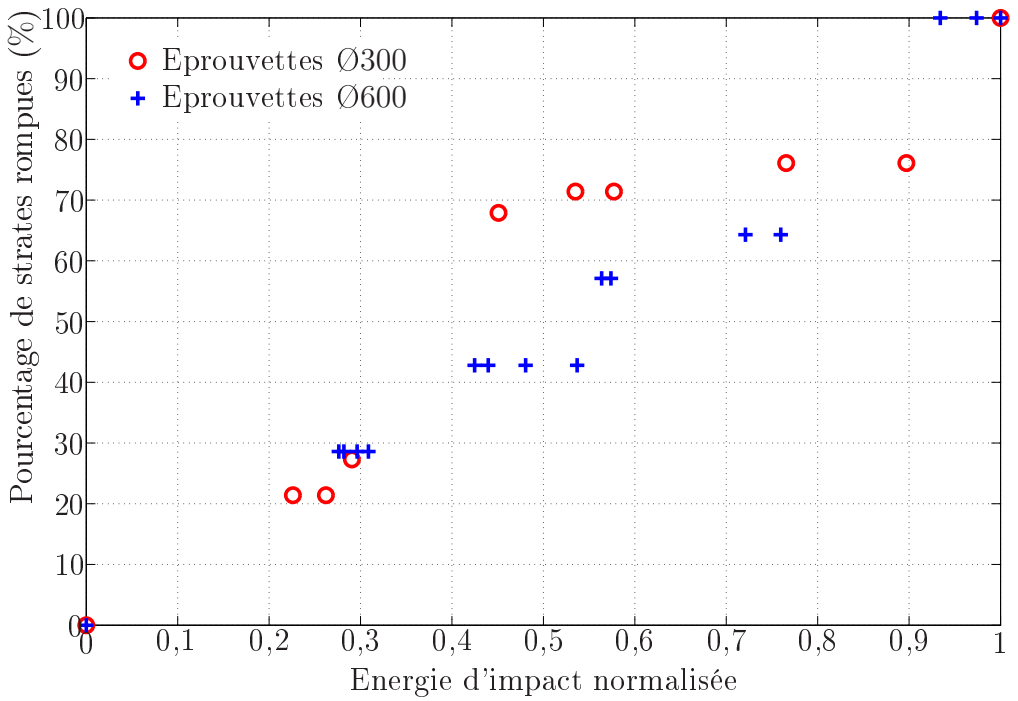


FIG. 3.46 – Comparaison du nombre de strates rompues en fonction de l'énergie d'impact

3.3.3 Comparaison du comportement résiduel

Le comportement résiduel des éprouvettes a principalement été analysé par l'observation de deux paramètres : l'effort à rupture et la rigidité apparente. Bien que ce dernier soit comparable par la représentation immédiate de sa valeur (sans normalisation) puisqu'il est théoriquement identique pour les deux échelles, il en est tout autre pour l'effort à rupture. Aussi, il a été choisi de comparer le flux d'effort à la rupture dans l'axe de sollicitation. Celle-ci est obtenue en divisant l'effort maximal à rupture par la section initiale de l'éprouvette. Cette comparaison est illustrée Figure 3.47.

Une première constatation peut être émise concernant la valeur du flux d'effort à la rupture dans le cas des éprouvettes saines correspondant à une énergie d'impact normalisée nulle. Elle diffère selon l'échelle considérée. La stratification est identique entre les deux éprouvettes, seules la courbure et l'épaisseur diffèrent. M.R. Wisnom [Wisnom, 1999] signale que la concentration de contraintes, due à la préhension de l'éprouvette dans les mors de la machine de traction, a un effet supérieur sur la tenue résiduelle lorsque le stratifié sollicité est épais. Gurvich et Pipes [Gurvich et Pipes, 1995] ont montré que la contrainte à rupture diminue lorsque l'épaisseur augmente (toutes les autres dimensions étant conservées). Etant donné que le flux d'effort à la rupture observé sur les éprouvettes Ø300 est supérieur à celui observé dans le cas des éprouvettes Ø600, il semble que l'épaisseur soit responsable de cette variation.

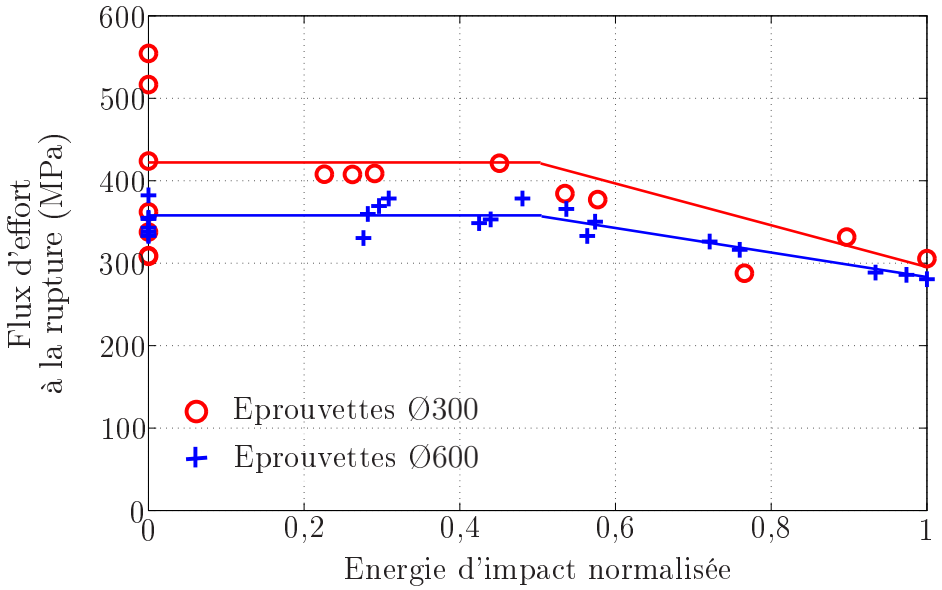


FIG. 3.47 – Comparaison du flux d'effort à la rupture en fonction de l'énergie d'impact

L'allure générale de l'évolution de ce flux d'effort à la rupture en fonction de l'énergie d'impact est toutefois assez similaire pour les deux échelles d'éprouvettes. En effet, jusqu'à un certain niveau d'énergie d'impact normalisée $(0,5)$, on ne remarque pas de diminution franche de la tenue résiduelle. Celle-ci n'est affectée qu'au-delà de cette énergie où elle décroît linéairement. Pour un niveau d'endommagement comparable où l'ensemble des strates a été rompu localement par impact, l'abattement observé sur le flux d'effort à la rupture diffère légèrement. Il est de 25% pour les éprouvettes Ø300 et de 20% pour les éprouvettes Ø600.

Une comparaison de la rigidité apparente peut également être émise entre les deux échelles d'éprouvettes sans normalisation de sa valeur. Celle-ci est exposée Figure 3.48.

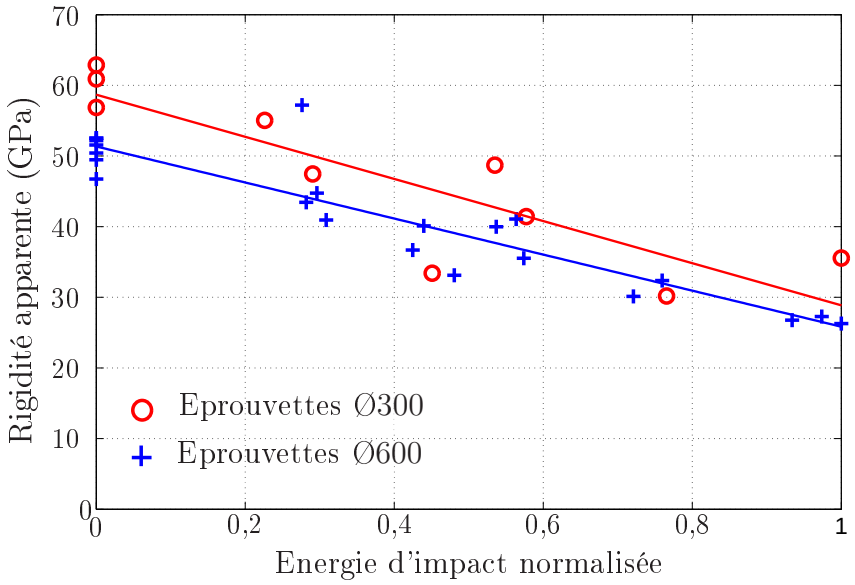


FIG. 3.48 – Comparaison de la rigidité apparente en fonction de l'énergie d'impact

La même constatation que celle qui a été faite concernant la variation observée sur le flux d'effort à la rupture pour les éprouvettes saines peut être établie pour la rigidité apparente. En effet, on constate que cette rigidité est supérieure dans le cas des éprouvettes Ø300. Cet effet d'échelle peut être attribué, dans ce cas, à la courbure des éprouvettes qui favorise le réalignement des fibres orientées à $\pm 20^o$ dans l'axe de sollicitation.

Dans les deux cas, la rigidité apparente des éprouvettes décroît linérairement en fonction de l'énergie d'impact. Dans ce cas, la sensibilité au dommage induit par impact est immédiate.

Dans ce chapitre, une attention particulière a été apportée aux différents mécanismes mis en œuvre à la fois lors de sollicitations dynamiques (impacts) et quasi-statiques (traction) d'éprouvettes courbes. Cette étude de tolérance aux dommages ([Ballère *et al.*, 2008]), réalisée sur deux échelles d'éprouvettes, a permis de mettre évidence de nombreux effets d'échelles attribués en particulier à l'épaisseur et à la courbure des éprouvettes. Outre cet aspect phénoménologique, cette étude expérimentale constitue la base de données nécessaire à l'établissement d'un modèle numérique permettant de prédire le comportement résiduel d'une structure composite courbe lorsque celle-ci a été endommagée par impact. Les différentes étapes permettant de réaliser ce modèle sont détaillées dans le chapitre suivant.

Chapitre 4

Modélisation numérique

Sommaire

4.1 Lois d'endommagement du pli 104
4.1.1 Modèle n^o1 : Type déformation maximale 105
4.1.2 Modèle n^o2 : Type déformation maximale avec découplage des effets 106
4.1.3 Modèle n^o3 (critère en contrainte) : Type Hashin-Rotem 3D . 107
4.1.4 Modèle n^o4 : Type Ambur 109
4.2 Lois d'endommagement de l'interface 110
4.2.1 Principe général des zones cohésives 111
4.2.2 Modèle de Tvergaard 111
4.2.3 Modèle de Crisfield 113
4.3 Identification des différents modèles 114
4.4 Conditions aux limites, éléments, maillage et séquence d'empilement 115
4.5 Modélisation des éprouvettes saines Ø600 116
4.5.1 Comparaison des lois d'endommagement du pli 117
4.5.2 Influence de la formulation de l'élement 118
4.5.3 Comparaison des temps de calcul 120
4.5.4 Influence de la finesse du maillage 121
4.5.5 Implémentation des zones cohésives 127
4.6 Modélisation des éprouvettes pré-impactées Ø600 129
4.6.1 Implémentation du dommage 129
4.6.2 Influence des zones cohésives dans le cas d'une éprouvette pré-endommagée 134
4.7 Application du modèle aux éprouvettes Ø300 136
4.7.1 Modélisation des éprouvettes Ø300 saines 136
4.7.2 Influence des zones cohésives dans le cas des éprouvettes Ø300 . 138
4.7.3 Modélisation des éprouvettes Ø300 pré-impactées 139
4.8 Sensibilité au pré-endommagement implémenté 142
4.8.1 Cas des éprouvettes Ø300 142
4.8.2 Cas des éprouvettes Ø600 144
4.8.3 Conclusions sur la sensibilité du comportement résiduel au pré-endommagement implémenté 145

4.9 Conclusions 147

Comme il l'a été décrit lors de la proposition d'une méthodologie pour l'établissement de règles de similitude (Figure 1.24), l'objectif de cette modélisation numérique est de permettre le passage d'une échelle de structures à une autre. La campagne d'essais de tolérance au dommage réalisée pour les deux échelles d'éprouvettes servira de base pour la réalisation et la validation de ce modèle. Dans un premier temps, celui-ci doit être recalé vis-à-vis des résultats expérimentaux obtenus sur éprouvettes saines. Le dommage est alors implémenté numériquement afin de prédire le comportement résiduel d'éprouvettes pré-impactées. Un nouveau recalage est alors effectué pour la validation du modèle. Chacune de ces étapes est détaillée dans ce chapitre.

La construction du modèle est fondée sur l'analyse progressive de la rupture. Cette rupture peut intervenir au sein du pli par des mécanismes tels que la rupture de fibres, la fissuration de la matrice ou bien encore la décohésion fibre-matrice. Elle peut également apparaître à l'interface entre deux plis par l'amorçage ou la propagation de délaminages. Pour cela, divers modèles de dégradation du pli et de l'interface sont selectionnés, implémentés dans le code par Eléments Finis ZéBuLoN (développé par l'ENSMP, l'ONERA, l'INSA de Rouen et NW Numerics) et comparés aux résultats expérimentaux pour aboutir au choix définitif d'un modèle permettant au mieux de décrire les phénomènes observés.

4.1 Lois d'endommagement du pli

Pour la construction d'un modèle de dégration progressive d'un stratifié, il est nécessaire : i) de choisir un (ou plusieurs) critère de rupture, ii) de proposer une cinétique de dégradation et iii) de déterminer quels sont les effets qu'entraîne l'amorçage d'un mécanisme d'endommagement (i.e. rupture de fibre, fissuration de la matrice ...) sur les propriétés élastiques.

Il existe un grand nombre d'approches pour décrire la rupture progressive d'un stratifié. Un état de l'art de celles-ci a notamment été présenté lors du World Wide Failure Exercise [Kaddour *et al.*, 2004]. Parmi les analyses progressives de la rupture des matériaux stratifiés que l'on peut trouver dans la littérature, on peut citer celles de : Laurin [Laurin *et al.*, 2007], Ambur [Ambur *et al.*, 2004], Bogetti [Bogetti *et al.*, 2004], Zinoviev [Zinoviev *et al.*, 2002], Puck [Puck et Shürmann, 2002], Tsai [Liu et Tsai, 1998], etc ... Elles sont basées sur différents critères de rupture (ex : Laurin et Ambur utilisent le multi-critère de Hashin-Rotem [Hashin et Rotem, 1973, Hashin, 1980], Bogetti [Bogetti *et al.*, 2004] un critère du type déformation maximale, Zinoviev [Zinoviev *et al.*, 2002] un critère de type contrainte maximale, Puck [Puck et Shürmann, 2002] un critère mixte ...).

Pour la réalisation de ce modèle de rupture progressive du pli, diverses combinaisons de critères et de cinétiques de dégradations seront comparées.

Le repère d'orthotropie du matériau suit les notations précisées Figure 4.1 où l'axe 1 correspond à l'axe longitudinal des fibres, l'axe 2 est perpendiculaire à l'axe 1 dans le plan et l'axe 3 correspond à la direction hors-plan.

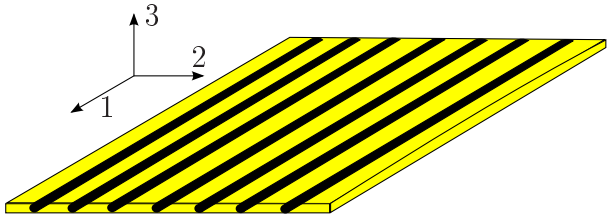


FIG. 4.1 – Dénomination des axes d'orthotropie

4.1.1 Modèle n^o1 : Type déformation maximale

Critère de rupture

Le critère de rupture choisi ici pour sa simplicité est un critère de type déformation maximale. Il s'écrit comme suit :

$$\frac{\varepsilon_{ij}^n}{\varepsilon_{ij}^R} = d_{ij}^n \tag{4.1}$$

où ε_{ij}^n est la déformation du matériau à l'incrément n, et ε_{ij}^R la déformation maximale admissible dans la direction considérée ij (i et j varient de 1 à 3 et correspondent aux axes d'orthotropie du matériau). La rupture apparaît si $d_{ij}^n \geq 1$.

Dans le choix de ce critère, il est important de noter que quel que soit $\varepsilon_{ij} < 0$, alors $d_{ij} < 1$. Il n'y a donc jamais de rupture en compression. Cette formulation constitue bien sûr une hypothèse forte.

Cinétique de dégradation

La cinétique de dégradation, qui gère la façon dont les propriétés élastiques sont affectées par le critère, suit dans ce cas la loi décrite par l' équation 4.2.

$$E_{ij} = \frac{E_{ij}^{n+1} - E_{ij}^n}{\varepsilon_{ij}^{n+1} - \varepsilon_{ij}^n} \times (\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^n) + E_{ij}^n \tag{4.2}$$

Ainsi, pour chaque direction ij, à un instant t compris entre l'incrément n et $n+1$, le module d'élasticité E_{ij} dépend de sa valeur à l'incrément n, de sa valeur à l'incrément $n+1$ et de la déformation ε_{ij} à ces trois instants. Le but consiste à renseigner, au préalable, un ensemble de points pour lesquels le module d'élasticité E_{ij} prend une valeur particulière en fonction de la déformation associée (cf Figure 4.2).

Dans l'exemple illustré sur cette figure, le module E_{ij} conserve sa valeur initiale E_{ij}^0 jusqu'à ce que la déformation ε_{ij} atteigne la valeur ε_{ij}^α. Au-delà ce cette valeur, si la déformation ε_{ij} augmente, ce module décroît de façon linéaire jusqu'à une valeur résiduelle E_{ij}^R associée à une déformation ε_{ij}^β. En pratique, E_{ij}^R est choisi négligeable devant la valeur initiale E_{ij}^0 mais différent de 0 afin d'éviter des problèmes de non-convergence du calcul. Lorsque la déformation ε_{ij} atteint la valeur ε_{ij}^β, le module d'élasticité conserve la valeur E_{ij}^R et ce quel que soit le chargement imposé par la suite. Cette condition évite la cicatrisation numérique du matériau lors d'une diminution de la déformation.

Pour cette étude, ε_{ij}^α sera pris égale à la déformation maximale admissible donnée pour ce matériau ε_{ij}^R. Le choix de la valeur de ε_{ij}^β conditionne à la fois la nature de la rupture mais aussi la convergence du calcul. En effet, plus ε_{ij}^β est proche de ε_{ij}^α et plus la rupture intervient subitement mais plus la convergence est difficile à obtenir. Un compromis doit donc être fait entre rapidité de convergence et reproduction des phénomènes physiques.

Dans le cas étudié, ε_{ij}^{β} est pris égale à $\varepsilon_{ij}^{\alpha}$+10 μdef. quelle que soit la direction considérée. A titre d'exemple, pour la composante ε_{11}, cette augmentation de $10\mu def$ représente $0,07\%$ de $\varepsilon_{11}^{\alpha}$ et pour la composante ε_{22}, $0,17\%$.

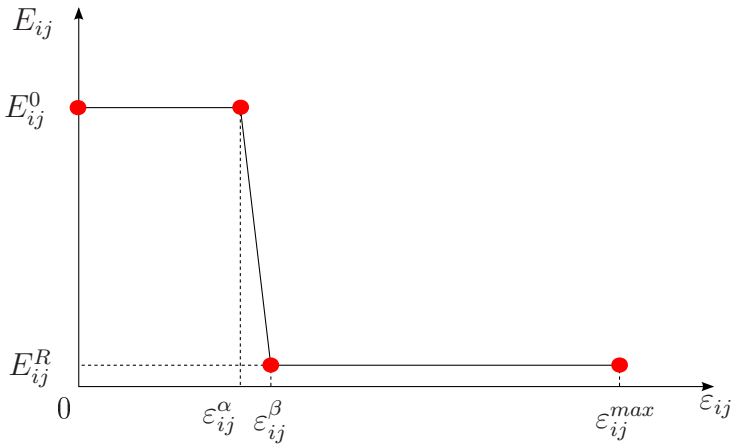


FIG. 4.2 – Variation des propriétés élastiques (Modèle n^o1)

Effet des mécanismes d'endommagement sur les propriétés élastiques

Afin de déterminer les effets qu'engendrent les mécanismes d'endommagement sur les propriétés élastiques, deux types de mode de rupture sont considérés. Ils s'inspirent du critère de Hashin-Rotem [Hashin et Rotem, 1973] qui sera détaillé plus loin et sont : i) la rupture en mode fibre, ii) la rupture en mode inter-fibre.

Lorsque la rupture intervient en mode fibre, seul le module E_{11} est affecté et tend vers sa valeur résiduelle. En mode inter-fibre, si le critère est activé pour l'une des directions associées à ce mode, alors elles tendent toutes vers leur valeur résiduelle. Ces considérations sont récapitulées dans le tableau 4.1.

Pas de rupture	Rupture en mode fibre	Rupture en mode inter-fibre
E_{11}	$E_{11} = E_{11}^{R}$	E_{11}
E_{22}	E_{22}	$E_{22} = E_{22}^{R}$
E_{33}	E_{33}	$E_{33} = E_{33}^{R}$
G_{12}	G_{12}	$G_{12} = G_{12}^{R}$
G_{13}	G_{13}	$G_{13} = G_{13}^{R}$
G_{23}	G_{23}	$G_{23} = G_{23}^{R}$

TAB. 4.1 – Evolution des propriétés élastiques selon le mécanisme d'endommagement activé (Modèle n^o1)

4.1.2 Modèle n^o2 : Type déformation maximale avec découplage des effets

Critère de rupture

Le critère utilisé pour cette modélisation est identique au précédent. Il s'agit du même critère écrit en déformation maximale qui ne détecte pas non plus la rupture en compression.

Cinétique de dégradation

Dans ce cas la cinétique de dégradation diffère du modèle n^o1. Ici, il ne s'agit pas de renseigner de multiples points liant le module d'élasticité E_{ij} à la déformation correspondante. Pour l'application de ce modèle, l'utilisateur doit simplement déterminer les valeurs de E^0_{ij}, E^R_{ij} et ε^R_{ij}. La dégradation des propriétés élastiques s'effectue alors brutalement à savoir que dès que la déformation ε_{ij} atteint la déformation ultime ε^R_{ij}, le module d'élasticité chute instantanément de E^0_{ij} à E^R_{ij} (cf. Figure 4.3). Pour les mêmes raisons que celles évoquées pour le modèle n^o1, une fois cette valeur atteinte, le module la conserve quel que soit le chargement appliqué par la suite.

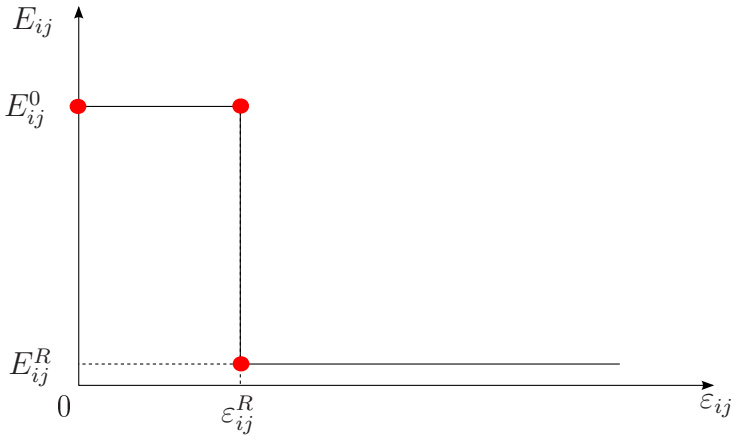


FIG. 4.3 – Variation des propriétés élastiques (Modèle n^o2)

Effet des mécanismes d'endommagement sur les propriétés élastiques

Contrairement à tous les autres modèles proposés dans cette étude, cette modélisation est la seule dont les caractéristiques élastiques varient indépendamment les unes des autres. Ainsi, si le critère est activé pour la composante ε_{ij}, cela entraîne uniquement une chute du module d'élasticité E_{ij}, les autres n'étant pas affectés. Cette spécificité, inapplicable dans le cas du modèle n^o1 pour des raisons de convergence, ne pose pas de problème de cet ordre ici.

4.1.3 Modèle n^o3 (critère en contrainte) : Type Hashin-Rotem 3D

Critère de rupture

Le critère utilisé ici est le multi-critère de Hashin-Rotem [Hashin et Rotem, 1973] écrit en trois dimensions. Celui-ci distingue deux principaux modes de rupture : i) la rupture en mode fibre décrite par un critère de type contrainte maximale en compression (éq. 4.4) et quadratique en traction (éq. 4.3), ii) la rupture en mode inter-fibre décrite par un critère quadratique (éq. 4.5 et 4.6). Pour chaque type de rupture, il propose une formulation différente en traction et en compression. La formulation de ce multi-critère écrit en 3D est la suivante :

Rupture en mode fibre :

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \frac{1}{S_c^2}\left(\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2\right) = d_1 \quad \text{pour} \quad \sigma_{11} > 0 \tag{4.3}$$

et

$$\frac{|\sigma_{11}|}{X_c} = d_1 \quad \text{pour} \quad \sigma_{11} < 0 \tag{4.4}$$

où X_t est la contrainte à rupture en traction et X_c la contrainte à rupture en compression dans le sens fibre. Il est intéressant de noter que la rupture en mode fibre dépend également, dans le cas de la traction, des contraintes de cisaillement plan τ_{12} et transverse τ_{13}.

Rupture en mode inter-fibre :

$$\frac{1}{Y_t^2}\left(\sigma_{22}+\sigma_{33}\right)^2 + \frac{1}{S_c^2}\left(\tau_{12}^2+\tau_{13}^2\right) + \frac{1}{S_t^2}\left(\tau_{23}^2-\sigma_{22}\sigma_{33}\right) = d_2 \quad \text{pour} \quad \left(\sigma_{22}+\sigma_{33}\right) > 0 \tag{4.5}$$

et

$$\frac{1}{Y_c}\left[\left(\frac{Y_c}{2S_t}\right)^2 - 1\right]\left(\sigma_{22}+\sigma_{33}\right) + \frac{1}{4S_t^2}\left(\sigma_{22}+\sigma_{33}\right)^2 + \frac{1}{S_c^2}\left(\tau_{12}^2+\tau_{13}^2\right) = d_2 \quad \text{pour} \quad \left(\sigma_{22}+\sigma_{33}\right) < 0 \tag{4.6}$$

où Y_t et Y_c sont les contraintes à rupture dans la direction transverse en traction et en compression. S_t est égale à la contrainte à rupture en cisaillement transverse (associée à τ_{23}) et S_c la contrainte à rupture en cisaillement plan et en cisaillement transverse (associée à τ_{13}). Ces équations 4.5 et 4.6 conditionnent à la fois la rupture de la matrice par les contraintes normales σ_{22} et σ_{33} et par la contrainte de cisaillement transverse τ_{23} et la rupture en cisaillement fibre-matrice par les contraintes τ_{12} et τ_{13}.

Cinétique de dégradation

La manière dont les propriétés élastiques changent de valeur pour cette modélisation est identique au modèle précédent et celle-ci est illustrée Figure 4.4). Dès que la variable d'endommagement d_k - nulle au début du chargement - atteint la valeur 1, alors le module d'élasticité (nous verrons le(s)quel(s) par la suite) passe de sa valeur initiale E_{ij}^0 à sa valeur résiduelle E_{ij}^R instantanément. Comme précédemment, une fois que la valeur E_{ij}^R est atteinte, celle-ci est définitive.

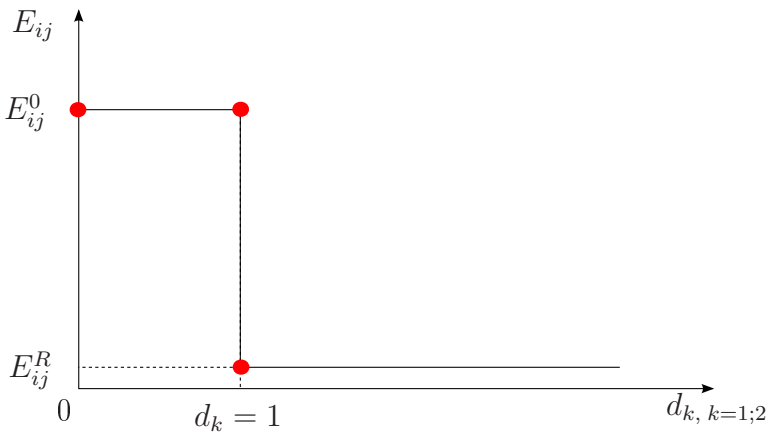


FIG. 4.4 – Variation des propriétés élastiques (Modèle n^o3)

Effet des mécanismes d'endommagement sur les propriétés élastiques

Etant donné que le modèle n^o1 s'inspire du multi-critère de Hashin-Rotem concernant la distinction des deux modes de rupture, les effets de l'activation du critère sont identiques entre ces deux modèles. Ainsi, si la variable d'endommagement d_1 atteint 1, alors il y a rupture en mode fibre et seul le module E_{11} passe à sa valeur résiduelle. Si d_i avec $i \neq 1$ atteint 1, alors la rupture en mode inter-fibre engendre la variation de tous les modules d'élasticité excepté E_{11}. Ces considérations sont récapitulées dans le tableau 4.2.

Pas de rupture	Rupture en mode fibre ($d_1 \geq 1$)	Rupture en mode inter-fibre ($d_2 \geq 1$)
E_{11}	$E_{11} = E_{11}^R$	E_{11}
E_{22}	E_{22}	$E_{22} = E_{22}^R$
E_{33}	E_{33}	$E_{33} = E_{33}^R$
G_{12}	G_{12}	$G_{12} = G_{12}^R$
G_{13}	G_{13}	$G_{13} = G_{13}^R$
G_{23}	G_{23}	$G_{23} = G_{23}^R$

TAB. 4.2 – Evolution des propriétés élastiques selon le mécanisme d'endommagement activé (Modèle n^o3)

4.1.4 Modèle n^o4 : Type Ambur

Critère de rupture

Ambur [Ambur *et al.*, 2004] a proposé une modélisation progressive de la rupture en compression de plaques courbes composites qui reprend une partie du modèle proposé par Chang et Lessard [Chang et Lessard, 1991]. Fondé sur le modèle de Hashin [Hashin, 1980], celui-ci complète les différents mode de rupture proposés par Hashin en découplant la rupture en mode inter-fibre par la fissuration de la matrice et la rupture en cisaillement fibre-matrice. Sa formulation est la suivante :

Rupture en mode fibre :

$$e_f = \frac{\sigma_{11}}{X_t} \quad \text{pour} \quad \sigma_{11} > 0 \tag{4.7}$$

$$e_f = \frac{-\sigma_{11}}{X_c} \quad \text{pour} \quad \sigma_{11} < 0 \tag{4.8}$$

Fissuration de la matrice :

$$e_m^2 = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{c12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{c13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{c23}}\right)^2 \quad \text{pour} \quad \sigma_{22} > 0 \tag{4.9}$$

$$e_m^2 = \frac{\sigma_{22}}{Y_c}\left[\left(\frac{Y_c}{2S_{c23}}\right)^2 - 1\right] + \left(\frac{\sigma_{22}}{2S_{c23}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{c12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{c13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{c23}}\right)^2 \quad \text{pour} \quad \sigma_{22} < 0 \tag{4.10}$$

Rupture en cisaillement fibre-matrice :

$$e_s^2 = \left(\frac{\tau_{12}}{S_{c12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{c13}}\right)^2 \quad \text{pour} \quad \sigma_{11} > 0 \tag{4.11}$$

$$e_s^2 = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{c12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{c13}}\right)^2 \quad \text{pour} \quad \sigma_{11} < 0 \tag{4.12}$$

Pour cette étude, nous admettrons que : $S_{c12} = S_{c13} = S_c$ et $S_{c23} = S_t$.
e_f, e_m^2 et e_s^2 sont les variables qui quantifient l'endommagement dans le mode considéré.

Cinétique de dégradation

La cinétique de dégradation utilisée par Ambur est celle décrite dans le cas du modèle n^o3 basé sur le critère de Hashin-Rotem.

Effet des mécanismes d'endommagement sur les propriétés élastiques

Selon le mode de rupture activé (i.e. rupture en mode fibre (si $e_f \geq 1$), fissuration de la matrice (si $e_m^2 \geq 1$) ou rupture en cisaillement fibre-matrice (si $e_s^2 \geq 1$)), différents modules d'élasticité sont affectés ainsi que le coefficient de Poisson ν_{12}. N'ayant pas d'information complémentaire concernant le coefficient de Poisson ν_{23}, celui-ci ne sera pas dégradé. Les effets des modes de rupture sur les propriétés élastiques sont présentés Tableau 4.3.

Il est intéressant de noter que lorsque la rupture intervient en mode fibre, tous les modules prennent leur valeur résiduelle. Ce mode de rupture mène donc à la rupture globale du pli.

Pas de rupture	Rupture en mode fibre	Rupture en mode inter-fibre	
$((e_m^2 < 1)$ & $(e_s^2 < 1)$ & $(e_f < 1))$	$(e_f \geq 1)$	Fissuration de la matrice $(e_m^2 \geq 1)$	Rupture en cisaillement fibre-matrice $(e_s^2 \geq 1)$
E_{11}	$E_{11} = E_{11}^R$	E_{11}	E_{11}
E_{22}	$E_{22} = E_{22}^R$	$E_{22} = E_{22}^R$	E_{22}
ν_{12}	$\nu_{12} = \nu_{12}^R$	$\nu_{12} = \nu_{12}^R$	$\nu_{12} = \nu_{12}^R$
G_{12}	$G_{12} = G_{12}^R$	G_{12}	$G_{12} = G_{12}^R$
G_{13}	$G_{13} = G_{13}^R$	G_{13}	$G_{13} = G_{13}^R$
G_{23}	$G_{23} = G_{23}^R$	G_{23}	G_{23}

TAB. 4.3 – Evolution des propriétés élastiques selon le mécanisme de d'endommagement activé (Modèle n^o4)

4.2 Lois d'endommagement de l'interface

Les multiples délaminages observés lors de l'analyse post-mortem des éprouvettes (saines et impactées) amenées à rupture en traction quasi-statique ont permis de conclure sur la nécessité de prendre en compte l'endommagement de l'interface entre deux plis. D'autre part, lors de l'expertise du dommage généré par impact, il a été observé que ce mécanisme d'endommagement était bien présent. Bien que confiné dans une zone située au

centre de l'éprouvette, il est envisageable qu'il se propage lors des essais destructifs. L'un des moyens les plus utilisés pour prendre en compte la dégradation de l'interface est l'implémentation de zones cohésives [Mi *et al.*, 1998, Elder *et al.*, 2004, Pinho *et al.*, 2006].

4.2.1 Principe général des zones cohésives

Considérons deux éléments (1 et 2 Figure 4.5) représentant deux plis d'un stratifié. L'interface entre ces deux plis, dans le cadre d'une modélisation sans zone cohésive, est considérée comme étant infiniment rigide. Pour prendre en compte la dégradation de cette interface, un élément cohésif, d'épaisseur nulle avant le chargement, est placé entre les deux élements 1 et 2. En lui attribuant une loi de comportement appropriée, celui-ci gère le déplacement de deux nœuds en vis-à-vis selon trois modes (Figure 4.6) : le mode d'ouverture (Mode I) et les modes de cisaillement (Modes II et III).

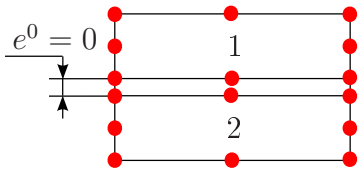


FIG. 4.5 – Principe des zones cohésives

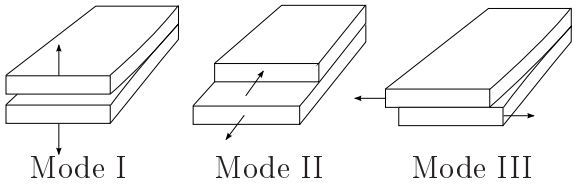


FIG. 4.6 – Modes de rupture fondamentaux

Il existe de nombreux modèles de zones cohésives dans la littérature. Pour cette étude, il a été choisi d'en utiliser et d'en comparer deux : le modèle de Tvergaard-Needleman [Needleman, 1987, Tvergaard, 1989] et le modèle de Crisfield [Mi *et al.*, 1998]. Ils sont détaillés au paragraphe suivant.

4.2.2 Modèle de Tvergaard

Le modèle de Tvergaard [Tvergaard, 1989] présenté ici est une généralisation du modèle de Needleman [Needleman, 1987].

Pour ce modèle, l'évolution de l'endommagement de l'interface est décrite par la variable d'endommagement λ définie telle que :

$$\lambda = \sqrt{\left(\frac{\langle U_n \rangle}{\delta_n}\right)^2 + \left(\frac{U_t}{\delta_t}\right)^2} \tag{4.13}$$

où δ_n et δ_t sont les valeurs maximales admissibles associées respectivement au déplacement en pure mode d'ouverture U_n et en mode pur de cisaillement U_t. $\langle U_n \rangle$ prend la valeur U_n si $U_n > 0$ et 0 si $U_n \leq 0$. Cette dernière condition permet de considérer que le déplacement négatif normal ne contribue pas à l'endommagement de l'interface. Avec cette formulation de la variable d'endommagement, il est intéressant de noter que la dégradation de l'interface combine à la fois les dommages induits en mode normal (mode I) et en mode tangentiel (mode II et III). L'hypothèse est faite, dans ce cas, que le mode tangentiel est isotrope.

Les contraintes T_n et T_t associées respectivement aux déplacements U_n et U_t s'écrivent de la manière suivante :

$$T_n = \frac{U_n}{\delta_n} F(\lambda) \tag{4.14}$$

et

$$T_t = \alpha \frac{U_t}{\delta_t} F(\lambda) \tag{4.15}$$

avec $F(\lambda) = \frac{27}{4}\sigma_{max}(1-\lambda)^2$ pour $0 \leq \lambda \leq 1$.

σ_{max} et $\alpha.\sigma_{max}$ sont respectivement les contraintes maximales d'ouverture normale et tangentielle.

Connaissant ces contraintes maximales ainsi que les valeurs des taux de restitution d'énergie critique (G_{Ic}, G_{IIc} ou G_{IIIc}), l'identification des paramètres δ_n et δ_t de ce modèle s'effectue par la relation :

$$G_{Ic} = \int_0^{\delta_n} T_n dU_n = \frac{9}{16}\delta_n \sigma_{max} \tag{4.16}$$

et

$$G_{IIc} = \int_0^{\delta_t} T_t dU_t = \frac{9}{16}\delta_t \alpha \sigma_{max} \tag{4.17}$$

En considérant chacun des modes d'ouverture indépendamment (i.e. $\lambda = \frac{\langle U_n \rangle}{\delta_n}$ en pur mode I et $\lambda = \frac{U_t}{\delta_t}$ en pur mode II ou III), l'allure de l'évolution de la contrainte d'ouverture en fonction du déplacement associé est présentée en mode normal (Figure 4.7) et en mode tangentiel (Figure 4.8). Le taux de restitution d'énergie critique pour chaque mode (G_{Ic}, G_{IIc} et G_{IIIc}) est égal à la surface grisée.

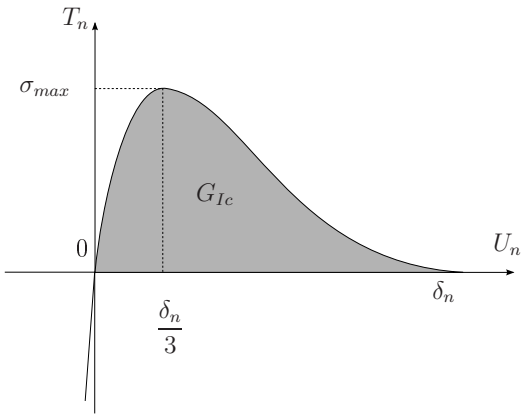


FIG. 4.7 – Modèle de Tvergaard (Mode I)

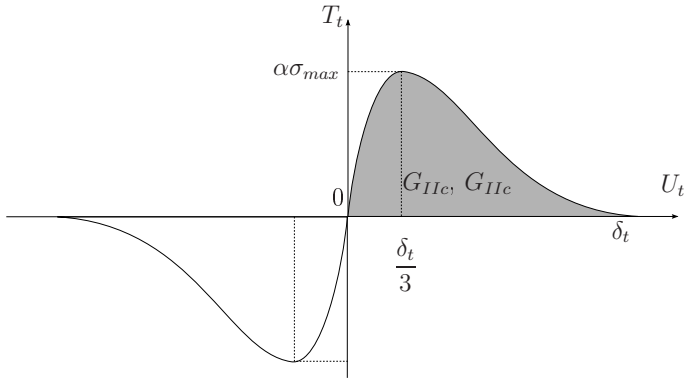


FIG. 4.8 – Modèle de Tvergaard (Modes II et III)

Afin d'éviter les problèmes d'interpénétration des éléments en mode de I lorsque le déplacement est négatif, une pénalisation peut être attribuée à la raideur de l'interface sous sollicitation normale de compression. Ainsi, si K_n est la raideur intiale de l'interface en traction, alors on définit la raideur de compression telle que :

$$K_c = \alpha_c K_n \tag{4.18}$$

où α_c est supérieur ou égal à 1.

4.2.3 Modèle de Crisfield

Le modèle de Crisfield [Mi *et al.*, 1998], contrairement au modèle de Tvergaard, propose une évolution bilinéaire de la contrainte en fonction du déplacement associé. En pur mode d'ouverture (Mode I) cette évolution est présentée sur la Figure 4.9 et en pur mode de cisaillement (Mode II ou III) sur la Figure 4.10.

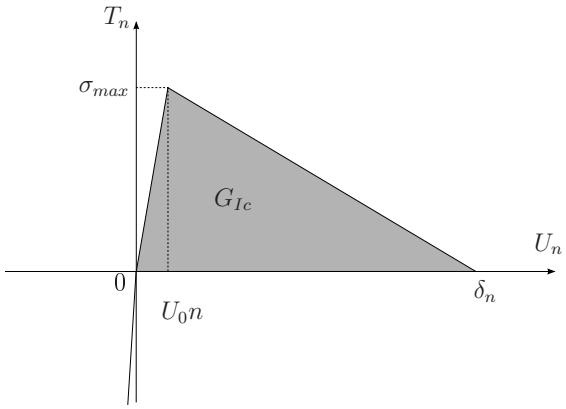


FIG. 4.9 – Modèle de Crisfield (Mode I)

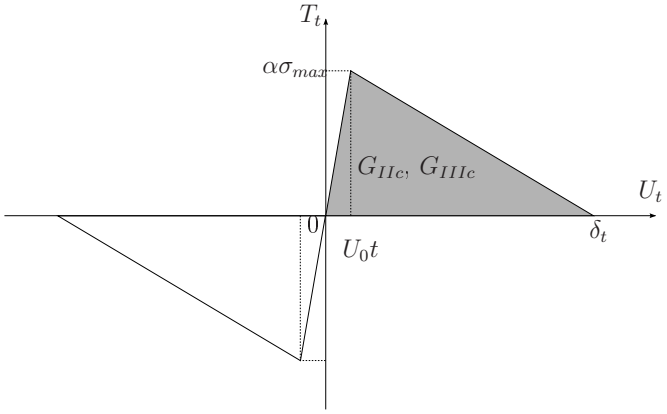


FIG. 4.10 – Modèle de Crisfield (Modes II et III)

Pour ce modèle, on peut également décrire l'évolution de l'endommagement de l'interface par la variable d'endommagement λ définie par l'équation 4.13.

Les relations liant des contraintes T_n et T_t aux déplacements associés U_n et U_t sont celles présentées lors de la description du modèle de Tvergaard (équations 4.14 et 4.15). En revanche, dans ce cas, la fonction $F(\lambda)$ est ici définie par :

$$F(\lambda) = \sigma_{max}\frac{\delta}{U_0} \qquad \text{pour} \qquad 0 \leq \lambda \leq \sqrt{\left(\frac{U_0 n}{\delta_n}\right)^2 + \left(\frac{U_0 t}{\delta_t}\right)^2} \tag{4.19}$$

et

$$F(\lambda) = \sigma_{max}\frac{1-\lambda}{\lambda\left(1-\dfrac{U_0}{\delta}\right)} \qquad \text{pour} \qquad \sqrt{\left(\frac{U_0 n}{\delta_n}\right)^2 + \left(\frac{U_0 t}{\delta_t}\right)^2} \leq \lambda \leq 1 \tag{4.20}$$

U_0 est le déplacement associé à la contrainte maximale dans le mode considéré. L'influence de la valeur U_0 a été discutée par son auteur. Selon Crisfield, le choix de U_0 n'est pas important à partir du moment où il est suffisament petit devant δ. Pour cette étude il sera pris arbitrairement égal à $\dfrac{\delta}{2} \times 10^{-1}$.

Connaissant ces contraintes maximales ainsi que les valeurs des taux de restitution d'énergie critique (G_{Ic}, G_{IIc} ou G_{IIIc}), l'identification des paramètres δ_n et δ_t de ce modèle s'effectue par les relations :

$$G_{Ic} = \int_0^{\delta_n} T_n dU_n = \frac{1}{2}\delta_n \sigma_{max} \tag{4.21}$$

et

$$G_{IIc} = \int_0^{\delta_t} T_t dU_t = \frac{1}{2}\delta_t \alpha \sigma_{max} \tag{4.22}$$

La pénalisation sous sollicitation normale de compression sera attribuée de la même manière que pour le modèle de Tvergaard (cf. équation 4.18).

4.3 Identification des différents modèles

Les propriétés mécaniques identifiées pour le pli unidirectionnel utilisé sont présentées dans ce paragraphe (source Snecma Propulsion Solide) pour un taux de fibres compris entre 57% et 63%.

La loi de comportement du matériau est choisie linéaire élastique endommageable. Le Tableau 4.4 présente les paramètres élastiques du pli UD.

$E_{11}(GPa)$	$E_{22} = E_{33}\ (GPa)$	$G_{12} = G_{13}\ (GPa)$	$G_{23}(GPa)$	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}
165 ± 10	$7,1 \pm 0,5$	$3,9 \pm 0,3$	$2,2 \pm 0,16$	$0,39 \pm 0,03$	$0,29 \pm 0,07$	$0,58 \pm 0,05$

TAB. 4.4 – Paramètres élastiques du pli

A noter que G_{23} a été déterminé par le calcul grâce à la formule :

$$G_{23} = \frac{E_2}{2(1+\nu_{23})} \tag{4.23}$$

Les paramètres de rupture nécessaires à l'application des divers critères utilisés sont présentés dans le Tableau 4.5.

$X_t(MPa)$	$\varepsilon^R_{11t}(\%)$	$Y_t(MPa)$	$\varepsilon^R_{22t} = \varepsilon^R_{33t}(\%)$	$S_c(MPa)$	$\gamma^R_{12} = \gamma^R_{13}\ (\%)$	$S_t(MPa)$	$\gamma^R_{23}(\%)$
2610 ± 130	$1,5 \pm 0,1$	38 ± 8	$0,58 \pm 0,16$	31	1	22	1

TAB. 4.5 – Paramètres de rupture du pli

De par le manque d'informations concernant les propriétés élastiques du pli en compression, nous avons choisi des valeurs de contraintes à rupture identiques en traction et en compression (i.e. $X_t = X_c$ et $Y_t = Y_c$). Cette hypothèse forte est admise ici puisqu'on peut suspecter que dans un essai de traction, les contraintes locales de compression pouvant intervenir influent peu sur la rupture globale de l'éprouvette vis-à-vis des autres contraintes (i.e. traction et cisaillement).

De plus, γ^R_{23} a été supposé identique à γ^R_{12} et S_t est calculé par :

$$S_t = G_{23}\gamma^R_{23} \tag{4.24}$$

Concernant les propriétés de l'interface, elles sont précisées Tableau 4.6. Pour ce matériau, les données nécessaires à l'identification des modèles d'interface sont insuffisantes. Aussi, diverses hypothèses fortes ont dû être émises en première approche. Il a été choisi de prendre σ_{max} proche de la limite à la rupture du pli UD dans la direction transverse Y_t. D'autre part, la valeur de G_{Ic} est un ordre de grandeur. Les valeurs de δ_{max} sont issues du calcul. Enfin, ces valeurs ont été supposées identiques selon les trois modes I, II et III.

