



Développement de méthodes de réduction d'échelle pour l'étude de structures composites sollicitées en dynamique rapide.

Rémi Grenêche

► To cite this version:

Rémi Grenêche. Développement de méthodes de réduction d'échelle pour l'étude de structures composites sollicitées en dynamique rapide.. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambresis, 2006. Français. NNT : . tel-00107498

HAL Id: tel-00107498

<https://theses.hal.science/tel-00107498>

Submitted on 18 Oct 2006

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° d'ordre : 06 / 07

THÈSE
PRÉSENTÉE À
L'UNIVERSITÉ DE VALENCIENNES
ET DU HAINAUT-CAMBRÉSIS

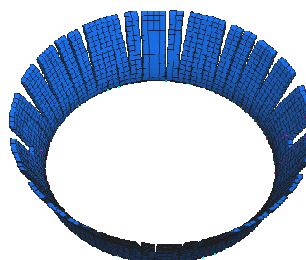
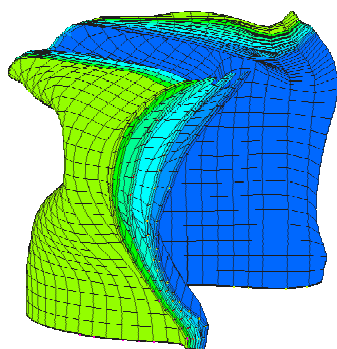
EN VUE DE L'OBTENTION DU
GRADE DE DOCTEUR EN
GÉNIE MÉCANIQUE

PAR

RÉMI GRENÊCHE



Développement de méthodes de
réduction d'échelle pour l'étude
de structures composites
sollicitées en dynamique rapide.



Soutenue le 11 avril 2006

devant le jury composé de :

Président de jury

Monsieur Y. RAVALARD, *Professeur à l'ENSIAME, Valenciennes*

Rapporteurs:

Monsieur J. J. BARRAU, *Professeur, Université Paul Sabatier Toulouse III*

Monsieur M. BENZEGGAGH, *Professeur, Université Technologique Compiègne*

Examineurs :

Monsieur J. L. BATOZ, *Professeur, Ecole des Mines de Nancy*

Monsieur D. COUTELLIER, *Professeur à l'ENSIAME, Valenciennes (Directeur de thèse)*

Monsieur D. DELSART, *Ingénieur de Recherches RCS-DMSE, ONERA Lille*

*« L'élasticité est l'effort par lequel certains corps comprimés
tendent à se rétablir dans leur premier état.
L'hypothèse des petits tourbillons renfermés et comprimés dans les corps,
fournit, ce semble, une idée assez naturelle de la cause de l'élasticité.
Ils sont eux-mêmes autant de petits ressorts invisibles
qui agissent avec d'autant plus de force qu'ils se trouvent plus resserrés. »*

*Traité de la Porosité et de l'Élasticité,
Manuel Physique ou manière courte et facile d'expliquer les phénomènes de la nature,*

M. Jean Ferapic Dufieu,
Maître es arts

Edité à Paris chez Jean-Thomas Herissant en 1758
avec Approbation et Privilège du Roi.

REMERCIEMENTS

Les travaux décrits dans ce mémoire, réalisés à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis au sein de l'équipe DRSC (Dynamique Rapide des Structures et Collisions) commune entre le Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines (LAMIH) et le centre de Lille de l'Office National d'Etudes et de Recherches Aéronautiques (ONERA), s'inscrivent dans le cadre de la seconde phase du projet NASPA (Nouvelle Approche de la Sécurité Passive des véhicules de transport de passagers) soutenu par le GRRT (Groupement Régional pour la Recherche dans les Transports) et la Région Nord-Pas De Calais. Un co-financement BDI Région Nord-Pas de Calais - CNRS a été mis en place pour permettre ces travaux.

Que Messieurs les Professeurs Patrick Millot, Jérôme Oudin et Eric Markiewicz, directeurs et directeurs-adjoints du LAMIH, reçoivent l'expression de ma gratitude pour m'avoir accueilli et permis de réaliser ces travaux dans de bonnes conditions.

Que Monsieur Eric Deletombe, responsable d'unité de recherche à l'ONERA Lille et Monsieur le Professeur Pascal Drazetic de l'Université de Valenciennes reçoivent toute ma sympathie pour m'avoir accueilli dans l'équipe commune DRSC.

Je tiens à adresser mes plus vifs remerciements à Messieurs les Professeurs Daniel Coutellier et Yves Ravalard de l'Ecole Nationale Supérieure d'Ingénieurs en Informatique Automatique Mécanique Energétique Electronique de Valenciennes (ENSIAME) pour m'avoir accordé leur confiance en me permettant de participer à ce projet. Qu'ils reçoivent mon entière gratitude pour m'avoir permis de découvrir les matériaux composites et la dynamique rapide. Enfin, qu'ils sachent que leur soutien et leur aide lorsque des prises de décisions s'imposaient ont contribué à l'aboutissement de ces travaux.

Je tiens à remercier Monsieur le Professeur Jean-Jacques Barrau de l'Université Paul Sabatier Toulouse III et Monsieur le Professeur Malk Benzeggagh de l'Université Technologique de Compiègne pour l'honneur qu'ils m'ont accordé en acceptant de rapporter ce mémoire.

Que Monsieur le Professeur Jean-Louis Batoz de l'Ecole des Mines de Nancy et Monsieur David Delsart Ingénieur de Recherches à l'ONERA centre de Lille trouvent ici l'expression de ma reconnaissance pour avoir accepté de juger ces travaux.

J'adresse un grand merci à Christin, LLuc et Marc pour leur aide et pour l'enrichissement que m'a apporté le fait de travailler avec des personnes d'horizons différents.

Je remercie également Manuel et Mathieu, mes collègues de l'équipe composite ainsi que Séverine, Eric, Giovanni, Olivier, Sébastien, Fahmi, Bassem, Frédéric et Julien mes collègues au laboratoire pour l'aide qu'ils m'ont apporté à un moment ou à un autre au cours de ces trois années.

J'adresse un merci particulier à Isabelle et Perle pour leur bonne humeur et pour leurs efforts sans lesquels les conditions de travail au laboratoire seraient sûrement moins bonnes.

Je remercie aussi Hervé sans qui le réseau informatique du laboratoire ne serait certainement pas le même.

Enfin, que tous les membres du LAMIH reçoivent mes sincères remerciements pour ces années passées convivialement ensemble.

SOMMAIRE

Sommaire	4
Introduction	8
Chapitre 1 : Synthèse bibliographique	14
Introduction	15
1 La compression axiale d'absorbeurs d'énergie en composite	15
1-1 Rappels sur les composites	15
1-2 La Phénoménologie	17
1-3 La modélisation	23
1-3-1 Les modèles théoriques	23
1-3-2 Les modèles numériques	25
2 Les méthodes de changement d'échelle	28
2-1 La méthode directe	28
2-2 Le théorème des Π de Vaschy-Buckingham	29
2-2-1 Cas général	29
2-2-2 La similitude de Cauchy	31
2-3 La similitude indirecte	32
2-4 Les effets d'échelle	33
2-5 La similitude pour les composites	35
3 Les travaux de D. Dormegnien	38
3-1 Description des essais	39
3-1-1 Les éprouvettes	39
3-1-2 Les conditions d'essais	41
3-2 Principales conclusions	42
Conclusions	43
Chapitre 2 : Méthodologie proposée : cas quasi-statique	45
Introduction	46
1 Analyse dimensionnelle	46

2 Méthodologie proposée	51
2-1 Principe général	51
2-2 Construction du polynôme pour le crash de structures oméga	52
2-3 Détermination des relations de changement d'échelle	56
3 Résultats pour la compression statique à partir de 3 essais	57
3-1 Identification des coefficients du polynôme	57
3-2 Résultats	61
4 Résultats pour la compression statique à partir de tous les essais	65
4-1 Identification des coefficients du polynôme	66
4-2 Résultats	68
5 Application de la méthode aux éprouvettes à 3 orientations	70
5-1 Adaptation du polynôme	70
5-2 Résultats	73
6 Comparaison avec la similitude de Cauchy	75
6-1 La similitude de Cauchy	75
6-2 Comparaison en termes de quantité de résultats	77
6-3 Comparaison en termes de précision des résultats	78
6-3-1 Cas général	78
6-3-2 A nombre d'interfaces identique	80
Conclusions	81
Chapitre 3 : Méthodologie proposée : cas dynamique	84
Introduction	85
1 Analyse dimensionnelle	85
2 Etude des résultats expérimentaux	90
2-1 Etude phénoménologique	90
2-2 Analyse fréquentielle	92
2-2-1 Fréquences propres des éprouvettes	92
2-2-2 Echelle 1	93
2-2-3 Echelle 1/2	96

2-2-4 Echelle 1/4	97
2-3 Interprétation	99
2-4 Conséquence sur le polynôme	104
3 Résultats du changement d'échelle pour les essais dynamiques	105
3-1 Comparaison avec les résultats des prototypes	105
3-2 Comparaison avec la similitude de Cauchy	107
4 Validation sur le cas des éprouvettes à 3 orientations	109
5 Les essais échelle 1/4 de 5 mm/min à 4 m/s	115
Conclusions	117
Chapitre 4 : Etude numérique	119
Introduction	120
1 Pré-étude	121
1-1 Objectifs	121
1-2 Simulations préliminaires	122
2 Modélisation des éprouvettes à l'échelle 1/4	126
2-1 Description du modèle	126
2-2 Recalage	127
2-3 Résultats	128
3 Modélisation des éprouvettes à l'échelle 1/2	132
3-1 Résultats	132
3-2 Quantification de la participation des phénomènes à l'absorption d'énergie	134
4 Modélisation des éprouvettes à l'échelle 1	136
4-1 Résultats	137
4-2 Hypothèse	139
5 La fissuration longitudinale	139
5-1 Observations post-mortem	139
5-2 Modélisation de la fissuration intralaminare	142
6 Modélisation des éprouvettes à 3 orientations	145
7 Discussion des utilisations possibles	147

Conclusions	148
Conclusions & Perspectives	150
Références Bibliographiques	157
Annexes	168
Annexe A : Fabrication et propriétés des éprouvettes	169
Annexe B : Instrumentation du puits de chute	171
Annexe C : Résultats de la similitude de Cauchy	173
Annexe D Description des essais ARCAN	175

INTRODUCTION

De nos jours, les matériaux composites sont devenus incontournables pour les industries des loisirs, de l'armement ou des transports. Un de leurs avantages est de posséder une masse volumique plus faible que celle des matériaux métalliques pour une résistance mécanique équivalente. Or la réduction de la masse est devenue une des priorités pour les industries de pointe. La consommation de carburant est directement liée à la masse des véhicules et les règles en matière d'émission de gaz à effet de serre sont de plus en plus sévères. De même, les performances des véhicules sont souvent liées à leur rapport poids/puissance. Enfin, plus la masse des véhicules est grande, plus leur énergie cinétique est élevée pour une vitesse donnée et donc plus les conséquences risquent d'être importantes pour les occupants en cas d'accident. L'allègement des structures est donc devenu un objectif crucial et l'emploi de matériaux sandwich ou de composites stratifiés est une des solutions les plus couramment retenues.

L'utilisation grandissante de ces nouveaux matériaux induit aussi une réduction des coûts de fabrication en permettant de réaliser des sous-structures complexes d'un seul tenant alors que leur équivalent métallique nécessitait de nombreuses pièces et de nombreux assemblages. Cette dernière propriété a permis l'apparition de pièces de grande taille comme les mâts et les coques de voiliers de compétition, des radômes, des coques de piscine ou encore des éléments structuraux automobiles ou aéronautiques comme par exemple la poutre ventrale de l'A380. De plus, il existe une demande grandissante pour des véhicules capables de transporter de très lourdes charges ou un grand nombre de passagers sur de longues distances. Cette demande accompagnée de la capacité technique de réaliser de très grandes pièces a fait que, durant les dernières années, les dimensions des véhicules de transport maritime, terrestre ou aérien n'ont cessé d'augmenter comme l'illustrent l'Airbus A380, la fusée Ariane 5 ECA ou le paquebot QUEEN MARY 2.

Mais l'augmentation des dimensions de ces structures a renforcé un problème déjà présent : comment réaliser des essais de dimensionnement ou de validation sur des structures de grandes tailles ? Sans parler du surcoût, l'encombrement et la nécessité de moyens d'essai spécifiques sont de vraies difficultés. L'utilisation de modèles réduits semble alors être la solution. Cependant l'application de lois de similitude ne va pas sans poser des problèmes. Les méthodes classiques d'obtention de relations de changement d'échelle nécessitent en

général des connaissances préalables parfois difficiles à obtenir. Dans de nombreux cas, une similitude totale n'est pas applicable et la prise en compte des distorsions est alors très délicate.

Pourtant, l'expérimentation est nécessaire car c'est la seule méthode de validation réellement fiable. Malgré les progrès récents, les modèles numériques ne sont toujours pas prédictifs. Ils permettent d'accroître les connaissances de certains phénomènes, d'obtenir les valeurs de grandeurs physiques non mesurables directement comme les champs de contraintes ou certaines propriétés du matériau par méthode inverse par exemple. Mais, pour cela, ils doivent impérativement être comparés à des résultats expérimentaux. Cette comparaison permet de valider les choix faits lors de la construction du modèle et de recalibrer les résultats numériques par rapport à ceux expérimentaux. Cette constatation est d'autant plus vraie pour les matériaux composites dont les comportements dynamiques et les modes d'endommagement ou de rupture sont encore relativement mal connus, gênant ainsi leur prise en compte dans les codes de calculs. Le développement de méthodes de réduction d'échelle représente donc un enjeu majeur afin de réduire les coûts de développement de structures de grande taille et notamment de structures en matériaux composites.

Une autre problématique importante pour les fabricants de véhicules est celle de la sécurité. L'amélioration constante des critères lésionnels biomécaniques entraîne l'apparition de normes et de réglementations de plus en plus strictes dans le but de garantir un maximum de sécurité aux occupants des véhicules mais aussi à leur environnement. Cette problématique a rapidement touché le grand public en ce qui concerne le secteur automobile. Ainsi, les résultats de crash tests comme par exemple ceux réalisés par Euro NCAP sont devenus de véritables arguments de vente au même titre que les performances ou la consommation en carburant. Les constructeurs ont donc réagi en intégrant à leurs véhicules des systèmes de sécurité active comme l'ABS, l'ESP, le BAS/AFU pour l'automobile ou les systèmes d'aide au pilotage comme l'ILS et le TCAS en aéronautique. Mais, quels que soient les moyens utilisés pour réduire les risques d'accident, il est impossible de les éliminer complètement. C'est pour cela que les constructeurs intègrent aussi des organes de sécurité passive comme les prétensionneurs de ceintures de sécurité, les sièges pour enfants, les airbags ou les structures à déformation programmée ayant pour but de minimiser les conséquences de ces

accidents. Toutes ces raisons font que les entreprises du domaine des transports et les laboratoires de recherche s'intéressent à la capacité d'absorber de l'énergie lors d'impacts que possèdent particulièrement certaines structures et certains matériaux. Et là encore, les matériaux composites ont démontré des propriétés très intéressantes. De par leurs modes de ruine particuliers, les composites possèdent une capacité d'absorption d'énergie nettement supérieure à celle des métaux. En effet, les différents auteurs ayant publié sur le sujet ont montré qu'en moyenne les éprouvettes réalisées en composites stratifiés atteignent des capacités d'absorption d'énergies spécifiques entre 2 et 40 fois plus élevées que celles de leurs équivalents en acier. Le record semblant être détenu par Hamada et al. [HAM 95A-98] avec une énergie spécifique de 228 kJ/kg obtenue pour des éprouvettes en polyétheréthércétone (PEEK) renforcées avec des fibres de carbone. Les performances de ces matériaux dépendant directement de leurs constituants et le fait que les constituants les plus performants soient les plus onéreux a longtemps limité l'utilisation d'absorbeurs d'énergie en composites stratifiés aux industries de pointe comme l'aéronautique civile ou militaire et au sport automobile. Mais la baisse des coûts de ces matériaux engendrée, entre autre, par l'apparition et le développement de nouvelles techniques de fabrication a contribué à démocratiser l'utilisation de ce type de structures. De plus, des études récentes comme celle de Schultz [SCH 98] ont montré que des matériaux moins performants et donc moins chers que ceux utilisés en aéronautique pouvaient être utilisés pour fabriquer des absorbeurs d'énergie tout en conservant des propriétés nettement avantageuses comparées à celles des aciers. Ainsi, les industries des domaines ferroviaires ou automobiles s'intéressent de plus en plus à ce type de structures. Pourtant, certains problèmes autres que le prix subsistent encore gênant leur banalisation. En effet, leurs modes de ruine sont en général composés de plusieurs phénomènes difficiles à modéliser ce qui entraîne un manque d'outils aisément utilisables dans l'industrie. L'expérimentation occupe donc une très large place dans la conception de ce genre de structure ce qui nécessite des moyens d'essais et des investissements importants, notamment en aéronautique où les poutres chargées d'absorber l'énergie peuvent atteindre de très grandes dimensions. L'utilisation de modèles réduits peut ici encore être une solution ce qui renvoie à la première problématique.

C'est à la suite de ces constatations qu'une étude a été lancée en collaboration entre le LAMIH et l'ONERA centre de Lille. Ainsi, au cours de ses travaux de thèse, Dormegnien a

réalisé une campagne expérimentale importante dans le but de vérifier l'applicabilité de la similitude de Cauchy couplée à différentes techniques de réagencement de plis dans le cas d'absorbeurs d'énergie en composite stratifié sollicités en compression statique et dynamique. Les travaux présentés ici s'inscrivent dans la continuité de cette étude et visent deux objectifs. Le premier est de déterminer une méthode permettant de réaliser des essais sur des maquettes à échelle réduite de structures composites et le second consistant à améliorer les connaissances du comportement des absorbeurs d'énergie fabriqués en matériau composite afin de permettre une meilleure représentation de celui-ci dans les différents modèles analytiques ou numériques.

Le premier chapitre présente une description rapide et non-exhaustive des principaux travaux réalisés concernant les absorbeurs d'énergie permettant de mettre en évidence la phénoménologie du crash de ce type de structure. Puis, l'état de l'art concernant les lois de similitude et les différentes méthodes d'obtentions de relation de changement d'échelle est exposé afin de définir les bases du problème de la réduction d'échelle de structures en composites stratifiés. Enfin, ce chapitre décrit succinctement les travaux réalisés par Dormegnien et en donne les principales conclusions afin de spécifier plus précisément le point de départ des travaux décrits par la suite.

Le second chapitre propose une nouvelle méthodologie permettant d'obtenir des relations de changement d'échelle. Le but est de développer une méthode permettant de tenir compte des effets liés à la présence de paramètres présentant des distorsions. Cette méthode est expliquée en s'appuyant sur l'exemple de la compression statique d'absorbeurs d'énergie en composite stratifié. Puis, une comparaison avec les résultats de la similitude de Cauchy permet de mettre en évidence les gains apportés par cette nouvelle méthode.

Le troisième chapitre vise à appliquer la méthode de changement d'échelle développée au chapitre précédent à des structures sollicitées en dynamique. Les phénomènes qui apparaissent lorsque la vitesse de sollicitation augmente sont alors mis en évidence. Cette identification permet alors d'élargir la méthode de réduction d'échelle aux compressions dynamiques. Là encore, une comparaison avec les résultats de la similitude de Cauchy met en

évidence un gain important en terme de précision. Toutefois, certaines limitations ont empêché de complètement valider la méthodologie proposée.

Pour tenter de contourner ces limitations, la simulation numérique a été envisagée. Le quatrième chapitre présente alors une modélisation par éléments finis du cas étudié ici. Cette modélisation a permis d'améliorer la connaissance des phénomènes entrant en jeu lors du crash d'absorbeurs d'énergie en composite, notamment en apportant des éléments d'explication à la présence d'un effet d'échelle. La participation à l'absorption d'énergie de certains phénomènes a aussi pu être évaluée. Enfin, les utilisations possibles de ce type de modélisation par éléments finis ont été discutées en vue d'une application dans un procédé de dimensionnement industriel.

CHAPITRE 1

SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

Introduction

Les travaux décrits dans ce mémoire visant à étudier la possibilité d'appliquer des méthodes de réduction d'échelle aux absorbeurs d'énergie fabriqués en matériaux composites stratifiés, ce chapitre propose un état de l'art concernant la compression axiale statique ou dynamique de ce type de structures afin de déterminer la phénoménologie et de recenser les différentes modélisations proposées. Puis, ce chapitre décrit les différentes techniques de réduction d'échelle afin d'en discuter l'applicabilité au crash de structures composites. Enfin, les travaux exposés ici étant la suite directe des travaux de thèse de D. Dormegnie [DOR 01 B], un rappel du déroulement de la campagne expérimentale qui avait été menée est présenté. Les résultats et les principales conclusions qui en avaient découlé sont aussi décrits puisqu'ils servent de support et de point de départ aux présents travaux.

1 La compression axiale d'absorbeurs d'énergie en composite

Les matériaux composites stratifiés, de par leur mode de ruine particulier faisant intervenir un grand nombre de ruptures fragiles au lieu d'une déformation plastique, permettent une absorption d'énergie nettement supérieure à celle des métaux pour une masse identique. Les absorbeurs d'énergie en matériaux stratifiés sont donc de plus en plus souvent intégrés dans les structures aéronautiques et commencent à apparaître dans les structures automobiles, ferroviaires voire nautiques.

1-1 Rappels sur les composites

Un matériau ou structure composite est, par définition, un assemblage macroscopique de plusieurs matériaux ayant chacun des natures et des propriétés différentes. Cet assemblage confère au matériau ainsi constitué des propriétés supérieures à celles de ses constituants. Le choix des constituants influençant directement les performances de la structure, les composites permettent une adaptabilité quasiment infinie. Il existe une très grande quantité

d'ouvrages consacrés à ces matériaux comme ceux écrits par D. Gay [GAY 89], M. Reyne [REY 98] ou J.M. Berthelot [BER 99] par exemple.

Deux familles de composites se distinguent particulièrement dans la multitude de combinaisons possibles : les sandwichs et les stratifiés.

Les sandwichs sont constitués d'un matériau léger et résistant en compression appelé « âme » collé entre deux « peaux » en matériau ayant de bonnes caractéristiques en traction. Le tout donne au matériau ainsi constitué une grande résistance en flexion avec un gain de masse souvent élevé. Par contre, il existe un risque important de flambage pouvant entraîner un décollement des peaux. Les âmes sont classiquement constituées de mousses, de polymères ou de structures alvéolaires de type nids d'abeilles. Les peaux sont souvent des panneaux métalliques, des contreplaqués ou des composites stratifiés. L'utilisation de ces matériaux va de la structure porteuse des satellites de télécommunication aux planches à voile, en passant par des panneaux d'isolation thermique ou phonique ou par les bras de liaison des catamarans de compétition.

Les stratifiés sont formés par une superposition de « plis ». Les plis sont généralement constitués d'un matériau léger, la « matrice », renforcé des fibres courtes ou longues, parallèles ou tissées présentant des caractéristiques mécaniques élevées. Les fibres peuvent être métalliques, minérales (céramique, carbone, verre etc.), végétales (lin, coton etc.) ou organiques (aramides etc.). Les matrices peuvent être des résines organiques (thermodurcissables, thermoplastiques, élastomères...), des métaux ou des céramiques. Les applications vont de l'ameublement au sport automobile en passant par les coques de bateaux de plaisance, les gilets pare-balles ou des poutres de la structure de l'airbus A380.

A noter, pour être plus complet, qu'il existe d'autres types de composites comme les résines chargées en particules afin d'améliorer leur conductivité, leur résistance thermique ou électrique, leur résistance au UV, à l'humidité ou leur tenue en température. Il existe aussi des composites fibres/matrice possédant des tissages dans 3, 4 ou plus directions et pour lesquels la notion de plis n'existe plus. Enfin, toutes les possibilités énumérées précédemment peuvent être combinées entre-elles.

1-2 La phénoménologie

Un des défauts souvent cités des composites stratifiés est leur grande sensibilité aux impacts. En effet, des impacts de faible énergie peuvent causer du délaminage et entraîner une chute importante de la résistance d'une structure. Mais ce défaut peut parfois se transformer en avantage : dans le cas des absorbeurs d'énergie utilisés en tant qu'organes de sécurité passive, le fait qu'un impact provoque un endommagement important permet une absorption d'énergie supérieure à celle des matériaux traditionnels (Tableau 1.1). C'est pourquoi ce type de structures est de plus en plus souvent intégré aux véhicules.

Fibres / Matrice	Empilement	Energie spécifique (kJ/kg)	Références
Carbone / PEEK	[0] ₂₀	180-228	[HAM 95A-98]
Carbone / Epoxy	[0/±15] ₃	99	[FAR 83]
Carbone / Epoxy	[±45] ₃	50	[FAR 91]
Aramide / Epoxy	[±45] ₈	60	[THO 79]
Aramide / Epoxy	[0/±15] ₂	9	[FAR 91]
Verre / Epoxy	[0/±75] ₂	53	[FAR 83]
Verre / Epoxy	[0/±15] ₂	30	[FAR 83]
Acier	-	42	[THO 77]
Aluminium	-	44	[THO 77]

Tableau 1.1 : Exemples d'énergies spécifiques absorbées par des tubes stratifiés et métalliques en compression axiale.

La littérature est très riche [HUL 91, MAM 91-98, CAR 97, HAM 96-98, REZ 97, FAR 91-96B, DAN 99-00] en ce qui concerne les observations issues d'expériences réalisées sur des absorbeurs d'énergie fabriqués en composites stratifiés. Mais ces observations sont très souvent contradictoires. L'explication est certainement le fait que les géométries (tubes à section circulaire, elliptique, carrée ou en sablier, cônes, pyramides, profilés à section ouverte comme les poutres sinus etc.), les matériaux (fibres de verre, carbone, aramide etc. associées à des matrices en époxy, PEEK, polyester etc.), les types de *trigger* (chanfrein avec des angles

de 30 à 120°, pointe, tulipe, dents de scie etc.) et les conditions expérimentales varient d'un auteur à l'autre. Toutefois, ces contradictions concernent essentiellement l'évolution de l'énergie spécifique (énergie absorbée divisée par la masse) en fonction de certains paramètres comme la vitesse de sollicitation ou l'orientation de plis mais ne portent que rarement sur les phénomènes mis en jeu. Deux classifications très comparables de ces différents phénomènes ont été décrites par Hull [HUL 91] et Farley & al. [FAR 92 A-B] et semblent relativement faire l'unanimité [SCH 98, CAR 97].

La compression de profilés en matériau stratifié peut entraîner une rupture stable ou instable. La rupture instable se fait par flambage d'Euler : ce mode de rupture qui concerne les structures possédant un rapport d'élancement élevé, est provoqué par un flambage structurel qui conduit à une rupture de l'éprouvette plus ou moins proche du milieu de sa hauteur selon les conditions aux limites. Ce mode de rupture est peu intéressant du point de vue de l'absorption d'énergie puisque la rupture est très localisée ce qui entraîne que les courbes force / déplacement obtenues ne présentent qu'un pic d'effort. Ce mode de rupture est facile à éviter en phase de conception en imposant que la structure ait un rapport d'élancement suffisamment faible et une forme auto-stabilisatrice (sinus, oméga, sablier, tubes circulaires...).

La rupture stable peut se produire de deux façons :

La première concerne les matériaux métalliques, les stratifiés dont la matrice possède un domaine plastique important et dont la résistance à la rupture est supérieure à celle des fibres [FAR 92A] ou ceux dont les fibres possèdent un comportement ductile comme les fibres en aramides [FAR 83, THO 79, THO 82]. Elle se fait par succession de flambages locaux formant des plis sur les flancs de l'éprouvette comme le montre la figure 1.1. Les courbes force / déplacement présentent alors un pic d'effort suivi d'un palier perturbé par des oscillations (chaque oscillation correspondant à la formation d'un pli).



Figure 1.1 : Tube en Kevlar / époxy après essai de compression.
(d'après Dubey & Vizzini [DUB 99])

La seconde, plus fréquente pour les stratifiés classiques, est une ruine par rupture fragile. En général, elle correspond à la superposition de deux phénomènes. L'ouverture interlaminaire (*splaying crushing mode* pour Hull et *lamina bending mode* pour Farley & Jones) se caractérise par la formation de longues fissures interlaminaires. Cette fissuration provoque la formation de deux branches (Figure 1.2.1 et 1.2.2) qui fléchissent sous l'effet de l'impacteur. Des débris peuvent alors rester bloqués dans l'espace ainsi créé. Lorsque la géométrie de l'éprouvette testée comporte des angles ou des courbures, la flexion des branches entraîne aussi la création de fissures longitudinales. L'énergie est alors absorbée par la flexion des branches, les frottements entre la structure et l'impacteur ainsi qu'au sein de la structure au niveau des interfaces délaminées et les fissurations inter et intralaminaires. Ce mode de ruine est favorisé pour les matériaux dont la résistance au délaminage est faible et pour ceux qui présentent une majorité de plis orientés selon des angles inférieurs à 45° par rapport à la direction de chargement.

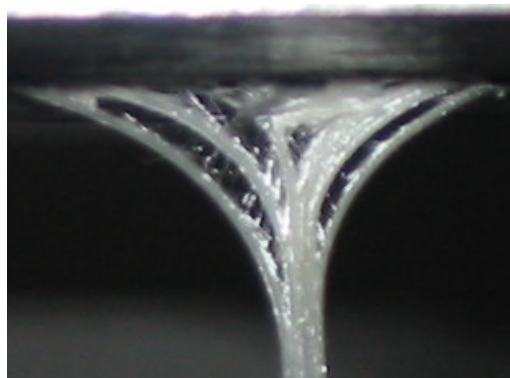


Figure 1.2.1 : Epreuve [0]₈ en verre E / époxy en compression axiale à 5 mm/min.

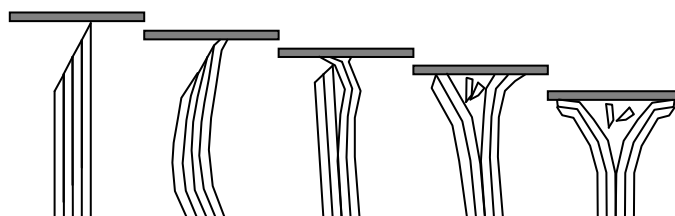


Figure 1.2.2 : Schéma d'une ruine par ouverture interlaminaire.

La fragmentation (même nom pour Hull et *transverse shearing crushing mode* pour Farley & Jones) est caractérisée par la formation de débris qui se détachent de part et d'autre de l'éprouvette avec un angle proche de 45°. Les fissures interlaminaires y sont peu nombreuses et très courtes (Figure 1.3.1 et 1.3.2). L'énergie est absorbée par les frottements avec l'impacteur, l'éjection de débris et surtout par la fissuration intralaminaire qui s'accompagne de ruptures de fibres. Ce mode de ruine est favorisé pour les matériaux très résistants au délaminage et pour ceux qui présentent une majorité de plis en mat ou orientés à des angles supérieurs à 45° par rapport à la direction de chargement, notamment s'ils sont situés au cœur de l'éprouvette.



Figure 1.3.1 : Tube en fibres de verre tissées et résine époxy après essai de compression.
(d'après Hamada [HAM 99])

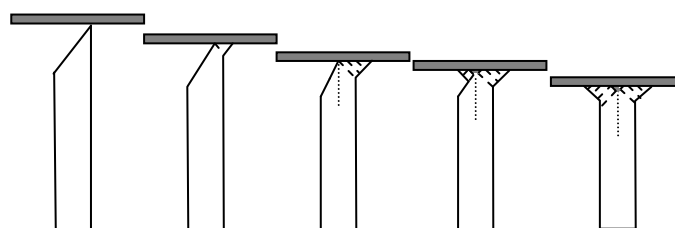


Figure 1.3.2 : Schéma d'une ruine par fragmentation.

Mais, quelle que soit la proportion de fragmentation et d'ouverture interlaminaire, les courbes force / déplacement obtenues (Figure 1.4) présentent toujours un pic suivi d'un palier d'effort. Si la fragmentation est importante, ce palier d'effort peut être perturbé par les décrochements de débris. Pour l'ouverture interlaminaire, ce palier peut présenter des oscillations en dynamiques dues à des phénomènes de fissuration instable [HUL 91], des phénomènes de *stick-slip* au niveau des contacts pour lesquels il existe des frottements [JAN 04] ou de nature modales.

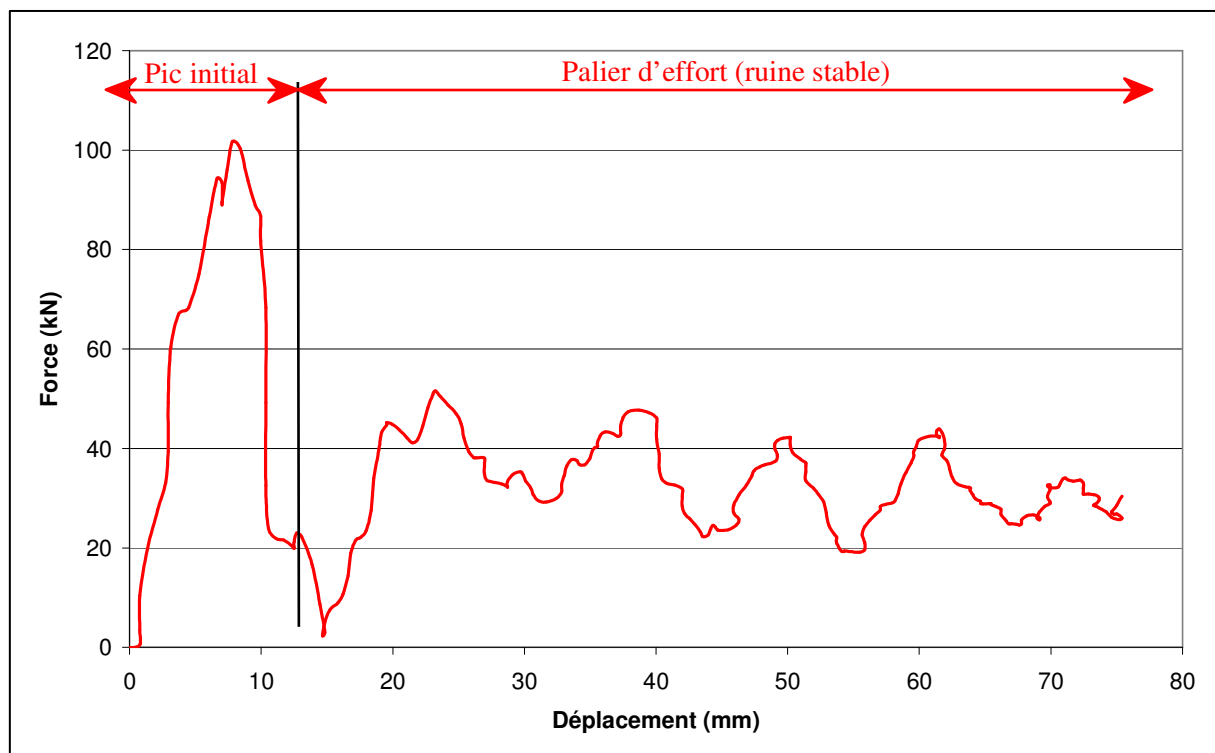


Figure 1.4 : Exemple de courbe force / déplacement pour un oméga en verre E / époxy [+45/-45]_{2s} testé à 4 m/s.

La majorité des auteurs écrivent [CAR 97, HAM 96, FAR 86] que la fragmentation permet une absorption d'énergie supérieure à l'ouverture interlaminaire. Mais, si cela semble vrai pour des matériaux comme les stratifiés en verre / époxy, il existe un désaccord pour d'autres matériaux comme les carbone / époxy. De plus, certains auteurs expliquent cela par le fait que les matériaux ayant tendance à fragmenter sont généralement plus résistants au délaminage et au cisaillement, l'augmentation de l'effort serait due aux propriétés des matériaux et non au mode de ruine. D'autres évoquent le fait que l'ouverture interlaminaire crée une surface de contact nettement plus importante entre la structure et l'impacteur que

celle créée par la fragmentation, ce qui augmente l'énergie transformée par les frottements. Pourtant, dans un modèle de frottements de type Coulomb (modèle généralement utilisé par les auteurs [MAM 91-98, McC 01]) les frottements ne dépendent pas de la surface de contact. Les études les plus fiables semblent donc être celles qui étudient l'énergie absorbée en fonction de l'orientation des plis pour un même matériau [HUL 91, FAR 83-92B]. Mais, le fait d'augmenter le nombre de plis orientés selon des angles proches de 90° par rapport à la direction de chargement peut déstabiliser la structure et conduire à un mode de rupture par flambage d'Euler.

L'influence de la vitesse de sollicitation est un autre sujet qui divise les auteurs. Certains observent une augmentation de l'énergie absorbée en dynamique par rapport à des cas de chargements quasi-statiques et expliquent cela par les propriétés viscoélastiques de leur matériau ou par l'apparition de phénomènes d'inertie. D'autres voient une nette diminution qu'ils expliquent notamment par la chute des coefficients de frottements avec la vitesse. Mais la diversité des matériaux, des géométries et des conditions d'essais est certainement la principale cause de ce désaccord.

La forme du trigger peut avoir une influence sur la stabilité du mode de ruine et dans le cas d'une ruine stable sur la valeur du pic d'effort et sur celle du déplacement qui lui correspond. Par contre, son influence reste limitée à ce pic et ne modifie en rien la valeur moyenne du palier [JIM 00, HAM 99].

Par conséquent, il existe plusieurs points de désaccord entre les différents auteurs mais qui ne concernent, pour l'essentiel, que la proportion d'énergie absorbée par les différents phénomènes élémentaires qui se produisent lors de la compression axiale d'un profilé en composite stratifié. La phénoménologie semble, quant à elle, faire une relative unanimité, les rares zones d'ombre concernant l'initiation du délaminage médian lors du mode de ruine en ouverture et la partie instationnaire de la courbe force / déplacement située entre le pic d'effort et le palier.

1-3 La modélisation

Bien que la littérature soit très riche en études expérimentales, il existe très peu de modèles empiriques, analytiques ou numériques applicables aux absorbeurs d'énergie en composite stratifié. Ceci s'explique en partie par le fait qu'une loi unique ne peut permettre de modéliser tous les phénomènes qu'il soit possible de rencontrer lors d'un essai de crash de profilé en matériau stratifié. Toutefois, il existe deux modèles macroscopiques développés pour ce cas spécifique. La littérature fournit aussi quelques exemples de modélisation par éléments finis mais qui restent assez rares et ne permettent pas une utilisation dans un but prédictif.

1-3-1 Les modèles théoriques

Le premier modèle macroscopique est celui de Farley & Jones [FAR 92]. Il a été construit en s'appuyant sur l'analogie énoncée par Hull [HUL 91] entre un tube composite ayant un mode de rupture en ouverture interlaminaire et une poutre en flexion. Aux dires des auteurs, ce modèle ne peut pas être utilisé pour obtenir des informations quantitatives. Il ne permet que de modéliser l'influence de certains paramètres sur l'effort moyen du palier F_{pal} .

$$F_{pal} \cong \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{M_i (EI)_i \epsilon_{ri} + \frac{K_{fi} \epsilon_{fi}}{M_i}}{L_i \left(\frac{G}{t} \right)_i} \right\} \quad (1.1)$$

Avec n le nombre de groupes de plis qui restent solidaires durant l'essai, (EI) la résistance en flexion des groupes de plis, ϵ_r leur déformation à la rupture, K_{fi} leur raideur en compression, ϵ_{fi} leur déformation à la rupture en compression, L leur longueur (ie longueur du délaminage qui sépare ces groupes de plis du reste de l'éprouvette), G le diamètre interne de ces groupes de plis et t leur épaisseur. M est un coefficient qui prend une valeur entre 0 et 1 si la rupture se fait en fragmentation, proche de 1 si l'écrasement se fait par flambages locaux et supérieure à 1 si la rupture se fait en ouverture interlaminaire. Cette expression permet de

regrouper les trois modes de ruine stables qui peuvent exister et permet de les appliquer sur certains plis du stratifiés en fonction de l'orientation, du matériau etc. Par contre, aucun terme ne permet de tenir compte de l'énergie absorbée par le délaminage, les frottements ou la fissuration longitudinale ce qui explique certainement pourquoi elle ne permet pas d'obtenir des résultats quantitatifs fiables.

Le second modèle est celui issu des nombreux travaux de Mamalis & al. [MAM 91-98]. L'expression suivante est donnée pour des tubes circulaires en verre / époxy testés en quasi-statique mais elle est aussi applicable en dynamique en modifiant les coefficients de frottement et elle a déjà été modifiée pour être appliquée à des tubes de section carrée ou en sablier, à des cônes et à des pyramides.

$$W = \left[\frac{1}{1 - \mu_{s1} + \mu_{s1} \frac{s_2}{s}} \right] \left[\pi D t k \sigma_{\theta} (s - s_2) \left[\frac{\mu_{s2}}{\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} - \mu_{s1} \left[\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) + \mu_{s2} \right] \right] + \left[\frac{\alpha}{2 \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \right] \left[\frac{t}{4 \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} + s - s_2 \right] \right. \\ \left. + R_{ad} \pi D (s - s_1 + L_c) + n \left(\frac{t}{2} \right) G s \right] \quad (1.2)$$

Avec W l'énergie absorbée par la structure qui est égale au travail de la force de résistance à l'écrasement (donc $F_{pal} = W/s$), μ_{s1} est le coefficient de frottement de Coulomb statique entre la structure et l'impacteur, μ_{s2} celui entre les débris stockés entre les branches et les plis adjacents, s_1 le déplacement correspondant au pic d'effort, s_2 celui correspondant à la fin de la chute d'effort et de la zone de stabilisation qui la suit (ou au début du palier d'effort), s le déplacement final, D le diamètre moyen du tube, t son épaisseur, k une constante qui dépend des constituants et de l'empilement du stratifié, σ_{θ} la contrainte de rupture en traction des plis, α l'angle au sommet de l'espace formé par les branches, R_{ad} l'énergie nécessaire pour délaminer une unité de surface, L_c la longueur du délaminage médian juste après le pic (et considérée comme constante au cours de l'essai), n le nombre de bandes créées par la fissuration longitudinale et G l'énergie surfacique qui correspond à cette fissuration. Cette expression est sensée permettre de tenir compte de tous les phénomènes qui peuvent se

produire lors d'une ruine où se superposent ouverture et fragmentation. Mais les matériaux testés sont des stratifiés constitués à partir de plis en mat et un matériau de type [(90/0/2M)/(2M/0/90)M] où les plis 90 et 0 sont des unidirectionnels, les plis M et 2M sont en mat (les plis 2M ont juste une épaisseur double par rapport au pli M). Ces matériaux ont donc nettement plus tendance à rompre en fragmentation du fait de la faible proportion en plis à 0°. De plus, les interfaces entre les plis à 0° et ceux qui leur sont adjacents ne délaminent pas puisque ces plis adjacents fragmentent. Les plis à 0° sont employés ici pour que les débris ne se détachent pas du reste de la structure et pour faciliter le délaminage médian. Cette expression ne permet donc pas de distinguer les comportements des plis orientés selon plusieurs directions ni les différents types d'interfaces. Puisqu'il n'existe pas de délaminage au sein des branches pour les cas étudiés par Mamalis et al., [MAM 91-98] les frottements entre plis adjacents n'ont pas été introduits. Enfin, cette expression ne peut pas être utilisée pour prédire l'énergie que peut absorber une structure car la longueur du délaminage médian, la constante k et l'angle d'ouverture doivent être mesurés après essais.

Pour ce qui concerne la fragmentation pure, les modèles disponibles dans la littérature comme ceux de Von Rittinger, de Kick ou de Bond [VON 67, BON 52, KIC 85, HUK 61] ont essentiellement été développés pour décrire des procédés industriels de fabrication de poudre [BLA 92] ou de broyage (utilisé par exemple pour séparer des matériaux à recycler) et semblent difficilement adaptables au cas étudié ici puisque les géométries de fragments sont très éloignées des géométries standards. De plus, ils nécessitent de réaliser une étude statistique sur les tailles de fragments. Enfin, ces modèles ont des domaines d'application qui correspondent à des types de procédés industriels sur des matériaux supposés homogènes et isotropes ce qui les rend difficiles voire impossibles à utiliser dans le cas de fragmentation de matériaux composites.

1-3-2 Les modèles numériques

Plusieurs modélisations numériques sont présentées dans la littérature mettant en œuvre différents codes de calcul spécialisés dans l'étude du crash. Ainsi Fleming [FLE 96 A-B] s'intéresse au mode de ruine par ouverture interlaminaire pour des cas de compression

axiale avec différentes positions de l'impacteur. En faisant varier l'angle que forment l'impacteur et l'éprouvette numériquement et expérimentalement, il détermine quelle interface rompt la première. Pour cela, il utilise un modèle 2D réalisé avec KRASH et DYCAST. Afin de faciliter l'initiation de la ruine, il introduit une longueur initiale de délaminage et désaxe l'extrémité des plis. Les frottements entre la structure et l'impacteur sont modélisés (par une loi de Coulomb) mais pas ceux entre plis adjacents. Ce modèle, une fois recalé permet de reproduire les déplacements relatifs et les différents cas de délaminage mais ne permet pas de prédire les courbes effort / déplacement.

Bisagni [BIS 05] s'intéresse aux absorbeurs d'énergie placés sur les flancs des Formules 1 et à un des supports de leur boîte de vitesse. L'auteur réalise des modélisations avec LS-DYNA mettant en œuvre un élément coque multicouche à 4 nœuds. Ce type de modélisation empêche l'introduction de frottements entre plis adjacents ainsi que la visualisation des mouvements relatifs des plis. L'auteur obtient des résultats satisfaisants pour les absorbeurs d'énergie malgré le fait que la non prise en compte des débris créés par la fragmentation implique une succession de pics d'effort à la place du palier. Par contre, la seconde structure étant plus sensible au délaminage, la non-prise en compte des frottements entre plis aboutit à des niveaux d'effort très faibles par rapport aux résultats expérimentaux.

Deletombe [DEL 00] modélise un absorbeur d'énergie en aramide / carbone / époxy à section oméga afin de valider une loi de comportement implémentée dans RADIOSS. Pour simuler l'ouverture des plis médians en carbone, l'auteur introduit une loi élasto-plastique sans rupture qu'il admet ne pas être réaliste par rapport au matériau réel mais permet de déformer suffisamment les éléments correspondants pour simuler le mode de ruine en ouverture. Les courbes force / déplacement numériques et expérimentales se suivent pendant la phase d'initiation de la ruine mais, alors qu'expérimentalement l'effort se stabilise, celui calculé numériquement chute rapidement. Le fait de ne modéliser ni le délaminage, ni les frottements peut être une explication à ce résultat. Aux dires de l'auteur, la modélisation semble trop éloignée de la réalité phénoménologique.

Dans ce même article, l'auteur présente aussi la modélisation du crash d'un plancher d'hélicoptère réalisée à l'aide de l'élément coque multicouche de PAMCRASH. L'approche

est alors différente : l'auteur cherche ici à modéliser les différents phénomènes en les intégrant un par un à son modèle. Les comparaisons entre les résultats expérimentaux et numériques montrent un bon accord dans la chronologie de la phénoménologie et sur les déformations finales. Par contre, le fait d'utiliser un élément coque multicouche ne permet pas de modéliser de manière suffisamment précise ce qui se passe au niveau des interfaces et notamment, encore une fois les frottements. Les valeurs d'effort résistant à l'écrasement obtenues sont nettement plus faibles que celles mesurées lors des essais.

Enfin, McCarthy [McC 01] modélise un plancher d'hélicoptère réalisé en poutres sinus avec, lui aussi, l'élément coque multicouche disponible dans PAMCRASH associé à une modélisation bi-phase du matériau. Ce choix est expliqué par le fait que la modélisation d'une structure complète à échelle réelle en éléments solides demande trop de ressources informatiques. Les frottements entre l'impacteur et la structure sont introduits par une loi de Coulomb ainsi qu'au sein de la structure par un auto-contact. Ce dernier permet de tenir compte des frottements créés lorsque la structure se replie et entre en contact avec elle-même. Mais il ne permet pas de modéliser les frottements au niveau des interfaces délaminées. La fragmentation est modélisée en utilisant la fonction élimination d'éléments qui réduit les propriétés mécaniques d'un élément à un niveau négligeable lorsque celui-ci dépasse une déformation limite. Ce type de modélisation peut, après recalage, permettre de modéliser la rupture en cisaillement qui entraîne la formation de débris, mais elle ne permet pas de tenir compte de l'influence de ces débris. Or, expérimentalement, les débris restent souvent collés à la structure. Les résultats obtenus par cette simulation présentent de fortes oscillations qui correspondent certainement à l'élimination des éléments. Tout ceci explique le fait que les niveaux d'effort calculés sont inférieurs à ceux enregistrés expérimentalement.

Ces exemples de modélisations numériques mettent donc en évidence plusieurs conclusions : une modélisation par éléments coque multicouche ne permet pas de modéliser les frottements dans les interfaces délaminées ce qui minimise la valeur des paliers d'effort. La fragmentation semble compliquée à modéliser et l'influence des débris n'est jamais prise en compte. A noter qu'aucun article ne fait référence à une caractérisation mécanique de ces débris. De même, aucun article ne traite de la modélisation de la fissuration longitudinale.

Tout ceci fait que dans quasiment tous les cas, la valeur du palier d'effort calculée est nettement inférieure à celle mesurée lors d'essais.

2 Les méthodes de changement d'échelle

Les méthodes de changement d'échelle permettent d'obtenir des relations reliant les paramètres caractérisant une structure, ses conditions aux limites et son mode de sollicitation à ceux de la même structure à une échelle réduite ou amplifiée. Elles permettent donc de réaliser des essais sur des maquettes moins coûteuses, moins contraignantes et pour lesquelles les conditions d'essai sont plus facilement maîtrisables, puis de revenir aux résultats recherchés pour le prototype à l'échelle 1. Les méthodes les plus courantes permettant d'obtenir ces relations de changement d'échelle sont exposées et expliquées ci-dessous.

2-1 La méthode directe

La méthode directe n'est que rarement utilisée dans la littérature [REZ 95-97, SIM 01, CHO 99B]. Pourtant, c'est de loin la méthode la plus efficace et la plus intuitive. En effet, la méthode directe fait appel à un modèle analytique permettant d'obtenir le résultat recherché à partir des différents paramètres qui caractérisent le système étudié. L'hypothèse que ce modèle analytique reste valable quelle que soit l'échelle de la structure implique qu'aucun phénomène, absent pour une échelle de la structure, n'apparaît pour une autre échelle. Ce modèle peut alors être alimenté avec les paramètres du prototype ou avec ceux de la maquette. Une comparaison des deux systèmes d'équations ainsi obtenus permet de trouver directement un lien entre les résultats des deux différentes échelles en fonction de celui qui existe entre leurs paramètres. Les essais sur maquettes sont réalisés dans le but de valider le modèle analytique du cas étudié, de le recalibrer ou pour déterminer les valeurs de certains paramètres impossibles à mesurer a priori et afin de quantifier les résultats recherchés pour en déduire ceux du prototype. Une autre utilisation de cette méthode est de permettre la création de maquettes cohérentes avec le prototype à étudier afin de permettre une meilleure maîtrise des conditions d'essais [TRO 03].