				Modèle de Crisfield		Modèle de Tvergaard
$\sigma_{max}(MPa)$	$G_c(J.mm^{-2})$	α	α_c	$U_0\ (mm)$	$\delta(mm)$	$\delta(mm)$
40	400	1	1	10^{-6}	2.10^{-5}	$1,78.10^{-5}$

TAB. 4.6 – Paramètres de rupture de l'interface

4.4 Conditions aux limites, éléments, maillage et séquence d'empilement

La géométrie des éprouvettes modélisées ainsi que les conditions aux limites sont spécifiées Figure 4.11. Concernant la géométrie, l'épaisseur et le rayon de courbure varient selon l'échelle considérée : pour les éprouvettes Ø300 le rayon de courbure effectif est de 139 mm pour une épaisseur de $3,27$ mm et pour les éprouvettes Ø600 le rayon de courbure effectif est de 278 mm et l'épaisseur est égale à $6,54$ mm. La longueur modélisée pour les deux échelles est de 125 mm et correspond à la partie utile de l'éprouvette (i.e. entre les talons).

Afin de simuler au mieux les essais de traction quasi-statique, l'une des extrémités de l'éprouvette est encastrée et tous les nœuds y sont bloqués en translation. Les nœuds présents sur l'autre extrémité sont bloqués en translation selon deux directions (U_2 et U_3) et le déplacement δ est imposé selon la troisième direction U_1.

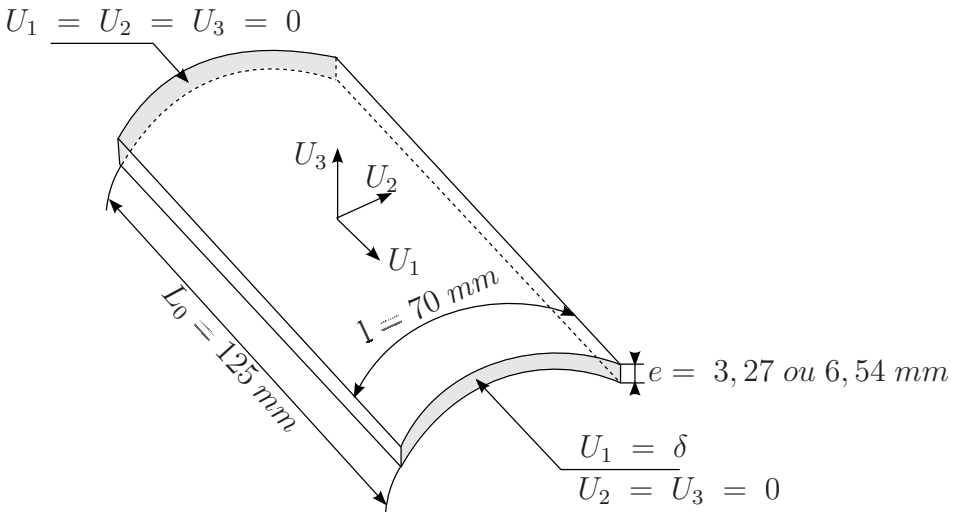


FIG. 4.11 – Géometrie et conditions aux limites

Dans un premier temps les éléments utilisés sont les éléments C3D16 du code par Eléments Finis ZéBuLoN (Figure 4.12). Ces éléments sont des éléments multicouches volumiques (1 élément sur l'épaisseur du stratifié) quadratiques en surface et linéaires dans l'épaisseur. Pour les calculs réalisés avec ce type d'éléments, 2 plans de points de Gauss par pli et 4 points de Gauss par plan ont été utilisés. Une sensibilité à la nature de l'élément choisi sera discutée par la suite.

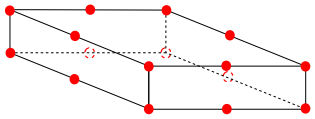


FIG. 4.12 – Element C3D16

Le maillage utilisé pour ces premiers calculs est présenté Figure 4.13. Celui-ci est assez grossier afin de réduire les temps de calcul. Cependant, étant donné que les lois d'endommagement du pli sont généralement dépendantes de la taille des éléments, une étude de sensibilité à la finesse du maillage sera présentée par la suite.

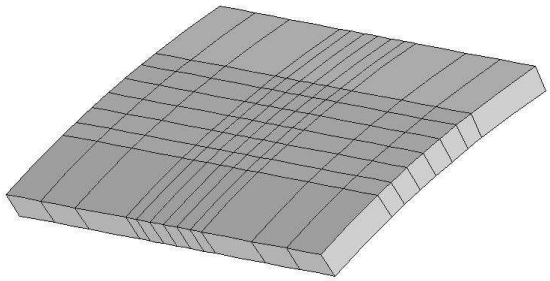


FIG. 4.13 – Maillage A

Concernant la séquence d'empilement, elle a été simplifiée vis-à-vis de la stratification réelle des éprouvettes. En effet, alors que l'éprouvette expérimentale présente des strates longitudinales où les fibres sont orientées selon $\pm 20^o$ en alternance, l'éprouvette numérique est consituée pour une part de différentes strates longitudinales orientées selon $+20^o$ ou -20^o comme le présentent les Figures 4.14 et 4.15. Sur ces figures sont précisées l'orientation des fibres ainsi que l'épaisseur de chaque strate. n est égal à 1 pour les éprouvettes Ø300 et 2 pour les éprouvettes Ø600.

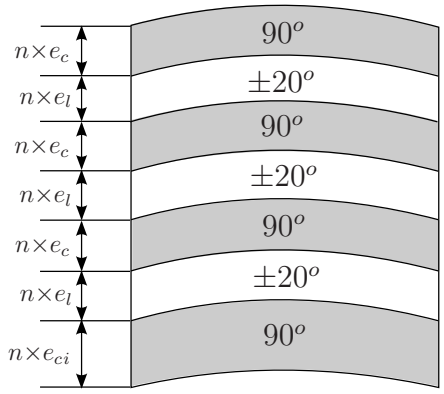


FIG. 4.14 – Stratification de l'éprouvette expérimentale

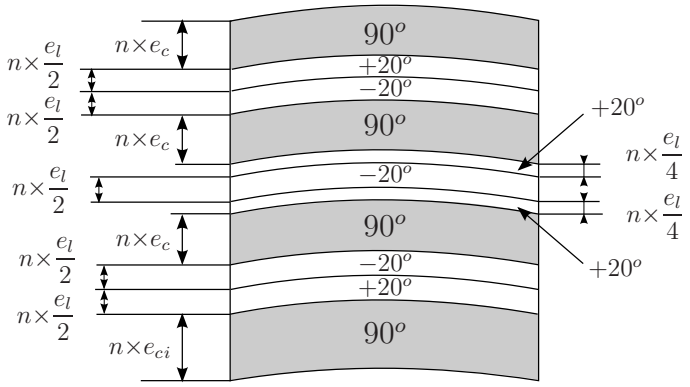


FIG. 4.15 – Stratification de l'éprouvette numérique

Le stratifié ne présente pas de symétrie miroir à cause de l'épaisseur de la strate circonférentielle intérieure (e_{ci}) qui est supérieure à celle des autres (e_c). Cependant, le choix de la stratification de l'éprouvette numérique a été fait en essayant de conserver un maximum de symétries par rapport au plan moyen afin de faciliter sa modélisation.

4.5 Modélisation des éprouvettes saines Ø600

La modélisation s'effectue dans un premier temps sur les éprouvettes saines. Le dommage induit par impact sera implémenté par la suite afin de déterminer la tenue résiduelle d'une éprouvette pré-impactée. Etant donné que l'échelle d'éprouvettes qui présente le moins de dispersion est celle associée aux éprouvettes Ø600, ce modèle est conçu et validé à partir de ces résultats expérimentaux.

4.5.1 Comparaison des lois d'endommagement du pli

Les courbes présentées dans ce paragraphe représentent l'évolution de la contrainte normale dans l'axe de sollicitation en fonction de l'allongement relatif. Concernant la contrainte, elle est déterminée par le calcul de la réaction aux nœuds appartenant à la face où l'on vient appliquer le déplacement (cf. Figure 4.11). Cette dernière est ensuite divisée par la section initale de l'éprouvette ($\sigma_{xx} = \frac{F}{S_0}$). L'allongement relatif associé est calculé en divisant le déplacement imposé par la longueur initiale de l'éprouvette ($\frac{\Delta L}{L_0} = \frac{\delta}{L_0}$).

La Figure 4.16 présente les résultats obtenus avec les différents modèles et le même type d'éléments (C3D16). La contrainte moyenne à rupture déterminée expérimentalement est représentée par une droite horizontale. En toute rigueur, il conviendrait de parler de flux d'effort à la rupture - pour les raisons évoquées précédemment - plutôt que de contrainte à rupture expérimentale. Pour ce chapitre numérique, nous utiliserons le terme de contrainte pour la comparaison avec les résultats issus de cette modélisation par éléments finis. Quel que soit le modèle utilisé, la contrainte à rupture prédite outre-passe largement la valeur expérimentale. Cependant, un plateau, où la contrainte reste constante, est observé et se situe au même niveau pour chaque modèle. Sa valeur est proche de la contrainte expérimentale.

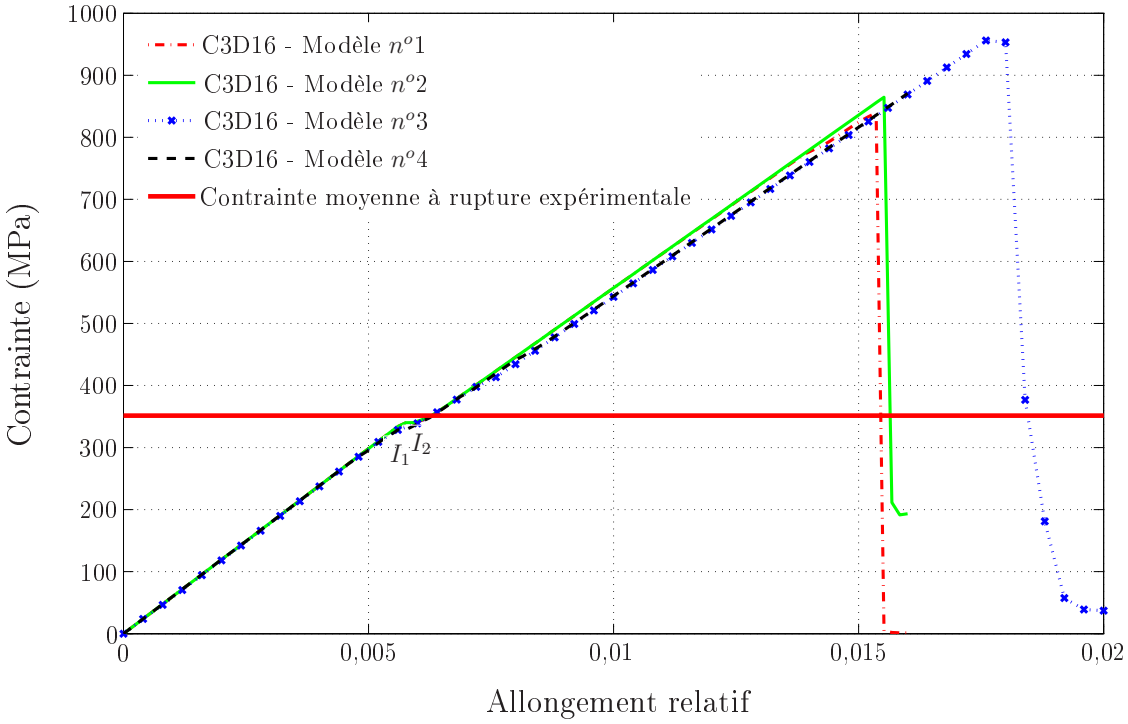


FIG. 4.16 – Influence de la loi d'endommagement du pli avec un élément du type C3D16

Cet évènement dans l'évolution de la contrainte est associé à la rupture en mode inter-fibre (Figures 4.17 et 4.18). L'observation de la variable d'endommagement associée à ce mode de rupture (présentée ici dans le cas du modèle n^o1) montre que la rupture des strates circonférentielles en mode inter-fibre est responsable de l'apparition de ce plateau en contrainte.

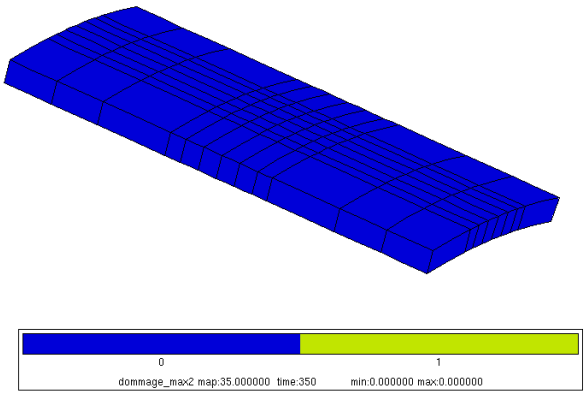


FIG. 4.17 – Variable d'endommagement associée au mode inter-fibre avant rupture (point I_1 Figure 4.16) (élement C3D16 - Modèle n^o1)

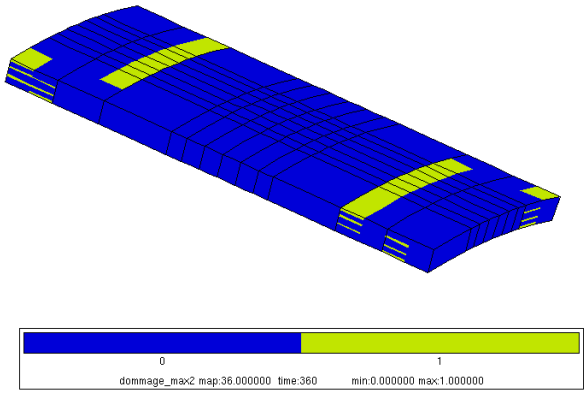


FIG. 4.18 – Variable d'endommagement associée au mode inter-fibre après rupture (point I_2 Figure 4.16) (élement C3D16 - Modèle n^o1)

La rupture en mode-interfibre, dans le cas du modèle n^o1 par exemple, apparaît lorsque une (ou plusieurs) déformations (ou glissements) parmi ε_{22}, ε_{33}, γ_{12}, γ_{13}, γ_{23} atteint la déformation maximale admissible. Une observation particulière de chaque déformation montre qu'il s'agit de ε_{22}.

4.5.2 Influence de la formulation de l'élement

Afin d'accroître la précision du modèle, il a été choisi d'étudier l'influence de la formulation de l'élément. Ainsi, trois types d'éléments différents ont été testés et confrontés : i) l'élément C3D16 (Figure 4.19) présenté précédemment, ii) l'élément C3D8 (Figure 4.20) linéaire en surface et dans l'épaisseur et iii) l'élément C3D20 (4.21) quadratique en surface et dans l'épaisseur. Par définition monocouches, les éléments volumiques C3D8 et C3D20 ont nécessité leur utilisation pour chaque couche du stratifié (i.e. un élément = une épaisseur de strate). Cela implique donc la mise en œuvre d'un plus grand nombre d'éléments influençant d'autant le temps de calcul. Une comparaison de ce temps de calcul sera présentée plus loin.

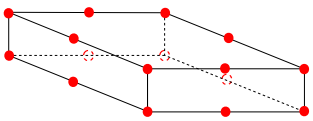


FIG. 4.19 – Elément C3D16

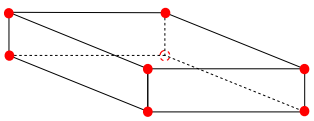


FIG. 4.20 – Elément C3D8

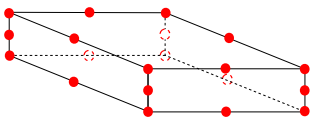


FIG. 4.21 – Elément C3D20

L'élément C3D8

Les résultats obtenus en utilisant l'élément C3D8 pour chaque modèle sont présentés Figure 4.22. La contrainte moyenne à rupture expérimentale est représentée de la même manière que précédemment.

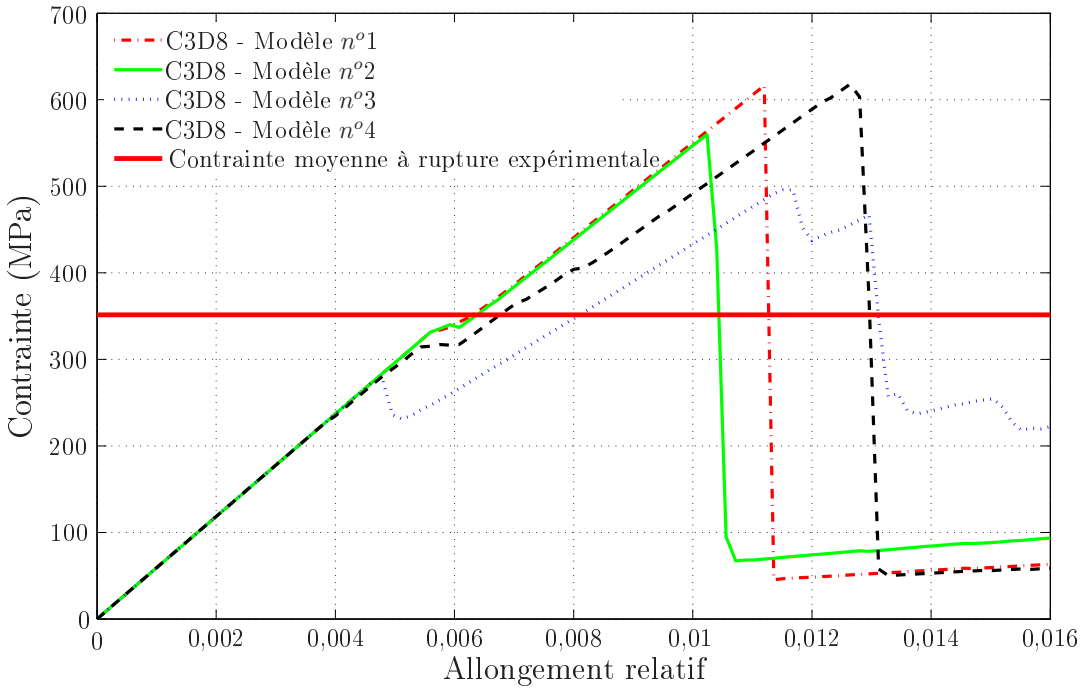


FIG. 4.22 – Influence de la loi d'endommagement du pli avec un élément du type C3D8

Le plateau en contrainte observé avec l'élément C3D16 est de nouveau présent dans ce cas pour trois des quatre modèles utilisés. En revanche, concernant le modèle n^o3 utilisant le critère de Hashin-Rotem 3D, on note une chute brutale de la contrainte avant l'apparition du plateau pour les autres modèles. La rupture observée ici est une nouvelle fois en mode-interfibre. Cependant, pour ce modèle et avec l'élément C3D16 (calcul précédent), la seule contrainte atteignant sa limite à rupture est σ_{22}. Avec l'élément C3D8 on observe deux contraintes ayant atteint leur limites à rupture : σ_{22} dans les strates circonférentielles et σ_{13} dans les strates longitudinales. La modification de l'élément a donc permis de mieux prendre en compte le cisaillement transverse créant ainsi une rupture prématurée de l'éprouvette. Toutefois, cette rupture apparaît à un niveau de contrainte relativement faible par rapport à la contrainte moyenne à rupture expérimentale.

Remarque : la meilleure prise en compte du cisaillement transverse n'est pas directement liée, dans ce cas, à la nature de l'élément considéré. En effet, l'utilisation de l'élément C3D8 induit un maillage fin dans l'épaisseur du stratifié (un élément par strate). En observant les valeurs de déplacement au niveau des nœuds, on constate alors une évolution non-linéaire du déplacement dans l'épaisseur. L'utilisation des éléments multicouches C3D16 (un élément pour toute l'épaisseur du stratifié) repose sur la condition d'une évolution linéaire des déplacements dans l'épaisseur. Cette approximation est incompatible avec l'observation réalisée dans le cas des éléments C3D8 et ceci explique l'écart observé au niveau des valeurs de cisaillement transverse.

L'élément C3D20

L'élément C3D20 est, par nature, plus riche que l'élément C3D8 et doit donc mieux rendre compte de la rupture due notamment au cisaillement transverse. C'est ce que l'on peut constater Figure 4.23.

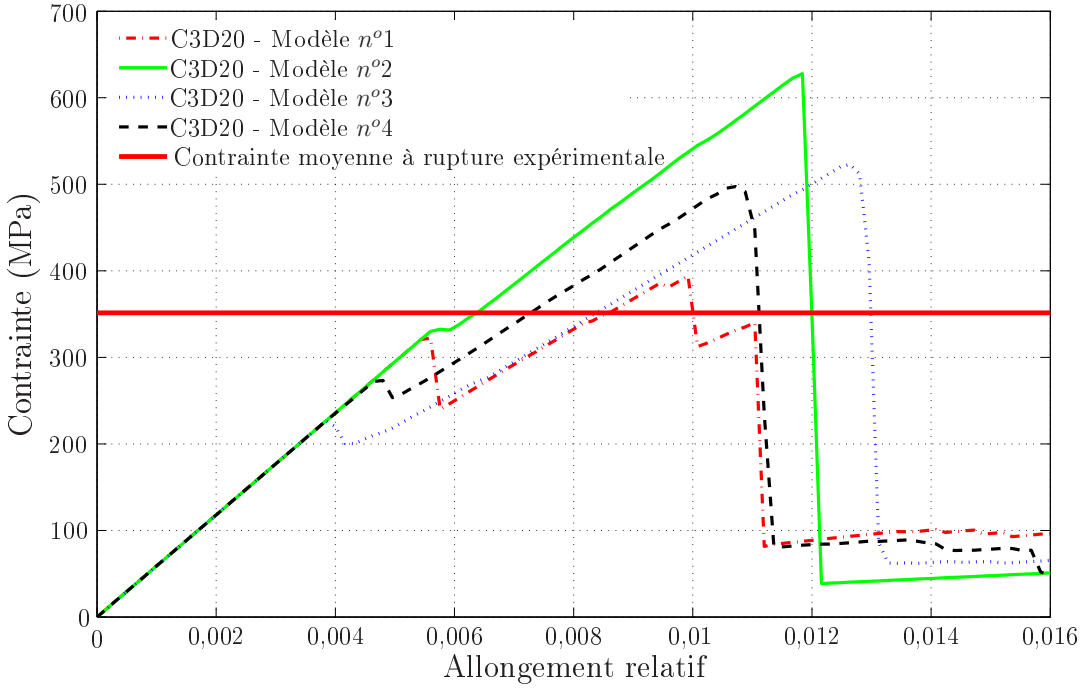


FIG. 4.23 – Influence de la loi d'endommagement du pli avec un élément du type C3D20

On peut noter que la chute brutale de la contrainte observée dans le cas du modèle n^o3 avec l'élément C3D8 apparaît également avec ce type d'éléments. Celle-ci intervient cependant légèrement plus tôt dans le chargement. En revanche, cette chute est observée ici pour deux autres modèles (i.e. modèle n^o1 et modèle n^o4). Si l'on compare la contrainte à rupture prédite par ces modèles, celle qui se rapproche le plus de la valeur expérimentale est celle associée au modèle n^o1. L'écart entre ces deux valeurs est de 7%. De plus, la chute de contrainte au niveau de cette rupture est supérieure à 20%. Lors des essais quasi-statiques à rupture expérimentaux, une limite d'arrêt d'asservissement de la machine de traction a été imposée pour des raisons de sécurité. Cette limite correspondait à une chute d'effort de 20%. L'accroissement de la contrainte après cette rupture, prédit par le modèle n^o3, n'a pu être observée expérimentalement, l'essai étant arrêté avant.

En conclusion, il semble que le plateau observé avec l'élément C3D16, qui se transforme en chute brutale avec les éléments type C3D8 et C3D20, corresponde à la rupture de l'éprouvette lors des essais expérimentaux. Nous avons donc choisi de conserver l'élément C3D20 pour les modélisations futures. De plus, le modèle n^o1 affiche la meilleur prédiction parmi les modèles testés. Il sera donc conservé pour la suite. Cependant, le modèle n^o2, établi également par un critère de type déformation maximale, positionne un plateau de contrainte très proche de la rupture expérimentale. C'est pourquoi, il sera utilisé dans les prochaines prédictions à titre de comparaison avec le modèle n^o1. Dans un premier temps, pour cette échelle d'éprouvettes, les deux autres modèles ne seront pas utilisés.

4.5.3 Comparaison des temps de calcul

En fonction du modèle choisi et du type d'élements utilisé, les coûts de calcul peuvent varier de façon notable. Une comparaison du temps de calcul en fonction du cas traité est présenté sur la Figure 4.24. Celui-ci a été délibérément normalisé puisqu'il dépend

notamment de la puissance du calculateur et de la finesse du maillage utilisées .

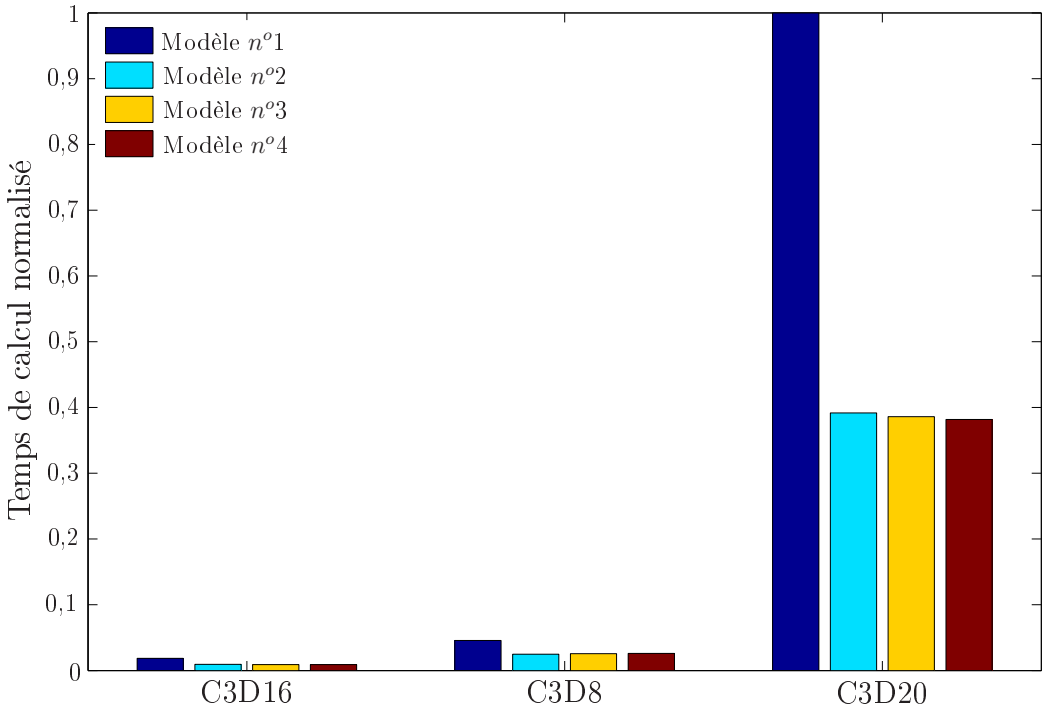


FIG. 4.24 – Comparaison des temps de calcul en fonction du modèle et du type d'élément choisis

On note tout d'abord une augmentation du temps de calcul en fonction du type d'élément considéré. Comme cela a été précisé auparavant, l'utilisation de l'élément multicouches C3D16 nécessite un nombre d'éléments moins important, puisqu'un seul élément est nécessaire pour modéliser toute l'épaisseur du stratifié. Logiquement, il permet de diminuer le temps de calcul vis-à-vis des deux autres types d'éléments pour lesquels chaque épaisseur de strate est modélisée par un élément. Néanmoins, les valeurs observées pour le type C3D8 sont relativement proches et négligeables par rapport au type C3D20.

Le modèle nécessitant le plus grand temps de calcul est le modèle n^o1. Les trois autres présentent tous des temps de calcul comparables pour un même type d'éléments. Cette augmentation du coût de calcul dans le cas du modèle n^o1 peut s'expliquer par l'algorithme utilisé. En effet, puisque les valeurs des propriétés élastiques varient selon une table préalablement définie liant les modules élastiques aux déformations associées, à chaque incrément, une boucle est réalisée afin de positionner la déformation calculée dans la table. Une fois bornée par deux valeurs prédéfinies, il devient possible d'attribuer une valeur au module correspondant. Cette boucle n'est pas utile pour l'utilisation des trois autres modèles pusiqu'une seule valeur seuil est renseignée au préalable à savoir la déformation (ou la contrainte) à rupture.

4.5.4 Influence de la finesse du maillage

Comme il l'a été précisé en introduction de ce chapitre, les modélisations utilisant des lois d'endommagement sont généralement fortement dépendantes de la taille des éléments.

Ainsi, une sensibilité des différents modèles retenus à la finesse du maillage a été étudiée. Pour cela, un nouveau maillage présenté Figure 4.26 a été élaboré à partir du maillage initial (Figure 4.25). La longueur des arêtes présentes sur la surface des éléments a été divisée par deux entre les deux maillages. L'épaisseur des éléments est conservée puisqu'elle correspond à l'épaisseur d'une strate dans le cas des éléments C3D20 retenus.

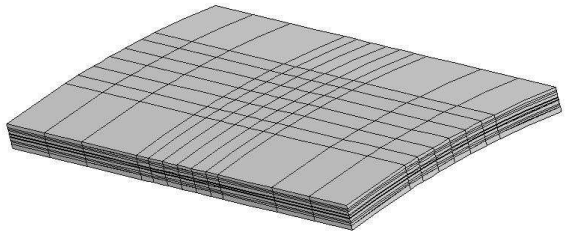


FIG. 4.25 – Maillage initial (A)

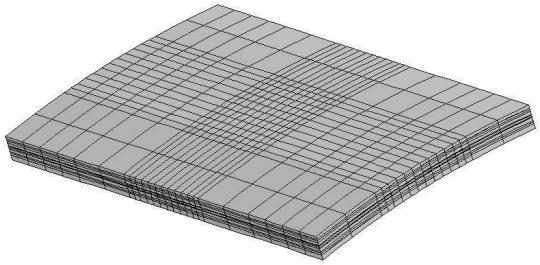


FIG. 4.26 – Maillage affiné (B)

L'influence de la finesse du maillage sur les prédictions du modèle n^o2 est illustrée sur la Figure 4.27 par la représentation des courbes contrainte-déformation obtenues avec les deux maillages testés.

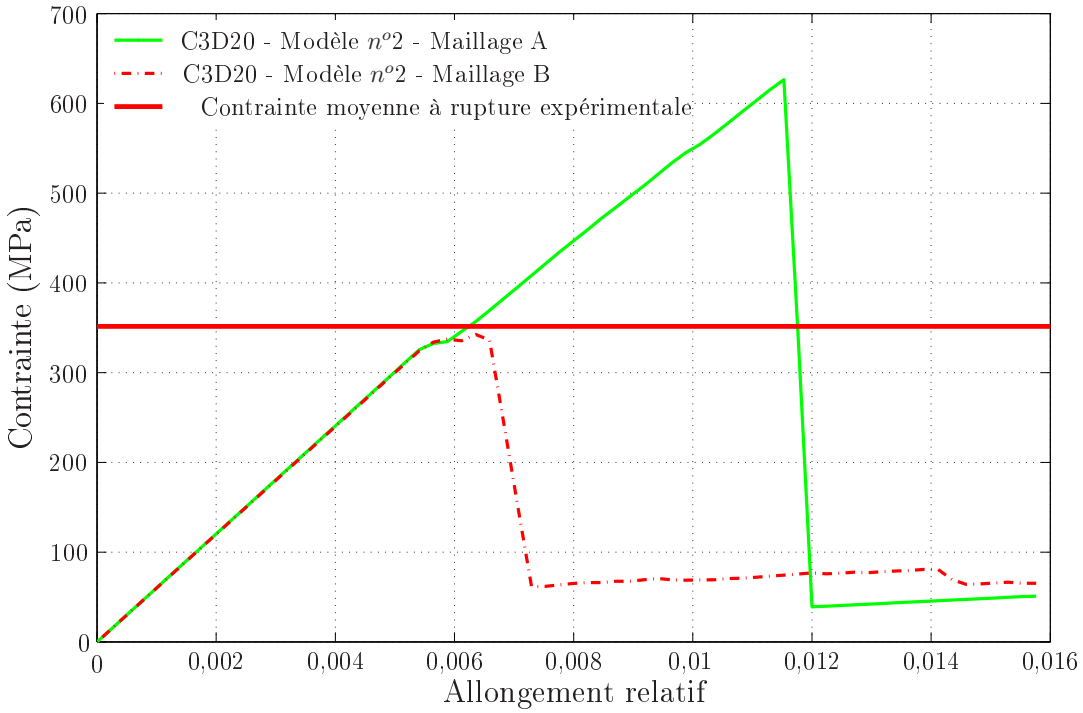


FIG. 4.27 – Influence de la taille de l'élément pour le modèle n^o2 dans le cas des éprouvettes Ø600

Selon le maillage considéré, le comportement à rupture est très différent. Le plateau en contrainte observé avec le maillage A ne conduit pas à une rupture complète du stratifié. En effet, après celui-ci, la contrainte croît de nouveau pour prédire une rupture finale nettement supérieure à la contrainte à rupture expérimentale. En revanche, avec le maillage B, ce plateau est toujours présent mais conduit prématurément à la rupture

ultime de l'éprouvette. L'écart entre la contrainte à rupture affichée dans ce cas et la valeur expérimentale est de 3%.

Pour ce modèle, la diminution de la taille des éléments, permet donc de mieux rendre compte des phénomènes responsables de la rupture globale de l'éprouvette. Ce constat conduit à la divergence des deux courbes contrainte-allongement relatif dans une zone proche du plateau en contrainte. Un agrandissement de la Figure 4.27 dans cette zone est présenté sur la Figure 4.28. Afin d'identifier les mécanismes qui diffèrent selon le maillage considéré, nous avons porté une attention particulière à l'activation du critère en différents points : i) les points A_i et B_i, sensiblement communs à ces deux courbes et situés juste avant le changement de comportement, ii) les points A_{i+1} et B_{i+1} qui correspondent à l'incrément suivant pour respectivement, le maillage A et le maillage B.

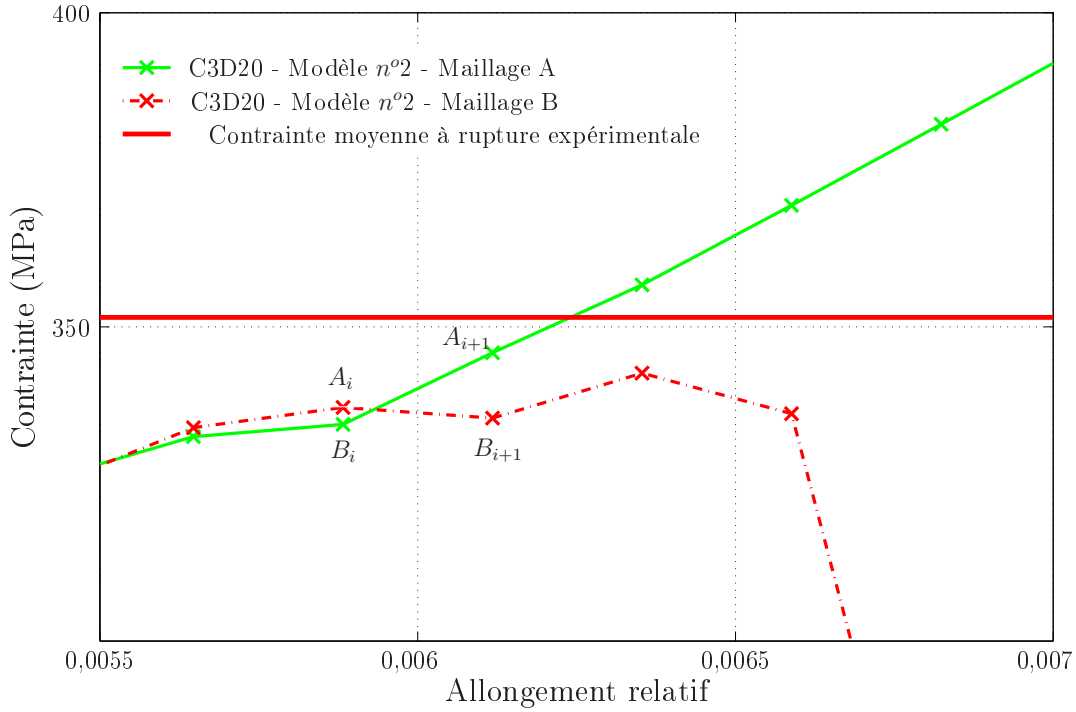


FIG. 4.28 – Observation particulière des phénomènes influents sur la sensibilité du modèle n^o2 à la finesse du maillage

Aux points A_i et B_i, le critère est largement activé pour la composante ε_{22} dans les strates circonférentielles comme l'illustrent les Figures 4.29 et 4.30. La rupture de ces strates dans cette direction est d'ailleurs en majeure partie responsable du plateau en contrainte observé avec les deux maillages. Concernant l'activation du critère pour la composante ε_{33}, elle est très présente dans les deux configurations mais l'emplacement des éléments affectés diffère selon le maillage considéré. En effet, pour le maillage A, ces éléments sont plutôt situés de manière éparse dans les strates circonférentielles. En revanche, pour le maillage B, ils se situent également dans les strates circonférentielles mais dans l'ensemble, au centre de l'éprouvette.

Cette remarque concernant la différence de positionnement des éléments rompus peut être réitérée dans le cas des cisaillements transverses où ceux-ci sont présents proches des bords et des conditions aux limites dans le cas du maillage A (voir par exemple d_{23} sur la Figure 4.33) et localisés au centre de l'éprouvette pour le maillage B (d_{23} sur la Figure

4.34). En revanche, cette rupture en cisaillement transverse affecte à la fois les strates circonférentielles et les strates longitudinales.

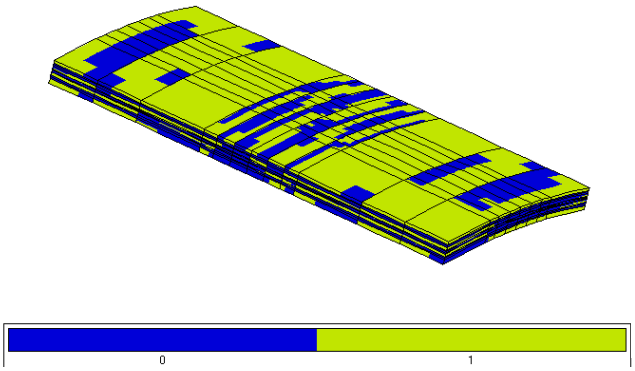


FIG. 4.29 – Variable d'endommagement d_{22} au point A_i (Maillage A)

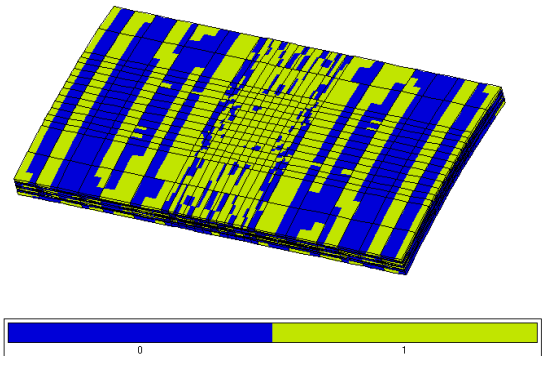


FIG. 4.30 – Variable d'endommagement d_{22} au point B_i (Maillage B)

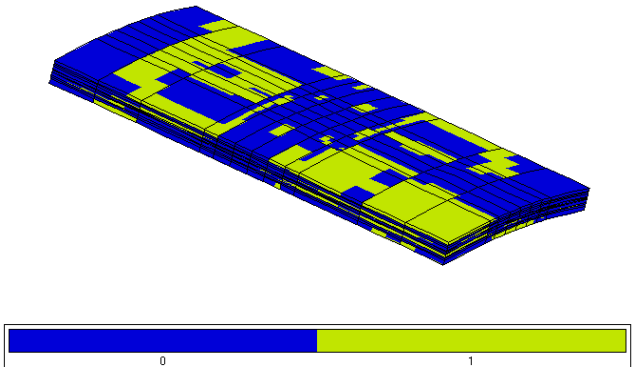


FIG. 4.31 – Variable d'endommagement d_{33} au point A_i (Maillage A)

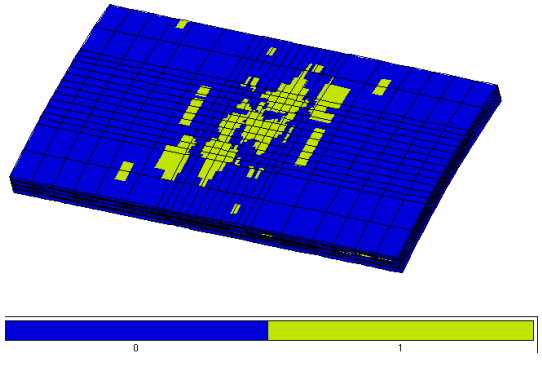


FIG. 4.32 – Variable d'endommagement d_{33} au point B_i (Maillage B)

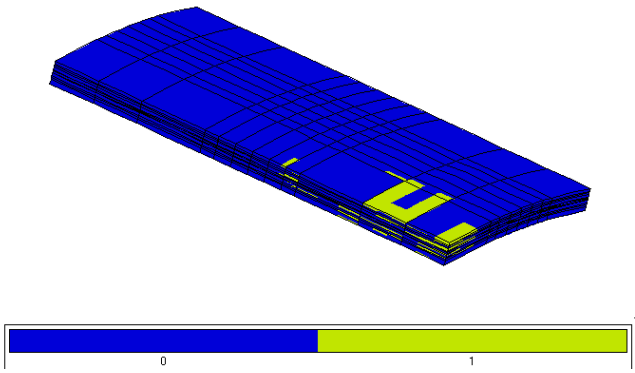


FIG. 4.33 – Variable d'endommagement d_{23} au point A_i (Maillage A)

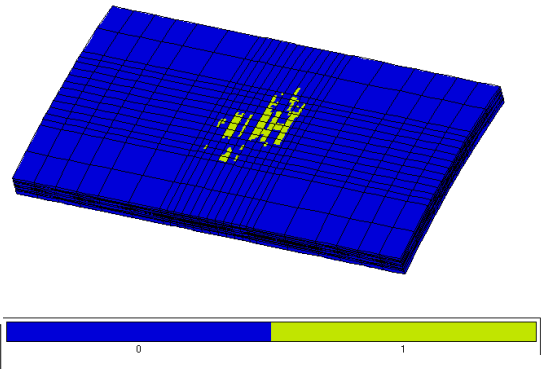


FIG. 4.34 – Variable d'endommagement d_{23} au point B_i (Maillage B)

Dans chacune des directions présentées, le critère est activé indépendamment du maillage considéré bien que le positionnement des éléments affectés diffère. Cette dernière constatation montre que le modèle utilisé ici est fortement dépendant du maillage concernant le lieu d'amorçage des divers mécanismes de dégradation de l'éprouvette. Aussi, une étude de sensibilité à la finesse du maillage doit être systématiquement réalisée pour

l'utilisation de ce modèle puisqu'une modification du lieu d'amorçage des dégradations primaires peut engendrer un changement au niveau du mode de ruine global.

Pour ce niveau de chargement et quel que soit le maillage choisi, le critère n'est pas activé dans la direction des fibres (variable d'endommagement d_{11}).

La dernière variable d'endommagement à comparer est celle associée au cisaillement plan (i.e. d_{12}). Elle est présentée pour le maillage A sur la Figure 4.35 et pour le maillage B sur la Figure 4.36.

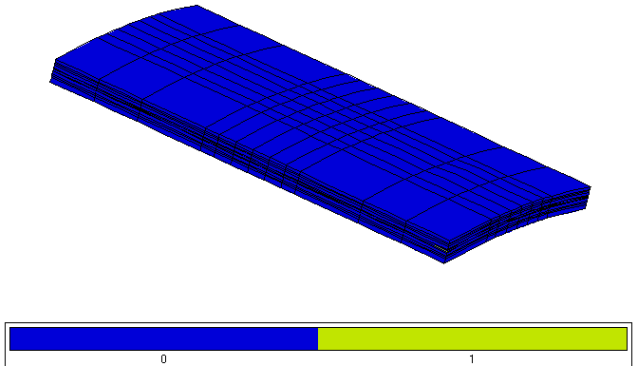


FIG. 4.35 – Variable d'endommagement d_{12} au point A_i (Maillage A)

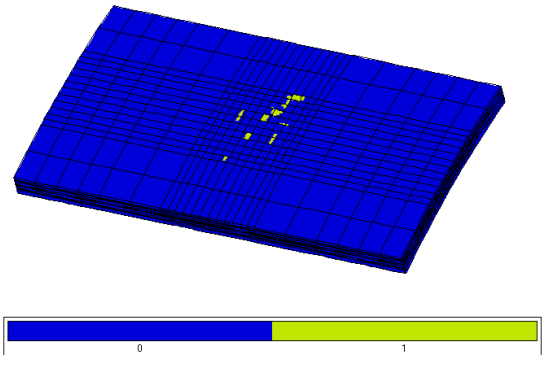


FIG. 4.36 – Variable d'endommagement d_{12} au point B_i (Maillage B)

Pour ce niveau de chargement, on constate que l'utilisation du maillage A ne permet pas de détecter l'activation du critère en cisaillement plan. Le maillage B le permet et les éléments rompus se situent au centre de l'éprouvette dans la strate circonférentielle extérieure.

Cette première série de comparaisons permet de conclure sur deux points concernant le raffinement du maillage : i) il permet de détecter plus rapidement la rupture en cisaillement plan et, ii) il localise l'amorçage de l'endommagement au centre de l'éprouvette. Expérimentalement, la détermination du lieu d'amorçage est très difficile à obtenir. En effet, ces phénomènes sont principalement internes et non décelables au cours de l'essai sans dispositif de visualisation particulier (i.e. caméra infrarouge, ...).

Pour un niveau de chargement supérieur (i.e. points A_{i+1} et B_{i+1} de la Figure 4.28), les déformations normales transverses (i.e. ε_{22} et ε_{33}) ont atteint leurs valeurs limites dans pratiquement tous les éléments des strates cironférentielles et ce, quel que soit le maillage considéré. De même, les ruptures en cisaillement transverse deviennent légèrement plus nombreuses avec un délocalisation vers les bords de l'éprouvette dans le cas du maillage B comme l'illustrent les Figures 4.37 (d_{13}) et 4.38 (d_{23}).

A l'incrément précédent (i.e. point A_i), aucune rupture en cisaillement plan n'a été constatée avec l'utilisation du maillage A. Il en est de même pour ce niveau de chargement. En revanche, ces ruptures sont décelées au point B_i dans le cas du maillage B et s'amplifient largement au point B_{i+1}. Dès lors, elles affectent toutes les strates de l'éprouvette et apparaissent proches des bords libres.

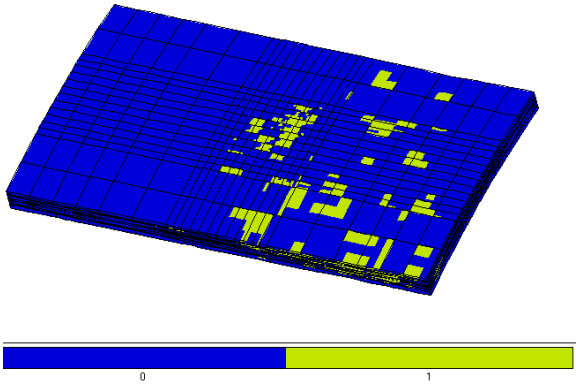


FIG. 4.37 – Variable d'endommagement d_{13} au point B_{i+1} (Maillage B)

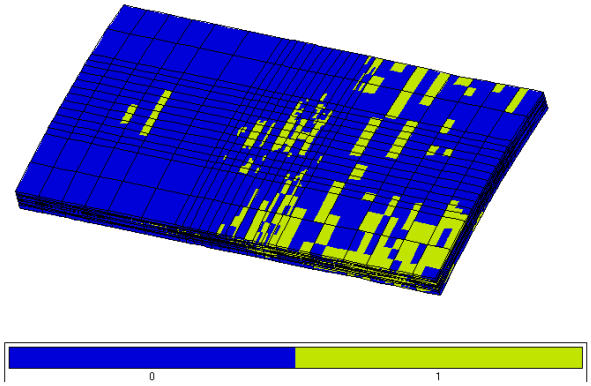


FIG. 4.38 – Variable d'endommagement d_{23} au point B_{i+1} (Maillage B)

Ces diverses constations sont issues de l'observation des Figures 4.39 et 4.40. Expérimentalement, l'effet de ce cisaillement plan est révélé par les multiples délaminages présents au niveau des bords libres de l'éprouvette lors de l'observation post-mortem.

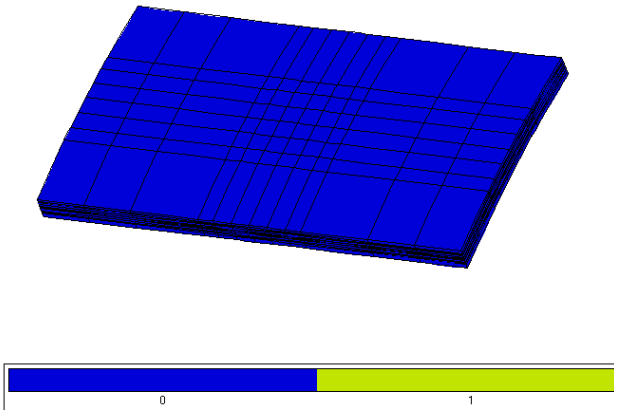


FIG. 4.39 – Variable d'endommagement d_{12} au point A_{i+1} (Maillage A)

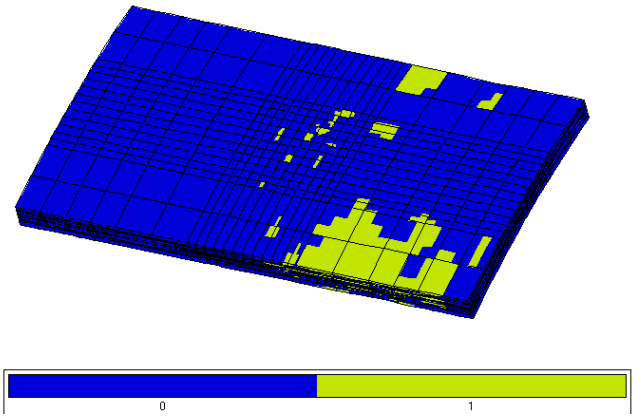


FIG. 4.40 – Variable d'endommagement d_{12} au point B_{i+1} (Maillage B)

Cette augmentation des ruptures en cisaillement plan s'accompagne de l'émergence de ruptures de fibres principalement dans les strates longitudinales . Cette observation ne peut être faite qu'avec l'utilisation du maillage B comme le montrent les Figures 4.41 et 4.42.

Les observations réalisées sur l'activation du critère aux points A_i, B_i, A_{i+1} et B_{i+1} permettent d'expliquer la différence de comportement constatée en fonction du maillage choisi. La réduction de la taille des éléments a permis de détecter plus rapidement l'amorçage de deux mécanismes d'endommagement fortement préjudiciables à l'intégrité de l'éprouvette : la rupture en cisaillement plan et la rupture de fibres.

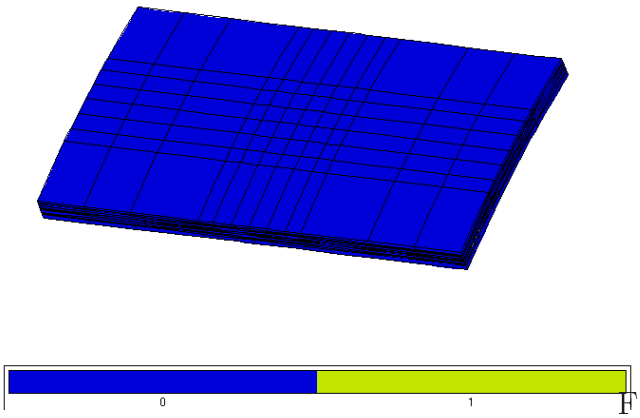


FIG. 4.41 – Variable d'endommagement d_{11} au point A_{i+1} (Maillage A)

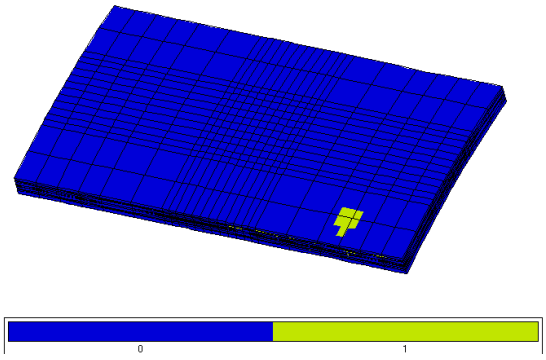


FIG. 4.42 – Variable d'endommagement d_{11} au point B_{i+1} (Maillage B)

Dans le cas du maillage A, notons tout de même que les ruptures en cisaillement plan apparaissent à l'incrément suivant le point A_{i+1}. En revanche, les premières ruptures de fibres apparaissent dans les strates longitudinales pour un chargement beaucoup plus important proche de la rupture finale du stratifié. L'accumulation de ces dernières dans les strates orientées à $\pm 20^o$ semble donc être responsable de la défaillance ultime du stratifié. Etant donné que celles-ci apparaissent plus tôt dans le cas du maillage raffiné, il semble naturel d'observer une rupture globale prématurée dans ce cas.

Le raffinement du maillage a également permis d'établir une chronologie concernant l'ordre d'apparition des mécanismes d'endommagement de l'éprouvette courbe sollicitée en traction. Ainsi, il a été montré que les premières ruptures sont constatées dans les strates orientées à 90^o selon la direction transverse $\overrightarrow{2}$. Puis, divers mécanismes apparaissent de manière couplée et principalement localisés au centre de l'éprouvette : des ruptures transverses (direction $\overrightarrow{3}$) dans les strates orientées à 90^o, des ruptures en cisaillement plan et en cisaillement transverse dans l'ensemble des strates. Le dernier mode de défaillance, conduisant à la rupture finale de l'éprouvette, est celui associé au mode fibre dans les strates longitudinales.

4.5.5 Implémentation des zones cohésives

Les modélisations effectuées jusqu'alors considéraient l'interface entre deux plis comme étant infiniment rigide. Afin de déterminer l'influence du comportement de cette interface sur la résistance à la traction d'une éprouvette courbe, des zones cohésives ont été implémentées entre les strates longitudinales et circonférentielles sur toute la surface de l'éprouvette. Les deux modèles présentés (i.e. Crisfield et Tvergaard) ont été utilisés pour gérer le comportement de ces nouveaux éléments. La figure 4.43 présente les courbes contrainte-déformation obtenues avec ces deux lois de comportement (le modèle du pli étant le modèle $n^o 2$) . Le maillage utilisé ici est similaire au maillage A et le type d'élément choisi pour la représentation des plis est C3D20. A titre de comparaison, la courbe obtenue dans le cas d'une interface infiniment rigide est également présentée.

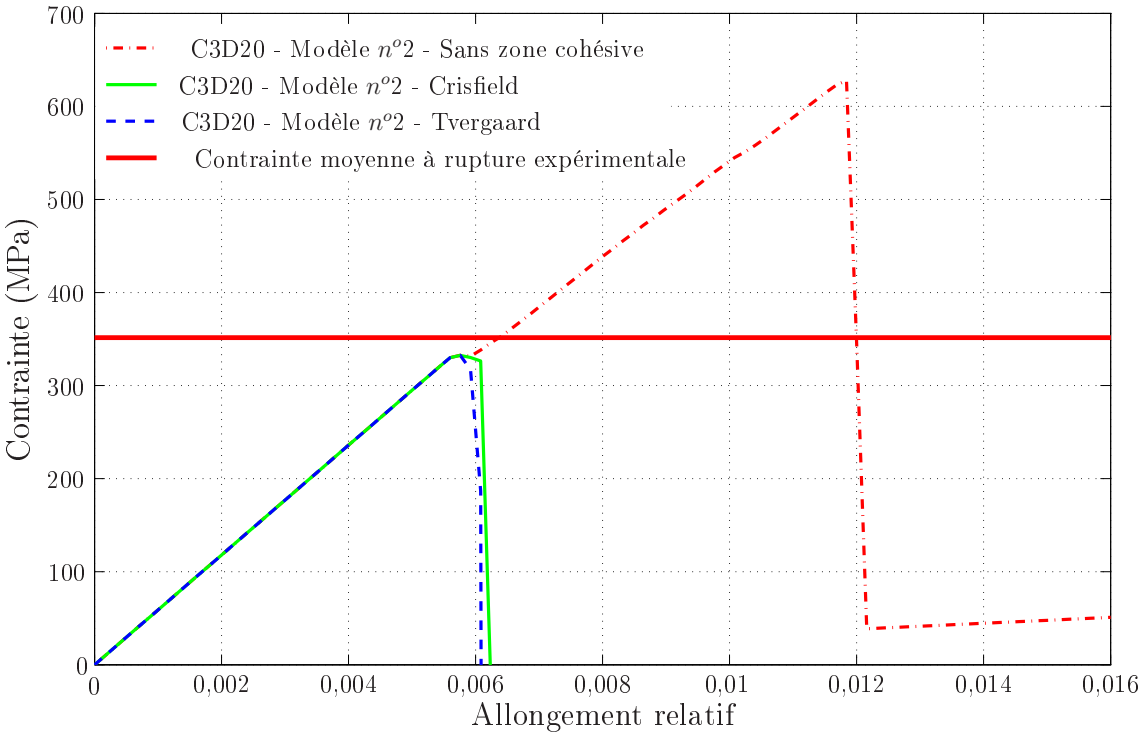


FIG. 4.43 – Influence des zones cohésives pour le modèle n^o2 dans le cas des éprouvettes Ø600

Ainsi, on constate que les deux courbes associées à l'implémentation des zones cohésives sont presque confondues. Les deux modèles utilisés donnent des prédictions identiques. Il est intéressant de noter que la contrainte à rupture prédite par ces deux modélisations est située au niveau du plateau en contrainte figurant dans le cas d'une interface non-endommageable. Or, il a été montré, lors de l'étude de sensibilité à la finesse du maillage, que ce plateau apparaît lorsque la déformation normale transverse (ε_{22}) atteint sa valeur limite dans les strates circonférentielles. Lors de ce plateau, dans le cas du maillage A, le critère est activé dans toutes les directions, excepté dans le sens fibre. Lorsque l'interface entre les plis est considérée infiniment rigide, on assiste localement à une redistribution des contraintes des plis endommagés vers les plis sains. Ce phénomène retarde l'apparition de ruptures de fibres dans les strates longitudinales responsables de la rupture globale de l'éprouvette. Ce transfert de charge est conditionné par l'intégrité de l'interface. Or, de par l'activation du critère dans les autres directions, on assiste, lors du plateau, à une augmentation locale de la souplesse du pli. Celle-ci conduit, dans le cas d'une interface endommageable, à la décohésion des plis adjacents : la redistribution des contraintes des plis endommagés vers les plis sains ne peut donc plus se faire et ceci mène à l'activation du critère en mode fibre dans les strates longitudinales. La rupture de l'éprouvette apparaît donc plus rapidement avec l'utilisation de modèles attribuant un comportement endommageable à l'interface.

Lorsque la rupture de l'interface entre les plis apparaît, le maillage devient fortement distordu. Le chargement se poursuit néanmoins mais conduit à de grandes difficultés au niveau de la convergence du calcul. C'est pourquoi, dès que la rupture de l'éprouvette est constatée, le calcul est arrêté délibérément. Une comparaison exacte du temps de calcul avec et sans zones cohésives est donc impossible. Néanmoins, l'implémentation de ces

éléments conduit à une augmentation très importante des coûts de calcul.

Remarque : Afin de vérifier si seule la dégradation de l'interface peut mener à la rupture globale du stratifié, ces éléments cohésifs ont également été utilisés en considérant une loi de comportement du pli linéaire élastique non-endommageable. Aucune rupture de l'éprouvette n'a été constatée dans ce cas. C'est donc l'intéraction entre la dégradation du pli et de l'interface qui conduit à la rupture globale du stratifié.

Nous avons montré que l'unique raffinement du maillage (sans zone cohésive) permet de détecter de manière satisfaisante la limite à rupture de l'éprouvette. Cependant, l'utilisation d'éléments cohésifs pour la modélisation de l'interface permet d'obtenir les informations nécessaires à la compréhension des mécanismes responsables de cette rupture globale.

4.6 Modélisation des éprouvettes pré-impactées Ø600

Une première sélection de modèles a été effectuée vis-à-vis des résultats expérimentaux des essais à rupture d'éprouvettes saines. L'objectif de cette modélisation étant de prédire la tenue résiduelle d'une éprouvette préimpactée, il est nécessaire d'implémenter numériquement le dommage induit par impact. La méthodologie utilisée ainsi que les résultats numériques sont présentés dans cette section.

4.6.1 Implémentation du dommage

Pour l'implémentation numérique du dommage, une zone de l'éprouvette a été selectionnée, telle qu'illustrée Figure 4.44. Cette zone, dont le cylindre circonscrit présente un diamètre de 30 mm, est positionnée au centre de l'éprouvette et correspond à la zone endommagée observée expérimentalement.

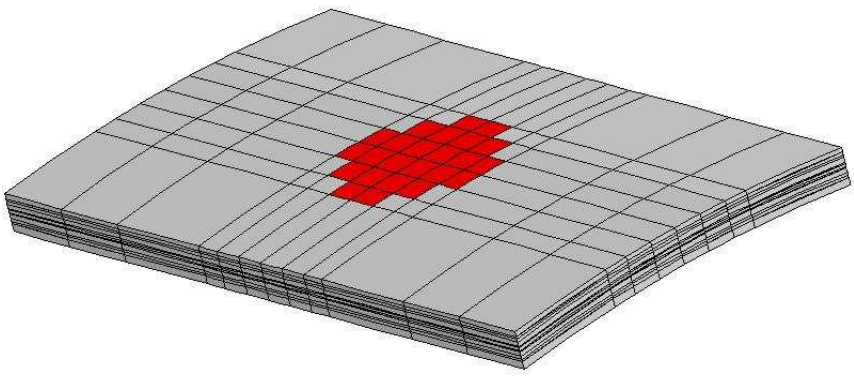


FIG. 4.44 – Implémentation numérique du dommage

Une ou plusieurs strates seront dégradées indépendamment dans cette zone en affectant au module de rigidité E_{ij} sa valeur résiduelle E_{ij}^R. Dans un premier temps, seuls les modules seront affectés ; les coefficients de Poisson conserveront leur valeur initiale. Le choix de dégrader tous les modules de rigidité simultanément dans cette zone a été conditionné par les observations réalisées lors de l'analyse microscopique du dommage induit par impact. Après impact, tous les mécanismes d'endommagement sont présents au sein de l'éprouvette (rupture de fibres, fissuration de la matrice, décohésion fibre-matrice, délaminage). Ainsi, on peut suspecter une diminution des propriétés élastiques du pli dans toutes les directions dans la zone d'impact.

Afin de conforter ce choix, une première modélisation a été réalisée dans le cas d'une éprouvette Ø300 en considérant la dégradation de toutes les strates. Les phénomènes résultant de cette simulation ont été comparés à ceux observés lors des essais quasi-statiques grâce à la corrélation d'images 3D. Les résultats de corrélation, présentés au chapitre précédent dans le cas d'une éprouvette complètement dégradée dans la zone d'impact, ont permis de mettre en évidence un déplacement hors-plan dont le signe est identique au centre et aux bords de l'éprouvette ; il est maximal au centre (Figure 4.45). Numériquement, la dégradation de tous les modules de rigidité permet de reproduire ce phénomène physique (Figure 4.46) bien qu'il apparaisse moins localisé.

Remarque : ces deux figures (4.45 et 4.46) représentent le déplacement hors-plan de l'éprouvette juste avant la rupture globale. Peu d'essais ont pu être réalisés avec la technique de corrélation d'images 3D et l'éprouvette pré-impactée, dont les résultats sont présentés ici, a rompu pour une valeur de contrainte nettement inférieure aux autres essais quasi-statiques et à la prédiction numérique. Aussi, il n'est pas judicieux de comparer les niveaux de ce déplacement hors-plan. Seule la comparaison phénoménologique est importante.

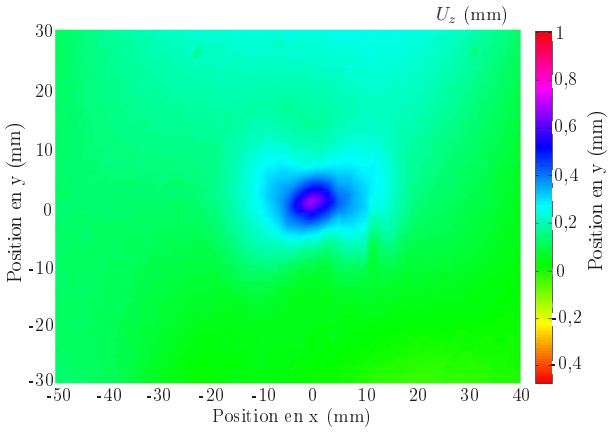


FIG. 4.45 – Déplacement hors-plan avant rupture d'une éprouvette Ø300 pré-impactée : Résultats de correlation d'images 3D

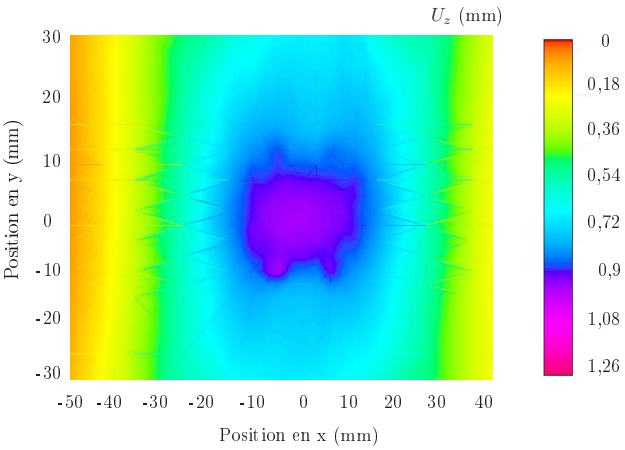


FIG. 4.46 – Déplacement hors-plan avant rupture d'une éprouvette Ø300 pré-impactée : Résultats numériques

Différents cas d'endommagement ont été modélisés en accord avec l'expertise microscopique présentée précédemment Tableau 3.6. Ne pouvant introduire numériquement un dommage dégradant uniquement une portion de strate -sans avoir recours à un plus grand nombre d'éléments-, seuls les cas où les strates sont entièrement endommagées seront modélisés. Ces cas tests correspondent aux colonnes 1, 3, 4 et 7 du Tableau 3.6. Le dommage 7 correspond à l'endommagement le plus sévère où toutes les strates sont dégradées. Les différents cas de pré-endommagement traités sont récapitulés dans le tableau 4.7 où les cellules grisées correspondent aux strates rompues.

Dénomination du cas test	dommage 1	dommage 3	dommage 4	dommage 7
Circ. 1 (extérieur) (90^o)				
Longi. 1 ($\pm 20^o$)				
Circ. 2 (90^o)				
Longi. 2 ($\pm 20^o$)				
Circ. 3 (90^o)				
Longi. 3 ($\pm 20^o$)				
Circ. 4 (intérieur) (90^o)				

TAB. 4.7 – Cas tests de pré-endommagement des éprouvettes Ø600

Les prédictions des deux modèles sélectionnés par les essais sur les éprouvettes saines sont confrontées Figure 4.47 dans le cas du dommage 7.

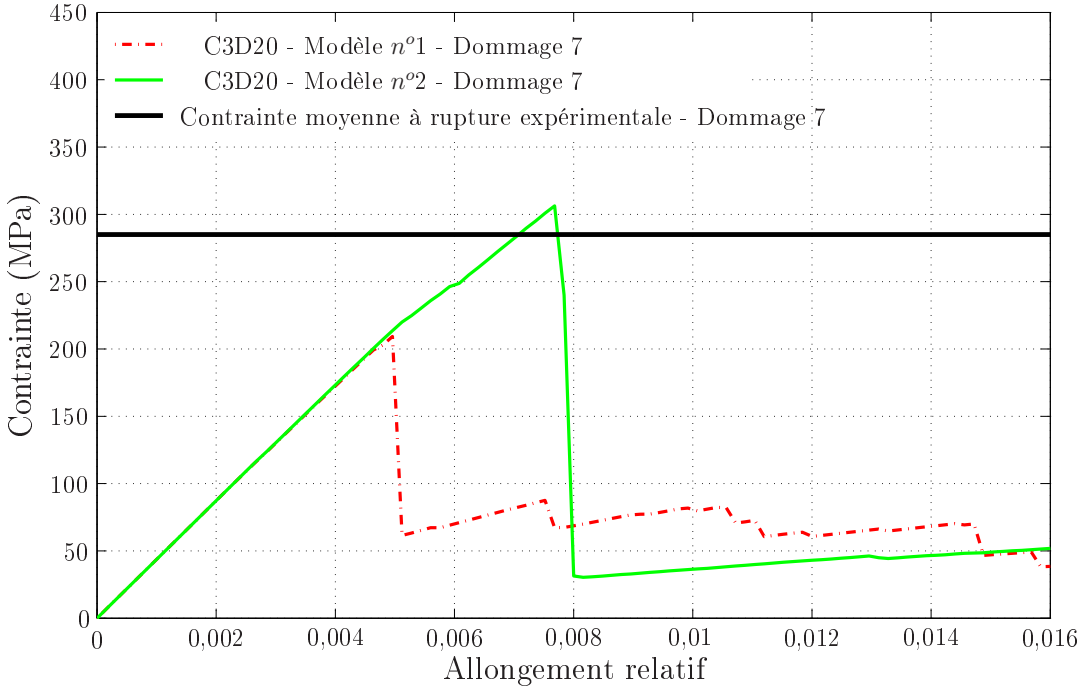


FIG. 4.47 – Influence de la loi d'endommagement du pli avec un élément du type C3D20 dans le cas d'une éprouvette endommagée

La contrainte à rupture observée expérimentalement pour cet état d'endommagement initial est représentée par la droite horizontale. Il apparaît dans ce cas que le modèle n^o1 sous-estime fortement la contrainte à rupture. En revanche, le modèle n^o2 affiche une contrainte à rupture située à 7% de la valeur expérimentale. Ce dernier sera donc conservé pour la suite de la modélisation.

Les résultats des différents cas tests évoqués (dommages 1, 3, 4 et 7) sont présentés avec le résultat obtenu sur éprouvette saine Figure 4.48.

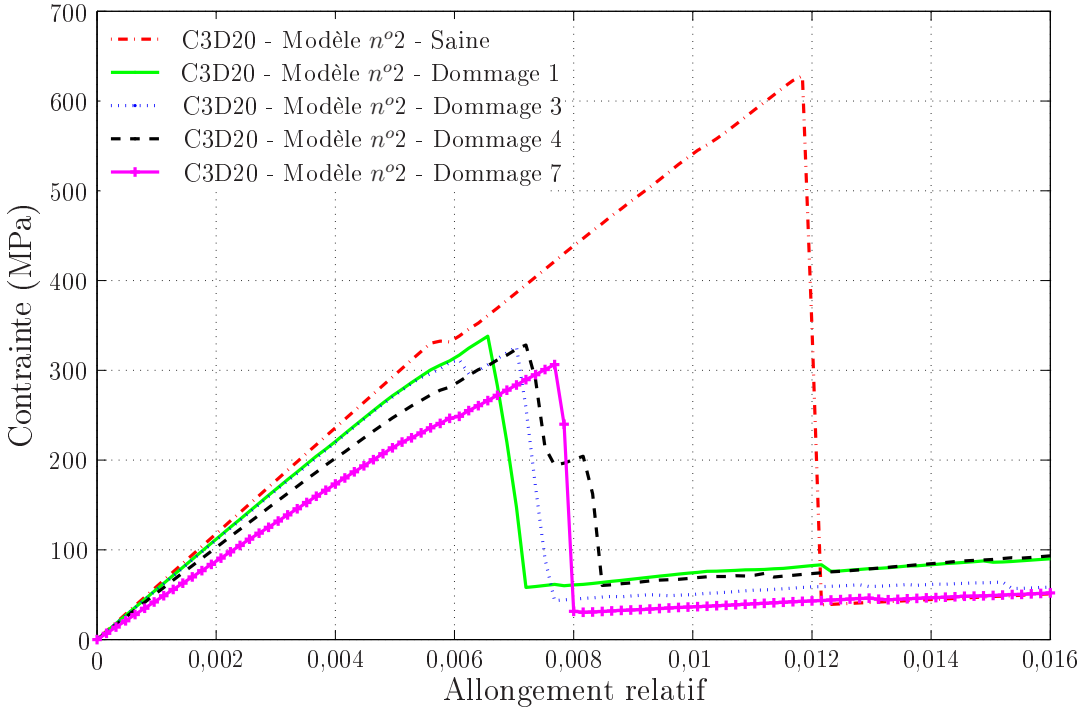


FIG. 4.48 – Modélisation des éprouvettes Ø600 pré-impactées

Chaque contrainte à rupture est relevée. Celle associée à l'éprouvette saine correspond à la valeur du plateau en contrainte puisqu'il a été démontré qu'elle correspondait, avec un maillage plus raffiné ou par l'utilisation des zones cohésives, à un niveau proche de la rupture finale du stratifié observée expérimentalement. L'ensemble de ces contraintes est présenté en fonction de l'énergie théorique d'impact associée au dommage implémenté et comparé aux résultats expérimentaux Figure 4.49.

On assiste globalement à une diminution de la contrainte à rupture en fonction de l'état d'endommagement initial des éprouvettes. L'abattement observé en terme de contrainte entre une éprouvette saine et une éprouvette dont l'endommagement est maximal (dommage 7) est de 8%. De plus, l'évolution bilinéaire constatée expérimentalement, avec la présence d'une énergie d'impact seuil en dessous de laquelle la contrainte à rupture n'est pas affectée, est prédite par cette modélisation. En effet, la contrainte à rupture établie numériquement dans le cas d'un endommagement prononcé (dommage 4) est sensiblement identique à celle d'un éprouvette saine.

Ainsi, il est intéressant de noter que les résultats numériques montrent qu'une augmentation de l'énergie d'impact, et donc de l'endommagement, n'implique pas toujours de diminution de la contrainte à rupture. Par exemple, la contrainte à rupture d'une éprouvette pré-endommagée selon le quatrième niveau d'endommagement (dommage 4) est sensiblement identique (i.e. 0.6%) à celle d'une éprouvette associée au dommage 3. Pour mémoire, le dommage 3 est significatif de la rupture de deux strates circonférentielles (fibres orientées à 90^o) et d'une strate longitudinale (fibres orientées à $\pm 20^o$) et le dommage 4 d'une strate circonférentielle et de deux strates longitudinales. Il semble donc que, contrairement au cas d'éprouvettes planes sollicitées en traction, pour lesquelles une dégradation locale des fibres orientées à $\pm 20^o$ serait très pénalisante vis-à-vis d'un endommagement des fibres orientées à 90^o, on assiste ici à une propriétée particulière de

ces éprouvettes courbes. Les fibres orientées à 90^o jouent ici un rôle significatif pour la résistance à la traction.

Dans l'ensemble, les prédictions de ce modèle sont assez conservatives vis-à-vis des résultats expérimentaux, sauf pour le niveau de pré-endommagement le plus sévère. Celles-ci restent néanmoins assez proches. Ce modèle sera donc employé pour la modélisation des éprouvettes Ø300.

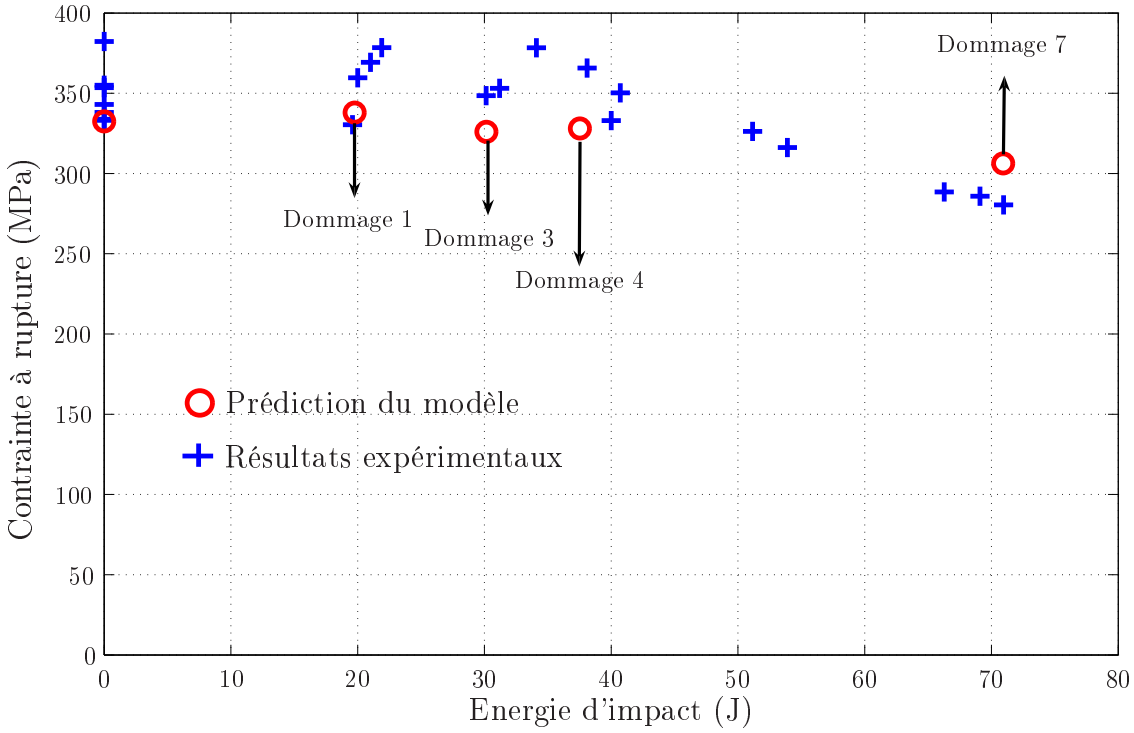


FIG. 4.49 – Comparaison des prédictions du modèle et des résultats expérimentaux pour la contrainte à rupture des éprouvettes Ø600

Une comparaison des rigidités apparentes a également été réalisée. La détermination des valeurs numériques s'effectue par le calcul de la pente contrainte - allongement relatif dans sa portion linéaire (i.e. avant rupture). La Figure 4.50 présente ces résultats numériques confrontés aux résultats obtenus expérimentalement.

Les prédictions numériques affichent des valeurs qui évoluent globalement linéairement en fonction de l'énergie d'impact. Cette évolution a été constatée expérimentalement. Cependant, cette décroissance est moins importante et les valeurs prédites sont globalement supérieures à celles obtenues par les essais expérimentaux. En s'attachant à l'observation des cas associés à une énergie d'impact de 20 J (i.e. dommage 1) et 30 J (i.e. dommage 3), on ne note qu'une très faible variation de cette rigidité. Etant donné que seule la dégradation d'une strate circonférentielle diffère entre ces deux cas de pré-endommagement, il semble que la rigidité apparente soit très faiblement dépendante de l'intégrité des strates circonférentielles. Ainsi, dans le cas de pré-endommagements associés à différentes énergies d'impact où seule la dégradation de ces strates diffère, cette rigidité reste quasiment constante. L'évolution globale observée est donc linéaire mais localement on observe une décroissance par paliers.

D'autre part, en observant la valeur prédite dans le cas des éprouvettes saines, on

constate qu'elle se situe à une valeur proche de celle que l'on peut déterminer de manière analytique par la théorie classique des stratifiés. La supposition faite lors de la description des résultats expérimentaux concernant la remise en cause de l'applicabilité de cette théorie pour cette échelle d'éprouvettes ne peut pas être justifiée par cette modélisation.

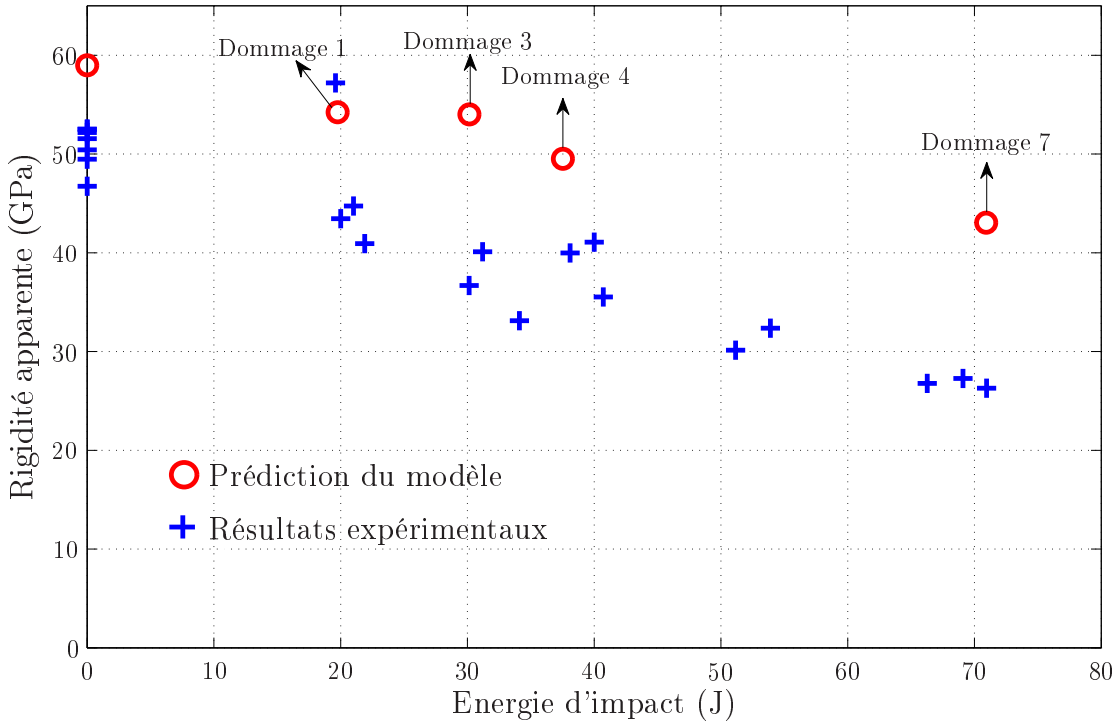


FIG. 4.50 – Comparaison des prédictions du modèle et des résultats expérimentaux pour la rigidité apparente des éprouvettes Ø600

4.6.2 Influence des zones cohésives dans le cas d'une éprouvette pré-endommagée

Afin d'observer l'influence du comportement de l'interface entre deux plis sur la tenue résiduelle d'une éprouvette pré-endommagée, différents cas tests ont été simulés. Ces différentes modélisations ont comme base commune la dégradation des plis correspondant au cas « dommage 7 » où toutes les strates sont dégradées dans la zone d'impact. Des éléments cohésifs sont implémentés entre chaque strate de l'éprouvette avec une loi de comportement du type Crisfield. Dans un premier temps, l'interface sera considérée comme non-endommagée au début de l'essai et ce, quelle que soit sa position au sein de l'éprouvette. Ce cas test sera dénommé « Dommage 7 - Crisfield ». Puis, afin de rendre compte de la présence initiale d'un délaminage induit par impact, une dégradation de l'interface sera réalisée, avant sollicitation, dans la zone endommagée de diamètre 30 mm (i.e. cas « Dommage 7 - Crisfield - Délaminage »). Pour cela, la contrainte maximale admissible par l'interface (σ_{max}) sera fortement diminuée dans cette zone et sera égale à $\frac{\sigma_{max}}{20} = 2\ MPa$.

Les courbes contrainte-déformation obtenues avec ces deux modélisations sont présentées sur la Figure 4.51 et confrontées au résultat obtenu avec une modélisation sans zone

cohésive (cas « Dommage 7).

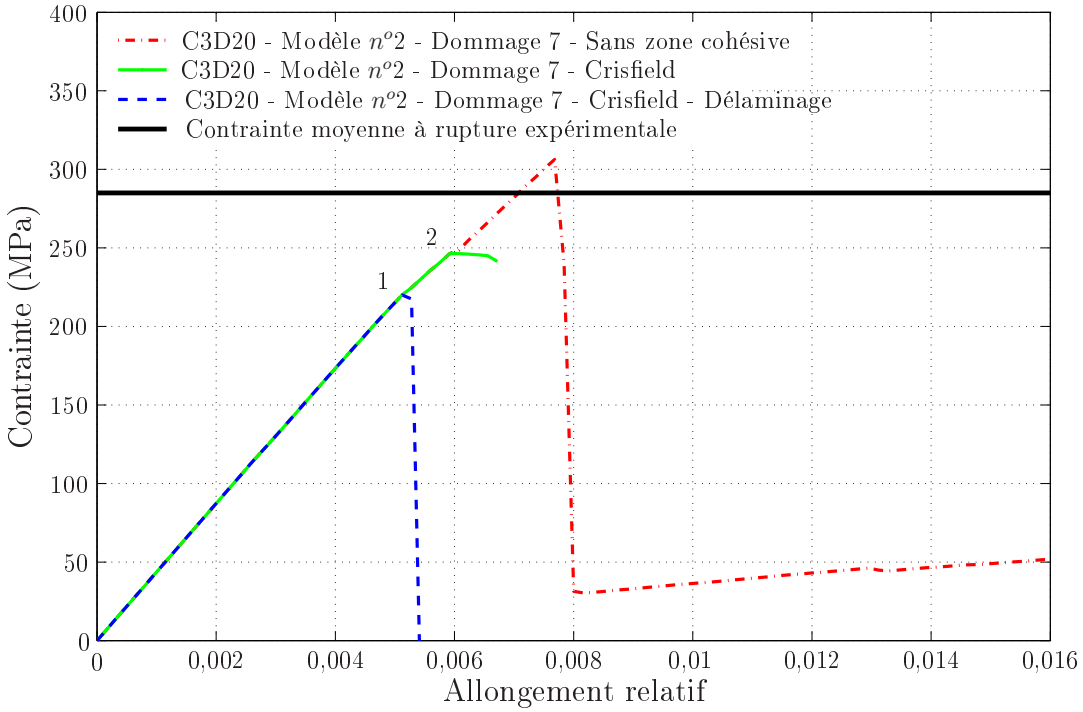


FIG. 4.51 – Influence des zones cohésives avec le modèle n^o2 dans le cas d'une éprouvette pré-endommagée

Globalement, on observe une superposition de ces courbes mais une diminution de la contrainte à rupture lors de l'implémentation de zones cohésives. Ces ruptures prématurées interviennent lors des changements de pente que l'on peut constater dans le cas d'une modélisation considérant l'interface comme étant infiniment rigide (points 1 et 2).

Ainsi, dans le cas « Dommage 7 - Crisfield » la rupture globale de l'éprouvette apparaît lorsque la dégradation des strates (circonférentielles et longitudinales) en cisaillement transverse s'initie aux bords de l'éprouvette (point 2). Avant ce point, seules les strates circonférentielles sont dégradées dans les directions normales transverses. L'interface entre les strates circonférentielles et longitudinales est déjà fortement sollicitée en cisaillement (Modes II et III). Lorsque la dégradation des strates en cisaillement transverse intervient aux bords de l'éprouvette, l'interface est alors surchargée en traction (Modes I) à cause de la courbure, et ceci conduit à sa rupture. Dès lors, la redistribution des contraintes des strates endommagées vers les strates saines devient impossible. Ceci implique une surcontrainte dans les strates longitudinales en mode fibre. L'endommagement de ces dernières dans cette direction étant le stade ultime de la dégradation de l'éprouvette, la rupture globale apparaît. La rupture de l'interface est donc responsable de la défaillance prématurée du stratifié.

Dans le cas d'une interface pré-endommagée dans la zone centrale de l'éprouvette (cas « Dommage 7 - Crisfield - Délaminage »), la contrainte à rupture apparaît au point 1. Puisque le stratifié n'est pas symétrique, des termes de couplage membrane-flexion interviennent dans son équation constitutive. Ainsi, lors d'un essai de traction, des phénomènes de flexion apparaissent ; ils sont exacerbés par la courbure de l'éprouvette. De plus, la rigidité flexionnelle du stratifié est en partie conditionnée, dans le cas d'une éprouvette

courbe, par l'intégrité des strates circonférentielles. Lorsque la rupture de ces strates apparaît dans la direction normale transverse, cette rigidité en flexion est fortement diminuée et permet la propagation du délaminage initial. Dès que la dégradation des strates circonférentielles atteint les bords de l'éprouvette (point 1), le délaminage devient débouchant d'un bord à l'autre et entraîne la ruine globale du stratifié. La présence de délaminages au sein d'une éprouvette courbe influe donc lourdement sur sa tenue résiduelle en traction.

4.7 Application du modèle aux éprouvettes Ø300

Le modèle établi par recalage avec les résultats expérimentaux observés sur les éprouvettes Ø600 est ici appliqué pour la prédiction de la tenue résiduelle des éprouvettes Ø300. Les résultats de cette modélisation sont présentés dans cette section.

4.7.1 Modélisation des éprouvettes Ø300 saines

La première modélisation est effectuée dans le cas d'éprouvettes saines. Le type d'élément C3D20 est conservé ainsi que le modèle n^o2. Cependant, puisque les phénomènes mis en jeu peuvent différer selon l'échelle considérée, il est intéressant de comparer les prédictions des divers modèles présentés pour ces éprouvettes Ø300. La confrontation des prédictions des modèles avec la moyenne des résultats expérimentaux est présentée Figure 4.52.

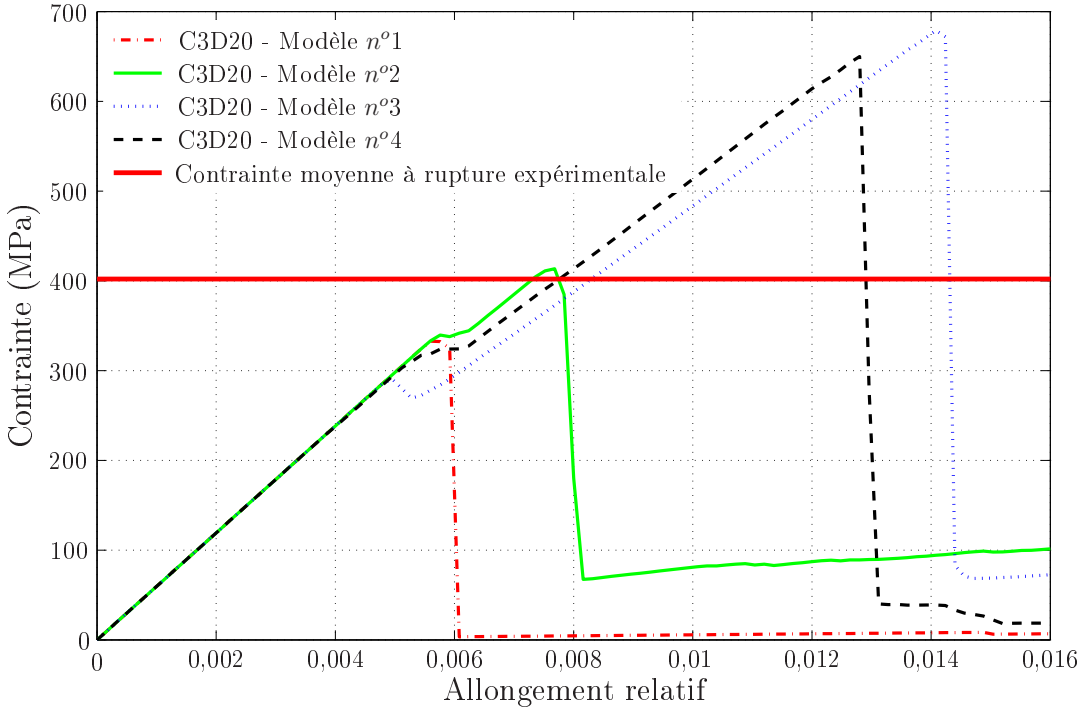


FIG. 4.52 – Influence de la loi d'endommagement du pli pour la prédiction de la tenue en traction des éprouvettes Ø300

Une première constatation peut être faite concernant l'apparition de la première rupture macroscopique. Tous les modèles affichent une première rupture du stratifié avant

la rupture globale excepté le modèle n^o1. Pour ce dernier, la première rupture détectée entraîne la ruine complète de l'éprouvette et sous-estime ainsi la contrainte à rupture observée expérimentalement. Les modèles fondés sur des critères exprimés en contrainte (i.e. modèle n^o3 et n^o4) surestiment fortement celle-ci. Comme dans le cas des éprouvettes Ø600, le modèle n^o2 semble prédire cette contrainte à rupture avec le plus de précision. L'écart observé vis-à-vis de la valeur expérimentale est de 3%.

Cependant, il a été démontré que le modèle n^o2 est très sensible à la taille des éléments. En effet, un raffinement du maillage peut conduire à la détection prématurée de mécanismes de ruine de l'éprouvette. Ainsi, une étude de sensibilité à la finesse du maillage a été réalisée avec l'utilisation du maillage B (Figure 4.26). Les deux courbes contrainte-déformation associées aux deux maillages testés sont présentées sur la Figure 4.53.

Tout d'abord, on observe qu'une réduction de la taille des éléments entraîne une augmentation de 10% de la contrainte à rupture. D'autre part, le plateau en contrainte affiché dans le cas du maillage A est de nouveau présent avec l'utilisation du maillage B. On peut donc en conclure que les mécanismes de ruine sont détéctés de manière similaire dans ces deux configurations. Ceci va dans le sens contraire aux observations réalisées dans le cas des éprouvettes Ø600. Pour cette échelle d'éprouvettes, l'étude de sensibilité à la finesse du maillage ne permet pas d'affirmer que le plateau en contrainte est positionné à un niveau correspondant à la rupture globale de l'éprouvette.