L'inconvénient majeur de cette méthode est que, dans les cas complexes, il n'existe pas toujours de modèle analytique suffisamment fiable pour décrire l'intégralité du comportement de la structure étudiée. La méthode directe n'est donc applicable que dans des cas particulièrement simples. A l'inverse, si le cas est suffisamment simple pour qu'il existe un modèle analytique et que ce modèle est en plus prédictif (et si tous les paramètres nécessaires sont a priori connus), alors le résultat recherché pour le prototype peut être calculé directement sans passer par des essais sur maquettes ce qui peut rendre cette méthode inutile.

2-2 Le théorème des Π de Vaschy-Buckingham

2-2-1 Cas général

Cette méthode est de loin la plus utilisée. Elle est basée sur l'analyse dimensionnelle et consiste à appliquer à tous les paramètres ayant une influence, le théorème des Π de Vaschy-Buckingham [BUC 14] : *une équation (E) reliant (p) grandeurs physiques peut être mise sous la forme d'une équation (E') reliant (p-q) groupements π sans dimension, q étant le nombre maximum de grandeurs dimensionnellement indépendantes dans (E) considérée*. Ceci ne nécessite pas de connaître la relation mathématique (E) qui relie ces paramètres. Cette méthode se divise en 5 étapes :

- Inventaire des p paramètres ayant une influence vérifiée ou supposée sur le phénomène étudié.
- Décomposition des unités de ces n paramètres dans un système primaire (classiquement, en mécanique, le système utilisé est le système L M T et donc q = 3).
- Choix des q grandeurs fondamentales dimensionnellement indépendantes devant servir à adimensionner les p-q autres paramètres. En général, ces q grandeurs sont choisies car elles interviennent de manière certaine dans le phénomène étudié et qu'elles permettent de construire, lors de la création des groupements Π , des nombres ayant une signification physique particulière pour le cas traité.
- Construction des p-q nombres Π sans dimension.

- Egalisations des nombres Π relatifs au prototype et à la maquette. Cette étape constitue la condition de similitude.

Les égalisations des nombres Π aboutissent à un ensemble de relations de changement d'échelle qui relient les paramètres de la maquette à ceux du prototype. Le fait de fixer les facteurs d'échelle de certains de ces paramètres permet alors de déduire tous les autres. Le respect des conditions de similitude lors de la fabrication de la maquette et lors de son essai garantit le fait que les deux systèmes ont les mêmes propriétés et donc que les résultats obtenus suivent aussi les relations de changement d'échelle.

Le problème est qu'il est rare de pouvoir égaliser tous les nombres Π simultanément. L'exemple le plus célèbre est tiré de la mécanique des fluides : l'égalisation des nombres de Reynolds du prototype et de la maquette exclut celle des nombres de Froude (et inversement) pour une échelle autre que l'échelle 1. La similitude n'est alors que partielle puisqu'il existe certaines distorsions inévitables entre le prototype et le modèle réduit. Pour minimiser les effets de ces distorsions, il faut déterminer quels nombres Π doivent être égalisés. Cela est possible si certains phénomènes sont connus comme étant prépondérants. Dans ce cas, les nombres Π , relatifs aux paramètres qui les influencent, doivent être égalisés en priorité. Dans l'exemple précédent, il existe des critères permettant, en fonction de la valeur du nombre de Reynolds, de déterminer quel nombre Π doit être égalisé.

Selon le cas étudié, Langhaard [LAN 56] a défini trois niveaux de similitude adapté à la mécanique :

- La similitude géométrique pour laquelle la seule grandeur fondamentale utilisée est une longueur et qui permet la mise à l'échelle de la géométrie d'un système.
- La similitude cinématique qui correspond à une similitude géométrique avec, en plus, une mise à l'échelle des déplacements et pour laquelle les grandeurs fondamentales sont une longueur et un temps.
- La similitude dynamique qui correspond à une similitude cinématique avec, en plus, une mise à l'échelle des forces et pour laquelle les grandeurs fondamentales sont une longueur, un temps et une masse.

Mais pour des problèmes sortant du domaine de la mécanique pure, des grandeurs comme une intensité électrique ou une température peuvent aussi être utilisées.

Par conséquent, l'utilisation du théorème des Π de Vaschy-Buckingham permet de réaliser une similitude entre un prototype et une maquette sans connaître les équations qui les gouvernent. Par contre, lorsque des distorsions sont inévitables, leur prise en compte est souvent difficile voire impossible sans de bonnes connaissances des phénomènes qu'elles entraînent.

2-2-2 La similitude de Cauchy

La similitude de Cauchy est un exemple d'application du théorème des Π de Vaschy-Buckingham. Les grandeurs fondamentales choisies sont la masse volumique du matériau étudié ρ , la vitesse d'impact V et une des longueurs L de l'éprouvette de façon à faire intervenir le nombre Π de Cauchy (1) en adimensionnant le module de Young E du matériau.

$$\Pi_{Cauchy} = \frac{\rho V^2}{E} \quad (1.3)$$

Le fait d'égaliser ce nombre entre le prototype et le modèle réduit permet de conserver le rapport entre les forces d'inertie et les efforts élastiques lors du changement d'échelle. Cette méthode de similitude est la plus utilisée pour l'étude de structures sollicitées en dynamique. Les principaux résultats obtenus en supposant la conservation des propriétés du matériau sont la conservation, quelle que soit l'échelle, de la vitesse d'impact et des nombres sans dimension comme le nombre de plis ou le nombre d'interfaces, l'évolution des forces selon le carré du facteur d'échelle global et selon le facteur d'échelle au cube pour les masses et les énergies. Par contre, la mise à l'échelle des vitesses de déformation ne peut être respectée. Mais Dacheux a montré [DAC 93, LAN 97], en se basant sur la loi de Cowper-Symonds, que dans le cas du crash de structure en acier, l'erreur commise ne dépasse pas 1%. Morton [MOR 88] obtient une conclusion similaire pour des cas d'impact sur des structures en carbone/époxy. Toutefois, les composites stratifiés pouvant avoir des modes de ruine différents, rien ne prouve a priori que ce résultat reste toujours applicable. Un autre problème est que la similitude de Cauchy prévoit une mise à l'échelle des accélérations avec l'inverse du facteur d'échelle global. Or, il est impossible d'adapter la valeur de l'accélération de la

pesanteur en fonction des essais, ce qui est gênant pour les essais réalisés avec un puits de chute.

Bien entendu, d'autres lois de similitude peuvent être créées à partir du théorème de Vaschy-Buckingham. Il existe une très grande quantité de nombres sans dimension [LAN 72, EMO 77, IPS 60] construits pour mettre à l'échelle tel ou tel phénomène. Certaines lois de similitude peuvent d'ailleurs, à première vue, présenter un intérêt pour cette étude comme celle basée sur le nombre de Froude (2) construit en adimensionnant la gravité g par la vitesse de sollicitation V et une des longueurs L de l'éprouvette, ce qui permet de conserver le rapport entre les effets d'inertie et les effets de la pesanteur. Ceci pourrait présenter un intérêt pour les essais avec masse tombante.

$$\Pi_{Froude} = \frac{V^2}{gL} \quad (1.4)$$

Le problème est qu'elle ne permet pas de conserver les propriétés du matériau (modules élastiques, contraintes de rupture...). Ceci implique de changer de matériau en suivant certains critères (modification des modules élastiques et des contraintes de rupture en β tout en conservant la masse volumique et les déformations à la rupture) si l'on souhaite appliquer une similitude totale. Dans la pratique, cette loi n'est employée que dans les cas où les propriétés du matériau influencent peu le phénomène étudié comparé aux effets de la gravité. De plus, l'égalisation des nombres de Froude exclut celle des nombres de Cauchy.

2-3 La similitude indirecte

Une méthode a été développée afin de trouver une solution à la présence de distorsions entre le prototype et les modèles réduits pour des cas de crash de véhicules guidés ou dans le cas d'absorbeurs axiaux. La similitude indirecte [DAC 93, KOM 93, LAN 97] consiste à réaliser des essais sur des modèles réduits pouvant présenter des distorsions au niveau de la géométrie (ce qui permet des simplifications géométriques parfois nécessaires par rapport au prototype), au niveau des modes d'assemblage (largeur des cordons de soudure, nombre de

rivets) et éventuellement du matériau. En parallèle, on réalise une modélisation par éléments finis représentant l'essai sur modèle réduit avec ces distorsions. Le modèle numérique est alors validé et recalé afin de s'assurer que tous les phénomènes présents lors des essais ainsi que leurs éventuels couplages sont convenablement représentés dans la simulation. Cette phase peut nécessiter de réaliser des simulations et des essais sur plusieurs configurations de modèles réduits. Enfin, une fois le modèle jugé suffisamment fiable, une simulation de la structure à l'échelle 1 en conditions réelles est réalisée afin d'obtenir les résultats recherchés pour le prototype. Le passage d'une échelle à l'autre étant assuré par le modèle numérique et non par des relations mathématiques, la prise en compte des distorsions dépend alors uniquement de la capacité du code de calcul à représenter les phénomènes présents. Si ceux-ci sont représentés convenablement, le modèle éléments finis du prototype est capable de prédire le comportement qu'aurait un véritable prototype testé expérimentalement. Cette méthode présente donc une grande souplesse vis-à-vis des conditions nécessaires pour réaliser la similitude. Elle peut aussi permettre de simplifier les maquettes de façon à réduire encore d'avantage les coûts d'expérience. En effet, la validation de la prise en compte de phénomènes par le code de calcul peut se faire sur des cas simples ou via des essais standardisés à la place d'essais sur des structures industrielles. Par contre, elle nécessite de construire un modèle en éléments finis capable de reproduire avec précision tous les phénomènes mis en jeu, ce qui reste encore souvent très délicat dans des cas complexes.

2-4 Les effets d'échelle

Dans certains cas, quand l'application d'une loi de similitude n'est pas validée par une comparaison avec les résultats obtenus par l'essai de structures de différentes échelles, on parle d'*effet d'échelle*. Les effets d'échelle peuvent avoir deux causes [SUT 99A, SUT 99B, SUT 99C] : l'apparition pour certaines échelles d'un phénomène négligeable ou absent pour une échelle différente de la structure et la présence de distorsions inévitables (nombres Π non-égalisables simultanément ou paramètres non modifiables par l'expérimentateur) ou venant de la non prise en compte de certains paramètres influents lors de l'analyse dimensionnelle.

La littérature est très riche en études traitant des effets d'échelle ou de taille dans quasiment tous les domaines de la mécanique. Beretta [BER 05] par exemple s'intéresse aux effets d'échelle qui existent entre des essieux de véhicules ferroviaires et leurs maquettes au niveau de la résistance en fatigue. Il constate que l'utilisation d'éprouvettes standards provoque une surestimation de cette résistance. Carpinteri [CAR 05] étudie la décroissance des coefficients de frottement avec l'augmentation de la taille des éprouvettes en contact. Il explique cette décroissance par un changement progressif du comportement des surfaces et propose un modèle pour intégrer ce phénomène à une analyse tribologique classique. Rios [RIO 04] étudie la résistance à la fragmentation du béton. Il constate une décroissance de la résistance des éprouvettes avec l'augmentation de l'échelle. Il opère alors une interpolation polynomiale sur les résultats de différents essais à différentes échelles afin d'intégrer cette évolution dans le modèle qu'il utilise.

En ce qui concerne les matériaux composites, la littérature est aussi très abondante puisqu'il apparaît que ces matériaux y sont très sensibles. Sutherland [SUT 99A, SUT 99B, SUT 99C] observe une augmentation au niveau des contraintes de rupture d'éprouvettes en verre E / époxy et carbone / époxy. Il explique cela par le fait que les premières ruptures de fibres entraînent la rupture totale de l'éprouvette lorsque celle-ci est de petite taille alors qu'elles n'entraînent que la formation locale d'une zone endommagée pour de grandes éprouvettes. Davies [DAV 99] retrouve ce résultat lors d'essais de traction ainsi que pour des essais de flexion trois points. Il étudie aussi les modules élastiques pour lesquels les variations en fonction du nombre de plis restent relativement limitées. Il en conclut donc que des essais de caractérisation réalisés sur de petites éprouvettes peuvent permettre de déterminer les caractéristiques mécaniques de grandes structures (en les minorant légèrement, ce qui va dans le sens de la sécurité), sauf si l'épaisseur devient très petite après réduction de l'échelle car il observe des défauts importants d'imprégnation pour les stratifiés ne comportant que très peu de plis. Hamada [HAM 95 A] observe une augmentation de l'énergie spécifique (énergie absorbée divisée par la masse) de tubes en carbone / PEEK sollicités en compression axiale lorsque leur épaisseur diminue jusqu'à une épaisseur limite au delà de laquelle elle chute rapidement. Il explique ceci par une instabilité des parois minces sollicitées en compression qui provoque une modification du mode de ruine : il constate un passage d'un mode de ruine

en ouverture interlaminaire à un mode de ruine par flambage local entraînant des ruptures successives (mode de ruine proche de celui des métaux mais avec un matériau fragile).

Toutefois, lorsque la cause des effets d'échelle n'est pas l'apparition brutale d'un phénomène, les auteurs les décrivent comme entraînant une augmentation ou une diminution continue et monotone de la grandeur physique étudiée. Cette remarque peut présenter de l'importance pour une éventuelle prise en compte de ces effets d'échelle dans une méthode de réduction d'échelle, comme l'a fait Rios [RIO 04] par exemple.

2-5 La similitude pour les composites

Les composites stratifiés présentent plusieurs difficultés dans l'optique de leur appliquer les méthodes de réduction d'échelle. La principale difficulté découle du fait de l'obligation de conserver le même matériau pour fabriquer le prototype et le modèle réduit car cela entraîne l'obligation de réduire le nombre de plis. En effet, même si une réduction de l'épaisseur des plis est possible en laboratoire ou lors de simulations numériques, elle est délicate à mettre en place en milieu industriel puisqu'elle nécessite d'utiliser un second type de matériau. Par exemple, si le stratifié est fabriqué par empilement de couches de pré-imprégné, le taux de fibres dépend alors de l'épaisseur des plis (donc de la quantité de résine évacuée lors de la cuisson). Or, ce taux de fibres possède une grande influence sur les propriétés mécaniques des plis. Par conséquent, comme on souhaite conserver les propriétés mécaniques des plis, la réduction de l'épaisseur doit se faire en utilisant un autre pré-imprégné composé des mêmes constituants mais avec une épaisseur de départ plus faible. Comme les composites utilisés dans l'industrie ont déjà une épaisseur de plis relativement faible, il est souvent difficile de trouver un pré-imprégné adéquat pour ce genre d'étude. La réduction de l'épaisseur s'opère donc par une réduction du nombre de plis.

Cette réduction implique alors de choisir un facteur d'échelle global de façon à ce que le nombre de plis de la maquette reste un entier. Cette modification du nombre de plis entraîne aussi des distorsions puisque le théorème des Π prévoit que les nombres sans dimension comme les nombres de plis ou d'interfaces soient conservés. De plus, une modification de la

séquence d'empilement entraîne des modifications au niveau du comportement non linéaire du stratifié alors que lors de l'utilisation des méthodes de similitude, la conservation de toutes les propriétés mécaniques est généralement postulée. Par conséquent, l'application de méthode de réduction d'échelle à des structures en composites stratifiés pose un certain nombre de problèmes ce qui justifie qu'elle fasse l'objet de nombreuses recherches depuis une dizaine d'années [JAC 94, SIM 01, REZ 95-97, CHO 99 A-B, GNI 04].

Toutefois, il existe des techniques des réagencement de plis permettant cette réduction d'épaisseur. Ces trois techniques développées par Jackson [JAC 94] et souvent réutilisées par d'autres équipes de recherche [REZ 95-97, SIM 01, GNI 04, DOR 00-01-B] permettent de réduire, dans certains cas, le nombre de plis constituant le stratifié tout en conservant certaines propriétés (Figure 1.5).

La réduction au niveau des plis (*Ply Level Scaling*) permet de transformer un empilement de type $[+\theta_n/-\theta_n]_s$ en $[+\theta_p/-\theta_p]_s$; avec θ l'orientation des plis, n et p deux entiers tels que $n > p$, et permet de conserver les modules du plan, les modules de flexion, la symétrie de l'empilement et le nombre d'interfaces entre plis d'orientations différentes.

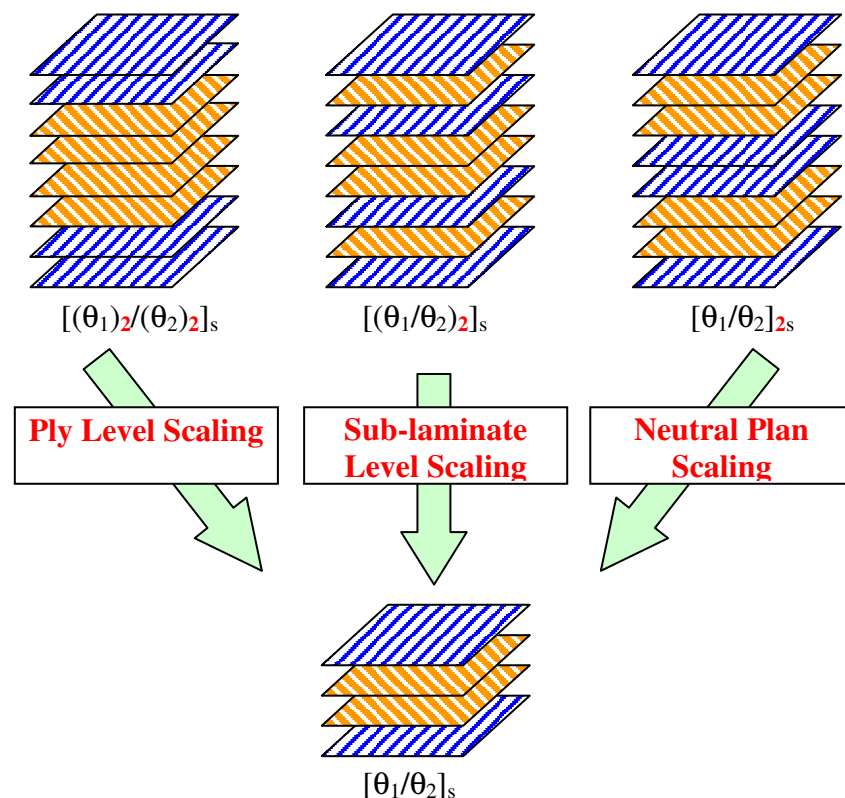


Figure 1.5 : Exemple d'application des techniques de réagencement de plis.

La réduction au niveau des motifs (*Sub-Laminate Level Scaling*) permet de transformer un empilement de type $[(+\theta/-\theta)_n]_s$ en $[(+\theta/-\theta)_p]_s$ et permet de conserver les modules du plan, la symétrie et le motif constitué par la succession des plis.

La réduction par rapport au plan neutre (*Neutral Plan Scaling*) permet de transformer un empilement de type $[(+\theta/-\theta)_{ns}]$ en $[(+\theta/-\theta)_{ps}]$ et permet de conserver les modules du plan et la symétrie dans la plupart des cas (sauf si $p=0$).

Ces techniques présentent plusieurs problèmes : elles ont été développées pour des sollicitations permettant au stratifié de rester dans le domaine linéaire de son comportement. Ainsi, les conservations de modules ne sont plus assurées lorsque de l'endommagement ou de la plasticité apparaissent. Dans ce cas, les différentes échelles d'une même structure peuvent avoir des comportements très différents. Par exemple, le fait de ne pas conserver le nombre d'interfaces entre plis d'orientations différentes entraîne une modification du comportement de la structure quand il y a du délaminage puisque ces interfaces y sont généralement très sensibles. De plus, ces méthodes ont été développées dans le sens de l'amplification et non de la réduction d'échelle. Le passage d'un empilement comptant peu de plis vers un empilement plus important est toujours possible, mais l'utilisation dans le sens inverse pour des stratifiés quelconques peut rendre impossible l'application de ces méthodes. Or, mis à part quelques applications issues de la micromécanique pour lesquelles une amplification d'échelle peut présenter un intérêt, il est en général plus avantageux de tester une petite structure qu'une grande. Toutefois, puisque ce sont les seules techniques existantes, ce sont celles qui sont citées par les auteurs [REZ 95-97, SIM 01, GNI 04, DOR 00-01-B]. Enfin, il ressort de la littérature qu'il n'est pas possible de déterminer quelle technique est la mieux adaptée pour telle ou telle configuration d'essai.

De plus, comme cela a été dit précédemment, lors de l'utilisation du théorème des Π de Vaschy-Buckingham, il est utile, pour gérer les distorsions, de faire intervenir des nombres sans dimension ayant une signification particulière dans le cas étudié. Or, seuls Christoforou et Yigit [CHR 98, CHR 01, YIG 95] semblent avoir construits de tels nombres adaptés aux comportements spécifiques des composites. Ces nombres sont définis pour distinguer un mode de flexion locale du mode de flexion / ondulation structurelle dans le cas de plaques

soumises à un impact. Mais ces nombres n'ayant pas été conçus pour être des nombres Π , ils ne correspondent pas à la définition (le nombre Π correspondant à un paramètre est égal à ce paramètre divisé par les grandeurs fondamentales élevées à la puissance adéquate de façon à ce que le résultat n'ait plus de dimension). D'autres quantités adimensionnées comme les rapports hauteur / épaisseur ou diamètre de tube / épaisseur interviennent régulièrement dans les études de résistance au crash de structures composites. Mais, ces grandeurs ne permettent pas, seules, de distinguer certains comportements spécifiques. De plus, Hamada [HAM 95 A] a montré que l'épaisseur seule possède une influence importante sur la capacité à absorber de l'énergie d'une structure. Enfin, ces nombres apparaissent naturellement lors de l'application de la similitude de Cauchy ou de Froude en prenant, comme longueur dans les paramètres fondamentaux, l'épaisseur de la structure. Par conséquent, malgré la multitude de nombres Π existants [LAN 72, EMO 77, IPS 60], il n'en existe pas de spécifique pour décrire le comportement des matériaux composites stratifiés.

3 Les travaux de D. DORMEGNIE

Les travaux de Dormegnien [DOR 00-01B] semblent être, à l'heure actuelle, les seuls à traiter de l'applicabilité des techniques de réduction d'échelle sur le cas d'un absorbeur d'énergie en composite stratifié sollicité en dynamique rapide. Le but de ces travaux de thèse était de tester expérimentalement la similitude de Cauchy couplée aux différentes techniques de réagencement de plis de Jackson [JAC 94] pour un cas particulier. La base de données expérimentales ayant alors été créée, a servi de support aux travaux décrits dans la suite de ce mémoire. Ce paragraphe propose un rappel du déroulement des essais qui avaient alors été réalisés. Par contre, il ne s'agit en aucun cas d'une liste exhaustive des travaux qui avaient été effectués, ceux-ci ayant déjà faits l'objet d'un rapport de thèse [DOR 01 B].

3-1 Description des essais

3-1-1 Les éprouvettes

Les éprouvettes utilisées lors de ces essais sont des absorbeurs d'énergie à section droite en forme d'oméga. Cette forme a été choisie pour faciliter la fabrication par moulage à partir de pré-imprégné en verre E / époxy. Les éprouvettes ont été dimensionnées de façon à être suffisamment résistantes au flambage pour éviter le mode de ruine instable. Un chanfrein à 45° était usiné sur l'extrémité haute de l'éprouvette de façon à réduire et retarder le pic d'effort et de façon à faciliter l'initiation de la ruine stable. Une pré-étude ayant montrée que des empilements de type $[0]_4$, $[0/90]_s$ ou $[90/0]_s$ présentent une certaine instabilité au niveau des paliers d'effort, la majeure partie des essais a été menée sur des éprouvettes constituées de plis orientés à $\pm 45^\circ$. Le tableau 1.2 présente les différentes configurations testées.

Echelle	Nombre d'interfaces	Séquence d'empilement
$\frac{1}{4}$	0	$[0]_4$
$\frac{1}{4}$	2	$[0/90]_s$
$\frac{1}{4}$	2	$[90/0]_s$
$\frac{1}{4}$	2	$[+45/-45]_s$
$\frac{1}{2}$	2	$[+45_2/-45_2]_s$
$\frac{1}{2}$	4	$[+45/-45_2/+45]_s$
$\frac{1}{2}$	6	$[(+45/-45)_2]_s$
1	2	$[+45_4/-45_4]_s$
1	4	$[+45_2/-45_2]_{2s}$
1	6	$[(+45_2/-45_2)_2]_s$
1	8	$[+45/-45]_{3s}$
1	12	$[(+45/-45)_2]_{2s}$
$\frac{1}{2}$	4	$[+45/-45/0_2]_s$
1	4	$[+45_2/-45_2/0_4]_s$
1	8	$[+45/-45/0_2]_{2s}$
1	10	$[(+45/-45/0_2)_2]_s$

Tableau 1.2 : Caractéristiques des éprouvettes testées par D. Dormegnien.

Trois échelles d'éprouvettes ont été testées (Figure 1.6 et Tableau 1.3) en faisant varier, lorsque cela était possible, la séquence d'empilement. Le dimensionnement des échelles $\frac{1}{2}$ et 1 a été réalisé à partir de la structure à l'échelle $\frac{1}{4}$ en appliquant une similitude géométrique. Les empilements de ces échelles ont été déterminés à partir de celui de l'échelle $\frac{1}{4}$ en appliquant à l'inverse les trois techniques de réagencement de plis que sont : *ply-level scaling*, *sub-laminate scaling* et une réduction par rapport au plan neutre. Les structures ainsi obtenues ont été testées en quasi-statique et en dynamique de façon à étudier l'influence de la vitesse de sollicitation. Tous les essais ont été reproduits quatre fois afin de pouvoir valider leur répétabilité. A la fin de cette étude, quelques éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{2}$ et 1 présentant des empilements à trois orientations (constituées de plis orientés à 0, +45 et -45°) ont aussi été testées.

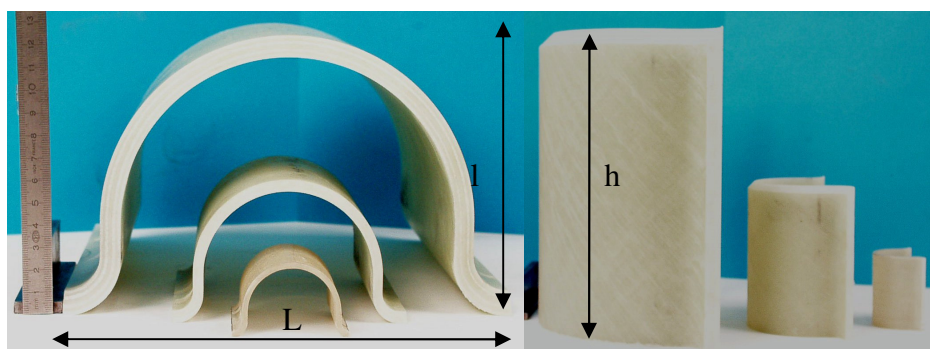


Figure 1.6 : Epreuves oméga vues de dessus et de côté.

	Echelle 1/4	Echelle 1/2	Echelle 1
L (mm)	50	100	200
l (mm)	30	60	120
h (mm)	50	100	200
Nombre de plis	4	8	16
Epaisseur	2,4	4,8	9,6

Tableau 1.3 : dimensions des éprouvettes pour les différentes échelles.

3-1-2 Les conditions d'essais

Les éprouvettes étaient encastrées sur 10 % de leur hauteur par collage dans un socle rainuré (Figure 1.7.1 et 1.7.2). Les essais statiques se sont déroulés à 5 mm/min à l'aide d'une presse statique de conception ONERA ayant une capacité de 1000 kN. Les essais dynamiques à échelle $\frac{1}{4}$ ont été réalisés à des vitesses allant jusqu'à 4 m/s à l'aide du vérin dynamique double effet de l'ONERA. Ce vérin possède une capacité de ± 50 kN et une vitesse maximale à vide de 10 m/s. Les échelles $\frac{1}{2}$ et 1 ont été testées sur un des deux puits de chute du C3T (Centre Technologique en Transport Terrestre de l'université de Valenciennes) avec des masses de 400 kg pour l'échelle $\frac{1}{2}$ et 700 kg (masse maximum pour ce puits de chute) pour l'échelle 1 lâchées d'une hauteur d'un peu plus de 80 cm (de façon à obtenir des vitesses proches de 4 m/s). Les déplacements et les efforts résistants ont été mesurés en fonction du temps pour chacun des essais (une description complète des chaînes de mesure est disponible dans le rapport de thèse de D. Dormegnien [DOR 01 B]). Enfin, les courbes force / déplacement obtenues présentant une dispersion importante au niveau des pics d'effort, toute l'étude fut focalisée sur les paliers. Ces paliers d'effort étaient suffisamment répétitifs pour permettre une étude précise malgré la présence d'oscillations pour les essais dynamiques. De plus, du point de vue de l'utilisation de ce type de structures, le palier est la zone qui présente le plus d'intérêt car c'est durant l'écrasement stable que l'absorption d'énergie est la plus importante.



Figure 1.7.1 : Eprouvette à l'échelle $\frac{1}{4}$ avant essai.



Figure 1.7.2 : Eprouvette à l'échelle 1 en cours d'essai.

3-2 Principales conclusions

Plusieurs observations et conclusions ont découlé de ces travaux et constituent le point de départ des présentes recherches.

La première remarque faite par Dormegnien est que l'effort résistant est nettement plus faible à 4 m/s qu'à 5 mm/min. Dormegnien émet l'hypothèse que cette chute de l'effort peut s'expliquer par le fait que des débris sont éjectés lors des essais dynamiques alors qu'ils restent coincés entre les branches lors des essais statiques, renforçant ainsi l'absorption d'énergie par frottement. Mais cette hypothèse n'a pu être vérifiée par des mesures. De plus, la chute de l'effort semble trop importante pour n'être provoquée que par un phénomène de frottement. Par contre, aucun effet de viscoplasticité, déjà mis en évidence pour ce matériau dans d'autres cas [ROZ 00], n'a pu être observé.

Les différentes séquences d'empilement testées (obtenues à partir des techniques de réagencement de plis) présentent des nombres d'interfaces entre plis à $+45^\circ$ et à -45° différents. Dormegnien a observé que l'effort de palier présenté par les courbes force/déplacement augmente linéairement avec ce nombre d'interfaces entre plis d'orientations différentes. Cette conclusion présente un grand intérêt car la similitude de Cauchy impose de conserver un nombre d'interfaces constant pour les différentes échelles. Par conséquent, elle ne permet pas de prendre en compte une telle modification. Or, une conservation du nombre d'interfaces n'est que rarement possible puisque les échelles $\frac{1}{4}$ ne peuvent présenter que deux interfaces.

En ce qui concerne la réduction d'échelle, Dormegnien a mis en évidence le fait que l'application des coefficients provenant de la similitude de Cauchy sur des résultats issus de tests sur maquettes n'aboutit pas à ceux obtenus à l'aide d'essais sur des prototypes. Par conséquent, les distorsions inévitables qui existent entre les maquettes et les prototypes ainsi que d'éventuels phénomènes apparaissant pour certaines échelles ont une influence importante sur les résultats. Toutefois, il semble que cette méthode fonctionne légèrement mieux pour les empilements possédant un nombre maximal d'interfaces entre plis

d'orientations différentes, bien que la similitude de Cauchy prévoit de le garder constant et même si l'erreur commise dépasse encore 20%.

Par conséquent, certains phénomènes ont été observés sans avoir été complètement expliqués. Les limites de la similitude de Cauchy ont été mises en évidence dans le cas d'absorbeurs d'énergie en composite stratifié mais aucune méthode n'a été proposée pour résoudre ce problème. Les différentes techniques de réagencement de plis ont été testées mais sans qu'il soit possible de déterminer laquelle permet d'obtenir les meilleurs résultats, la valeur des résultats dépendant essentiellement du nombre d'interfaces entre plis d'orientations différentes.

Conclusions

Cette synthèse bibliographique permet de mettre en évidence les différents phénomènes qui se produisent lors de la compression axiale de tubes ou de profilés en composite stratifié. La seule partie peu décrite est l'initiation de la ruine et les seuls points de désaccord entre les auteurs se limitent à la proportion d'énergie absorbée par les différents phénomènes élémentaires et à l'influence de certains paramètres comme la vitesse de sollicitation.

Par contre, malgré le fait que ce type de structures soit très étudié, il existe très peu de modèles permettant de décrire leur comportement. Cette limitation pose un problème car l'application d'une méthode de réduction d'échelle passe soit par l'utilisation d'un modèle analytique pour appliquer la méthode directe ou pour prendre en compte les distorsions, soit par un modèle numérique fiable pour appliquer la similitude indirecte. Tout ceci fait que les méthodes classiques ne permettent pas d'obtenir de résultats satisfaisants.

Cette synthèse met donc en évidence le fait qu'il existe un manque de modèles permettant de décrire le comportement en compression axiale des absorbeurs d'énergie en composite stratifié et d'en prédire la capacité à absorber de l'énergie. De plus, elle pose la

question du besoin d'une nouvelle approche de la réduction d'échelle afin de contourner ce manque de connaissance.

CHAPITRE 2

MÉTHODOLOGIE PROPOSÉE : CAS QUASI-STATIQUE

Introduction

Bien que les absorbeurs d'énergie soient généralement utilisés lors d'impact à vitesse élevée, il semble essentiel, dans un premier temps, de comprendre leur comportement en quasi-statique afin de pouvoir ensuite l'extrapoler à des sollicitations dynamiques. Ce chapitre présente donc les travaux réalisés à partir des résultats obtenus lors des essais réalisés à basse vitesse. Il propose, tout d'abord, une analyse dimensionnelle permettant de comprendre les lacunes de la similitude de Cauchy pour ce cas précis. Puis, une nouvelle approche de la réduction d'échelle basée sur une interpolation polynomiale couplée à des analyses phénoménologiques et dimensionnelles est présentée. Cette méthode est alors appliquée aux absorbeurs d'énergie de forme oméga, semblables à ceux utilisés en aéronautique. Des observations sont alors réalisées de façon à préciser certains des phénomènes qui se produisent lors de la compression de ce type de structure. Enfin, les résultats sont comparés à ceux obtenus à l'aide de la similitude de Cauchy afin de quantifier le gain apporté par la nouvelle méthode.

1 Analyse dimensionnelle

Les travaux de Dormegnien [DOR 00-01B] ont mis en évidence le fait que la similitude basée sur le nombre de Cauchy ne permet pas d'obtenir des résultats satisfaisants dans le cas d'absorbeurs d'énergie fabriqués en composite stratifié. Cette constatation montre donc qu'il existe au moins une distorsion entre les prototypes et les modèles réduits et que cette distorsion concerne un paramètre ayant une influence importante sur la valeur moyenne du palier d'effort. Une analyse dimensionnelle est donc nécessaire de façon à détecter cette distorsion. Le tableau 2.1 regroupe les principales grandeurs physiques utilisées en mécanique ainsi que leurs unités décomposées dans le système international.

Grandeur physique	Symbole	Unités SI
Accélération	A	[m s ⁻²]
Coefficient de frottement	μ	[1]
Coefficient de Poisson	ν	[1]
Contrainte	σ	[kg m ⁻¹ s ⁻²]
Déformation	ε	[1]
Déplacement	d	[m]
Energie / Travail	W	[kg m ² s ⁻²]
Force	F	[kg m s ⁻²]
Longueur	L	[m]
Masse	M	[kg]
Masse volumique	ρ	[kg m ⁻³]
Module de cisaillement	G	[kg m ⁻¹ s ⁻²]
Module d'Young	E	[kg m ⁻¹ s ⁻²]
Nombre d'interfaces entre plis d'orientations différentes	n	[1]
Nombre de plis	N	[1]
Temps	T	[s]
Vitesse	V	[m s ⁻¹]
Vitesse de déformation	$\dot{\varepsilon}$	[s ⁻¹]

Tableau 2.1 : Présentation de quelques grandeurs physiques.

Le matériau constituant la structure étudiée ici étant non-homogène et anisotrope, le nombre de paramètres nécessaires à une description complète de son comportement est très élevé et dépend des modèles utilisés. C'est pourquoi le tableau ci-dessus ne regroupe que des grandeurs physiques générales sans distinguer à quelle partie du système elles se rapportent ni dans quel repère elles sont exprimées.

A partir de ces grandeurs, les nombres π ont pu être créés en adimensionnant tous ces paramètres généraux par L , ρ et V qui ont été choisis comme grandeurs fondamentales. Le fait d'adimensionner E permet de construire le nombre de Cauchy :

$$\Pi_{Cauchy} = \frac{\rho V^2}{E} \quad (2.1)$$

Pour chaque paramètre X , un facteur d'échelle est alors défini comme suit :

$$\beta_X = \frac{X_{maquette}}{X_{prototype}} \quad (2.2)$$

L'égalisation des nombres π relatifs au modèle réduit et au prototype permet alors, en introduisant l'hypothèse que toutes les propriétés mécaniques des plis sont conservées, de relier tous les facteurs d'échelle entre eux. Tous ces facteurs d'échelle sont alors exprimés, pour des raisons pratiques, en fonction du facteur d'échelle géométrique alors appelé facteur d'échelle global β . Le tableau 2.2 regroupe les variations des différentes grandeurs physiques générales précédentes en fonction du facteur d'échelle global selon la similitude de Cauchy.

Grandeur physique	Prototype	Modèle réduit
Accélération	A	$A \beta^{-1}$
Coefficient de frottement	μ	μ
Coefficient de Poisson	ν	ν
Contrainte	σ	σ
Déformation	ϵ	ϵ
Déplacement	d	$d \beta$
Energie / Travail d'une force	W	$W \beta^3$
Force	F	$F \beta^2$
Longueur	L	$L \beta$
Masse	M	$M \beta^3$

Masse volumique	ρ	ρ
Module de cisaillement	G	G
Module d'Young	E	E
Nombre d'interfaces entre plis d'orientations différentes	n	n
Nombre de plis	N	N
Temps	T	T β
Vitesse	V	V
Vitesse de déformation	$\dot{\epsilon}$	$\dot{\epsilon} \beta^{-1}$

Tableau 2.2 : Evolution des grandeurs physiques dans la similitude de Cauchy.

Si le fait de travailler sur des grandeurs physiques générales permet de formuler les relations de similitude puisque toutes les grandeurs de même nature doivent évoluer de la même façon, la détection des distorsions nécessite de différencier les grandeurs liées aux conditions d'essai de celles de la structure ainsi que les grandeurs liées aux échelles macroscopiques, mésoscopiques et microscopiques. En effet, le fait de réduire l'épaisseur du stratifié en réduisant le nombre de plis pour conserver le pré-imprégné servant à la fabrication entraîne des répercussions pour chacune de ces échelles :

- A l'échelle microscopique, le diamètre des fibres est une grandeur géométrique qui devrait donc évoluer en β , or celui-ci est conservé. De même, le nombre de fibres étant un nombre sans dimension, il devrait rester constant, or ce nombre varie avec la taille de l'éprouvette puisque les taux de fibres sont constants et que le volume des éprouvettes dépend de leur échelle.
- A l'échelle mésoscopique, le nombre de plis, lui aussi sans dimension, varie lors de la réduction d'échelle. Ceci entraîne des modifications dans la séquence d'empilement qui peuvent faire apparaître des variations des nombres d'interfaces entre plis de même type. Or ces deux grandeurs étant sans dimension, elles devraient rester inchangées.
- A l'échelle macroscopique, ces variations se traduisent par des modifications de certaines propriétés mécaniques du stratifié. Si la modification de la séquence d'empilement est opérée en utilisant les techniques de réagencement de plis, les

modules élastiques du plan ne sont pas touchés. Par contre, les modules de flexion et certaines propriétés du comportement non-linéaire peuvent être modifiés. Par exemple, le fait de modifier le nombre d'interfaces de même nature modifie l'apparition et la propagation du délaminage.

De même, la similitude de Cauchy prévoit que la vitesse de déformation varie en β^{-1} . Or, les matériaux composites comme ceux utilisés dans cette étude peuvent présenter dans certaines conditions des comportements viscoélastiques et/ou viscoplastiques. La non-conservation de la vitesse de déformation contredit donc aussi la conservation des propriétés mécaniques du matériau.

De plus, Dormegnien a montré que ces distorsions ont une influence importante sur la valeur du palier d'effort, ce qui se répercute sur l'énergie absorbée et implique qu'elles ont une influence sur les phénomènes qui se produisent durant la compression axiale de profilés en composite. Par conséquent, des effets d'échelle peuvent certainement être mesurés au niveau des gradeurs physiques qui se rapportent à ces phénomènes. Mais, même si l'analyse dimensionnelle permet la détection de distorsions, les informations qu'elle fournit ne permettent pas de quantifier leurs influences respectives.

La présence de distorsions n'est pas une surprise puisque Dormegnien avait déjà montré l'incapacité de la similitude de Cauchy à fournir des résultats satisfaisants dans le cas d'absorbeurs d'énergie en composite. De plus, la présence récurrente de distorsion lors de la fabrication de maquette en matériau stratifié est la cause des nombreuses études qui existent sur le sujet.

L'analyse dimensionnelle basée sur la similitude de Cauchy permet donc de mettre en évidence ces distorsions, mais le fait qu'il n'existe pas de modèle analytique réellement fiable empêche de quantifier et donc de corriger leurs influences. Une nouvelle méthode est donc nécessaire.

2 Méthodologie proposée

2-1 Principe général

L'analyse dimensionnelle permet de détecter les paramètres présentant des distorsions mais ne permet pas de quantifier leur influence sur le résultat étudié ni de corriger les effets d'échelle. Les méthodes directe et indirecte permettent d'intégrer les effets d'échelle dans l'étude des résultats mais nécessitent un modèle analytique ou numérique fiable quelle que soit l'échelle de la structure.

Dans ses travaux sur la résistance des bétons armés, Rios [RIO 04] utilise des relations polynomiales ou exponentielles empiriques qu'il identifie à partir d'essais sur modèles réduits afin de prendre en compte les évolutions de certains paramètres comme les contraintes de rupture. Ces relations sont ensuite intégrées dans une modélisation par éléments discrets classiquement utilisée pour étudier la résistance de ce type de matériaux afin d'intégrer les effets d'échelle liés aux hétérogénéités du matériau ou à la variation de la résistance à la fragmentation. Rios utilise donc l'analyse dimensionnelle couplée aux observations expérimentales pour détecter les distorsions, puis il utilise des lois empiriques pour introduire les variations dues aux effets d'échelle dans sa modélisation. Ceci revient donc à coupler la méthode utilisant le théorème Vaschy-Buckingham avec la méthode directe/indirecte (la résolution semble mi-analytique mi-numérique). De plus, il comble le manque de connaissance de certains phénomènes en utilisant des modèles empiriques.

La méthode décrite dans ce paragraphe s'inspire des travaux réalisés par Rios. Mais, au lieu de compléter la modélisation par l'utilisation de lois empiriques, l'idée de base de cette méthode est de construire complètement un modèle polynomial empirique permettant de prédire l'évolution du résultat étudié en fonction de l'échelle et des paramètres présentant des distorsions. Cette méthode semble réalisable puisque les études sur les effets d'échelle, disponibles dans la littérature, décrivent leur évolution comme étant monotone et continue si ceux-ci ne sont pas liés à l'apparition pour une échelle d'un phénomène non présent pour les autres. La méthode consiste donc à réaliser le dimensionnement des modèles réduits et des conditions d'essai à partir d'une analyse dimensionnelle. Cette analyse permet de détecter les

paramètres impossibles à mettre à l'échelle. Puis, à partir d'essais sur modèles réduits, un polynôme est identifié en réalisant une interpolation avec comme inconnues les paramètres distordus ainsi que le facteur d'échelle global (géométrique) afin de mettre en évidence les effets d'échelle. Cette étape demande de réaliser des essais sur plusieurs configurations et plusieurs échelles de modèles réduits. Le nombre d'essais à réaliser dépend du degré du polynôme pour chacune des inconnues et donc des phénomènes mis en jeu. Toutefois, l'analyse dimensionnelle fournit le degré du polynôme pour le facteur d'échelle sans distorsion (degré 2 pour les forces avec la similitude de Cauchy par exemple) et il est raisonnable de supposer que ce degré n'est que peu modifié par les distorsions. De plus, une étude phénoménologique peut permettre d'émettre des hypothèses sur l'évolution du résultat en fonction des paramètres distordus comme cela est réalisé plus loin dans le cas des absorbeurs d'énergie de géométrie oméga.

Le polynôme ainsi obtenu et identifié par les résultats des essais sur maquettes peut alors être utilisé dans la méthode directe. Pour cela, les paramètres du modèle réduit et ceux du prototype sont introduits successivement dans le polynôme. Une comparaison des deux équations permet alors de déterminer la relation de changement d'échelle recherchée.

En résumé, cette méthode utilise la méthode directe en remplaçant le modèle analytique décrivant le comportement de la structure testée par un modèle empirique. Donc, tout comme pour la méthode directe, la précision des résultats obtenus par le changement d'échelle dépend de la qualité de la modélisation et donc, ici, de la qualité de l'interpolation. Cette méthode peut donc nécessiter d'utiliser un polynôme de degré élevé sur un grand nombre de variables pour décrire de manière suffisamment précise tous les phénomènes présents, ce qui peut s'avérer être un inconvénient.

2-2 Construction du polynôme pour le crash de structures oméga

L'analyse dimensionnelle a mis en évidence une distorsion sur le nombre de plis (si la structure est étudiée à l'échelle mésoscopique) qui entraîne dans la plupart des cas une distorsion au niveau du nombre d'interfaces entre plis orientés à $+45^\circ$ et -45° . Ces interfaces

sont généralement le lieu où se localise le délaminage puisqu'elles subissent des contraintes de cisaillement dues à la différence d'orientation des fibres des plis adjacents ce qui facilite son initiation. De plus, la propagation des fissures interlaminaires y est facilitée par l'absence de pont de fibre [LEV 98]. La flexion des branches fait que les surfaces ainsi créées entrent en glissement relatif ce qui induit des forces de frottement. Le délaminage et les frottements entre plis délaminés étant des phénomènes qui contribuent à l'absorption d'énergie, l'effort résistant à l'écrasement de la structure doit donc dépendre linéairement du nombre d'interfaces entre plis d'orientations différentes. Cette hypothèse se vérifie sur les courbes expérimentales comme le montre la figure 2.1. Ce résultat avait aussi été observé par Dormegnien lors de ses travaux de thèse [DOR 01B]. Par conséquent, la valeur de l'effort de palier moyen peut être exprimée sous la forme suivante :

$$F_{pal} = A_0 n + B_0 \quad (2.3)$$

Où n représente le nombre d'interfaces entre plis à $+45^\circ$ et -45° , A_0 et B_0 sont des coefficients empiriques dépendant de l'échelle.

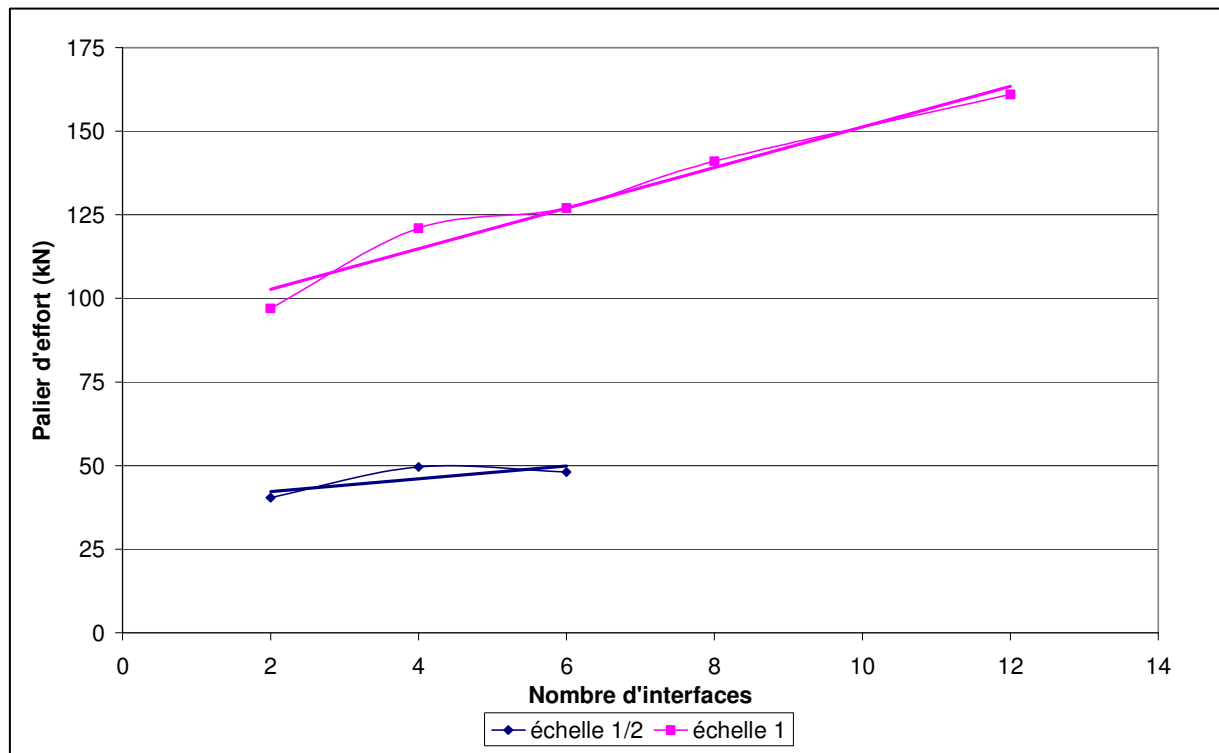


Figure 2.1 : Courbes valeurs moyennes des paliers d'effort/nombre d'interfaces.

En étudiant les coefficients A_0 relatifs à chaque échelle, il apparaît que les termes A_0 évoluent avec le facteur d'échelle global au carré. Cette dépendance en β^2 n'est pas surprenante puisque β^2 est le facteur d'échelle des forces selon la similitude de Cauchy. Les efforts liés aux frottements entre plis adjacents et l'effort associé à la fissuration interlaminaire n'étant pas touchés par les distorsions (les propriétés mécaniques des interfaces et les coefficients de frottement sont bien conservés par le changement d'échelle puisque le matériau constituant les plis est identique), il est donc prévisible que ces phénomènes n'entraînent pas d'effet d'échelle. L'équation (2.3) peut donc être réécrite comme suit :

$$F_{pal} = An\beta^2 + B_0 \quad (2.4)$$

Le coefficient A ainsi déterminé présente une faible variation en fonction des échelles de la structure considérée, qui peut être expliquée par la dispersion expérimentale. En imposant comme valeur la moyenne des coefficients A relatifs aux séries de points issues de chaque échelle, une augmentation linéaire du terme B_0 en fonction du facteur d'échelle global peut être mise en évidence comme le montre la figure 2.2.

L'équation (2.4) devient donc :

$$F_{pal} = An\beta^2 + B\beta - C \quad (2.5)$$

Avec A , B et C des coefficients empiriques indépendants de n et de β , donc constants quelles que soient les séquences d'empilement et les échelles des structures oméga.

Le fait que les termes B et C n'ait pas β^2 en facteur prouve l'existence d'un effet d'échelle sur la valeur du palier d'effort. Ceci explique pourquoi la similitude basée sur le nombre de Cauchy ne permet pas de déterminer avec précision l'effort résistant à l'écrasement de la structure. Par contre, cette formulation ne permet pas d'en déterminer la cause puisque les coefficients empiriques n'ont pas de véritable sens physique et ne peuvent être directement reliés à des propriétés mécaniques du matériau.