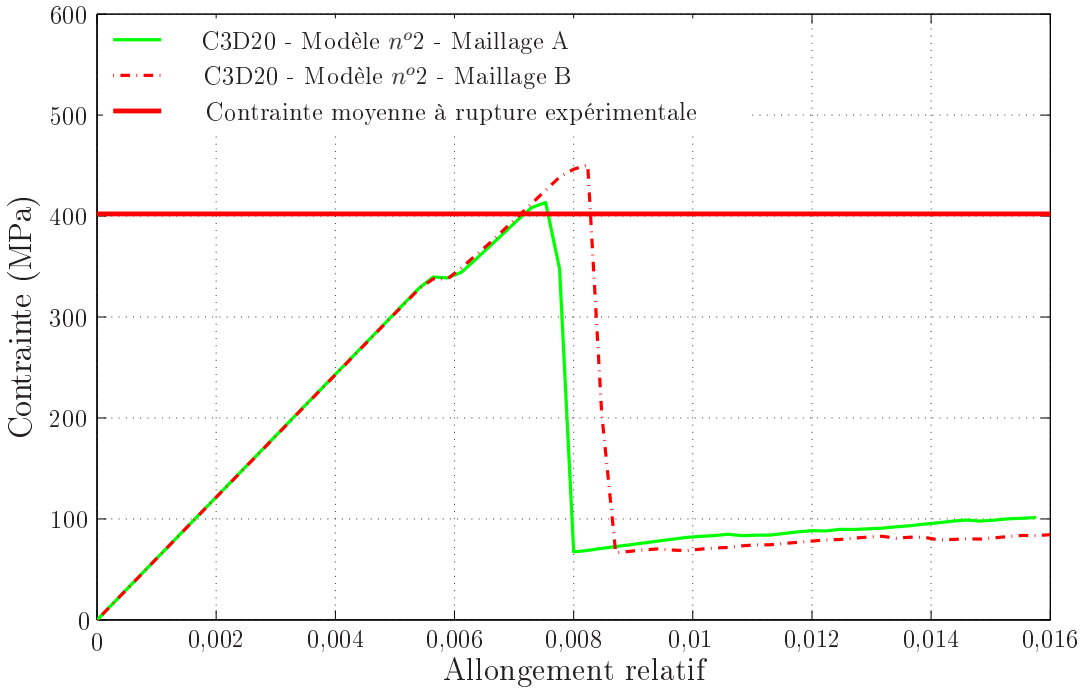


FIG. 4.53 – Influence de la taille de l'élément pour le modèle n^o2 dans le cas des éprouvettes Ø300

4.7.2 Influence des zones cohésives dans le cas des éprouvettes Ø300

Afin d'approfondir la compréhension des phénomènes responsables de la rupture des éprouvettes Ø300, des éléments cohésifs ont été implémentés entre les strates longitudinales et circonférentielles dans le maillage A. La Figure 4.54 présente les résultats obtenus avec les deux modèles de zones cohésives présentés (Tvergaard et Crisfield) dans le cas d'éprouvettes initialement saines. Ces courbes contrainte/déformation sont confrontées à celle obtenue en considérant l'interface comme étant infiniment rigide.

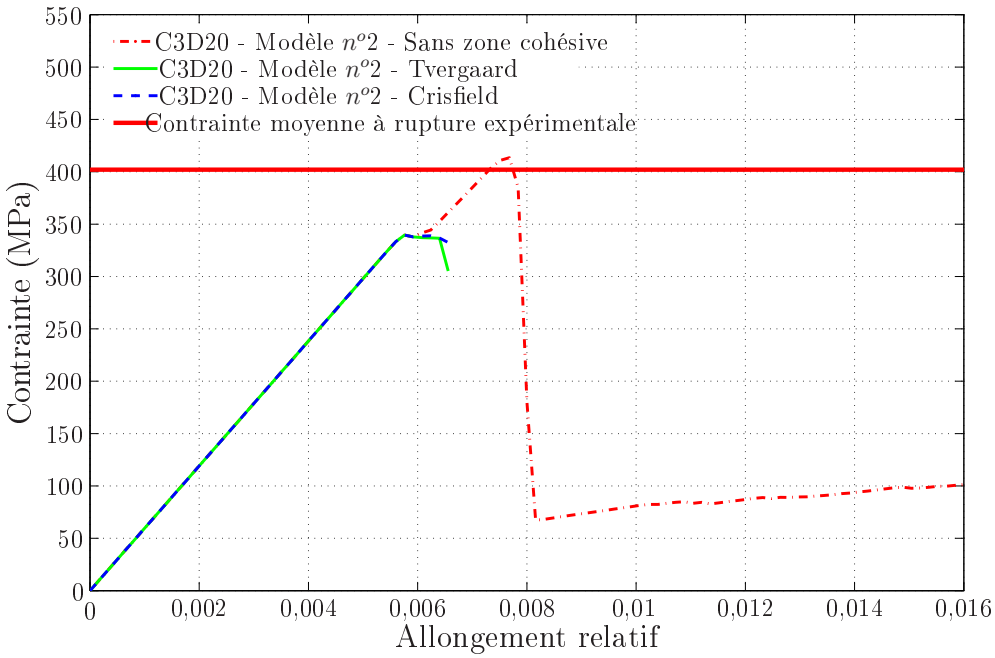


FIG. 4.54 – Influence des zones cohésives pour le modèle n^o2 dans le cas des éprouvettes Ø300

L'ensemble des courbes représentées se superposent jusqu'au plateau en contrainte affiché dans le cas d'une modélisation sans zone cohésive. Cependant, alors que le chargement se poursuit dans ce cas pour aboutir à une rupture globale située au-delà de la contrainte moyenne à rupture expérimentale, ce plateau mène directement à la défaillance de l'éprouvette dans le cas d'une interface endommageable. Les mécanismes de ruine de l'éprouvette sont identiques à ceux relevés lors de la modélisation des éprouvettes Ø600 : ce plateau en contrainte est dû à la rupture dans la direction transverse $\vec{2}$ des strates circonférentielles. Cette dégradation s'initie en premier lieu dans la strate intérieure (surface concave de l'éprouvette) mais se répand très rapidement dans l'ensemble des strates orientées à 90^o et s'accompagne d'un endommagment dans la seconde direction normale transverse (direction $\overrightarrow{3}$). La perte de rigidité, engendrée par l'activation du critère dans les strates circonférentielles, entraîne une modification du rayon de courbure de l'éprouvette et génère de fortes tensions au niveau de l'interface. Dans le cas d'une interface infiniment rigide, on assiste à la redistribution des contraintes des strates endommagées vers les strates saines. Le chargement croît de nouveau en s'accompagnant de la rupture progressive des strates longitudinales en cisaillement. Ceci conduit, à l'activation du critère en mode fibre et à la ruine de l'éprouvette. En revanche, dans le cas d'une interface

endommageable, la rupture des strates circonférentielles dans la direction $\overrightarrow{2}$ entraîne la dégradation de l'interface en mode mixte. Le transfert de charge ne peut donc plus se faire et on assiste à l'activation subite du critère en mode fibre dans les strates longitudinales : la rupture globale de l'éprouvette apparaît.

Nous avons montré qu'un affinement du maillage ne permet pas, pour cette échelle d'éprouvettes, de détecter l'ensemble des mécanismes responsables de la ruine de l'éprouvette. Seule la prise en compte de la dégradation interfaciale permet d'observer ces phénomènes. Dès lors, pour des raisons de temps de calcul, il est possible de considérer le plateau en contrainte, affiché par une modélisation considérant une interface non-endommageable et utilisant le maillage A, comme étant situé au niveau de la ruine de l'éprouvette.

4.7.3 Modélisation des éprouvettes Ø300 pré-impactées

Une seconde série de modélisations est réalisée afin de prédire le comportement résiduel d'une éprouvette Ø300 pré-impactée. L'implémentation du dommage au sein de l'éprouvette est effectuée par l'intermédiaire des résultats de microscopie optique post-impact présentés dans le Tableau 3.2. Pour les même raisons que celles évoquées dans le cas des éprouvettes Ø600, les cas tests choisis ici sont les cas présentant un nombre entier de strates rompues. Ainsi, les différents dommages implémentés sont récapitulés dans le tableau 4.8 où les cellules grisées représentent les strates pré-endommagées.

Dénomination du cas test	dommage 1	dommage 3	dommage 5	dommage 7
Circ. 1 (extérieur) (90^o)				
Longi. 1 ($\pm 20^o$)				
Circ. 2 (90^o)				
Longi. 2 ($\pm 20^o$)				
Circ. 3 (90^o)				
Longi. 3 ($\pm 20^o$)				
Circ. 4 (intérieur) (90^o)				

TAB. 4.8 – Cas tests de pré-endommagement des éprouvettes Ø300

Les résultats de ces modélisations sont présentés sur la Figure 4.55 par le tracé des courbes contrainte-déformations correspondantes. La courbe associée à l'éprouvette saine modélisée est également présentée à titre de comparaison.

Une première remarque peut être faite concernant la contrainte à rupture. La présence d'un endommagement initial au sein de l'éprouvette entraîne toujours un abattement de la tenue résiduelle. En effet, l'éprouvette saine affiche la contrainte à rupture la plus élevée. Cependant, une observation particulière des cas représentatifs des dommages 5 et 7 montre que cette évolution de la contrainte à rupture n'est pas linéaire en fonction du dommage induit. Rappelons que dans le cas du dommage 7 toutes les strates sont considérées rompues tandis que dans le cas du dommage 5, deux strates circonférentielles, situées les plus proches de la face concave de l'éprouvette, sont toujours intègres. Or, la modélisation proposée prédit une contrainte à rupture pour une éprouvette du type « dommage 5 » située à 40% en dessous d'une éprouvette du type « dommage 7 ». Il est à noter également que cette dernière est légèrement supérieure à celle représentative d'une éprouvette du type « dommage 3 » comportant une strate longitudinale et une strate circonférentielle saines.

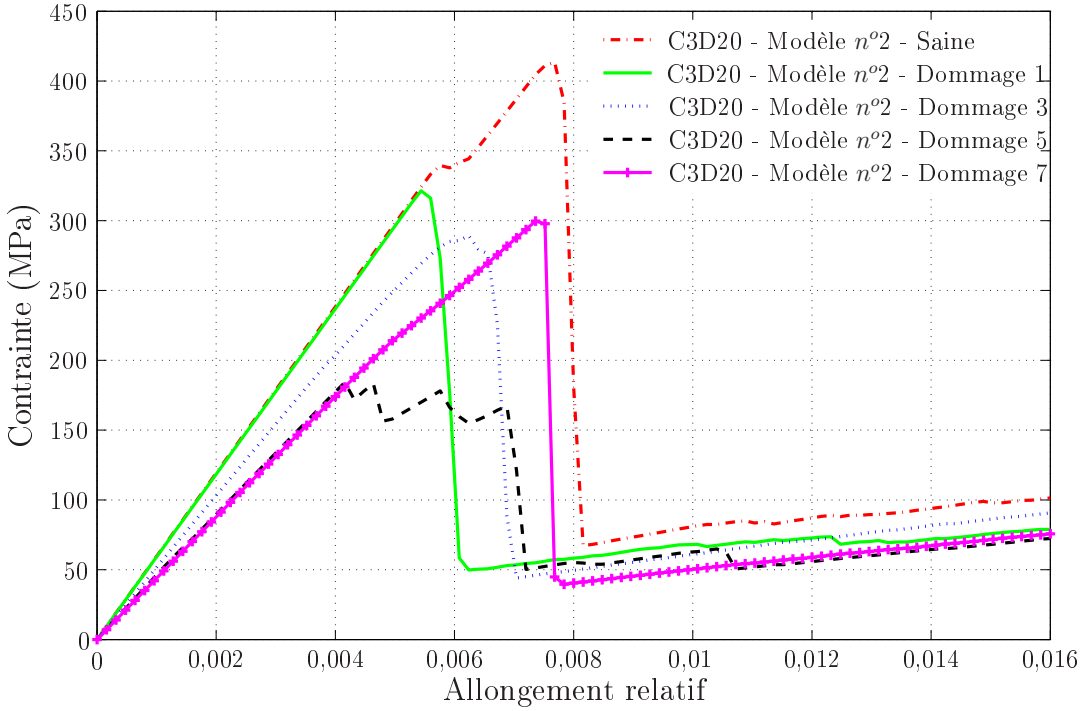


FIG. 4.55 – Modélisation des éprouvettes Ø300 pré-impactées

Ces constatations montrent que la présence d'un endommagement total des strates au centre de l'éprouvette améliore la tenue résiduelle vis-à-vis d'une éprouvette partiellement endommagée. Ce phénomène n'a pas été observé dans le cas des éprouvettes Ø600. Etant donné que seules la courbure et l'épaisseur changent entre ces deux échelles d'éprouvettes, il semble que l'un de ces deux paramètres soit responsable de ce changement de comportement.

Une comparaison de la contrainte à rupture entre les prédictions du modèle et les résultats expérimentaux est présentée sur la Figure 4.56. Celle-ci représente l'évolution de cette contrainte en fonction de l'énergie d'impact pour les différents cas de pré-endommagement.

La bonne correspondance, entre les prédictions du modèle et les résultats expérimentaux dans le cas des éprouvettes saines et des éprouvettes présentant l'état d'endommagement initial maximal, peut être soulignée par cette représentation. Cependant, les cas tests associés aux niveaux d'endommagement intermédiaires affichent tous des valeurs de contrainte à rupture très conservatives vis-à-vis des résultats expérimentaux. De plus, l'évolution bi-linéaire de cette contrainte en fonction de l'énergie d'impact montrée expérimentalement n'apparaît pas avec cette modélisation.

Concernant la pente de la courbe contrainte - allongement relatif au début du chargement (Figure 4.55), utilisée pour la détermination de la rigidité apparente, on note différents cas de pré-endommagement qui présentent des valeurs quasiment similaires (i.e éprouvette saine et type « dommage 1 », éprouvettes type « dommage 5 » et type « dommage 7 »). Etant donné que seule la dégradation des states circonférentielles diverge entre chaque couple de cas tests, nous pouvons affirmer que l'intégrité des strates circonférentielles n'influe pas sur la rigidité apparente. Cette constatation est donc valable pour chaque échelle d'éprouvettes.

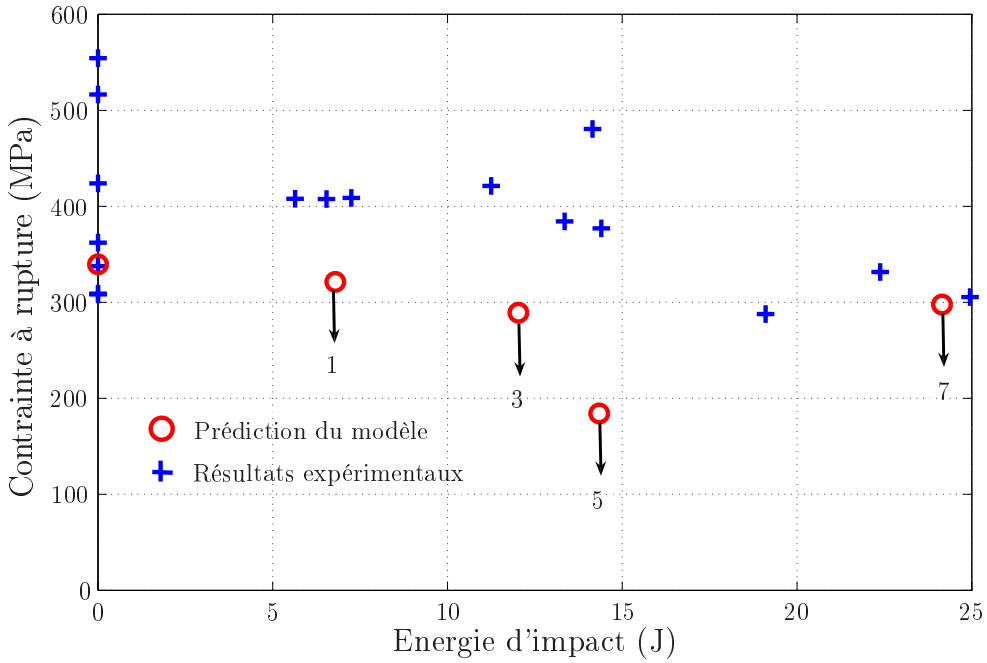


FIG. 4.56 – Comparaison des prédictions du modèle et des résultats expérimentaux pour la contrainte à rupture des éprouvettes Ø300

Les prédictions concernant la rigidité apparente sont plutôt satisfaisantes comme l'illustre la Figure 4.57.

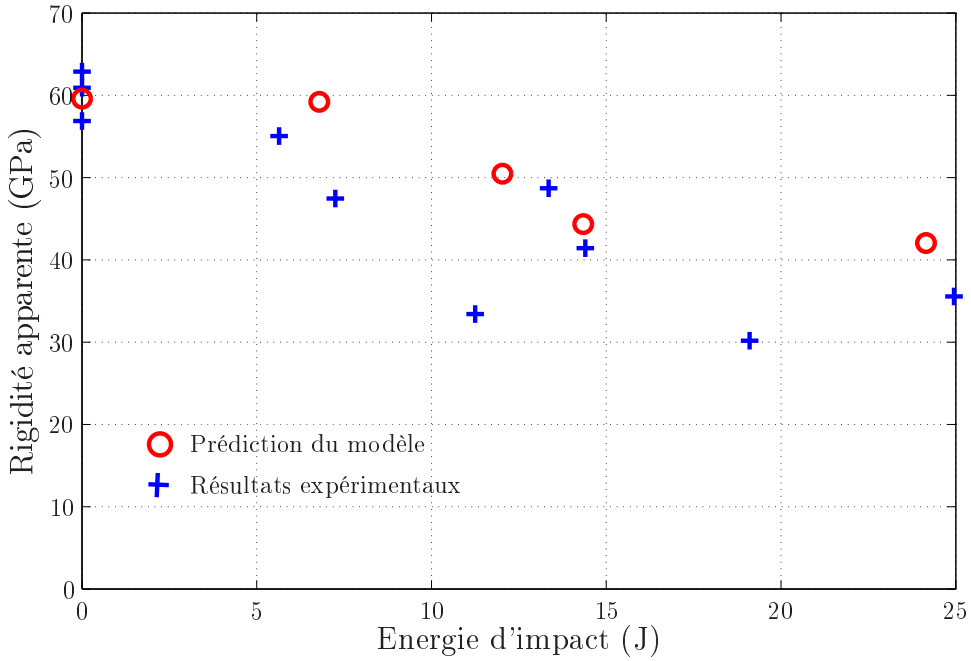


FIG. 4.57 – Comparaison des prédictions du modèle et des résultats expérimentaux pour la rigidité apparente des éprouvettes Ø300

En effet, dans le cas des éprouvettes saines, on note une valeur calculée numériquement

située dans la dispersion expérimentale. Il est à noter que cette valeur est très proche de la valeur calculée analytiquement par la théorie des stratifiés.

De plus, cette modélisation permet de prédire une décroissance linéaire globale de cette rigidité, en fonction de l'énergie d'impact, fidèle aux résultats expérimentaux. Toutefois, une observation plus fine de cette évolution permet d'aboutir à des constatations identiques à celles émises pour l'échelle d'éprouvettes Ø600. Localement, cette rigidité affiche une variation par paliers et celle-ci apparaît lorsque deux niveaux d'endommagement successifs présentent une dégradation identique des strates longitudinales.

4.8 Sensibilité au pré-endommagement implémenté

Etant donné que les prédictions du modèle pour la contrainte à rupture des éprouvettes Ø300 présentent des écarts importants vis-à-vis des résultats expérimentaux pour des états d'endommagement intermédiaires, nous avons choisi de réaliser une étude de sensibilité au pré-endommagement implémenté.

L'expertise microscopique des dommages induits par impact a été effectuée sur un nombre limité d'éprouvettes. En fonction de ces résultats, il a été possible de déterminer le comportement résiduel d'une éprouvette en fonction de son état d'endommagement initial. Cependant, une certaine variabilité peut exister quant à la dégradation des éprouvettes lors d'essais d'impact. Celle-ci peut être attribuée à différents phénomènes tels : i) la nature dispersive de la rupture des stratifiés, ii) une variabilité au niveau des propriétés mécaniques des éprouvettes à cause du procédé utilisé pour leur élaboration et iii) des conditions aux limites utilisées pour les essais d'impact qui peuvent légèrement varier d'un essai à l'autre. Cette variabilité est reflètée par la dispersion observée expérimentalement sur le comportement résiduel. Dans le cas d'une modélisation numérique, elle ne peut être prise en compte qu'en attribuant un caractère aléatoire au pré-endommagement induit. Etant donné que cette voie n'est pas prévue pour l'établissement de ce modèle, il a été choisi de réaliser certains cas tests afin de quantifier cette variabilité au niveau de la contrainte à rupture et de la rigidité apparente.

4.8.1 Cas des éprouvettes Ø300

Le tableau 4.9 présente deux nouveaux cas tests utilisés dans le cadre de la modélisation des éprouvettes Ø300 pré-endommagées. Ces endommagements, dénommés « dommage A » et dommage « B » sont établis en fonction des cas déjà traités. Ainsi, le cas « dommage A » a pour but de compléter la progression du dommage dans l'épaisseur du stratifié en ajoutant au « dommage 1 » la dégradation d'une strate longitudinale. De même, le cas « dommage B » est constitué du cas « dommage 5 » auquel on vient ajouter l'endommagement d'une strate circonférentielle supplémentaire. Ces cas ont été choisis spécifiquement car il semble surprenant d'observer une progression discontinue de l'endommagement dans l'épaisseur du stratifié lors de l'impact avec les conditions aux limites utilisées. L'idée est donc de compléter les « sauts » observés lors de l'analyse microscopique.

Dénomination du cas test	dommage 1	dommage A	dommage 3	dommage 5	dommage B	dommage 7
Circ. 1 (extérieur) (90^o)						
Longi. 1 ($\pm 20^o$)						
Circ. 2 (90^o)						
Longi. 2 ($\pm 20^o$)						
Circ. 3 (90^o)						
Longi. 3 ($\pm 20^o$)						
Circ. 4 (intérieur) (90^o)						

TAB. 4.9 – Complément de cas tests de pré-endommagement des éprouvettes Ø300

Les figures 4.58 et 4.59 illustrent l'influence de cette modification du pré-endommagement sur respectivement, la contrainte à rupture et la rigidité apparente. Les résultats de la modélisation des nouveaux cas tests sont représentés par des carrés sur ces figures. Le cas « dommage A » étant un complément du cas « dommage 1 », les résultats seront positionnés pour une même énergie d'impact théorique. On considère qu'il en est de même pour le cas « dommage B » et le cas « dommage 5 ».

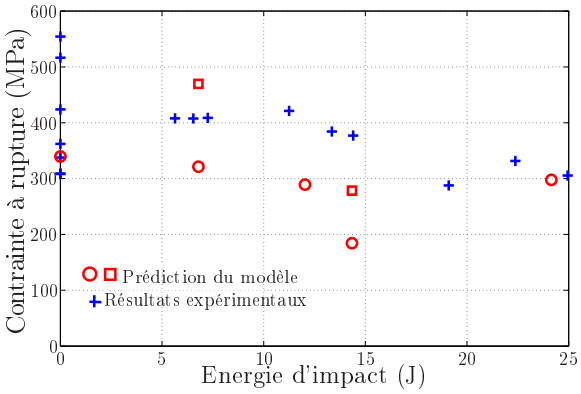


FIG. 4.58 – Sensibilité du pré-endommagement implémenté sur les prédictions du modèle pour la contrainte à rupture des éprouvettes Ø300

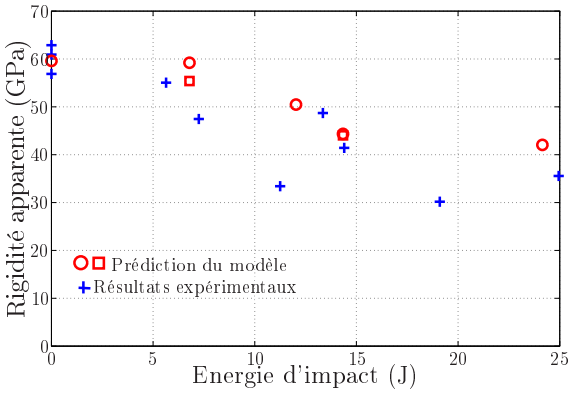


FIG. 4.59 – Sensibilité du pré-endommagement implémenté sur les prédictions du modèle pour la rigidité apparente des éprouvettes Ø300

On observe ainsi une augmentation de 46% de la contrainte à rupture pour le cas « dommage A » vis-à-vis du cas « dommage 1 ». Bien que plus sévère en terme d'endommagement (.i.e. nombre de strates rompues plus important), le cas « dommage A » est nettement moins pénalisant que le cas « dommage 1 » pour la contrainte à rupture d'une éprouvette Ø300. De plus, une éprouvette pré-endommagée dans ce cas « dommage A » affiche une contrainte à rupture supérieure à celle d'une éprouvette saine. Il semble donc que la dégradation de l'ensemble des strates située dans la partie convexe de l'éprouvette courbe (i.e. au dessus de la surface moyenne) favorise sa tenue en traction. Ce n'est pas le cas lors d'une dégradation partielle où seules les strates circonférentielles sont affectées par ce dommage.

L'augmentation de tenue résiduelle est également constatée dans le cas « dommage B » vis-à-vis du cas « dommage 5 ». L'accroissement de la contrainte à rupture est ici de 60% alors que le cas « dommage B » présente une strate circonférentielle supplémentaire dégradée. La valeur observée dans le cas « dommage B » est tout de même inférieure à

celle du cas « dommage 7 » où toutes les strates sont endommagées.

L'ensemble de ces observations permet de conclure sur la grande sensibilité de la contrainte à rupture en fonction de l'organisation de l'endommagement au sein d'une éprouvette Ø300. Expérimentalement, cette sensibilité est absorbée par la variabilité au niveau de l'endommagement induit par les essais d'impact et le nombre d'essais quasi-statiques réalisés. Numériquement, les seuls cas permettant d'aboutir à des résultats comparables aux résultats expérimentaux sont donc les cas d'une éprouvette saine et d'une éprouvette où toute les strates sont dégradées.

Concernant la rigidité apparente, pour laquelle les résultats numériques sont présentés Figure 4.59, il semble que celle-ci suive un schéma plus organisé. En effet, l'endommagement d'une strate longitudinale supplémentaire vis-à-vis du cas « dommage 1 » (i.e. cas « dommage A ») conduit à une diminution de la rigidité apparente. D'autre part, la rupture d'une strate circonférentielle supplémentaire mène à une rigidité apparente comparable (cas « dommage 5 » et « dommage B »). Ces observations conforte logiquement le fait que cette rigidité dépend fortement de l'intégrité des strates longitudinales orientées à $\pm 20^o$ et très faiblement de celle des strates circonférentielles orientées à 90^o.

4.8.2 Cas des éprouvettes Ø600

La même démarche a été utilisée pour observer l'influence de l'organisation de l'endommagement induit par impact sur le comportement résiduel d'une éprouvette Ø600.

Les nouveaux cas tests de pré-endommagement sont présentés dans le Tableau 4.10 sous la dénomination « dommage A » et « dommage B ». Le cas « dommage A » est établi à partir du cas « dommage 4 » en lui ajoutant une strate circonférentielle rompue (i.e. Circ. 2). Le cas « dommage B » constitue un niveau de pré-endommagement intermédiaire entre le cas « dommage A » et le cas « dommage 7 » où cinq strates sont dégradées.

Dénomination du cas test	dommage 1	dommage 3	dommage 4	dommage A	dommage B	dommage 7
Circ. 1 (extérieur) (90^o)	■	■	■	■	■	■
Longi. 1 ($\pm 20^o$)	■	■	■	■	■	■
Circ. 2 (90^o)		■		■	■	■
Longi. 2 ($\pm 20^o$)			■	■	■	■
Circ. 3 (90^o)					■	■
Longi. 3 ($\pm 20^o$)						■
Circ. 4 (intérieur) (90^o)						■

TAB. 4.10 – Complément de cas tests de pré-endommagement des éprouvettes Ø600

L'influence de ces modifications de pré-endommagement sur le comportement résiduel d'une éprouvette Ø600 est illustrée par les figures 4.60 et 4.61.

La figure 4.60 permet de quantifier la variation observée sur la contrainte à rupture. Ainsi, on observe une diminution de 7% de cette contrainte lors du passage d'une éprouvette pré-endommagée du type « dommage 4 » à une éprouvette pré-endommagée du type « dommage A ». La logique d'une diminution de la contrainte à rupture en fonction du nombre de strates endommagées est respectée dans ce cas. Cependant, cette nouvelle contrainte est similaire à celle observée dans le cas d'une éprouvette où toutes les strates sont dégradées (i.e. cas « dommage 7 »). Etant donné que seule la dégradation d'une strate circonférentielle diffère entre les deux types d'endommagement « dommage 4 » et « dommage A », la rigidité apparente conserve la même valeur (Figure 4.61).

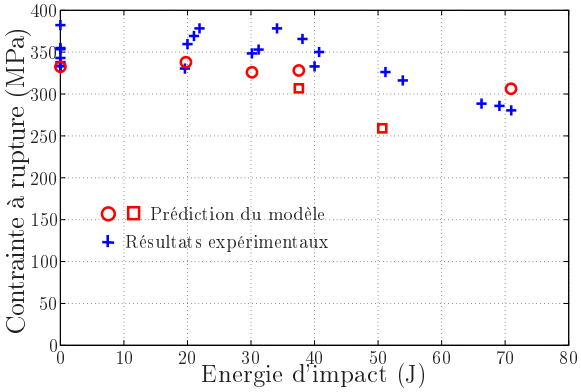


FIG. 4.60 – Sensibilité du pré-endommagement implémenté sur les prédictions du modèle pour la contrainte à rupture des éprouvettes Ø600

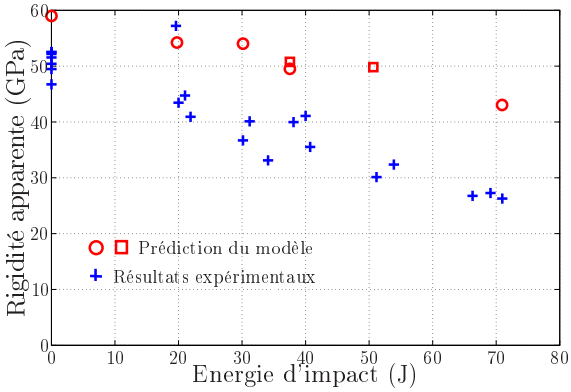


FIG. 4.61 – Sensibilité du pré-endommagement implémenté sur les prédictions du modèle pour la rigidité apparente des éprouvettes Ø600

Si on augmente davantage le nombre de strates rompues (i.e. cas « dommage B ») où une strate circonférentielle supplémentaire est rompue vis-à-vis du cas « dommage A », alors la tenue résiduelle chute de 16%. Elle se situe également en dessous d'une éprouvette du type « dommage 7 ». Dans ce cas, bien que le niveau de pré-endommagement soit moins important, la contrainte à rupture est plus faible (i.e. 16%). La rigidité apparente affiche quant à elle une valeur très proche de celle obtenue dans le cas « dommage A » puisqu'une seule strate circonférentielle endommagée diffère entre ces deux configurations.

Remarque : la correspondance entre le niveau d'endommagement associé au cas « dommage B » et l'énergie d'impact a été établie en considérant une évolution linéaire du nombre de strates dégradées en fonction de l'énergie d'impact. Cette considération est basée sur l'observation des résultats expérimentaux décrits au chapitre précédent.

4.8.3 Conclusions sur la sensibilité du comportement résiduel au pré-endommagement implémenté

Selon l'échelle d'éprouvettes considérée, on assiste à une influence différente de l'organisation de l'endommagement au sein des strates sur la contrainte à rupture. En effet, dans le cas des éprouvettes Ø600, une augmentation du nombre de strates rompues entraîne au delà d'un certain seuil une chute globale de la tenue résiduelle. Cette dernière est observée quel que soit le type de strates dégradées (i.e. circonférentielles ou longitudinales). Cependant, l'allure de cette décroissance semble être légèrement tributaire de l'emplacement des strates endommagées au sein de l'épaisseur. En revanche, dans le cas des éprouvettes Ø300, de fortes variations peuvent être observées sur la contrainte à rupture dès le premier état de pré-endommagement. En fonction de la position de l'endommagement dans l'épaisseur du stratifié, on peut noter des comportements à rupture radicalement différents.

Ces constatations sont mises en valeur par la comparaison de la contrainte à rupture pour les deux échelles d'éprouvettes présentant les même strates dégradées. Les cas de pré-endommagements testés et communs aux deux échelles d'éprouvettes sont rappelés dans le Tableau 4.11.

Dénomination du cas test	Saine	Dommage α	Dommage β	Dommage γ
Circ. 1 (extérieur) (90^o)				
Longi. 1 ($\pm 20^o$)				
Circ. 2 (90^o)				
Longi. 2 ($\pm 20^o$)				
Circ. 3 (90^o)				
Longi. 3 ($\pm 20^o$)				
Circ. 4 (intérieur) (90^o)				

TAB. 4.11 – Cas de pré-endommagement communs aux deux échelles d'éprouvettes

La Figure 4.62 présente la contrainte à rupture pour chaque échelle d'éprouvettes en fonction du cas de pré-endommagement considéré.

II est tout d'abord intéressant de noter que la sensibilité des éprouvettes Ø300 à l'état d'endommagement initial est nettement plus prononcée que dans le cas des éprouvettes Ø600. En effet, on peut observer de fortes variations de la contrainte à rupture entre deux niveaux de pré-endommagement successifs. De plus, dans le cas « Dommage α », cette contrainte est supérieure à celle obtenue dans le cas d'une éprouvette saine. Ce n'est pas le cas pour les éprouvettes Ø600. On peut noter tout de même la très bonne correspondance entre les deux échelles d'éprouvettes lorsque le stratifié est initialement sain et lorsque toutes les strates sont dégradées (i.e. cas « Dommage γ »).

Contrairement à ce qui a été constaté expérimentalement, le changement d'échelle numérique ne modifie pas la contrainte à rupture lorsque les éprouvettes sont saines. En effet, on observe des niveaux de contraintes ultimes similaires. L'effet de l'épaisseur sur la contrainte à rupture constaté expérimentalement ne peut pas être observé par cette modélisation. De plus, les paramètres variant d'une échelle d'éprouvettes à l'autre (i.e. l'épaisseur et le rayon de courbure), n'influent pas sur le comportement des éprouvettes présentant un état de pré-endommagement total dans la zone impactée. Ce cas de pré-endommagement est un cas particulier où l'éprouvette peut être assimilée à une éprouvette trouée. Compte tenu des résultats obtenus pour les éprouvettes saines, il semble donc logique d'assister à un comportement similaire pour les deux échelles. En revanche, il semble que le rayon de courbure influe largement sur la contrainte à rupture dans le cas de pré-endommagements partiels. En effet, il a été constaté expérimentalement des variations au niveau de la linéarité des courbes contrainte-déformation. Les changements de pente observés sont attribués au réalignement des fibres orientées à $\pm 20^o$ dans l'axe de sollicitation et accentués par la courbure de l'éprouvette. Dans le cas d'un pré-endommagement partiel de l'éprouvette, la nature des strates affectées (i.e. circonférentielles ou longitudinales) et leur position dans l'épaisseur du stratifié conditionnent ce réalignement et conduit à une variation au niveau de la contrainte à rupture. La plus grande courbure des éprouvettes Ø300 vis-à-vis des éprouvettes Ø600 implique, numériquement, une variation amplifiée de cette contrainte.

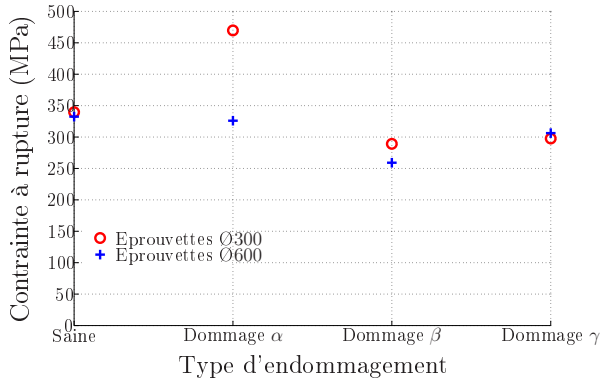


FIG. 4.62 – Comparaison des deux échelles d'éprouvettes concernant la contrainte à rupture obtenue numériquement

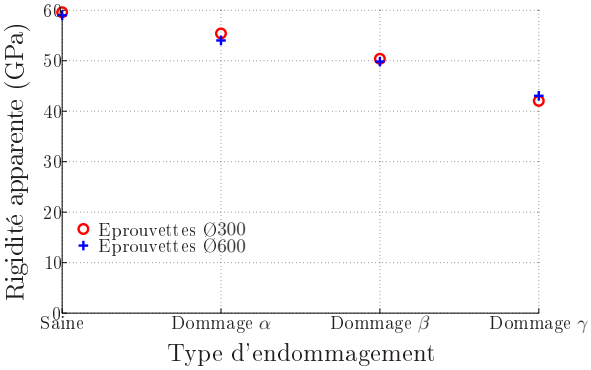


FIG. 4.63 – Comparaison des deux échelles d'éprouvettes concernant la rigidité apparente obtenue numériquement

Concernant l'évolution de la rigidité apparente en fonction de l'état initial d'endommagement, on note une très bonne correspondance entre les deux échelles d'éprouvettes (Figure 4.63). La valeur affichée dans le cas des éprouvettes saines est notamment similaire, et égale à la valeur que l'on peut déterminer analytiquement par la théorie classique des stratifiés. De plus, une dégradation identique des strates conduit à un abattement équivalent de cette rigidité. Aucun effet d'échelle ne peut donc être constaté sur ce paramètre avec ce type de modélisation.

4.9 Conclusions

Pour l'établissement de ce modèle numérique, quatre lois progressives d'endommagement du pli différentes ont été confrontées aux résultats expérimentaux obtenus sur les éprouvettes saines Ø600. Deux d'entre elles, basées sur des critères de défaillance écrits en contrainte, sous-estiment fortement la contrainte à rupture expérimentale. Celles fondées sur des critères écrits en déformations donnent des résultats présentant une meilleure concordance vis-à-vis des résultats expérimentaux.

Suspectant l'apparition de phénomènes complexes dans le cas de la rupture en traction d'éprouvettes courbes, il a été choisi de réaliser une étude de sensibilité à la nature de l'élément consituant le maillage. Pour cela, trois types d'éléments ont été testés : i) un élément volumique multicouches quadratique en surface et linéaire dans l'épaisseur (C3D16), ii) un élément volumique monocouche linéaire en surface et dans l'épaisseur (C3D8) et iii) un élément volumique monocouche quadratique en surface et dans l'épaisseur (C3D20). Il apparaît que l'utilisation de l'élément C3D16 ne permet pas de détecter convenablement l'apparition de ruptures en cisaillement transverse. Or, ce phénomène semble prépondérant lors de la rupture d'une éprouvette courbe sollicitée en traction. L'utilisation d'éléments monocouches, bien qu'induisant une augmentation du temps de calcul à cause du nombre d'éléments mis en œuvre, permet de détecter ce mode de défaillance. Par nature plus riche que l'élément C3D8, l'élément C3D20 affiche de meilleurs résultats et est donc conservé pour l'élaboration de ce modèle.

Les calculs effectués sur cette base ont montré la présence de modes de défaillance sévères lors du chargement ne conduisant pas pour autant à la ruine globale de l'éprouvette. Une étude de sensibilité à la finesse du maillage a donc été réalisée. Il est apparu qu'une réduction de la taille des éléments entraîne la détection anticipée de phénomènes critiques

pour la tenue en traction d'une éprouvette courbe : les ruptures en cisaillement plan et en mode fibre. Ce raffinement du maillage a également permis d'établir une chronologie dans l'apparition des modes de ruine. Ainsi, il a été montré que les premières strates rompues sont les strates circonférentielles orientées à 90^o. Cette rupture intervient en mode transverse dans la direction $\overrightarrow{2}$. Puis, différents mécanismes apparaisent de manière couplée : i) la rupture des strates circonférentielles dans la direction $\overrightarrow{3}$, ii) la rupture en cisaillement plan et transverse à la fois dans les couches circonférentielles et les couches longitudinales. L'amorçage de ces mécanismes a été principalement constaté dans la partie centrale de l'éprouvette. Enfin, la rupture en mode fibre (i.e. direction $\overrightarrow{1}$) des strates longitudinales orientées à $\pm 20^o$ conduit à la rupture globale de l'éprouvette.

Le modèle étant validé dans le cas d'éprouvettes Ø600 saines, l'étape suivante a été d'implémenter numériquement le dommage expertisé expérimentalement afin de prédire le comportement résiduel d'une éprouvette pré-impactéee. Pour cela, les propriétés élastiques d'une zone de l'éprouvette (choisie en fonction des observations expérimentales) ont été modifiées selon le niveau de pré-endommagement souhaité. En accord avec l'expertise microscopique du dommage et les résultats des essais de corrélation d'images 3D, nous avons pris le parti de dégrader toutes les propriétés élastiques exceptés les coefficients de Poisson. Ainsi, tous les modules de rigidité ont été préalablement amenés à leur valeur résiduelle. Les premières simulations effectuées dans le cas d'éprouvettes présentant un pré-endommagement tel que toutes les strates sont affectées, ont abouti au choix d'une loi d'endommagement parmi les deux lois basées sur des critères écrits en déformation.

Pour cette échelle d'éprouvettes et pour chaque cas de pré-endommagement, la contrainte à rupture obtenue numériquement est proche de celle issue des essais expérimentaux. Cependant, les prédictions numériques sont dans l'ensemble conservatives sauf dans le cas du pré-endommagement le plus sévère. Ceci conduit un abattement de la tenue résiduelle plus faible numériquement (8%) que celui observé expérimentalement (20%). D'autre part, une diminution de la rigidité apparente a été notée en fonction de l'état d'endommagement initial des éprouvettes. Cette décroissance est néanmoins moins importante numériquement qu'expérimentalement.

Le modèle numérique établi dans le cas des éprouvettes Ø600 a été appliqué et confronté aux résultats expérimentaux dans le cas des éprouvettes Ø300. Les prédictions du modèle concernant la rigidité apparente sont dans l'ensemble acceptables bien que la décroissance de ce paramètre soit légèrement moins importante que celle relevée expérimentalement. Les contraintes à rupture sont, quant à elles, très satisfaisantes dans le cas des éprouvettes saines et des éprouvettes dont l'état de pré-endommagement est maximal. En revanche, pour les cas d'endommagement intérmédiaires, de forts écarts peuvent être observés vis-à-vis des contraintes à rupture expérimentales. Ces constations ont abouti à la réalisation d'une étude de sensibilité au pré-endommagement implémenté numériquement. Ainsi, il a été constaté que la contrainte à rupture est beaucoup plus sensible à l'organisation de l'endommagement au sein des strates pour cette échelle d'éprouvettes que pour les éprouvettes Ø600. Ce phénomène a été attribué à la courbure des éprouvettes.

Nous avons également montré que la rigidité interfaciale à une influence non-négligeable sur le comportement en traction d'éprouvettes composites courbes. Celle-ci a été introduite ici grâce à l'utilisation de zones cohésives permettant d'attribuer un caractère endommageable à l'interface entre deux strates d'orientation différente. Bien que très coûteux en terme de temps de calcul, ces éléments permettent de détecter l'amorçage ou la propagation de mécanismes potentiellement critiques vis-à-vis de la tenue en traction. Ainsi, lorsque la courbure de l'éprouvette devient importante (cas des éprouvettes Ø300), la

décohésion interfaciale peut conduire à une ruine prématurée de l'éprouvette et doit donc être prise en compte. L'intérêt de ces éléments a également été démontré lorsque nous avons simuler la présence d'un délaminage au centre de l'éprouvette avant le chargement. Les résultats observés rejoignent la remarque précédente concernant la forte influence de l'interface sur la tenue en traction. En effet, nous avons montré que la propagation du délaminage au cours du chargement peut conduire à la ruine de l'éprouvette courbe.

Chapitre 5

Vers la structure ...

Sommaire

5.1 Identification du dommage induit par impact sur une capacité étalon . . . 151
5.1.1 Création du dommage par impact . . . 152
5.1.2 Expertise des dommages initiés par impact . . . 155
5.2 Tolérance aux dommages des capacités Ø300 . . . 159
5.2.1 Essais d'impact . . . 159
5.2.2 Essais à rupture . . . 163
5.3 Modélisation numérique . . . 174
5.3.1 Maillage et conditions aux limites . . . 174
5.3.2 Modélisation des capacités saines . . . 176
5.3.3 Modélisation des capacités impactées . . . 178
5.4 Conclusion . . . 185

La dernière étape de cette étude consiste à appliquer la méthodologie établie sur les éprouvettes dans une étude de tolérance au dommage sur structures. Pour cela, une campagne d'essais a été réalisée sur des capacités Ø300 et celle-ci est décrite dans ce chapitre. La modélisation de ces capacités est également réalisée avec le modèle développé précédemment et une comparaison des résultats expérimentaux et numériques est présentée.

5.1 Identification du dommage induit par impact sur une capacité étalon

Des essais préliminaires d'impact ont été réalisés sur une capacité bobinée afin de déterminer quels sont les niveaux d'énergie à atteindre pour induire dans la structure un endommagement allant de quelques strates dégradées à un endommagement total dans l'épaisseur. Pour cela, une capacité étalon a été impactée avec différents couple masse/vitesse puis expertisée. La raison justifiant le choix de l'utilisation d'une seule capacité pour ces essais sera précisée plus loin. Les résultats obtenus sont détaillés dans cette section.

5.1.1 Création du dommage par impact

Conditions aux limites

Les conditions aux limites utilisées pour la réalisation de ces essais d'impact sont présentées Figure 5.1.

La capacité est positionnée sur un Vé en acier de longueur supérieure à celle de la structure à impactée. L'angle de ce Vé est de 135^o. Il a été placé, au préalable, entre la capacité et ce Vé, un élastomère d'épaisseur 1 mm dont la raideur en compression est très largement supérieure à la rigidité flexionnelle de la structure bobinée. Le rôle de cet élastomère est d'uniformiser le contact entre la structure et son support au niveau des deux appuis linéaires rectilignes en réduisant ainsi les contraintes locales. Puis, la capacité est sanglée avec de deux bandes d'élastomère de grande souplesse utilisées pour retenir la structure après le choc et éviter un rebond éventuel sur le Vé pouvant générer un endommagement non désiré. L'impacteur utilisé pour ces impacts est de forme hémisphérique de diamètre 16 mm (le même que celui utilisé pour les éprouvettes).

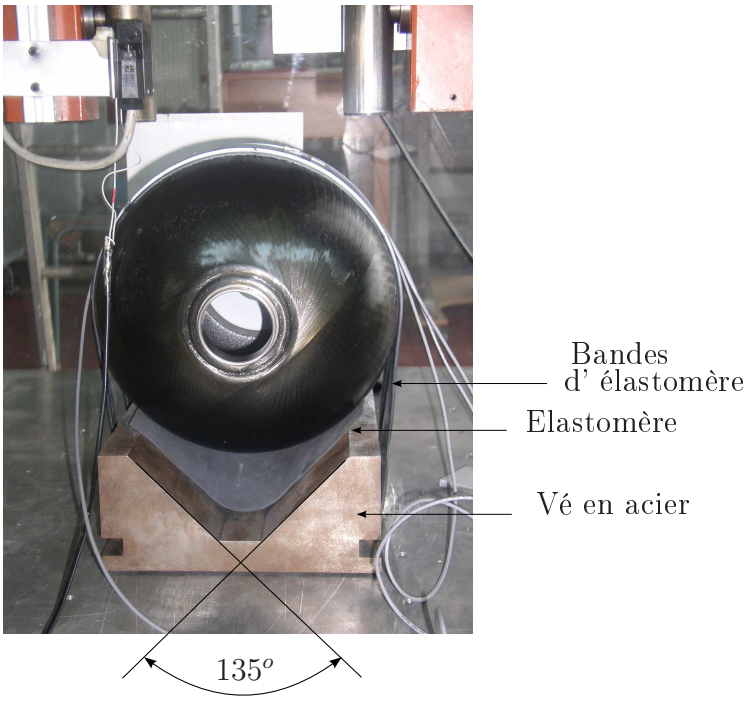


FIG. 5.1 – Conditions aux limites pour les essais d'impact des capacités

Paramètres d'impact

La détermination des paramètres d'impact est basée sur la connaissance acquise lors de l'étude de tolérance aux dommages des éprouvettes. Ainsi, les capacités étant supposées plus souples en flexion que les éprouvettes dans leur montage d'impact, il a été choisi d'utiliser des niveaux d'énergie proches de ceux utilisés pour l'échelle d'éprouvettes Ø600 et non Ø300. En effet, l'objectif est d'amener ces capacités impactées à rupture en pression interne et ainsi quantifier l'influence du dommage initial sur la tenue résiduelle. Pour cela, un abattement significatif de la pression à rupture (i.e. en dehors de la dispersion expérimentale) doit être observé. En conservant les énergies d'impact utilisées pour les éprouvettes Ø300, le seul mécanisme d'endommagement engendré aurait sans doute

été le délaminage. Or, nous suspectons une très faible influence du délaminage sur la tenue résiduelle en pression interne. En revanche, la rupture de fibres doit permettre une diminution quantifiable de la pression à rupture. Pour une même configuration de conditions aux limites, seule une augmentation de l'énergie d'impact peut initier ce mécanisme. Nous devons cependant garder en mémoire que l'essai sur structure bobinée vide conduit à une typologie de défaut légèrement différente de celle que nous avons engendrée sur des éprouvettes en utilisant le montage décrit au chapitre 2 paragraphe 2.2.3. Ceci doit nous mettre en garde d'emblée sur l'applicabilité du modèle établi à l'échelle de l'éprouvette, à la structure.

Pour les essais d'impact sur les capacités bobinées, nous disposons de quatre structures. Quatre couples masse/hauteur de chute ont donc été retenus. Ils sont spécifiés dans le tableau 5.2. Sur ce tableau figurent également les vitesses et énergies réelles d'impact mesurées.

Essai	1	2	3	4
Masse tombante (kg) $\pm 0,005\ kg$	5,92	12,36	10	14,45
Hauteur de chute (m) $\pm 0,001\ m$	0,375	0,25	0,375	0,375
Vitesse réelle $(m.s^{-1})$ $\pm 0,05\ m.s^{-1}$	2,64	2,18	2,68	2,73
Energie réelle (J)	$20,7 \pm 0,8$	$29,5 \pm 1,36$	$35,9 \pm 1,36$	$53,7 \pm 1,99$

TAB. 5.1 – Paramètres d'impact de la capacité étalon

Il a été évoqué, précédemment, qu'une seule capacité étalon avait été utilisée pour ces essais préliminaires. La raison de ce choix est le coût élevé des structures. Ne disposant de ces capacités qu'en nombre très limité, il a été choisi d'en conserver le plus possible pour estimer leur tenue résiduelle en fonction de multiples énergies d'impacts.

Cette capacité étalon a donc été impactée en quatre endroits comme le montre la Figure 5.2. Les flèches pointant sur la section de la capacité (Coupe A-A) indique le lieu des impacts et le numéro associé correspond au couple masse/hauteur de chute spécifié dans le Tableau 5.2. L'association du lieu de l'impact et du couple masse/hauteur est choisie en alternant les impacts de haute énergie et de basse énergie afin de limiter l'intéraction entre les différents dommages induits.

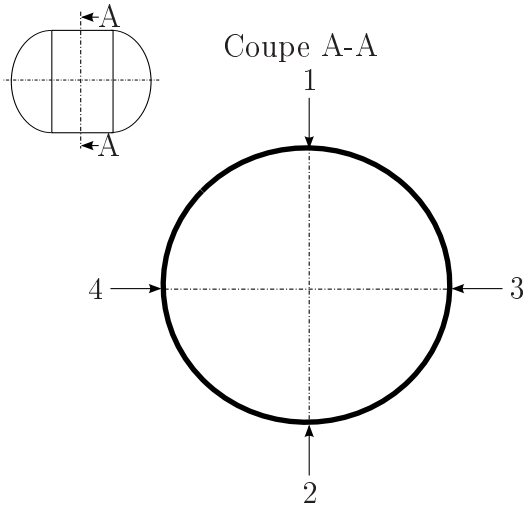


FIG. 5.2 – Positionnement des impacts sur la capacité étalon

Résultats des essais d'impact sur capacité étalon

Les courbes Force de contact/Déplacement de l'impacteur obtenues sont présentées Figure 5.3. On note, logiquement, que plus l'énergie d'impact augmente, et plus l'effort de contact et le déplacement de l'impacteur augmente comme dans le cas des éprouvettes. Le premier pic d'effort observé, quasi-constant pour chaque essai, est toujours présent puisqu'il s'agit d'un effet matériau. De plus, il est intéressant de noter que, lors de la charge de la capacité, la pente est quasiment constante quel que soit le niveau d'énergie d'impact. Cela conforte dans l'idée que la raideur globale de la structure est conservée entre deux impacts consécutifs.

Par le calcul de l'aire sous la courbe, il est possible de déterminer l'énergie absorbée par la structure. Ainsi, quelque soit l'essai réalisé, on note que la capacité absorbe en moyenne 72% de l'énergie fournie par impact. De ce fait, l'évolution de cette énergie absorbée en fonction de l'énergie d'impact est quasiment linéaire (Figure 5.4). La majeure partie de l'énergie cinétique fournie est dissipée par la propagation d'un endommagement dans la structure. Les divers mécanismes de dégradation seront présentés lors de l'expertise de la capacité. Seule une faible partie de cette énergie est dissipée par frottement (au niveau du dispositif de guidage de la masse tombante et du contact impacteur/structure) et par dissipation visqueuse de la matrice.

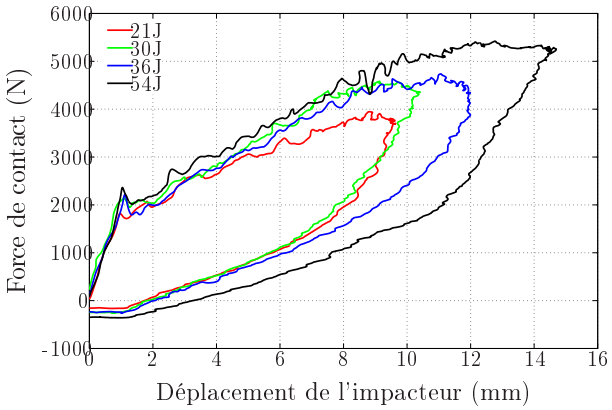


FIG. 5.3 – Courbes Force de contact vs déplacement de l'impacteur des essais d'impact sur capacité étalon

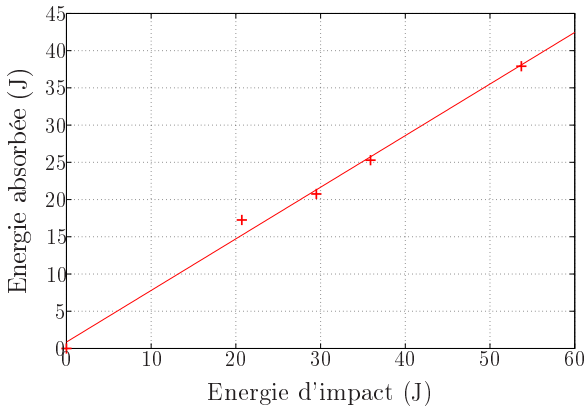


FIG. 5.4 – Energie absorbée vs Energie d'impact lors des essais d'impact sur capacité étalon

Bien que les conditions aux limites utilisées pour l'impact des éprouvettes aient été choisies pour les raisons évoquées au paragraphe 2.2.3 du chapitre 2 (i.e. initiation de ruptures de fibres et confinement du délaminage), il est tout de même intéressant de comparer l'allure de la réponse globale obtenue pour les différents types de conditions aux limites testés à celle obtenue ici dans le cas d'une capacité. Les couples masse/vitesse utilisés étant différents, une façon de procéder est de normaliser la force de contact et le déplacement de l'impacteur. Pour cela, l'effort et le déplacement sont divisés respectivement par l'effort maximal et le déplacement maximal de chaque configuration. Les résultats obtenus sont présentés Figure 5.5. La courbe associée aux capacités est celle issue de l'essai effectué avec une énergie d'impact de 21 J.

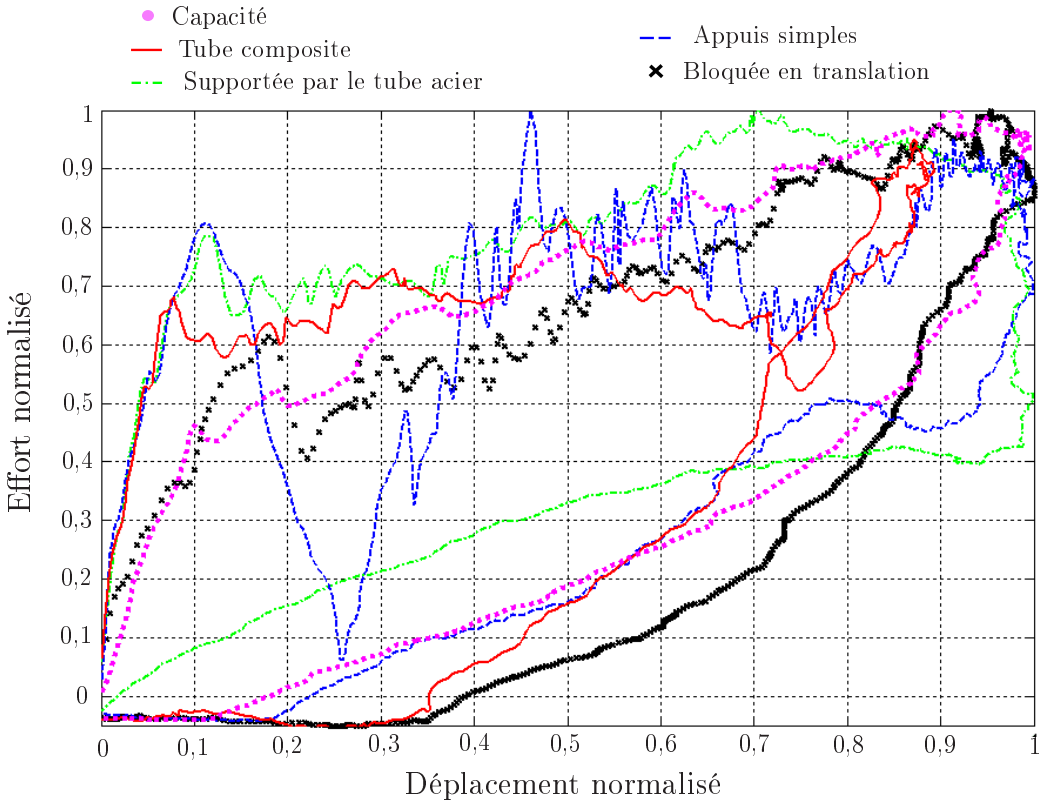


FIG. 5.5 – Comparaison des diverses conditions aux limites testées sur les éprouvettes avec la réponse globale à l'impact d'une capacité

Ainsi, en observant uniquement l'allure de la réponse globlale (les niveaux de force et de déplacement ne pouvant être conparés), il apparaît que le type de conditions aux limites utilisé pour les éprouvettes présentant le plus de similarités vis-à-vis d'une capacité est celui de l'éprouvette bloquée en translation. De plus, les déformations aux alentours du point d'impact ont également été mesurées dans le cas des capacités de la même manière que celle utilisée pour les éprouvettes. Ces mesures seront présentées plus loin. Les résultats obtenus confortent la similitude observée sur la réponse globale. Ainsi, pour reproduire à partir d'éprouvettes, un comportement à l'impact semblable à celui d'une capacité, nous préconisons l'utilisation de conditions aux limites où les bords libres de l'éprouvette sont bloqués en translation selon la configuration présentée au Chapitre 2. Rappelons une nouvelle fois que pour cette étude, l'emploi de conditions aux limites de ce type était inconcevable compte tenu de la nature du dommage induit (rupture de fibres = zone délaminée importante).

5.1.2 Expertise des dommages initiés par impact

L'expertise des dommages générés par impact à pour but d'identifier les mécanismes de dégradation responsables de la dissipation d'énergie cinétique observée lors des essais d'impact. Les techniques utilisées notamment pour quantifier l'étendue de la zone délaminée et le nombre de strates affectées par des ruptures de fibres sont : i) le contrôle ultrasonore et ii) l'expertise par microscopie optique.

Expertise ultrasonore

L'expertise ultrasonore a pour but de déterminer l'étendue de la zone délaminée projetée. Dans un premier temps, ce contrôle a été effectué en plongeant la capacité impactée dans la cuve présentée au Chapitre 2 et en scannant la peau extérieure. Cependant, l'état de surface ne permet pas d'obtenir des signaux constants sur une zone non endommagée rendant ainsi la détection de délaminages hasardeuse. Aussi, il a été choisi de positionner, grâce à un dispositif conçu à cet effet, le transducteur à l'intérieur de la capacité où l'état de surface est de meilleur qualité puisque le matériau est déposé sur un mandrin rectifié lors de la réalisation de la structure. L' observation des signaux par cette méthodologie aboutit aux mêmes conclusions que lorsque la capacité est contrôlée depuis l'extérieur.

De par le procédé utilisé pour la fabrication de ces structures, le stratifié présente un certain nombre de discontinuités et notamment au niveau de l'arrêt des strates circonférentielles. Cette particularité, absente lors de la réalisation d'éprouvettes issues de tubes, est due à la présence de fonds. L'endroit de l'arrêt des strates circonférentielles fluctue en fonction de leur position dans l'épaisseur du stratifié. Ainsi, les signaux observés lors du contrôle ultrasonore ne peuvent être constants, avec les moyens mis en place ici, même lorsqu'il s'agit de structures saines.

Puisque la mesure de la zone délaminée constitue une information précieuse pour l'expertise du dommage, il a été choisi de la réaliser par microscopie optique. La démarche utilisée est présentée dans le paragraphe suivant.

Expertise microscopique

L'objectif de cette analyse est de déterminer à la fois la taille de la zone délaminée par impact et le nombre de strates rompues en rupture de fibres. Pour l'expertise microscopique, une découpe préalable de la capacité est nécessaire. Celle-ci a été réalisée selon le moyen illustré Figure 5.6. Le sens de la découpe dépend de l'orientation des fibres que l'on souhaite visualiser. Ainsi, en considérant que lors de la mise sous pression interne de la capacité, ce sont les strates circonférentielles qui sont les plus sollicitées, il a été choisi de les observer préférentiellement. Une fois découpée, il n'est pas possible d'observer les ruptures éventuelles des strates longitudinales. En effet, l'intersection des deux découpes se positionnerait au niveau du point d'impact rendant l'expertise impossible en cet endroit.

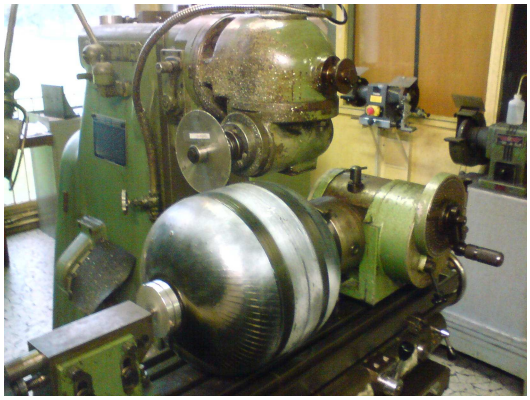


FIG. 5.6 – Découpe de la capacité pour l'expertise microscopique

Pour la découpe dans le sens des strates circonférentielles, la capacité est prise, par l'une de ses embases en acier, dans un mandrin monté sur un diviseur. A l'autre extrèmité, une contre-pointe assure l'absence de porte-à-faux. La tête de la fraiseuse, sur laquelle est monté l'ensemble, est équipée d'un disque diamant. La vitesse de rotation de ce disque est de 1200 *tours/min* et correspond à la limite haute de la machine. L'objectif consiste à découper la capacité selon la circonférence préalablement impactée. Une fois le disque plongé dans la structure, une rotation de celle-ci est réalisée avec le diviseur. La rotation s'effectue manuellement de façon très lente afin d'éviter la propagation du dommage existant.

Une fois découpée, l'opération suivante est l'enrobage de la section à observer avec une résine époxyde Mecaprex MA2. Puis, l'ensemble de la section enrobée est polie pour son observation au microscope optique.

La première observation réalisée est celle des délaminages induit par impact dans la structure. La Figure 5.7 présente leur position au sein de la capacité. Chaque strate circonférentielle (dénommée Circ. ici) est bornée par deux lignes horizontales. Ces strates (les seules représentées ici puisque les strates longitudinales ne sont pas observées) sont présentées de la surface exposée à l'impact (Circ. 1) à la strate intérieure (Circ. 4). Les lignes verticales sont positionnées en fonction des impacts réalisés. Etant donné que la section observée est une couronne dont la développée est présentée sur cette figure, deux de ces lignes sont associées au même endroit sur la capacité (point M). La position des délaminages observés ainsi que leur étendue, dans le plan d'observation, sont illustrées par les rectangles colorés. Dans un soucis de lisibilité, il ne sera pas distingué si le délaminage apparaît dans la partie haute ou basse de la couche longitudinale séparant deux couches circonférentielles.

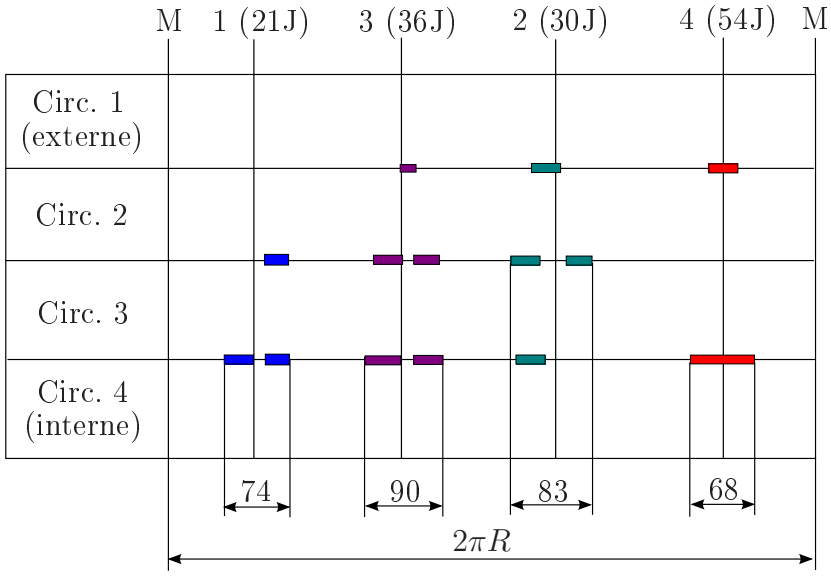


FIG. 5.7 – Position des délaminages de la capacité étalon

Les cotes présentant l'étendue des délaminages dans le plan d'observation sont données à ± 1 *mm*. On assiste globalement à une augmentation de la taille de la zone délaminée en fonction de l'énergie d'impact excepté pour l'impact réalisé avec l'énergie la plus élevée

(54 J). L'étendue des délaminages est plus faible dans ce cas. Cette constatation peut être attribuée à la méthodologie utilisée pour cette observation. En effet, la mesure réalisée dépend de l'orientation de la découpe. Le délaminage n'étant pas forcément de forme circulaire et centré sur le point d'impact, la longueur délaminée mesurée ici n'est peut être pas la longueur maximale. Il conviendrait de réaliser une expertise plus approfondie pour déterminer une cartographie de la zone délaminée projetée.

L'observation des ruptures de fibres dans les strates ciconférentielles a conduit aux résultats présentés Figure 5.8. Le principe de représentation est conservé ici. Les rectangles grisés représentent l'étendue et la position des ruptures de fibres dans l'épaisseur du stratifié.

Logiquement, on assiste à une augmentation du nombre de strates rompues en fonction de l'énergie d'impact. Le niveau d'endommagement varie de 75% de la première strate endommagée (cas de l'impact à 21 J) à une rupture de toutes les strates de la capacité (cas de l'impact à 54 J). Les énergies d'impact utilisées permettent donc de balayer l'ensemble des niveaux de dégradations possibles. De plus, il est intéressant de noter la position, vis-à-vis du point d'impact, des ruptures de fibres. Celle-ci est indiquée par les cotes données à ± 1 mm. Jusqu'à une énergie de 30 J, pour laquelle une strate et demie est dégradée, les ruptures se situent toujours au droit du point d'impact. A partir de 36 J, elles commencent à apparaître de manière excentrée dès la moitié inférieure de la deuxième strate circonférentielle. Ce décalage de la position vis-à-vis du point d'impact est maximal pour le niveau d'énergie maximal (54 J). On retrouve cette forme conique, décrite dans le cas des éprouvettes, où la base s'étend dans ce cas sur une longueur de 193 mm.

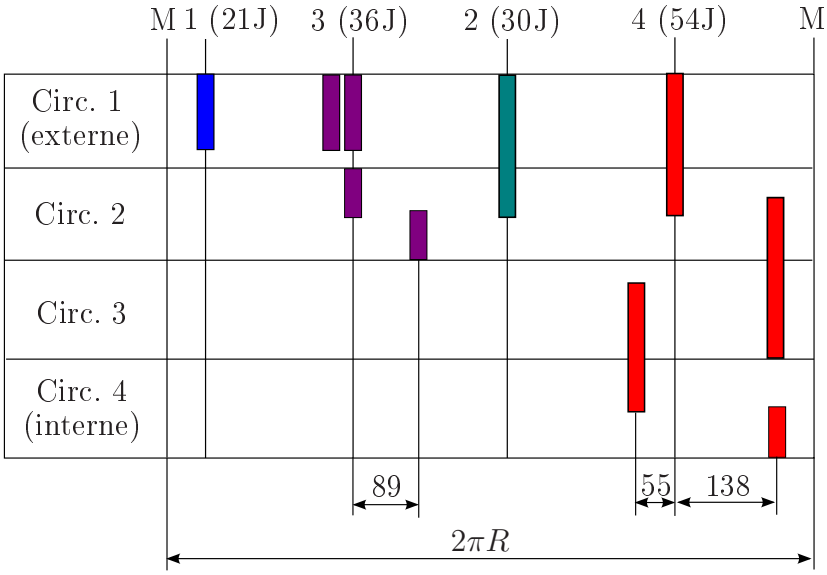


FIG. 5.8 – Position des ruptures de fibres de la capacité étalon

L'expertise de la capacité étalon étant réalisée, il est donc possible de corréler les paramètres d'impact et l'endommagement induit en supposant que la dégradation soit reproductible.

5.2 Tolérance aux dommages des capacités Ø300

La campagne d'essais de tolérance au dommage a été effectuée sur quatre capacités Ø300. La mise en place des essais d'impact et des essais à rupture ainsi que les résultats obtenus sont détaillés dans cette section.

5.2.1 Essais d'impact

Instrumentation des structures

L'instrumentation utilisée pour ces essais est identique à celle présentée précédemment au Chapitre 2. La caméra rapide est utilisée ici à 3000 images par seconde avec une résolution de 1024×512 $pixels^2$.

Afin d'obtenir l'état de déformation aux alentours du point d'impact, les capacités ont été instrumentées par quatre jauges d'extensométrie du type HBM 6/350LY11. La dénomination de celles-ci est présentée Figure 5.9. La disposition par rapport au point d'impact et l'orientation de la grille sont identiques à celles des essais présentés pour l'étude de sensibilité aux conditions aux limites des éprouvettes (cf. Figure 53). Les mesures obtenues par ces jauges de déformation doivent notamment permettre de renseigner de l'allure de la surface aux alentours du point d'impact.



FIG. 5.9 – Dénomination des jauges de déformation

Paramètres d'impact

Les couples masse/hauteur de chute choisis pour ces essais sont bien sûr ceux utilisés pour les essais sur la capacité étalon. Ils sont récapitulés Tableau 5.2. Pour chacun de ces essais, la vitesse réelle obtenue ainsi que l'énergie d'impact correspondante sont également spécifiées.

Essai	Capacité 1	Capacité 2	Capacité 3	Capacité 4
Désignation	OR-2451623	OR-2451622	OR-2441737	OR-2441763
Masse tombante (kg) $\pm 0,005\ kg$	5,92	12,36	10	14,45
Hauteur de chute (m) $\pm 0,001\ m$	0,375	0,25	0,375	0,375
Vitesse réelle $(m.s^{-1})$ $\pm 0,05\ m.s^{-1}$	2,55	2,24	2,68	2,75
Energie réelle (J)	19,3±0,77	30,9±1,39	35,8±1,35	54,6±2

TAB. 5.2 – Paramètres d'impact des capacités Ø300

Résultats des essais d'impact sur capacités Ø300

La réponse globale des capacités à l'impact est représentée, pour chaque niveau d'énergie, sur les Figures 5.10, 5.11, 5.12 et 5.13 par le tracé de la force de contact en fonction du déplacement de l'impacteur. Chacune de ces courbes est comparée à celle obtenue lors de l'impact sur la capacité étalon.

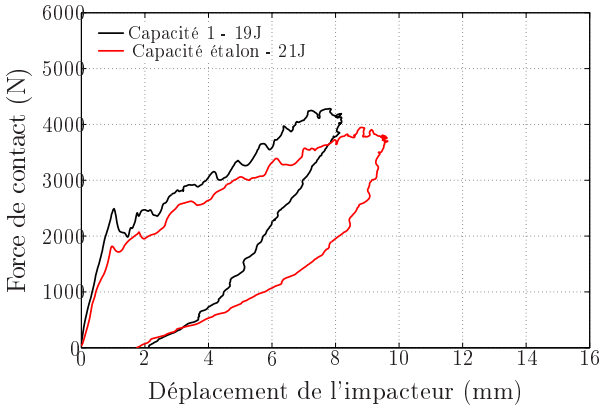


FIG. 5.10 – Courbes Force de contact vs déplacement de l'impacteur pour un impact de 19 J

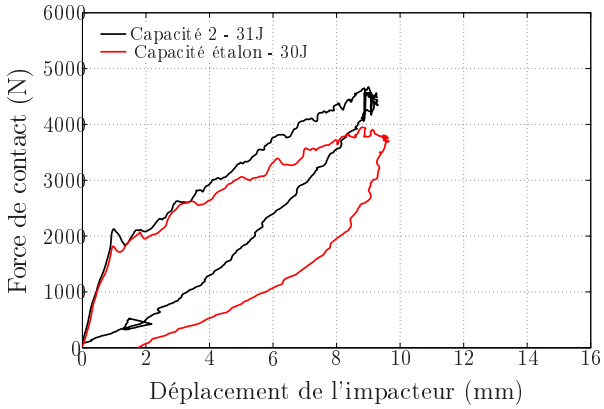


FIG. 5.11 – Courbes Force de contact vs déplacement de l'impacteur pour un impact de 31 J

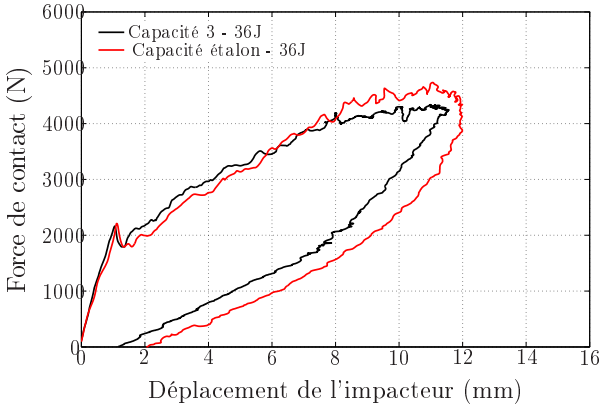


FIG. 5.12 – Courbes Force de contact vs déplacement de l'impacteur pour un impact de 36 J

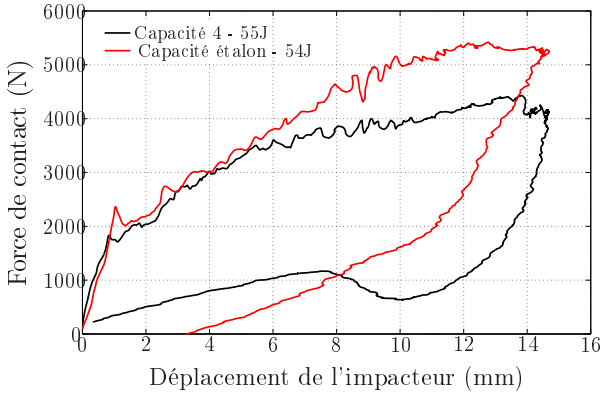


FIG. 5.13 – Courbes Force de contact vs déplacement de l'impacteur pour un impact de 55 J

Les réponses observées diffèrent légèrement de celles obtenues sur la capacité étalon. Pour ces essais, quatre capacités différentes ont été utilisées et ces dernières peuvent

notamment posséder un taux de fibre partiellement variable de l'une à l'autre. Le comportement des structures, constant dans le cas de la capacité étalon puisque une seule structure a été utilisée pour les quatre niveaux d'energie d'impact, peut donc varier légèrement dans ce cas. Cependant, on peut noter la superposition des courbes (cf. Figure 5.14), lors du chargement, jusqu'à un déplacement de l'impacteur de 6 mm. La raideur initiale globale des structures semble être relativement constante. En revanche, au delà de cette valeur de déplacement, deux des courbes se dissocient et correspondent aux énergies d'impact les plus élevées (i.e. 36 J et 55 J). Les changements de pente observés sont attribués à l'apparition d'un endommagement prononcé. Il a été démontré que le mécanisme d'endommagement intervenant le premier lors d'essais d'impact de faible énergie est le délaminage. Sa propagation interagit sur la rigidité flexionnelle de la structure. Accompagnée de mécanismes d'endommagement intra-laminaires (rupture de fibres, fissuration de la matrice), elle entraîne une diminution de la pente de la courbe force-déplacement. Ce changement de pente est d'autant plus prononcé que l'endommagement induit est important. Logiquement, il est fortement marqué pour l'essai réalisé avec une énergie d'impact de 55 J. Cette modification de la raideur globale n'est pas visible pour les basses énergies. De plus, alors qu'on observait une augmentation de l'effort de contact en fonction de l'énergie d'impact dans le cas de la capacité étalon, on constate ici que cet effort est relativement constant quel que soit l'essai considéré. On assiste à un effet de saturation en fonction de l'énergie d'impact.

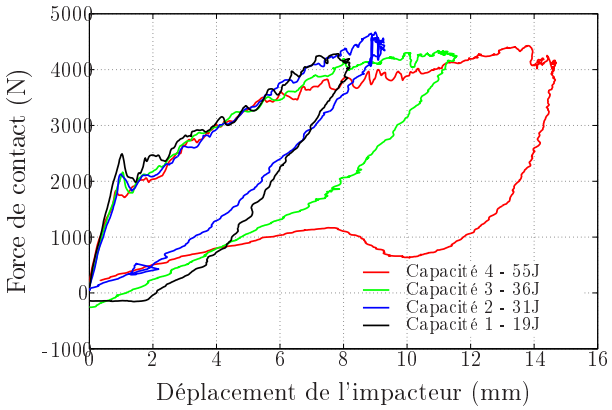


FIG. 5.14 – Courbes Force de contact vs déplacement de l'impacteur des essais d'impact sur différentes capacités Ø300

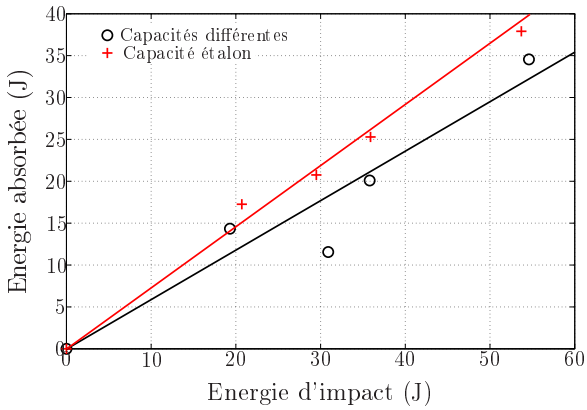


FIG. 5.15 – Energie absorbée vs Energie d'impact dans le cas des essais d'impact sur capacités Ø300

L'évolution de l'énergie absorbée en fonction de l'énergie fournie lors de l'impact (cf. Figure 5.15) reflète la variabilité existante au niveau des propriétés des différentes capacités. En effet, alors que dans le cas de la capacité étalon, cette évolution est linéaire, on note ici de forts écarts à la linéarité. En moyenne, les capacités absorbent 58% de l'énergie d'impact. Celle-ci est très inférieure à celle observée dans le cas de la capacité étalon. En particulier, pour l'essai réalisé avec une énergie de 31 J, l'énergie absorbée est nettement plus faible puisqu'elle ne représente que 37% de l'énergie fournie. On peut suspecter dans ce cas, la présence d'un niveau d'endommagement très inférieur à celui constaté dans le cas de la capacité étalon. Bien que l'écart observé pour les autres essais soit moindre, ce constat peut être fait pour l'ensemble des capacités testées. Puisqu'il n'est pas possible de valider avec certitude la reproductibilité de la réponse des structures, des précautions doivent être prise concernant la corrélation directe des défauts expertisés avec l'énergie

d'impact.

La mesure locale de la déformation aux alentours du point d'impact, renseignée par les jauges d'extensométrie, est présentée Figure 5.16 en fonction du temps d'essai. La déformation ortho-radiale mesurée est identique entre deux jauges positionnées symétriquement par rapport au point d'impact (i.e. Jauges 0 et 2 ; Jauges 1 et 3). Ainsi, dans un soucis de lisibilité, seules les jauges 1 et 2 sont présentées. Une première constatation peut être faite concernant le niveau de la déformation maximale entre chaque essai. Logiquement, nous aurions dû assister à une augmentation de ce niveau en fonction de l'énergie d'impact. Or, comme il l'a été vu dans le cas des réponses globales, la raideur des structures varie en fonction de l'endommagement d'une structure à l'autre. C'est pourquoi cette déformation maximale ne peut être corrélée directement avec l'énergie d'impact.

L'observation du signe de la mesure de ces jauges renseigne de l'allure de la surface de la structure aux alentours du point d'impact. Etant donné que les jauges 1 et 3 mesurent une déformation de traction et que les jauges 0 et 2 mesurent de la compression, nous pouvons en conclure que cette surface présente une forme de selle de cheval. Cette allure a été constatée lors de l'étude des conditions aux limites des éprouvettes. Toutes les configurations testées, excepté celle où l'éprouvette est simplement posée sur le marbre, présentent ce type de déformations de surface. Cependant, l'allure de la réponse locale observée dans le cas des capacités (Figure 5.16), présente un plus grand nombre de similitudes (i.e apparition temporelle de l'amplitude maximale, allure de l'augmentation de la déformation) avec la configuration où les bords libres de l'éprouvette sont bloqués en translation (Figure 2.22). Cette constatation rejoint celle faite sur la réponse globale : l'utilisation de conditions aux limites de ce type semble reproduire au mieux le comportement d'une capacité soumise à l'impact.

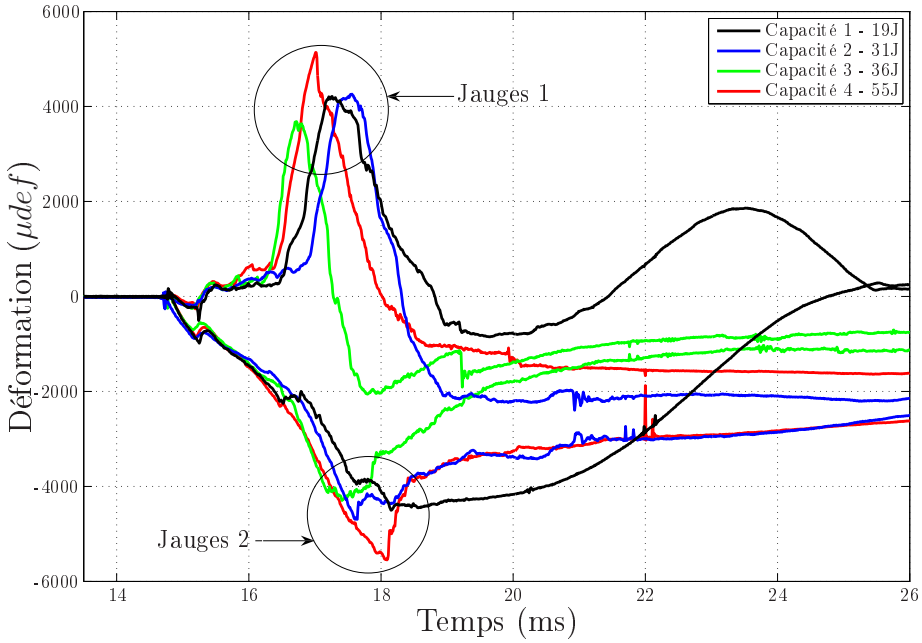


FIG. 5.16 – Superposition des mesures des jauges de déformation lors de l'impact des capacités Ø300

Les constatations faites, grâce aux jauges d'extensométrie, concernant l'allure de la surface aux alentours du point d'impact sont confortées par les prises de vue effectuées par

la caméra rapide. Celles-ci sont présentées Figures 5.17, 5.18, 5.19 et 5.20 et correspondent, pour chaque essai, au déplacement maximal de l'impacteur. On retrouve, quelque soit l'essai considéré, la forme de selle de cheval au niveau de la zone impactée.

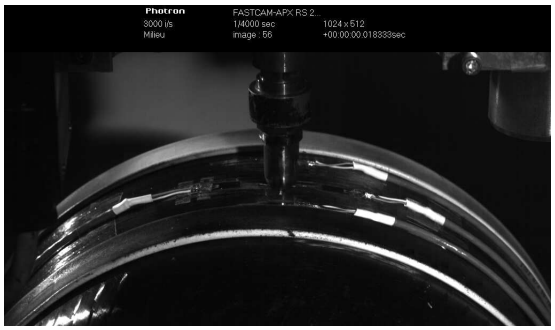


FIG. 5.17 – Capacité 1 - 19J à d=dmax

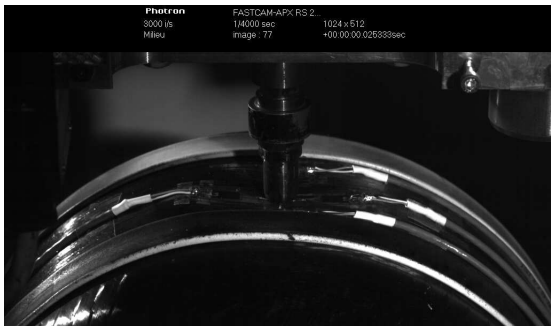


FIG. 5.18 – Capacité 2 - 31J à d=dmax



FIG. 5.19 – Capacité 3 - 36J à d=dmax



FIG. 5.20 – Capacité 4 - 55J à d=dmax

5.2.2 Essais à rupture

La dernière étape de cette campagne expérimentale est la mise sous pression interne des capacités jusqu'à rupture. Pour cela, une première série d'essais quasi-statiques a été réalisée sur deux capacités vierges de tout impact. Celle-ci a pour objectif d'établir un comportement de référence. Puis, les quatres capacités impactées ont été amenés à rupture et les résultats obtenus ont été comparés à ceux issus des essais sur les capacités saines. Ces essais ont été réalisés à Snecma Propulsion Solide - Groupe SAFRAN.

Instrumentation

Pour la réalisation de ces essais quasi-statiques, les capacités sont positionnées verticalement et maintenues par une de leurs embases métalliques (Figure 5.21). Puis, une vessie en élastomère est introduite à l'intérieur. Celle-ci doit contenir l'eau injectée sous pression.

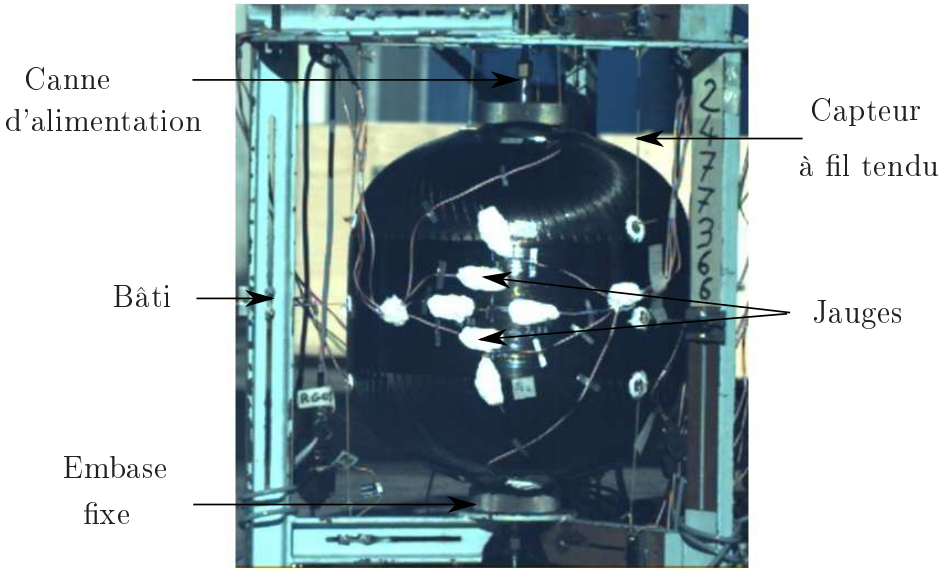


FIG. 5.21 – Montage utilisé pour les essais à rupture des capacités

Deux phases sont nécessaires pour la réalisation des essais. Une première montée en pression est effectuée pour valider l'instrumentation. Celle-ci doit être inférieure à 3 MPa et la vitesse de chargement doit être inférieure au maximum autorisé pour l'essai d'éclatement (i.e. $< 0,2\ MPa.s^{-1}$).

La seconde phase correspond au chargement jusqu'à rupture. Pour ces essais, les capacités seront amenées à rupture sans timbrage préliminaire. La séquence de pressurisation suivie est présenté Figure 5.22. La vitesse de chargement ($\frac{dP}{dt}$) est comprise entre $0,1\ MPa.s^{-1}$ et $0,2\ MPa.s^{-1}$. Dès que la pression interne atteint 20 MPa, celle-ci est maintenue pendant 15 s afin de dépister notamment les phénomènes de fluage.

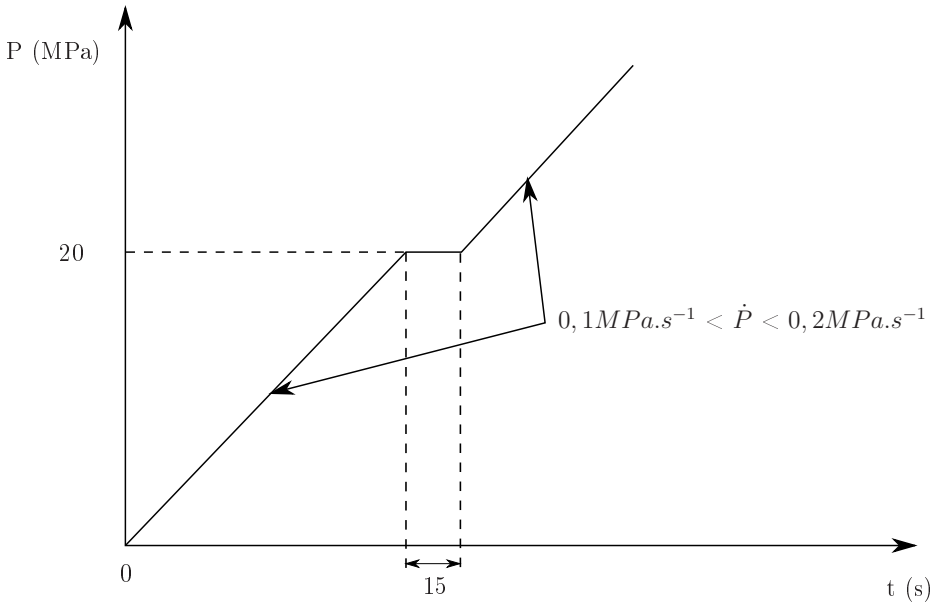


FIG. 5.22 – Séquence de pressurisation pour les essais à rupture des capacités

Toutes les capacités sollicitées sont instrumentées avec des capteurs de déplacement et des jauges de déformation. Les capteurs de déplacement à fil tendu sont disposés tels

qu'illustrés Figure 5.23. Ainsi, trois génératrices (i = 1 à 3) distantes de 120^o sont instrumentées pour la mesure de trois déplacements radiaux (ΔR_i) à mi-virole et neuf déplacements axiaux dont six situés à 10 mm à l'extérieur de la virole (ΔZ_i1, ΔZ_i2) et trois proches de l'embase supérieure (ΔZ_i3). Dans le cas des capacités impactées, les génératrices sont choisies de manière à mesurer le déplacement (ΔR et ΔZ) de la génératrice située à 180^o de la génératrice impactée (Figure 5.24).

Rappel : la virole est la partie cylindrique de la capacité.

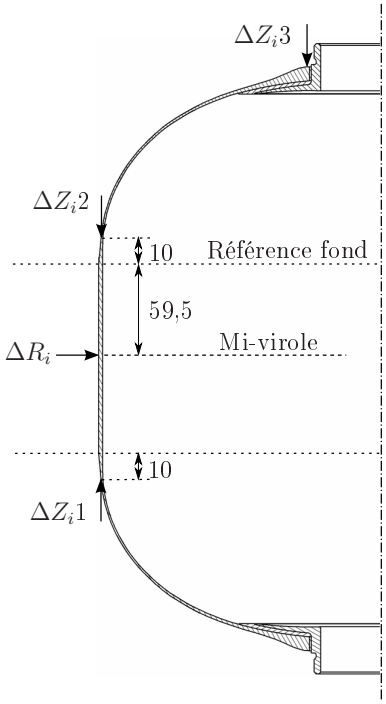


FIG. 5.23 – Positionnement des capteurs de déplacement pour les essais à rupture des capacités

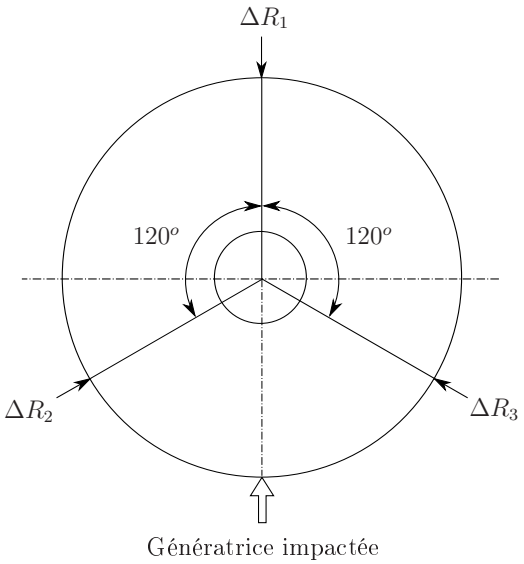


FIG. 5.24 – Positionnement des capteurs de déplacement radiaux pour les essais à rupture des capacités impactées

Le nombre de génératrices instrumentées de jauges de déformation diffère en fonction de l'état de pré-endommagement des capacités. Pour les structures saines, trois génératrices sont utilisées (i = 1 à 3). Elles sont légèrement décalées vis-à-vis de celles équipées de capteur de déplacement mais également distantes de 120^o. En ce qui concerne les structures pré-impactées, deux génératrices seulement sont instrumentées (i = 1 à 2) : la génératrice impactée et une génératrice située à 180^o de cette dernière. Chaque jauge est orientée de manière à mesurer la déformation dans le sens fil. La dénomination des jauges de déformation suit le schéma présenté sur la Figure 5.25. Elle est présentée ici dans le cas de structures pré-impactées. Dans le cas de capacités saines, la position et la dénomination des jauges sur la génératrice considérée sont identiques à celle de la génératrice 1 présentée sur ce schéma. Ainsi, pour chaque génératrice, deux jauges mesurent la déformation des strates longitudinales au niveau des fonds (J_i1 et J_i5) et deux jauges mesurent la déformation de ces même strates à 10 mm à l'extérieur de la virole (J_i2 et J_i4) (i.e. proche de la zone d'arrêt des strates circonférentielles). Ces dernières ont pour but d'observer respectivement le comportement des fonds et un éventuel amorçage de fissure à la jonction entre la virole et les fonds. Dans le cas d'une génératrice pré-impactée (génératrice 2 de la Figure 5.25), quatres jauges supplémentaires, positionnées pour les essais d'impact, mesurent la déformation ortho-radiale aux alentours du point d'impact

($J_2$31, $J_2$32, $J_2$33 et $J_2$34). Une seule jauge est positionnée à mi-virole (J_i3) sur la génératrice opposée à la génératrice impactée (génératrice 1 de la Figure 5.25). Les déformations mesurées par ces jauges renseignent du comportement de la virole lors de la mise sous pression interne de la capacité.