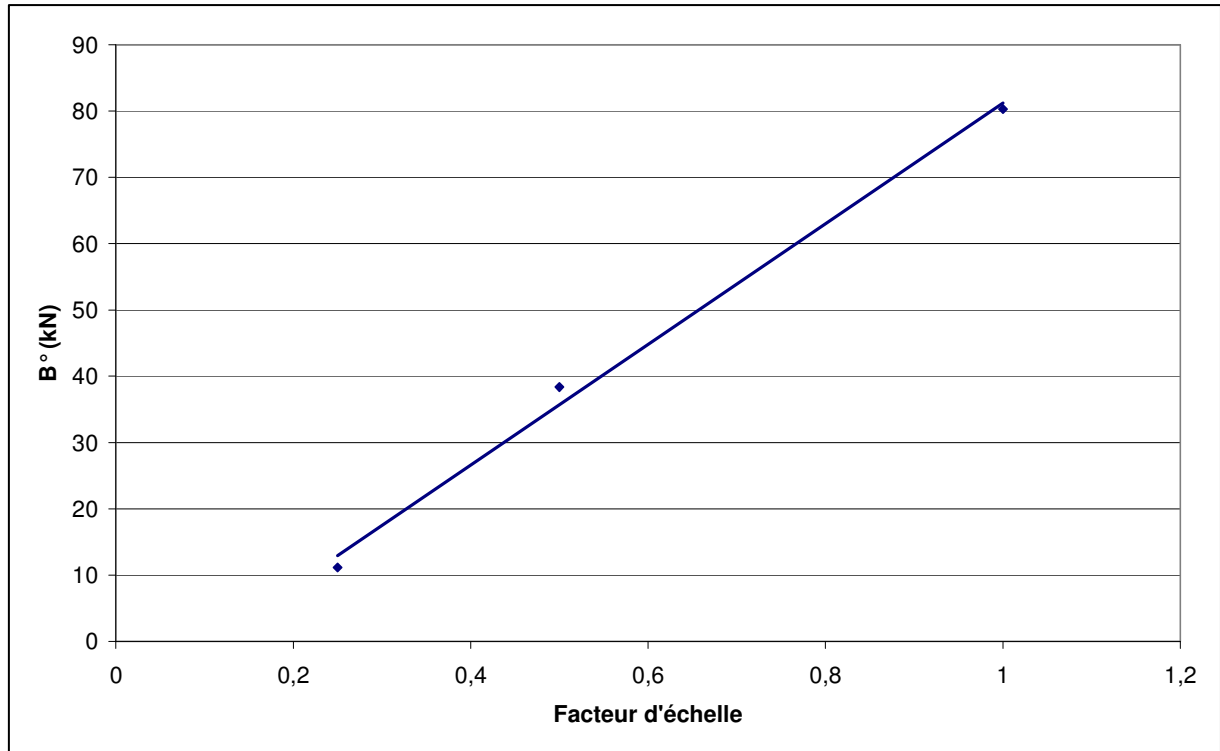


Figure 2.2 : B° en fonction du facteur d'échelle global.

Cependant, certains phénomènes peuvent être reliés aux différents coefficients du polynôme (2.5). En effet, les efforts résistants correspondant aux phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces, comme le délaminage ou les frottements entre plis, sont reliés au terme A comme cela a été expliqué précédemment. L'autre phénomène prépondérant dans l'absorption d'énergie étant la résistance à la flexion des plis, il semble logique de l'associer aux termes B et C, surtout que ces termes sont ceux qui présentent un effet d'échelle. Or la distorsion sur le nombre d'interfaces doit entraîner des conséquences sur la résistance en flexion des éprouvettes. Mais ces termes restent constants quel que soit le nombre d'interfaces. Le nombre de fissures interlaminaires modifie pourtant la résistance en flexion de la structure en divisant, dans l'épaisseur, la structure en plusieurs groupes de plis indépendants. Il y a donc aussi, inclus dans le terme A, une partie qui correspond à la chute d'effort liée au délaminage. Autrement dit, le terme A correspond à la somme de l'effort lié au délaminage, de celui lié aux frottements et de la chute de résistance en flexion provoquée par le délaminage, alors que les coefficients B et C correspondent à la résistance maximum en

flexion des plis sans délaminage, aux frottements entre l'impacteur et la structure et à la fissuration longitudinale.

L'effet d'échelle concerne donc la résistance en flexion des plis ou la fissuration longitudinale. Or ces deux phénomènes présentent certainement un fort couplage puisque la fissuration des plis découpe la structure en bandes, ce qui modifie son moment quadratique et donc sa résistance en flexion. De même, la fissuration longitudinale est provoquée par les contraintes de traction / compression qui apparaissent lorsque les branches fléchissent. Par conséquent, quel que soit celui des deux phénomènes qui subit cet effet d'échelle, la résistance en flexion des plis est forcément affectée.

Quoi qu'il en soit, même si certaines observations restent encore délicates à expliquer, la méthode décrite au cours de ce paragraphe a permis d'aboutir à la relation polynomiale (2.5). Cette expression empirique ne peut être reliée explicitement aux propriétés géométriques des éprouvettes ou aux propriétés mécaniques du matériau, par contre, elle peut être utilisée avec la méthode directe pour déterminer les efforts de palier des éprouvettes à l'échelle 1 puisqu'elle fournit cette valeur en fonction de paramètres caractérisant les éprouvettes.

2-3 Détermination des relations de changement d'échelle

Dans le paragraphe précédent, un polynôme a été construit sur les bases d'une analyse dimensionnelle, d'observations phénoménologiques et de mesures réalisées sur des modèles réduits. Ce polynôme (2.5) permet de calculer directement les valeurs moyennes de palier d'effort quels que soient le nombre d'interfaces que présente la séquence d'empilement du stratifié et l'échelle considérée de la structure. De plus, en utilisant la méthode directe, ce polynôme peut être utilisé pour déterminer des relations de changement d'échelle qui pourront être appliquées aux courbes force / déplacement enregistrées lors des essais sur modèles réduits de façon à obtenir celle du prototype.

Soient $F_{pal}[\beta, n]$ et $F_{pal}[\beta^\circ, n^\circ]$ les expressions polynomiales correspondant à une structure d'échelle β , respectivement β° , et présentant n interfaces, respectivement n° , entre plis orientés à $\pm 45^\circ$. Le polynôme relatif à une configuration peut alors être exprimé en fonction de celui correspondant à l'autre configuration comme suit :

$$F_{pal}[\beta^\circ, n^\circ] = F_{pal}[\beta, n] \left(\frac{\beta^\circ}{\beta} \right)^2 + A\beta^{\circ 2}(n^\circ - n) + B\beta^\circ \left(1 - \frac{\beta^\circ}{\beta} \right) - C \left(1 - \left(\frac{\beta^\circ}{\beta} \right)^2 \right) \quad (2.6)$$

A noter que dans l'expression (2.6), le premier terme est identique à celui qui apparaît lors de l'application de la similitude de Cauchy, le second est un terme correctif par rapport à la distorsion qui concerne le nombre d'interfaces et les deux derniers termes permettent de prendre en compte l'effet d'échelle qui concerne la résistance à l'écrasement de la structure.

La configuration du prototype recherché étant a priori connue, il est donc possible d'appliquer cette expression polynomiale (2.6) à une courbe issue d'un essai réalisé sur un modèle réduit de façon à obtenir la courbe effort / temps ou effort / déplacement. Les abscisses peuvent être mises à l'échelle en utilisant les facteurs d'échelle issus de la similitude de Cauchy puisque le temps et les déplacements ne sont pas touchés par les distorsions.

3 Résultats pour la compression statique à partir de 3 essais

3-1 Identification des coefficients du polynôme

Les coefficients A , B et C du polynôme (2.5) peuvent être identifiés à partir de trois essais. Ces essais peuvent être réalisés sur des modèles réduits puisque le polynôme ne dépend pas de l'échelle. La structure n'ayant qu'une seule configuration possible à l'échelle $1/4$, les deux autres configurations testées sont réalisées à l'échelle $1/2$. De toute façon, au moins deux échelles différentes de la structure doivent être utilisées de façon à pouvoir identifier les termes B et C alors qu'au moins deux configurations d'une même échelle sont nécessaires pour déterminer le coefficient A .

Afin de minimiser l'erreur, les deux configurations de la structure à échelle $\frac{1}{2}$ choisies sont celles ayant des nombres extrêmes d'interfaces. Ainsi, les configurations utilisées sont celles à 2 et 6 interfaces. Le graphe 2.3 fournit des exemples de courbes effort / déplacement mesurées par Dormegnien lors de ses travaux de thèse et le tableau 2.3 regroupe les résultats obtenus en réalisant la moyenne de 4 essais réalisés à 5 mm/min pour la structure oméga à l'échelle $\frac{1}{4}$ (à 2 interfaces) et les structures à l'échelle $\frac{1}{2}$ à 2 et à 6 interfaces.

Séquence d'empilement	Nombre d'interfaces n	Echelle β	Valeur moyenne du palier d'effort (kN)
$[+45/-45]_s$	2	$\frac{1}{4}$	12,11
$[+45_2/-45_2]_s$	2	$\frac{1}{2}$	40,43
$[(+45/-45)_2]_s$	6	$\frac{1}{2}$	48,10

Tableau 2.3 : Valeurs des paliers d'effort mesurés expérimentalement pour 3 configurations de modèles réduits.

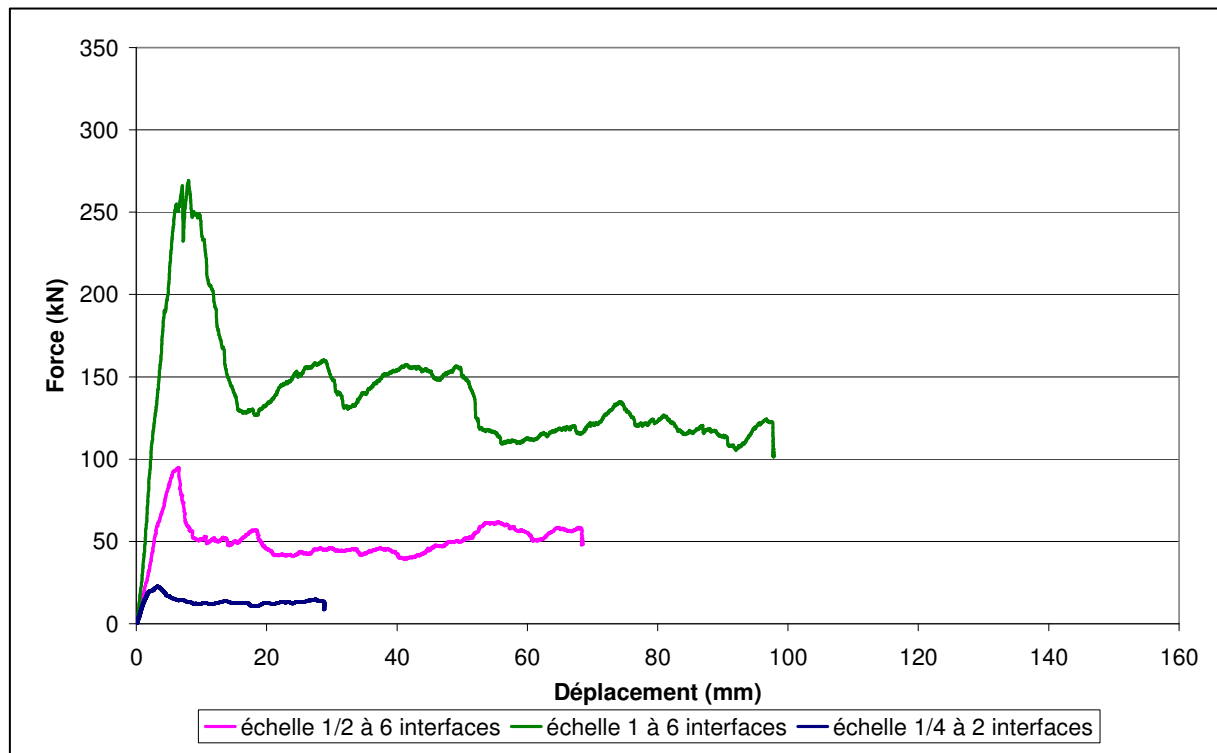


Figure 2.3 : Exemples de courbes expérimentales effort / déplacement brutes.

Ces résultats permettent alors d'identifier les valeurs des coefficients A, B et C en utilisant la méthode décrite dans le paragraphe 2-2 expliquant la construction du polynôme. Le coefficient A est calculé à partir des essais à l'échelle $\frac{1}{2}$ en traçant le graphe 2.4 représentant les valeurs du palier d'effort en fonction du nombre d'interfaces. Le coefficient A est égal à la pente de la courbe divisée par le facteur d'échelle au carré.

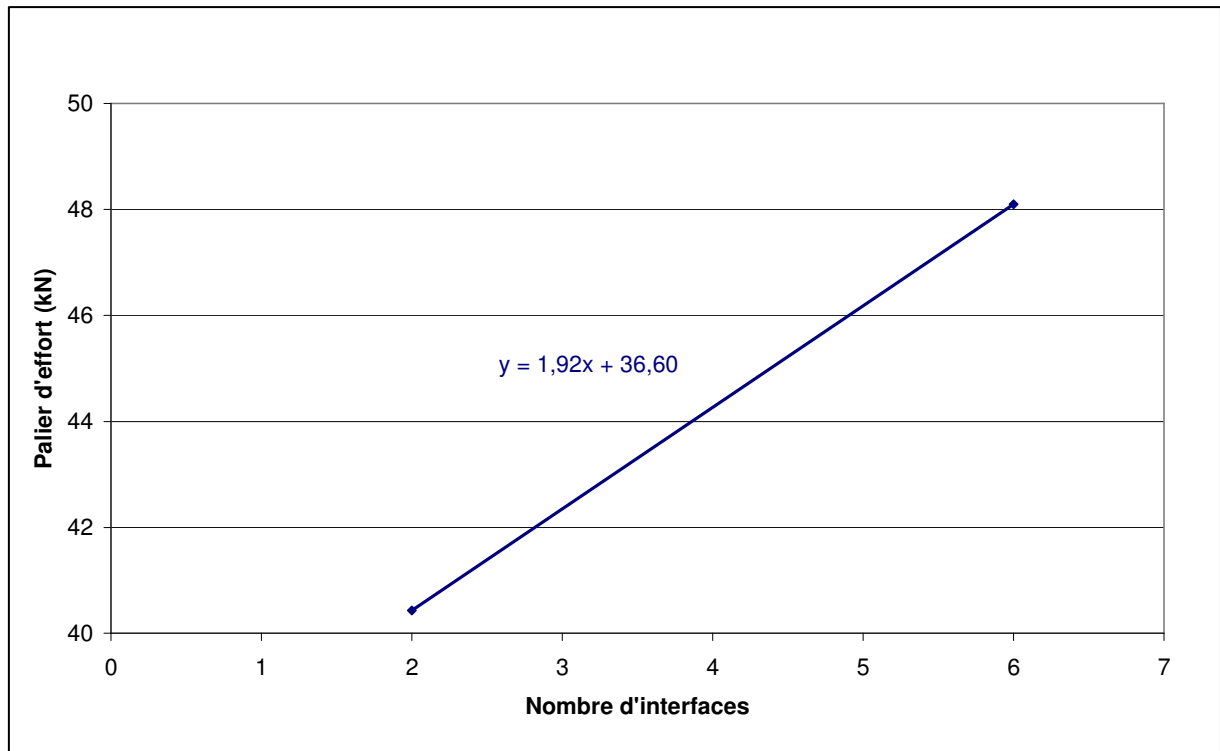


Figure 2.4 : Identification du coefficient A.

L'ordonnée à l'origine du graphe précédent donne $B_0 = B\beta - C$ pour l'échelle $\frac{1}{2}$. Ce même terme est identifié pour l'échelle $\frac{1}{4}$ en soustrayant $A\beta^2$ à la valeur du palier d'effort. Les coefficients B et C sont alors identifiés en traçant le graphe 2.5 représentant B_0 en fonction du facteur d'échelle.

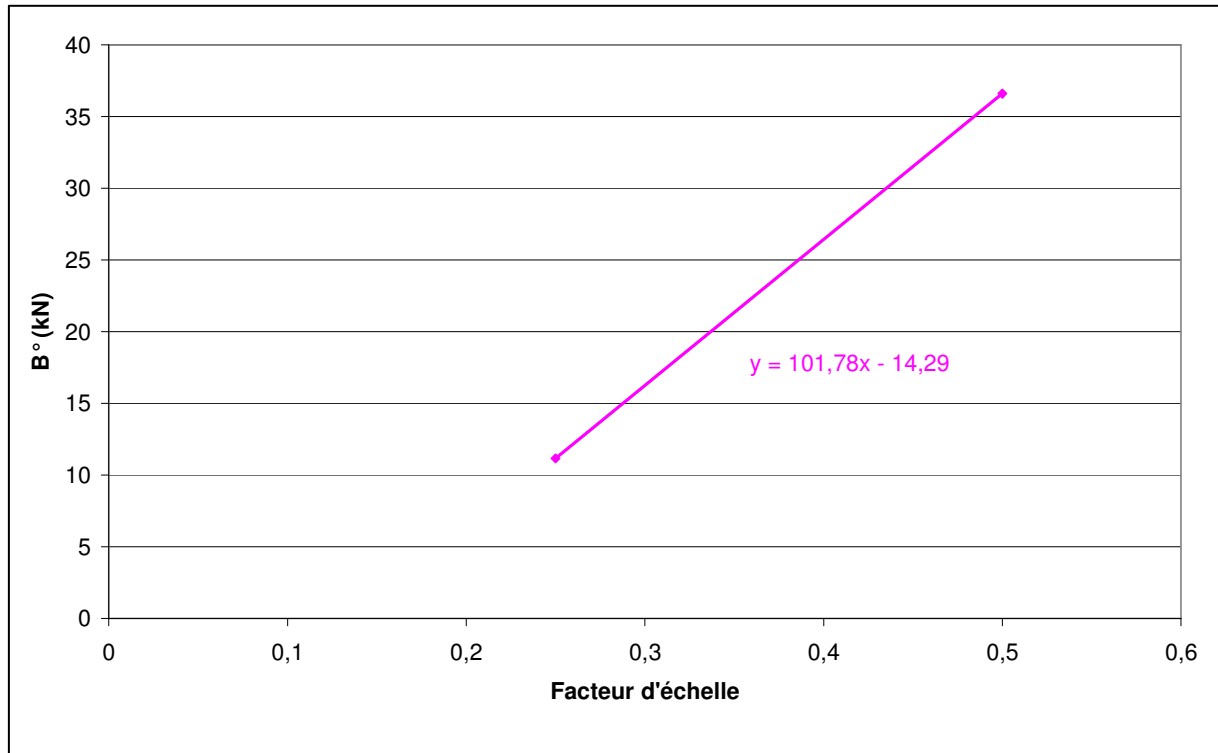


Figure 2.5 : Identification des coefficients B et C.

Le tableau 2.4 regroupe les valeurs de ces coefficients déterminés à partir des 3 essais.

Coefficients	Valeurs (kN)
A	7,67
B	101,78
C	14,29

Tableau 2.4 : Valeurs des coefficients du polynôme (2.5) identifiées à partir de 3 essais sur modèles réduits.

Une fois les coefficients du polynôme identifiés, il est possible d'utiliser la méthode directe de façon à calculer les valeurs moyennes de palier des différentes configurations de prototype ou d'appliquer la relation de changement d'échelle (2.6) à la courbe effort / déplacement ou effort / temps d'une maquette pour déterminer celles des prototypes.

3-2 Résultats

Le tableau 2.5 présente les résultats calculés à l'aide du polynôme identifié précédemment pour les cinq configurations de prototypes comparés à ceux mesurés expérimentalement.

Séquence d'empilement	Nombre d'interfaces n	Valeur d'effort calculée (kN)	Valeur d'effort mesurée (kN)	Erreur (%)
$[+45_4/-45_4]_s$	2	102,80	97,00	6,0
$[+45_2/-45_2]_{2s}$	4	118,12	121,00	-2,4
$[(+45_2/-45_2)_2]_s$	6	133,44	127,00	5,1
$[+45/-45]_{3s}$	8	148,76	141,00	5,5
$[(+45/-45)_2]_{2s}$	12	179,40	161,00	11,4

Tableau 2.5 : Comparaison entre les valeurs de palier d'effort des prototypes calculées avec le polynôme et celles mesurées expérimentalement.

L'erreur commise sur la valeur moyenne de l'effort de palier des prototypes reste inférieure à 12% quelle que soit la configuration, ce qui est tout à fait satisfaisant pour une détermination d'effort résistant réalisée à partir d'essais sur des modèles réduits. La méthode décrite précédemment permet donc de déterminer simultanément les efforts de palier de plusieurs configurations de prototypes à partir de trois essais réalisés sur des modèles réduits.

Il reste à vérifier maintenant si la relation de changement d'échelle (2.6) déduite du polynôme (2.5) permet aussi de déterminer l'intégralité des courbes effort / déplacement ou effort / temps des différentes configurations de prototype. En particulier, les analyses dimensionnelles et phénoménologiques à la base de cette méthode ayant été réalisées pour la partie stable de l'écrasement de la structure, il est intéressant de vérifier si cette méthode peut être élargie au pic d'effort.

Le fait de traiter ici toutes les combinaisons possibles ne présentant que peu d'intérêt, deux exemples ont été choisis afin d'illustrer l'utilisation de la relation de changement

d'échelle (2.6). La courbe effort / déplacement d'un absorbeur d'énergie oméga à l'échelle 1 dans sa configuration à 6 interfaces entre plis à +45° et -45° est recherchée à partir d'une maquette à échelle 1/2 à 6 interfaces afin de valider le passage de l'échelle 1/2 vers l'échelle 1. Puis, cette même courbe est déterminée à partir des résultats expérimentaux d'une structure à échelle 1/4 qui comporte 2 interfaces de façon à évaluer la précision des résultats lorsque la réduction d'échelle est plus importante ainsi que la capacité à compenser la distorsion concernant le nombre d'interfaces. Seule la courbe effort / déplacement est calculée mais la méthode reste tout aussi valable pour les courbes effort / temps puisque les essais ont été réalisés à vitesse constante.

Pour le premier cas, la relation de changement d'échelle s'écrit :

$$\begin{aligned} F_{pal}[1,6] &= F_{pal}\left[\frac{1}{2},6\right]2^2 + 7,67(6-6) + 101,78(1-2) - 14,29(1-2^2) \\ &= 4F_{pal}\left[\frac{1}{2},6\right] - 58,9 \end{aligned} \quad (2.7)$$

Les déplacements du prototype sont calculés en multipliant par 2 (rapport des facteurs d'échelle) ceux mesurés pour la structure à l'échelle 1/2.

De même, pour le second cas, la relation de changement d'échelle s'écrit :

$$\begin{aligned} F_{pal}[1,6] &= F_{pal}\left[\frac{1}{4},2\right]4^2 + 7,67(6-2) + 101,78(1-4) - 14,29(1-4^2) \\ &= 16F_{pal}\left[\frac{1}{4},2\right] - 60,28 \end{aligned} \quad (2.8)$$

Les déplacements sont alors calculés en multipliant par 4 ceux mesurés pour la maquette à échelle 1/4.

Le graphe 2.6 présente les courbes effort / déplacement obtenues pour chacun des deux cas précédents comparées à celle mesurée expérimentalement lors de la compression d'un oméga à l'échelle 1 possédant 6 interfaces entre plis d'orientations différentes.

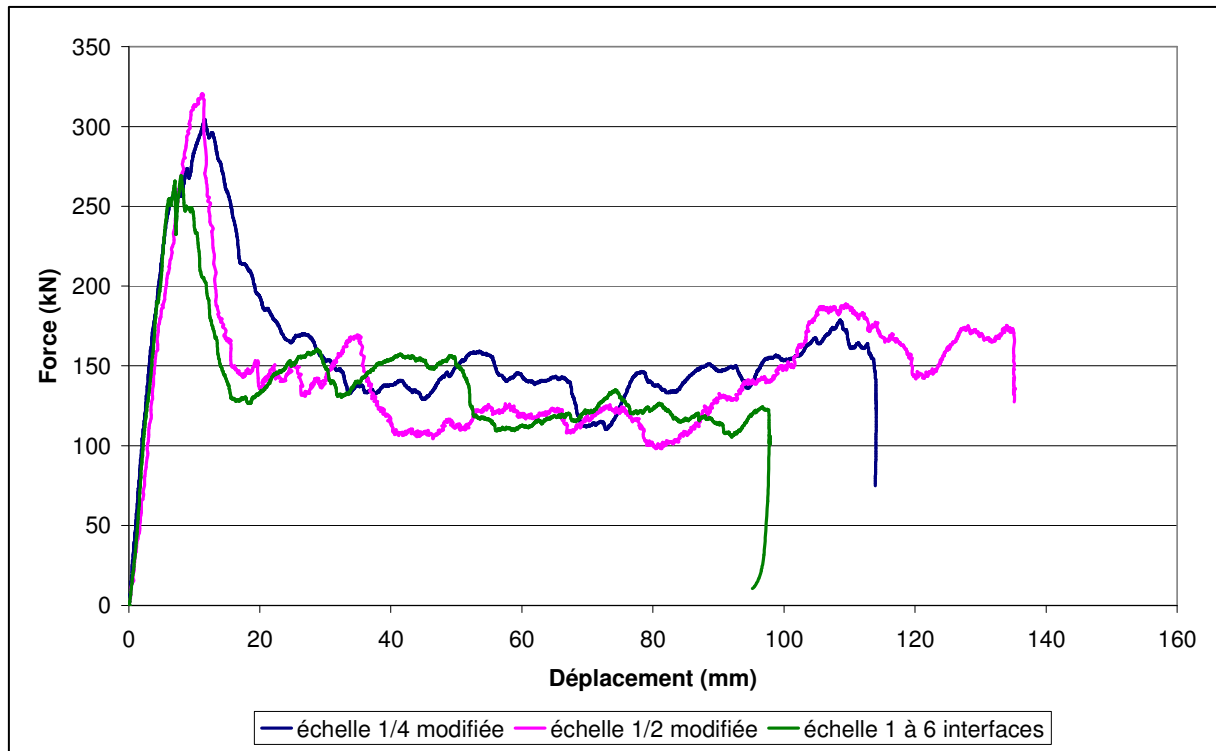


Figure 2.6 : Comparaison entre les courbes issues de l'échelle $\frac{1}{4}$ à 2 interfaces et $\frac{1}{2}$ à 6 interfaces mises à l'échelle et celle du prototype à 6 interfaces.

Le graphe précédent met en évidence une correspondance tout à fait satisfaisante entre les paliers d'effort déterminés à partir de ceux des essais sur les modèles réduits utilisés dans la méthode décrite en début de chapitre et le palier d'effort mesuré lors de l'essai du prototype à 6 interfaces. Par contre, l'erreur commise au niveau des pics d'effort et des déplacements qui leur correspondent reste élevée. La relation de changement d'échelle a été construite afin de compenser les effets des phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces (délaminage et frottements) et liés à l'effet d'échelle qui concerne la résistance en flexion des plis, or ces différents phénomènes n'apparaissent qu'après la fissuration de l'interface médiane de l'éprouvette. Les termes correctifs de la relation de changement d'échelle ne sont donc pas justifiés pour la première partie de la courbe effort / déplacement. Une mise à l'échelle satisfaisante du pic d'effort demande donc une relation de changement d'échelle adaptée à cette partie de la courbe. Mais la dispersion importante que présentent les résultats expérimentaux au niveau de ce pic d'effort empêche de construire ce type de relation.

Cette dispersion peut avoir plusieurs explications : la première vient du fait que l'endommagement causé par l'usinage du chanfrein n'étant pas complètement maîtrisé, celui-ci peut faire apparaître localement et pour certaines éprouvettes des fissures inter ou intralaminaires (figure 2.7). Ces zones délaminées peuvent alors faciliter le délaminage de l'interface médiane provoquant une chute anticipée de l'effort résistant à l'écrasement. Les valeurs du pic d'effort et du déplacement qui lui correspond sont alors plus faibles que pour des éprouvettes non endommagées. Bien entendu, les éprouvettes présentant un endommagement important avaient été écartées lors des essais et un contrôle par ultrason avait été opéré [DOR 01B], mais ce type de contrôle non-destructif ne permet pas toujours de détecter l'endommagement localisé au bord des éprouvettes comme c'est le cas au voisinage du chanfrein.

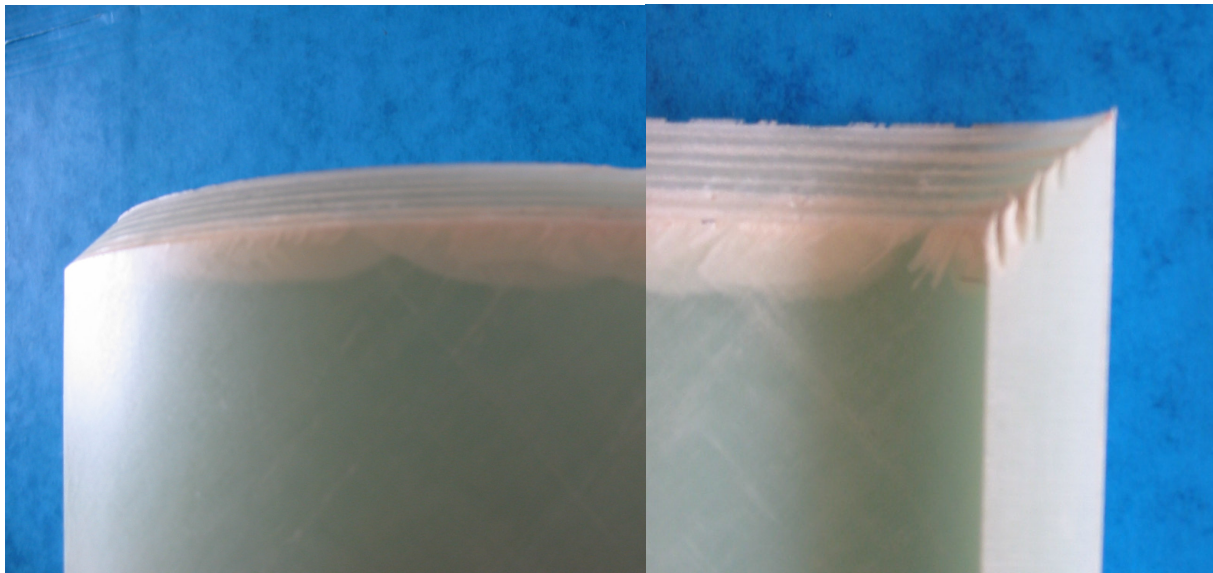


Figure 2.7 : Epreuve non testée car trop endommagée par l'usinage du chanfrein.

La seconde explication vient du fait que les éprouvettes sont fabriquées à partir de plis orientés à $\pm 45^\circ$ par rapport à la direction de chargement. Or les plis à 45° sont, d'après ce qui a été observé par d'autres auteurs [HUL 91, FAR 83-92B], à la limite entre le mode de ruine par fragmentation et celui par ouverture interlaminaire. Il est donc probable que pour certaines éprouvettes, la chute d'effort ait été provoquée, non-pas purement par la rupture de leur interface médiane, mais par une combinaison de ce délaminage avec de la fragmentation localisée dans les plis situés de part et d'autre de cette interface. Par conséquent, la proportion

des modes de ruine avant stabilisation de l'effort résistant n'étant pas nécessairement constante pour toutes les éprouvettes, il est tout à fait possible que cela puisse provoquer une certaine dispersion de la valeur du pic d'effort.

Enfin, à ces deux explications s'ajoutent les incertitudes introduites lors du positionnement de l'éprouvette et celles dues à la fréquence d'échantillonnage de la chaîne de mesure. Mais ces deux dernières explications semblent moins influentes puisque le positionnement de l'éprouvette ne devrait influencer que les premiers points des courbes effort / déplacement, donc pas les valeurs maximales et la fréquence d'échantillonnage de la chaîne de mesure ne doit influencer que modérément la valeur maximale du pic d'effort.

Par conséquent, la méthode décrite précédemment permet de déterminer avec une précision acceptable les valeurs des paliers d'effort résistants des structures oméga à l'échelle 1 à partir des résultats d'essais sur 3 modèles réduits. Cette méthode permet aussi de déterminer une relation de changement d'échelle applicable à une courbe effort / déplacement ou effort / temps complète. Mais cette relation ayant été construite à partir d'observations phénoménologiques propres aux phénomènes qui se produisent une fois l'effort stabilisé, elle ne permet de mettre à l'échelle, en compensant les distorsions et les effets d'échelle, que les paliers d'effort. L'erreur commise sur les valeurs des pics d'effort reste encore trop élevée. La mise à l'échelle de pics d'effort demanderait donc de construire une autre relation spécifique à l'initiation de la ruine mais cette relation n'a pu être déterminée à cause d'une trop grande dispersion. De plus, l'utilisation de plusieurs relations de changement d'échelle suivant les zones de la courbe considérée poserait la question de la continuité.

4 Résultats pour la compression statique à partir de tous les essais

Le fait d'avoir à disposition tous les résultats de Dormegnien [DOR 01B] permet de calculer à nouveau les coefficients A, B et C à partir de tous les points au lieu de seulement trois. Cela permet de minimiser encore l'erreur commise sur la valeur du palier d'effort des structures à l'échelle 1 en minimisant celle commise sur chacun des coefficients. Cette

vérification sert alors à confirmer le fait que seulement trois essais suffisent à déterminer avec une précision acceptable les coefficients du polynôme (2.5).

4-1 Identification des coefficients du polynôme

La méthode utilisée pour identifier les coefficients du polynôme (2.5) est la même que celle utilisée dans le paragraphe 3-1. La différence vient uniquement du fait que les résultats des essais réalisés pour la structure à l'échelle $\frac{1}{2}$ à 4 interfaces et ceux issus des essais sur les structures à l'échelle 1 sont ajoutés à ceux des trois essais qui ont été utilisés au paragraphe 3.

Le fait d'ajouter des points de mesure permet, au lieu de déterminer les coefficients comme étant les pentes ou ordonnées à l'origine de droite passant par deux points, d'identifier ces coefficients comme étant ceux qui minimisent l'erreur pour tous les points.

Cette identification se déroule en deux temps :

- Tout d'abord, les courbes des valeurs moyennes des paliers d'effort sont tracées pour les échelles $\frac{1}{2}$ et 1 en fonction du nombre d'interfaces. Le coefficient A est alors déterminé en calculant la moyenne pondérée par le nombre de points des pentes des deux droites divisées par le facteur d'échelle au carré. Les deux droites sont alors retracées en les forçant à avoir comme pente le coefficient A multiplié par le facteur d'échelle au carré. Ceci a pour effet de modifier légèrement les ordonnées à l'origine (qui correspondent aux termes B_0). Afin d'obtenir une troisième valeur de B_0 pour la détermination des coefficients B et C, le terme $A n \beta^2$ est soustrait à la valeur moyenne du palier d'effort correspondant à la structure à l'échelle $\frac{1}{4}$.

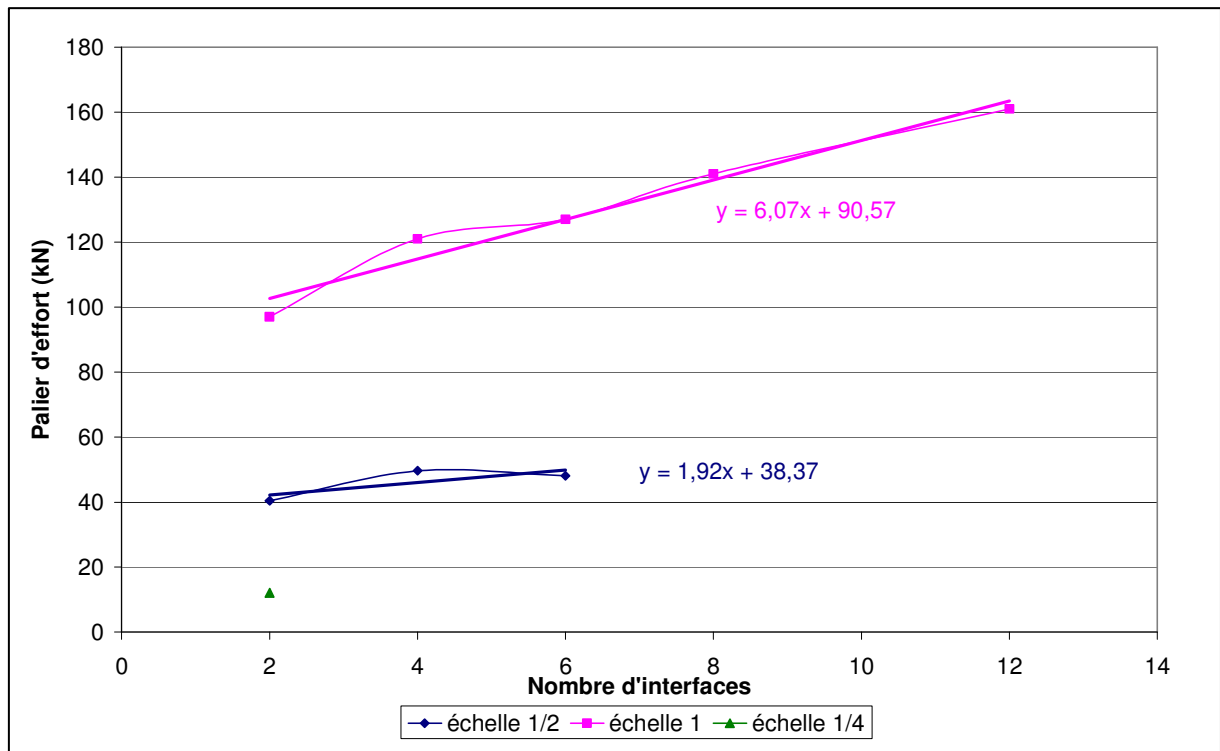


Figure 2.8 : Identification du coefficient A.

- Les trois valeurs de B_0 sont alors tracées en fonction du facteur d'échelle. La pente de la droite ainsi obtenue fournit le terme B et l'ordonnée à l'origine donne le terme C du polynôme (2.5).

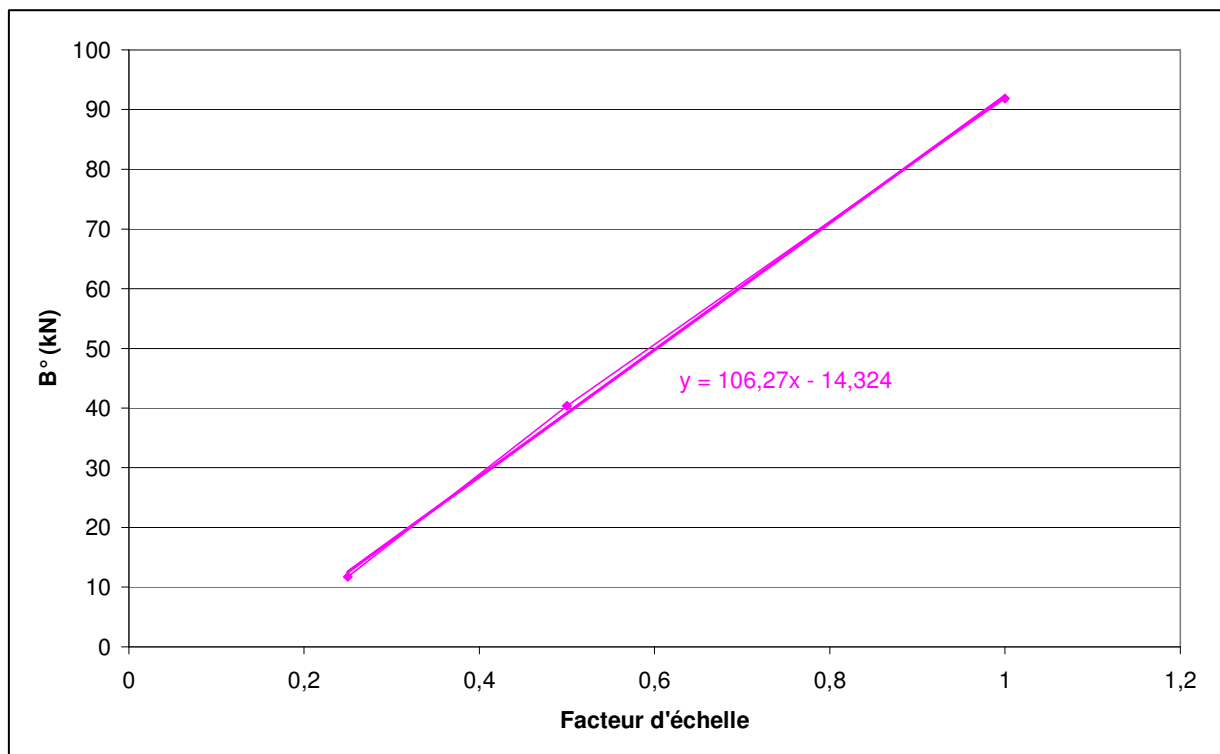


Figure 2.9 : Identification des coefficients B et C.

Le tableau 2.6 regroupe les nouvelles valeurs des coefficients du polynôme (2.5).

Coefficients	Valeurs (kN)
A	6,47
B	106,27
C	14,32

Tableau 2.6 : Valeurs des coefficients du polynôme (2.5) identifiées à partir de tous les essais.

Les valeurs ainsi déterminées ne présentent que de faibles variations par rapport à celles déterminées à partir de trois essais. Par conséquent, le fait de n'utiliser que trois essais pour l'identification des coefficients du polynôme n'entraîne pas une augmentation de l'erreur trop importante. Il est maintenant nécessaire de vérifier si cette faible erreur sur les coefficients n'entraîne pas non plus une erreur trop élevée sur les résultats lors de l'utilisation du polynôme pour la détermination des valeurs de palier d'effort des prototypes.

4-2 Résultats

Les valeurs moyennes de paliers d'effort correspondant aux différentes configurations de prototypes sont recalculées de la même manière qu'au paragraphe 3-2 en remplaçant les valeurs des coefficients du polynôme (2.5) par celles déterminées au paragraphe précédent. Le tableau 2.7 présente une comparaison entre les résultats ainsi obtenus et valeurs de paliers d'effort mesurées expérimentalement. Les erreurs commises en appliquant le polynôme (2.5) avec les valeurs de coefficients déterminées à partir de tous les essais sont globalement inférieures à celles calculées au paragraphe 3-2 puisqu'elles restent ici inférieures à 9%. Toutefois, ce gain de précision reste limité et est même inexistant pour certains points.

Séquence d'empilement	Nombre d'interfaces n	Valeur d'effort calculée (kN)	Valeur d'effort mesurée (kN)	Erreur (%)
$[+45_4/-45_4]_s$	2	104,89	97,00	8,1
$[+45_2/-45_2]_{2s}$	4	117,83	121,00	-2,6
$[(+45_2/-45_2)_2]_s$	6	130,77	127,00	3,0
$[+45/-45]_{3s}$	8	143,71	141,00	1,9
$[(+45/-45)_2]_{2s}$	12	169,59	161,00	5,3

Tableau 2.7 : Comparaison des valeurs de paliers d'effort mesurées expérimentalement et calculées par la méthode polynomiale.

De même, il est possible d'appliquer la relation de changement d'échelle avec les nouveaux coefficients de façon à obtenir les courbes effort / déplacement ou effort / temps. Mais, comme le montre la figure 2.10, la différence entre les résultats obtenus avec les deux jeux de paramètres n'est qu'à peine perceptible.

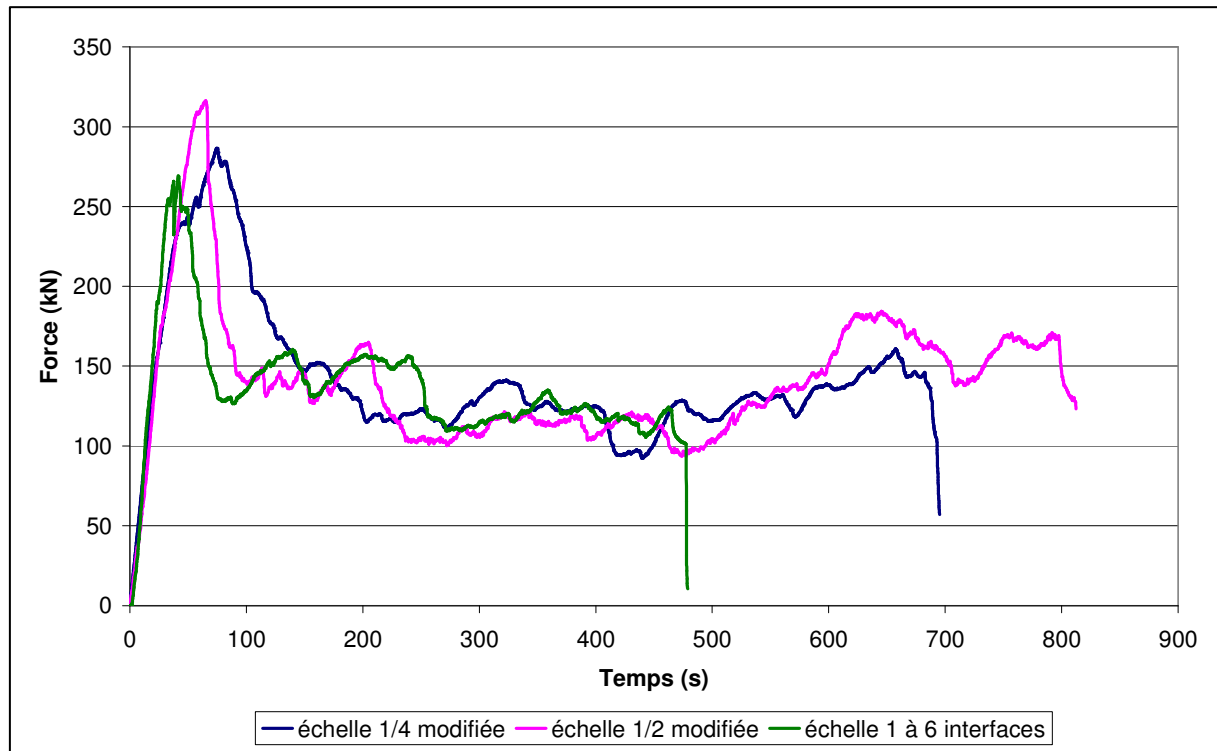


Figure 2.10 : Comparaison entre les courbes issues de l'échelle ¼ à 2 interfaces et ½ à 6 interfaces mises à l'échelle avec celle d'un prototype à 6 interfaces.

Par conséquent, la comparaison des coefficients et des résultats des paragraphes 3 et 4 permet de constater que les résultats obtenus à partir de seulement trois essais ne sont pas très éloignés de ceux obtenus à partir de tous les essais. Cela confirme donc bien qu'un minimum d'essais permet tout de même d'obtenir un polynôme capable de représenter de manière suffisamment fiable l'évolution de la valeur du palier d'effort et de prévoir avec une précision satisfaisante ces valeurs pour les différentes configurations de prototypes.

5 Application de la méthode aux éprouvettes à 3 orientations

5-1 Adaptation du polynôme

Le but de ce paragraphe est de vérifier si la méthode décrite dans les premières parties de ce chapitre reste applicable pour des éprouvettes présentant des séquences d'empilement plus complexes. Lors de ses travaux de thèse, Dormegnien [DOR 01B] avait aussi réalisé des essais sur des éprouvettes constituées de plis orientés à +45, -45 et 0°. Ces éprouvettes étaient fabriquées selon le même procédé, à partir du même pré-imprégné et ont été testées dans les mêmes conditions d'essais que les éprouvettes constituées de plis à $\pm 45^\circ$. Le fait que les séquences d'empilement soient réalisées à partir de plis orientés selon trois orientations différentes limite les possibilités. Par conséquent, seules trois configurations à l'échelle 1 et une configuration à l'échelle $\frac{1}{2}$ ont été testées. Ces quatre configurations d'éprouvettes sont décrites dans le tableau 2.8 et les valeurs moyennes des paliers d'effort qui leur correspondent y sont regroupées.

Echelle	Séquence d'empilement	$n_{\pm 45}$	$n_{45/0}$	$n_{0/0}$	$n_{\text{plis d'orientations différentes}} (= n_{\pm 45} + n_{45/0})$	$F_{\text{palier}} \text{ (kN)}$
$\frac{1}{2}$	$[+45/-45/0_2]_s$	2	2	2	4	69
1	$[+45_2/-45_2/0_4]_s$	2	2	6	4	114
1	$[+45/-45/0_2]_{2s}$	4	4	6	8	130
1	$[(+45/-45/0_2)_2]_s$	4	6	4	10	176

Tableau 2.8 : Configurations et valeurs des paliers d'effort des éprouvettes à 3 orientations.

Expérimentalement, il a été observé que les interfaces entre plis orientés à 0° délaminent. Le fait que les interfaces entre plis à $+45^\circ$ et -45° et celles entre 45° et 0° soient le siège de fissures interlaminaires n'est pas une surprise puisque, en plus des contraintes créées par la présence du chanfrein, la différence d'orientation des plis entraîne une sollicitation de ces interfaces en cisaillement. Mais, en ce qui concerne les plis à 0° , ce type de contraintes ne devrait pas apparaître. L'explication la plus probable, bien qu'aucune observation n'ait pu être réalisée, est que le chargement en compression des plis provoque un micro-flambage des fibres. Ce micro-flambage, déjà décrit par d'autres auteurs [BAI 05, NAR 99] fait alors apparaître localement des contraintes d'arrachement, pouvant provoquer l'initiation du délaminage.

Un problème se pose donc dans le cas présent : le polynôme (2.5) déterminé dans le paragraphe 2-2 ne peut être appliqué directement. Les coefficients de Coulomb correspondant aux frottements qui se produisent au sein des interfaces délaminées dépendent de l'état de surface des plis adjacents à ces interfaces. Or, cet état de surface évolue selon l'orientation relative des fibres : lorsque le délaminage se produit au niveau d'une interface, des microfissures s'initient au niveau des interfaces fibre / matrice. Ces microfissures se propagent alors de fibre en fibre au travers de la résine jusqu'à la désolidarisation des plis. Après délaminage, les fibres se retrouvent alors du même côté de la fissure interlaminaire laissant apparaître sur l'autre lèvre leur empreinte en « négatif »*. Si le délaminage intervient entre plis orientés à $+$ et -45° ou entre des plis orientés à $\pm 45^\circ$ et 0° , le glissement l'une sur l'autre des lèvres de la fissure passe par des moments où les fibres se retrouvent en phase avec leurs empreintes et des moments où elles sont en antiphasse, comme l'illustre la figure 2.11. Si le délaminage intervient entre deux plis orientés à 0° et que l'erreur d'orientation des fibres est négligée, alors les empreintes des fibres sont autant de « rails » dans lesquels le glissement reste continu (figure 2.12). Par conséquent, l'orientation des fibres qui constituent les plis formant l'interface a une influence directe sur les coefficients de Coulomb relatifs aux frottements qui s'y produisent.

* Le but de cette explication étant de décrire schématiquement quelques phénomènes tribologiques qui se produisent au niveau des interfaces délaminées lors d'un essai de compression d'une structure oméga en verre E / époxy, il est volontairement fait abstraction des sauts d'interfaces ou des ponts de fibres qui sont des phénomènes pour lesquels cette explication peut paraître simpliste ou incomplète.

Ce résultat a déjà été observé expérimentalement par [SCH 00] qui a observé dans le cas d'interfaces de type θ/θ et pour des éprouvettes en carbone / époxy que le coefficient de frottement augmente avec la valeur de l'angle θ selon lequel sont orientés les plis. Le coefficient de frottement est alors minimum pour des interfaces de type $0/0$ et maximum pour les $90/90$.

De même, Daniel [DAN 99-00] a observé que pour certains matériaux, l'orientation relative des plis qui forment une interface possède une influence sur la contrainte de rupture en cisaillement de cette interface. Le terme A du polynôme correspondant aux phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces situées dans les branches formées par le délaminage médian de la structure et le délaminage qui s'y produit étant dû à une sollicitation en cisaillement, il est probable que les quantités d'énergie nécessaires pour propager ces fissures interlaminaires soient différentes selon les types d'interfaces.

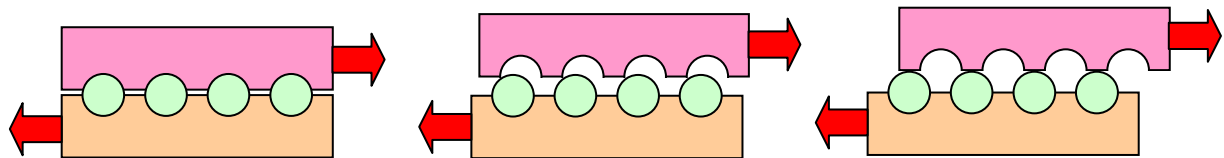


Figure 2.11 : Schéma du glissement relatif de 2 plis non-orientés selon la direction de chargement.

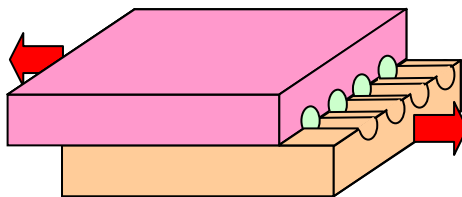


Figure 2.12 : Schéma du glissement relatif de 2 plis orientés selon la direction de chargement.

Tout ceci entraîne une conséquence importante pour l'utilisation de la méthode de réduction d'échelle : lors de la construction du polynôme, il est nécessaire d'opérer une distinction entre les différents types d'interfaces selon si elles sont situées entre des plis à $+45^\circ$ et -45° , des plis à 45° et à 0° ou des plis à 0° . Autrement dit, le terme A doit être différencié en $A_{\pm 45}$, $A_{45/0}$ et $A_{0/0}$.

De la même façon, les plis à 0° ayant une résistance en flexion différente de ceux orientés à 45° due à la différence des modules d'Young, les termes B et C devraient également être différenciés. Par conséquent, le polynôme (2.5) aurait au moins sept coefficients au lieu de trois, demandant donc un minimum de sept essais pour réaliser l'identification.

$$F_{pal} = (A_{45}n_{45} + A_{45/0}n_{45/0} + A_{0/0}n_{0/0})\beta^2 + (B_{45} + B_0)\beta - C_{45} - C_0 \quad (2.9)$$

Par conséquent, il est nécessaire d'introduire les résultats provenant d'essais autres que les quatre configurations à trois orientations pour pouvoir identifier ces coefficients.

5-2 Résultats

Pour résoudre le problème évoqué ci-dessus, une hypothèse a été émise : les valeurs des coefficients identifiés pour les éprouvettes à deux orientations restent valables pour les éprouvettes à trois orientations. Toutefois, les proportions de plis à 45° étant divisées par deux dans les éprouvettes à trois orientations, les coefficients B et C ont aussi été divisés par deux. Cette hypothèse permet de n'avoir plus que quatre coefficients à identifier, ce qui est possible avec les résultats des quatre essais. Le tableau 2.9 regroupe les valeurs des différents coefficients.

Coefficients	Valeurs (kN)
$A_{\pm 45}$	6,47
$A_{45/0}$	2,08
$A_{0/0}$	-20,92
B_{45}	53,13
B_0	235,12
C_{45}	7,16
C_0	57,60

Tableau 2.9 : Valeurs des coefficients du polynôme (2.9).

En utilisant ces valeurs, le polynôme (2.9) permet de redéterminer les différentes valeurs des paliers d'effort regroupées dans le tableau 2.8. Puisque l'interpolation est réalisée en utilisant tous les points, l'erreur est nulle sur toutes les valeurs de palier d'effort (le polynôme passe effectivement par ces points). Il serait donc nécessaire de réaliser de nouveaux essais sur d'autres configurations pour vraiment valider le polynôme (2.9) ainsi que les coefficients regroupés dans le tableau 2.9. Toutefois, ceci permet déjà de dire qu'il est possible, en utilisant la méthode polynomiale, de déterminer un jeu de coefficients capables de prédire les valeurs de paliers d'effort de quatre configurations d'éprouvettes appartenant à deux échelles différentes.

Il est aussi intéressant de noter que le coefficient $A_{0/0}$ est négatif. Il y a certainement une double explication à cela : tout d'abord, le coefficient de frottement de Coulomb entre plis orientés à 0° est probablement plus faible que celui entre plis à $\pm 45^\circ$ ou entre plis à 0 et 45° du fait que lors du glissement, il n'y a pas de rugosité à franchir comme cela a déjà été expliqué précédemment. Ce résultat a été observé par Schön [SCH 00] pour des éprouvettes en carbone / époxy. La seconde explication est que la résistance en flexion des plis orientés à 0° est supérieure à celle des plis orientés à 45° puisque le module d'Young selon la direction des renforts est plus élevé. Par conséquent, la chute de résistance en flexion provoquée par le délaminage (qui est incluse dans le coefficient A) est plus importante que pour les plis à 45° . Ceci peut aussi expliquer le fait que le terme B_0 est environ 4,5 fois supérieur à B_{45} . Enfin, Daniel et al. [DAN 99-00] ont montré que la résistance des interfaces interlaminaires de structures fabriquées en verre / époxy sollicitées en compression n'évolue pas selon l'orientation des plis qui les composent. En résumé, la quantité de résultats d'essais réalisés sur des éprouvettes constituées de plis orientés à ± 45 , -45 et 0° est insuffisante pour complètement valider les valeurs des coefficients du polynôme (2.9) et donc pour valider la méthode dans ce cas précis. Toutefois, les coefficients identifiés à partir des essais sur les éprouvettes à deux et à trois orientations sont tout à fait en accord avec les connaissances relatives aux phénomènes qui leur correspondent.

Pour finir avec les éprouvettes à trois orientations, il a été observé que les pics d'effort présentent une dispersion nettement plus faible que pour les éprouvettes à deux orientations. Cela peut être expliqué par le fait que les plis orientés à 0° ont un mode de ruine en ouverture

interlaminaire pure. Ils contribuent donc certainement à favoriser ce mode de ruine pour toute l'éprouvette et donc à lever l'incertitude qui peut exister au moment de l'initiation de la ruine. De plus, comme le démontre le tableau 2.10, la valeur du pic d'effort reste quasiment constante quelle que soit la séquence d'empilement ce qui semble indiquer que cette valeur ne dépend pas du nombre d'interfaces ou du type de plis qui constituent l'interface médiane. En effet, parmi les trois configurations à l'échelle 1, une présente une interface médiane entre plis à 45° alors que les deux autres présentent une interface médiane entre plis à orientés à 0° et, pourtant, les valeurs de pics d'effort sont comparables.

Echelle	Séquence d'empilement	F _{pic} (kN)	Interface médiane
1/2	[+45/-45/0 ₂] _s	115	0/0
1	[+45 ₂ /-45 ₂ /0 ₄] _s	342	0/0
1	[+45/-45/0 ₂] _{2s}	340	+45/+45
1	[(+45/-45/0 ₂) ₂] _s	344	0/0

Tableau 2.10 : Valeurs des pics d'effort pour des éprouvettes à 3 orientations.

Par contre, une comparaison des valeurs de pics d'effort des différentes échelles met en évidence que leur rapport n'est pas égal au facteur d'échelle des forces (facteur d'échelle géométrique au carré, ici égal à 4). Ceci confirme le fait que la mise à l'échelle des pics d'effort demanderait de construire une relation spécifique puisqu'elle aussi semble présenter un effet d'échelle.

6 Comparaison avec la similitude de Cauchy

6-1 La similitude de Cauchy

La similitude de Cauchy, comme cela a été décrit dans le chapitre 1, est issue de l'analyse dimensionnelle et du théorème des Π de Vaschy-Buckingham. Les relations de similitude qui en découlent (comme celles regroupées dans le tableau 2.2) permettent de lier toutes les grandeurs physiques d'une structure à celles d'un modèle réduit. Donc, si le modèle

réduit est dimensionné, fabriqué et testé en suivant parfaitement ces relations, les résultats des essais les suivront aussi, permettant ainsi de prédire quels auraient été les mêmes résultats si les essais avaient été réalisés sur le prototype. Elle permet donc de réaliser des essais sur des modèles réduits sans connaître les lois de comportement qui régissent la structure.

Cette méthode est donc classiquement utilisée pour étudier la résistance au crash de structures puisqu'il est souvent difficile, avec les connaissances actuelles, de modéliser avec précision le comportement de structures complexes sollicitées en dynamique rapide.

Le problème de cette méthode vient du fait qu'il est très rare de pouvoir réaliser des modèles réduits et de les tester en suivant parfaitement les relations de similitude. Or, cette méthode ne permet pas à elle seule d'identifier et de quantifier l'influence des distorsions. Cette prise en compte des distorsions peut alors être réalisée, quand cela est possible, en utilisant une modélisation décrivant le phénomène concerné. Mais, dans le cas d'absorbeurs d'énergie fabriqués en matériau composite stratifié, la complexité des modes de ruines et le comportement spécifique du matériau font qu'il est quasi-impossible de prédire l'influence des distorsions concernant le nombre de plis et le nombre d'interfaces. C'est pour cela qu'une nouvelle méthode a été développée dans ce chapitre.

Toutefois, la similitude de Cauchy étant la plus utilisée et ayant servi de référence à l'analyse dimensionnelle en début de chapitre, il semble intéressant de comparer ses résultats à ceux de la méthode faisant intervenir un polynôme empirique de façon à quantifier le gain de la nouvelle méthode.

De plus, les configurations d'éprouvettes à deux interfaces dont les empilements ont été déterminés en utilisant la technique *Ply Level Scaling* de Jackson [JAC 94], ne présentent qu'une seule distorsion au niveau du nombre de plis. Par conséquent, les distorsions ne concernant qu'un paramètre, il est probable a priori que cette technique permette d'obtenir des résultats plus précis que ceux issus de modèles réduits présentant aussi des distorsions au niveau du nombre d'interfaces. Une application de la similitude de Cauchy sur certains exemples peut permettre de confirmer ou d'infirmer cette remarque.

6-2 Comparaison en termes de quantité de résultats

Hormis la prise en compte des distorsions, il existe d'autres différences entre la similitude basée sur le nombre de Cauchy et la méthode décrite dans ce chapitre. Ces différences se manifestent notamment en termes de quantité d'essais sur maquettes nécessaires à la mise en œuvre de ces méthodes et en termes de quantité de résultats qu'elles permettent d'obtenir. En effet, la similitude de Cauchy permet de déterminer une relation reliant deux structures semblables (pour lesquelles il existe une relation de similitude). Par conséquent, un seul essai sur un modèle réduit est nécessaire. Par contre, cet essai ne permet normalement d'obtenir des résultats que pour une seule configuration de prototype. A l'inverse, la méthode faisant intervenir un modèle empirique, tout comme la similitude indirecte, nécessite d'effectuer plusieurs essais de façon à réaliser une interpolation polynômiale sur leurs résultats. Ces essais doivent, de plus, être effectués sur des maquettes à des échelles différentes pour permettre de tenir compte des effets d'échelle. Mais cet inconvénient est compensé par le fait que le polynôme permet d'obtenir directement des résultats pour les différentes configurations de prototypes. Par exemple, pour le cas des absorbeurs d'énergie oméga constitués de plis orientés à $\pm 45^\circ$, trois essais sur modèles réduits appartenant à deux échelles différentes permettent d'obtenir les valeurs de palier d'effort d'au moins cinq configurations de prototypes, les prototypes à dix et quatorze interfaces n'ayant pas été testés, la méthode n'a pu être validée pour ces deux cas précis. De plus, en faisant abstraction des techniques de réagencement de plis, il est possible de construire plusieurs séquences d'empilements différentes présentant le même nombre d'interfaces. Deux éprouvettes ayant un même nombre d'interfaces ont-elles des paliers d'effort identiques ? Les résultats expérimentaux disponibles ne permettent pas de le dire, mais si cela était le cas, la méthode décrite ici permettrait d'obtenir une quantité de résultats encore plus importante. Par conséquent, même dans un cas où les connaissances peuvent permettre d'intégrer les effets des distorsions dans une relation de similitude basée sur le théorème des Π , la réduction d'échelle faisant intervenir une interpolation polynômiale peut être préférée puisqu'elle peut présenter un meilleur rapport nombres d'essais sur quantité de résultats obtenus. Par exemple, dans le cadre d'une campagne d'essais de validation, il peut être plus intéressant d'obtenir les résultats de plusieurs configurations déterminées préalablement par des calculs de dimensionnement, permettant ainsi de choisir quelle configuration est la mieux adaptée aux

besoins. Mais ce rapport nombres d'essais sur quantité de résultats décroît rapidement lorsque le nombre de paramètres distordus augmente, puisque cela fait augmenter le nombre de coefficients du polynôme.

6-3 Comparaison en termes de précision des résultats

L'application de la similitude de Cauchy consiste à appliquer les relations regroupées dans le tableau 2.2 pour effectuer le changement d'échelle. Autrement dit, dans le cas présent, cela revient à multiplier par 4 les efforts mesurés lors d'essais sur des structures à l'échelle $\frac{1}{2}$ et par 16 ceux mesurés sur des structures à l'échelle $\frac{1}{4}$ pour déterminer les efforts de palier correspondant aux prototypes. Cette méthode restant la même quels que soient le prototype et le modèle réduit mis en relation, les résultats dépendent donc fortement du choix des configurations. Le nombre de combinaisons étant très important, seuls quelques exemples sont traités dans la suite de ce paragraphe (un tableau regroupant l'ensemble des résultats est présenté en annexe).

6-3-1 Cas général

Dans ce paragraphe, les relations de changement d'échelle issues de la similitude de Cauchy sont appliquées aux valeurs moyennes de palier d'effort mesurées lors des essais réalisés sur les éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{2}$ à six interfaces et échelle $\frac{1}{4}$ à deux interfaces de façon à comparer les résultats obtenus à ceux du paragraphe 3. Le tableau 2.11 présente donc les résultats obtenus en divisant les valeurs de paliers d'effort par le facteur d'échelle global au carré et compare les résultats obtenus à ceux mesurés pour le prototype à six interfaces ($F_{\text{pal}} [1, 6] = 127 \text{ kN}$).

Echelle	Séquence d'empilement	F_{palier} (kN)	$F_{\text{palier}}/\beta^2$ (kN)	Erreur (%)
$\frac{1}{2}$	$[(+45/-45)_2]_s$	48,10	192,40	51,5
$\frac{1}{4}$	$[+45/-45]_s$	12,11	193,76	52,6

Tableau 2.11 : Exemples de résultats obtenus par la similitude de Cauchy.

Le tableau précédent, tout comme la figure 2.13 permettent de constater que les résultats obtenus par l'application de la similitude de Cauchy sont nettement moins satisfaisants que ceux obtenus avec la méthode décrite dans les paragraphes 3 et 4. L'erreur commise dépassant 50%, cette méthode ne peut donc pas être envisagée pour étudier ou valider le dimensionnement d'un absorbeur d'énergie en composite stratifié. Par conséquent, le fait de ne pas prendre en compte la distorsion concernant le nombre d'interfaces ainsi que l'effet d'échelle lié à la résistance en flexion des plis empêche une mise à l'échelle efficace de tous les phénomènes. Notamment, la résistance en flexion est surévaluée.

De même, la figure 2.13 met en évidence le fait que la similitude de Cauchy, tout comme la méthode utilisant un polynôme empirique, ne permet pas de prédire avec précision le pic d'effort qui se produit en début de compression. Ceci confirme la nécessité de développer une méthode spécifique pour cette partie de la courbe déjà évoquée précédemment.

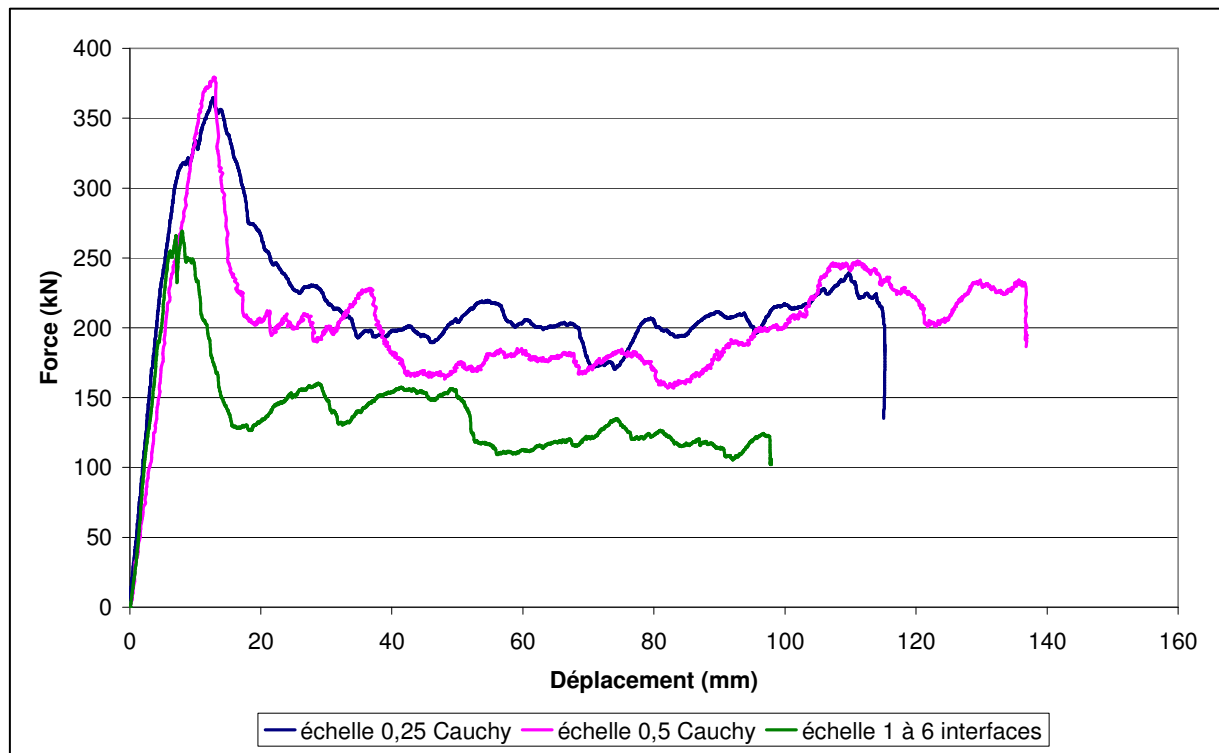


Figure 2.13 : Comparaison entre les courbes issues de l'échelle $\frac{1}{4}$ à 2 interfaces et $\frac{1}{2}$ à 6 interfaces mises à l'échelle par la similitude de Cauchy et celle d'un prototype à 6 interfaces.

Dans ce paragraphe, les résultats de la similitude de Cauchy obtenus à partir de modèles réduits, dont un présente une distorsion au niveau du nombre d'interfaces, de façon à se placer dans le cas le plus général et à pouvoir comparer les résultats à ceux obtenus dans les paragraphes 3 et 4. Toutefois, il est possible, en traitant le cas du prototype à deux interfaces, de supprimer cette distorsion et donc de se rapprocher du cas idéal d'application de cette méthode.

6-3-2 A nombre d'interfaces identique

La technique de réagencement de plis *Ply Level Scaling* permet de conserver le nombre d'interfaces. Dans le sens de l'amplification d'échelle, cela revient à doubler les plis en conservant leur épaisseur au lieu de doubler l'épaisseur comme préconisé par la similitude de Cauchy. Mais expérimentalement, les interfaces entre plis de même orientation (hormis pour les plis orientés à 0°) ne délaminent pas. Par conséquent, l'empilement obtenu ne présentant pas de distorsion au niveau du nombre d'interfaces et les effets sur le comportement de la structure de celle concernant le nombre de plis semblant rester limité, la similitude de Cauchy devrait permettre dans ce cas d'obtenir des résultats satisfaisants.

Le tableau 2.12 présente les résultats obtenus en appliquant la similitude de Cauchy aux modèles réduits à deux interfaces et les compare à la valeur moyenne de palier d'effort mesurée expérimentalement pour le prototype à deux interfaces ($F_{\text{pal}} [1, 2] = 97 \text{ kN}$).

Echelle	Séquence d'empilement	F_{palier} (kN)	$F_{\text{palier}}/\beta^2$ (kN)	Erreur (%)
$\frac{1}{2}$	$[+45_2/-45_2]_s$	40,43	161,72	66,7
$\frac{1}{4}$	$[+45/-45]_s$	12,11	193,76	99,7

Tableau 2.12 : Résultats obtenus par la similitude de Cauchy à nombre d'interfaces constant.

Contrairement aux attentes, les erreurs sont plus importantes dans ce cas que dans le cas où le nombre d'interfaces varie avec l'échelle de la structure. En regardant le polynôme (2.5), une explication peut être émise : l'augmentation de l'échelle provoque une baisse

relative de la résistance en flexion des plis et donc de l'effort de palier. Au contraire, l'augmentation du nombre d'interfaces provoque une augmentation des efforts liés aux frottements entre plis et au délaminage entraînant une augmentation de l'effort de palier. Par conséquent, lorsque le prototype présente un nombre d'interfaces supérieur à celui des modèles réduits, l'augmentation de l'effort lié aux phénomènes qui se produisent aux interfaces compense partiellement la chute de résistance en flexion. Cela confirme l'observation faite par Dormegnien [DOR 01B] selon laquelle les résultats issus de l'application de similitude de Cauchy sont meilleurs lorsque le prototype présente un nombre maximum d'interfaces. Par conséquent, contrairement à ce que certains auteurs [REZ 95] ont constaté pour d'autres cas, la technique de réagencement de plis *Ply Level Scaling* ne permet pas d'obtenir des résultats plus précis que les deux autres techniques développées par Jackson [JAC 94].

Une autre conclusion est que l'effet d'échelle présenté par la résistance en flexion des plis existe aussi dans ce cas. Cela signifie que deux plis d'épaisseur e restant collés tout au long de l'essai ne sont pas totalement équivalents à un pli d'épaisseur $2e$ et constitué du même matériau. En restant à l'échelle mésoscopique, il semble difficile d'expliquer ce phénomène puisque la seule distorsion (celle concernant le nombre de plis) semble être compensée par le fait que les plis restent collés. Par contre, à l'échelle microscopique, la distorsion concernant le nombre et les dimensions des renforts persiste. Cette distorsion peut entraîner un effet d'échelle au niveau de certaines propriétés mécaniques des plis même si le taux de fibres est identique, entraînant une différence du comportement pendant la flexion.

Conclusions

En résumé, une nouvelle méthode permettant d'étudier le crash de structures fabriquées en composite stratifié a été développée et validée dans le cas d'absorbeur d'énergie de forme oméga sollicité en quasi-statique. Cette méthode consiste, en se basant sur des analyses phénoménologiques et dimensionnelles, à déterminer un modèle polynomial empirique permettant de décrire l'évolution de la valeur palier d'effort en fonction de

l'échelle et des paramètres distordus. Ce modèle, une fois identifié à partir d'essais réalisés sur des modèles réduits, est utilisé dans la méthode directe.

Dans le cas des éprouvettes à deux orientations de plis, les résultats sont tout à fait satisfaisants, même lorsque le polynôme est identifié à partir de seulement trois essais. Une comparaison avec les résultats issus de la similitude de Cauchy permet de constater que la prise en compte des distorsions et de l'effet d'échelle lié à la résistance en flexion des plis est correctement assurée par le polynôme. La méthode permet ainsi un gain considérable en termes de précision des résultats par rapport à la similitude de Cauchy.

Concernant les éprouvettes à trois orientations de plis, les résultats n'ont pu être validés à cause du manque de données expérimentales. Toutefois, un jeu de coefficients a quand même pu être identifié et le polynôme ainsi créé permet de retrouver les résultats des quatre configurations testées. De plus, les valeurs de ces coefficients sont en accord avec les connaissances de phénomènes auxquels ils se rapportent.

Le cas des éprouvettes à trois orientations a aussi mis en évidence une limite à la nouvelle méthode : lorsque le nombre de paramètres distordus augmente, le nombre de termes qui constituent le polynôme augmente aussi. Cela entraîne alors une augmentation du nombre d'essais nécessaires à la mise en œuvre de la méthode. Cette méthode, dont un des buts est la réduction des coûts expérimentaux perd alors en rentabilité. Toutefois, cet inconvénient peut être compensé par le fait que cette méthode permet de déterminer simultanément les efforts de palier relatifs à plusieurs configurations de prototypes.

Une autre limite est que le polynôme (2.5) construit dans ce chapitre ne permet pas de prédire l'intégralité des courbes effort / déplacement ou effort / temps. En effet, la mise à l'échelle des pics d'effort demanderait de construire une relation polynomiale spécifique aux phénomènes qui se produisent lors de l'initiation de la ruine. Mais la dispersion expérimentale n'a pas permis de déterminer une telle relation.

Enfin, plusieurs remarques et observations ont été réalisées tout au long de ce chapitre permettant de préciser la description et l'évolution avec la modification d'échelle de certains phénomènes comme la flexion des branches ou les différents frottements.

La question est maintenant de savoir si le polynôme (2.5) peut être modifié de façon à ce que la méthode de réduction d'échelle puisse être appliquée à l'étude de la compression axiale d'absorbeurs d'énergie sollicités en dynamique rapide.

CHAPITRE 3

MÉTHODOLOGIE PROPOSÉE : CAS DYNAMIQUE

Introduction

La méthode développée dans le chapitre précédent permet d'obtenir simultanément et avec une précision satisfaisante les valeurs moyennes des paliers d'effort de plusieurs configurations d'absorbeurs d'énergie sollicités en quasi-statique à partir de résultats d'essais réalisés sur des structures à échelles réduites. Mais cette méthode fait intervenir un polynôme empirique construit en fonction d'une phénoménologie particulière. Or, le fait que les résultats des essais dynamiques soient différents de ceux des essais quasi-statiques prouve qu'il existe des différences phénoménologiques.

Ce chapitre reprend donc les analyses dimensionnelles et phénoménologiques réalisées dans le chapitre 2 en les adaptant aux cas de chargements dynamiques. En particulier, l'apparition d'oscillations modales est étudiée de façon à expliquer la chute des valeurs de palier d'effort. Le polynôme utilisé pour la réduction d'échelle est alors adapté aux nouvelles conditions. Enfin, tout comme dans le chapitre précédent, la réduction d'échelle est appliquée à différents exemples de façon à la valider et à en estimer le gain en terme de précision en comparaison avec la similitude basée sur le nombre de Cauchy.

1 Analyse dimensionnelle

Les éprouvettes utilisées pour les essais dynamiques étant parfaitement identiques à celles testées en statique, l'analyse dimensionnelle réalisée au chapitre précédent reste donc encore applicable. De plus, les relations de similitude étaient déjà exprimées en se basant sur le nombre de Cauchy donc en prévision d'essais dynamiques (le nombre de Cauchy permet de conserver le rapport entre les efforts élastiques et les effets d'inertie). Les seules différences viennent des conditions expérimentales. En effet, les essais à 5 mm/min ont été réalisés à l'aide d'une presse statique alors qu'à 4 m/s, les éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{4}$ ont été testées à l'aide d'un vérin dynamique et les échelles $\frac{1}{2}$ et 1 ont été testées en utilisant un puits de chute. Si les essais réalisés avec le vérin dynamique se déroulent, comme ceux en quasi-statique, à vitesse constante, les essais réalisés par masse tombante ne sont pas pilotés en vitesse. Par conséquent, la vitesse de l'impacteur est bien de 4 m/s au moment du contact mais elle décroît

sous l'effet de la résistance à l'écrasement de l'éprouvette, parfois jusqu'à l'arrêt total si l'énergie incidente est inférieure à la capacité d'absorption de la structure. Dans l'analyse dimensionnelle réalisée dans le chapitre précédent, la vitesse de sollicitation est remplacée, pour les essais par masse tombante, par la vitesse initiale d'impact. De plus, il est nécessaire d'ajouter la décélération de l'impacteur au cours de l'essai, sa masse et l'accélération de la pesanteur afin d'intégrer à cette analyse le poids de l'impacteur et son énergie cinétique. Enfin, même si la majeure partie des auteurs considère qu'elle n'a pas d'influence, la distorsion qui concerne la vitesse de déformation (déjà discuté dans le chapitre 1) peut influencer des phénomènes localisés comme la fissuration.

Le fait de considérer l'accélération de la pesanteur n'est pas sans poser de problème. L'évolution des accélérations dans la similitude de Cauchy se fait selon l'inverse du facteur d'échelle global. Autrement dit, si l'éprouvette testée est à l'échelle $\frac{1}{2}$, les accélérations ou décélérations doivent être deux fois plus élevées que celles du prototype. Or, expérimentalement il est impossible, pour ce type d'essai, de modifier la valeur de la pesanteur. Par conséquent, les essais par masse tombante présentent une distorsion supplémentaire qui se traduit par une non-mise à l'échelle cohérente du poids de l'impacteur. Deux choix s'offrent alors : faire évoluer la masse de l'impacteur avec le facteur d'échelle au cube comme préconisé par la similitude de Cauchy de façon à conserver la mise à l'échelle de l'énergie cinétique de l'impacteur ou faire évoluer la masse avec le facteur d'échelle au carré de façon à compenser la distorsion concernant la gravité et donc permettre la mise à l'échelle de la force d'impact, mais cela se fait au détriment de l'énergie incidente. La question est donc de savoir qui, de l'énergie cinétique de l'impacteur ou de la force d'impact, influence le plus la réponse de la structure.

Pour répondre à cette question, des essais ont été réalisés à 4 m/s sur le puits de chute de 7 m de l'Université de Valenciennes sur des éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{4}$. Deux éprouvettes ont été testées avec une masse d'impact de 12,9 kg et deux autres avec une masse de 21,5 kg. La masse de 12,9 kg correspond approximativement à une évolution de la masse en β^3 alors que celle de 21,5 kg est légèrement inférieure à celle obtenue par une évolution en β^2 (les masses théoriques sont de 12,5 et 25 kg). La figure 3.1 présente deux exemples de courbe effort/déplacement obtenus lors de ces essais.

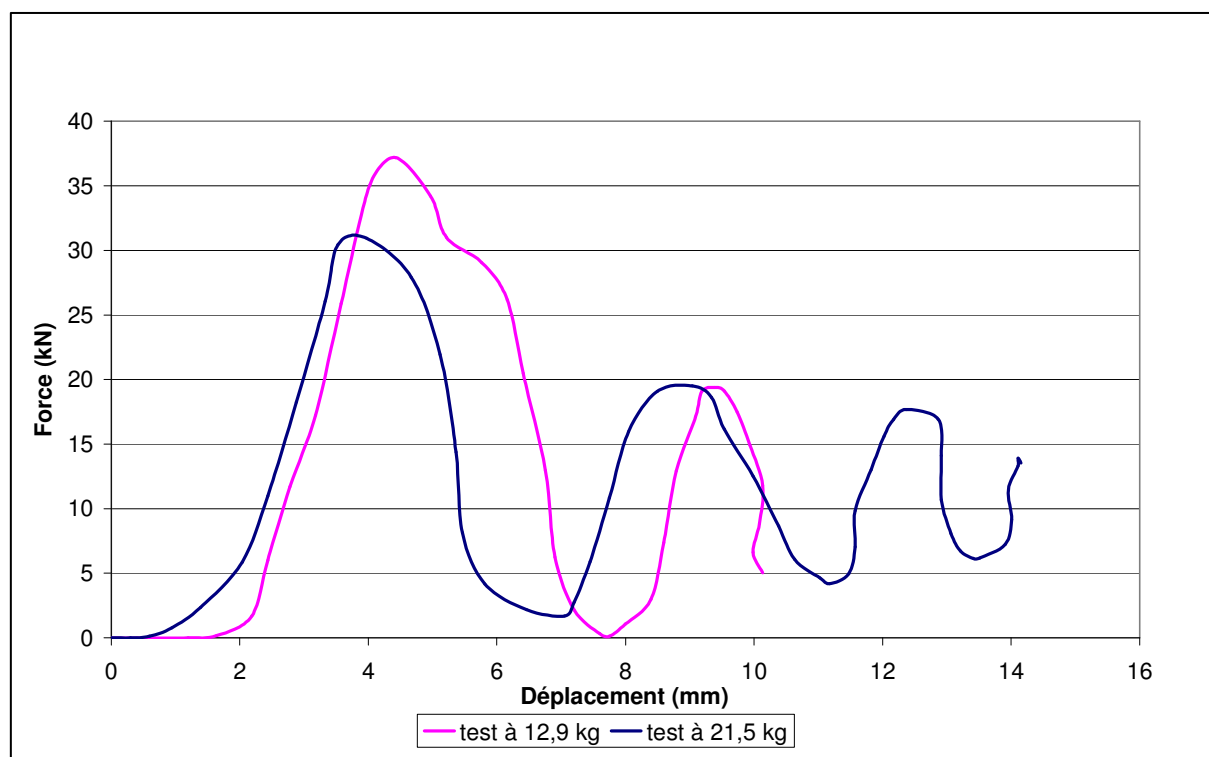


Figure 3.1 : Courbes force/déplacement non filtrées d'essais réalisés sur des éprouvettes à échelle ¼ testée à 4 m/s avec des impacteurs de 12,9 et 21,5 kg.

Les courbes présentant de fortes oscillations, les données ont été traitées à l'aide d'un filtre de type BUTTERWORTH de classe 180 (filtre passe-bas qui coupe les fréquences à partir de 150 Hz avec une pente de -3dB / octave puis applique une double pente à partir de 180 Hz) de façon à atténuer ces perturbations. La figure 3.2 présente les résultats obtenus après filtrage. Ce type de filtre est régulièrement utilisé pour traiter les résultats obtenus à l'aide des puits de chute afin de réduire le bruit engendré par les fréquences d'oscillations de l'impacteur et de ses guides, du système de fixation de l'éprouvette et de la chaîne de mesure.

Que les courbes soient filtrées ou non, elles permettent d'énoncer une première conclusion : la masse de l'impacteur n'a aucune influence sur la valeur moyenne du palier d'effort. La seule différence présentée par les courbes est le déplacement correspondant à l'arrêt de l'impacteur. Lors de l'essai réalisé avec la masse la plus élevée, l'énergie cinétique était plus élevée et donc l'écrasement nécessaire à son absorption a été plus important.

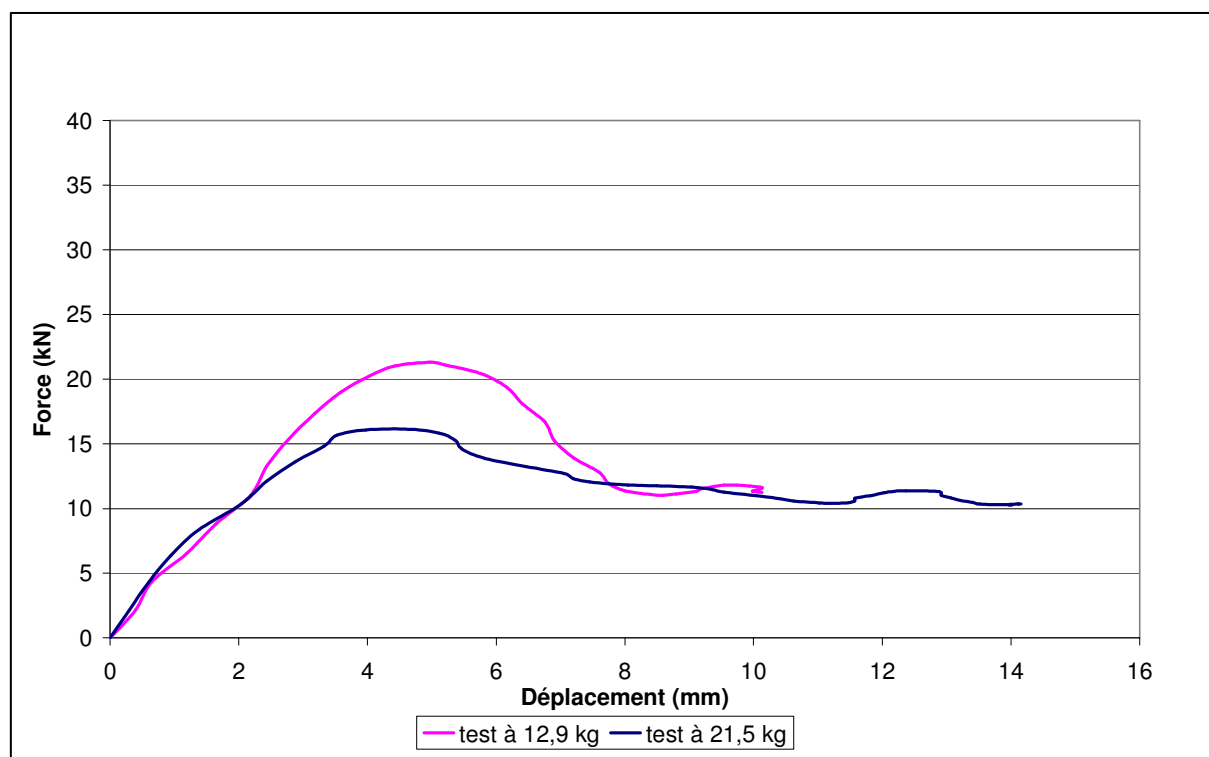


Figure 3.2 : Courbes force/déplacement filtrées d’essais réalisés sur des éprouvettes à échelle ¼ testée à 4 m/s avec des impacteurs de 12,9 et 21,5 kg.

Par conséquent, il semble plus intéressant de conserver une évolution de la masse en β^3 de façon à rester cohérent avec la similitude de Cauchy. Toutefois, le fait que l’énergie soit consommée plus rapidement lorsque la masse est plus faible implique que la valeur de la masse a une influence sur la décélération que subit l’impacteur lors de la compression.

Au-delà de l’influence de la masse de l’impacteur sur la réponse de la structure, ces essais permettent de vérifier la non-influence des moyens d’essai. En effet, aucune différence notable ne peut être détectée entre les résultats des essais réalisés à l’aide du puits de chute et ceux réalisés avec le vérin dynamique, comme l’illustrent les figures 3.3 et 3.4. La comparaison avec les courbes filtrées permet de vérifier les valeurs de l’effort de palier alors que celle avec les courbes non-filtrées permet de vérifier les pics d’effort puisque l’application du filtre les modifie. De plus, le fait de retrouver la valeur du palier d’effort implique aussi que la valeur de l’effort de palier n’est pas influencée par l’existence ou l’absence de variation de la vitesse au cours de l’essai.

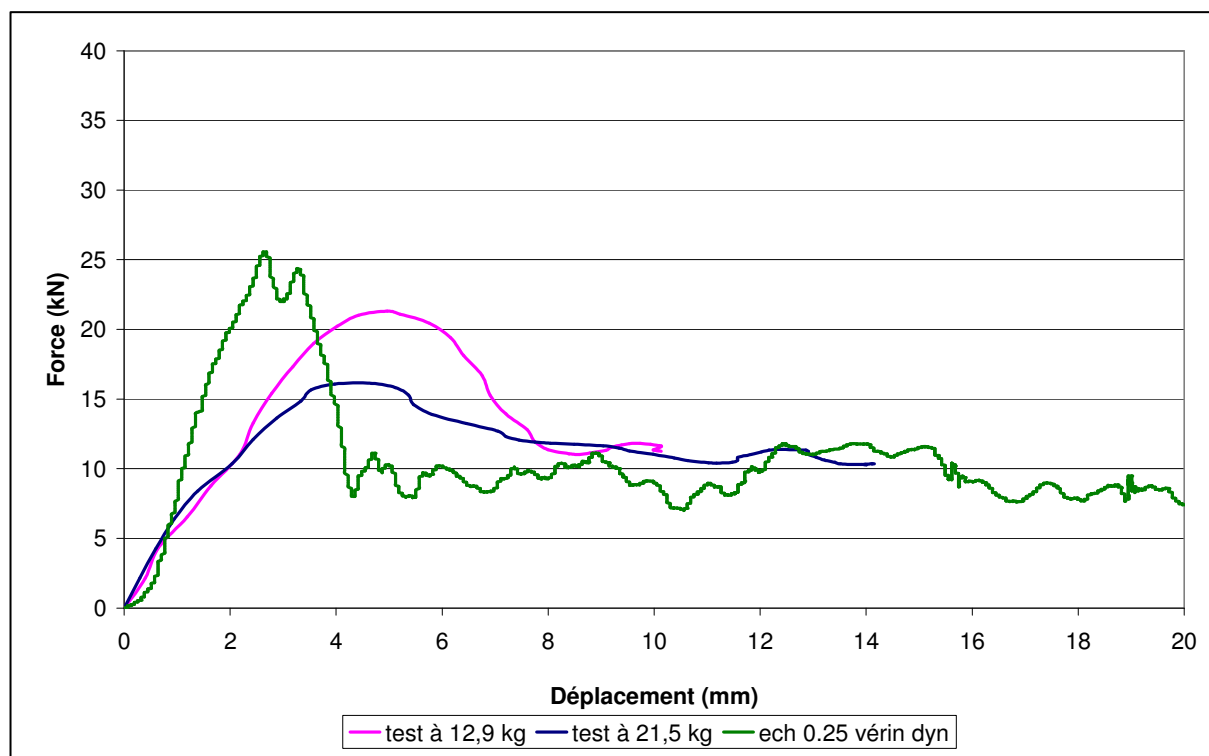


Figure 3.3 : Comparaison entre les résultats obtenus avec le vérin dynamique et avec le puits de chute (courbes filtrées).

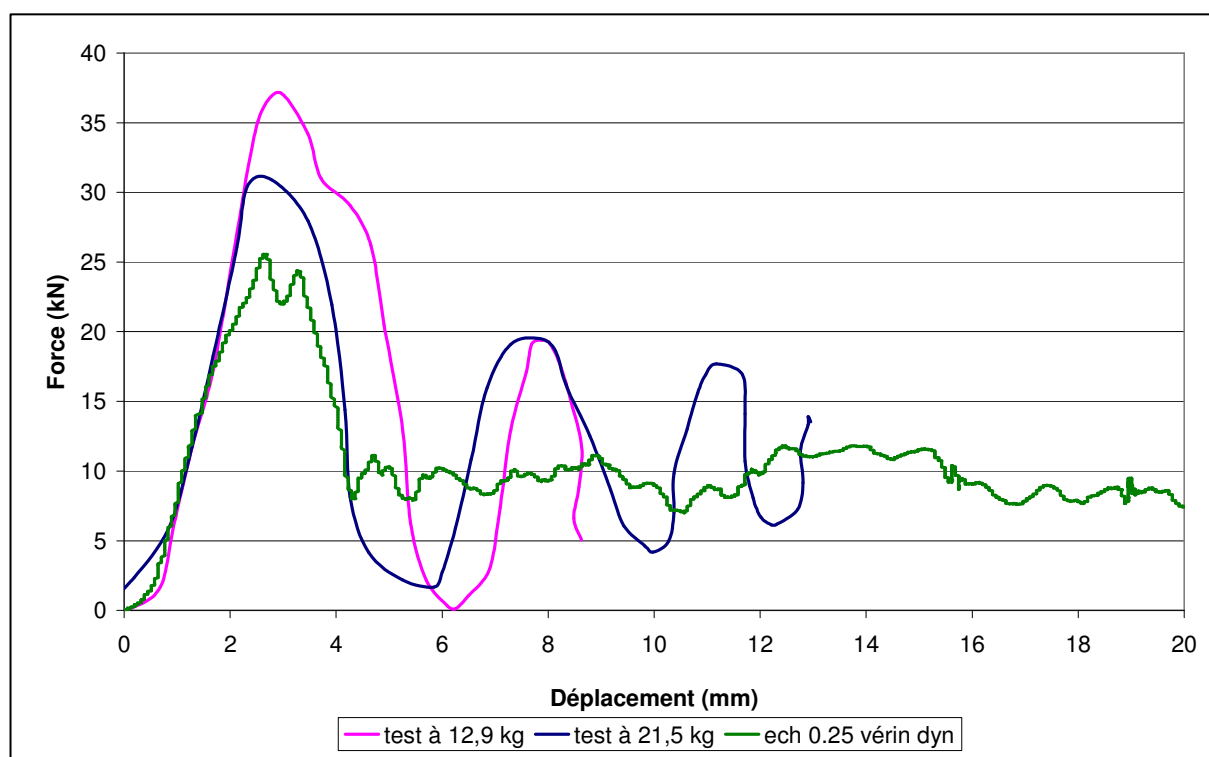


Figure 3.4 : Comparaison entre les résultats obtenus avec le vérin dynamique et avec le puits de chute (courbes non-filtrées).

Par conséquent, les différences entre les essais statiques et dynamiques ne sont pas dues aux conditions d'essais, elles ont donc une explication phénoménologique.

2 Etude des résultats expérimentaux

2-1 Etude phénoménologique

A priori, la réponse de la structure sollicitée en dynamique doit correspondre à une superposition de la réponse statique avec d'éventuelles oscillations modales, auxquelles peuvent s'ajouter des effets de viscoélasticité/plasticité, des effets d'inertie et une influence de la vitesse sur les différents frottements. Toutefois, les pics d'effort n'étant ni retardés ni plus élevés qu'en statique comme cela a déjà été énoncé [FEI 03, MAM 98], les effets de l'inertie et de la viscosité peuvent être négligés.

Deux observations peuvent rapidement être énoncées (figure 3.5) à partir des résultats des essais réalisés à 4 m/s : la plupart des courbes effort / déplacement présentent des oscillations et les valeurs de palier d'effort moyennes sont toujours inférieures (de plus de 50 % pour les éprouvettes à l'échelle 1 à 2 interfaces) à celles enregistrées en quasi-statique.

Il semble aussi que la valeur des crêtes des oscillations correspond à la valeur du palier d'effort en statique. Ceci signifie donc que les oscillations sont la principale cause de la chute de l'effort moyen. La figure 3.6 présente les images tirées du film réalisé à l'aide d'une caméra rapide (1000 images / s) lors d'un essai dynamique réalisé sur une éprouvette à l'échelle 1 à douze interfaces. Ces images sont focalisées sur un des deux cotés de l'éprouvette de façon à pouvoir déceler la présence d'oscillations de la structure. Ainsi, en comparant les différentes positions du côté de l'éprouvette au cours de la séquence vidéo, un va-et-vient peut être observé. Le haut du côté de l'éprouvette s'écarte vers l'extérieur puis revient dans sa position d'origine, puis se re-écarter et ainsi de suite. Ceci confirme le fait que les oscillations ne sont pas, dans ce cas, uniquement dues aux moyens d'essai mais qu'elles concernent aussi la structure. Les fréquences propres des éprouvettes doivent donc se retrouver dans les signaux enregistrés lors des différents essais.

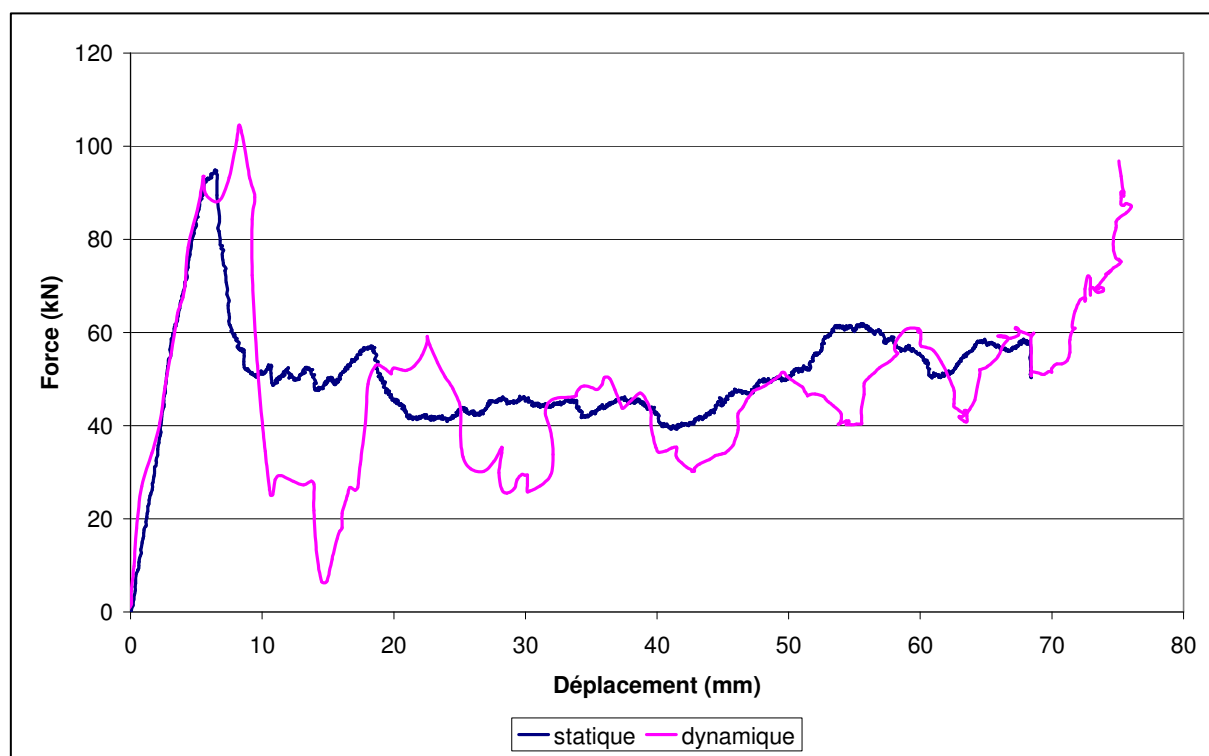


Figure 3.5 : Comparaison de courbes effort / déplacement statique et dynamique pour la configuration à l'échelle 1/2 à 6 interfaces.