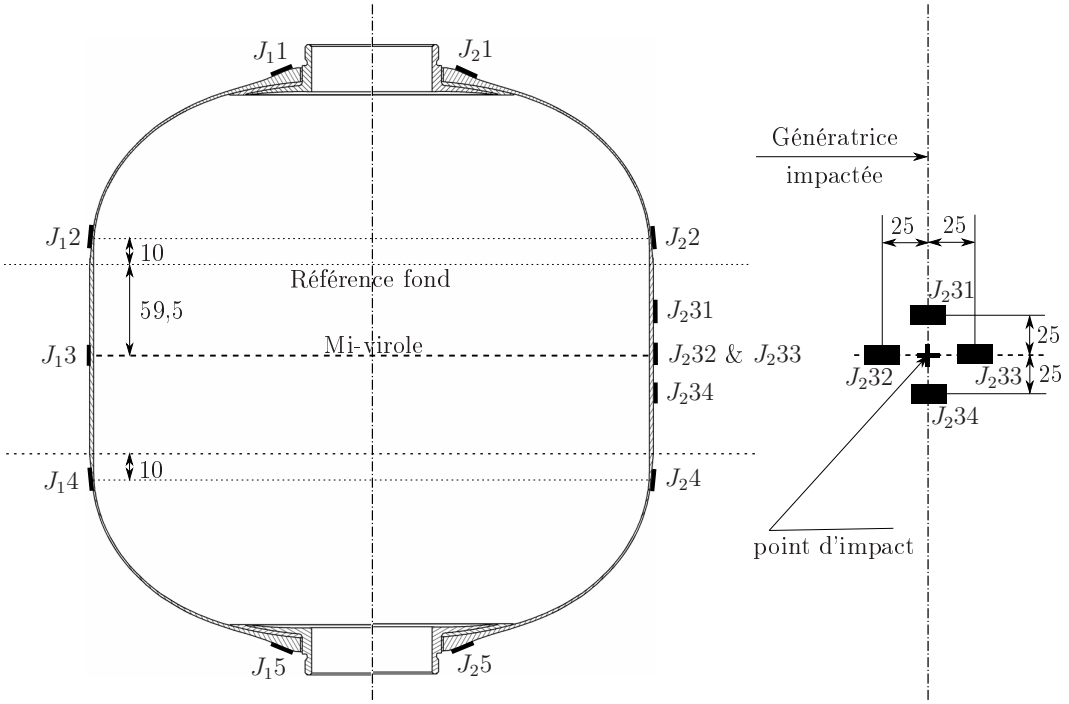


FIG. 5.25 – Positionnement des jauges de déformation pour les essais à rupture des capacités

Toutes ces voies de mesure (capteurs de déplacement et jauges d'extensométrie) sont synchronisées entre elles et avec les deux capteurs de pression permettant ainsi de corréler les diverses informations recueillies.

Comportement des capacités saines lors d'un chargement de pression interne

Pour la détermination du comportement de référence des capacités, deux structures saines ont été amenées à rupture en pression interne. L'une a rompu à une pression égale à 303 *bars* et l'autre a cédée prématurément (i.e. 278 *bars*) à cause de l'amorçage et la propagation de ruptures au niveau des fonds. La stratification des structures a été choisie en partie vis-à-vis du ratio K défini au Chapitre 2 par l'équation 2.1. Celui-ci permet de répartir la contrainte moyenne dans les différentes strates de manière à avoir une rupture en virole et non dans les fonds. La rupture prématurée évoquée ici a donc été attribuée à un défaut de réalisation au niveau des fonds. Cependant, cette structure conserve un comportement nominal en virole jusqu'à rupture et les résultats obtenus seront donc également présentés dans cette section.

Dilatation radiale de la virole Etant donné que les capacités sont maintenues par une seule de leurs embases, elles oscillent autour de leur axe lors de la séquence de pressurisation. Ainsi, pour la détermination de la dilatation radiale, une moyenne des déplacements ΔR_i est réalisée. Cette moyenne est présentée en fonction de la pression interne pour les deux essais sur la Figure 5.26.

Quelle que soit la capacité considérée, on observe une évolution linéaire de la dilatation radiale en fonction de la pression. En effet, les coefficients de détermination R^2, liés aux régressions linéaires dont les équations sont données sur le graphique, sont très satisfaisants.

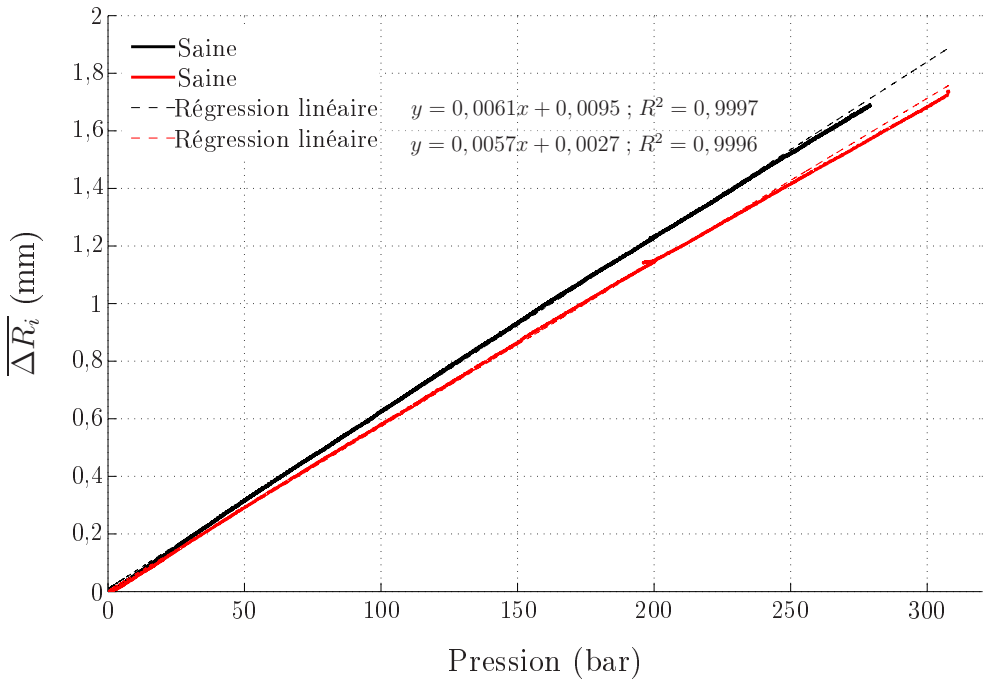


FIG. 5.26 – Dilatation radiale moyenne de la virole en fonction de la pression interne dans le cas des capacités saines

Cette augmentation du rayon de la capacité lors de sa mise sous pression engendre notamment une déformation dans la direction circonférentielle (i.e. déformation orthoradiale ε_θ). Elle est mesurée à mi-virole par les jauges d'extensométrie J_i3. Pour chacune des capacités testées, les mesures obtenues sont présentées en fonction de la pression ; la moyenne est également représentée (Figures 5.27 et 5.28). Toutes les mesures obtenues peuvent être interpolées par des fonctions linéaires. Ainsi, dans le cas de la première capacité (Figure 5.27), l'équation de la régression linéaire associée à la moyenne des mesures est :

$$y = 41x \tag{5.1}$$

Le coefficient de détermination R^2 calculé dans ce cas est de : $0,9998$. En fonction de la position de la jauge, la pente de la régression linéaire varie de 40 à 42.

Dans le cas de seconde capacité (Figure 5.28), l'équation de l'interpolation linéaire est la suivante :

$$y = 39x \tag{5.2}$$

et affiche une valeur de R^2 égale à $0,9998$. Pour cet essai, les mesures des différentes jauges J_i3 peuvent être interpolées par des droites dont les pentes varient de 39 à 40.

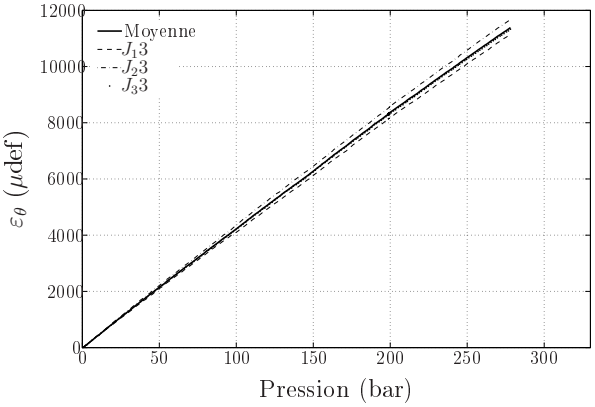


FIG. 5.27 – Déformation ortho-radiale à mi-virole mesurée par les jauges $J_i 3$ en fonction de la pression interne (capacité saine $n^o 1$)

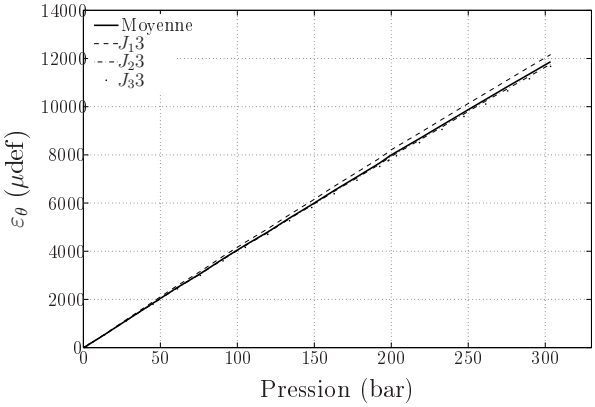


FIG. 5.28 – Déformation ortho-radiale à mi-virole mesurée par les jauges $J_i 3$ en fonction de la pression interne (capacité saine $n^o 2$)

Compte-tenu des valeurs observées pour les déformations et du fait que pour une pression nulle, la déformation est nulle, il est possible de négliger l'ordonnée à l'origine dans l'équation des différentes régressions linéaires. Ainsi, on peut établir une relation liant la déformation ortho-radiale à mi-virole et la pression interne. Celle-ci s'écrit :

$$\varepsilon_\theta = (40,5 \pm 1,5)P \tag{5.3}$$

où ε_θ est la déformation ortho-radiale exprimée en μdef et P la pression interne exprimée en *bar*.

Allongement axial de la virole Lors de la mise sous pression interne d'une capacité, on assiste également à son allongement axial qui peut être mesuré par les capteurs de déplacement positionnés à cet effet. L'allongement de la virole selon la génératrice i est déterminé par la somme des deux déplacements relevés aux extrémités ($\Delta Z_i 1$ et $\Delta Z_i 2$). La figure 5.29 présente l'évolution de la moyenne des allongements calculés au niveau des trois génératrices instrumentées en fonction de la pression interne. A cause d'une détérioration prématurée des capteurs lors du deuxième essai, il n'est pas possible de quantifier cet allongement jusqu'à la rupture finale de la capacité. Cependant, le comportement de la virole avant l'arrêt de la mesure est très proche de celui observé lors du premier essai. Pour ce dernier, on constate une évolution linéaire de l'allongement axial de la virole en fonction de la pression interne. La regression linéaire associée à cet allongement moyen présente un coefficient de détermination R^2 tout à fait satisfaisant puisqu'il est de 0,9985. La pente de cette fonction affine est de 0,0045. Selon la génératrice considérée, elle varie de 0,0042 à 0,0049. Ainsi, il est possible de corréler l'allongement axial de la virole et la pression interne par la relation suivante :

$$\Delta Z = (0,0045 \pm 0,0004)P \tag{5.4}$$

où ΔZ est l'allongement axial de la virole en *mm* et P la pression interne en *bar*.

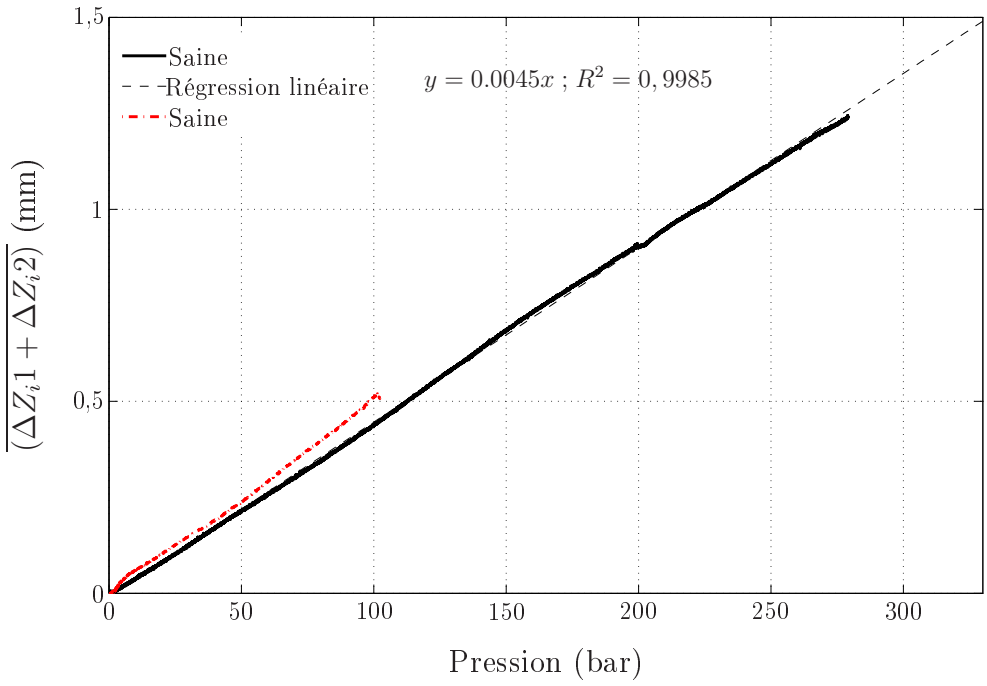


FIG. 5.29 – Allongement axial moyen de la virole en fonction de la pression interne

Comportement des capacités impactées lors d'un chargement de pression interne

Le comportement de référence étant établi par les essais à rupture sur les capacités saines, il convient alors de réaliser ces même essais sur les quatres capacités impactées. L'objectif de ces essais est de quantifier l'influence du dommage généré par impact sur le comportement résiduel en pression interne. La pression maximale avant rupture relevée pour chaque structure testée est présentée dans le Tableau 5.3.

Désignation	OR-2451623	OR-2451622	OR-2441737	OR-2441763
Essai	Capacité 1	Capacité 2	Capacité 3	Capacité 4
Energie d'impact (J)	19	31	36	55
Pression à rupture (bar)	269	209	316	167

TAB. 5.3 – Pression à rupture en fonction de l'état de pré-endommagement des capacités

Rappelons que la pression à rupture de référence déterminée dans le cas des capacités saines est de 303 *bars*. Globalement, on note une diminution de la tenue résiduelle des capacités en fonction de leur état de pré-endommagement et ce, dès le premier niveau. Seule la capacité 3, impactée avec une énergie de 36 J, affiche une pression à rupture supérieure à celle d'une capacité saine. Pour ce cas particulier, nous pouvons suspecter que l'impact réalisé n'a pas abouti à la typologie de dommage attendue. En effet, si l'énergie d'impact a été dissipée en majorité par l'amorçage et la propagation de délaminages (à cause de défauts présents au niveau des interfaces) et qu'aucune strate n'est rompue en rupture de fibres, alors il semble naturel d'observer un abattement de pression admissible négligeable par rapport à une capacité saine.

Au début de ce chapitre, il a été rappelé que la stratification des capacités est choisie afin de privillégier une rupture en virole vis-à-vis d'une rupture au niveau des fonds.

La tenue de la structure est donc principalement dépendante de l'intégrité des strates circonférentielles. Elles sont au nombre de quatre. L'expertise microscopique réalisée a permis d'associer le premier niveau d'énergie d'impact à la dégradation de 75% de la strate circonférentielle extérieure. Etant donné que la strate intérieure présente une épaisseur supérieure aux trois autres, ce niveau d'endommagement correspond à la dégradation de 16% des strates circonférentielles. L'abattement de pression admissible obtenu par rapport à une capacité saine pourrait être, dans ce cas, égal à 11%. Compte tenu de la variabilité existante à la fois au niveau des propriétés mécaniques des structures et de l'endommagement induit par impact, cet écart est satisfaisant. D'autre part, bien que dans le cas du pré-endommagement maximal testé, les quatres strates circonférentielles soient présumées rompues (100%), l'abattement observé n'est que de 45%. En supposant que les ruptures se soient propagées lors de l'impact sur toute la longueur de la virole et qu'elles soient continues dans l'épaisseur, cet abattement devrait être proche de 100%. Or, dans ce cas précis d'endommagement, nous avons observé des ruptures de fibres situées sous le point d'impact dans les strates supérieures et décalées d'une distance pouvant aller jusqu'à 138 *mm* dans les strates inférieures. Il semble donc que la distribution spatiale des ruptures sous forme conique favorise la redistribution des contraintes lors du chargement en pression interne et conduisent à une limite à la rupture supérieure de la capacité. Compte tenu des résultats de l'expertise microscopique du dommage effectuée sur la capacité étalon, nous aurions pu nous attendre à observer une pression à rupture identique pour les capacités 2 et 3. Or, la capacité 3 rompt pour une pression interne supérieure à celle d'une capacité initialement saine. Ceci illustre la variabilité présente au niveau des propriétés mécaniques des structures.

Dilatation radiale de la virole La dilatation radiale mesurée pour chaque capacité testée est présentée en fonction de la pression interne sur la Figure 5.30. Ces résultats sont confrontés à ceux issus des essais sur les capacités saines.

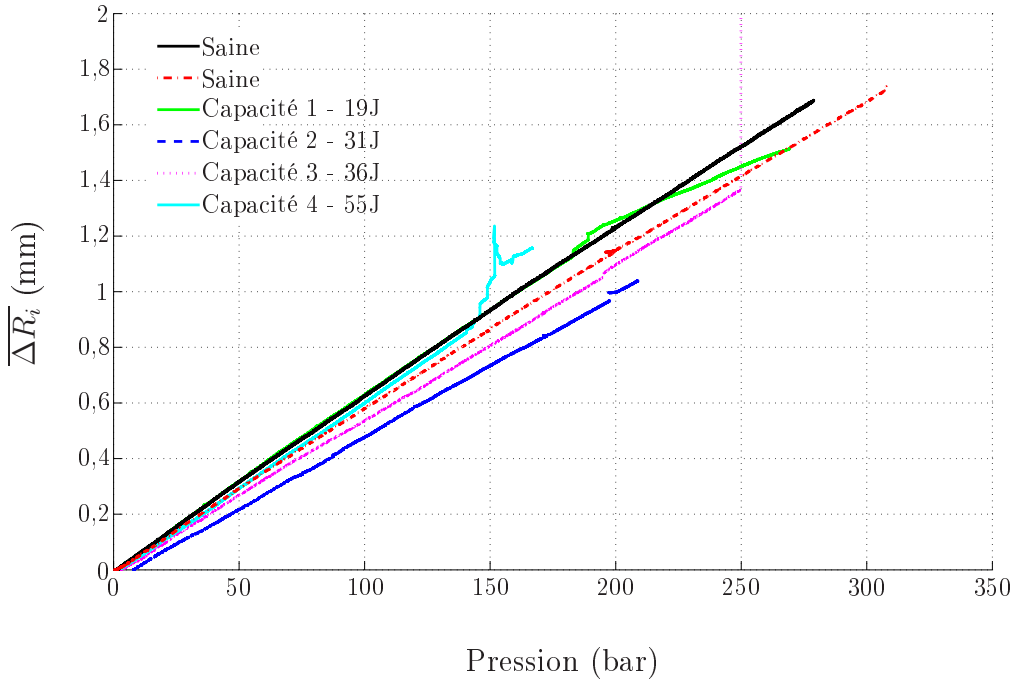


FIG. 5.30 – Dilatation radiale moyenne de la virole en fonction de la pression interne dans le cas des capacités impactées

Ainsi, excepté dans le cas de la capacité ayant été impactée avec une énergie de 31 J, toutes les mesures réalisées sur les capacités pré-endommagées sont très proches des mesures obtenues dans le cas des capacités saines et présentent également une évolution linéaire en fonction de la pression interne. Rappelons que la détermination de la dilatation radiale s'effectue en moyennant les déplacements radiaux obtenus à mi-virole sur trois génératrices. Dans le cas de la capacité impactée à 31 J, un des capteurs de déplacement a présenté un disfonctionnement. La mesure de la dilatation radiale affichée sur cette figure a donc été calculée en moyennant les mesures obtenues sur deux génératrices. Ceci explique l'évolution différente constatée vis-à-vis des autres essais.

Ces mesures montrent néanmoins que l'endommagement local généré par impact a une infuence négligeable sur la dilatation radiale de la virole.

Déformation ortho-radiale aux alentours du point d'impact Afin d'observer l'influence locale du dommage généré par impact sur le comportement de la virole, une mesure de la déformation ortho-radiale au niveau du point d'impact a été réalisée par les jauges d'extensométrie $J_2 31$, $J_2 32$, $J_2 33$ et $J_2 34$. Les jauges $J_2 31$ et $J_2 34$ sont situées à 25 mm de part et d'autre du point d'impact sur la même génératrice. Quant aux jauges $J_2 32$ et $J_2 33$, elles sont également positionnées à 25 mm de chaque coté du point d'impact, mais sur la même circonférence (Figure 5.25). Pour chaque essai réalisé, toutes ces mesures sont superposées sur un même graphique et tracées en fonction de la pression interne. A titre de comparaison, la mesure obtenue par la jauge $J_1 3$, située à mi-virole sur une génératrice opposée à celle du point d'impact, est également tracée. Les figures associées aux quatre essais réalisés et classés par ordre croissant d'énergie d'impact sont les Figures 5.31, 5.32, 5.33 et 5.34.

Logiquement, on constate une évolution identique de la déformation ortho-radiale mesurée par les jauges appariées (i.e. jauges $J_2 31$ et $J_2 34$, jauges $J_2 32$ et $J_2 33$). De plus, pour chaque essai, la déformation relevée par les jauges $J_2 31$ et $J_2 34$ est similaire à celle mesurée par la jauge située à l'opposé de la capacité (i.e. jauge $J_1 3$) et ce, jusqu'à la rupture. En revanche, les déformations mesurées par les deux autres jauges sont inférieures. Cette constatation est conforme à l'observation visuelle réalisée en surface concernant la direction de propagation de la fissure lors de l'impact. Au cours du choc, une fissure s'amorce au niveau du point d'impact et se propage le long de la génératrice associée. Les jauges $J_2 32$ et $J_2 33$ étant situées de part et d'autre de cette discontinuité, la déformation relevée est inférieure à la déformation nominale mesurée par la jauge $J_1 3$. A contrario, les jauges $J_2 31$ et $J_2 34$ sont positionnées sur la génératrice impactée. Si la fissure est située dans l'intervalle délimité par ces deux jauges, les déformations relevées sont identiques à celle mesurée à l'opposée de la capacité. Dans le cas d'une fissure se propageant au-delà de cet intervalle lors de l'impact (cas de l'essai réalisé avec une énergie d'impact de 31 J), cela conduit à la rupture des jauges (cas de la jauge $J_2 31$).

D'autre part, l'écart entre les déformations mesurées par les jauges $J_2 31$ et $J_2 34$ et celles mesurées par les jauges $J_2 32$ et $J_2 33$ augmente en fonction de l'énergie d'impact. Il a été montré, lors de l'expertise microscopique des dommages, qu'un accroissement de l'énergie cinétique pour l'essai d'impact conduit à une augmentation du nombre de strates circonférentielles dégradées. Cette augmentation de l'écart observé au niveau des déformations reflète donc l'influence du dommage sur le comportement local de la virole aux alentours du point d'impact. Il est intéressant de noter que dans le cas de la capacité 3, qui affichent une pression à rupture supérieure à toutes les autres, l'écart entre les déformations relevées est très faible par rapport à la capacité 2 qui, d'après l'expertise

du dommage effectué sur la capacité élalon, doit présenter un niveau d'endommagement comparable. Cette observation renforce la supposition faite pour expliquer sa meilleure tenue résiduelle : cette capacité ne possèdait pas, avant la mise sous pression interne, l'état d'endommagement intial attendu.

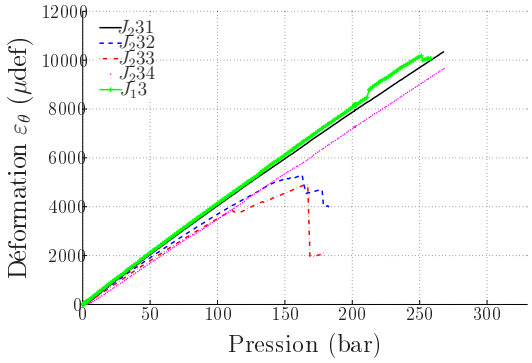


FIG. 5.31 – Déformation ortho-radiale autour du point d'impact en fonction de la pression interne (Capacité 1 - 19J)

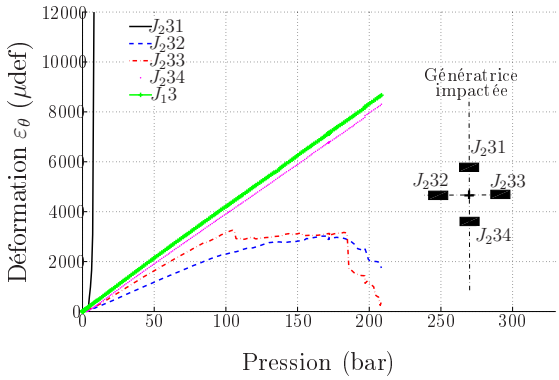


FIG. 5.32 – Déformation ortho-radiale autour du point d'impact en fonction de la pression interne (Capacité 2 - 31J)

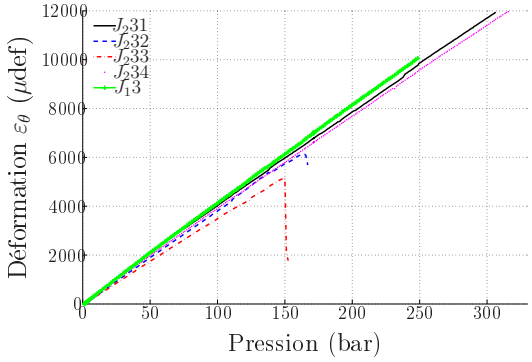


FIG. 5.33 – Déformation ortho-radiale autour du point d'impact en fonction de la pression interne (Capacité 3 - 36J)

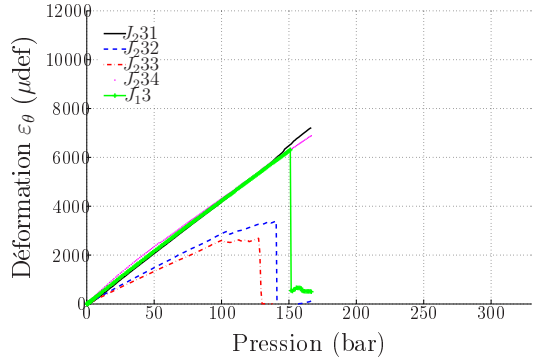


FIG. 5.34 – Déformation ortho-radiale autour du point d'impact en fonction de la pression interne (Capacité 4 - 55J)

La chute brutale de déformation mesurée par les jauges $J_2$32 et $J_2$33 et anticipée par rapport à celle issue des deux autres jauges situées proches du point d'impact est due au décerclage de la mèche circonférentielle sur laquelle sont collées ces deux jauges. Ce phénomène est lié à la géométrie de la structure et dû à la rupture progressive de l'interface entre la mèche concernée et la strate longitudinale située en dessous. Lors de la mise sous pression de la capacité, les strates circonférentielles sont sollicitées en traction. La fissure initiée lors de l'impact s'ouvre alors progressivement et génère des contraintes interfaciales en mode mixte. Lorsque ces contraintes atteignent la limite à la rupture, il y a décohésion de l'interface et de ce fait, les tensions dans les fibres se relâchent et conduisent à la chute de déformation observée. Ce mécanisme est décelable avant la défaillance complète des jauges par une légère chute de la déformation ortho-radiale située, quel que soit l'essai considéré, aux alentours de 110 *bars*. Nous pouvons supposer que cette pression seuil correspond à l'amorçage de ce phénomène.

La superposition des mesures des jauges $J_1$3 permet d'estimer l'influence du dommage induit par impact sur le comportement de la virole au niveau de la génératrice opposée à

la génératrice impactée. Elle est présentée en fonction de la pression interne sur la Figure 5.35.

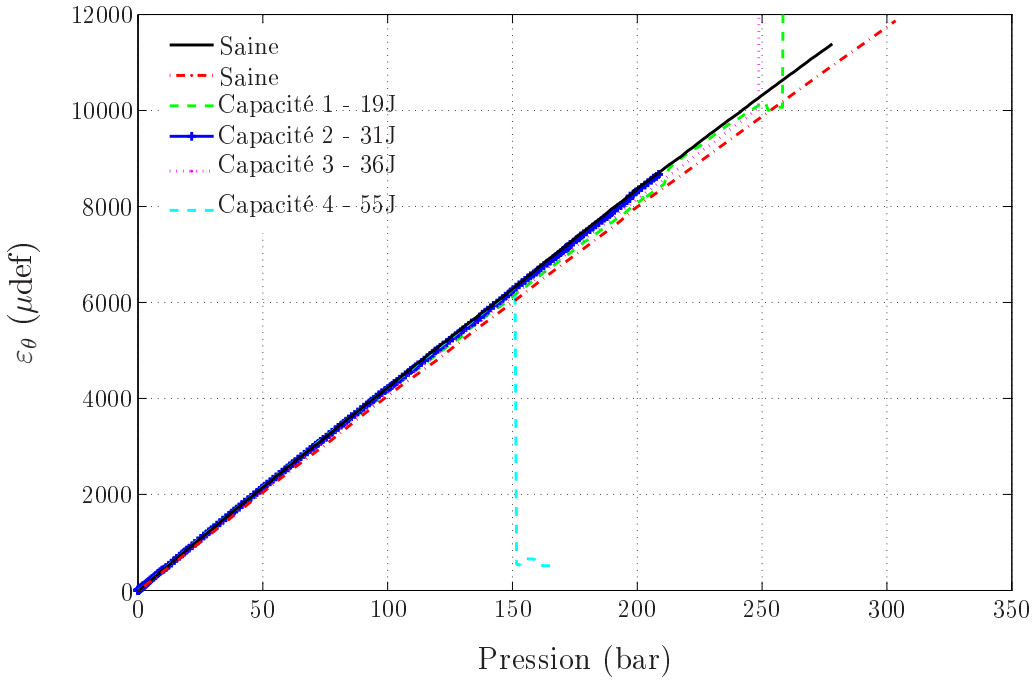


FIG. 5.35 – Déformation ortho-radiale mesurée à l'opposée du point d'impact en fonction de l'état de pré-endommagement des capacités

L'évolution de la déformation ortho-radiale en ce point est identique pour tous les états de pré-endommagement testés. Loin du point d'impact, le dommage n'a donc pas d'influence sur le comportement de la virole et confirme l'observation faite lors de l'analyse de la dilatation radiale. Notons tout de même que le décerclage complet de la mèche (ou de l'ensemble de mèches) circonférentielle à mi-virole intervient avant la rupture de la structure dans le cas de la capacité sollicitée avec une énergie d'impact de 55 J.

Allongement axial de la virole L'allongement axial moyen de la virole est quantifié par la moyenne des allongements mesurés au niveau des génératrices instrumentées. Cette moyenne est présentée pour chaque essai en fonction de la pression interne sur la Figure 5.36.

Nous pouvons tout d'abord constater que l'allongement axial de la virole évolue de manière linéaire en fonction de la pression interne malgré l'endommagement généré par impact. A la vue de ces résultats, il est cependant difficile de quantifier l'influence exacte du dommage sur ce paramètre. En effet, trois des capacités impactées affichent un allongement axial supérieur à celle d'une capacité initialement saine et l'une d'entre elle, impactée avec une énergie de 55 J, présente un allongement plus faible. Cependant, si cette infuence existe, elle est faible puisque l'écart maximal observé par rapport à une capacité saine, au niveau de la pente de la régression linéaire, est de 15%.

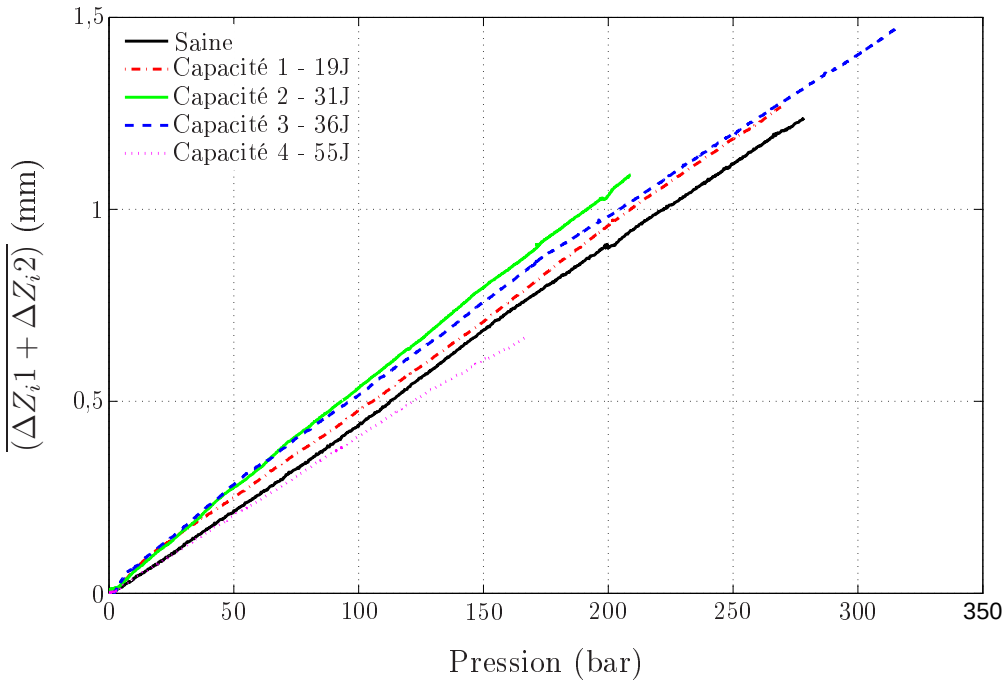


FIG. 5.36 – Allongement axial moyen de la virole en fonction de l'état de pré-endommagement des capacités

5.3 Modélisation numérique

La campagne de tolérance aux dommages des capacités Ø300 étant réalisée, il convient alors d'appliquer et de valider le modèle numérique établi sur les éprouvettes dans le cas de structures bobinées. Dans un premier temps, le modèle sera utilisé et éventuellement recalé pour la détermination de la rupture en pression interne de capacités saines. Puis, le dommage créé par impact sera implémenté numériquement grâce aux observations microscopiques afin de quantifier les performances résiduelles d'une capacité pré-endommagée. L'ensemble des résultats obtenus sera confronté aux résultats expérimentaux et les conclusions émises permettront de valider ou non le modèle.

5.3.1 Maillage et conditions aux limites

De nombreuses études sont axées sur la prédiction de la rupture de capacités bobinées soumises à une pression interne. Dans la majeure partie des cas traités, la structure est saine avant l'essai à rupture. Ainsi, de par sa géométrie, le problème est souvent ramené à un problème axisymétrique. En revanche, la modélisation numérique d'une capacité bobinée peut s'avérer compliquée dès lors que le problème n'est plus axisymétrique. Dans le cas d'une capacité impactée avec la présence d'un dommage pour lequel les propriétés mécaniques du matériau changent localement, il n'est plus envisageable de considérer cette symétrie. Il est alors nécessaire de passer à une modélisation 3D.

La modélisation 3D d'une capacité bobinée reste néanmoins délicate notamment à cause de l'orientation des fibres au niveau des fonds et plus spécifiquement au niveau du chignon. Certains auteurs proposent des techniques pour définir l'orientation du repère local dans ces zones de la structure. D'autres procèdent par homogénéisation pour attribuer

des propriétés mécaniques équivalentes aux fonds de la structure.

Dans notre cas, nous avons choisi en première approche de considérer uniquement la virole. Ainsi, le maillage définissant la structure est cylindrique. Sa représentation est proposée sur la Figure 5.37. Ce maillage a été raffiné dans certaines zones afin d'implémenter, dans un second temps, le dommage initié par impact. Les zones considérées seront présentées lors de la modélisation des capacités pré-endommagées.

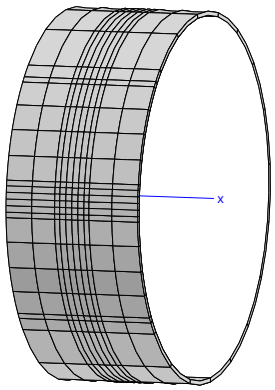


FIG. 5.37 – Maillage représentatif de la virole utilisé dans le cas des capacités

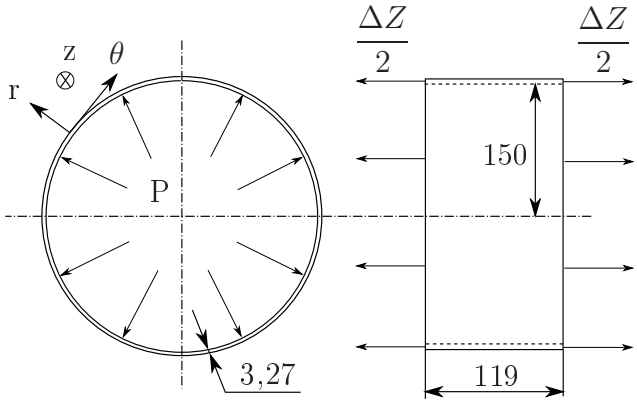


FIG. 5.38 – Conditions aux limites numériques pour la modélisation de capacités soumises à une pression interne

Bien que le modèle établi dans le cas des éprouvettes affiche les meilleures performances avec l'utilisation des élements volumiques C3D20, les temps de calcul associés sont nettement plus importants avec ce type d'éléments qu'avec les éléments multicouches C3D16. Dans le cas d'une structure de grandes dimensions (i.e. cas d'une capacité), le maillage doit être suffisament fin pour reproduire au mieux les phénomènes observés. Le nombre de degrés de liberté induit dans ce cas conduirait, avec les éléments C3D20, à des temps de calcul très importants. De plus, nous avons montré que le principal intérêt des éléments C3D20 vis-à-vis des éléments C3D16 est lié à une meilleure prise en compte du cisaillement transverse. Or, nous supposons que les effets associés à la sollicitation en pression interne d'une capacité sont principalement des effets de membrane. Compte-tenu de l'ensemble de ces remarques, l'utilisation des éléments C3D16 pour cette modélisation semble présenter le meilleur compromis temps de calcul / précision du résultat. Ils seront donc choisis, dans un premier temps, pour cette étude.

Lors de la mise sous pression interne d'une capacité bobinée, on assiste à deux phénomènes couplés observés expérimentalement : i) une dilatation radiale dans la partie cylindrique de la structure (i.e. virole), ii) un allongement axial dû à la pression exercée sur les fonds de la capacité ("effet de fond"). Or, le maillage considéré est un cylindre ne présentant pas de fond. Les conditions aux limites à imposer sur celui-ci doivent reproduire au mieux l'état de sollicitation présent dans le cas d'une structure fermée. Elles sont choisies en conséquence et présentées sur la Figure 5.38.

Les conditions aux limites utilisées pour cette modélisation sont des conditions mixtes. Ainsi, une pression P est imposée sur la surface intérieure du tube. Pour simuler l'effet de fond, un déplacement $\frac{\Delta Z}{2}$ selon l'axe du tube est imposé aux extrémités.

Il est possible de déterminer analytiquement le déplacement à imposer ($\frac{\Delta Z}{2}$) pour reproduire l'effet de fond. Par l'hypothèse des plaques minces ($\sigma_{rr} = 0$) et sous condition

d'un état de contraintes planes, la déformation axiale de la virole s'écrit :

$$\varepsilon_{zz} = \frac{\Delta Z}{L} = \frac{\sigma_{zz}}{E_{zz}} - \frac{\nu_{z\theta}}{E_{zz}}\sigma_{\theta\theta} \tag{5.5}$$

où ΔZ est l'allongement axial de la virole, L est la longueur initiale de la virole, E_{zz} le module de rigidité homogénéisé dans la direction axiale et $\nu_{z\theta}$ le coefficient de Poisson équivalent.

Les relations d'équilibre d'un fond et d'une demi-partie cylindrique donnent :

$$\sigma_{zz} = \frac{PR}{2e} \qquad \text{et} \qquad \sigma_{\theta\theta} = \frac{PR}{e}$$

où P est la pression interne, R est le rayon intérieur de la capacité et e l'épaisseur du stratifié.

Ainsi, il est possible d'exprimer l'allongement axial de la virole en fonction de la pression interne comme :

$$\Delta Z = \frac{LR}{eE_{zz}}\left(\frac{1}{2} - \nu_{z\theta}\right)P \tag{5.6}$$

Les valeurs de E_{zz} et de $\nu_{z\theta}$ sont déterminées par la théorie classique des stratifiés. On retrouve ainsi l'évolution linéaire de l'allongement axial de la virole en fonction de la pression interne observée expérimentalement. Cette évolution a été quantifiée lors des essais à rupture par l'équation 5.4. Le tronçon de jauge utilisé pour ces essais à rupture présente une longueur initiale de 139 mm. L'application numérique de l'expression 5.6 en choisissant L égale à 139 mm conduit à :

$$\Delta Z = 0,0044P \tag{5.7}$$

où ΔZ est l'allongement axial exprimé en mm et P la pression interne en bar.

L'allongement déterminé analytiquement est situé dans la dispersion expérimentale. Dans le cas d'une longueur de virole initiale de 119 mm, le déplacement à imposer aux deux extrémités du tube est de :

$$\frac{\Delta Z}{2} = 0,00188P \tag{5.8}$$

5.3.2 Modélisation des capacités saines

La première étape de cette modélisation consiste à prédire la pression à rupture d'une capacité saine soumise à une sollicitation de pression interne. Le matériau utilisé ainsi que la séquence d'empilement sont identiques à ceux des éprouvettes Ø300.

Le modèle utilisé est celui développé et validé dans le cas des éprouvettes. Etant donné que les éléments choisis en première approche pour la modélisation des capacités sont les éléments multi-couches C3D16, les zones cohésives gérant le comportement de l'interface entre deux strates ne peuvent pas être utilisées. Nous rappelons que ce modèle est fondé sur un critère écrit en déformation maximale. Seuls les modules de rigidité sont dégradés de manière indépendante, instantanée et définitive lors de l'activation de ce critère ; les coefficients de Poisson conservent leur valeur initiale tout au long de l'essai.

La pression à rupture obtenue avec une telle modélisation est nettement inférieure à celle observée expérimentalement. Elle est plus faible de 23% par rapport à la limite à rupture de 303 $bars$ affichée lors des essais quasi-statiques. La divergence de ces résultats

est liée à la dégradation subite du module de rigidité transverse plan E_{22}. Il est possible d'observer ce phénomène par le tracé de la réaction aux nœuds sur lesquels on vient imposer le déplacement en fonction de la pression interne (cf. Figure).

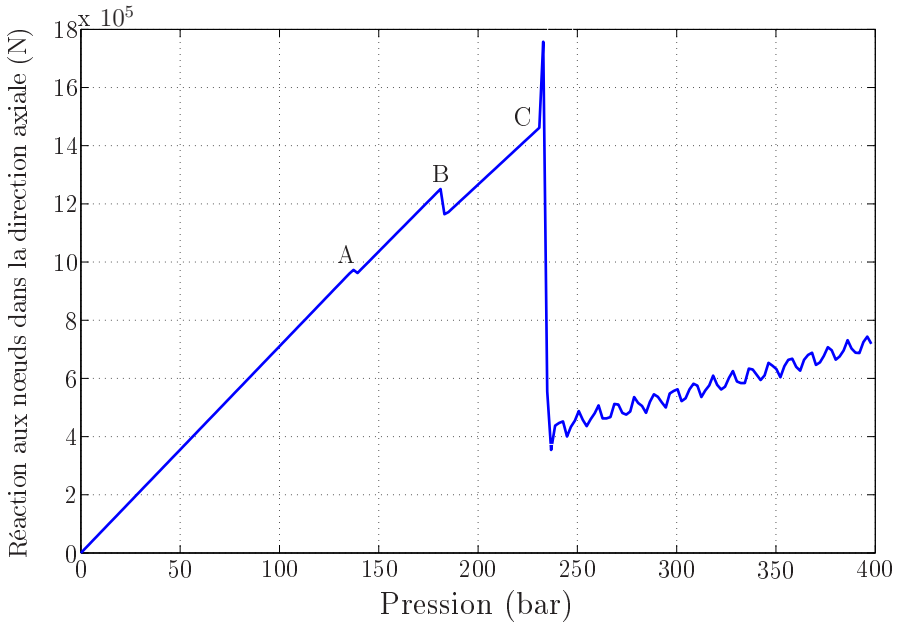


FIG. 5.39 – Réaction au nœuds dans la direction axiale reflétant les effets de fond avec le modèle validé sur les éprouvettes

Lors de la montée en pression, une première rupture macroscopique apparaît (point A de la Figure 5.39) et correspond à la rupture des strates longitudinales dans la direction $\overrightarrow{2}$. Le chargement se poursuit au-delà de cette rupture jusqu'au point B où l'on détecte une seconde rupture macroscopique. Cette dernière est associée à la rupture en mode transverse plan (direction $\overrightarrow{2}$) des strates circonférentielles. Dès lors, chaque strate du stratifié est rompue dans cette direction d'orthotropie et il est intéressant de noter que le critère est activé uniquement dans cette direction. Cette variation instantanée de la rigidité globale conduit à une augmentation brutale et non physique de l'épaisseur du stratifié. Elle a pour conséquence un saut au niveau des déformations et notamment pour la composante ε_{11}. De ce fait, la valeur limite en mode fibre est atteinte prématurément dans les strates circonférentielles et mène à une rupture anticipée de la capacité (point C). Ce phénomène peut être régularisé par la dégradation du coefficient de Poisson ν_{23} lorsque le critère est activé pour la composante ε_{22}. Il est de même envisageable de dégrader les autres coefficients de Poisson, sans perdre le sens physique (Tableau 5.4). La dégradation des coefficients de Poisson pour l'analyse progressive de la rupture d'un stratifié est utilisée dans certains modèles comme par exemple celui de Ambur présenté au chapitre précédent ([Ambur *et al.*, 2004]).

$d_{11} \geq 1$	$d_{22} \geq 1$	$d_{33} \geq 1$	$d_{12} \geq 1$	$d_{13} \geq 1$	$d_{23} \geq 1$
$E_{11} = E_{11}^R$	$E_{22} = E_{22}^R$	$E_{33} = E_{33}^R$	$G_{12} = G_{12}^R$	$G_{13} = G_{13}^R$	$G_{23} = G_{23}^R$
$\nu_{12} = 0$	$\nu_{21} = 0$	$\nu_{31} = 0$	-	-	-
$\nu_{13} = 0$	$\nu_{23} = 0$	$\nu_{32} = 0$	-	-	-

TAB. 5.4 – Modification du modèle établi sur les éprouvettes par la dégradation des coefficients de Poisson

Cette modification du modèle établi dans le cas des éprouvettes conduit à une évolution similaire de la réaction au nœuds en fonction de la pression interne dans la majeure partie du chargement comme l'illustre la Figure 5.40. Ainsi, on retrouve les ruptures présentes aux points A et B. Cependant, alors que l'épaisseur augmente brusquement au point B avec le modèle initial, elle ne varie pas avec ces nouvelles considérations. L'artefact numérique responsable du saut des déformations en ce point est donc absent et conduit à une limite à rupture en pression interne des capacités égale à 328 *bars* (point C'). La précision de ce nouveau modèle dans le cas de capacités saines est donc tout-à-fait acceptable étant donné que l'écart par rapport à la pression relevée expérimentalement est de $7,6$ %.