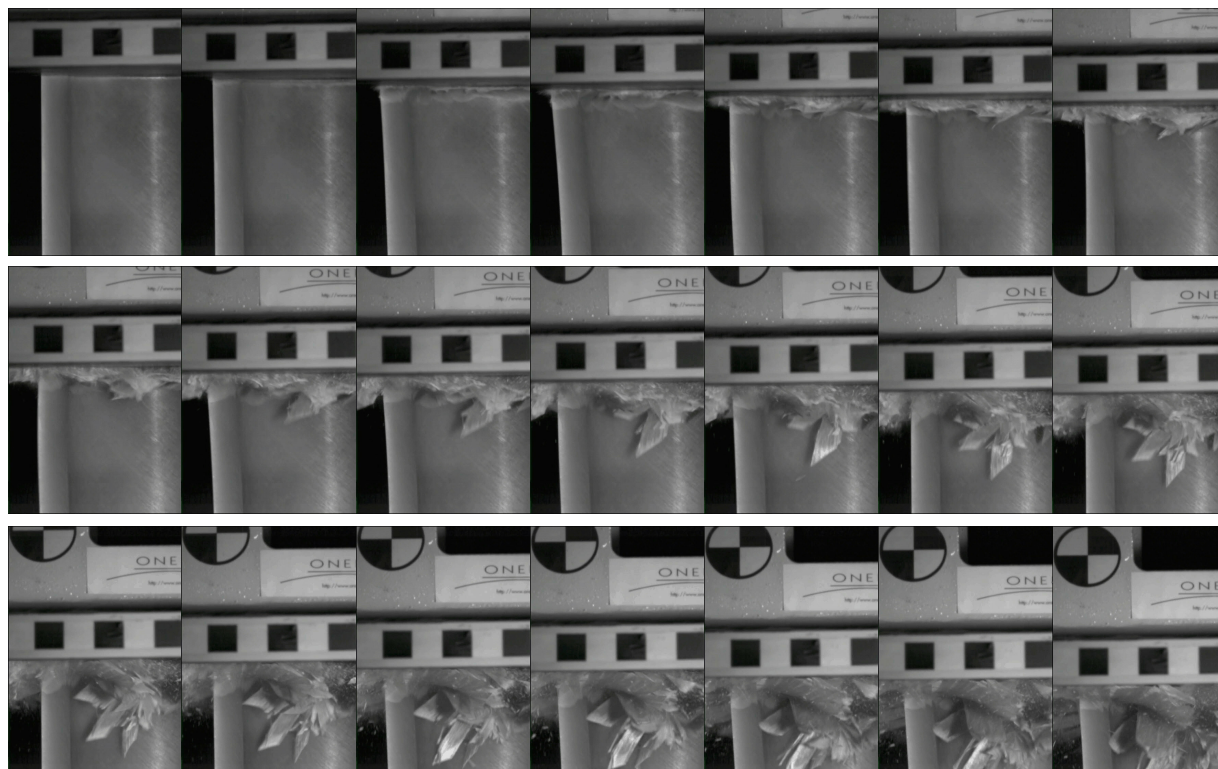


Figure 3.6 : Essai dynamique sur une structure à l'échelle 1 (à 12 interfaces) filmé à l'aide d'une caméra rapide (1000 images/s).

2-2 Analyse fréquentielle

2-2-1 Fréquences propres des éprouvettes

Lors de précédents travaux, les fréquences propres d'une éprouvette à l'échelle 1 présentant 8 interfaces et d'une à l'échelle $\frac{1}{2}$ à 2 interfaces avaient été mesurées en excitant de 0 à 5000 Hz les structures à l'aide d'un pot vibrant et en mesurant les réponses à l'aide d'accéléromètres et d'un vibromètre laser [DOR 01]. La figure 3.7 présente les conditions expérimentales utilisées lors de ces essais. Le tableau 3.1 présente les fréquences propres ainsi déterminées. Les fréquences propres de la structure à l'échelle $\frac{1}{4}$ sont déterminées en multipliant par 2 celles de la structure à l'échelle $\frac{1}{2}$ comme dans le cadre de la similitude de Cauchy (l'évolution des fréquences propres en β^{-1} peut être vérifiée en comparant les fréquences des structures à l'échelle $\frac{1}{2}$ et 1). Le fait que les éprouvettes d'une même échelle puissent présenter des séquences d'empilement différentes entraîne de petites variations au niveau des différentes fréquences propres, toutefois, ces variations restent limitées [REZ 95 & 97].

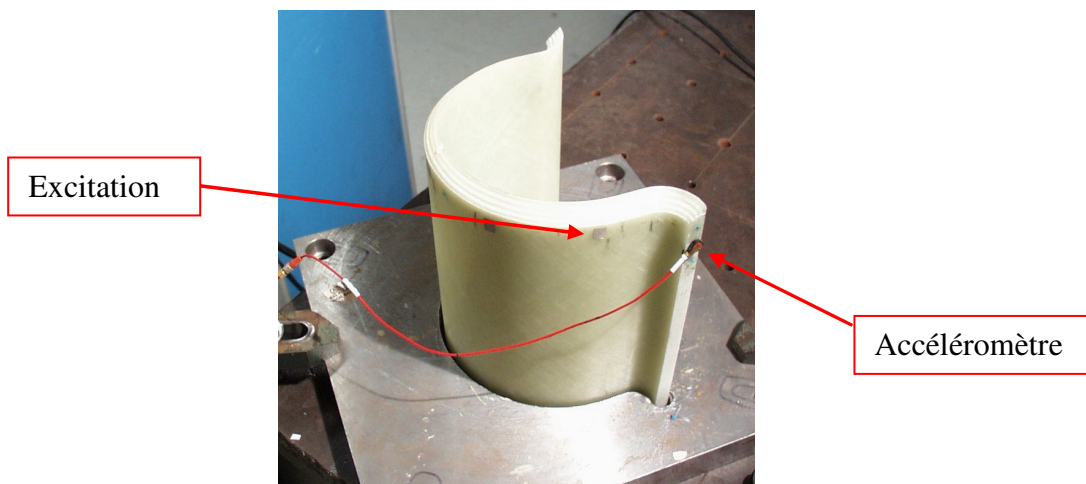


Figure 3.7 : Mesure des fréquences propres d'une éprouvette à l'échelle 1 présentant 8 interfaces.

De plus, les signaux enregistrés pendant les essais dynamiques sont très courts ce qui impose, lors de l'analyse fréquentielle, des pas en fréquences relativement grands. Par conséquent, l'analyse fréquentielle ne pouvant être qu'approximative, une recherche de plus de précision au niveau des fréquences propres des différentes échelles d'éprouvettes n'a pas

été jugée nécessaire. C'est pour cela que les mesures de fréquences propres n'ont pas été réalisées pour chaque configuration.

Echelle	Fréquences propres (Hz)			
	Mode I	Mode II	Mode III	Mode IV
1	432	960	1160	1424
1/2	800	1828	2276	2690
1/4	≈1600	≈3660	≈4550	≈5380

Tableau 3.1 : Premières fréquences propres des structures de forme oméga.

Une FFT (transformation de Fourier rapide) est alors appliquée aux signaux enregistrés lors des essais dynamiques afin de vérifier que les fréquences propres se retrouvent bien dans le spectre des signaux et donc prouver que les oscillations provoquant la chute d'effort ont bien une origine modale.

Pour ne pas surcharger ce rapport en graphiques, seuls les résultats obtenus pour quelques configurations pertinentes sont présentés dans les paragraphes suivants.

2-2-2 Echelle 1

Les courbes effort / déplacement des structures à l'échelle 1 présentent de fortes oscillations quelle que soit la configuration. De plus, comme cela a été vu sur la figure 3.6, la structure oscille pendant l'essai. Enfin, les éprouvettes à l'échelle 1 sont celles qui présentent les fréquences propres les plus faibles. Tout ceci explique pourquoi la recherche d'oscillations modales est d'abord réalisée pour cette échelle : si les fréquences propres n'apparaissent pas dans le spectre fréquentiel de ces signaux, les chances de les retrouver pour les échelles inférieures seront très faibles.

La figure 3.8 présente la courbe amplitude normée / fréquence obtenue par application de la FFT à la courbe effort / temps pour une configuration à 2 interfaces. La durée très courte du signal d'origine impose un pas en fréquence de 79 Hz. Pour plus de lisibilité, le terme correspondant à la fréquence de 0 Hz (et correspondant à l'effort moyen de palier) a été supprimé. Le principal pic présenté par la courbe correspond à une fréquence de 472 Hz très proche de la première fréquence propre de l'éprouvette qui est de 432 Hz. La courbe présente aussi des pics à 867 et 1023 Hz qui correspondent approximativement aux deuxième et troisième fréquences propres de la structure. Par conséquent, au moins une partie des oscillations présentées par l'effort résistant à l'écrasement sont d'origine modale.

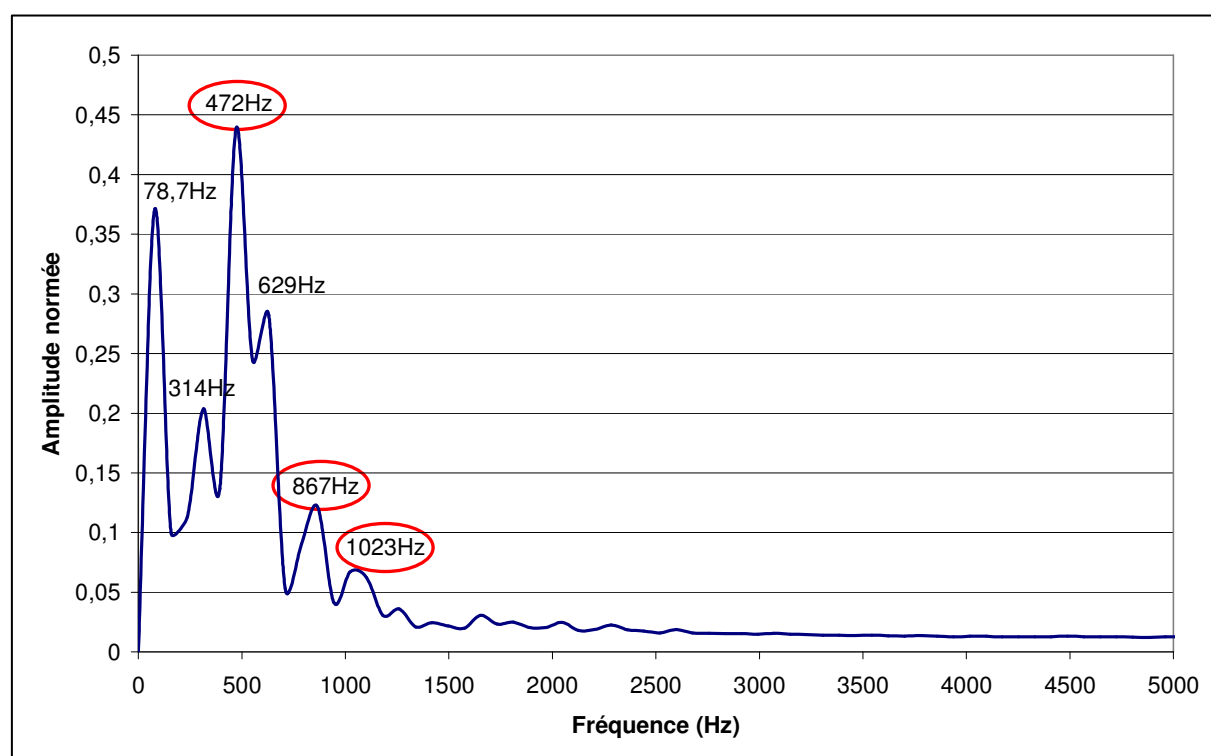


Figure 3.8 : Spectre fréquentiel du signal enregistré lors de l'essai dynamique d'une éprouvette à l'échelle 1 à 2 interfaces.

De même, la figure 3.9 présente le spectre fréquentiel obtenu à partir d'un essai dynamique réalisé sur une éprouvette à l'échelle 1 à 8 interfaces. Cette seconde courbe possède aussi un pic à 472 Hz correspondant à la première fréquence propre, mais les pics à 867 et à 1023 Hz n'existent plus. Par contre, les deux courbes (ainsi que celles correspondant aux autres configurations) présentent un pic à 630 Hz. Cette fréquence ne correspondant pas à

une fréquence propre de la structure, il est probable que cette fréquence soit liée à l'impacteur ou au puits de chute.

Enfin, les courbes présentent plus ou moins de perturbations en basses fréquences qui varient en fonctions des éprouvettes, même entre deux éprouvettes d'une même configuration. Par conséquent, ces pics de fréquences ne sont pas liés au montage expérimental et n'ont pas une origine modale.

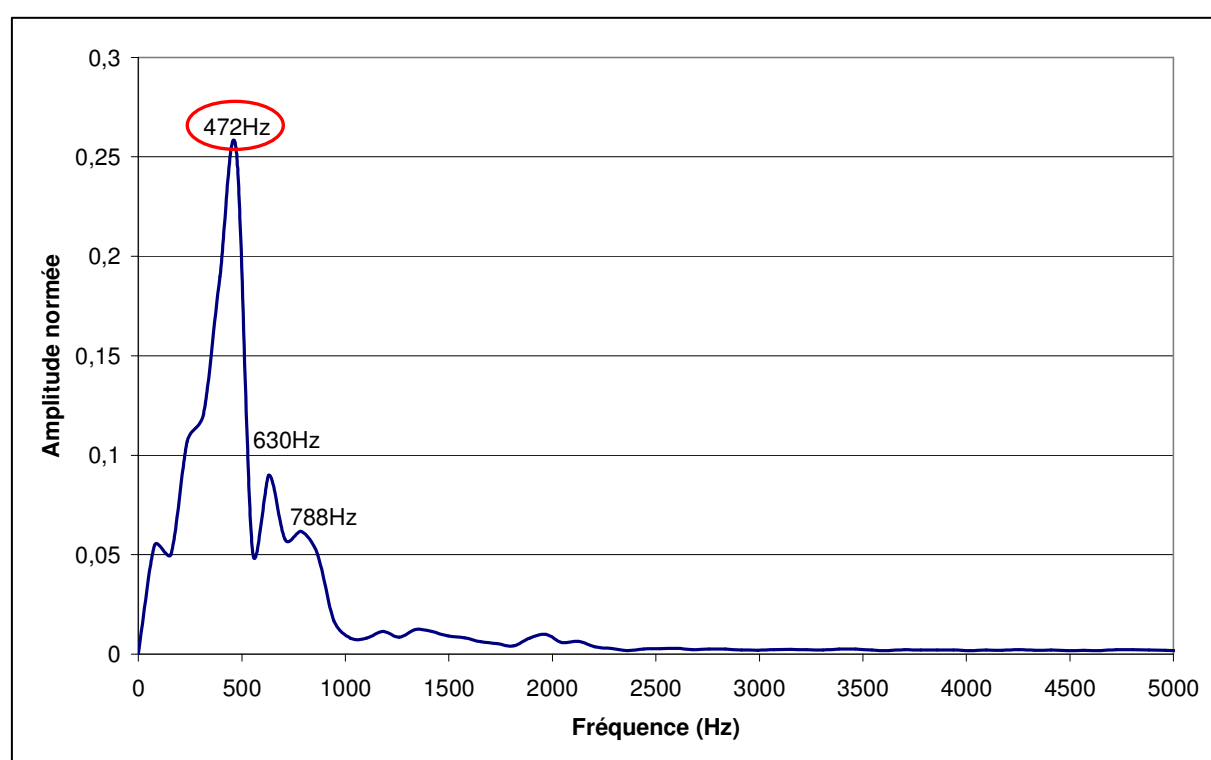


Figure 3.9 : Spectre fréquentiel du signal enregistré lors de l'essai dynamique d'une éprouvette à l'échelle 1 à 8 interfaces.

Lors de tous les essais réalisés sur des structures à l'échelle 1, les éprouvettes ont donc oscillé selon au moins un de leurs premiers modes propres. Pendant des mesures des fréquences propres, le premier mode a été décrit comme un basculement alternatif de la structure vers l'avant accompagné d'un écartement des cotés. Ce mode d'oscillations correspond aussi aux observations réalisées à partir des vidéos des essais dynamiques.

Tout ceci peut alors expliquer la diminution de la valeur du palier d'effort puisque lorsque la partie haute des cotés de l'éprouvette s'écarte, ces cotés présentent une résistance à l'écrasement inférieure à celle qu'ils possèdent lorsqu'ils restent parfaitement verticaux. Cela explique pourquoi, quand les cotés reviennent à leur position d'origine, l'effort remonte à une valeur proche de celle mesurée lors des essais statiques.

2-2-3 Echelle $\frac{1}{2}$

Tout comme les éprouvettes à l'échelle 1, les structures à l'échelle $\frac{1}{2}$ testées à 4 m/s présentent une valeur de palier d'effort inférieure à celle mesurée à 5 mm/min. Par conséquent, il est tout à fait probable que les oscillations modales mises en évidence pour les essais sur les éprouvettes à l'échelle 1 se retrouvent pour les structures à l'échelle $\frac{1}{2}$. Une analyse fréquentielle identique a donc été réalisée. La figure 3.10 présente le spectre fréquentiel obtenu pour une configuration à 2 interfaces.

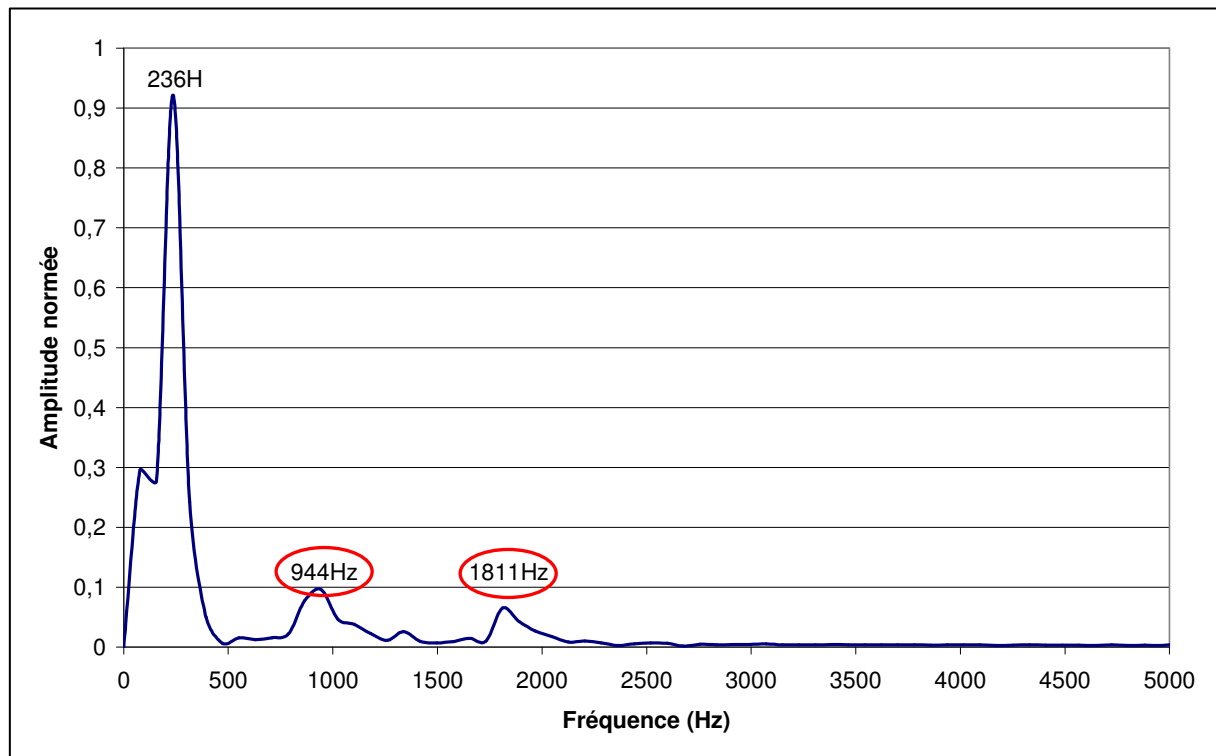


Figure 3.10 : Spectre fréquentiel du signal enregistré lors de l'essai dynamique d'une éprouvette à l'échelle 1/2 à 2 interfaces.

Cette figure présente des pics pour des fréquences de 944 et 1811 Hz proches des fréquences propres (826 et 1828 Hz) de l'éprouvette. Par conséquent, les oscillations de la structure ont encore une origine modale. De plus, comme pour l'échelle 1, les configurations possédant un nombre d'interfaces plus élevé semblent présenter un nombre inférieur de pics de fréquences et donc osciller selon une combinaison de modes propres moins nombreux. Enfin, des perturbations en basses fréquences sont encore présentes.

2-2-4 Echelle $\frac{1}{4}$

Contrairement aux échelles $\frac{1}{2}$ et 1, les paliers d'effort dynamiques des éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{4}$ présentent une chute plus faible en amplitude comparés à ceux mesurés en statique. De plus, comme le montre la figure 3.11, les éprouvettes ne semblent pas osciller.

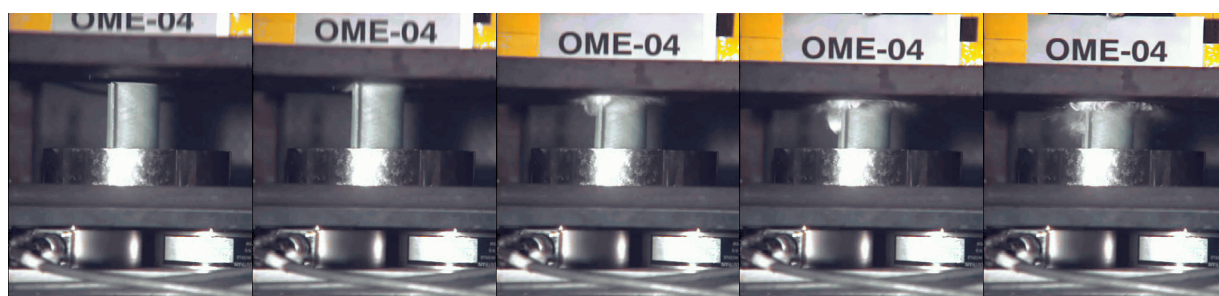


Figure 3.11 : Essai dynamique sur une structure à l'échelle $\frac{1}{4}$ filmé à l'aide d'une caméra rapide (1000 images/s).

Par contre, comme le met en évidence la figure 3.4, les courbes effort / déplacement des essais réalisés à l'aide du puits de chute présentent de fortes oscillations, alors que celles des essais réalisés avec le vérin dynamique ne semblent pas osciller. Pour cette échelle, l'analyse fréquentielle doit donc permettre de déterminer l'origine des oscillations mais aussi de comprendre les différences engendrées par les deux types de moyen d'essai.

Les figures 3.12 et 3.13 présentent les spectres fréquentiels issus des essais dynamiques réalisés sur les structures à l'échelle $\frac{1}{4}$ à l'aide du puits de chute et du vérin dynamique.

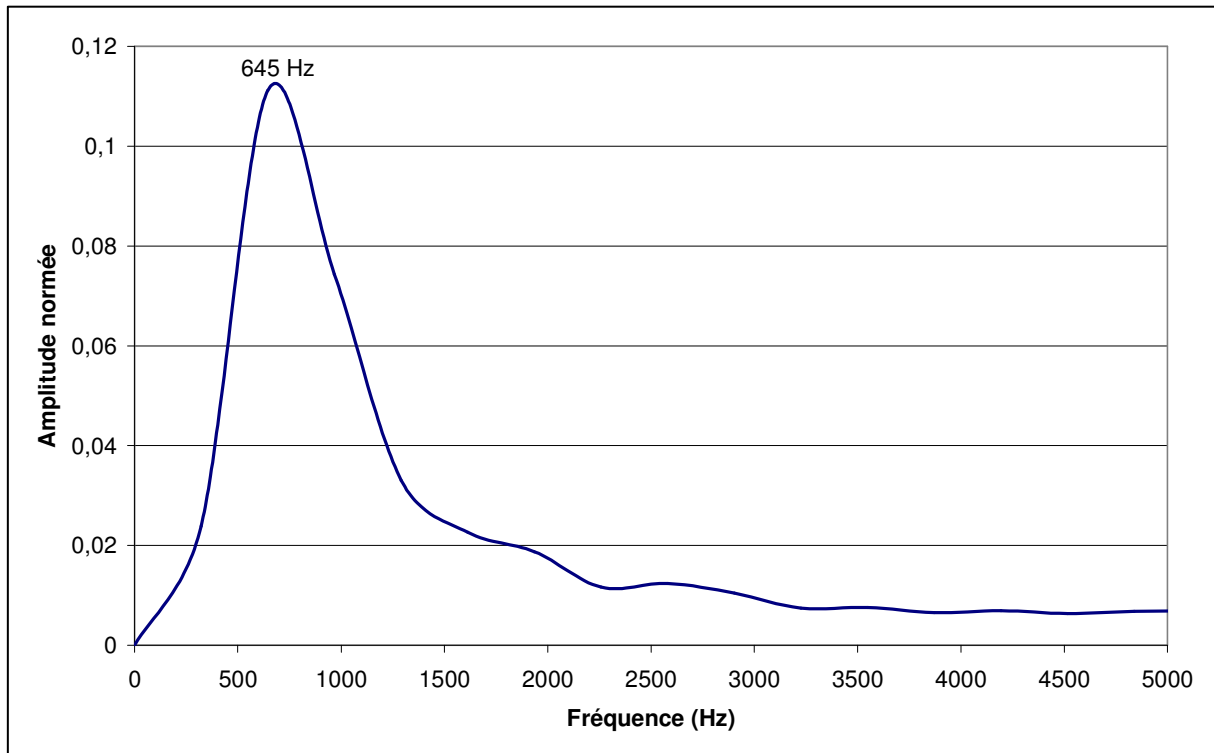


Figure 3.12 : Spectre fréquentiel du signal enregistré lors de l'essai réalisé à l'aide du puits de chute d'une éprouvette à l'échelle $\frac{1}{4}$.

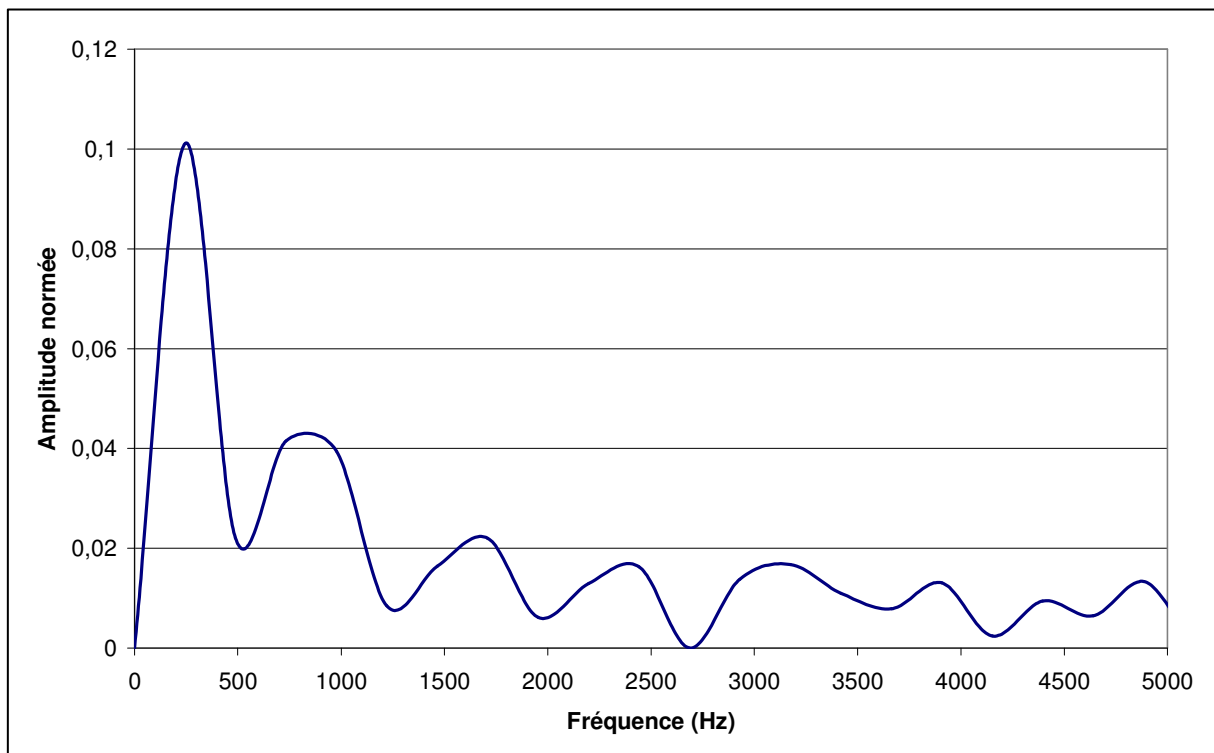


Figure 3.13 : Spectre fréquentiel du signal enregistré lors de l'essai réalisé avec le vérin dynamique d'une éprouvette à l'échelle $\frac{1}{4}$.

Le spectre fréquentiel des essais réalisés à l'aide du puits de chute ne présente qu'un unique pic pour une fréquence de 645 Hz. Cette fréquence ne correspondant pas à une fréquence propre de la structure, son origine n'est certainement pas modale. En analysant les mesures de déplacement de l'impacteur effectuées par les accéléromètres et par interférométrie optique, un mouvement parasite de balancement a été détecté. La fréquence observée est donc certainement due à ce mouvement de l'impacteur. Cette hypothèse est renforcée par le fait que la période temporelle de ces oscillations augmente avec la masse de l'impacteur (figure 3.4). Tout ceci justifie donc l'utilisation du filtre dans ce cas précis, tout en gardant quelques précautions puisque l'application du filtre modifie tout de même la forme du pic d'effort.

Inversement, le spectre des essais réalisés à l'aide du vérin dynamique présente de très nombreux pics alors que le signal temporel semble stable. Toutefois, aucune des fréquences ne correspond à une fréquence propre de la structure. Toutes ces fréquences sont donc certainement liées au vérin dynamique, au système de mise en vitesse ou à la boucle d'asservissement et non à la structure étudiée.

Par conséquent, quel que soit le moyen d'essai utilisé, les éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{4}$ n'ont pas connu d'oscillations modales. Ceci explique pourquoi les valeurs des paliers d'effort en statique et en dynamique sont relativement proches. Cette observation confirme qu'il existe un lien direct entre l'existence d'oscillations modales lors des essais et la valeur moyenne des paliers d'effort, ce qui pose alors la question de la prévision de ces oscillations.

2-3 Interprétation

Les oscillations modales que connaissent les éprouvettes au cours des essais s'expliquent par le fait que la sollicitation est réalisée via un impact. Un impact s'apparente, du point de vue de la dynamique des structures, à une impulsion Dirac. Théoriquement, ce type d'impulsion parfaite excite toutes les fréquences avec une amplitude identique. Mais un impact, contrairement au Dirac, possède une durée T non nulle et une amplitude de valeur finie (figure 3.14 a). L'excitation provoquée par ce type d'impulsion est alors un sinus

cardinal de pseudo-période $1/T$ (figure 3.14 b). Mais il est communément admis qu'au-delà d'une fréquence de coupure f_c correspondant à une chute d'amplitude de 10 dB de ce sinus cardinal, l'excitation n'est plus suffisante, la structure ne recevant plus assez d'énergie. Ce modèle est formulé pour des impacts non-destructifs donc différents de ce qui se produit dans le cas d'essais de crash. Ici, il est difficile de déterminer une durée d'impact (ou alors il faut considérer la durée totale de l'essai) et donc de déterminer la fréquence au-delà de laquelle les fréquences ne sont plus excitées. Toutefois, vu les considérations précédentes, il est évident que la gamme de fréquences excitées est limitée. Seules les basses fréquences et donc les premières fréquences propres sont concernées.

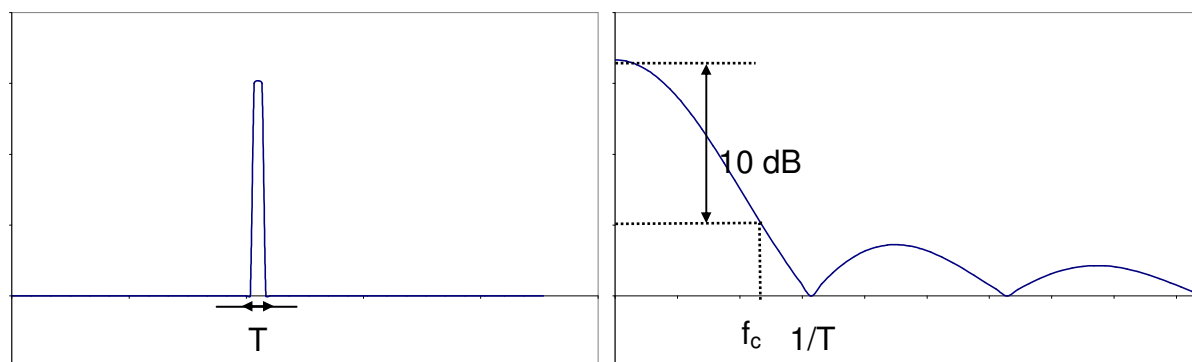


Figure 3.14 : a) Signal temporel d'un impact et b) spectre fréquentiel correspondant.

Les essais étant réalisés à vitesse constante, il est probable que les plages de fréquences excitées pour les différents essais sont comparables (même si la masse d'impact varie). Or, la similitude de Cauchy prévoit que les fréquences propres de la structure évoluent avec l'inverse du facteur d'échelle (en négligeant les effets liés à la non-conservation de la séquence d'empilement) et ce résultat a été vérifié au paragraphe 2-2-1 de ce chapitre. Les fréquences propres de la structure à l'échelle $1/4$ sont donc plus élevées que celles des échelles $1/2$ et 1 . Par conséquent, le fait que les éprouvettes à l'échelle $1/4$ n'oscillent pas pendant les essais dynamiques s'explique certainement par une non-excitation de leurs fréquences propres.

En conséquence, même si seule une étude des fréquences propres des différentes échelles et configurations d'éprouvettes peut permettre de prévoir l'apparition d'oscillations modales, une conclusion peut tout de même être énoncée dans l'optique de la réduction

d'échelle : si une structure présente des oscillations modales, alors toutes les structures d'échelles supérieures dimensionnées et testées dans le cadre de la similitude de Cauchy oscilleront.

Dans le cas présent, les structures à l'échelle $\frac{1}{4}$ n'oscillent pas, celles à l'échelle $\frac{1}{2}$ oscillent donc il est prévisible que celles à l'échelle 1 présenteront aussi des oscillations modales. Un problème aurait pu se produire dans l'optique de l'utilisation d'essais sur maquettes si les éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{2}$ n'avaient pas oscillé puisque la prévision de ces oscillations auraient été impossible à partir des seuls essais réalisés sur modèles réduits, et donc, il aurait été impossible de prédire la valeur moyenne du palier d'effort, puisque ces oscillations l'influencent.

Les oscillations modales peuvent réduire la résistance à l'écrasement des absorbeurs d'énergie de géométrie oméga comme cela a été décrit précédemment. Mais d'autres types d'oscillations se produisent lors des essais dynamiques. Ces oscillations peuvent être des oscillations modales de l'impacteur ou du système de fixation des éprouvettes, elles peuvent aussi provenir de phénomène de *stick-slip* (adhérence – glissement) au niveau des différents contacts entre plis ou entre l'impacteur et la structure ou d'une fissuration instable qu'elle soit inter ou intralaminare. Enfin, un autre phénomène peut aussi provoquer des oscillations : suite à l'impact, une onde de compression se propage dans l'éprouvette à la vitesse du son. Lorsque cette onde arrive au pied de l'éprouvette, une partie est réfléchi et repart vers le haut. Puis cette onde est à nouveau en partie réfléchi et ainsi de suite. Même si chaque réflexion entraîne une atténuation, cette onde peut provoquer l'apparition d'une fréquence d'oscillation égale à la vitesse du son dans le matériau divisée par la hauteur de l'éprouvette*. Mais un calcul rapide met en évidence que les fréquences ainsi générées sont en dehors de la bande étudiée.

* Ce résonnement est formulé pour un cas à une seule dimension. Dans le cas d'une structure à trois dimensions, comme pour les absorbeurs d'énergie étudiés ici, l'atténuation de l'onde est renforcée par la dispersion dans le volume. De plus, l'anisotropie du matériau constituant les plis modifie la direction de propagation de cette onde, augmentant encore cette atténuation. Par conséquent, même si la fréquence de cette onde avait été dans la gamme étudiée, son amplitude aurait certainement été négligeable comparée à celle des autres sources d'oscillations.

En effet, la vitesse de l'onde est plus faible dans la direction transverse que selon la direction des fibres, donc c'est dans la direction transverse que la fréquence est la plus faible. La masse volumique du matériau est de 1998 kg / m^3 et, dans cette direction, le module d'Young est de 10340 MPa . Cela donne pour une éprouvette à l'échelle 1 une fréquence d'environ 11380 Hz . Par conséquent, quelle que soit l'échelle de l'éprouvette testée, la fréquence correspondant à l'onde de compression est en dehors de la bande de fréquences $0 - 5000 \text{ Hz}$ étudiée.

De plus, quelle que soit la cause de ces oscillations, leur effet sur l'effort moyen de palier est négligeable. En effet, les oscillations liées aux moyens d'essai perturbent le signal enregistré sans en modifier sa valeur moyenne puisqu'elles n'influencent pas la résistance de la structure. De même, que les fissurations se produisent de manière continue ou intermittente, elles aboutissent au même état final, par conséquent la même quantité d'énergie est absorbée et donc l'effort moyen correspondant est le même. Donc, seules les oscillations modales peuvent modifier la valeur moyenne des paliers d'effort et donc l'énergie totale absorbée. La figure 3.15 illustre schématiquement tout ceci.

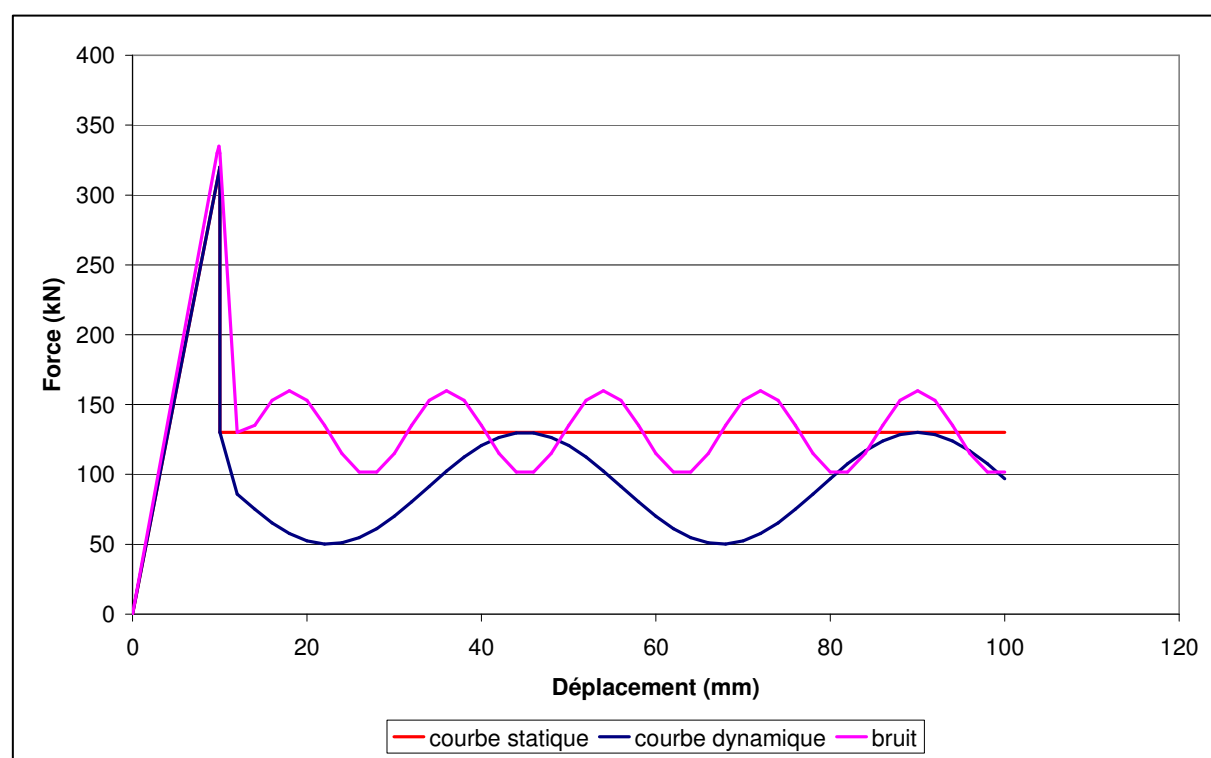


Figure 3.15 : Influences schématiques des différentes sources d'oscillations.

Enfin, pour être le plus exhaustif possible à propos de l'étude des spectres fréquentiels, une remarque peut être énoncée à propos des « perturbations » observées en basses fréquences. En effet, la plupart des spectres fréquentiels, quelle que soit l'échelle ou la configuration étudiée, présentent un pic élevé en basses fréquences. En isolant la droite moyenne du palier d'effort des courbes force / temps tout en conservant la même discrétisation temporelle et en lui appliquant une FFT, un pic identique en fréquence et en amplitude (figure 3.16) à celui considéré comme une « perturbation » en basses fréquences peut être observée (figure 3.8.). Autrement dit, ce pic ne correspond pas à une oscillation parasite mais à la décomposition en fonctions sinusoïdales d'un signal linéaire.

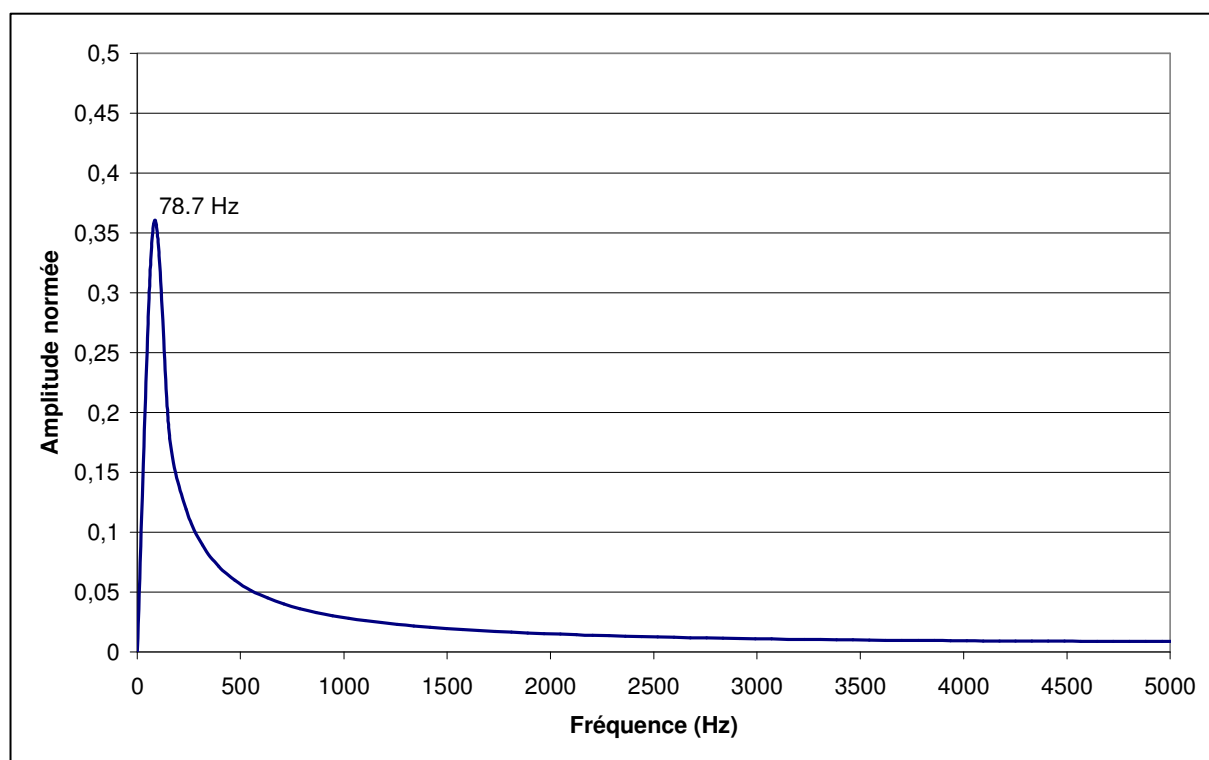


Figure 3.16 : Spectre fréquentiel de la droite moyenne du palier d'effort d'une éprouvette à l'échelle 1 à 2 interfaces testée à 4 m/s.

Par conséquent, les seules sources d'oscillations à avoir une influence sur la valeur moyenne du palier d'effort sont les oscillations modales. Toutes les autres sources peuvent donc être négligées lors de l'adaptation du polynôme du chapitre précédent au cas des absorbeurs d'énergie sollicités en dynamique.

2-4 Conséquence sur le polynôme

Bien entendu, toutes les considérations phénoménologiques précédentes ont une conséquence sur le polynôme (2.5) du chapitre 2. Pour pouvoir tenir compte de la chute de la valeur moyenne des paliers d'effort provoquée par les oscillations modales, il faut intégrer au polynôme (2.5) la valeur moyenne d'une fonction de forme $\sin(\omega t + \phi)$. Toutefois, ce facteur $\frac{1}{2}$ ne concerne pas tout le polynôme. En effet, les phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces ne sont pas influencés par les oscillations, donc le coefficient A du polynôme ne doit pas être divisé par 2. Inversement, les coefficients B et C étant liés à la résistance en flexion des plis sont directement influencés par les oscillations modales et doivent donc être divisés par 2. Dans le cas où les éprouvettes oscillent, le polynôme devient donc :

$$F_{pal.osc} = A n \beta^2 + \frac{1}{2} (B \beta - C) \quad (3.1)$$

De même, dans le cas d'essais dynamiques présentant des oscillations modales, la relation de changement d'échelle prend la forme suivante :

$$F_{pal.osc}[\beta^o, n^o] = F_{pal.osc}[\beta, n] \left(\frac{\beta^o}{\beta} \right)^2 + A \beta^{o2} (n^o - n) + \frac{B}{2} \beta^o \left(1 - \frac{\beta^o}{\beta} \right) - \frac{C}{2} \left(1 - \left(\frac{\beta^o}{\beta} \right)^2 \right) \quad (3.2)$$

Pour vérifier que les relations (3.1) et (3.2) permettent bien de prédire la valeur moyenne de l'effort de palier des différentes configurations de prototypes, une identification des coefficients A, B et C a été réalisée en utilisant la méthode décrite dans le paragraphe précédent en tenant compte de la présence ou de l'absence d'oscillations modales selon les cas. Le tableau 3.2 regroupe les nouvelles valeurs ainsi déterminées.

Coefficients	Valeurs (kN)
A	5,92
B	105,98
C	14,02

Tableau 3.2 : Valeurs des coefficients du polynôme (3.1) identifiées à partir des essais dynamiques réalisés sur modèles réduits.

Les valeurs de coefficients déterminées en dynamique sont quasiment identiques à celles déterminées en statique. Ceci confirme donc que, mis à part les oscillations modales, les phénomènes qui se produisent en dynamique sont les mêmes qu'en statique. Toutefois, la valeur du coefficient A est légèrement inférieure à celle du chapitre 2. Cette observation laisse sous entendre qu'au moins un des phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces entre plis est influencé par la vitesse de l'essai. L'explication la plus probable est que la vitesse influence les coefficients de frottements. En effet, il a déjà été observé [MAM 98, RAB 95, PAN 04, TOL 67] que les coefficients de frottements dynamiques sont généralement plus faibles que ceux statiques pour la plupart des matériaux.

Enfin, le fait que les valeurs des coefficients soient quasi identiques en statique et en dynamique confirme l'absence d'influence de la viscoélasticité/plasticité ou des effets d'inertie sur la résistance à l'écrasement de la structure. Ceci est aussi confirmé par le fait que ces phénomènes auraient pour effet une augmentation de la résistance à l'écrasement de la structure alors que c'est une diminution qui est observée lors des essais dynamiques.

3 Résultats du changement d'échelle pour les essais dynamiques

3-1 Comparaison avec les résultats des prototypes

Comme dans le chapitre 2, les valeurs de paliers d'effort correspondant aux différentes configurations de prototypes sont calculées à partir du polynôme (3.1) dont les coefficients ont été identifiés à partir d'essais sur des modèles réduits. Puis, ces valeurs sont comparées à celles mesurées lors des essais sur les éprouvettes à l'échelle 1. Les résultats ainsi obtenus sont regroupés dans le tableau 3.3.

Séquence d'empilement	Nombre d'interfaces n	Valeur d'effort calculée (kN)	Valeur d'effort mesurée (kN)	Erreur (%)
$[+45_4/-45_4]_s$	2	57,84	45,45	27,26
$[+45_2/-45_2]_{2s}$	4	69,68	88,15	-20,95
$[(+45_2/-45_2)_2]_s$	6	81,52	83,73	-2,64
$[+45/-45]_{3s}$	8	93,36	106,02	-11,94
$[(+45/-45)_2]_{2s}$	12	117,04	104,84	11,64

Tableau 3.3 : Comparaison des valeurs de paliers d'effort mesurées expérimentalement en dynamique et calculées par la méthode polynomiale.

Les erreurs relatives restent acceptables même si elles sont plus élevées qu'en statique. L'augmentation des niveaux d'erreur vient du fait que les différents points, notamment ceux des éprouvettes à l'échelle 1, s'alignent nettement moins bien sur la droite moyenne des courbes palier d'effort/ nombre d'interfaces comme le prouve la figure 3.17. Une interpolation de degré supérieure par rapport au nombre d'interfaces pourrait permettre de réduire cette erreur, mais cela demanderait d'augmenter le nombre d'essais sur maquette pour identifier le polynôme. De plus, aucune observation phénoménologique, mis à part la dispersion expérimentale, ne permet d'expliquer ce résultat.

Outre la dispersion expérimentale plus importante pour ces essais qu'en statique, une autre explication peut être avancée. Dans le polynôme (3.1), les oscillations modales sont prises en compte en ajoutant un facteur $\frac{1}{2}$ à certains coefficients comme si les oscillations étaient parfaitement sinusoïdales. Or, comme le montre, par exemple, la figure 3.5, la forme des oscillations enregistrées n'est pas parfaitement sinusoïdale. Par conséquent, le facteur $\frac{1}{2}$ n'est qu'une approximation de la valeur moyenne des oscillations enregistrées. Cette remarque s'applique aux oscillations modales, mais aussi aux autres types d'oscillations qui théoriquement ne modifient pas la valeur moyenne du palier d'effort à condition qu'elles soient parfaitement symétriques.

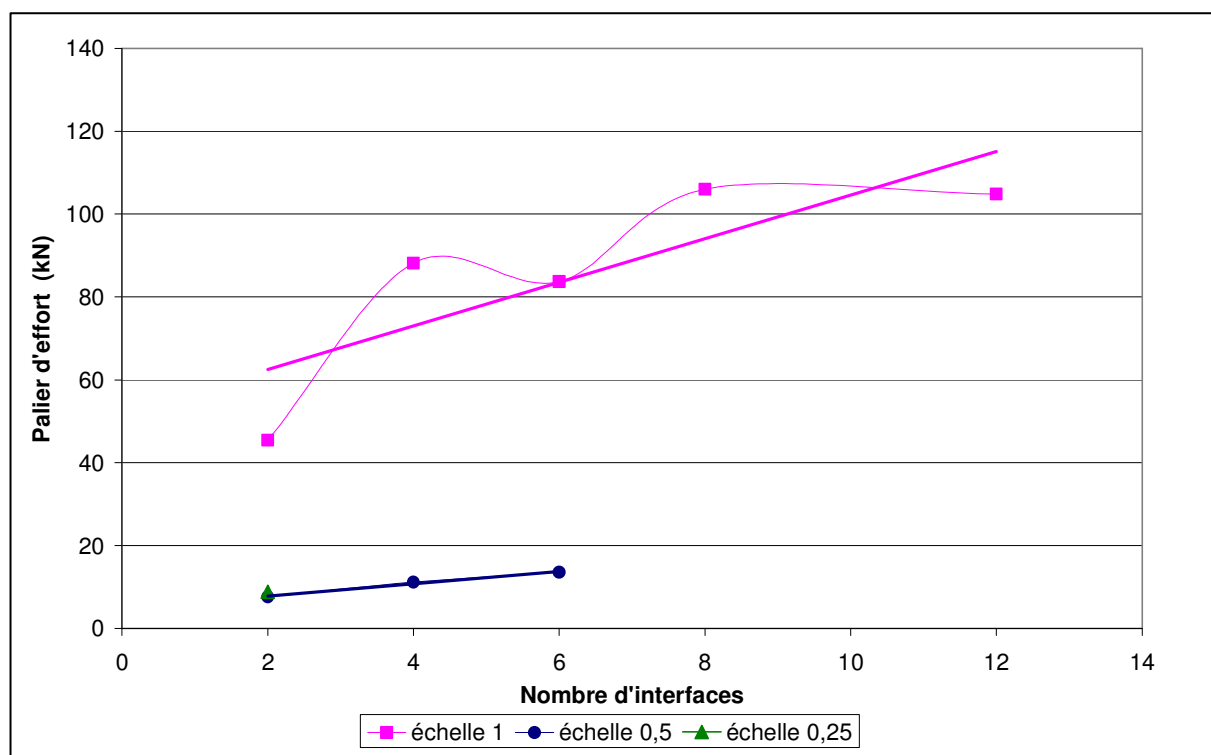


Figure 3.17 : Courbes valeurs moyennes des paliers d'effort/nombre d'interfaces correspondants aux essais dynamiques.

Par conséquent, l'erreur commise par la méthode proposée est plus élevée en dynamique qu'en statique mais reste satisfaisante. Toutefois, pour réellement quantifier le gain qu'elle apporte, une comparaison avec les résultats de la similitude de Cauchy est nécessaire.

3-2 Comparaison avec la similitude de Cauchy

En terme de quantité de résultats, la méthode restant rigoureusement la même qu'en statique, elle permet toujours de déterminer les valeurs moyennes de palier d'effort pour toutes les configurations testées de prototype à partir des résultats de trois essais sur des modèles réduits (de deux échelles différentes).

En terme de précision, les résultats sont plus éloignés des mesures réalisées lors des essais de crash des prototypes. Mais l'erreur commise avec la similitude de Cauchy pour les

essais dynamiques est également plus élevée qu'en statique. Le nombre de combinaisons étant encore très important, seuls quelques exemples sont traités dans la suite de ce paragraphe (un tableau regroupant l'ensemble des résultats est, comme pour le cas statique, présenté en annexe). Le tableau 3.4 présente les résultats de la similitude de Cauchy obtenus à partir des essais réalisés sur les maquettes à l'échelle $\frac{1}{4}$ à deux interfaces et à l'échelle $\frac{1}{2}$ à deux et six interfaces et les compare à la valeur mesurée pour l'éprouvette à l'échelle 1 présentant 2 interfaces ($F_{\text{pal.osc}} [1, 2] = 45,45 \text{ kN}$). De même, le tableau 3.5 présente les résultats obtenus à partir des mêmes essais sur modèles réduits comparés à la valeur mesurée pour une échelle 1 à 6 interfaces ($F_{\text{pal.osc}} [1, 6] = 83,73 \text{ kN}$).

Echelle	Séquence d'empilement	F_{palier} (kN)	$F_{\text{palier}}/\beta^2$ (kN)	Erreur (%)
$\frac{1}{2}$	$[+45_2/-45_2]_s$	7,6	30,5	-32,9
$\frac{1}{2}$	$[(+45/-45)_2]_s$	13,6	54,2	19,3
$\frac{1}{4}$	$[+45/-45]_s$	8,8	141,3	210,9

Tableau 3.4 : Résultats obtenus par la similitude de Cauchy comparés à la structure à l'échelle 1 à 2 interfaces.

Echelle	Séquence d'empilement	F_{palier} (kN)	$F_{\text{palier}}/\beta^2$ (kN)	Erreur (%)
$\frac{1}{2}$	$[+45_2/-45_2]_s$	7,6	30,5	-63,6
$\frac{1}{2}$	$[(+45/-45)_2]_s$	13,6	54,2	-35,3
$\frac{1}{4}$	$[+45/-45]_s$	8,8	141,3	68,7

Tableau 3.5 : Résultats obtenus par la similitude de Cauchy comparés à la structure à l'échelle 1 à 6 interfaces.

La similitude de Cauchy aboutit à des résultats totalement inexploitable comme le montrent les tableaux précédents. Cela s'explique car, comme en statique, ni l'influence du nombre d'interfaces ni l'effet d'échelle ne sont pris en compte. A cela s'ajoute le fait que la similitude de Cauchy ne permet pas d'intégrer l'influence des oscillations modales puisque ces oscillations ne sont pas présentes pour toutes les échelles de la structure et n'influencent

pas toutes les composantes de l'effort résistant à l'écrasement. Cette non prise en compte d'un phénomène capable de réduire considérablement la résistance de la structure vient s'ajouter aux autres sources d'erreurs et entraîne le fait que les résultats sont encore plus éloignés des valeurs mesurées expérimentalement.

Par conséquent, la méthode utilisant un polynôme empirique permet d'intégrer l'influence de phénomènes modaux ce qui est impossible avec la similitude de Cauchy. Les résultats sont alors nettement plus précis que ceux issus de la méthode classique. Enfin, l'erreur moyenne est inférieure à 10% et l'erreur maximale est inférieure à 28% alors que la similitude de Cauchy, pour ce cas précis, ne fournit pas toujours le bon ordre de grandeur.

4 Validation sur le cas des éprouvettes à 3 orientations

Tout comme pour les essais sur les éprouvettes présentant deux orientations de plis, les paliers d'effort des structures à trois orientations sont moins élevés en dynamique qu'en statique. De plus, comme dans le cas précédent, les courbes effort / déplacement présentent de fortes oscillations. Une analyse fréquentielle a donc été entreprise afin de vérifier si ces oscillations sont encore d'origine modale. Toutefois, les fréquences propres des structures à trois orientations n'ayant pas été mesurées, cette analyse ne peut se faire qu'en comparant les pics de fréquences des différentes configurations entre elles et avec celles à deux orientations.

La figure 3.18 présente le spectre fréquentiel d'un essai réalisé sur une structure à échelle $\frac{1}{2}$. Le spectre de la structure à l'échelle $\frac{1}{2}$ présente encore des perturbations en basses fréquences et un pic qui s'étend de 627 à 784 Hz. Ce dernier pic est relativement proche de la première fréquence propre mesurée sur les structures à deux orientations qui est de 800 Hz. Il est donc tout à fait probable que ce pic de fréquence démontre la présence d'oscillations modales.

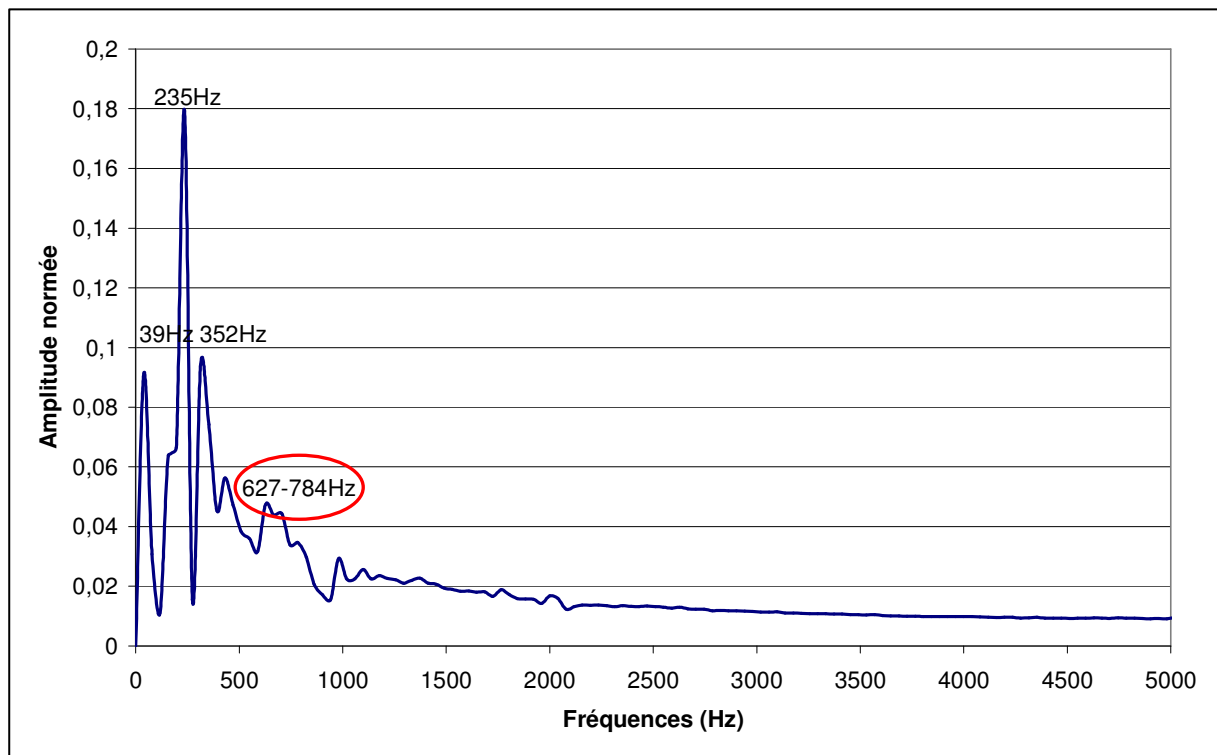


Figure 3.18 : Spectres fréquentiels de l'éprouvette à l'échelle $\frac{1}{2}$ à 3 orientations de plis.

La figure 3.19 présente une comparaison des spectres fréquentiels issus des essais des trois configurations de structures à l'échelle 1. Pour les trois configurations d'éprouvettes, les spectres présentent des pics entre 470 et 510 Hz. Cette bande de fréquences est proche de la première fréquence propre des éprouvettes à l'échelle 1 à deux orientations de plis qui est de 432 Hz. De plus, cette bande de fréquences correspond approximativement au double de la fréquence mesurée pour l'échelle $\frac{1}{2}$. Par conséquent, les éprouvettes semblent encore avoir oscillé selon leur premier mode propre pendant les essais dynamiques.

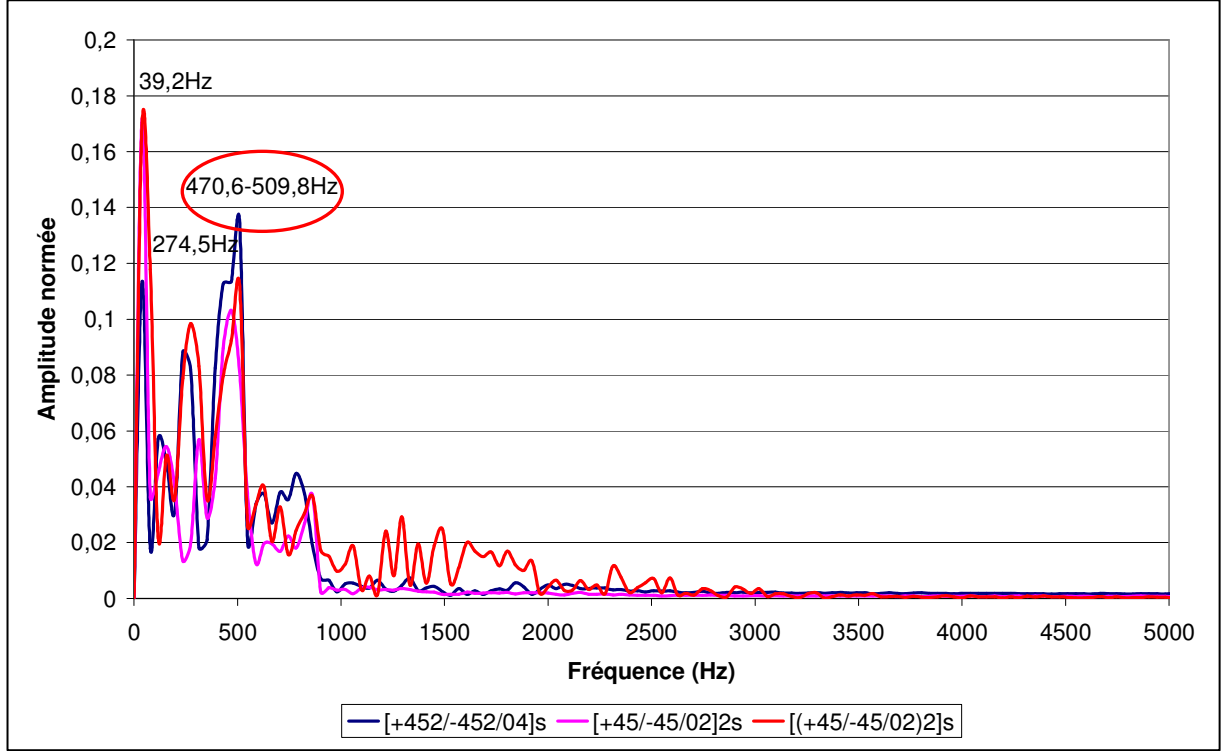


Figure 3.19 : Spectres fréquentiels des éprouvettes à l'échelle 1 à 3 orientations de plis.

Les éprouvettes à trois orientations de plis, tout comme celles à deux orientations, semblent donc bien avoir connu des oscillations modales qui ont provoqué une chute de la valeur moyenne du palier d'effort. Il est donc possible de modifier, comme dans le cas à deux orientations, le polynôme identifié en statique pour y intégrer les effets des oscillations modales. Tout comme pour le cas à deux orientations, les oscillations modales se manifestent au niveau des coefficients B et C en faisant apparaître un coefficient $\frac{1}{2}$. Le polynôme devient donc :

$$F_{pal.osc} = (A_{45}n_{45} + A_{45/0}n_{45/0} + A_{0/0}n_{0/0})\beta^2 + (B_{45} + B_0)\frac{\beta}{2} - \frac{1}{2}(C_{45} - C_0) \quad (3.3)$$

Mais, comme en statique, le manque de données expérimentales pose un problème pour l'identification du polynôme. Deux possibilités sont alors envisageables : soit, comme pour le cas statique, considérer que les coefficients identifiés pour les éprouvettes à deux orientations testées en dynamique restent vrais pour les éprouvettes à trois orientations, soit

considérer que les termes B et C des essais sur des éprouvettes à trois orientations présentant des oscillations sont égaux à la moitié de ceux identifiés en statique. Autrement dit, le manque de données expérimentales peut être contourné en injectant des coefficients issus soit des essais des éprouvettes à trois orientations testées en statique ou soit des essais dynamiques d'éprouvettes à deux orientations de plis. Les tableaux 3.6 et 3.7 présentent les coefficients déterminés en utilisant ces deux possibilités. Comme dans le chapitre précédent, ces coefficients permettent de passer par tous les points expérimentaux. Par contre, le nombre de résultats d'essais étant insuffisant, il est impossible de valider cette méthode dans ce cas ni même de déterminer lequel des deux jeux de coefficients est le mieux adapté.

Coefficients	Valeurs (kN)
$A_{\pm 45}$	-5,83
$A_{45/0}$	-0,11
$A_{0/0}$	0,15
B_{45}	26,50
B_0	117,56
C_{45}	3,50
C_0	28,80

Tableau 3.6 : Valeurs des coefficients du polynôme (3.3) identifiés en utilisant les résultats des essais statiques sur les éprouvettes à 3 orientations.

Coefficients	Valeurs (kN)
$A_{\pm 45}$	5,92
$A_{45/0}$	-5,93
$A_{0/0}$	-5,93
B_{45}	26,50
B_0	38,86
C_{45}	3,50
C_0	26,17

Tableau 3.7 : Valeurs des coefficients du polynôme (3.3) identifiés en utilisant les résultats des essais dynamiques sur les éprouvettes à 2 orientations.

Les coefficients déterminés à partir de ceux correspondant aux éprouvettes à deux orientations testées en dynamique et de ceux issus des éprouvettes à 3 orientations testées en statique sont différents. Si ces deux méthodes avaient convergé vers une même solution, cela aurait permis de valider les deux hypothèses. Mais cela n'est pas le cas et les liens qui existent entre ces coefficients et la phénoménologie du crash ne permettent pas de dire si l'un de deux jeux possède plus de sens physique que l'autre. De plus, il a été remarqué lors de la détermination qu'une variation très faible de l'un des coefficients entraîne des modifications très importantes des autres. Par conséquent, seule une augmentation du nombre de points expérimentaux pourrait permettre d'identifier rigoureusement tous les coefficients nécessaires à la construction d'un polynôme utilisable dans la méthode de réduction d'échelle.

Toutefois, il est possible de noter que dans les deux cas, les coefficients A correspondant aux phénomènes qui se produisent aux interfaces sont complètement bouleversés. Il est donc tout à fait probable que ces phénomènes subissent l'influence de la vitesse de sollicitation. Lors de l'étude du cas des éprouvettes à deux orientations, une diminution du coefficient A a été observée et l'hypothèse a été faite que cela démontrait une diminution du coefficient de frottement entre les plis. Il est donc très probable que, pour les structures à trois orientations de plis, les interfaces délaminales subissent une influence semblable quelle que soit leur nature.

Lors des essais dynamiques sur les éprouvettes à trois orientations, une des quatre éprouvettes à l'échelle 1 de séquence d'empilement $[(+45/-45/0_2)_2]_s$ n'a pas oscillé comme le montre la figure 3.20. Le palier d'effort mesuré lors de cet essai est inférieur de 18 % par rapport à celui des essais réalisés en statique mais reste bien supérieur à celui des essais présentant des oscillations modales. Par conséquent, mis à part les oscillations modales, l'augmentation de la vitesse de sollicitation entraîne bien une diminution de la résistance à l'écrasement de la structure. L'explication la plus évidente est que les coefficients de frottement chutent entre la statique et la dynamique, ce qui entraîne une diminution notable de l'énergie absorbée.

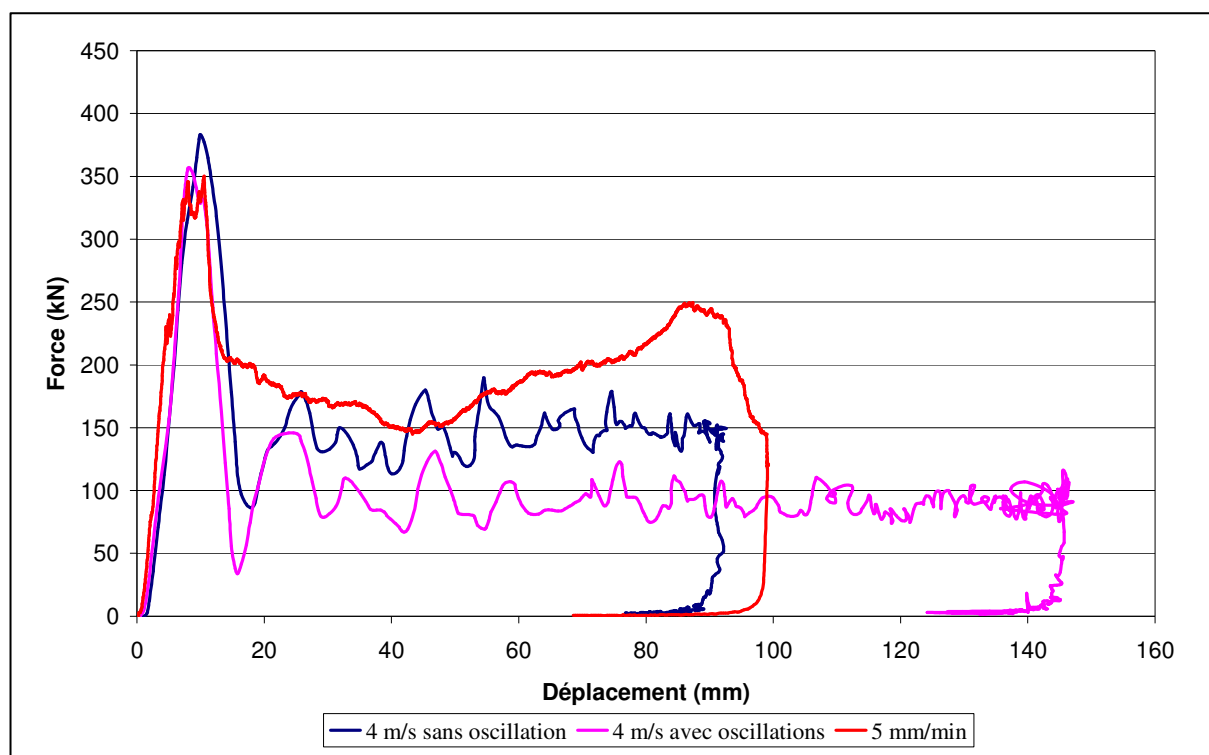


Figure 3.20 : Comparaison entre des essais à 5 mm/min, 4 m/s avec et sans oscillations modales pour la configuration $[(+45/-45/0_2)_2]_s$ à l'échelle 1.

Par conséquent, les oscillations modales sont ici aussi en partie responsables de la diminution de la valeur moyenne du palier d'effort. Mais, comme pour les éprouvettes à deux orientations de plis, la vitesse semble avoir aussi causé une chute des coefficients de frottement et donc de l'énergie absorbée. Les éprouvettes à trois orientations présentant globalement un plus grand nombre d'interfaces délaminantes, ce phénomène semble encore plus influent que dans le cas des éprouvettes à deux orientations. De plus, il n'est pas impossible que l'influence de la vitesse soit plus forte pour certains types d'interfaces que pour d'autres. Le manque de données expérimentales et le fait que ces éprouvettes présentent des interfaces entre plis de natures différentes rendent impossible la quantification de l'influence de la vitesse sur chacun des coefficients du polynôme (3.3). Par conséquent, comme dans le cas des éprouvettes à trois orientations de plis testées en statique, il est nécessaire de réaliser d'autres essais sur d'autres configurations afin de pouvoir identifier directement tous les coefficients du polynôme. Enfin, une caractérisation des différents coefficients de frottement ainsi que de leur évolution en fonction de la vitesse est nécessaire afin de prendre en compte leur influence de manière plus explicite.

5 Les essais échelle ¼ de 5 mm/min à 4 m/s

Lors de la première campagne expérimentale, des essais avaient été réalisés à l'aide du vérin dynamique de l'ONERA centre de Lille sur des éprouvettes à deux orientations à l'échelle ¼ (à deux interfaces) en faisant varier la vitesse de 5 mm/min à 4 m/s (tableau 3.8). Ces essais présentent l'intérêt d'avoir été réalisés sur une structure qui ne subit pas d'oscillations modales pour cette gamme de vitesses de sollicitation. Par conséquent, cette série d'essais permet de visualiser directement l'influence de l'évolution des coefficients de frottement sur les paliers d'effort.

Vitesse (mm/min)	Vitesse (m/s)	F pal (kN)
5	8,33E-05	12,11
10	1,67E-04	12,03
50	8,33E-04	12,44
100	1,67E-03	11,78
60000	1	8,78
120000	2	9,20
240000	4	8,83

Tableau 3.8 : Valeurs moyennes de palier d'effort pour différentes vitesses de sollicitation.

Bien que pour les vitesses allant de 50 mm/min à 2 m/s les essais n'aient été réalisés que pour deux éprouvettes, une tendance peut tout de même être observée. Les valeurs moyennes de paliers d'effort présentent une décroissance lorsque la vitesse augmente. Il existe de nombreux modèles pour représenter l'évolution de coefficients de frottement de Coulomb dans la littérature [BO 82, RAB 95, TOL 67]. Afin de trouver quel type de loi semble la mieux adaptée, la courbe valeur moyenne des paliers d'effort / vitesse de sollicitation est présenté figure 3.21.

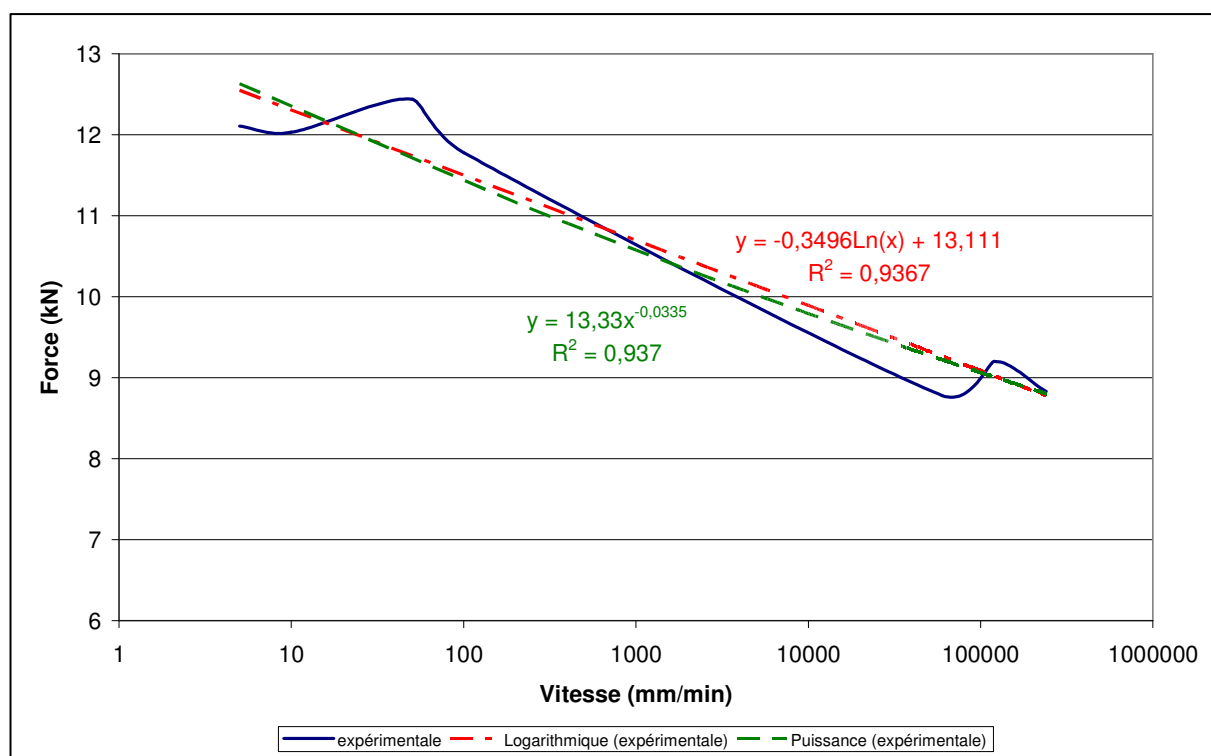


Figure 3.21 : Palier d'effort moyen / vitesse de sollicitation pour une éprouvette à l'échelle ¼ à 2 orientations de plis.

Plusieurs modèles ont alors été testés et il semble que, malgré l'absence de points expérimentaux entre les vitesses de 100 mm/min et 1 m/s, des modèles logarithmiques et puissances sont capables de représenter cette évolution. Par conséquent, les coefficients de frottement qui interviennent dans les coefficients A des différents polynômes pourraient être représentés en utilisant une de ces lois afin de construire un modèle macroscopique donnant la valeur de l'effort de palier en fonction de la configuration testée mais aussi de la vitesse. Cependant, sans réelle caractérisation des frottements, il n'est possible de quantifier cette évolution que sur l'effort de palier et non directement sur les coefficients de frottement. De plus, il est impossible de distinguer les frottements entre plis des frottements entre la structure et l'impacteur. Tout ceci met tout de même en évidence une influence non négligeable de la vitesse de sollicitation sur les frottements et par conséquent sur l'énergie absorbée. Les valeurs extrêmes correspondent à une chute d'effort de 27 %, donc la diminution de 18 % de l'effort présentée par l'éprouvette à trois orientations n'ayant pas oscillé peut tout à fait être expliquée par les frottements.

Par conséquent, une caractérisation expérimentale de l'évolution des différents types de frottement est nécessaire pour pouvoir complètement l'intégrer dans la méthode de réduction d'échelle utilisée tout au long de ces travaux. L'anisotropie du matériau constituant les plis nécessite la conception d'un montage spécifique afin de réaliser des essais de glissement dynamique en translation (l'utilisation de montage pion / disque tournant étant impossible) et la mesure des frottements au niveau des interfaces délaménées demande de fissurer préalablement les interfaces étudiées comme l'a réalisé, par exemple, Schön [SCH 00] en réalisant des essais DCB (*Double Cantilever Beam*).

Conclusions

Dans ce chapitre, la méthode de réduction d'échelle mise en place dans le chapitre précédent pour les essais réalisés à 5 mm / min a été adaptée et appliquée aux éprouvettes testées à 4 m / s. Pour cela, la présence lors de certains essais d'oscillations modales a été mise en évidence par une analyse fréquentielle des signaux force / temps. L'influence de ces oscillations a été intégrée au polynôme utilisé en divisant par 2 les termes concernés. Cette modification du polynôme permet alors de retrouver les valeurs de palier d'effort des différentes configurations de prototypes à deux orientations de plis. Pour les éprouvettes à trois orientations, le manque de données expérimentales ne permet pas de valider complètement la méthode. Toutefois, il est encore possible, comme en statique, d'identifier des coefficients permettant de construire un polynôme passant par tous les points expérimentaux. Mais, d'autres essais sont nécessaires pour valider définitivement la forme et les valeurs des coefficients de ce polynôme. Enfin, même si dans le cas présent il est possible de prédire la présence d'oscillations modales pour les éprouvettes à l'échelle 1, une discussion a montré que ce type d'oscillations peut, dans des cas défavorables, ne pas être prévisible à partir seulement d'essais sur des modèles réduits. Par conséquent, lors du dimensionnement d'absorbeurs d'énergie, il peut être essentiel, vu l'influence que peuvent avoir ces oscillations, de réaliser en parallèle une étude dynamique de la structure.

Un autre phénomène provoquant une diminution de l'effort résistant à l'écrasement avec l'augmentation de la vitesse a été mis en évidence. En effet, une diminution des valeurs

moyennes de palier d'effort a été observée pour des éprouvettes ne présentant pas d'oscillations modales. L'évolution de type puissance ou logarithmique ainsi que les observations phénoménologiques semblent indiquer que l'origine de ce phénomène se trouve au niveau de la diminution des coefficients de frottement de Coulomb avec l'augmentation de la vitesse de glissement relative des surfaces en contact, qui dépend de la vitesse d'impact. Mais seule une campagne expérimentale de caractérisation de ces coefficients de frottement pourrait réellement permettre d'intégrer cette évolution dans la formulation du polynôme. Toutefois, comme cela a été démontré pour le cas des éprouvettes à deux orientations, le fait d'identifier à nouveau les coefficients du polynôme en dynamique, au lieu d'utiliser ceux identifiés en statique, peut permettre une prise en compte de ce phénomène.

Par conséquent, la méthode polynomiale peut aussi être utilisée en dynamique et là encore, cette méthode permet d'obtenir des résultats nettement plus précis que la similitude de Cauchy puisque seule la méthode polynomiale permet d'intégrer les phénomènes qui entraînent la chute de l'effort résistant à l'écrasement.

Mais le manque de données expérimentales ne permet pas de poursuivre plus avant l'étude des essais dynamiques. Une campagne d'essais étant longue et coûteuse à mettre en place, l'utilisation de simulations numériques a été envisagée pour résoudre ce problème. Le chapitre suivant décrit donc la construction et l'exploitation d'une modélisation par éléments finis.

CHAPITRE 4

ÉTUDE NUMÉRIQUE

Introduction

La méthode de réduction d'échelle présentée dans les chapitres précédents permet de prédire la valeur moyenne des paliers d'effort de plusieurs configurations de prototypes à partir de quelques essais sur des modèles réduits. Mais cette méthode fait intervenir une interpolation polynomiale. Par conséquent, lorsque le cas étudié se complexifie, le polynôme présente alors un grand nombre de coefficients nécessitant un nombre élevé d'essais pour pouvoir les identifier. Ce problème est la raison pour laquelle la méthode n'a pu être validée pour le cas des éprouvettes à trois orientations faute de données expérimentales suffisantes.

Pour pallier ce problème, une modélisation par éléments finis des essais a été réalisée. Ce type de modèles peut permettre d'identifier les coefficients du polynôme à partir de simulations numériques rendant ainsi possible de réduire le nombre d'essais nécessaires. L'utilisation de ce type de modèles peut aussi aboutir à une décomposition plus analytique de la valeur du palier d'effort de façon à obtenir un modèle macroscopique puisqu'elle permet de faire varier indépendamment les différents paramètres ce qui est souvent impossible expérimentalement. Un tel modèle macroscopique permettrait alors de relier directement la valeur du palier d'effort aux différents paramètres et donc les performances de la structure aux propriétés mécaniques ou aux paramètres géométriques.

Enfin, une méthode de réduction d'échelle n'a pas été étudiée dans les chapitres précédents. La similitude indirecte, décrite dans le premier chapitre, est une technique qui permet de prédire le résultats d'un essai d'un prototype à partir d'essais sur des modèles réduits en faisant intervenir un modèle numérique. Par conséquent, la construction d'un modèle numérique peut également permettre l'utilisation de cette méthode pour atteindre les objectifs de cette étude.

Ce chapitre décrit donc la construction progressive d'une modélisation numérique de crash d'absorbeur d'énergie. D'abord réalisée et recalée pour une structure à l'échelle $\frac{1}{4}$, cette modélisation est ensuite appliquée à des structures à l'échelle $\frac{1}{2}$ puis à des prototypes. Les simulations numériques ont permis de mettre en évidence certains phénomènes que

l'expérimentation seule n'avait pas permis de détecter. Enfin, les possibles utilisations et les limitations de cette modélisation sont discutées.

1 Pré-étude

1-1 Objectifs

Le chapitre 3 a mis en évidence que la différence de valeurs entre les paliers d'effort enregistrés en statique et en dynamique est essentiellement due à la présence d'oscillations modales et à l'influence de la vitesse de sollicitation sur les coefficients de frottement. Par conséquent, seuls les essais statiques sont étudiés dans la suite de ce chapitre puisque l'extrapolation aux essais dynamiques semble alors relativement facile.

Le code de calcul utilisé pour réaliser la modélisation numérique est le code PAMCRASHTM de ESI Group. Ce code de calcul a été choisi car il est régulièrement utilisé au LAMIH pour la modélisation de structures en matériau composite. De plus, il offre la possibilité de modéliser les plis des matériaux composites stratifiés de deux façons : le modèle de pli « biphasé » distingue les propriétés mécaniques des fibres de celles de la matrice alors que le modèle « global » utilise les propriétés du stratifié comme un matériau homogène par pli. Le modèle biphasé est disponible avec des éléments volumiques ou coques alors que le modèle global n'est disponible qu'avec des éléments coques multicouches.

Contrairement aux modèles rencontrés dans la littérature [FLE 96 A-B, BIS 05, DEL 00, McC 01] et présentés au chapitre 1, le choix du type d'élément s'est porté sur un élément volumique hexaédrique à huit nœuds car les contacts entre l'impacteur et l'arête d'un élément coque posent souvent des problèmes d'interpénétration. De plus, l'introduction de frottements au niveau des interfaces délaminées nécessite de modéliser les plis individuellement afin de représenter leur mouvement relatif. Or l'élément coque multicouche présente parfois certaines instabilités lorsqu'il est utilisé pour modéliser les plis individuellement. Par conséquent, l'utilisation d'éléments volumiques semblant plus aisée, ce type d'éléments a été utilisé pour mailler la structure.

Pour modéliser les frottements au niveau des interfaces entre plis, il est préalablement nécessaire de modéliser le délaminage. La méthode utilisée est la même que celle déjà plusieurs fois utilisée lors de diverses études réalisées au LAMIH [DOR 01]. Cette méthode consiste à mailler l'éprouvette comme si elle était déjà fissurée en laissant un petit espace entre les plis. Puis, pour solidariser ces plis, un élément d'interface ou une condition cinématique est utilisée pour obliger les nœuds en vis-à-vis à avoir le même déplacement jusqu'à ce qu'une condition de rupture devienne vraie. Plusieurs types de critères de rupture sont disponibles avec PAM-CRASHTM [PAM 04A, PAM 04B]. Le premier est spécialement conçu pour modéliser ce genre de fissuration [JOH 01] et est directement intégré dans la formulation d'un élément d'interface 2D. Ce critère de rupture basé sur la mécanique de la rupture permet de distinguer l'initiation et la propagation de la fissuration en mode I, II ou mixte et permet d'intégrer les effets de la vitesse de déformation. Par contre, ce critère demande un grand nombre de paramètres qui ne peuvent être déterminés que par une caractérisation approfondie des propriétés mécaniques des interfaces. Cette caractérisation n'ayant pas été réalisée pour le matériau étudié ici, il a semblé plus avantageux d'utiliser un critère plus simple pour cette première étude. Le code de calcul PAM-CRAHTM propose un second critère de rupture applicable à une condition cinématique. Celui-ci est un critère de type cercle de Mohr et ne nécessite qu'une valeur de contrainte de rupture en arrachement et une en cisaillement. Ce critère étant plus simple, il est alors plus facile d'identifier par une méthode inverse les deux paramètres nécessaires à son utilisation. C'est pour cette raison, bien que le premier critère de rupture semble mieux adapté, que le critère de type cercle de Mohr a été retenu.

1-2 Simulations préliminaires

Avant de modéliser une structure de forme oméga entière, certaines hypothèses doivent être vérifiées. Pour cela, la compression d'une « tranche » (Figure 4.2-a) d'absorbeur d'énergie a été simulée afin de vérifier si le critère de rupture choisi permettait de représenter correctement le phénomène de délaminage et de commencer la recherche des paramètres nécessaires pour l'alimenter. Ces simulations avaient aussi pour but de régler les problèmes qui peuvent se produire numériquement au niveau des différents contacts. Enfin, l'essai

présentant une phase de compression et une phase de flexion, ces simulations ont permis de résoudre les difficultés liées à l'apparition de mode de déformation de *hourglass* (mode de déformation à énergie nulle entraînant une erreur importante). Enfin, les propriétés mécaniques du matériau ayant déjà été caractérisées au cours de travaux précédents [DOR 01, ROZ 00, WAL 99], il n'a pas semblé nécessaire de les mesurer à nouveau. Toutefois, les simulations de structures simplifiées ont également permis de valider le fait que ces propriétés permettaient de reproduire le comportement des éprouvettes.

Les premiers essais numériques ont été réalisés avec une intégration réduite et sans frottement entre l'impacteur et la structure. Comme cela était prévisible vu le type de sollicitation, les éléments se sont déformés selon un mode de *hourglass* rendant la structure nettement moins résistante que prévu. Pour corriger ce problème classique, il existe plusieurs solutions. La première consiste à utiliser des éléments tétraédriques pour lesquels ce mode de déformation n'existe pas. Mais cette solution est exclue puisqu'elle ne permet plus de définir l'orientation des plis dans le repère des éléments. Une seconde solution est d'utiliser une intégration complète dans les éléments ce qui fait passer de un à huit le nombre de points d'intégration. Le problème est que le temps de calcul nécessaire pour déterminer les contraintes internes des éléments se retrouve alors lui aussi multiplié par huit. Cette solution a donc été écartée. Enfin, une dernière solution consiste à utiliser une intégration mixte, comme cela est possible avec le code de calcul PAMCRASHTM en utilisant l'option *Selective Reduced Integration*. Avec ce mode d'intégration, le déviateur des déformations est calculé en utilisant huit points d'intégration et la partie volumique des déformations est calculée en intégration réduite. Cette solution permet alors d'annuler la perte d'énergie due au phénomène de *hourglass* sans trop pénaliser les temps de calcul (qui sont environ divisés par deux par rapport à une intégration complète). De plus cette méthode, comme l'intégration complète, permet de réduire le nombre d'éléments nécessaires dans l'épaisseur pour la modélisation de structures sollicitées en flexion. Cette réduction du nombre d'éléments permet aussi de réduire de manière très significative les temps de calcul.

L'utilisation de cette intégration mixte a donc permis de résoudre les difficultés liées au *hourglass*, mais d'autres problèmes ont alors été observés. Lors des simulations, tous les plis de l'éprouvette fléchissent du côté où elle est la plus haute du fait du chanfrein (Figure

4.2-b) alors qu'expérimentalement l'éprouvette s'ouvre en deux (Figure 4.1). Des frottements de Coulomb à coefficient constant ont alors été progressivement introduits au niveau du contact entre l'impacteur et la structure. L'utilisation d'un coefficient de frottement supérieur à 0.1 permet d'obtenir une déformation globale en accord avec les résultats des essais (Figure 4.2-c). Ceci met en évidence l'influence de ces frottements sur le mode de ruine de ce type de structure. A noter que pour un coefficient de frottement de 0.05, trois plis fléchissent d'un côté de l'éprouvette et le quatrième fléchit de l'autre côté.



Figure 4.1 : Epreuve à l'échelle 1/2 pendant un essai statique.

Un autre problème a été observé : les contacts au niveau des interfaces interlaminaires sont très sévères, ce qui entraîne souvent une interpénétration des plis, comme cela peut être observé, par exemple sur la figure 4.2-b. Le contact utilisé ici est un contact classique entre une surface maître et des nœuds esclaves. Une zone de détection des nœuds est définie de façon à ce que lorsqu'un nœud entre dans cette zone (donc quand sa distance avec la surface maître devient inférieure à une valeur limite), une force répulsive lui est appliquée l'empêchant ainsi de traverser la surface. Mais, même en imposant une telle détection à chaque incrément, il arrive qu'un nœud situé à l'extérieur de cette zone à un instant donné se retrouve, au pas de temps suivant, de l'autre côté sans avoir été détecté. Ce problème a été résolu en augmentant l'espace laissé entre les plis pour modéliser la fissuration interlaminaire,

ce qui a permis d'augmenter la zone de détection. Cependant, un compromis a dû être trouvé puisque le fait d'augmenter cet espace permet de résoudre le problème d'interpénétration mais occasionne des modifications au niveau de l'énergie totale absorbée par la structure. En effet, le fait d'augmenter cet espace provoque une augmentation de l'épaisseur de la structure, ce qui modifie sa résistance en flexion. Toutefois, cette modification de l'énergie absorbée reste modérée pour des espaces suffisamment faibles et est limitée à la partie de la compression qui se déroule avant le délaminage des interfaces situées dans les branches. L'espace à laisser entre les plis a ainsi été fixé à 10 μm .

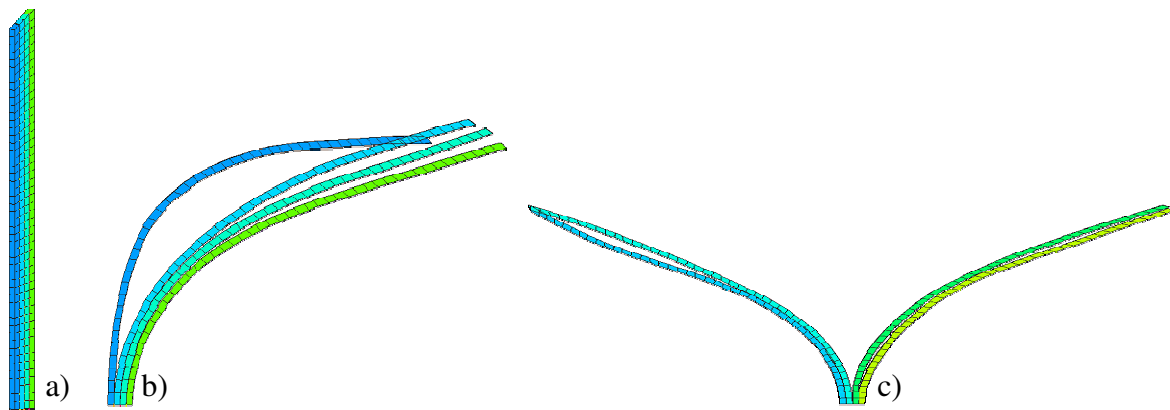


Figure 4.2 : Tranche de structure oméga a) à l'état initial, b) comprimée sans frottement et c) comprimée avec un coefficient de frottement de 0,3 entre l'impacteur et la structure.

Une autre conséquence de la modification de l'espace laissé entre les plis a été observée lors de la recherche de ce compromis. La distance entre les nœuds sur lesquels est appliquée la condition cinématique est prise en compte dans le calcul du pas de temps. En effet, le code de calcul PAMCRASHTM calcule le pas de temps à l'aide de la formule suivante :

$$\Delta t = l \sqrt{\frac{\rho}{E}} \quad (4.1)$$

Où Δt est le pas de temps, l est la plus petite longueur de côté d'un élément du maillage, ρ est la masse volumique du matériau et E son plus grand module de Young. Lorsqu'un contact liant est utilisé, comme c'est le cas ici, la distance introduite entre les solides en contact est aussi prise en compte dans le calcul comme s'il s'agissait de la longueur d'un élément. Le fait

d'utiliser un espace très petit impose donc un pas de temps lui aussi très petit. Cela entraîne donc des temps de calcul très longs même lorsque le nombre d'éléments reste relativement faible. Toutefois, cette limitation pourrait trouver une solution en utilisant l'élément d'interface 2D, une fois les paramètres nécessaires à son utilisation déterminés.

Enfin, les simulations de « tranches » de structures de forme oméga ont permis de mettre en évidence le fait que la condition cinématique utilisée pour représenter le délaminage permet d'obtenir une fissuration progressive comme cela se produit expérimentalement. Par conséquent, tous les phénomènes modélisés lors de ces simulations semblent correctement représentés.

2 Modélisation des éprouvettes à l'échelle 1/4

Une fois ces vérifications et réglages préliminaires effectués, la simulation de la compression d'une structure de forme oméga à l'échelle 1/4 est réalisée afin de déterminer les valeurs des différents paramètres inconnus.

2-1 Description du modèle

Les plis constituant les éprouvettes étant orientés à $\pm 45^\circ$, aucune condition de symétrie ne peut être utilisée. L'éprouvette est donc modélisée et maillée entièrement à l'aide d'éléments volumiques. Chaque pli est modélisé individuellement et l'espace initial laissé entre chacun d'entre eux est de 10 μm comme déterminé lors des essais préliminaires. Des frottements de Coulomb sont ajoutés au niveau de toutes les interfaces qui délaminent sauf l'interface médiane puisque les lèvres de cette fissure s'écartent expérimentalement l'une de l'autre et ne sont donc pas en contact. Par conséquent, tous les phénomènes recensés sont modélisés, mise à part la fissuration longitudinale des plis. La décision de ne pas modéliser cette fissuration intralaminare vient du fait que dans la littérature, les auteurs n'attribuent à ce phénomène qu'une très faible part de l'énergie absorbée. De plus, une modélisation de ce phénomène demanderait de définir un très grand nombre de contacts ce qui augmenterait considérablement les temps de calcul. Par contre, l'absence de fissuration longitudinale lors

des simulations empêche « l'ouverture en deux » de la structure, puisque la flexion des plis ne peut plus se faire vers l'extérieur (Figure 4.3). Mais, même si la déformée globale de l'éprouvette n'est pas complètement identique à celle observée expérimentalement, les phénomènes absorbant l'énergie étant tout de même représentés, le modèle numérique peut être recalé à l'aide des courbes expérimentales force / déplacement.

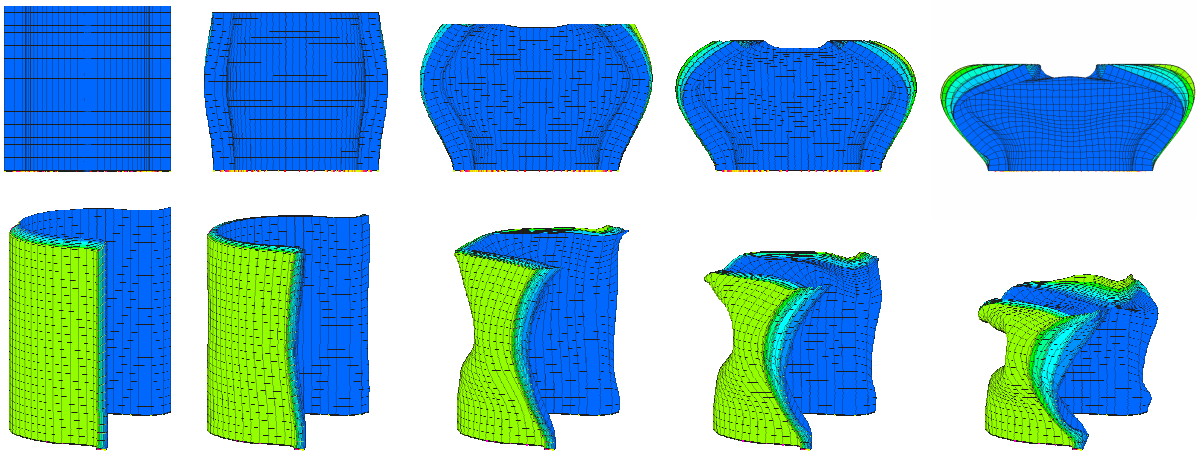


Figure 4.3 : Déformation du modèle numérique en vue de face et iso.

2-2 Recalage

Bien que le matériau utilisé soit parfaitement connu, certaines propriétés comme les coefficients de frottement entre plis ou entre l'impacteur et la structure n'ont jamais été mesurées. De même, les propriétés de rupture des interfaces sont elles aussi inconnues (c'est ce qui a entraîné le choix du modèle de rupture). Ces propriétés ont donc été déterminées par une méthode inverse en recalant les courbes numériques à l'aide de celles obtenues lors des essais. Lors de cette étape, deux difficultés sont apparues :

- Les frottements impacteur / structures et la contrainte de rupture des interfaces en arrachement semblent avoir une influence essentiellement sur les phases de l'écrasement qui précèdent le palier d'effort (pic d'effort et phase de stabilisation). Cela s'explique par le fait que lors du pic d'effort, la résistance de la structure est plus élevée que lors du palier et par conséquent, les frottements entre l'impacteur et l'éprouvette sont aussi plus élevés, la force tangentielle dépendant directement de la

valeur de la force normale. De même, la contrainte de rupture en arrachement influence surtout le délaminage de l'interface médiane, les autres interfaces délaminant en mode II sous l'effet de la flexion des branches. Or, à la fin de la phase de stabilisation, cette interface est généralement complètement délaminée. Et, malgré une flexion structurelle différente, le modèle numérique semble identiquement sensible à chacun de ces deux paramètres. Enfin, la contrainte de rupture de l'interface en cisaillement et le coefficient de frottement pli / pli ont des influences similaires sur la valeur du palier d'effort.

- Le nombre de contacts relativement élevé ainsi que leur sévérité entraînent l'utilisation de pas de temps très faibles (de l'ordre de 10^{-8} s) afin d'assurer la convergence des calculs, ce qui provoque des temps de calcul avoisinant les 6 jours pour une station UNIX Hewlett-Packard B2000 (processeur cadencé à 400 MHz).

Ces deux difficultés rendant impossible l'utilisation de logiciel d'optimisation pour la détermination de paramètres manquants, celle-ci a été réalisée par dichotomie. Les valeurs obtenues sont donc restées approximatives ce qui explique pourquoi les courbes numériques et expérimentales ne se superposent pas parfaitement.