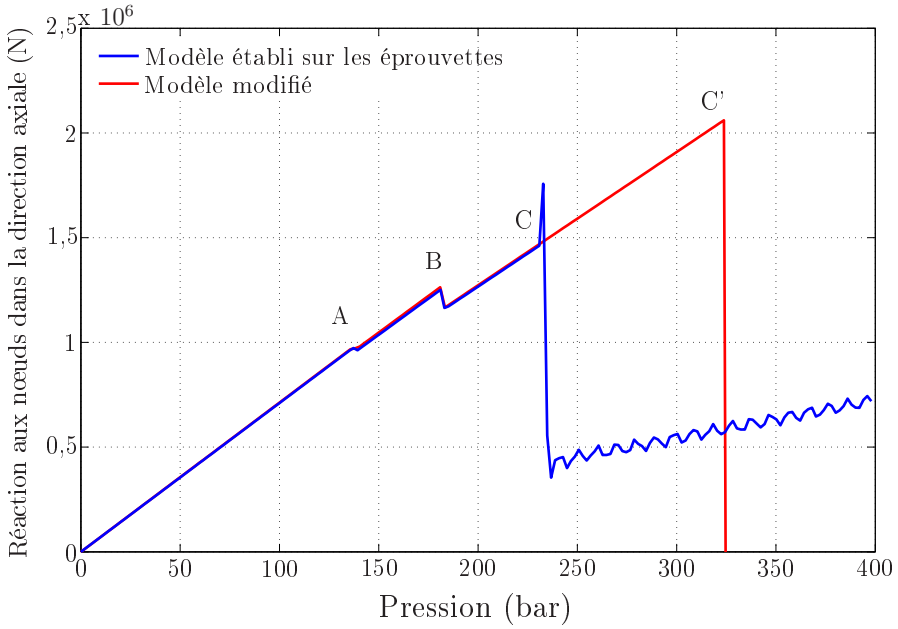


FIG. 5.40 – Réaction au nœuds RUz reflétant les effets de fond avec le modèle modifié

5.3.3 Modélisation des capacités impactées

Le modèle numérique, établi dans le cas des éprouvettes et modifié par le recalage vis-à-vis des résultats expérimentaux obtenus pour les capacités saines, est ici utilisé pour la prédiction de la pression à rupture de capacités pré-endommagées. Compte-tenu des observations microscopiques réalisée sur la capacité étalon pour les différents niveaux d'énergie d'impact (c.f. paragraphe 5.1.2), nous avons choisi de modéliser dans un premier temps l'état de pré-endommagement associé à un impact réalisé avec une énergie de 21 J. En effet, de par la position des ruptures de fibres observées (i.e. centrées sous le point d'impact et affectant uniquement la strate circonférentielle extérieure), cet état initial de

dégradation est le plus simple à implémenter numériquement.

Pour cela, dans une zone de la capacité (cf. Figure 5.41), toutes les propriétés élastiques (i.e modules de rigidité et coefficients de Poisson) de la strate circonférentielle extérieure seront dégradées avant la mise sous pression de la capacité. Compte-tenu de l'orientation de la découpe choisie pour l'experise des dommages générés par impact, la longueur de la zone endommagée ne peut être quantifiée avec précision. Cependant, l'intégrité post-impact des jauges de déformations $J_2 31$ et $J_2 34$ situées sur la génératrice impactée permet de supposer que, pour ce niveau d'énergie d'impact, les ruptures de fibres de la strate circonférentielle extérieure sont situées dans l'intervalle délimité par ces deux jauges ($50\ mm$). Ainsi, nous avons choisi de considérer une longueur de zone endommagée égale à $30\ mm$ représentant 25% de la longueur de la virole. Dans la direction ortho-radiale, nous avons pu constater que ces ruptures étaient localisées sous le point d'impact. La largeur de cette zone sera donc égale à la largeur d'une maille (ici égale à $5,4\ mm$).

Le type d'éléments utilisé pour cette première modélisation de capacité endommagée sera le type C3D16 (éléments multi-couches) puisque sa précision est satisfaisante dans le cas de capacités saines.

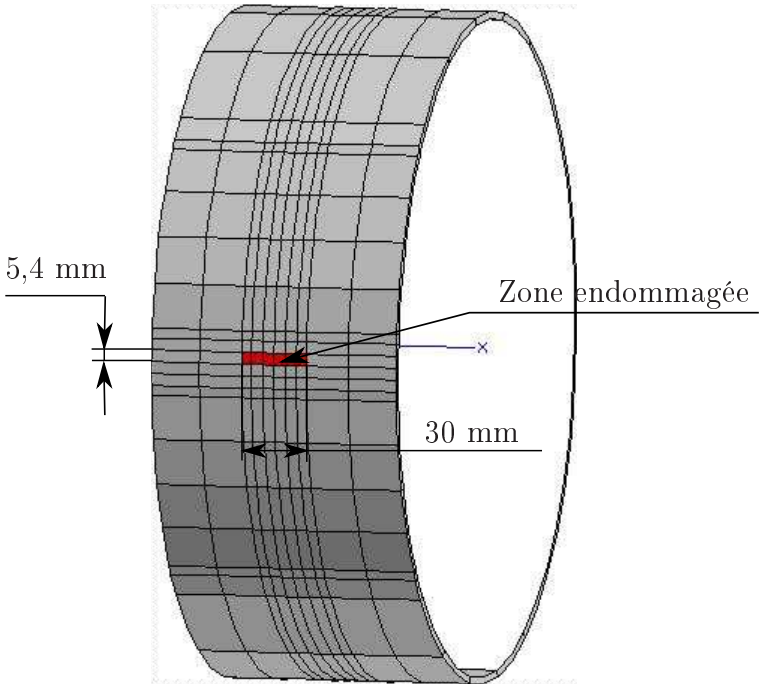


FIG. 5.41 – Zone endommagée dans le cas d'un impact réalisé avec une énergie de 21 J

Les conditions aux limites choisies seront identiques à celles utilisées pour les capacités saines. En effet, les résultats expérimentaux issus de la mise sous pression interne montrent que le dommage induit par un impact de cette énergie ne modifie par le comportement global de la structure (i.e dillatation radiale et allongement de la virole). Les considérations émises pour le choix du déplacement axial à imposer restent donc valables pour cette modélisation.

Rappelons que la pression à rupture relevée expérimentalement pour cet état de pré-endommagement est de 269 *bars*. Avec la modélisation proposée ici, la pression maximale admissible obtenue est de 168 *bars*, soit 37% inférieure à la valeur expérimentale. Ce manque de précision du modèle peut être attribué à l'hypothèse de linéarité des déplace-

ments dans l'épaisseur du stratifié sous-jacente à l'utilisation des éléments du type C3D16. En effet, dans la zone choisie pour la dégradation initiale des propriétés élastiques du pli, l'abattement de rigidité est telle qu'une non-linéarité apparaît lors du chargement au niveau des déplacements entre la strate circonférentielle supérieure et les strates inférieures.

Influence de la formulation de l'élément

L'utilisation d'éléments volumiques mono-couches (type C3D8 ou C3D20) peut permettre de prendre en compte la non-linéarité des déplacements dans l'épaisseur du stratifié s'ils sont utilisés pour modéliser chaque strate d'orientation différente. Ceci implique alors un raffinement du maillage dans l'épaisseur vis-à-vis d'une modélisation avec des éléments multi-couches. Etant donné que les performances des éléments C3D20 sont supérieures à celles des éléments C3D8, nous avons choisi de les utiliser en première approche.

La pression à rupture obtenue avec une telle modélisation est sensiblement identique à celle obtenue avec l'utilisation des éléments multi-couches puisqu'elle est égale à 164 *bars*. La non-linéarité des déplacements dans l'épaisseur du stratifié ne semble donc pas être l'unique responsable de l'écart affiché entre les prédicions numériques et les résultats expérimentaux.

Afin d'appréhender les différents phénomènes mis en œuvre lors de la mise sous pression interne d'une capacité pré-endommagée, une attention particulière a été apportée aux déformations présentes dans deux zones distinctes de la structure (cf. Figure 5.42) : i) la portion du stratifié située sous le point d'impact (Zone A) et ii) la zone diamétralement opposée à la zone d'impact (Zone B).

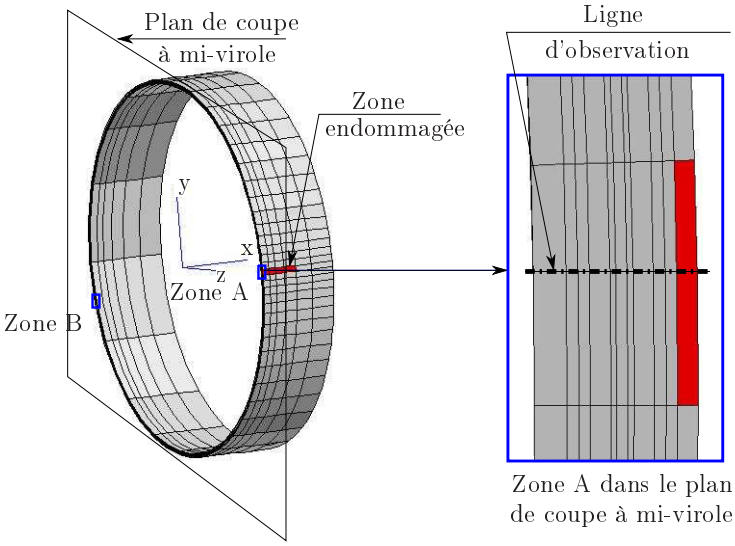


FIG. 5.42 – Lieu d'observation des déformations

Ainsi, dans chacune de ces zones, les déformations ε_{ij} (dans le repère matériau) ont été relevées aux points de Gauss situés sur la ligne d'observation présentée pour la Zone A à droite de la Figure 5.42.

La Figure 5.43 présente les déformations ε_{ij} relevées dans la Zone B (zone intialement saine). Chaque graphique présenté sur cette figure est associé à une composante particulière des déformations et chaque courbe présente l'évolution de cette composante en fonction de la pression interne dans une strate donnée. Le code couleur utilisé pour la représentation des strates d'orientation différente est proposé dans la légende. Celle-ci

suit la séquence d'empilement du stratifé (de la strate extérieure (Pli90-1) à la strate intérieure (Pli90-4)). L'axe des ordonnées de ces graphiques, correspondant au niveau des déformations, est borné par une limite supérieure égale à la limite à la rupture utilisé par le critère pour la composante considérée (exemple : $0,015\ def$ pour ε_{11}). Ces graphiques ne sont pas ajustés en valeurs négatives puisque le critère utilisé ne prévoit de rupture en compression.

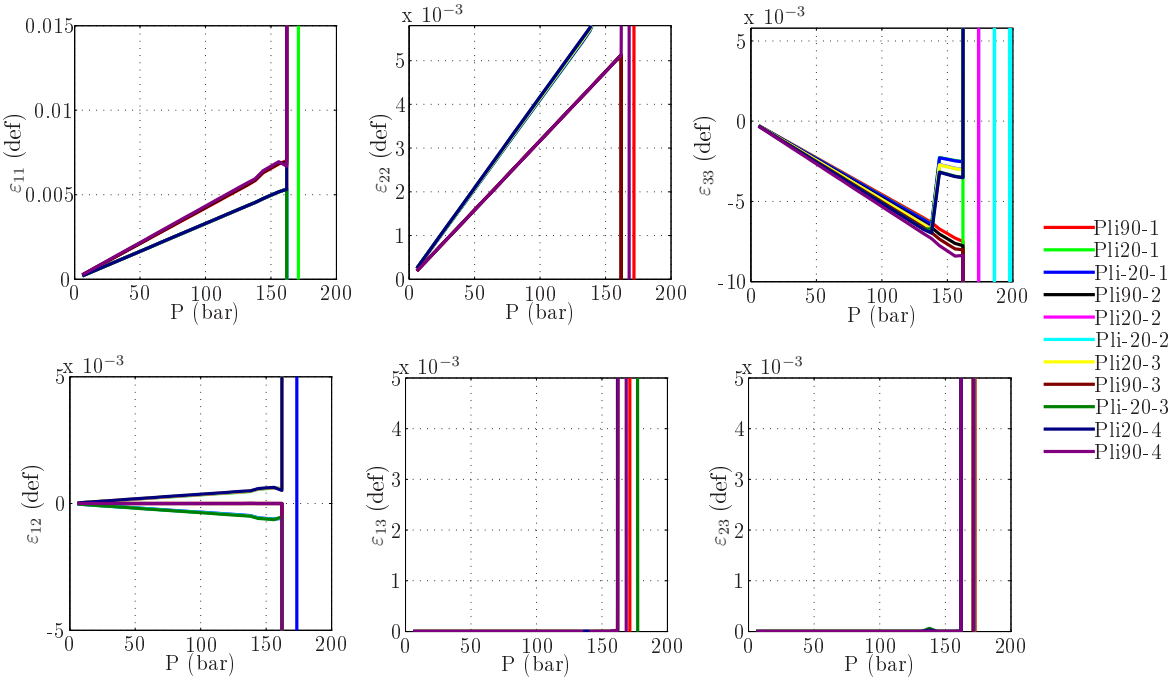


FIG. 5.43 – Déformations dans la Zone B

Dans cette zone diamétralement opposée au point d'impact, on peut noter l'absence de glissements transverses (ε_{13} et ε_{23}) jusqu'à la rupture globale de la structure. Les autres déformations évoluent de manière linéaire en fonction de la pression imposée. A cause de cette pression interne, on assiste à une déformation ε_{33} négative générée par la compression des plis les uns sur les autres de manière échelonnée. Ainsi, la strate circonférentielle intérieure, subissant directement l'effet de la pression interne, est la plus chargée en compression. Celle-ci comprime alors la strate longitudinale adjacente et ainsi de suite. On observe la plus faible déformation radiale dans la strate extérieure.

Au regard de ces résultats, seules les strates longitudinales affichent une déformation abouttisant à l'activation du critère. La perte de rigidité induite (dans la direction normale transverse $\overrightarrow{2}$) conduit au premier niveau de dégradation de la structure macroscopiquement observable. Ce phénomène a également été constaté lors de la modélisation des capacités saines. Compte-tenu de l'orientation des strates ($\pm 20^o$ pour les strates longitudinales et 90^o pour les strates circonférentielles) et du chargement imposé, il est logique d'observer la présence de glissements plans (ε_{12}) uniquement dans les strates longitudinales.

Dans le cas de capacités saines, nous avons démontré que la rupture globale de la structure est directement liée à l'activation du critère dans la direction longitudinale (ε_{11}) et dans les strates circonférentielles. Dans le cas présent, bien que cette déformation

soit supérieure dans les strates circonférentielle, elle n'est pas responsable de la rupture globale de la capacité.

L'ensemble de ces observations permettent de conclure sur le fait que dans une zone située à l'opposée de la génératrice, les mécanismes mis en œuvre sont principalement dû à des effets de membrane. La structure se comporte dans cette zone comme une capacité initialement saine. Ce constat a également été fait lors de l'analyse des résultats expérimentaux grâce aux jauges de déformations J_13. De plus, excepté dans la direction radiale, les déformations sont identiques pour toutes les strates présentant la même orientation de fibres. Les strates sont donc chargées de manière homogène dans l'épaisseur du stratifié.

Remarque : ces dernières constatations justifient de l'utilisation des éléments multicouches dans le cas de capacités saines.

Dans la zone initialement endommagée (Zone A), les mécanismes sont bien sûr nettement différents. Les gradients de déformation sont tellement importants dans cette zone que la représentation des composantes du tenseur des déformations mesurées à des points de Gauss particuliers n'apporterait pas les informations nécessaires à la compréhension des phénomènes. En revanche, la représentation des isovaleurs associées aux variables d'endommagement d_{ij} permet de mettre en lumière les mécanismes responsables de la ruine de la structure.

Deux incréments avant la rupture complète de la capacité, où le chargement en pression interne est égal à 156 *bars*, les ruptures dans le plan sont très nombreuses comme l'illustrent les isovaleurs associées aux variables d'endommagement d_{12} (Figure 5.44) et d_{22} (Figure 5.45). Bien que principalement présentes dans la strate circonférentielle extérieure, les ruptures en cisaillement plan apparaissent également dans la strate longitudinale adjacente à la zone pré-endommagée. A ce stade du chargement, presque toutes les strates longitudinales sont dégradées dans la direction $\overrightarrow{2}$.

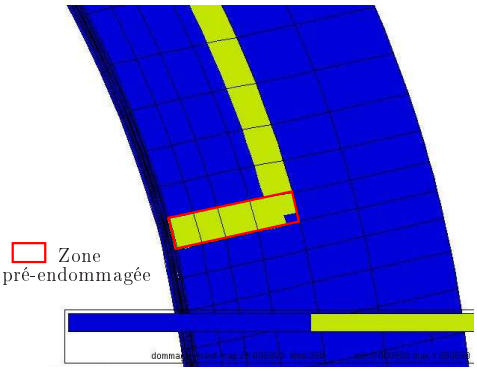


FIG. 5.44 – Iso-valeurs de la variable d_{12} deux incréments avant la rupture de la capacité pré-endommagée

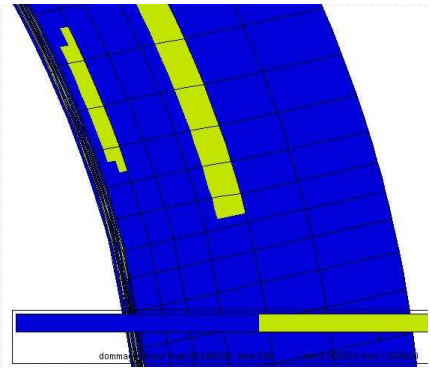


FIG. 5.45 – Iso-valeurs de la variable d_{22} deux incréments avant la rupture de la capacité pré-endommagée

De plus, pour ce chargement, nous pouvons observer de fortes différences par rapport à la zone diamétralement opposée à l'impact. En effet, les figures 5.46 et 5.47 représentent respectivement les isovaleurs des variables d'endommagement d_{13} et d_{23} traduisant la dégradation en cisaillement transverse.

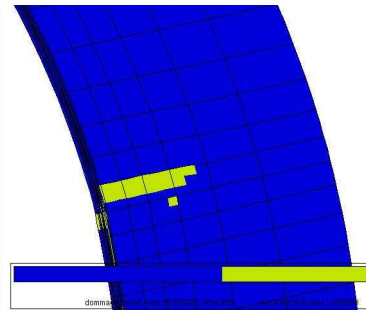


FIG. 5.46 – Iso-valeurs de la variable d_{13} deux incréments avant la rupture de la capacité pré-endommagée

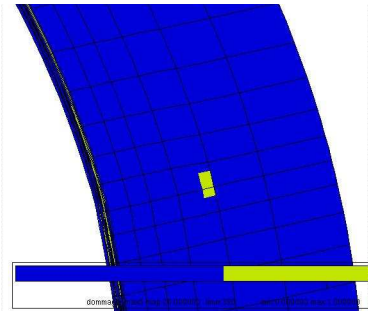


FIG. 5.47 – Iso-valeurs de la variable d_{23} deux incréments avant la rupture de la capacité pré-endommagée

Tandis que dans la zone située à l'opposé du point d'impact, les déformations ε_{13} et ε_{23} sont négligeables jusqu'à la rupture globale, on note ici de nombreuses strates dégradées en cisaillement transverse. La variable d'endommagement d_{13} est égale à 1 dans de nombreux éléments des strates longitudinales et circonférentielles et la variable d_{23} est responsable de la dégradation de plusieurs éléments situés principalement dans les strates longitudinales. L'ensemble de ces constatations montrent que le pré-endommagement de la strate circonférentielle extérieure a une forte influence sur l'ensemble du stratifié. En effet, ces nombreuses dégradations en cisaillement, et plus particulièrement en cisaillement transverse, conduisent à une modification locale et subite du rayon de courbure du stratifié dans la zone pré-endommagée. Ceci engendre alors un accroissement brutal de la déformation ε_{11} dans les fibres jusqu'à l'activation du critère dans la direction $\overrightarrow{1}$. Ce scénario peut être mis en valeur par l'observation des isovaleurs associées à la variable d'endommagement d_{11} pour un chargement situé à deux incréments de la rupture globale (Figure 5.48) où seule la zone pré-endommagée est dégradée en mode fibre et juste avant la rupture (Figure 5.49) où toutes les strates sont rompues dans la direction $\overrightarrow{1}$. Le changement de courbure évoqué précédemment affecte toutes les strates comme le montre la déformée présentée sur la Figure 5.49.

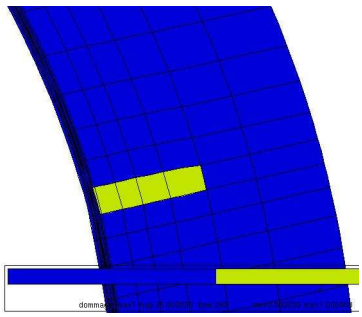


FIG. 5.48 – Iso-valeurs de la variable d_{11} deux incréments avant la rupture de la capacité pré-endommagée

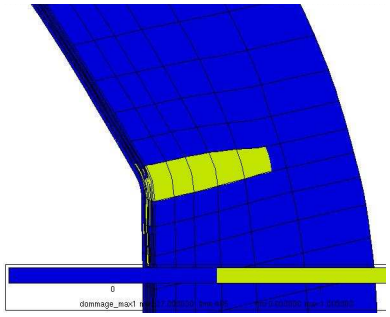


FIG. 5.49 – Iso-valeurs de la variable d_{11} un incrément avant la rupture de la capacité pré-endommagée

L'intéraction de ces mécanismes n'est possible que parce que l'interface entre chaque strate est intègre tout au long du chargement. Or, chaque mode de dégradation au niveau de la strate entraîne des sur-contraintes au niveau de l'interface. Lorsque celles-ci outrepassent les limites admissibles, nous devrions assister à une décohésion entre les strates.

C'est ce que l'on peut observer lors de l'apparition du mécanisme de décerclage. D'ailleurs, la position des éléments dégradés en cisaillement plan (Figure 5.44) est très intéressante puisqu'elle coïncide au lieu d'amorçage de ce phénomène. Parce que l'interface est considérée, dans cette modélisation, comme infiniment rigide, nous assistons donc à une rupture globale anticipée par rapport au relevé expérimental.

Utilisation de zones cohésives pour la modélisation du phénomène de décerclage

Compte tenu des phénomènes observés précédemment, il semble que le mécanisme de décerclage soit prépondérant dans la rupture globale de la structure et doit donc être pris en compte dans cette modélisation. Une manière de procéder est d'implémenter des zones cohésives pour introduire un caractère endommageable à l'interface entre deux strates. Ainsi, on conserve le maillage précédent dans lequel on insère des éléments cohésifs entre les strates circonférentielles et les strates longitudinales. Le modèle de zones cohésives utilisé ici est celui de Crisfield présenté au chapitre précédent. Etant donné que ces éléments cohésifs sont très coûteux en terme de temps de calcul, nous avons pris le parti de modifier la nature des éléments constitutifs des strates. Pour cette modélisation, les éléments C3D20 seront donc remplacés par les éléments C3D8, moins précis mais permettant d'alléger le temps de calcul.

Malgré les efforts mis en œuvre pour réduire le temps de calcul, celui-ci reste tout de même excessif. A ce jour, après un mois et demi de calcul, le résultat final ne peut toujours pas être affiché. Cependant, par la visualisation des isovaleurs obtenues au dernier incrément, il est possible de déceler l'amorçage du mécanisme de décerclage. La Figure 5.50 présente ainsi les isovaleurs du déplacement U_y.

Au niveau de la zone intialement endommagée, on observe une perturbation du champ des déplacements avec un changement de signe de par et d'autre de cette zone. Ce gradient de déplacements est lié à l'ouverture des éléments cohésifs présents entre la strate circonférentielle supérieure (endommagée) et la strate longitudinale adjacente. Cette décohésion est mise en exergue par la Figure 5.51 qui représente un agrandissement de la zone de décerclage dans le plan de coupe à mi-virole.

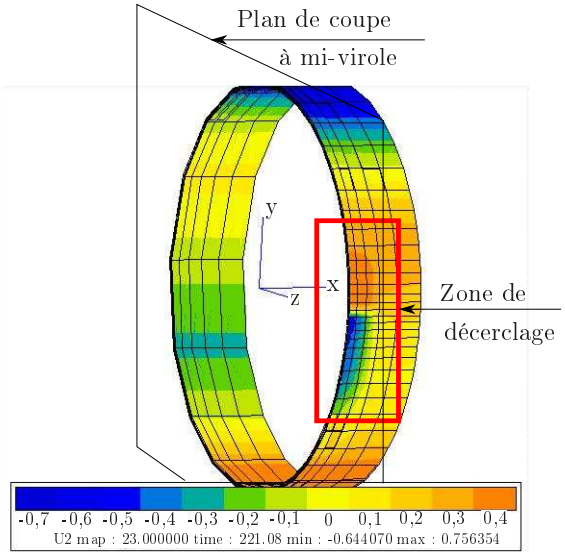


FIG. 5.50 – Isovaleurs des déplacements U_y

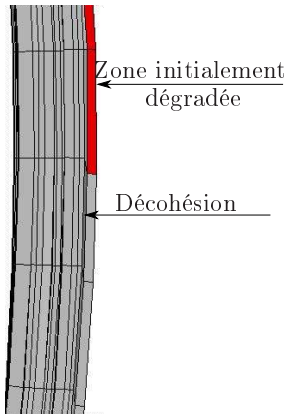


FIG. 5.51 – Observation du mécanisme de décerclage

On peut ainsi observer la propagation de cette décohésion de la zone endommagée vers la zone diamétralement opposée à la génératrice impactée. Lors de la mise sous pression de la capacité, de par l'abattement des propriétés élastiques dans une zone de la strate circonférentielle extérieure, on assiste à des glissements relatifs entre les strates. Ceci se traduit par la sollicitation de l'interface en mode mixte. Lorsque la contrainte dans l'interface atteint la contrainte limite admissible, le mécanisme de décerclage apparaît.

Expérimentalement, de par le procédé de fabrication de ces structures, ce phénomène de décerclage apparaît uniquement au niveau des mèches circonférentielles rompues lors de l'impact. La décohésion n'affecte donc pas toute la strate extérieure. Or, cette modélisation, telle qu'elle est présentée ici, doit conduire à la décohésion complète de cette strate. Pour introduire la notion de discontinuité intra-laminaire, il faudrait envisager de placer d'autres éléments cohésifs au sein même de la strate extérieure rendant le problème beaucoup plus complexe et nettement plus coûteux.

Cependant, ces premiers résultats numériques montrent que la prise en compte de la rigidité de l'interface est indispensable pour la modélisation des mécanismes physiques mis en œuvre lors de la sollicitation en pression interne de capacités bobinées pré-endommagées.

5.4 Conclusion

L'objectif de ce dernier chapitre était d'appliquer le modéle de dégradation progressive, élaboré dans le cas d'éprouvettes courbes, pour la prédiction de la rupture de capacités pré-endommagées soumises à une sollicitation de pression interne.

Pour cela, une campagne de tolérance aux dommages expérimentale a été réalisée sur différentes structures afin de constituer une base de données permettant de valider ou non le modèle établi. Les niveaux d'énergie cinétique utilisés pour les essais d'impact ont été choisis de manière à générer, au sein des capacités, des dommages d'ampleur progressive. L'expertise des dégradations post-impact a révélé l'apparition de divers mécanismes d'endommagement tels que les ruptures de fibres ou bien encore le délaminage. Cette analyse a également montré qu'une augmentation de l'énergie d'impact conduit à un accroissement de la zone délaminée et du nombre de strates rompues en rupture de fibres. Ces ruptures sont suspectées comme étant le mécanisme d'endommagement le plus pénalisant vis-à-vis de la tenue résiduelle de la structure. Elles apparaissent dans le stratifié sous forme conique dont le sommet est situé au niveau du point d'impact.

Les essais de mise sous pression interne des capacités (saines et pré-endommagées par impact) montrent logiquement qu'une augmentation de la dégradation initiale des structures conduit à une diminution de la pression admissible. L'abattement maximal de cette pression (par rapport à une capacité initialement saine) est observé pour une capacité présentant des ruptures de fibres dans toutes les strates. Cependant, la distribution spatiale de ces ruptures avant le chargement favorisent la redistribution des contraintes lors de la mise sous pression de la capacité et conduit finalement à un abattement relativement faible puisqu'il n'est que de 45%.

De plus, nous avons montré que l'endommagement intial de la structure modifie son comportement de manière très localisée lors de la séquence de pressurisation. En effet, chaque capacité pré-endommagée présente un comportement global (dillatation radiale et allongement axial) identique à celui d'une capacité initialement saine. Seule une mesure de la déformation au niveau du point d'impact renseigne de son état d'endommagment initial. Grâce à cette mesure, il a été possible de mettre en évidence la présence d'un

mécanisme de dégradation progressive de la capacité : le décerclage. Lors de la mise sous pression de la structure, de par la présence iniale de rupture de fibres dans les strates circonférentielles, on assiste au décerclage de la mèche coupée lors de l'impact par rupture de l'interface avec la strate inférieure.

Dans un premier temps, les performances du modèle de dégradation du pli, établi dans le cas des éprouvettes, ont été confrontées aux résultats expérimentaux issus des essais à rupture menés sur les capacités intialement saines. Il apparaît que cette modélisation, fondée sur un critère de type déformation maximale et pour laquelle les modules d'élasticité sont dégradées de manière indépendante, sous-estime fortement la pression à rupture observée expérimentalement. Une modification du modèle a donc été apportée par la dégradation supplémentaire des coefficients de Poisson. Les résultats obtenus sont en bon accord avec ceux issus des essais expérimentaux. Cette modélisation a été réalisée en considérant l'interface entre deux strates comme étant non-endommageable et infiniment rigide.

Dans un second temps, ce nouveau modèle de dégradation du pli a été appliqué pour la modélisation de capacités impactées. Les résultats obtenus montrent la nécessité de prendre en compte le caractère endommageable de l'interface pour simuler le phénomène de décerclage constaté expérimentalement. Ainsi, des éléments cohésifs gérés par le modèle de Crisfield ont été implémentés entre les strates circonférentielles et les strates longitudinales. A ce jour, les temps de calcul ne permettent pas d'afficher le résultat final de cette modélisation. Cependant, les résultats obtenus aux premières itérations du calcul sont très encourageants puisqu'on assiste à l'amorçage du mécanisme de décerclage au niveau de la zone initialement dégradée. Expérimentalement, ce phénomène semble affecter uniquement la portion de strate (une ou plusieurs mèches) rompue en rupture de fibres. Afin de mieux prendre en compte cette localisation avec une méthode par éléments finis, il conviendrait d'implémenter d'autres zones cohésives permettant de modéliser une décohésion intra-laminaire. Le risque de cette méthode est un accroissement suplémentaire du temps de calcul déjà très coûteux.

Conclusion générale et perspectives

Le principal objectif de ce travail de recherche était de proposer une méthodologie pour le changement d'échelle quant à la tolérance aux dommages de réservoirs composites. Les structures, objets de cette étude, étant des capacités bobinées dont le coût de réalisation est élevé, la majeure partie des essais a été effectuée sur des éprouvettes courbes. A ce jour, la littérature est très pauvre concernant le comportement résiduel en traction d'éprouvettes courbes pré-endommagées. Cette thèse, privilégiant un aspect fortement phénoménologique, a également pour objectif d'apporter un certain nombre d'informations relatives aux mécanismes de réponse mécanique mis en jeu lors d'essais sur ce type de structures.

Dans un premier temps, un état de l'art des méthodes utilisées pour l'établissement de règles de similitude appliquées aux structures composites a été effectué. Nous avons montré, par la réalisation d'essais d'impact sur deux échelles de plaques planes stratifiées, que l'utilisation de ces lois n'est envisageable que lorsque les structures présentent un comportement élastique non-endommageable et qu'elles ne peuvent pas être étendues à un comportement endommageable. Ce constat nous a conduit à proposer une méthodologie fondée à la fois sur l'utilisation de plans d'expériences pour la réalisation de la campagne d'essais expérimentaux et sur l'élaboration d'un modèle numérique pour la prédiction de la tenue résiduelle de structures pré-endommagées.

Afin de constituer la base de données nécessaire au recalage du modèle numérique, une campagne de tolérance aux dommages a été effectuée sur deux échelles d'éprouvettes courbes en carbone/époxy.

Pour chaque échelle, cette démarche a nécessité la mise au point de moyens spécifiques permettant de réaliser les trois étapes nécessaires à une étude de tolérance aux dommages : i) la création du dommage par impact avec notamment le choix justifié de conditions aux limites particulières, ii) l'expertise de l'endommagement généré et iii) la mise à l'épreuve quasi-statique des échantillons pour l'estimation de leur comportement résiduel. Grâce à l'utilisation des plans d'expériences, nous avons à la fois optimisé le nombre d'éprouvettes utilisées et établi de manière empirique des relations permettant de lier le comportement résiduel aux dommages et aux paramètres d'impact.

Nous avons pris le parti de borner le domaine d'étude des plans d'expériences en fonction de l'endommagement généré. Ainsi, les paramètres d'impact (masse tombante et hauteur de chute), différents pour chaque échelle d'éprouvettes, ont été choisis de manière à obtenir à la fois un niveau d'endommagement minimal correspondant à la dégradation de la première strate de l'éprouvette, et un endommagement maximal correspondant à la dégradation de toutes les strates dans la zone d'impact.

La réponse à l'impact des éprouvettes a été comparée pour les deux échelles. Le comportement global est très proche, avec notamment une évolution similaire de l'effort de contact (impacteur-éprouvette) en fonction de l'énergie d'impact. On assiste, pour les deux échelles d'éprouvettes, à un effet de saturation de l'effort dû à l'endommagement induit.

L'observation des endommagements initiés lors de l'impact montre l'activation d'un ensemble de mécanismes de dégradation élémentaires présents : i) au niveau de l'interface (délaminages), ii) au niveau de la strate (rupture de fibres, fissuration de la matrice, décohésion fibre-matrice). Compte-tenu de l'objectif qui était de quantifier l'influence de l'état de pré-endommagement sur la tenue résiduelle en traction d'une éprouvette courbe, nous avons porté une attention particulière aux ruptures de fibres, suspectées comme étant le mécanisme le plus préjudiciable à la résistance ultime de l'éprouvette sollicitée en traction. Différentes typologies de ruptures de fibres sont apparues : i) des ruptures présentant une franche discontinuité dues aux fortes contraintes de cission présentes au niveau du point d'impact, ii) des ruptures auto-organisées sous forme de "kink-bands" et iii) des ruptures désorganisées avec la présence de nombreux fragments de fibres intermédiaires. Selon l'échelle d'éprouvettes considérée et le niveau d'énergie d'impact, la position de ces ruptures dans l'épaisseur varie. De plus, l'évolution différente du nombre de strates rompues en rupture de fibres, en fonction de l'énergie d'impact, montre que la part de dissipation d'énergie cinétique attribuée à chaque mécanisme d'endommagement diffère selon la géométrie de l'éprouvette.

Les éprouvettes impactées ont été amenées à rupture en traction longitudinale - il aurait également été envisageable de les solliciter en traction dans la direction ortho-radiale voire en traction bi-axiale -. Leur comportement résiduel a principalement été analysé par l'observation de deux caractéristiques : l'effort à rupture et la rigidité apparente. Une première constatation a pu être émise concernant la valeur du flux d'effort à la rupture dans le cas des éprouvettes initialement saines. Elle varie selon l'échelle considérée. Cette variation observée (i.e. effet d'échelle) conforte les conclusions de la littérature : une augmentation de l'épaisseur du stratifié peut conduire à la diminution du flux d'effort maximal admissible.

L'allure générale de l'évolution de la "contrainte" à rupture en fonction de l'énergie d'impact est toutefois assez similaire pour les deux échelles d'éprouvettes. En effet, jusqu'à un certain niveau d'énergie d'impact, on ne remarque pas de diminution franche de la tenue résiduelle. Celle-ci n'est affectée qu'au-delà de cette énergie où elle décroît linéairement. Pour un niveau d'endommagement comparable où l'ensemble des strates a été rompu localement par impact, l'abattement observé sur le flux d'effort à la rupture est légèrement différent.

En revanche, l'état de pré-endommagement des éprouvettes a une influence immédiate sur la rigidité apparente. En effet, nous avons constaté une évolution linéaire en fonction de l'énergie d'impact pour les deux échelles d'éprouvettes. Cependant, les valeurs de cette rigidité sont différentes selon l'échelle considérée. Tout comme le flux d'effort à la rupture, la rigidité apparente est supérieure pour l'échelle d'éprouvettes la plus petite.

La dernière étape de la méthodologie proposée a consisté à établir un modèle numérique permettant de prédire le comportement résiduel d'une éprouvette composite courbe

pré-endommagée. Ce modèle, basée sur l'analyse progressive de la rupture du pli mais également de l'interface, a été implémenté dans le code Eléments Finis ZéBuLoN.

Dans un premier temps, en considérant l'interface comme étant infiniment rigide, quatre lois progressives d'endommagement du pli différentes ont été confrontées aux résultats expérimentaux obtenus sur une échelle d'éprouvettes saines. Deux d'entre elles, basées sur des critères de rupture écrits en contrainte, sous-estiment fortement la contrainte à rupture expérimentale. Celles fondées sur des critères écrits en déformation présentent une meilleure correspondance vis-à-vis des résultats expérimentaux. Toutefois, s'agissant de lois progressives d'endommagement, nous avons montré qu'elles sont fortement dépendantes de la finesse du maillage.

Une étude de sensibilité à la nature de l'élément consituant le maillage a également été réalisée. Nous avons ainsi montré la nécessité d'utiliser des éléments permettant de modéliser au mieux l'effet du cisaillement transverse. En effet, ce phénomène semble prépondérant lors de la rupture d'une éprouvette courbe sollicitée en traction.

Les calculs effectués sur cette base ont permis de mettre en évidence divers mécanismes (non détectés expérimentalement) responsables de la ruine d'une éprouvette courbe sollicitée en traction. Ils ont également permis d'établir une chronologie dans l'apparition des modes de ruine.

Suspectant que l'intégrité de l'interface entre deux strates d'orientations différentes participe fortement à la tenue d'une éprouvette courbe sollicitée en traction, nous avons choisi d'affiner le modèle en implémentant, entre chaque strate circonférentielle et longitudinale, des zones cohésives permettant d'attribuer un caractère endommageable à l'interface. Ceci nous a permis de mieux appréhender les mécanismes complexes intervenant lors de la rupture progressive de l'éprouvette et de compléter l'ordre d'apparition de ces phénomènes.

Le modèle, validé dans le cas d'éprouvettes saines, a été complété par l'implémentation numérique du dommage expertisé expérimentalement afin de prédire le comportement résiduel d'une éprouvette pré-impactée. Pour cela, les propriétés élastiques d'une zone de l'éprouvette (choisie en fonction des observations expérimentales) ont été modifiées selon le niveau de pré-endommagement souhaité. Pour chaque cas de pré-endommagement, la contrainte à rupture obtenue numériquement est proche de celle issue des essais expérimentaux. Cependant, les prédictions numériques sont dans l'ensemble conservatives, sauf dans le cas du pré-endommagement le plus sévère. Ceci conduit à un abattement de la tenue résiduelle plus faible numériquement. D'autre part, une diminution de la rigidité apparente a été notée en fonction de l'état d'endommagement initial des éprouvettes. Cette décroissance est néanmoins moins importante numériquement qu'expérimentalement.

Ce modèle numérique, établi pour une des échelles d'éprouvettes, a été appliqué et confronté aux résultats expérimentaux obtenus sur la seconde échelle. Les prédictions du modèle concernant la rigidité apparente sont dans l'ensemble acceptables bien que la décroissance de ce paramètre en fonction de l'état de pré-endommagement soit légèrement moins importante que celle relevée expérimentalement. Les contraintes à rupture sont, quant à elles, très satisfaisantes dans le cas des éprouvettes saines et des éprouvettes dont l'état de pré-endommagement est maximal. En revanche, pour les cas d'endommagement intérmédiaires, de forts écarts peuvent être observés vis-à-vis des contraintes à rupture expérimentales. Ces constations ont abouti à la réalisation d'une étude de sensibilité au pré-endommagement implémenté numériquement. Ainsi, il a été montré que l'organisation de l'endommagement au sein des strates a une influence non négligeable sur la contrainte à rupture. Elle est d'autant plus importante que la courbure des éprouvettes est grande.

Cet effet d'échelle n'avait pas pu été observé expérimentalement. Il conviendrait donc de réaliser un travail d'approfondissement sur l'endommagement généré par impact.

La méthodologie proposée étant validée dans le cas d'éprouvettes courbes, la dernière étape de ce travail a été de l'appliquer au cas de structures industrielles (i.e. capacités bobinées pré-impactées et soumises à une pression interne).

Ainsi, une campagne de tolérance aux dommages a été réalisée sur différentes capacités afin de constituer la base de données permettant de valider ou non le modèle établi dans le cas des éprouvettes. L'expertise des dégradations post-impact a révélé l'apparition de divers mécanismes d'endommagement tels que les ruptures de fibres ou bien encore le délaminage. Les essais de mise sous pression interne des capacités montrent logiquement qu'une augmentation de la dégradation initiale des structures conduit à une diminution de la pression admissible. Cependant, la distribution spatiale de ces ruptures avant le chargement favorisent la redistribution des contraintes lors de la mise sous pression de la capacité et conduit finalement à un abattement relativement faible. De plus, nous avons montré que l'endommagement intial de la structure modifie son comportement de manière très localisée lors de la séquence de pressurisation. Nous avons également mis en évidence la présence d'un mécanisme de dégradation inter-laminaire, le décerclage, correspondant à la décohésion progressive des mèches rompues lors de l'impact.

Les performances du modèle de dégradation du pli établi dans le cas des éprouvettes ont ensuite été confrontées aux résultats expérimentaux issus des essais à rupture menés sur les capacités intialement saines. Il apparaît que cette modélisation, fondée sur un critère de type déformation maximale et pour laquelle les modules d'élasticité sont dégradés de manière indépendante, sous-estime fortement la pression à rupture observée expérimentalement. Une modification du modèle a donc été apportée au moyen d'une dégradation supplémentaire des coefficients de Poisson. Les résultats obtenus sont en bon accord avec ceux issus des essais expérimentaux. Ce nouveau modèle de dégradation du pli a été appliqué pour la modélisation de capacités impactées. Les premiers résultats obtenus ont montré la nécessité de prendre en compte le caractère endommageable de l'interface pour simuler le phénomène de décerclage constaté expérimentalement.

Il conviendrait d'évaluer les performances de ce modèle pour les autres cas de pré-endommagement réalisés expérimentalement. Une étude de tolérance aux dommages menée sur une deuxième échelle de capacités permettrait de valider complètement la méthodologie proposée pour le changement d'échelle dans le cas de structures industrielles.

Le modèle numérique proposé présente néanmoins diverses limitations dont les principales sont :

- l'utilisation de la loi de dégradation progressive qui est fortement dépendante de la finesse du maillage et qui nécessite donc la réalisation d'une étude de convergence.
- le coût de calcul qui devient très élevé dès lors que l'on implémente des éléments cohésifs pour la gestion des propriétés interfaciales.

La réduction d'échelle est une problématique complexe. Dans le cadre de ce travail de recherche, cela nous a conduit à émettre un certain nombre d'hypothèses fortes que nous récapitulons ici et pour lesquelles nous proposerons des perspectives envisageables ainsi que quelques réflexions.

Concernant les dimensions des éprouvettes courbes, nous avons choisi de conserver une

largeur et une longueur identiques pour les deux échelles lors des essais quasi-statiques. Il aurait été envisageable d'appliquer le facteur d'échelle sur ces deux entités. En suivant cette démarche et compte tenu de l'objectif qui est d'estimer leur tenue résiduelle en fonction d'un dommage initié par impact, une voie pourrait être l'application de ce facteur d'échelle sur l'endommagement. Cela pourrait éventuellement passer par une modification des paramètres d'impact (diamètre de l'impacteur, diamètre de la fenêtre d'impact) mais qu'en serait-il des échelles caractéristiques des dommages élémentaires ? En effet, nous avons évoqué, lors de la présentation des différentes techniques de réagencement des plis qu'il était très coûteux, voire impossible dans certains cas, de réduire la taille des torons de fibres. Si ces échelles caractéristiques se situent à l'échelle des constituants, cela pose alors les limitations de la réduction d'échelle.

Lors de l'observation du comportement résiduel des éprouvettes Ø300, nous avons proposé une tendance à l'évolution du flux d'effort à la rupture en fonction de l'énergie d'impact. Cependant, s'agissant d'éprouvettes issues de lots différents, il conviendrait de compléter ces résultats par des essais supplémentaires. D'autre part, nous avons vu que les valeurs du flux d'effort à la rupture différaient selon l'échelle considérée et cela a été attribué à l'épaisseur du stratifié. Divers auteurs ont montré qu'au-delà d'un certain seuil, l'augmentation de l'épaisseur d'un même stratifé (conservant une séquence d'empilement équivalente) conduit à une contrainte à rupture identique. Cela soulève alors une autre question : la réduction de l'épaisseur du stratifié ne constitue-t-elle pas une autre limite de la réduction d'échelle dans la mesure où l'épaisseur conditionne l'importance de la cission transverse et donc le critère de résistance du multicouche ?

Numériquement, les prévisions du modèle établi sont relativement satisfaisantes. Cependant, pour accroître la précision du modèle de dégradation progressive du pli, il conviendrait d'affiner l'identification des caractéristiques du matériau s'agissant notamment des propriétés élastiques en compression et des paramètres de rupture en compression et en cisaillement. Pour une meilleure utilisation des zones cohésives, il faudrait également mener une campagne d'identification complète des propriétés interfaciales du matériau. Ces identifications réalisées, une amélioration possible de ce modèle est sans doute la modification du critère de résistance pour la prévision de la rupture en compression. Cela permettrait d'appliquer cette modélisation dans le cas de chargements divers.

Ce modèle de dégradation progressive de structures pré-endommagées nécessite la connaissance des propriétés élastiques résiduelles après impact du matériau constitutif. Il conviendrait donc d'identifier plus finement, dans la mesure du possible, ces valeurs. De plus, l'activation du critère de rupture entraîne également une chute des propriétés élastiques initiales vers des propriétés élastiques résiduelles. Celles-ci, potentiellement différentes des précédentes, seraient également à identifier.

Ce travail de thèse a notamment permis d'apporter quelques informations relatives à la compréhension des phénomènes complexes mis en oeuvre lors de la sollicitation en traction de structures courbes pré-endommagées. Cependant, la méthodologie de changement d'échelle proposée dans ce travail est une méthodologie générale qui pourrait être appliquer à d'autres types de structures composites sollicitées différemment. La problématique de la réduction d'échelle reste néanmoins un sujet ouvert qui nécessite de nombreux approfondissements, sans doute au moyen de simulations numériques et de raffinements des modèles de comportement.

Références bibliographiques

[Enr, 1997] (04/1997). *Techniques de l'Ingénieur*, A3720(AM5).

[Abrate, 1998] Abrate, S. (1998). *Impact on composite structures*. Cambrige University Press.

[Ambur *et al.*, 2005] Ambur, D., Chunchu, P., Rose, C., Feraboli, P. et Jackson, W. (2005). Scaling the non-linear impact response of flat and curved composite panels. *In 46th AIAA, Structural dynamics & materials conference*, Austin, Texas, USA.

[Ambur *et al.*, 2004] Ambur, D., Jaunky, N., Hilburger, M. et Davila, C. (2004). Progressive failure analysis of compression-loaded composite curved panels with and without cutouts. *Composite structures*, 65:143–155.

[Ballère *et al.*, 2005] Ballère, L., Viot, P., Guillaumat, L. et Lataillade, J.-L. (2005). Similitude laws evaluation for composite structures using optical techniques. *In Computational methods and experiments in Materials characterisation II*, pages 239–249.

[Ballère *et al.*, 2008] Ballère, L., Viot, P., Lataillade, J.-L., Guillaumat, L. et Cloutet, S. (Disponible en ligne le 18 Mai 2008). Damage tolerance of impacted curved panels. *International Journal of Impact Engineering*. Accepté.