De plus, le modèle de rupture choisi pour les interfaces ne permet pas de distinguer l'initiation et la propagation des fissures (contrairement à celui de l'élément d'interface basé sur la mécanique de la rupture). La modélisation étant focalisée sur les paliers d'effort, le recalage a été réalisé afin de privilégier cette zone de la courbe. Autrement dit, la contrainte de rupture en cisaillement et le coefficient de frottement pli / pli ont certainement été déterminés avec plus de précision que la contrainte de rupture en arrachement ou que le coefficient de frottement impacteur / structure.

2-3 Résultats

Le recalage étant resté approximatif pour les raisons évoquées précédemment, les courbes expérimentale et numérique ne se superposent pas parfaitement (Figure 4.4). Toutefois, même si la valeur moyenne du palier d'effort numérique reste inférieure à celle mesurée expérimentalement, les résultats ont été jugés suffisamment représentatifs pour

étudier l'utilisation du modèle dans le cadre de la similitude indirecte ou pour l'étude de l'influence des différents paramètres sur la réponse de la structure à une sollicitation en compression. D'autre part, lors d'essais expérimentaux en crash, la dispersion peut atteindre 15 à 20 % suivant la complexité de la structure. Un recalage parfait n'est donc pas obligatoire. Le travail présenté ici cherche à définir une stratégie de modélisation numérique.

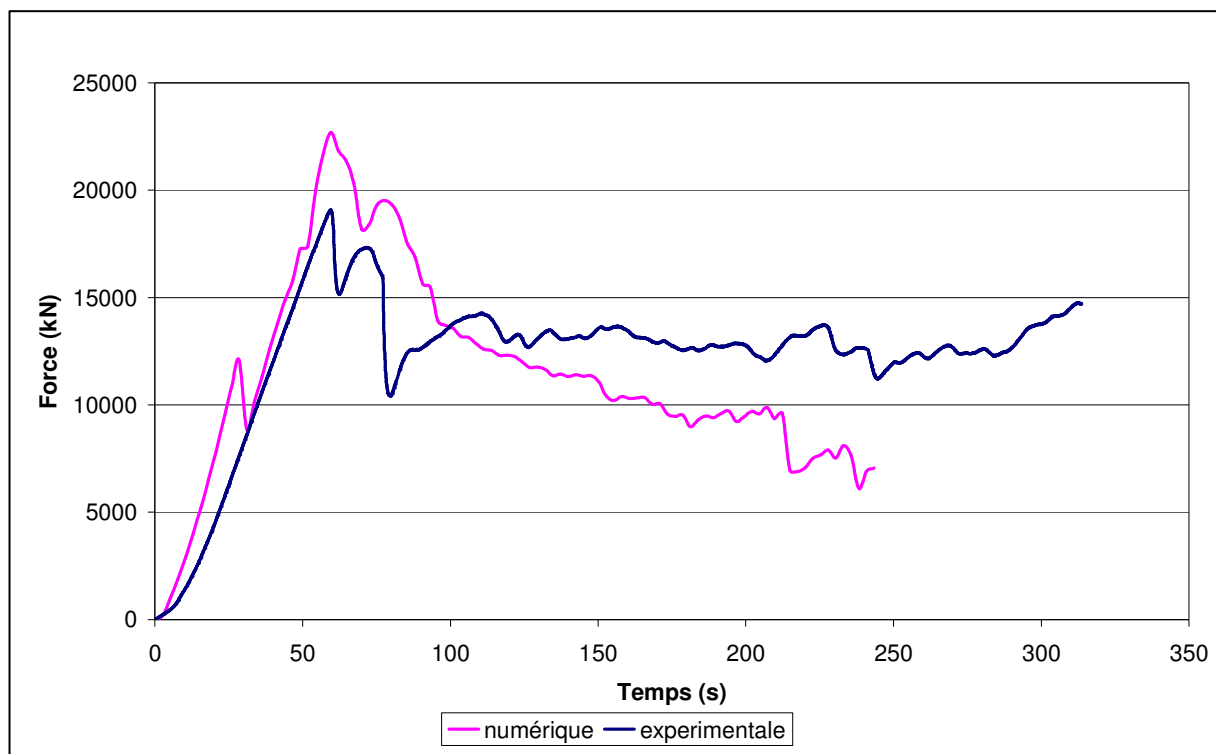


Figure 4.4 : Comparaison entre les courbes force / temps numérique et expérimentale pour une structure à l'échelle $\frac{1}{4}$ sollicitée à 5 mm/s.

Le tableau 4.1 regroupe les valeurs finales des quatre paramètres déterminés par la méthode inverse et les compare à des valeurs mesurées par d'autres auteurs afin de vérifier le sens physique des valeurs obtenues.

Paramètres	Valeurs déterminées numériquement	Valeurs issues de la littérature	Références
Contrainte de rupture des interfaces en arrachement	60 MPa	35 – 75 MPa	GOR 00, LIF 98
Contrainte de rupture des interfaces en cisaillement	30 MPa	23 – 48 MPa	DAN 99, DAN 00
Coefficient de frottement pli/pli	0,50	0,38 - 0,66	MAM 98, SCH 00
Coefficient de frottement impacteur/structure	0,35	0,23 - 0,49	MAM 98, HUL 91

Tableau 4.1 : Comparaison entre les valeurs des paramètres du modèle déterminées numériquement et celles issues de la littérature.

Les valeurs obtenues par la méthode inverse semblent donc en accord avec les valeurs mesurées par les différents auteurs. Toutefois, la diversité de matériaux, de conditions d'essais et le fait qu'aucun auteur n'annonce des valeurs pour les quatre paramètres fait que les intervalles regroupés dans le tableau précédent restent très larges. De plus, ce tableau ne cite que quelques références pour chaque valeur, mais une liste plus exhaustive conduirait certainement à des intervalles encore plus larges. Par conséquent, cette comparaison avec la littérature ne peut que valider les ordres de grandeur des valeurs déterminées. Seules des mesures expérimentales de ces quatre paramètres menées sur des éprouvettes fabriquées avec le même matériau que les absorbeurs d'énergie étudiés ici pourraient définitivement valider, voire préciser, les valeurs obtenues numériquement.

En ce qui concerne les deux coefficients de frottement, une telle campagne expérimentale demandant des éprouvettes et des montages spécifiques, ces essais n'ont pu être réalisés. Par contre, parallèlement aux travaux décrits dans ce rapport, des travaux de développement d'un montage ARCAN (décrit en annexe) permettant la caractérisation

d'interfaces sont réalisés au centre de Lille de l'ONERA [DEL 05]. Ce montage permet de solliciter en arrachement, en cisaillement ou en mode mixte une interface précise présentant ou non une pré-fissure. Cette étude en étant encore aux premiers stades, seules des interfaces entre plis orientés à 0° ont été testées avec ce matériau. De plus, des mesures par corrélation d'images réalisées pendant ces essais ont mis en évidence une non-uniformité des champs de déformation lors des essais en traction pure conduisant à une sous-évaluation de la contrainte de rupture en arrachement. Le tableau 4.2 présente les résultats obtenus.

Paramètre	Valeurs mesurées lors des essais ARCAN (MPa)
Contrainte de rupture des interfaces en arrachement	22
Contrainte de rupture des interfaces en cisaillement	29

Tableau 4.2 : Valeurs des contraintes de rupture mesurées à l'aide d'un essai ARCAN pour une interface 0/0 sans pré-fissure.

Bien que ces valeurs aient été mesurées pour une interface entre plis orientés à 0° , il est probable que l'orientation des plis ne les modifie que peu. Une comparaison avec les valeurs déterminées numériquement met en évidence une parfaite concordance entre les deux contraintes de rupture des interfaces en cisaillement. Par contre, les contraintes de rupture en arrachement sont très différentes. Mais, comme cela a été précisé auparavant, la valeur mesurée expérimentalement est sous-évaluée alors que celle déterminée numériquement est certainement surévaluée. Cependant, cette dernière valeur n'ayant qu'une influence minime sur les résultats de la compression d'une structure de géométrie oméga, la valeur déterminée précédemment a été conservée pour les simulations suivantes.

La modélisation numérique de la compression d'une structure à l'échelle $\frac{1}{4}$ a permis de déterminer par méthode inverse les valeurs des paramètres non mesurées. Ces valeurs semblent, autant que possible, en accord avec celles mesurées par d'autres auteurs et les résultats des simulations réalisées avec ces valeurs sont tout à fait satisfaisantes. Il est donc

intéressant de vérifier maintenant si ce jeu de paramètres permet d'obtenir des résultats corrects pour une modélisation des structures à l'échelle $\frac{1}{2}$.

3 Modélisation des éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{2}$

La modélisation de la structure à l'échelle $\frac{1}{4}$ a permis de déterminer les valeurs des contraintes de rupture des interfaces ainsi que les différents coefficients de frottement. Une modélisation des éprouvettes à l'échelle $\frac{1}{2}$ est alors possible, en utilisant les paramètres déterminés précédemment, afin de vérifier la possibilité d'utiliser la similitude indirecte. Ce modèle peut aussi permettre, par une étude variationnelle, de quantifier la participation de certains phénomènes dans l'absorption d'énergie.

3-1 Résultats

Comme pour les simulations numériques des structures à l'échelle $\frac{1}{4}$, les simulations à l'échelle $\frac{1}{2}$ conduisent à des valeurs de pics d'effort trop élevées. Par contre, les valeurs moyennes de palier d'effort sont très proches de celles mesurées expérimentalement. La figure 4.5 présente une comparaison entre les courbes numérique et expérimentale valeurs moyennes des paliers d'effort / nombre d'interfaces. Cette comparaison met en évidence le fait que, quelle que soit la configuration, le modèle numérique permet d'obtenir des résultats tout aussi satisfaisants qu'avec les structures à l'échelle $\frac{1}{4}$. Le fait que les équations des droites obtenues soient quasiment identiques prouve que les phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces délaménées sont correctement représentés. Cela valide encore les valeurs de coefficient de frottement entre plis et de contrainte de rupture en cisaillement des interfaces déterminées numériquement. Par contre, la prise en compte de l'effet d'échelle concernant la résistance en flexion des plis ne peut être complètement validée ici, malgré le fait que les ordonnées à l'origine soient comparables, car cet effet reste très limité lors du passage de l'échelle $\frac{1}{4}$ vers l'échelle $\frac{1}{2}$. Une modélisation des structures à l'échelle 1 est donc nécessaire.

Cependant, contrairement à la structure à l'échelle $\frac{1}{4}$, certaines configurations à l'échelle $\frac{1}{2}$ présentent des interfaces entre plis identiques. Il est intéressant de remarquer ici

que ces interfaces ne délaminent pratiquement pas durant la simulation numérique tout comme lors des essais expérimentaux (Figure 4.6). Ceci permet donc de constater, malgré les réserves émises préalablement à propos du choix du critère de rupture utilisé, la bonne représentation de la fissuration interlaminaire quel que soit le type d'interfaces.

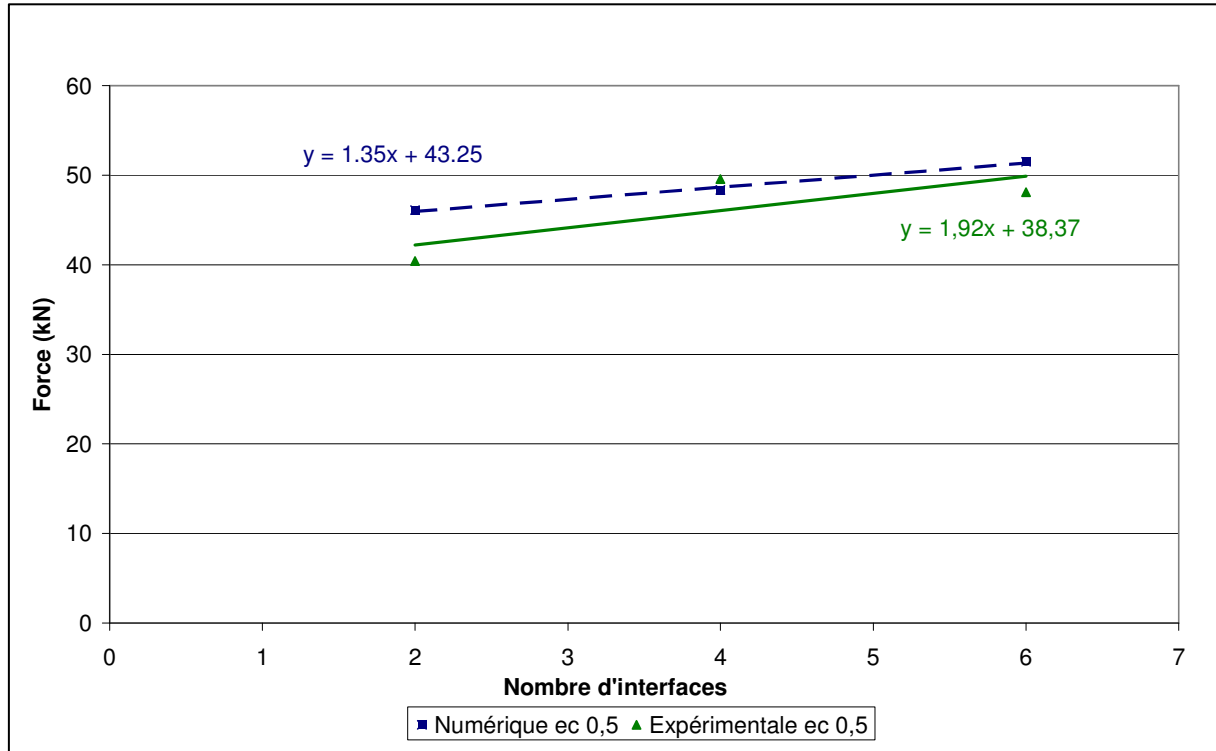


Figure 4.5 : Comparaison entre les valeurs moyennes des paliers d'effort expérimentales et numériques pour les 3 configurations de structures à l'échelle 1/2.

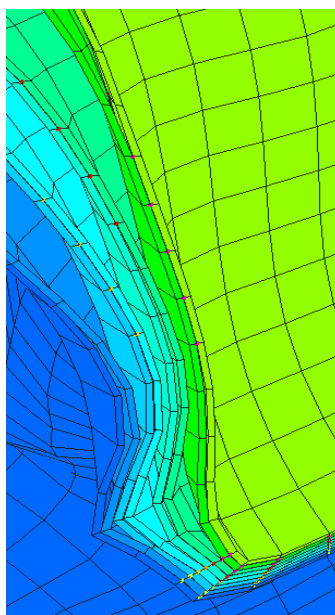


Figure 4.6 : Illustration du très faible délaminage pour les interfaces entre plis identiques.

Le fait que cette échelle de la structure puisse être déclinée en plusieurs configurations permet d'étudier individuellement certains phénomènes et de quantifier leur participation à l'absorption d'énergie.

3-2 Quantification de la participation des phénomènes à l'absorption d'énergie

Numériquement, il est possible de faire varier certains paramètres de manière totalement indépendante alors que cela est impossible expérimentalement. Par conséquent, en annulant certains phénomènes, les résultats des simulations avec et sans ces phénomènes peuvent être comparés et la part d'énergie absorbée par le phénomène en question peut être déduite.

La première étude concerne les frottements entre plis. Les résultats suivants (Figure 4.7) ont été obtenus en réalisant une simulation numérique de la compression des trois configurations d'éprouvettes à l'échelle ½ sans introduire de frottement entre les plis.

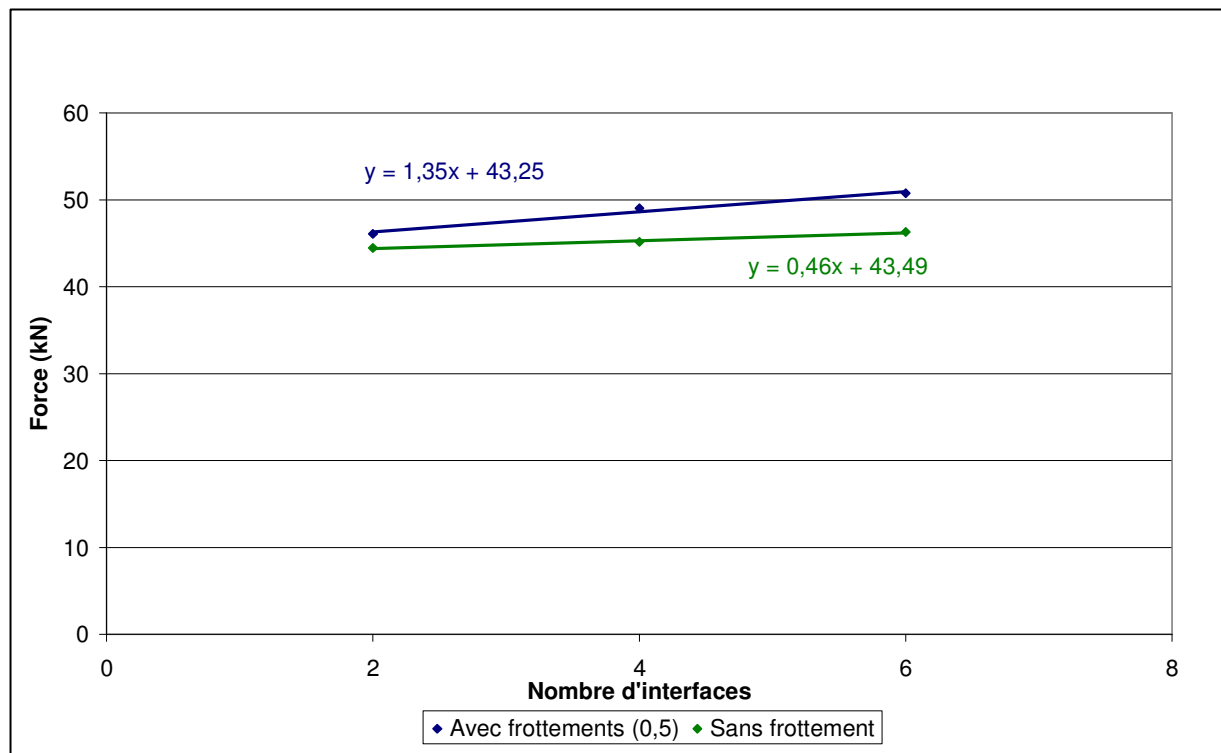


Figure 4.7 : Comparaison des résultats numériques pour les trois configurations d'échelle ½ avec et sans frottement entre plis.

Une comparaison entre les résultats des simulations avec et sans frottement met en évidence que les frottements n'agissent que sur le terme A du polynôme (2.5) du chapitre 2, comme cela était prévisible. De plus, en réalisant la différence des valeurs des pentes des deux droites obtenues, il est possible d'évaluer la part de l'effort résistant dû aux frottements et donc la part de l'énergie absorbée par ceux-ci. Pour cette échelle de la structure, les frottements représentent 710 N par interface délaminée, ce qui correspond environ à 3 % de l'énergie totale absorbée par l'éprouvette à deux interfaces, à 6 % pour celle à 4 interfaces et à presque 13 % pour celle à 6 interfaces. Par conséquent, l'énergie absorbée par les frottements entre plis ne peut être négligée, notamment lorsque l'éprouvette présente un nombre élevé d'interfaces.

De même, l'influence des frottements entre l'impacteur et la structure a été étudiée. Mais, dans ce cas, la suppression totale des frottements entraîne l'apparition d'un mode de ruine différent aboutissant à une valeur d'effort résistant aberrante, ce qui confirme l'observation déjà faite lors des essais préliminaires. Pour résoudre ce problème, plusieurs simulations ont été réalisées avec des coefficients de frottement différents (de 0,2 à 0,5) mais suffisamment proches de la valeur initiale pour ne plus modifier le mode de ruine. Les résultats de ces simulations permettent d'obtenir une relation linéaire entre la valeur moyenne du palier d'effort et la valeur du coefficient de frottement entre l'impacteur et l'éprouvette. La limite de cette relation quand le coefficient de frottement tend vers 0 permet alors d'évaluer à environ 35 % de l'énergie totale la part absorbée par ce phénomène pour toutes les configurations. Par conséquent, comme l'a énoncé Hull [HUL 91], les frottements entre l'impacteur et la structure jouent un rôle majeur et ne peuvent être négligés.

La quantification de la part d'énergie absorbée par ces deux phénomènes permet une comparaison avec la littérature puisque Mamalis & al. [MAM 98] annoncent, pour des compressions de tubes ou de cônes tronqués, entre 50 et 55 % de l'énergie totale absorbée par les frottements (sans distinction). Encore une fois, les résultats des simulations numériques réalisées ici sont en accord avec les résultats d'autres auteurs puisque, pour les absorbeurs de géométrie oméga à l'échelle 1/2, les frottements représentent de 38 à 48 % de l'énergie totale absorbée et que ce pourcentage devrait augmenter pour les structures à l'échelle 1 présentant un nombre d'interfaces encore plus élevé.

Enfin, il aurait été possible de quantifier avec la même méthode la participation d'autres phénomènes comme le délaminage dans les branches en faisant varier la valeur de la contrainte de rupture en cisaillement des interfaces, mais les temps de calcul avoisinant les 11 jours (toujours sur une station de travail Hewlett-Packard B2000), cette étude n'a pas été réalisée.

En résumé, la simulation numérique confirme le fait que les phénomènes localisés au niveau des interfaces entre plis d'orientations différentes sont correctement modélisés. Ceci implique donc que le modèle numérique permet de tenir compte de la distorsion qui concerne le nombre d'interfaces. Ce modèle peut permettre d'étudier de manière indépendante les différents phénomènes en permettant de modifier individuellement les divers paramètres, ce qui est impossible expérimentalement. Par contre, pour finir de valider l'utilisation de cette modélisation par éléments finis dans le cadre de la similitude indirecte, une validation à l'échelle 1 est nécessaire. En effet, le fait que l'effort correspondant à la flexion des plis reste satisfaisant lors des simulations à l'échelle $\frac{1}{2}$ ne permet pas de conclure que le modèle prenne vraiment en compte l'effet d'échelle mis en évidence au chapitre 2, puisque celui-ci influence surtout les résultats des essais des éprouvettes à l'échelle 1.

4 Modélisation des éprouvettes à l'échelle 1

Les calculs des éprouvettes à l'échelle 1 sont encore réalisés en utilisant les paramètres déterminés à l'aide des structures à l'échelle $\frac{1}{4}$. Les temps de calcul dépassant les 20 jours sur une station HP B2000 pour cette échelle, les simulations ont été réalisées en utilisant 4 des 16 processeurs du calculateur HP GS 1280 à 16 processeurs Alpha EV7 présent à l'Université de Valenciennes, ce qui réduit les temps de calcul à environ 5 jours.

4-1 Résultats

Le but de ces simulations étant de valider la prise en compte de l'effet d'échelle, seules les configurations à 2, 4 et 6 interfaces ont été modélisées. Les résultats de ces simulations (Figure 4.8) permettent deux observations :

- Les phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces délaminées sont encore correctement modélisés comme dans le cas des échelles précédentes.
- L'ordonnée à l'origine de la courbe numérique valeur moyenne du palier d'effort / nombre d'interfaces est environ deux fois plus élevée que celle de la courbe expérimentale.

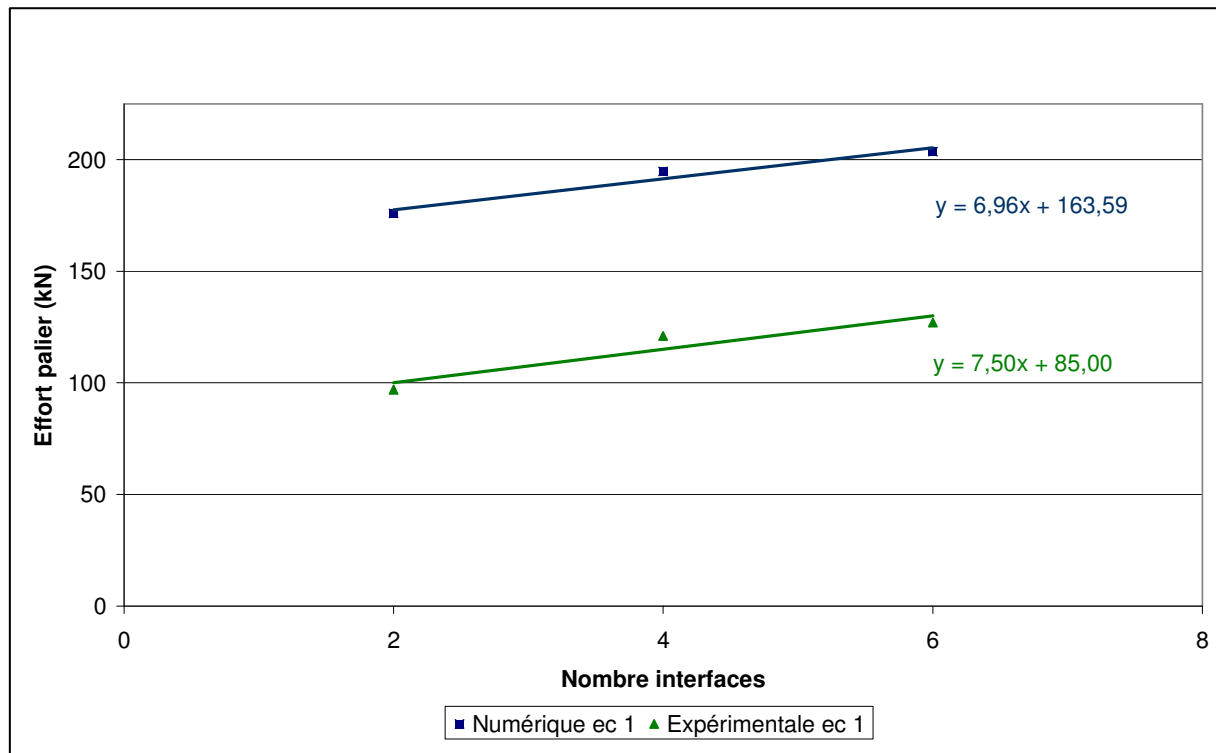


Figure 4.8 : Comparaison entre les valeurs moyennes des paliers d'effort expérimentales et numériques pour 3 configurations de structures à l'échelle 1.

Toutefois, puisque les phénomènes localisés au niveau des interfaces délaminées restent correctement modélisés, il est possible comme pour l'échelle 1/2 d'évaluer la part d'énergie absorbée par les frottements entre plis pour chacune des configurations d'éprouvette (Tableau 4.3). De même, la participation des frottements impacteur / structure a encore été

évaluée à environ 35 % de l'énergie totale absorbée. Et là encore, les résultats restent tout à fait comparables à ceux annoncés par Mamalis & al. [MAM 98].

Nombre d'interfaces	Participation à l'absorption d'énergie totale (%)
2	5,85
4	9,39
6	13,42
8	16,11
12	21,17

Tableau 4.3 : Pourcentage d'énergie absorbée par les frottements entre plis pour les différentes configurations d'éprouvette à l'échelle 1.

Par contre, la deuxième observation met en évidence le fait que l'effet d'échelle concernant la flexion des plis n'est pas représenté dans la modélisation numérique. En effet, le calcul de l'ordonnée à l'origine de cette courbe en utilisant le polynôme (2.5) du chapitre 2 donne 91,95 kN, résultat qui est comparable à la valeur lisible sur la courbe précédente. Par contre, en calculant cette même pente à partir de la valeur de $B\beta-C=39$ kN pour une éprouvette à l'échelle $\frac{1}{2}$ à 2 interfaces et en multipliant le résultat par $\beta^{-2}=4$ comme dans la similitude de Cauchy, le résultat devient 155,26 kN, ce qui correspond approximativement à l'ordonnée à l'origine de la droite numérique. Par conséquent, pour ce qui concerne la flexion des plis, la modélisation numérique aboutit à des résultats identiques à ceux de la similitude de Cauchy. Autrement dit, comme avec la similitude de Cauchy, cet effet d'échelle n'est pas pris en compte.

Par conséquent, il est nécessaire d'étudier cet effet d'échelle afin de pouvoir en déterminer les causes et de pouvoir l'intégrer à la modélisation par éléments finis. Ceci permettrait de parfaitement représenter tous les phénomènes qui se produisent lors de la compression axiale d'un absorbeur d'énergie en composite stratifié. Les simulations numériques pourraient alors être utilisées dans le cadre de la similitude indirecte.

4-2 Hypothèse

L'effet d'échelle réduit la résistance en flexion des plis lorsque l'échelle de la structure augmente. De plus, il n'est pas correctement représenté par la modélisation numérique alors que tous les phénomènes absorbant de l'énergie y sont pris en compte, mise à part la fissuration intralaminare. L'hypothèse la plus probable est donc que la fissuration longitudinale des plis est liée à cet effet d'échelle. Même si la majorité des auteurs s'accordent à dire que la fissuration longitudinale n'absorbe qu'une très faible quantité d'énergie, elle a la capacité de modifier la résistance en flexion des plis en modifiant la géométrie de la structure. Ce phénomène étant à la fois celui qui n'est pas représenté dans la modélisation numérique et celui qui possède la capacité d'influencer la résistance en flexion des plis, la cause de l'effet d'échelle y est certainement liée. Par conséquent, il est probablement possible de retrouver sur les éprouvettes, après essai, des traces de cet effet d'échelle afin de confirmer cette hypothèse.

5 La fissuration longitudinale

Afin de valider l'hypothèse selon laquelle la fissuration intralaminare est responsable de l'effet d'échelle qui concerne la résistance en flexion des plis, des mesures post-mortem ont été réalisées sur les éprouvettes qui ont été testées lors des différentes campagnes expérimentales.

5-1 Observations post-mortem

Les mesures post-mortem ont consisté à déterminer la largeur moyenne des bandes de plis formées par la fissuration longitudinale (Figure 4.9). Ces bandes étant complètement enchevêtrées au niveau de la face intérieure des éprouvettes, les mesures n'ont pu être réalisées que sur la face extérieure.

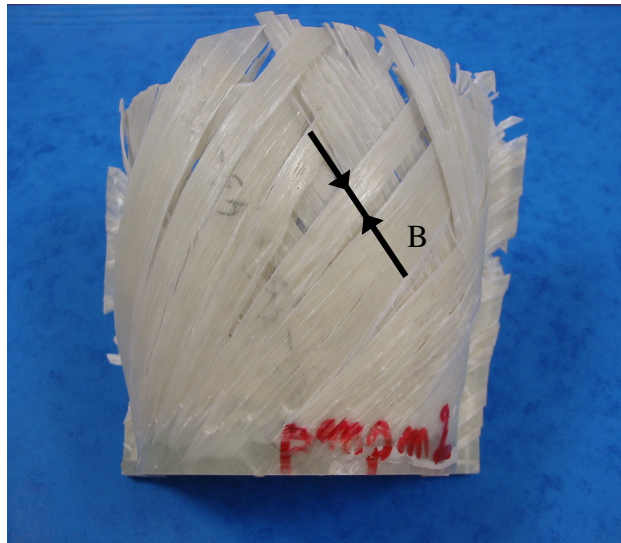


Figure 4.9 : Bandes de plis formées par la fissuration intralaminare.

Les mesures ont été réalisées uniquement sur la partie des éprouvettes où la courbure est la moins importante car les bords présentant une courbure plus élevée, les bandes y sont très étroites. Le tableau 4.4 regroupe les valeurs moyennes de largeurs des bandes pour les trois échelles d'éprouvettes.

Echelles	Largeurs de bande B (mm)
$\frac{1}{4}$	2,9
$\frac{1}{2}$	6,4
1	19,6

Tableau 4.4 : Largeurs moyennes des bandes de plis créées par la fissuration longitudinale.

Plusieurs remarques peuvent être énoncées à partir de ces mesures. La première est que, malgré le fait que l'écart type soit assez élevé pour chaque éprouvette, la largeur moyenne des bandes reste très répétitive d'une éprouvette à l'autre. La grande variété de largeurs de bandes rencontrées sur une même éprouvette s'explique par le fait que des bandes très larges peuvent se retrouver encadrées par des bandes très fines. La seconde remarque est que les largeurs de bandes ne semblent influencées que par l'échelle de la structure. Notamment, la séquence d'empilement n'a pas d'influence. Autrement dit, que les éprouvettes présentent des plis consécutifs identiques et donc solidaires ou des plis

d'orientations différentes séparés par le délaminage, les largeurs de bandes sont identiques. Cela explique pourquoi, quelle que soit la technique de réagencement de plis utilisée, l'effet d'échelle est toujours présent. Enfin, la dernière et plus importante remarque est que les largeurs de bandes n'évoluent pas selon le facteur d'échelle géométrique. En effet, le rapport entre les largeurs de bandes de l'échelle $\frac{1}{2}$ et $\frac{1}{4}$ est bien approximativement de 2 mais celui entre les largeurs de bandes des échelles 1 et $\frac{1}{2}$ est de 3,1. Ceci met donc bien en évidence le lien qui existe entre la fissuration longitudinale et l'effet d'échelle. De plus, le fait que le passage de l'échelle $\frac{1}{4}$ vers l'échelle $\frac{1}{2}$ ne soit que peu influencé se retrouve dans ces mesures.

Par conséquent, les mesures de largeurs de bandes mettent en évidence le fait que l'effet d'échelle influence la fissuration longitudinale, qui elle-même influence la résistance en flexion des plis. La prise en compte de cet effet d'échelle dans la modélisation numérique, nécessaire pour l'application de la similitude indirecte, passe donc par la modélisation de cette fissuration intralaminare.

Cependant, tout ceci n'explique pas la cause de cet effet d'échelle. Celui-ci n'étant pas lié à l'apparition d'un phénomène, cela signifie qu'il est lié à un paramètre distordu [SUT 99A, SUT 99B, SUT 99C]. La question est donc de déterminer, parmi les paramètres présentant des distorsions dénombrés au chapitre 1, celui ou ceux pouvant influencer la fissuration longitudinale. Deux paramètres remplissent ces critères. Le fait que les essais soient réalisés avec la même vitesse d'impact empêche la mise à l'échelle de la vitesse de déformation. Bien que plusieurs auteurs aient montré que l'influence de cette distorsion reste très limitée, il n'est pas impossible que localement, son influence sur certaines propriétés du matériau soit plus conséquente. Il est donc probable que le facteur d'intensité de contrainte K_I soit influencé par la vitesse de déformation en pointe de fissure. L'autre paramètre est la taille des renforts. En effet, le diamètre des fibres n'est pas mis à l'échelle puisque toutes les tailles d'éprouvettes sont fabriquées avec le même pré-imprégné alors qu'il devrait évoluer avec le facteur d'échelle géométrique. Il est alors possible que le diamètre et la répartition des fibres jouent un rôle sur les valeurs des contraintes de rupture des plis. Mais, quelle que soit la cause de cet effet d'échelle, les essais de compression d'absorbeurs d'énergie en composite mettent en jeu de trop nombreux phénomènes pour pouvoir étudier avec précision un phénomène

aussi local. Il est donc nécessaire d'étudier de manière plus spécifique la fissuration longitudinale pour déterminer quel paramètre l'influence et ainsi la cause de l'effet d'échelle. Ceci dans le but de complètement intégrer cet effet d'échelle dans la modélisation.

5-2 Modélisation de la fissuration intralaminare

Bien que les causes de l'effet d'échelle sur la fissuration intralaminare ne puissent être parfaitement identifiées, il est tout de même intéressant de poser la question de la modélisation de ce phénomène. Tout comme la fissuration interlaminare, la fissuration longitudinale est guidée par l'orientation des plis. Par contre, il est impossible de prévoir la localisation précise. Pour tenter de modéliser cette fissuration, il a été décidé d'utiliser la même méthode que pour le délaminage. Ceci demandant un grand nombre de contacts liants, une simplification de la géométrie a été opérée afin de réduire les temps de calcul. De plus, l'orientation des plis à 45° pose des problèmes de compatibilité de maillage entre les plis. La modélisation a donc été réalisée sur un tube mono-pli orienté à 0° par rapport à la direction de chargement. Toujours dans le but de réduire les temps de calcul, seul un quart de ce tube a été modélisé, puisque l'orientation du pli à 0° autorise l'utilisation de conditions de symétrie. Le rayon du tube correspond au rayon de courbure de la partie centrale des éprouvettes de géométrie oméga à l'échelle $\frac{1}{4}$ et sa hauteur correspond à la moitié de la hauteur de ce même oméga (l'épaisseur ayant été divisée par quatre, la hauteur a été divisée par deux pour éviter les risques de flambage d'Euler). Enfin, pour pouvoir piloter la direction de flexion, l'impacteur plan a été remplacé par un tore à section droite circulaire pour obliger la structure à fléchir vers l'intérieur et par une sphère pour que la flexion se passe vers l'extérieur.

Lors des premières campagnes expérimentales, des éprouvettes de forme oméga à l'échelle $\frac{1}{4}$ constituées uniquement de plis à 0° avaient été testées. Ce sont ces éprouvettes qui ont servi de référence pour cette étude. Des mesures post-mortem sur ces éprouvettes ont montré que les bandes formées par la fissuration longitudinale ont une largeur moyenne de 4 mm. Pour la modélisation, des fissures ont donc été insérées tous les 2 mm (c'est à dire tous les deux éléments pour les figures suivantes), ceci afin de pouvoir réellement déterminer par une méthode inverse les contraintes de rupture correspondant à ce type de fissuration.

La simulation de la fissuration longitudinale avec une flexion du pli vers l'intérieur du tube n'a pu aboutir car, dès le contact entre l'impacteur et la structure, les bandes de plis s'interpénètrent puisque qu'aucune raison ne fait passer une bande par-dessus les bandes adjacentes, alors que c'est ce qui se produit expérimentalement. L'utilisation de modèle de contacts non-linéaires ne permet pas de résoudre ce problème puisque cela évite l'interpénétration mais cela provoque une chute importante du pas de temps et entraîne un arrêt prématuré du calcul. Par conséquent, la fissuration longitudinale associée à une flexion des bandes de plis vers l'intérieur de la structure semble être un problème extrêmement difficile à modéliser numériquement.

Par contre, la fissuration intralaminare associée à une flexion des plis vers l'extérieur de la structure ne pose pas ce genre de problème puisque, dans ce cas, les bandes de plis s'écartent les unes des autres. La figure 4.10 montre l'évolution de la déformation globale de la structure au cours de la simulation. Pour cette simulation, les contraintes de rupture des interfaces ont été prises comme identiques à celles utilisées pour modéliser le délaminage, puisque après plusieurs tentatives, c'est le jeu de paramètres qui donne le plus de satisfaction (encore une fois, l'utilisation d'un logiciel d'optimisation n'ayant pu être envisagée en raison des temps de calcul qui atteignent environ 6 jours sur une station de travail Hewlett-Packard B2000).

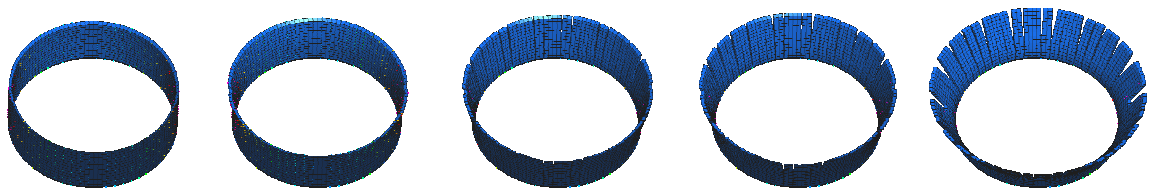


Figure 4.10 : Modélisation numérique de l'impact d'un tube constitué d'un pli à 0° par une sphère.

La figure 4.11, montre un zoom d'une partie de l'éprouvette à l'état final. Mis à part l'endroit où est située la condition de symétrie, plusieurs emplacements permettant la fissuration intralaminare ne se sont pas ouverts. Même si la structure s'est fissurée en plus d'endroits que ce qui était attendu, ceci met en évidence la pertinence de cette méthode pour permettre de traiter un cas de multi-fissuration intralaminare, un paramétrage plus précis des

contraintes de rupture pouvant certainement aboutir à des largeurs de bandes de plis encore plus en accord avec les observations expérimentales.

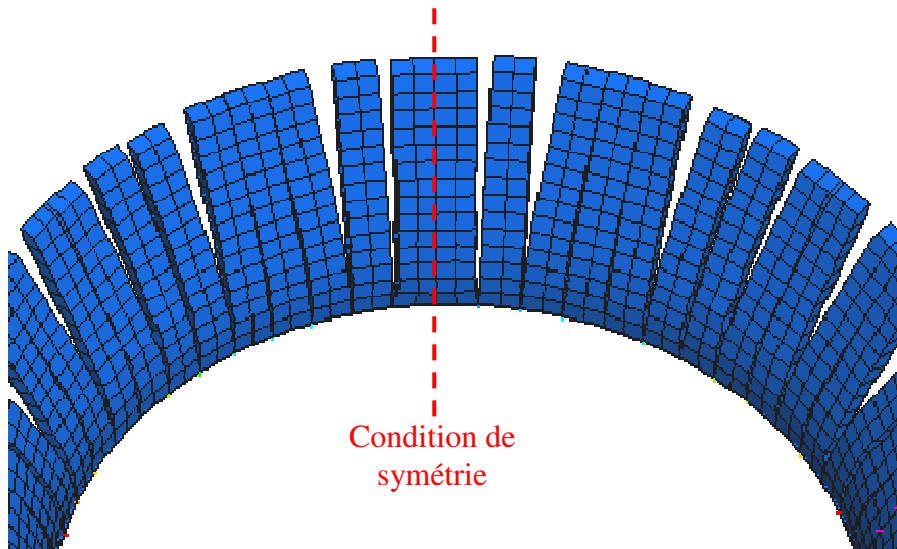


Figure 4.11 : Zoom sur une partie de la déformée d'un tube impacté par une sphère.

Toutefois, les temps de calcul extrêmement longs, les difficultés liées à la compatibilité des maillages dans le cas où l'éprouvette modélisée comporte plusieurs plis, renforcées si les plis ne sont plus orientés à 0° par rapport à la direction de chargement et le fait que seule la flexion des bandes de plis vers l'extérieur est réellement modélisable font qu'il ne semble pas envisageable pour le moment d'intégrer ce modèle numérique de fissuration longitudinale dans une simulation numérique de crash d'absorbeur d'énergie en matériau composite stratifié. C'est pour ces raisons que les simulations numériques de compression des différentes échelles de l'absorbeur d'énergie de géométrie oméga n'ont pu être réalisées en intégrant la fissuration longitudinale. Par conséquent, la présence de l'effet d'échelle observée expérimentalement n'a pu être étudiée à l'aide de simulations par éléments finis.

6 Modélisation des éprouvettes à 3 orientations

Le modèle numérique présenté dans ce chapitre a été construit de façon à compenser le manque de données expérimentales rencontré dans les chapitres précédents. Ce manque de résultats d'essais est notamment gênant en ce qui concerne les éprouvettes à trois orientations. En effet, ces éprouvettes sont celles pour lesquelles le nombre de configurations testées est le plus faible, alors qu'elles font intervenir un plus grand nombre de paramètres. Par conséquent, une simulation par éléments finis de la compression d'une structure de forme oméga à l'échelle $\frac{1}{2}$ de séquence d'empilement $[+45/-45/0_2]_s$ a été réalisée. Les paramètres utilisés pour les interfaces 0/0 et 45/0 ont été choisis comme identiques à ceux déterminés pour les interfaces +45/-45. Cette simulation met en évidence le fait qu'il est possible, comme pour les interfaces entre plis d'orientations différentes, de modéliser le délaminage entre deux plis à 0° comme cela se produit expérimentalement. La figure 4.12 montre une comparaison entre les courbes numérique et expérimentale.

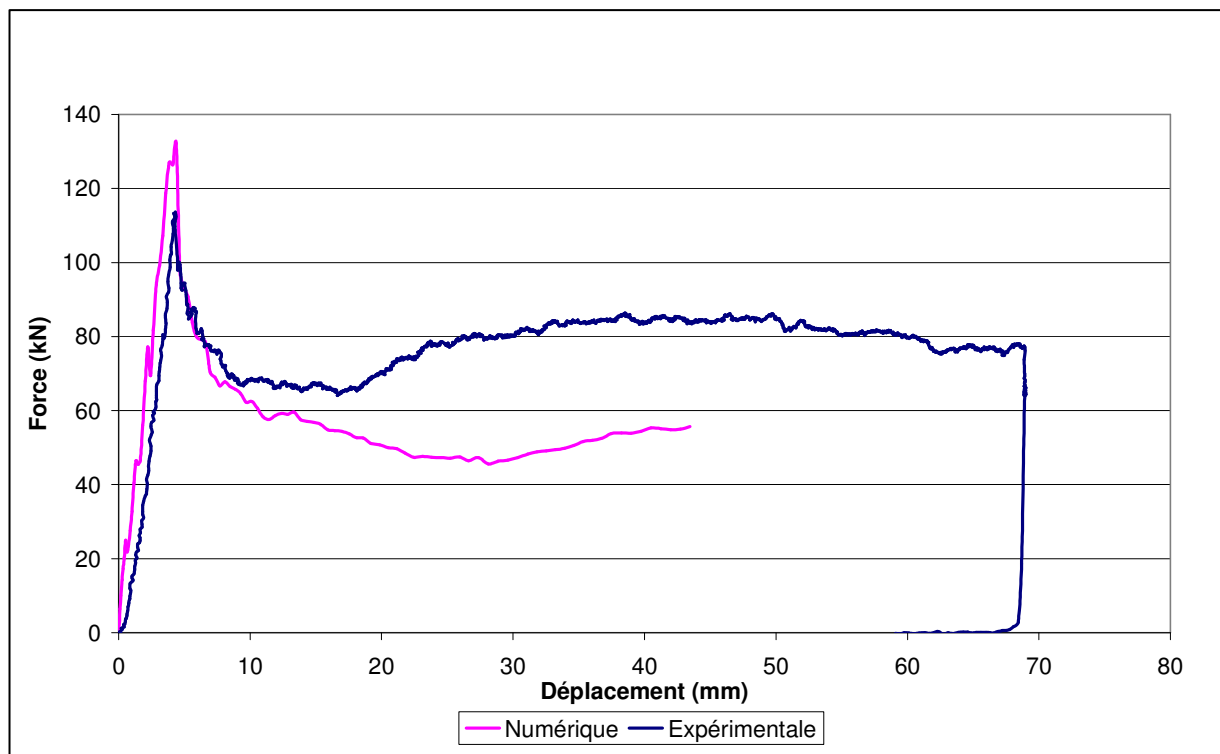


Figure 4.12 : Comparaison entre les courbes force / déplacement numérique et expérimentale pour une structure à l'échelle $\frac{1}{2}$ à 3 orientations de plis.

Les contraintes de rupture et les coefficients de frottement relatifs aux interfaces 0/0 et 45/0 utilisés pour réaliser cette simulation numérique n'ayant pas été re-déterminés, ils ne permettent d'aboutir à une valeur moyenne de palier d'effort satisfaisante. Il est donc impératif de réaliser une identification de ces paramètres. Toutefois, les temps de calculs très longs et le fait que les nouveaux paramètres soient au nombre de six ce qui impose un nombre de calculs élevé pour réaliser une identification par méthode inverse n'ont pas permis, par manque de temps, de réaliser cette identification. Toutefois, rien ne semble empêcher une modélisation future de structures à trois orientations de plis par éléments finis.

7 Discussion des utilisations possibles

Le modèle par éléments finis construit comme expliqué dans les paragraphes précédents peut permettre, comme cela a été partiellement réalisé, d'étudier les phénomènes de manière totalement indépendante ce qui est impossible expérimentalement. Il est donc possible de l'utiliser de façon à quantifier l'énergie absorbée par tel ou tel phénomène. De même il est possible d'étudier l'influence de la géométrie, des propriétés mécaniques du matériau ou de la séquence d'empilement de façon à relier celles-ci aux performances de la structure. Ceci est possible pour les phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces délaménées puisque tous les phénomènes qui s'y localisent sont correctement modélisés quelle que soit l'échelle et la configuration de la structure. Mais cela semble possible également pour la flexion des plis car, bien que la fissuration longitudinale et donc l'effet d'échelle ne soient pas pris en compte, ceux-ci n'ont une influence réelle sur les résultats des essais et des simulations que pour les structures de grande taille.

Par conséquent, il semble possible d'utiliser ce type de modélisation afin de déterminer une décomposition plus analytique du coefficient A du polynôme (2.5) du chapitre 2 en réalisant une étude variationnelle des différents paramètres qui l'influencent. Cela peut aboutir à une formulation complètement analytique de ce terme ce qui permettrait de réduire le nombre d'essais nécessaires à l'indentification des coefficients du polynôme. Ceci est déjà en partie possible, en considérant une utilisation couplée de la méthode proposée au chapitre 2 et de la modélisation numérique. En effet, il a été démontré plus haut dans ce chapitre que la

simulation numérique peut être utilisée pour déterminer numériquement la valeur du coefficient A. Par contre, l'identification des coefficients B et C ne peut être réalisée, pour le moment, qu'expérimentalement.

Inversement, la simulation numérique aboutit à des résultats correspondant à ceux de la similitude de Cauchy avec une prise en compte de la distorsion concernant le nombre d'interfaces entre plis d'orientations différentes. Or, le polynôme (2.5) peut permettre de corriger les résultats de la simulation par éléments finis en suivant un raisonnement analogue à celui utilisé en fin de paragraphe 4.1 de ce chapitre.

Enfin, d'un point de vue industriel, les temps de calcul très longs et le fait que la simulation numérique n'aboutisse pas à des résultats directement exploitables peuvent être considérés comme des limitations trop importantes pour envisager une utilisation de ce type de modèles numériques dans un processus de dimensionnement d'absorbeurs d'énergie. Toutefois, les temps de calcul semblent pouvoir être nettement réduits en remplaçant la condition cinématique utilisée ici pour modéliser le délaminage par un véritable élément d'interface, comme cela a déjà été évoqué préalablement dans ce chapitre. Enfin, en ce qui concerne la précision des résultats obtenus, les exemples de modélisations numériques décrits et discutés au paragraphe 1-3-2 du chapitre 1 sont toujours plus éloignés de la réalité phénoménologique que celui présenté ici. En effet, aucun de ces modèles n'intègre la fissuration longitudinale ni les frottements entre les plis. Par conséquent, même si le modèle décrit dans ce chapitre peut aboutir à une surestimation de l'énergie absorbée, le fait de tenir compte des frottements entre les plis le rend plus proche de la réalité expérimentale. De plus, comme cela a déjà été évoqué, l'effet d'échelle peut être corrigé en réalisant, en parallèle, une campagne expérimentale sur des modèles réduits, ce qui n'est pas possible avec les autres modélisations numériques. Enfin, ce modèle par éléments finis présente l'avantage de ne faire intervenir que des outils déjà disponibles à l'intérieur d'un code de calcul commercial.

Conclusions

Un modèle par éléments finis a été construit progressivement de façon à modéliser les phénomènes contribuant à absorber de l'énergie durant la compression axiale d'un absorbeur d'énergie en matériau composite stratifié. Seule la fissuration longitudinale des plis n'a pas été prise en compte. Le modèle ainsi construit et recalé à l'aide des résultats expérimentaux mesurés sur une structure à l'échelle $\frac{1}{4}$ permet une représentation satisfaisante des phénomènes qui se produisent au niveau des interfaces interlaminaires, quelle que soit l'échelle modélisée. Seule la flexion des plis pose un problème pour l'échelle 1 puisque la simulation numérique ne tient pas compte de l'effet d'échelle.

Cependant, ce modèle numérique a permis de quantifier la participation de plusieurs phénomènes dans l'absorption d'énergie. Des comparaisons réalisées avec des résultats issus de la littérature autorisent à considérer que la modélisation par éléments finis représente correctement les différents phénomènes. Ce modèle pourrait donc être utilisé pour quantifier l'influence des différents paramètres sur les performances de ce type de structures.

Des mesures post-mortem ont mis en évidence le fait que l'effet d'échelle lié à la résistance en flexion des plis, déjà détecté dans les précédents chapitres, est en fait dû à la fissuration intralaminare. Mais les causes précises n'ont pu être identifiées. Une étude spécifique de ce phénomène semble donc nécessaire.

Pour améliorer les résultats et simuler réellement tous les phénomènes, un modèle numérique de fissuration longitudinale a été créé en utilisant la même méthode que celle utilisée pour représenter le délaminage. Mais, malgré quelques résultats encourageants, plusieurs difficultés ont été mises en évidence et ont empêché d'intégrer ce modèle de fissuration à la modélisation numérique de compression axiale de structure de géométrie oméga.

Quelques simulations ont été réalisées sur des éprouvettes à 3 orientations afin de valider la possibilité de modéliser le délaminage des interfaces 0/0. Mais, le nombre élevé de nouveaux paramètres (contraintes de rupture des interfaces 0/45 et 0/0 ainsi que les

coefficients de frottement associés) n'a pas permis de réaliser pour le moment un recalage par rapport aux courbes expérimentales. Mais rien ne semble empêcher l'emploi de la méthode déjà utilisée pour les éprouvettes à 2 orientations pour étudier les éprouvettes à 3 orientations. Le modèle numérique ainsi recalé peut alors permettre de compenser le manque de données expérimentales nécessaires pour pouvoir réellement étudier les éprouvettes à 3 orientations.

Enfin, une discussion à propos des utilisations possibles de ce type de modélisations dans l'industrie laisse penser que les temps de calculs extrêmement longs peuvent être considérés comme la principale limitation. Mais ces temps de calcul peuvent être réduits en utilisant, pour modéliser la fissuration interlaminaire, un élément d'interface à la place de la condition cinématique utilisée ici. Pour cela, il est nécessaire de réaliser des essais de caractérisation des propriétés mécaniques des interfaces, celles-ci étant trop nombreuses pour pouvoir être déterminées par une méthode inverse.

CONCLUSIONS
&
PERSPECTIVES

Les matériaux composites sont devenus incontournables pour la fabrication de véhicules car ils permettent de répondre aux différents besoins des industries du domaine des transports. La réduction des masses qu'ils rendent possible permet de diminuer les émissions polluantes. La possibilité de réaliser de grandes pièces d'un seul tenant permet une diminution du nombre d'assemblages et donc de réduire les coûts de conception et d'industrialisation. Certaines méthodes de fabrication comme les procédés par injection permettent de réduire les délais. Enfin, leur capacité à absorber une grande quantité d'énergie peut permettre d'améliorer la sécurité en cas d'accident de ces véhicules.

Toutefois, les matériaux composites sont encore relativement mal connus ce qui entraîne un besoin d'outils spécifiques. Ce manque de méthodes de conception et de modèles numériques fait que le dimensionnement des structures en composite nécessite généralement de réaliser de nombreuses campagnes expérimentales. Les essais expérimentaux entraînant une augmentation des délais et des coûts, il est donc impératif pour que ce type de matériaux se démocratise, de développer des outils de simulation numérique, des méthodes de dimensionnement et des méthodes permettant de réduire les coûts liés aux expérimentations. Les travaux décrits dans ce mémoire s'inscrivent dans cette optique avec l'objectif de développer des méthodes de réduction d'échelle applicables aux structures composites sollicitées en dynamique rapide et d'améliorer les connaissances de leurs modes de ruine. L'application a été ici le crash d'absorbeurs d'énergie.

Les méthodes classiques de changement d'échelle ayant montré leurs limites pour un cas aussi complexe, l'utilisation d'une méthode basée sur une interpolation polynomiale a été envisagée. A partir de plusieurs essais réalisés sur des modèles réduits, un polynôme est identifié de façon à prendre en compte les influences des différents paramètres présentant des distorsions. Ensuite, la méthode directe est appliquée à ce modèle empirique à la place d'un modèle analytique. Cette méthode demande différents essais sur diverses configurations et plusieurs échelles mais elle permet d'obtenir des résultats sur plusieurs configurations de prototypes. Afin de tester cette méthode, les valeurs moyennes de palier d'effort de différentes configurations d'absorbeurs d'énergie de géométrie oméga présentant deux orientations de plis différentes et testées en quasi-statique ont été déterminées à partir des résultats de trois essais réalisés sur des maquettes. Les résultats obtenus en quasi-statique ayant été jugés

satisfaisants et bien meilleurs que ceux obtenus à l'aide de la similitude de Cauchy, la méthode a alors été appliquée à des essais réalisés en dynamique sur des structures identiques. Il a été montré que la chute de la valeur de palier d'effort est essentiellement due à la présence d'oscillations modales. Des effets de l'augmentation de la vitesse sur les coefficients de frottement ont aussi été détectés, mais l'impossibilité d'étudier séparément ces phénomènes n'a pas permis de réellement quantifier leur influence. Toutefois, la méthode précédente a encore pu être appliquée et a permis de déterminer des valeurs de palier d'effort très proches de celles mesurées pour les différentes configurations de prototypes testés en dynamique.

Cette méthode a aussi été appliquée sur des éprouvettes présentant trois orientations de plis. Mais ce cas faisant intervenir un nombre plus élevé de paramètres présentant des distorsions et les essais réalisés étant moins nombreux, il n'a pas été possible de valider complètement la méthode pour ce cas précis, que ce soit en quasi-statique ou en dynamique. Toutefois, il a quand même été possible de déterminer un (ou plusieurs) jeu de paramètres permettant au polynôme utilisé dans la méthode de passer par tous les points expérimentaux. Mais de plus amples investigations sont maintenant nécessaires pour finir toutes les validations.

Pour pallier ce problème et pour étudier la possibilité d'appliquer la similitude indirecte aux absorbeurs d'énergie, une modélisation par éléments finis a été réalisée. Après avoir vérifié que tous les phénomènes présents, hormis la fissuration intralaminare, étaient correctement représentés, ce modèle a été recalé à partir des résultats d'un essai sur une éprouvette à l'échelle $\frac{1}{4}$. Puis, les structures aux échelles $\frac{1}{2}$ et 1 ont été modélisées de façon à tenter de valider la possibilité d'utiliser la similitude indirecte. Les phénomènes localisés au niveau des interfaces restent correctement modélisés quelle que soit l'échelle de la structure, par contre la modélisation ne tient pas compte de l'effet d'échelle qui concerne la flexion des plis. Des mesures post-mortem ont montré que l'effet d'échelle qui influence la flexion des plis est en réalité lié à la fissuration intralaminare. Mais les causes exactes n'ont pu être déterminées. Cependant, il a tout de même été possible d'utiliser ce modèle numérique pour quantifier la participation de certains phénomènes à l'absorption d'énergie. Enfin, quelques tentatives ont été réalisées pour modéliser numériquement la fissuration longitudinale. Mais

de trop nombreuses difficultés ont empêché d'intégrer ce phénomène à la modélisation de la compression axiale d'un absorbeur d'énergie.

Les travaux décrits ici se sont heurtés à plusieurs limitations. Le nombre réduit de résultats d'essais de structure de forme oméga à trois orientations de plis n'a pas permis de valider, pour ce cas précis, la méthode de réduction d'échelle. Des essais supplémentaires sont donc nécessaires. La compression axiale d'un absorbeur d'énergie faisant intervenir un grand nombre de phénomènes différents, certains comme l'influence de la vitesse sur les coefficients de frottement n'ont pu être étudiés avec précision. D'autres essais plus spécifiques sont donc nécessaires pour étudier ces phénomènes. De même, les bandes de plis laissées par la fissuration longitudinale ne respectent pas le facteur d'échelle géométrique. Des essais spécialement conçus pour l'étude de la fissuration intralaminare sont là aussi nécessaires afin d'en déterminer les causes. Il serait alors possible de déterminer si l'influence de la vitesse de déformation sur les propriétés du matériau ou si des phénomènes microscopiques, comme l'influence du diamètre des fibres par exemple, sont responsables de cet effet d'échelle.

De même, la modélisation par éléments finis du crash de structure en composite stratifié peut être améliorée. La condition cinématique utilisée pour modéliser le délaminage pourrait être remplacée par un élément 2D disponible dans le code de calcul PAMCRASHTM et spécifiquement développé pour cet usage. Ceci permettrait de distinguer l'initiation et la propagation des fissures interlaminaires et, par conséquent, d'améliorer la modélisation de la phase initiale de la compression pendant laquelle l'effort résistant atteint son maximum. De plus, l'utilisation de cet élément devrait permettre une réduction importante des temps de calcul. Mais cela demande de caractériser les propriétés des interfaces comme les taux de restitution d'énergie critique en mode I et II, ce qui ne peut se faire que par des campagnes expérimentales. Les essais ARCAN en cours de développement au centre de Lille de l'ONERA pourraient répondre à ces attentes. De même, une caractérisation des frottements entre l'impacteur et le matériau composite ainsi que de ceux qui se produisent entre plis au niveau des interfaces délamainées pourrait permettre d'affiner les valeurs utilisées et donc de gagner en précision. Ces améliorations pourraient alors permettre de compenser le manque de données expérimentales en utilisant la modélisation numérique.

Au cours de ces travaux, un mode de ruine a volontairement été oublié : la fragmentation. Autrement dit, tous les résultats énoncés dans ce rapport ne sont applicables que pour des structures dont la séquence d'empilement ne présente que des plis dont l'orientation est inférieure ou égale à 45° par rapport à la direction de chargement. Le *Word-Wide Failure Exercise* [HIN 98, HIN 02, SOD 02, SOD 04], dont le but était de comparer sur des cas tests un grand nombre de modèles numériques développés pour la simulation de structures en composite, a mis en évidence les difficultés qui persistent pour modéliser la rupture de ce type de matériaux en compression pure. Par conséquent, la modélisation par éléments finis de ce mode de ruine semble quasiment impossible pour le moment. Mais, qu'en est-il du point de vue de la réduction d'échelle ? Ce mode de ruine est caractérisé par une fissuration intralaminare très importante due aux contraintes de cisaillement transverse. La fissuration des plis en traction / compression étant la cause de l'effet d'échelle pour la ruine en ouverture interlaminare, il est probable que la ruine en fragmentation soit encore plus affectée par ce phénomène. Pour pouvoir appliquer la méthode de réduction d'échelle aux empilements constitués de plis orientés selon des angles supérieurs à 45° et donc étendre la méthode décrite dans ce rapport à tous les types d'empilement, il est nécessaire d'étudier la ruine par fragmentation. Une nouvelle campagne expérimentale sur des structures de géométrie oméga pourrait alors être envisagée.

Dans la suite de ce projet, le modèle numérique peut être utilisé pour compenser le manque de données expérimentales concernant les éprouvettes à trois orientations de plis. Quelques simulations ont déjà permis de montrer qu'il est possible numériquement de reproduire le délaminage entre plis orientés à 0° . De plus, comme cela a été expliqué dans le chapitre 4, une fois recalé pour une configuration précise d'une échelle donnée, il est possible de déterminer les valeurs de palier d'effort d'autres configurations de la même échelle, puisque la présence d'un effet d'échelle ne pose aucun problème pour ce type d'application. Cela pourrait aussi permettre de répondre à une question restée pour le moment sans réponse : des configurations différentes d'une même échelle présentant un nombre d'interfaces identiques aboutissent-elles à des valeurs de palier d'effort similaires ? Cette question présente un intérêt puisqu'elle permettrait de réellement déterminer la quantité de résultats qu'il est possible d'obtenir à l'aide de la méthode de réduction d'échelle présentée dans les

chapitres 2 et 3. De plus, si des configurations différentes présentant des nombres d'interfaces identiques permettent d'obtenir des valeurs de paliers d'effort comparables, il pourrait être envisageable de totalement s'affranchir des techniques de réagencement de plis de Jackson [JAC 94].

Il est aussi possible d'élargir les utilisations de ce modèle numérique. En effet, ce type de modélisations ayant déjà été utilisé pour étudier des cas d'impact de plaque [ROZ 00, WAL 99], il semble possible de réaliser la simulation d'un impact suivi d'une compression axiale comme cela est réalisé lors d'essais de type Boeing. Il serait alors possible d'étendre le domaine d'utilisation du modèle par éléments finis à l'étude de la résistance aux dommages d'absorbeurs d'énergie fabriqués en composite stratifiés. La question de la résistance aux dommages est une des grandes préoccupations des industriels du domaine des transports.

Enfin, en vue d'étendre l'utilisation de la méthode de réduction d'échelle développée lors de ces travaux, il pourrait être intéressant d'observer les effets de variations de la géométrie sur la forme et sur les valeurs des coefficients du polynôme empirique utilisé. La géométrie influençant fortement la résistance en flexion des plis et la fissuration longitudinale, il est très probable qu'une application à des tubes, des cônes ou des sinus entraînerait d'importantes modifications du polynôme. L'utilisation de cette méthode pourrait être étudiée pour des structures différentes et sollicitées différemment. Cette méthode pourrait aussi être appliquée à des problèmes très éloignés comme par exemple la résistance des liaisons rivetées. En effet, dans ce cas, il est parfois gênant d'avoir à caractériser d'autres tailles de rivets pour pouvoir les mettre à l'échelle. Il semble possible, en utilisant cette méthode, de conserver la taille des rivets et d'en modifier le nombre, comme cela est fait dans les travaux présents avec les plis du stratifié. Une interpolation pourrait alors être réalisée en fonction du nombre de rivets ce qui permettrait d'appliquer la méthode directe sur ce polynôme. L'élargissement du domaine d'application de la méthode pourrait aboutir à son utilisation sur des structures industrielles telles que des tronçons d'avion ou des coques de bateau.

Pour conclure, il existe de nombreuses perspectives envisageables, que ce soit en ce qui concerne la modélisation par éléments finis de la compression axiale d'absorbeurs

d'énergie fabriqués en matériau composite stratifié ou en ce qui concerne les applications possibles de la méthode de réduction d'échelle. Toutefois, une utilisation de ces outils dans un processus industriel de dimensionnement d'absorbeurs d'énergie en composite semble possible à relativement court terme.

RÉFÉRENCES
BIBLIOGRAPHIQUES

Les travaux réalisés au cours de cette thèse ont fait l'objet de diverses présentations orales et de plusieurs publications :

Conférences avec actes et comité de lecture :

GRENÊCHE R., RAVALARD Y., COUTELLIER D., « Optimisation des stratifiés pour l'essai de structures à échelle réduite », 14^{ème} Colloque Vibrations, Chocs et Bruits, Lyon, Juin 2004.

GRENÊCHE R., COUTELLIER D., RAVALARD Y., « Utilisation de modèles réduits pour essais de crash de composites stratifiés », 14^{ème} Journées Nationales sur les Composites, Compiègne, Mars 2005, ISBN 2-95051176-7.

GRENÊCHE R., COUTELLIER D., RAVALARD Y., « Nouvelle méthodologie de dimensionnement de structure composite à partir d'essais à échelle réduites », 9^{ème} Colloque sur la Conception Mécanique Intégrée, Editions AIP-PRIMECA, La Plagne, Avril 2005, ISBN 2-9523979-0-2.

Conférence sans actes :

COUTELLIER D., GRENÊCHE R., « Modèles numériques pour le crash de structures composites complexes », Journée Scientifique et Technique AMAC, Bordeaux, Septembre 2005.

Revues avec comité de lecture :

GRENÊCHE R., RAVALARD Y., COUTELLIER D., « A method for crash tests on laminated composite scaled down models », Applied Composite Materials 12(6), p355-368, Springer Publishers, 2005.

COUTELLIER D., GRENÊCHE R., « Modèles numériques pour le crash de structures composites complexes », Revue des composites et des matériaux avancés, ed. Hermès-Lavoisier, soumis suite à la Journée Scientifique et Technique AMAC, 2005.

Liste des références bibliographiques citées le long de ce mémoire :

- BAI 05 BAI J., PHOENIX S.L., « Compressive failure model for fiber composites by kink band initiation from obliquely aligned, shear-dislocated fiber breaks », *International Journal of Solids and Structures* 42, Elsevier Science, p 2089-2128, 2005.
- BER 05 BERETTA S., GHIDINI A., LOMBARDO F., « Fracture mechanics and scale effects in fatigue of railway axles », *Engineering Fracture Mechanics* 72, Elsevier Science, p 195-208, 2005.
- BER 99 BERTHELOT J.M., « Matériaux composites : comportement mécanique et analyse des structures », 3^{ème} édition, Ed Masson, 1999.
- BIS 05 BISAGNI C., DI PIETRO G., FRASCHINI L, TERLETTI D., « Progressive crushing of fiber-reinforced composite structural components of a formula one racing car », *Composite Structures* 68, Elsevier Science, p 491-503, 2005.
- BLA 92 BLAZY P., YVON J., JDID E.A., « Fragmentation : Généralités, Théorie », *Techniques de l'Ingénieur A5050*, 1992.
- BO 82 BO L. C., PAVELESCU D., « The friction-speed relation and its influence on the critical velocity of the stick-slip motion », *Wear* 82, Elsevier Science, p 277-289, 1982.
- BON 52 BOND F.C., « The third theory of comminution », *Trans. Am. Inst. Min. Met. Ing.*, 193, p 484, 1952.
- BUC 14 BUCKINGHAM E., « On physically similar systems ; Illustration of the use of dimensional equations », *Phys. Review*, vol 4, p 345, 1914.
- CAR 05 CARPINTERI A., PAGGI M., « Size-scale effects on the friction coefficient », *Int. Journal of Solids and Structures* 42, Elsevier Science, p 2901-2910, 2005.
- CAR 97 CARRUTHERS J.J., « Some aspects of the energy absorption of composite materials », PhD Thesis, University of Sheffield, 1997.
- CHO 99 A CHOUCHAOUI C.S., OCHOA O.O., « Similitude study for a laminated cylindrical tube under tensile, torsion, bending, internal and external pressure; Part I: governing equations », *Composite Structures* 44, Elsevier Science, p 221-229, 1999.

- CHO 99 B CHOUCHAOUI C.S., PARKS P., OCHOA O.O., « Similitude study for a laminated cylindrical tube under tensile, torsion, bending, internal and external pressure; Part II: scale models », *Composite Structures* 44, Elsevier Science, p 231-236, 1999.
- CHR 98 CHRISTOFOROU A.P., YIGIT A.S., « Characterization of impact in composite plates », *Composite Structures* 43, Elsevier Science, p 15-24, 1998.
- CHR 01 CHRISTOFOROU A.P., « Impact dynamics and damage in composite structures », *Composite Structures* 52, Elsevier Science, p 181-188, 2001.
- DAC 93 DACHEUX F., « Développement d'une technique de similitude indirecte sur modèles réduits ; Application à l'étude du comportement en collision des véhicules de transport guidé », Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 1993.
- DAN 99 DANIEL L., HOGG P.J., CURTIS P.T., « The relative effects of through-thickness properties and fibre orientation on energy absorption by continuous fibre composites », *Composites Part B* 30, Elsevier Science, p 257-266, 1999.
- DAN 00 DANIEL L., HOGG P.J., CURTIS P.T., « The crush behaviour of the carbon fibre angle-ply reinforcement and the effect of interlaminar shear strength on energy absorption capability », *Composites Part B* 31, Elsevier Science, p 435-440, 2000.
- DAV 99 DAVIES P., PETTON D., « An experimental study of scale effect in marine composites », *Composites Part A* 30, Elsevier Science, p 267-275, 1999.
- DEL 00 DELETOMBE E., DELSART D., KOHLGRÜBER D, JOHNSON A., « Improvement of numerical methods for crash analysis in future composite aircraft design », *Aerosp. Science and Technologie* 4, Elsevier Science, p 189-199, 2000.
- DEL 05 DELSART D. MORTIER J.M., DAGOIS M., « Experimental characterization and modelling of the inter-ply interface properties of fibre reinforced composite materials », *International Conference on Impact Loading of Lightweight Structures*, Florianópolis – Brazil, 2005.
- DOR 00 DORMEGNIE D., COUTELLIER D., DELETOMBE E., ROZYCKI P, DELSART D., « Techniques de réduction d'échelle pour l'étude au crash d'un composite stratifié », *Douzième Journées Nationales sur les Composites JNC 12*, Cachan, 15-17 Novembre, p 213-222, 2000.

- DOR 01A DORMEGNIE D., COUTELLIER D., DELSART D., DELETOMBE E., « Etude au crash d'un composite stratifié : apport de la similitude », Actes du Cinquième Colloque National en Calcul des Structures, Giens, 15-18 Mai, p 733-740, volume 2, 2001.
- DOR 01B DORMEGNIE D., « Contribution à l'étude de lois de similitude applicables au crash de structures composites stratifiées du type absorbeur d'énergie », Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 2001.
- DUB 99 DUBEY D.D., VIZZINI A.J., « Testing methods for energy absorption of composite materials », Journal of American Helicopter Society 44, p 179-187, 1999.
- EMO 77 EMORY R.I., SHURING D.J., « Scale models in engineering: fundamentals and applications », ISBN 0-08-020860-6, Ed Pergamon Press, 1977.
- FAR 83 FARLEY G.L., « Energy absorption of composite materials », Journal of Composite Materials 17, Technomic Publishing, p 267-279, 1983.
- FAR 86 FARLEY G.L., « The effects of fiber and matrix maximum strain on the energy absorption capability of composite materials », Journal of Composite Materials 20, Technomic Publishing, p 322-334, 1986.
- FAR 91 FARLEY G.L., « The effects of crushing speed on the energy-absorption of composite tubes », Journal of Composite Materials 25, Technomic Publishing, p 1314-1329, 1991.
- FAR 92 A FARLEY G.L., JONES R.M., « Crushing characteristics of continuous fiber-reinforced composite tubes », Journal of Composite Materials 26, Technomic Publishing, p 37-50, 1992.
- FAR 92 B FARLEY G.L., JONES R.M., « Prediction on the energy-absorption capability of composite tubes », Journal of Composite Materials 26, Technomic Publishing, p 388-404, 1992.
- FEI 03 FEISSEL P., « Vers une stratégie d'identification en dynamique rapide pour des données incertaines », Thèse de doctorat, ENS Cachan, 2003.
- FLE 96 A FLEMING D.C., VIZZINI A.J., « Off-axis energy absorption characterization of composites for crashworthy rotorcraft design », Journal of the American Helicopter Society 41, p 239-246, 1996.

- FLE 96 B FLEMING D.C., VIZZINI A.J., « The energy absorption of composite plates under off-axis loads », *Journal of Composite Materials* 30, Technomic Publishing, p 1977-1995, 1996.
- GAY 89 GAY D., « Matériaux composites 2^{ème} édition », *Traité des nouvelles technologies, Série Mécanique*, Ed Hermes, 1989.
- GNI 04 GNING P.B., « Influence du choc sur la tenue en pression externe des cylindres composites », *Thèse de doctorat, Université de Toulouse III Paul Sabatier*, 2004.
- GOR 00 GORNET L., LEVEQUE D., PERRET L., « Modélisation, identification et simulation éléments finis des phénomènes de délaminage dans les structures composites stratifiées », *Mécanique et industries* 1, Elsevier Science, p267-276, 2000.
- HAM 95 A HAMADA H., RAMAKRISHNA S., « Scaling effects in the energy absorption of carbon-fiber / PEEK composite tubes », *Composites Science and Technology* 55, Elsevier Science, p 211-221, 1995.
- HAM 95 B HAMADA H., RAMAKRISHNA S., SATOH H., « Crushing mechanism of carbon fibre / PEEK composite tubes », *Composites* 26, Elsevier Science, p 749-755, 1995.
- HAM 96 HAMADA H., RAMAKRISHNA S., SATOH H., « Effects of fiber orientation on the energy absorption capability of carbon fiber / PEEK composite tubes », *Journal of Composite Materials* 30, Technomic Publishing, p 947-963, 1996.
- HAM 98 HAMADA H., NAKAI A., KAMEO K., TAKEDA N., « Crushing performance of braided composites », *Proceeding of the Eighth Japan- US Conference on Composite Materials*, p 467-475, 1998.
- HAM 99 HAMADA H., NAKATANI T., NAKAI A., KAMEO K., « The crushing performance of braided I-beam », *Composites Science and Technology* 59, Elsevier Science, p 1881-1890, 1999.
- HIN 98 HINTON M. J., SONDEN P. D., « Predicting failure in composite laminates : the background to the exercise », *Composites Science and Technology* 58, Elsevier Science, p 1001-1010, 1998.

- HIN 02 HINTON M. J., SONDEN P. D., « A comparison of the capabilities of current failure theories for composite laminates, judged against experimental evidence », *Composites Science and Technology* 62, Elsevier Science, p 1725-1797, 2002.
- HUK 61 HUKKY R.T., « Proposal for a solomonic settlement between the theories of Von Rittinger, Kick and Bond », *Trans. AIME*, 220, p 403-408, 1961.
- HUL 91 HULL D., « A unified approach to progressive crushing of fibre-reinforced composite tubes », *Composite Science and Technology* 40, Elsevier Science, p 377-421, 1991.
- IPS 60 IPSEN D.C., « Units, dimensions and dimensionless numbers », Mc Graw-Hill Book Company, 1960.
- JAC 94 JACKSON K.E., « Workshop and scaling effects on composite materials and structures », *Rapport NASA*, Langley Research Center Hampton Virginia, NASA conference publication 3271, 1994.
- JAN 04 JANG H., KO K., KIM S.J., BASCH R.H., FASH J.W., « The effect of metal fibers on the friction performance of automotive brake friction materials », *Wear* 256, Elsevier Science, p 406-414, 2004.
- JIM 00 JIMENEZ M.A., MIRAVETE A., LARRODE E., REVUELTA D., « Effect of trigger geometry on energy absorption in composite profiles », *Composite Structure* 48, Elsevier Science, p 107-111, 2000.
- JOH 01 JOHNSON A. F., PICKETT A. K., ROZYCKI P., « Computational methods for predicting impact damage in composite structures », *Composite Science and Technology* 61, Elsevier Science, p2183-2192, 2001.
- KIC 85 KICK F., « Das gesetz der proportionalem wider-stand und seine anwendung », *Arthus Felix*, 1885.
- KOM 93 KOMROWER J.M., « Modal testing of automotive plastic scale models using an automated laser vibrometry system », 44th Annual Earthmoving Conference Peoria, SEA 931189, 1993.
- LAN 72 LAND N. S., « Compilation of dimensional numbers », *NASA Special Publications* 274, National Aeronautics and Space Administration, 1972.

- LAN 56 LANGHAAR H.L., « Analyse dimensionnelle et théorie des maquettes », Ed Dunod, Paris, 1956.
- LAN 97 LANGLE F., « Contribution à l'élaboration de design de substitution en similitude indirecte sur modèles réduits ; Application à l'étude du comportement en collision des absorbeurs axiaux », Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 1997.
- LEV 98 LEVEQUE D., « Analyse de la tenue au délaminage des composites stratifiés : identification d'un modèle d'interface inter-laminaire. », Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 1998.
- LIF 98 LIFSHITZ M., LEBER H., « Response of fiber-reinforced polymer to high strain-rate loading in interlaminar tension and combined tension/shear », Composite Science and Technology 58, Elsevier Science, p987-996, 1998.
- MAM 91 MAMALIS A.G., MANOLAKOS D.E., VIEGELAHN G.L., YAP S.M., DEMOSTHENOUS G.A., « On the axial crumpling of fibre-reinforced composite thin-walled conical shells », International Journal of Vehicle Design 12, p 450-467, 1991.
- MAM 97 MAMALIS A.G., ROBINSON M., MANOLAKOS D.E., DEMOSTHENOUS G.A., IOANNIDIS M.B., CARRUTHERS J. « Crashworthy capability of composite material structures », Composite Structures 37, Elsevier Science, p 109-134, 1997.
- MAM 98 MAMALIS A.G., MANOLAKOS D.E., DEMOSTHENOUS G.A., IOANNIDIS M.B., « Crashworthiness of composite thin-wall structural components », Technomic Publishing CO. INC., 1998.
- McC 01 Mc CARTHY M.A., WIGGENRAAD J.F.M., « Numerical investigation of a crash test of a composite helicopter subfloor structure », Composite Structures 51, Elsevier Science, p 345-359, 2001.
- MOR 88 MORTON J., « Scaling of impact loaded carbon fiber composite », AIAAJ 26, p 989-994, 1988.
- NAR 99 NARAYANAN S., SCHADLER L.S., « Mechanisms of kink-band formation in graphite/epoxy composites: a micromechanical experimental study », Composite Science and Technology 59, Elsevier Science, p 2201-2213, 1999.
- PAM 04 A PAMCRASHTM, « Solver Notes Manual », ESI Group, 2004.

- PAM 04 B PAMCRASHTM, « Solver Reference Manual », ESI Group, 2004.
- PAN 04 PANAIT A., « Etude expérimentale et numérique des problèmes de contact unilatéral et de frottement sec dans les assemblages verriers », Thèse de doctorat, Université de Marne-La-Vallée, 2004.
- RAB 95 RABINOWICZ E., « Friction and wear of material », John Wiley & Sons, 2nd edition, 1995.
- REY 98 REYNE M., « Technologies des composites, 3^{ème} édition revue et augmentée », Ed Hermes, 1998.
- REZ 95 REZAEPAZHAND J., SIMITSES G.J., STARNES Jr J.H., « Use of scaled-down models for predicting vibrations response of laminated plates », Composite Structures 30, Elsevier Science, p 419-426, 1995.
- REZ 96 REZAEPAZHAND J., SIMITSES G.J., STARNES Jr J.H., « Scale models for laminated cylindrical shells subjected to axial compression », Composite Structures 34, Elsevier Science, p 371-379, 1996.
- REZ 97 REZAEPAZHAND J., SIMITSES G.J., « Structural similitude for vibration response of laminated cylindrical shells with double curvature », Composites Part B 28, Elsevier Science, p 195-200, 1997.
- RIO 04 RIOS R.D., RIERA J.D., « Size effects in the analysis of reinforced concrete structures », Engineering Structures 26, Elsevier Science, p 1115-1125, 2004.
- ROZ 00 ROZYCKI P., « Contribution au développement de lois de comportement pour matériaux composites soumis à l'impact. », Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 2000.
- SCH 00 SCHÖN J., « Coefficient of friction of composite delamination surfaces », Wear 237, Elsevier Science, p 77-89, 2000.
- SCH 98 SCHULTZ M.R., « Energy absorption capacity of graphite-epoxy composite tubes », Master of Science Thesis in Engineering Mechanics, Faculty of Virginia, 1998.
- SIM 01 SIMITSES G.J., « Structural similitude for flat laminated surfaces », Composite Structures 51, Elsevier Science, p 191-194, 2001.

- SOD 02 SODEN P. D., HINTON M. J., KADDOUR A. S., « Biaxial test results for strength and deformation of a range of E-glass and carbon fibre reinforced composite laminates: failure exercise benchmark data », *Composites Science and Technology* 62, Elsevier Science, p 1489-1514, 2002.
- SOD 04 SODEN P. D., KADDOUR A. S., HINTON M. J., « Recommendations for designers and researchers resulting from the world-wide failure exercise », *Composites Science and Technology* 64, Elsevier Science, p 589-604, 2004.
- SUT 99A SUTHERLAND L.S., SHENOI R.A., LEWIS S.M., « Size and scale effects in composites : I Literature review », *Composites Science and Technology* 59, Elsevier Science, p 209-220, 1999.
- SUT 99B SUTHERLAND L.S., SHENOI R.A., LEWIS S.M., « Size and scale effects in composites : II Unidirectional laminates », *Composites Science and Technology* 59, Elsevier Science, p 209-220, 1999.
- SUT 99C SUTHERLAND L.S., SHENOI R.A., LEWIS S.M., « Size and scale effects in composites : III Woven-roving laminates », *Composites Science and Technology* 59, Elsevier Science, p 209-220, 1999.
- THO 77 THORNTON P.H., MAGEE C.L., « The interplay of geometric and materials variables in energy absorption », *Journal of Engineering Materials and Technology* 99, p 114-120, 1977.
- THO 79 THORNTON P.H., « Energy absorption in composite structures », *Journal of Composite Materials* 13, Technomic Publishing, p 247-262, 1979.
- THO 82 THORNTON P.H., EDWARDS P.J., « Energy absorption in composite tubes », *Journal of Composite Materials* 16, Technomic Publishing, p 521-545, 1982.
- TOL 67 TOLSTOI D. M., « Significance of the normal degree of freedom and natural vibrations in contact friction », *Wear* 10, Elsevier Science, p 199-213, 1967.
- TRO 03 TROMPILLE V., « Etude expérimentale et théorique du comportement d'un tunnel renforcé par boulonnage frontal », Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2003.
- VON 67 VON RITTINGER P.R., « Lehrbuch des aufbereitungs kunde », Ernst und Korn, 1867.

- WAL 99 WALRICK J. C., « Contribution au développement d'une nouvelle méthodologie pour l'étude du délaminage dans les structures stratifiées composites : application à l'impact basse vitesse », Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 1999.
- YIG 95 YIGIT A.S., CHRISTOFOROU A.P., « Impact dynamics of composite beams », Composite Structures 32, Elsevier Science, p 187-195, 1995.

ANNEXES

Annexe A : Fabrication et propriétés des éprouvettes

A-1 : Fabrication

Les éprouvettes de géométrie oméga sont fabriquées par empilement de bandes de pré-imprégné fibres de verre E et résine époxy (réf : BE M10 / 29,5 % / 72*2400 tex). Leur forme est obtenue par l'utilisation d'un moule et d'un contre-moule ce qui permet de conserver une épaisseur constante.



Figure A.1 : Moule et contre-moule utilisé pour la fabrication des éprouvettes.

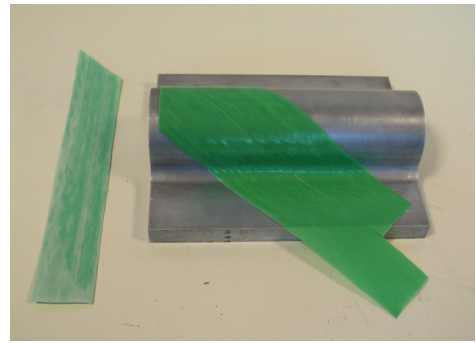


Figure A.2 : Empilement des bandes de pré-imprégné.

La cuisson des éprouvettes est composée d'un premier palier d'une heure à 60° C afin de fluidifier la résine et d'en évacuer le surplus, puis d'un second palier de deux heures à 120° C permettant une polymérisation quasi-complète. Le taux volumique de fibres ainsi obtenu est alors de 57 %.



Figure A.3 : Eprouvette juste après le démoulage.

Finalement, les éprouvettes sont découpées aux dimensions souhaitées (précisées au chapitre 1) et un chanfrein est usiné par fraisage à l'une des extrémités.

A.2 : Propriétés mécaniques du matériau

Les propriétés mécaniques listées dans le tableau suivant ont été caractérisées plusieurs fois au cours de précédents travaux de recherche [WAL 99, ROZ 00, DOR 01B]. Ces propriétés sont énoncées ici en vue de l'utilisation avec la modélisation de pli biphase (PLY 0) disponible dans le code de calcul PAMCRASHTM associée à un élément volumique (SOLID 30).

Propriétés de la matrice					
E_{11}	10,3 GPa	G_{12}	3,25 GPa	ν_{12}	0,28
E_{22}	8,06 GPa	G_{23}	3,25 GPa	ν_{23}	0,28
E_{33}	8,06 GPa	G_{13}	3,25 GPa	ν_{13}	0,28
Endommagement de la matrice					
En cisaillement			Volumique		
ϵ_{si}^m	0,0		ϵ_{vi}^m	1,0	
ϵ_{sl}^m	0,02		ϵ_{vl}^m	2,0	
ϵ_{su}^m	0,08		ϵ_{vu}^m	3,0	
d_{sl}^m	0,05		d_{vl}^m	0,0	
d_{su}^m	0,325		d_{vu}^m	0,0	
Propriétés des fibres					
E^f	86 GPa	Taux de fibres		57 %	
ϵ_i^f	0,0348				
ϵ_l^f	0,0349	d_l^f		0,001	
ϵ_u^f	0,0350	d_u^f		0,999	
Masse volumique du pli			1998 kg/m ³		

Tableau A.1 : Propriétés du pli composite pour le modèle biphase [PAM 04 A & B].

Annexe B : Instrumentation du puits de chute

Afin de vérifier la non-influence de la masse de l'impacteur sur les résultats des essais dynamiques (chapitre 3), quelques éprouvettes ont été testées à l'aide du puits de chute de 7 mètres du C3T (Centre Technologique en Transport Terrestre de Valenciennes).

Lors de ces essais, les éprouvettes étaient collées sur un système de fixation rainuré de façon à en épouser exactement la forme, afin d'assurer un encastrement parfait de leur base. Ce système de fixation était lui-même attaché à la semelle supérieure de trois cellules d'effort mono-axes (de 10 kN chacune) montées sur le marbre du puits de chute.



Figure B.1 : Système de fixation des éprouvettes.

La chaîne d'acquisition utilisée est de marque MORS TECHNIPHONE, de fréquence d'échantillonnage de 10 kHz et de bande passante 2500 Hz (filtre anti-repliement intégré sur les cartes d'acquisition). Outre les mesures d'effort, la décélération de l'impacteur est mesurée à l'aide de deux accéléromètres mono-axes ± 1000 g. Le déplacement de l'impacteur est obtenu par interférométrie optique et sa vitesse mesurée à l'aide d'une cellule photoélectrique (Figures B.2 et B.3).



Figure B.2 : Capteur de Déplacement par interférométrie optique

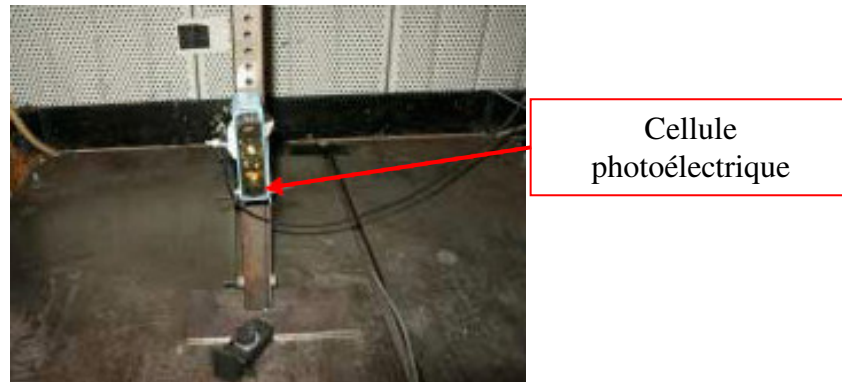


Figure B.3 : Cellule photoélectrique utilisée pour mesurer la vitesse d'impact.

Enfin, chaque essai a été filmé à l'aide d'une caméra vidéo couleurs numérique à 1000 images par seconde.

Annexe C : Résultats de la similitude de Cauchy

Dans les chapitres 2 et 3, seuls quelques exemples de résultats obtenus avec la similitude de Cauchy ont été énoncés pour ne pas surcharger le rapport. Toutefois, toutes les combinaisons ont été calculées et sont regroupées dans les tableaux suivants.

<i>Echelle</i>	<i>Nombre d'interfaces</i>	<i>Fpalier expérimentale (kN)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1/4 à 2 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1/2 à 2 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1/2 à 4 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>
1	12	161,00	193,76	20,35	161,72	0,45	198,40	23,23
1	8	141,00	193,76	37,42	161,72	14,70	198,40	40,71
1	6	127,00	193,76	52,57	161,72	27,34	198,40	56,22
1	4	121,00	193,76	60,13	161,72	33,65	198,40	63,97
1	2	97,00	193,76	99,75	161,72	66,72	198,40	104,54
0,5	6	48,10	48,44	0,71	40,43	-15,95	49,60	3,12
0,5	4	49,60	48,44	-2,34	40,43	-18,49	-	-
0,5	2	40,43	48,44	19,81	-	-	49,60	22,68
0,25	2	12,11	-	-	10,11	-16,54	12,40	2,39

<i>Cauchy à partir de ec 1/2 à 6 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1 à 2 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1 à 4 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1 à 6 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1 à 8 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>
192,40	19,50	97,00	-39,75	121,00	-24,84	127,00	-21,12	141,00	-12,42
192,40	36,45	97,00	-31,21	121,00	-14,18	127,00	-9,93	-	-
192,40	51,50	97,00	-23,62	121,00	-4,72	-	-	141,00	11,02
192,40	59,01	97,00	-19,83	-	-	127,00	4,96	141,00	16,53
192,40	98,35	-	-	121,00	24,74	127,00	30,93	141,00	45,36
-	-	24,25	-49,58	30,25	-37,11	31,75	-33,99	35,25	-26,72
48,10	-3,02	24,25	-51,11	30,25	-39,01	31,75	-35,99	35,25	-28,93
48,10	18,97	24,25	-40,02	30,25	-25,18	31,75	-21,47	35,25	-12,81
12,03	-0,70	6,06	-49,94	7,56	-37,55	7,94	-34,45	8,81	-27,23

<i>Cauchy à partir de ec 1 à 12 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>
-	-
161,00	14,18
161,00	26,77
161,00	33,06
161,00	65,98
40,25	-16,32
40,25	-18,85
40,25	-0,45
10,06	-16,91

Tableau C.1 : Comparaison entre les valeurs de palier d'effort mesurées lors des essais statiques et celles déterminées à l'aide de la similitude de Cauchy.

<i>Echelle</i>	<i>Nombre d'interfaces</i>	<i>Fpalier expérimentale (kN)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1/4 à 2 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1/2 à 2 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1/2 à 4 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>
1	12	104,84	141,28	34,76	30,52	-70,89	44,76	-57,31
1	8	106,02	141,28	33,26	30,52	-71,21	44,76	-57,78
1	6	83,73	141,28	68,73	30,52	-63,55	44,76	-46,54
1	4	88,15	141,28	60,27	30,52	-65,38	44,76	-49,22
1	2	45,45	141,28	210,85	30,52	-32,85	44,76	-1,52
0,5	6	13,55	35,32	160,66	7,63	-43,69	11,19	-17,42
0,5	4	11,19	35,32	215,64	7,63	-31,81	-	-
0,5	2	7,63	35,32	362,91	-	-	11,19	46,66
0,25	2	8,83	-	-	1,91	-78,40	2,80	-68,32

<i>Cauchy à partir de ec 1/2 à 6 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1 à 2 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1 à 4 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1 à 6 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>	<i>Cauchy à partir de ec 1 à 8 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>
54,20	-48,30	45,45	-56,65	88,15	-15,92	83,73	-20,14	106,02	1,13
54,20	-48,88	45,45	-57,13	88,15	-16,86	83,73	-21,02	-	-
54,20	-35,27	45,45	-45,72	88,15	5,28	-	-	106,02	26,62
54,20	-38,51	45,45	-48,44	-	-	83,73	-5,01	106,02	20,27
54,20	19,25	-	-	88,15	93,95	83,73	84,22	106,02	133,27
-	-	11,36	-16,14	22,04	62,64	20,93	54,48	26,51	95,61
13,55	21,09	11,36	1,54	22,04	96,94	20,93	87,06	26,51	136,86
13,55	77,59	11,36	48,92	22,04	188,83	20,93	174,34	26,51	247,38
3,388	-61,64	2,84	-67,83	5,51	-37,61	5,23	-40,73	6,63	-24,96

<i>Cauchy à partir de ec 1 à 12 int.</i>	<i>Erreur (%)</i>
-	-
104,84	-1,11
104,84	25,21
104,84	18,93
104,84	130,67
26,21	93,43
26,21	134,23
26,21	243,51
6,55	-25,79

Tableau C.2 : Comparaison entre les valeurs de palier d'effort mesurées lors des essais dynamiques et celles déterminées à l'aide de la similitude de Cauchy.

Annexe D : Description des essais ARCAN

Le montage de type ARCAN permet d'appliquer à une éprouvette une sollicitation normale, tangentielle ou une combinaison des deux (Figure D.1). Ce montage est constitué de deux pièces semi-circulaires identiques sur lesquelles sont régulièrement placés des perçages permettant de fixer le montage sur une machine d'essai statique ou sur un vérin dynamique. La direction de la sollicitation est donc déterminée par le choix des points de fixation utilisés.

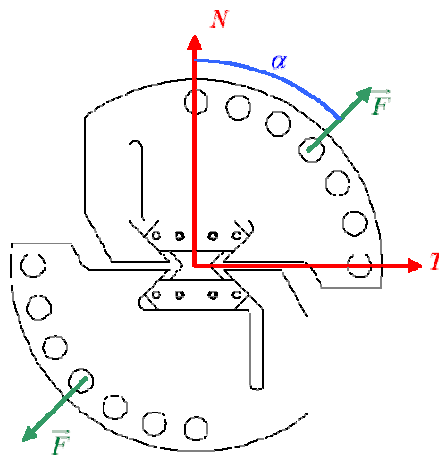


Figure D.1 : Schéma de principe de l'essai ARCAN.

L'éprouvette est fixée rigidement aux deux parties du montage de façon à recevoir la charge appliquée par la machine d'essai (Figure D.2 a et b).

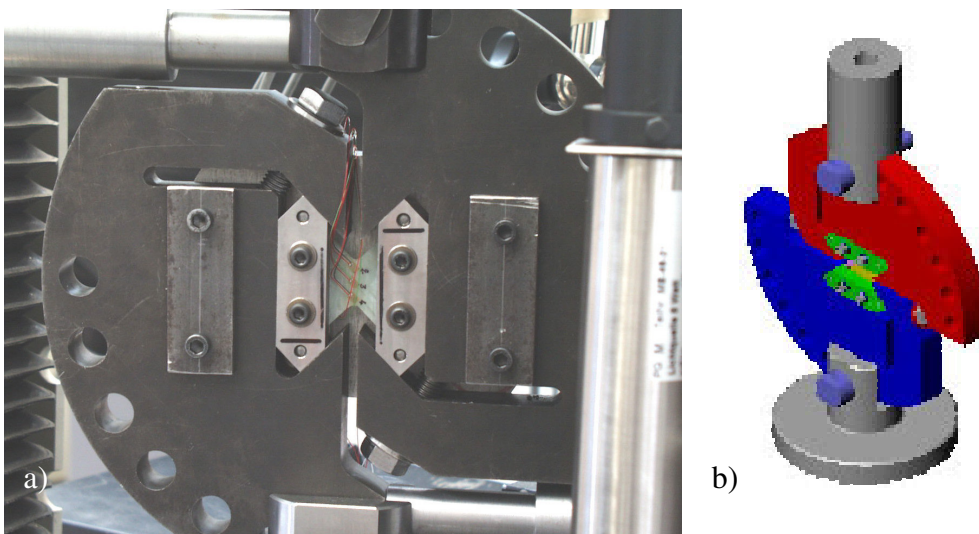


Figure D.2 : Montage configuré pour une sollicitation en cisaillement a) et en arrachement b).

Le but des essais, en cours de développement au centre de Lille de l'ONERA, étant de solliciter une interface interlaminaire précise, la géométrie des éprouvettes a été définie dans le but d'obtenir un champ de contraintes uniforme au niveau de la section médiane celles-ci. Une forme de « papillon », dont les paramètres ont été optimisés numériquement, a donc été retenue (Figure D.2).

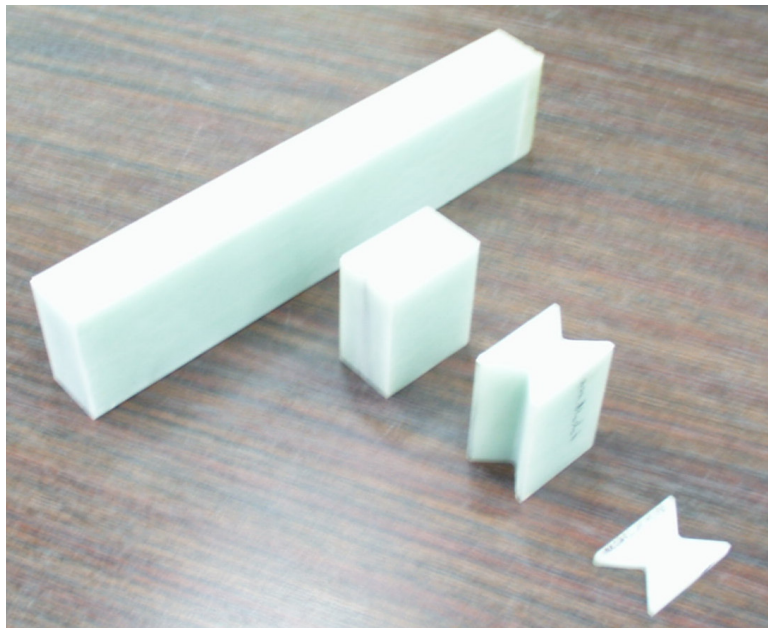


Figure D.2 : Éprouvettes ARCAN à différentes étapes de leur fabrication.

Les éprouvettes sont obtenues par usinage et découpage de stratifiés composés de 46 plis (d'une épaisseur d'environ 30 mm) eux-mêmes fabriqués par moulage comme décrit en Annexe A. Enfin, les faces des éprouvettes sont polies.

Les essais ARCAN, une fois les problèmes liés à l'obtention de champs de contraintes parfaitement uniformes résolus, devraient permettre de caractériser en statique et en dynamique les propriétés d'endommagement et de rupture des interfaces interlaminaires, sans nécessiter l'introduction de pré-fissure.

Résumé :

La présence de distorsions inévitables fait que les méthodes classiques de réduction d'échelle sont inexploitable pour la prédiction du comportement non-linéaire de structures en composite stratifié. Dans un premier temps, une nouvelle méthode capable de tenir compte des effets d'échelle est développée en s'appuyant sur l'exemple d'absorbeurs d'énergie en verre E / époxy sollicités en compression axiale statique. Dans un second temps, une étude fréquentielle est réalisée de façon à étendre cette méthode aux sollicitations en dynamique rapide. Des comparaisons avec les résultats issus de la similitude de Cauchy mettent en évidence un gain important en terme de précision des prédictions des paliers d'effort. Enfin, une modélisation par éléments finis est réalisée afin d'étudier les différents phénomènes qui se produisent lors du crash et de tester l'utilisation de la similitude indirecte. Ce modèle numérique permet de préciser les causes de l'effet d'échelle détecté précédemment.

Mots-Clés : Modèles réduits, Composite, Crash, Simulation numérique, Effet d'échelle, Distorsion.

Abstract:

The presence of unavoidable distortions makes that the standard methods of scale reduction are not usable for the prediction of the non-linear behaviour of structures in laminated composite. First, a new method able to cope with the scale effects is developed from the example of energy absorbers in glass E / epoxy loaded in static axial compression. In a second instance, a frequential study is carried out in order to extend this method to the loading in rapid dynamic. Some comparisons with the results from the Cauchy's similarity law highlight a significant improvement in term of the accuracy of the predictions of the plateaus of force. Lastly, a model by finite elements is carried out in order to study the various phenomena which occur during crashtests and to investigate the use of the indirect similarity method. This numerical model also makes it possible to specify the causes of the scale effect previously detected.

Keywords: Scale-down models, Composite, Crash, Numerical simulation, Scale effect, Distortion.