[Berthelot, 1996] Berthelot, J.-M. (1996). *Matériaux composites. Comportement mécanique et analyse des structures. 2ème Edition*. Masson.

[Bogetti *et al.*, 2004] Bogetti, T., Hoppel, C., Harik, V., Newill, J. et Burns, B. (2004). Predicting the nonlinear response and failure of composite laminates : correlation with experimental results. *Composites Science and Technology*, 64:477–485.

[Buckingham, 1914] Buckingham, E. (1914). On physically similar systems : Illustration of the use of dimensional equations. *Phys. Review, vol4*.

[C.C. Poe *et al.*, 1988] C.C. Poe, J., Harris, C. et Morris, D. (1988). Surface crack analysis applied to impact damage in a thick graphite/epoxy composite. Rapport technique TM-100600, NASA.

[Chang et Lessard, 1991] Chang, F.-K. et Lessard, L. (1991). Damage tolerance of laminated composites containing an open hole and subjected to compressive loadings : Part I - Analysis. *Journal of Composite Materials*, 25:2–43.

[Chouchaoui *et al.*, 1999] Chouchaoui, C., Parks, P. et Ochoa, O. (1999). Similitude study for a laminated cylindrical tube under tensile, torsion, bending, internal and external pressure. part 2 : scale models. *Composite Structures*, 44:231–236.

[Doelhert, 1970] Doelhert, D. (1970). Uniform shell designs. *Applied Statistics*, 19(3): 231–239.

[Doelhert et Klee, 1972] Doelhert, D. et Klee, V. (1972). Experimental designs through level reduction of the d-dimensional cuboctahedron. *Discrete Mathematics*, 2:309–334.

[Dormegnie *et al.*, 2003] Dormegnie, D., Coutellier, D., Delsart, D., Deletombe, E. et Ravalard, Y. (2003). Analyse des effets d'échelles sur le comportement de structures composites. *Mécanique et Industries*, 4:7–15.

[Droesbeke *et al.*, 1997] Droesbeke, J.-J., Fine, J. et Saporta, G. (1997). *Plans d'expériences. Applications à l'entreprise*. Editions Technip, Paris.

[Elder *et al.*, 2004] Elder, D., Thomson, R., Nguyen, M. et Scott, M. (2004). Review of delamination predictive methods for low speed impact of composite laminates. *Composite structures*, 66:677–683.

[Gay, 1991] Gay, D. (1991). *Matériaux composites. 3ème Edition revue et augmentée*. Hermès.

[Guillaumat *et al.*, 2004] Guillaumat, L., Baudou, F., de Azevedo, A.-M. G. et Lataillade, J.-L. (2004). Contribution of the experimental designs for a probabilistic dimensioning of impacted composites. *International Journal of Impact Engineering*, 31:629–641.

[Gurvich et Pipes, 1995] Gurvich, M. et Pipes, R. (1995). Strength size effect of laminated composites. *Composite Science and Technology*, 55:93–105.

[Hashin, 1980] Hashin, Z. (1980). Failure criteria for unidirectional fiber composites. *Journal of Applied Mechanics*, 47:329–334.

[Hashin et Rotem, 1973] Hashin, Z. et Rotem, A. (1973). A fatigue failure criterion for fibre reinforced materials. *Journal of Composite Materials*, 7:448–464.

[Jackson, 1994] Jackson, K. (1994). Workshop and scaling effects on composite materials and structures. *Rapport NASA, Langley Research Center Hampton Virginia, NASA Conference Publication 3271*.

[Kaddour *et al.*, 2004] Kaddour, A., Hinton, M. et Soden, P. (2004). A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates : additional contributions. *Composites Science and Technology*, 64:449–476.

[Lalanne, 1999] Lalanne, C. (1999). *Vibrations et chocs mécaniques, Tome 2 : Chocs mécaniques*. Hermes Science Publications, Paris.

[Lataillade, 2001] Lataillade, J.-L. (2001). *Essais mécaniques et lois de comportement. Chapitre 9.* Hermes Science Publications, Paris.

[Laurin *et al.*, 2007] Laurin, F., Carrère, N. et Maire, J.-F. (2007). A multiscale progressive failure approach for composite laminates based on thermodynamical viscoelastic and damage models. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 38:198–209.

[Leguillon *et al.*, 1999] Leguillon, D., Marion, G., Harry, R. et Lecuyer, F. (1999). The onset of delamination at stress-free edges in angle-ply laminates - analysis of two criteria. *Composites Science and Technology*, (61):377–382.

[Liu et Tsai, 1998] Liu, K. et Tsai, S. (1998). A progressive quadratic failure criterion of a laminate. *Composites Science and Technology*, 58:1023–1032.

[Mi *et al.*, 1998] Mi, Y., Crisfield, M., Davies, G. et Hellweg, H.-B. (1998). Progressive delamination using interface elements. *Journal of composite materials*, 32(14):1246–1272.

[Morton, 1988] Morton, J. (1988). Scaling of impact-loaded carbon-fiber composites. *AIAA J.*, 26(8):989–994.

[Needleman, 1987] Needleman, A. (1987). A continuum model for void nucleation by inclusion debonding. *J. Appl. Mech.*, 54:525–531.

[Nettles *et al.*, 1999] Nettles, A., Douglas, M. et Estes, E. (1999). Scaling effects in carbon/epoxy laminates under transverse quasi-static loading. Rapport technique 209103, NASA.

[Pecault, 1996] Pecault, S. (1996). *Tolerance au choc de structures sandwichs et effets d'échelle.* Thèse de doctorat, ENSAM CER de Bordeaux.

[Pinho *et al.*, 2006] Pinho, S., Iannucci, L. et Robinson, P. (2006). Formulation and implementation of decohesion elements in an explicit finite element code. *Composites : Part A*, 37:778–789.

[Pipes et Pagano, 1970] Pipes, R. et Pagano, N. (1970). Interlaminar stresses in composite laminates under uniform axial tension. *Journal of Composite materials*, (4):538–548.

[Puck et Shürmann, 2002] Puck, A. et Shürmann, H. (2002). Failure analysis of frp laminates by means of physically based phenomenological models. *Composites Science and Technology*, 62:1633–1662.

[Qian et Swanson, 1990a] Qian, Y. et Swanson, S. (1990a). Experimental measurement of impact response in carbon/epoxy plates. *AIAA Journal*, 28(6):1069–1074.

[Qian et Swanson, 1990b] Qian, Y. et Swanson, S. (1990b). An experimental study of scaling rules for impact damage in fiber composites. *J. of Composite Materials*, 24:559–570.

[Rezaeepazhand et Simitses, 1996a] Rezaeepazhand, J. et Simitses, G. (1996a). Design of scaled down models for predicting shell vibration response. *J. of Sound and Vibration*.

[Rezaeepazhand et Simitses, 1996b] Rezaeepazhand, J. et Simitses, G. (1996b). Scale models for laminated cylindrical shells subjected to axial compression. *Composite Structures*, 34:371–379.

[Simitses, 2001] Simitses, G. (2001). Structural similitude for flat laminated surfaces. *Composite Structures*, 51:191–194.

[Tvergaard, 1989] Tvergaard, V. (1989). Material failure by void growth to coalescence. *Advances in applied mechanics*, 27:83–151.

[Ungbhakorn et Singhatanadgid, 2003] Ungbhakorn, V. et Singhatanadgid, P. (2003). Scaling law and physical similitude for buckling and vibration of antisymetric angle-ply laminated cylindrical shells. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, 3(4):567–583.

[Viot *et al.*, 2008] Viot, P., Ballère, L., Guillaumat, L. et Lataillade, J.-L. (2008). Scale effects on the response of composite structures under impact loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 75:2725–2736.

[Wisnom, 1999] Wisnom, M. (1999). Review-size effects in the testing of fibre-composite materials. *Composites Science and Technology*, 59:1937–1957.

[Zhou, 1996] Zhou, G. (1996). Effect of impact damage on residual compressive strength of glass-fibre reinforced polyester (GFRP) laminates. *Composite Structures*, 35:171–181.

[Zinoviev *et al.*, 2002] Zinoviev, P., Lebedeva, O. et Tairova, L. (2002). A coupled analysis of experimental and theoretical results on the deformation and failure of composite laminates under a state of plane stress. *Composites Science and Technology*, 62:1711–1723.

Annexes

A Deux approches pour l'établissement de lois de similitude

A.1 Détail de la méthode utilisant l'analyse dimensionnelle.

Rappel du théorème des Π de Vashy Buckingham [Buckingham, 1914]. *Une équation (E) reliant (n) grandeurs physiques peut être mise sous la forme d'une équation (E') reliant (n-p) grandeurs* (Π) *sans dimension, p étant le nombre maximum de grandeurs dimensionnellement indépendantes dans (E) considérée.*

Soient :
n = le nombre de paramètres (α_i) influents et indépendants du système ;
p = le nombre de dimensions de base trouvées dans les n paramètres qu'il faut considérer simultanément ;
k = le nombre de termes Π indépendants qui peut être identifié pour décrire le problème, k = n - p .

Les étapes à suivre pour cette analyse dimensionnelle sont :

1. Lister les n paramètres du système.
2. Exprimer les dimensions de chaque paramètre en utilisant les dimensions de base, (M, L, t, θ). Compter le nombre des dimensions de base utilisé, p, dans l'ensemble des paramètres considérés.
3. Choisir p paramètres (β_j) permettant de faire intervenir les différentes dimensions intervenant dans le système en vérifiant que leur produit ne soit pas adimensionné.
4. En associant les paramètres α_i ($\alpha_i \neq \beta_j$), un par un, avec les paramètres β, former les quantités Π_i telles que : $\Pi_i = \beta_1^a \beta_2^b \beta_3^c \beta_4^d \alpha_i^1$; trouver algébriquement les puissances de chaque paramètre (a, b, c, d) pour constituer les Π sans dimension.

Application à l'impact de plaques composites. Les étapes 1 et 2 du théorème des Π sont récapitulées dans le tableau ci-dessous :

Paramètres	*Dimensions*
Longueur de la plaque (l)	L
épaisseur de la plaque (h)	L
Largeur de la plaque (b)	L
Module d'Young de la plaque (E)	$ML^{-1}t^{-2}$
Coefficient de poisson de la plaque (ν)	Sans dimension
Masse volumique de la plaque (ρ)	ML^{-3}
Module d'Young de l'impacteur (E_i)	$ML^{-1}t^{-2}$
Coefficient de poisson de l'impacteur (ν_i)	Sans dimension
Masse volumique de l'impacteur (ρ_i)	ML^{-3}
Rayon de l'impacteur (R_i)	L
Vitesse d'impact (V_i)	Lt^{-1}
Flèche au centre de la plaque (w)	L
Temps (t)	t

Nous avons donc le nombre de dimensions de base (M, L, t), i.e. p= 3.
Étape 3 : on choisit les paramètres β : V_i, E, h.
Étape 4 : On peut alors obtenir les différents Π_i :
Pour le paramètre l :

$$\Pi_1 = V_i^a E^b h^c l^1 = (Lt^{-1})^a (ML^{-1}t^{-2})^b (L)^c (L)^1$$

Pour que Π_1 soit sans dimension, il faut que la puissance de chaque dimension de base soit égale à zéro.

$$\text{M} : b = 0$$

$$\text{L} : a - b + c + 1 = 0,\ c = -1$$

$$\text{t} : -a - 2b = 0,\ a = 0$$

D'où

$$\Pi_1 = \frac{l}{h}$$

Nous pouvons répéter la même opération pour le paramètre b , ρ, E_i, ρ_i, R_i, w et t
On a donc 8 nombres adimensionnés Π :

$$\Pi_1 = \frac{l}{h}, \quad \Pi_2 = \frac{b}{h}, \quad \Pi_3 = \frac{\rho V_i^2}{E}, \quad \Pi_4 = \frac{E_i}{E},$$

$$\Pi_5 = \frac{\rho_i V_i^2}{E}, \quad \Pi_6 = \frac{R_i}{h}, \quad \Pi_7 = \frac{w}{h}, \quad \Pi_8 = \frac{tV_i}{h}$$

Les relations de similitude s'obtiennent alors en égalisant les nombres Π relatifs au prototype et ceux relatifs au modèle.

L'égalisation de Π_3 et de Π_5 permet de constituer un nouveau nombre $\Pi_9 = \frac{\rho_i}{\rho}$. De plus les coefficients de Poisson sont par nature des nombres Π puisqu'ils sont sans dimensions.

Ainsi, pour tout paramètre T, on définit alors un facteur d'échelle λ_T tel que : $\lambda_T = \frac{T_{prototype}}{T_{modele}}$. L'égalisation des Π du prototype et du modèle permet d'exprimer tous les

facteurs d'échelle des différents paramètres en fonction d'un seul. En général, on choisit comme paramètre de base une longueur du système (par exemple l) et on note son facteur d'échelle λ.
Si l'on suppose que le matériau utilisé pour le modèle et le prototype sont les même et que l'on multiplie toutes les dimensions par le même facteur d'échelle λ alors on a :

Variables	*Prototype*	*Modèle*
Longueur de la plaque (l)	l	λl
épaisseur de la plaque (h)	h	λh
Largeur de la plaque (b)	b	λb
Module d'Young de la plaque (E)	E	E
Coefficient de poisson de la plaque (ν)	v	ν
Masse volumique de la plaque (ρ)	ρ	ρ
Module d'Young de l'impacteur (E_i)	E_i	E_i
Coefficient de poisson de l'impacteur (ν_i)	ν_i	ν_i
Masse volumique de l'impacteur (ρ_i)	ρ_i	ρ_i
Rayon de l'impacteur (R_i)	R_i	λR_i
Vitesse d'impact (V_i)	V_i	V_i
Flèche au centre de la plaque (w)	w	λw
Temps (t)	t	λt
Masse de l'impacteur (m_i)	m_i	$\lambda^3 m_i$
Énergie d'impact (E_c)	E_c	$\lambda^3 E_c$
Force d'impact (F)	F	$\lambda^2 F$

A.2 Détail de la méthode utilisée par Qian et Swanson pour une plaque orthotrope symétrique.

Cette section détaille la méthode utilisée par Qian et Swanson [Qian et Swanson, 1990b, Qian et Swanson, 1990a] pour l'établissement de lois de similitude.

La relation fondamentale de la dynamique s'écrit :

$$\rho(M,t)\overrightarrow{a}(M,t)dV = \overrightarrow{f}(M,t)dV + \overrightarrow{t}(M,t)dS$$

$\overrightarrow{f}(M,t)$ étant les forces volumiques et $\overrightarrow{t}(M,t)$ les forces surfaciques.

Cette relation peut s'écrire sous la forme :

$$f_i - \rho a_i + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = 0 \tag{9}$$

Soit le système d'axes $(Oxyz)$ et les composantes du vecteur déplacement (u, v, w).

On peut donc écrire la relation (9) comme suit :

$$\frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} + f_x = \rho(x,y,z)\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \tag{10}$$

$$\frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z} + f_y = \rho(x,y,z)\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \tag{11}$$

$$\frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + f_z = \rho(x,y,z)\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \tag{12}$$

Si on intègre ces équations suivant l'épaisseur h de la plaque, on obtient (par exemple pour l'équation (10)) :

$$\frac{\partial}{\partial x}\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xx}dz + \frac{\partial}{\partial y}\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xy}dz + \frac{\partial}{\partial z}\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xz}dz + \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} f_x dz = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \rho(x,y,z)\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}dz$$

$$\Leftrightarrow \frac{\partial N_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial N_{xz}}{\partial z} + F_x = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \rho(x,y,z)\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}dz \tag{13}$$

L'hypothèse de base de la théorie générale des plaques donne la forme du champ des déplacements, pour un schéma du premier degré, suivant :

$$u(x,y,z) = u_0(x,y) + z\psi_x(x,y)$$
$$v(x,y,z) = v_0(x,y) + z\psi_y(x,y)$$
$$w(x,y,z) = w_0(x,y)$$

(13) devient alors :

$$\frac{\partial N_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial N_{xz}}{\partial z} + F_x = I_1\frac{\partial^2 u_0}{\partial t^2} + I_2\frac{\partial^2 \psi_x}{\partial t^2} \tag{14}$$

de même (11) et (12) deviennent :

$$\frac{\partial N_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_{yz}}{\partial z} + F_y = I_1 \frac{\partial^2 v_0}{\partial t^2} + I_2 \frac{\partial^2 \psi_y}{\partial t^2} \tag{15}$$

et

$$\frac{\partial N_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial N_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial N_{zz}}{\partial z} + F_z = I_1 \frac{\partial^2 w_0}{\partial t^2} \tag{16}$$

avec

$$N_{xx} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xx} dz \qquad N_{yy} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{yy} dz \qquad N_{zz} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{zz} dz$$

$$N_{yz} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{yz} dz \qquad N_{xz} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xz} dz \qquad N_{xy} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xy} dz$$

$$F_x = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} f_x dz \qquad F_y = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} f_y dz \qquad F_z = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} f_z dz$$

$$(I_1, I_2, I_3) = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \rho(1, z, z^2) dz$$

De plus, si on multiplie les équations (10), (11) et (12) par z et qu'on les intègre suivant l'épaisseur, on obtient :

pour la relation (10) :

$$\frac{\partial M_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial M_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial M_{xz}}{\partial z} + \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z f_x dz = I_2 \frac{\partial^2 u_0}{\partial t^2} + I_3 \frac{\partial^2 \psi_x}{\partial t^2}$$

et donc :

$$\frac{\partial M_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial M_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial M_{xz}}{\partial z} + P_x = I_2 \frac{\partial^2 u_0}{\partial t^2} + I_3 \frac{\partial^2 \psi_x}{\partial t^2} \tag{17}$$

pour la relation (11) :

$$\frac{\partial M_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial M_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial M_{yz}}{\partial x} + P_y = I_2 \frac{\partial^2 v_0}{\partial t^2} + I_3 \frac{\partial^2 \psi_y}{\partial t^2} \tag{18}$$

et pour la relation (12) :

$$\frac{\partial M_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial M_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial M_{zz}}{\partial z} + P_z = I_2 \frac{\partial^2 w_0}{\partial t^2} \tag{19}$$

avec :

$$P_x = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z f_x dz \qquad P_y = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z f_y dz \qquad P_z = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z f_z dz$$

Les équations (16), (17) et (18) permettent d'écrire une relation supplémentaire :

$$\begin{gathered} \frac{\partial^2 M_{xx}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 M_{yy}}{\partial y^2} + 2\frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial N_{zz}}{\partial z} = \\ I_1 \frac{\partial^2 w_0}{\partial t^2} + I_2\left(\frac{\partial^3 u_0}{\partial x \partial t^2} + \frac{\partial^3 v_0}{\partial y \partial t^2}\right) + I_3\left(\frac{\partial^3 \psi_x}{\partial x \partial t^2} + \frac{\partial^3 \psi_y}{\partial y \partial t^2}\right) \end{gathered} \tag{20}$$

Les 6 équations (14), (15), (16), (17), (18) et (20) constituent les équations de mouvement de la théorie classique des plaques.

De plus, le champ des déformations s'exprime, via la forme du champ de déplacement, par :

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{xx} \\ \epsilon_{yy} \\ \epsilon_{zz} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial v_0}{\partial y} \\ 0 \\ \frac{\partial w_0}{\partial y} + \psi_y \\ \frac{\partial w_0}{\partial x} + \psi_x \\ \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \frac{\partial \psi_x}{\partial x} \\ \frac{\partial \psi_y}{\partial y} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ \frac{\partial \psi_x}{\partial y} + \frac{\partial \psi_y}{\partial x} \end{Bmatrix}$$

que l'on peut écrire :

$$\{\epsilon\} = \left\{\epsilon^0\right\} + z\{\kappa\}$$

où $\{\epsilon^0\}$ représente les déformations en menbrane et $\{\kappa\}$ les courbures.

Pour un pli orthotrope, la relation exprimant le champ des contraintes en fonction du champ des déformations s'écrit comme suit :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q'_{11} & Q'_{12} & Q'_{13} & 0 & 0 & 0 \\ Q'_{12} & Q'_{22} & Q'_{23} & 0 & 0 & 0 \\ Q'_{13} & Q'_{23} & Q'_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & Q'_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Q'_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Q'_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon^0_{xx} \\ \epsilon^0_{yy} \\ \epsilon^0_{zz} \\ \gamma^0_{yz} \\ \gamma^0_{xz} \\ \gamma^0_{xy} \end{Bmatrix}$$

On peut donc écrire :

$$\begin{Bmatrix} N_{xx} \\ N_{yy} \\ N_{zz} \\ N_{yz} \\ N_{xz} \\ N_{xy} \\ M_{xx} \\ M_{yy} \\ M_{zz} \\ M_{yz} \\ M_{xz} \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & A_{14} & A_{15} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{13} & B_{14} & B_{15} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{23} & A_{24} & A_{25} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{23} & B_{24} & B_{25} & B_{26} \\ A_{13} & A_{23} & A_{33} & A_{34} & A_{35} & A_{36} & B_{13} & B_{23} & B_{33} & B_{34} & B_{35} & B_{36} \\ A_{14} & A_{24} & A_{34} & A_{44} & A_{45} & A_{46} & B_{14} & B_{24} & B_{34} & B_{44} & B_{45} & B_{46} \\ A_{15} & A_{25} & A_{35} & A_{45} & A_{55} & A_{56} & B_{15} & B_{25} & B_{35} & B_{45} & B_{55} & B_{56} \\ A_{16} & A_{26} & A_{36} & A_{46} & A_{56} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{36} & B_{46} & B_{56} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{13} & B_{14} & B_{15} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{13} & D_{14} & D_{15} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{23} & B_{24} & B_{25} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{23} & D_{24} & D_{25} & D_{26} \\ B_{13} & B_{23} & B_{33} & B_{34} & B_{35} & B_{36} & D_{13} & D_{23} & D_{33} & D_{34} & D_{35} & D_{36} \\ B_{14} & B_{24} & B_{34} & B_{44} & B_{45} & B_{46} & D_{14} & D_{24} & D_{34} & D_{44} & D_{45} & D_{46} \\ B_{15} & B_{25} & B_{35} & B_{45} & B_{55} & B_{56} & D_{15} & D_{25} & D_{35} & D_{45} & D_{55} & D_{56} \\ B_{16} & B_{26} & B_{36} & B_{46} & B_{56} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{36} & D_{46} & D_{56} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_{xx} \\ \epsilon_{yy} \\ \epsilon_{zz} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \\ \kappa_{xx} \\ \kappa_{yy} \\ \kappa_{zz} \\ \kappa_{yz} \\ \kappa_{xz} \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix}$$

où

$$A_{ij} = \sum Q'_{ij}|_k (z_k - z_{k-1})$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum Q'_{ij}|_k (z_k^2 - z_{k-1}^2)$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum Q'_{ij}|_k (z_k^3 - z_{k-1}^3)$$

Dans le cas d'une plaque symétrique, on a $B_{ij} = 0$.

En exprimant la matrice des efforts et des moments généralisés en fonction du champ des déformations et en la réinjectant dans les équations de mouvement, on obtient :

$$A_{11}\frac{\partial^2 u_0}{\partial x^2} + A_{12}\frac{\partial^2 v_0}{\partial x \partial y} + A_{66}(\frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_0}{\partial x \partial y}) + F_x = I_1 \ddot{u_0} + I_2 \ddot{\psi}_x \tag{21}$$

$$A_{12}\frac{\partial^2 u_0}{\partial x \partial y} + A_{22}\frac{\partial^2 v_0}{\partial y^2} + A_{66}(\frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 v_0}{\partial x^2}) + F_y = I_1 \ddot{v_0} + I_2 \ddot{\psi}_y \tag{22}$$

$$A_{55}(\frac{\partial \psi_x}{\partial x} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2}) + A_{44}(\frac{\partial \psi_y}{\partial y} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2}) + F_z = I_1 \ddot{w_0} \tag{23}$$

$$D_{11}\frac{\partial^2 \psi_x}{\partial x^2} + (D_{12} + D_{66})\frac{\partial^2 \psi_y}{\partial y \partial x} + D_{66}\frac{\partial^2 \psi_x}{\partial y^2} + P_x = I_2 \ddot{u_0} + I_3 \ddot{\psi}_x$$

$$(D_{12} + D_{66})\frac{\partial^2 \psi_x}{\partial y \partial x} + D_{66}\frac{\partial^2 \psi_y}{\partial x^2} + D_{22}\frac{\partial^2 \psi_y}{\partial y^2} + P_y = I_2 \ddot{v_0} + I_3 \ddot{\psi}_y$$

$$P_z = I_2 \ddot{w_0}$$

Or,

$$P_x = I_2 \ddot{u_0} - A_{55}(\psi_x + \frac{\partial w}{\partial x})$$

$$P_y = I_2 \ddot{v_0} - A_{44}(\psi_y + \frac{\partial w}{\partial y})$$

d'où

$$D_{11}\frac{\partial^2 \psi_x}{\partial x^2} + (D_{12} + D_{66})\frac{\partial^2 \psi_y}{\partial y \partial x} + D_{66}\frac{\partial^2 \psi_x}{\partial y^2} - A_{55}(\psi_x + \frac{\partial w}{\partial x}) = I_3 \ddot{\psi}_x \tag{24}$$

$$(D_{12}+D_{66})\frac{\partial^2\psi_x}{\partial y\partial x}+D_{66}\frac{\partial^2\psi_y}{\partial x^2}+D_{22}\frac{\partial^2\psi_y}{\partial y^2}-A_{44}(\psi_y+\frac{\partial w}{\partial y})=I_3\ddot{\psi}_y \qquad (25)$$

Si on pose, λ tel que pour la variable T on a :

$$T_p=\lambda_T T_m$$

T_m étant la variable associée au modèle et T_p celle associée au prototype.
Pour le prototype, la relation (24) devient :

$$c_1D_{11}\frac{\partial^2\psi_x}{\partial x^2}+c_2(D_{12}+D_{66})\frac{\partial^2\psi_y}{\partial y\partial x}+c_3D_{66}\frac{\partial^2\psi_x}{\partial y^2}-c_4A_{55}(\psi_x+\frac{\partial w}{\partial x})=c_5I_3\ddot{\psi}_x$$

Pour déterminer les coefficients c_i, il suffit d'écrire la relation (24) comme suit :

$$\frac{1}{3}\sum Q'_{11}|_k(z_k^3-z_{k-1}^3)\frac{\partial^2\psi_x}{\partial x^2}+(\frac{1}{3}\sum Q'_{12}|_k(z_k^3-z_{k-1}^3)+\frac{1}{3}\sum Q'_{66}|_k(z_k^3-z_{k-1}^3))\frac{\partial^2\psi_y}{\partial y\partial x}$$

$$+\frac{1}{3}\sum Q'_{66}|_k(z_k^3-z_{k-1}^3)\frac{\partial^2\psi_x}{\partial y^2}-\sum Q'_{55}|_k(z_k-z_{k-1})(\psi_x+\frac{\partial w}{\partial x})=\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}}\rho z^2dz\frac{\partial^2\psi_x}{\partial t^2} \qquad (26)$$

Si on suppose maintenant que le modèle et le prototype sont constitués du même matériau, on a :

$$Q'_{ij}|_p=Q'_{ij}|_m=Q'_{ij}$$

Et donc, en écrivant la relation (26) pour le prototype, on obtient :

$$\lambda_h^3\frac{1}{3}\sum Q'_{11}|_k(z_k^3-z_{k-1}^3)\frac{\lambda_{\psi_x}\partial^2\psi_x}{\lambda_x^2\partial x^2}+\lambda_h^3(\frac{1}{3}\sum Q'_{12}|_k(z_k^3-z_{k-1}^3)+\frac{1}{3}\sum Q'_{66}|_k(z_k^3-z_{k-1}^3))\frac{\lambda_{\psi_y}\partial^2\psi_y}{\lambda_y\partial y\lambda_x\partial x}$$

$$+\lambda_h^3\frac{1}{3}\sum Q'_{66}|_k(z_k^3-z_{k-1}^3)\frac{\lambda_{\psi_x}\partial^2\psi_x}{\lambda_y^2\partial y^2}-\lambda_h\sum Q'_{55}|_k(z_k-z_{k-1})(\lambda_{\psi_x}\psi_x+\frac{\lambda_w\partial w}{\lambda_x\partial x})=\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}}\lambda_\rho\rho\lambda_h^2z^2\lambda_hdz\frac{\lambda_{\psi_x}\partial^2\psi_x}{\lambda_t^2\partial t^2}$$

que l'on peut encore écrire :

$$\frac{\lambda_h^3\lambda_{\psi_x}}{\lambda_x^2}D_{11}\frac{\partial^2\psi_x}{\partial x^2}+\frac{\lambda_h^3\lambda_{\psi_y}}{\lambda_y\lambda_x}(D_{12}+D_{66})\frac{\partial^2\psi_y}{\partial y\partial x}+\frac{\lambda_h^3\lambda_{\psi_x}}{\lambda_y^2}D_{66}\frac{\partial^2\psi_x}{\partial y^2}-\lambda_h\lambda_{\psi_x}\psi_xA_{55}+\frac{\lambda_h\lambda_w}{\lambda_x}A_{55}\frac{\partial w}{\partial x}=\frac{\lambda_\rho\lambda_h^3\lambda_{\psi_x}}{\lambda_t^2}I_3\frac{\partial^2\psi_x}{\partial t^2}$$

on a donc :

$$c_1=\frac{\lambda_h^3\lambda_{\psi_x}}{\lambda_x^2} \qquad c_2=\frac{\lambda_h^3\lambda_{\psi_y}}{\lambda_y\lambda_x} \qquad c_3=\frac{\lambda_h^3\lambda_{\psi_x}}{\lambda_y^2}$$

$$c_4=\lambda_h\lambda_{\psi_x} \qquad c_5=\frac{\lambda_h\lambda_w}{\lambda_x} \qquad c_6=\frac{\lambda_\rho\lambda_h^3\lambda_{\psi_x}}{\lambda_t^2}$$

La condition nécessaire de similitude entre le modèle et le prototype étant :

$$c_1=c_2=c_3=c_4=c_5=c_6$$

on a :

$$c_1=c_3\Rightarrow\frac{\lambda_x}{\lambda_y}=1 \qquad c_1=c_2\Rightarrow\frac{\lambda_{\psi_x}}{\lambda_{\psi_y}}=1 \qquad c_1=c_4\Rightarrow\frac{\lambda_x}{\lambda_h}=1$$

$$c_4=c_5\Rightarrow\frac{\lambda_w}{\lambda_h\lambda_{\psi_x}}=1 \qquad c_4=c_6\Rightarrow\frac{\lambda_\rho\lambda_h^2}{\lambda_t^2}=1 \qquad (27)$$

On ferait de même avec l' équation (25) pour obtenir :

$$\frac{\lambda_y}{\lambda_h} = 1 \qquad \frac{\lambda_w}{\lambda_h \lambda_{\psi_y}} = 1 \tag{28}$$

et avec l'équation (23) :

$$\frac{\lambda_{F_z} \lambda_x}{\lambda_w} = 1 \tag{29}$$

En supposant que la masse volumique est identique entre le modèle et le prototype, $\lambda_\rho = 1$, et en combinant les relations (27), (28) et (29), on peut écrire :

$$\frac{\lambda_x}{\lambda_h} = 1 \qquad \frac{\lambda_y}{\lambda_h} = 1 \qquad \frac{\lambda_w}{\lambda_h} = 1 \qquad \frac{\lambda_t}{\lambda_h} = 1 \qquad et \qquad \lambda_{F_z} = 1 \tag{30}$$

Les relations ci-dessus peuvent être satisfaites si la transformation géométrique entre le modèle et le prototype est telle que :

$$\lambda_x = \lambda_y = \lambda_h = \lambda$$

Il est à noter que le temps est aussi par ce facteur d'échelle λ.

La force totale d'impact peut être déterminée à partir de la pression de contact F_z par la relation :

$$F(t) = \int \int F_z(t, x, y) dx dy$$

La relation $\lambda_{F_z} = 1$ signifie que la pression de contact reste constante. Donc, si la surface de contact est affectée par le coefficient λ^2, alors la force totale de contact est affectée par λ^2.

L'énergie d'impact varie selon λ^3 et comme la masse de l'impacteur varie selon λ^3, alors la vitesse d'impact doit rester la même.

B Influence de l'état prédéformé des éprouvettes

Les éprouvettes, objets de l'étude, sont issues de tubes de diamètre 300 mm pour la première échelle et 600 mm pour la deuxième. Or, lors de la découpe, on observe une modification du rayon de courbure pour aboutir à des diamètres de 278 mm et 556 mm ainsi qu'un léger gauchissement de l'éprouvette. Ces déformations sont dues au fait que le stratifié n'est pas équilibré et qu'il y a un relâchement des contraintes lors de la coupe. En effet, le nombre de fibres circonférentielles, de par la stratification choisie, est supérieur en dessous du plan moyen (i.e. proche de la surface intérieure). Les contraintes, issues de la tension des mèches lors du bobinage, sont donc plus importantes sur la peau inférieure.

L'étude décrite dans ce paragraphe a pour but d'observer l'influence de cet état prédéformé sur la réponse à l'impact des éprouvettes.

Conditions d'essais

Afin de repositionner l'éprouvette dans l'état prédéformé souhaité, un montage a été conçu et celui-ci est détaillé figure 52. Le principe consiste à solliciter, de manière quasi-statique, l'éprouvette en flexion-quatre-points jusqu'à l'obtention du rayon de courbure original dans la zone d'impact. Puis, l'effort est maintenu. Pour cela, l'éprouvette est mise en appui sur un support et deux ronds en acier, par le biais de tiges filetées, viennent exercer la charge. La position des ronds vis-à-vis de l'éprouvette est déterminée de façon à conserver un rayon de courbure uniforme de l'éprouvette. Ces essais ont été réalisés sur des éprouvettes Ø600 ($225 \times 225 \times 6,54\ mm$).

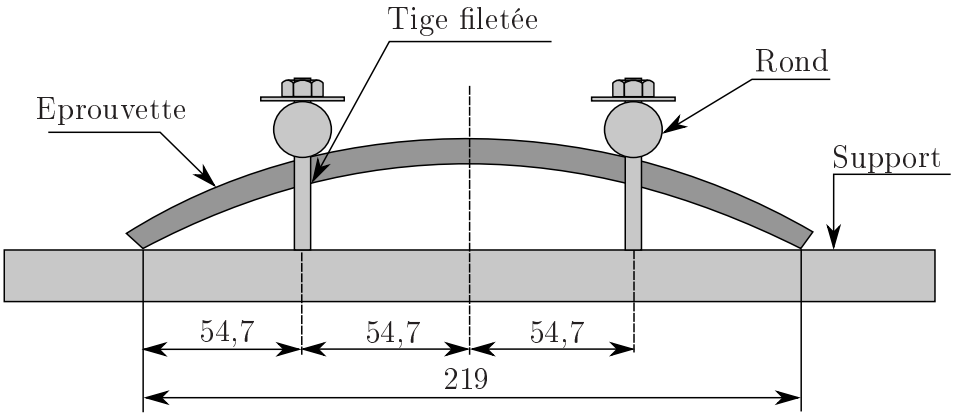


FIG. 52 – Montage pour la prédéformation des éprouvettes

La déformation à imposer à la surface supérieure de l'éprouvette est déterminée par calcul analytique en considérant une modélisation 2D et un matériau homogène isotrope élastique. La déformation théorique de compression ainsi obtenue est de 843 μdef.

Instrumentation des éprouvettes

Afin de vérifier la pré-déformation imposée et de mesurer la déformation aux alentours du point d'impact, quatre jauges uni-axiales de déformation du type HBM 6/350LY11 ont été disposées selon la configuration présentée figure 53. L'orientation de ces jauges est choisie de manière à mesurer la déformation dans le sens des fibres circonférentielles.

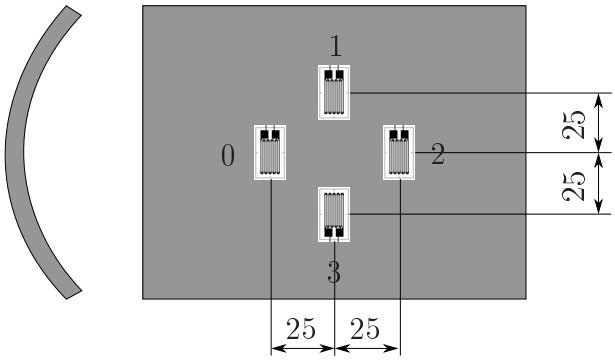


FIG. 53 – Disposition des jauges de déformation

Les impacts ont été réalisés avec une masse de $1,85\ kg$ et une hauteur de chute de $0,8\ m$.

La figure 54 présente les mesures de déformation obtenues lors de l'impact pour chaque jauge dans le cas d'une éprouvette non pré-déformée. Il est intéressant de noter que les jauges positionnées en vis-à-vis (i.e. jauges 0 et 2, jauges 1 et 3) mesurent des déformations très similaires. En effet, étant donné que la distance entre les appuis de l'éprouvette sur le marbre et les jauges 1 et 3 est identique, il semble naturel, sous condition d'un d'impact situé au centre de l'éprouvette, d'observer les même niveaux de déformations. On peut faire la même remarque pour les jauges 0 et 2.

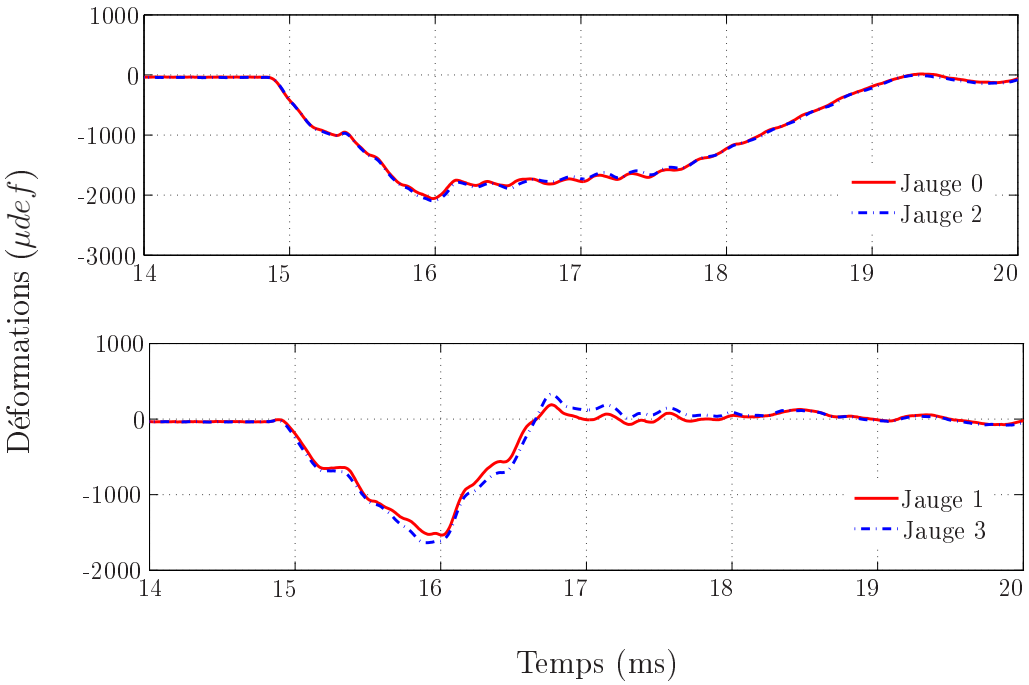


FIG. 54 – Déformations autour du point d'impact dans le cas d'une éprouvette non pré-déformée

La différence de comportement local entre les éprouvettes préchargées et les éprouvettes sans précharge est mise en avant figure 55. Dans un souci de lisibilité et puisqu'il a été démontré que les jauges en vis-à-vis mesurent les même déformations, les seules mesures représentées sont celles des jauges 0 et 1.

Si l'on regarde, d'une part, ces tracés dans leur ensemble, on constate que l'on peut distinguer deux types d'allures : i) des courbes présentant un changement de pente progressif au cours de l'essai (jauge 0), ii) des courbes changeant de pente brutalement au cours de l'essai (Jauge 1). De plus, en valeur absolue, à un temps t donné, il est à noter que les déformations sont logiquement plus faibles dans le cas des éprouvettes pré-déformées. Cela incite à dire que la pré-déformation initiale à tendance à raidir l'éprouvette.

En focalisant sur la courbe représentant la déformation mesurée par la Jauge 1 dans le cas d'une éprouvette pré-déformée, on constate que, contrairement aux autres mesures, le signe de la déformation change au cours de l'essai. Ceci montre que localement, la sollicitation passe d'un état de compression à un état de traction. Cette observation permet, dans ce cas, d'assimiler l'allure de la surface aux alentours du point d'impact à celle d'une selle de cheval.

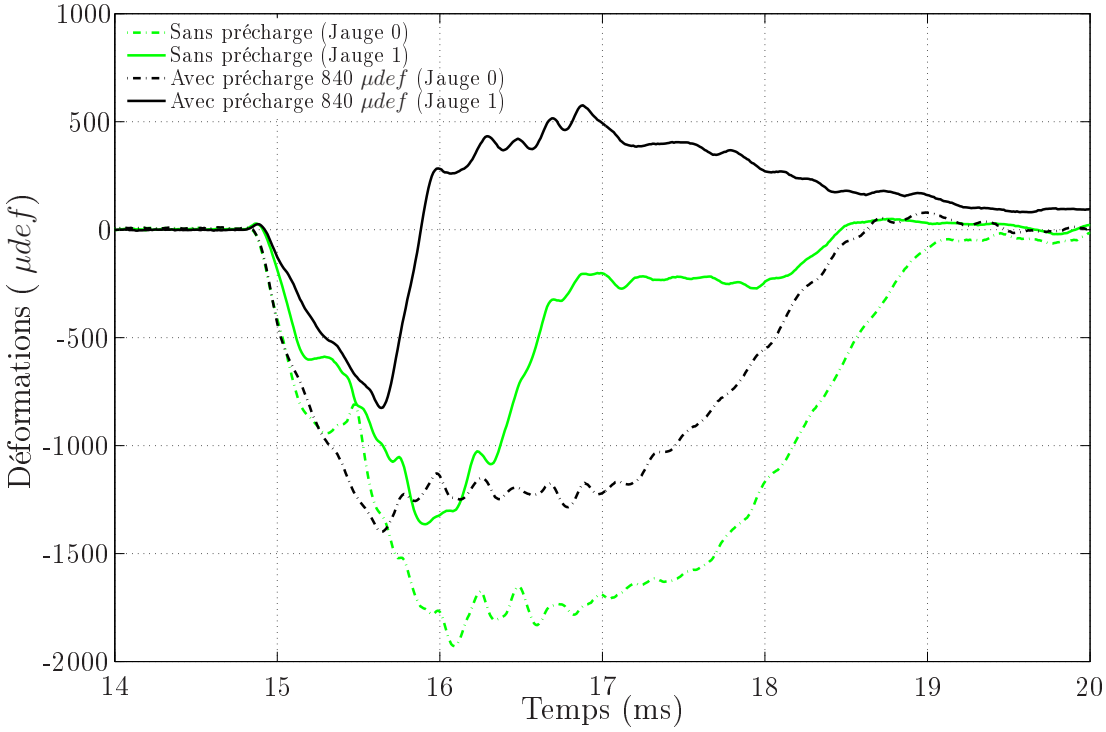


FIG. 55 – Influence de la pré-déformation sur la réponse locale à l'impact

La réponse globale (courbe Force/Déplacement) des éprouvettes est illustrée figure 56. Les deux courbes représentent le cas où l'éprouvette est impactée dans son état initial et le cas où elle est prédéformée. Ainsi, la première phase de chargement (segment OA) ne semble pas être affectée par la pré-déformation de l'éprouvette puisque les deux tracés sont superposés. Cela correspond à une prise de contact locale où la structure n'est pas sollicitée globalement. En revanche, après le point A, les deux courbes divergent. Alors que l'effort de contact continue de croître dans le cas de l'éprouvette pré-déformée (segment AC), il chute dans le second cas. Cette chute brutale est significative, dans ce cas, de l'initiation d'un flambement local de l'éprouvette courbe provoquant une instabilité en effort. Ce flambement apparaît également au point C dans le cas de l'éprouvette prédéformée. Une première remarque est donc à apporter concernant ce phénomène : la pré-déformation décale en effort l'apparition de ce flambement local. Ceci va dans le sens

d'une augmentation de la raideur globale. Une fois le point B dépassé, l'effort augmente de nouveau pour atteindre une valeur maximale de contact (Point D) retardée vis-à-vis de l'éprouvette pré-déformée (Point C). Puis dans les deux cas, on observe un plateau où l'effort décroît faiblement (segments CE' et DE). Dans de nombreux cas d'impact sur structures composites, ce plateau en effort est dû à un endommagement prononcé. Enfin, une décharge de l'éprouvette apparaît dans les deux cas (segment E'O et EO). Il est à noter que, comme lors de la première phase de chargement (segment OA), les deux tracés se rejoignent lors de la décharge (Point F).

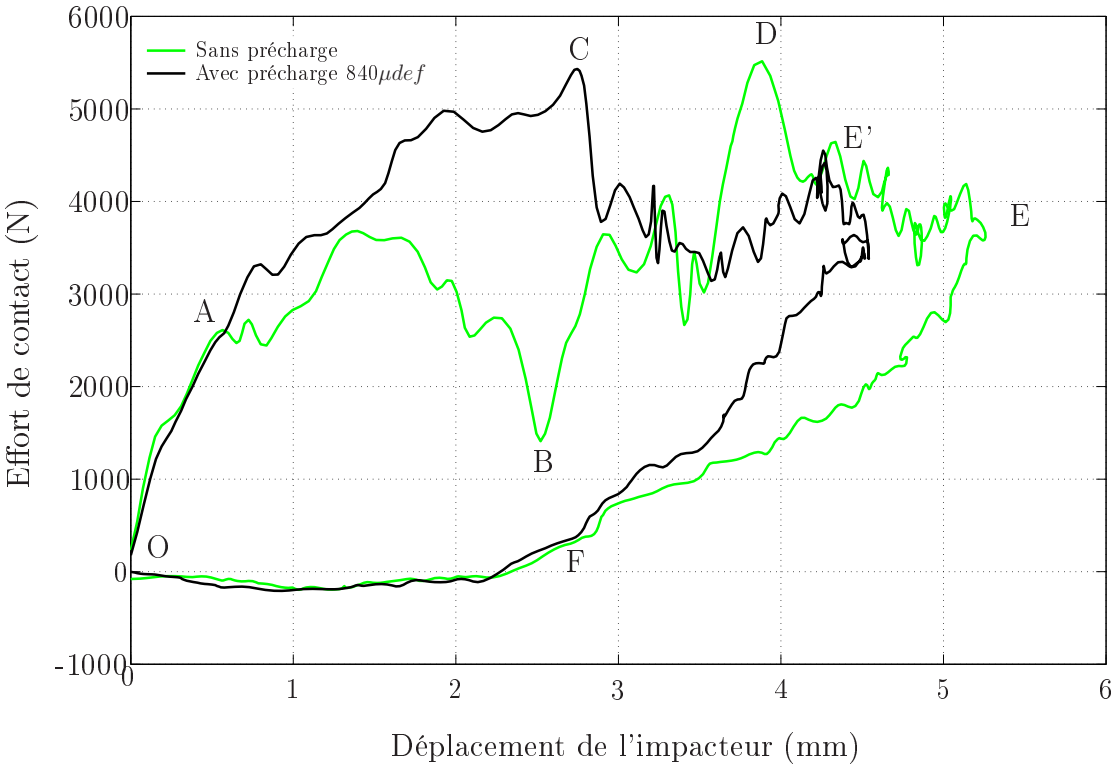


FIG. 56 – Influence de la pré-déformation sur la réponse globale à l'impact

Nous pouvons donc conclure de ces résultats que l'état de pré-déformation de l'éprouvette influence son comportement à l'impact, à la fois au niveau de sa réponse locale et de sa réponse globale.