



THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par :

Institut Supérieur de l'Aéronautique et de l'Espace

Présentée et soutenue par :

Floran TOSTAIN

le vendredi 2 décembre 2016

Titre :

Apports de l'analyse comparée des processus de fragmentation et de création de débris dans la compréhension du comportement à l'écrasement de structures composites aéronautiques

École doctorale et discipline ou spécialité :

ED AA : Génie mécanique, Science des matériaux

Unité de recherche :

Institut Clément Ader

Directeur(s) de Thèse :

M. Samuel RIVALLANT (directeur de thèse)

Mme Christine ESPINOSA (co-directeur de thèse)

Jury :

M. Christian HOCHARD Professeur Université Aix Marseille - Président

M. Olivier ALLIX Professeur ENS de Cachan

M. Daniel COUTELLIER Professeur ENSIAME - Rapporteur

M. Laurent GUILLAUMAT Professeur Arts et Métiers ParisTech

M. Jean-Mathieu GUIMARD Ingénieur-Docteur, Airbus Group

Ce travail, réalisé au sein des équipes Matériaux et Structures Composites (MCS) et Modélisation des Systèmes et Microsystèmes Mécaniques (MS2M) de l'Institut Clément Ader (ICA) à l'Institut supérieur de l'aéronautique et de l'espace (ISAE-Supaero), est à présent achevé. Son accomplissement provient d'échanges et du travail en collaboration avec plusieurs personnes que je tiens à remercier.

Je souhaite tout d'abord exprimer ma gratitude à mes deux encadrants Samuel Rivallant (Directeur de thèse) et Christine Espinosa (Co-Directrice de thèse). Je les remercie de la confiance qu'ils m'ont accordée ainsi que de m'avoir permis de me confronter au monde de la recherche sur un sujet passionnant. Je leur suis aussi reconnaissant du temps qu'ils m'ont consacré et des idées et compétences qu'ils m'ont fait bénéficier.

Je tiens ensuite à remercier l'ensemble du Jury pour l'intérêt porté à ce travail et les échanges constructifs qui ont suivi la présentation. Plus précisément, Messieurs Laurent Guillaumat et Daniel Coutellier pour m'avoir fait l'honneur de rapporter ce mémoire, Monsieur Christian Hochard pour avoir assuré la présence du Jury ainsi que Messieurs Olivier Allix et Jean-Mathieu Guimard d'y avoir participé.

J'adresse également mes remerciements à l'ensemble du personnel du Département de Mécanique des Structures et Matériau (DMSM) de l'ISAE-Supaero pour l'appui dont j'ai bénéficié durant ces trois années. J'en profite pour remercier personnellement, Thierry Martin, Olivier Cherrier et Frédéric Bontemps pour leurs disponibilités, efficacités, soutiens et conseils durant les campagnes expérimentales. Je salue aussi Xavier Foulquier et Alain Bouinot de l'atelier composite pour leur aide durant la préparation des plaques et leur disponibilité même quand il fallait découper des carrés de 4 mm de côté dans ces mêmes plaques. Un grand merci aussi à Marie-Odile Monsu pour sa gentille et son efficacité et qui sait être présente pour aider chaque doctorant.

J'ai aussi eu la chance de travailler au sein du consortium ANR sur le projet VULCOMP2, je souhaite donc tout naturellement remercier l'ensemble des membres du projet qui va bientôt se terminer. Je ne peux que vous souhaiter une phase 3 avec encore des nombreux échanges et une bonne ambiance. J'en profite pour remercier personnellement la société Impetus-AFEA pour m'avoir permis d'utiliser leur logiciel ainsi que Messieurs Jean-Luc Lacombe et Jérôme Limido pour leur assistance tout le long de la thèse.

Ma reconnaissance va aussi à mes quatre stagiaires qui m'ont accompagné pendant un bout de temps sur ce sujet. Merci à Borja Lopez-Cantero, Pilar Guillén Ulecia, Luis Fuster Alfonso et Alberto Gonzalez.

A présent, je souhaite remercier l'ensemble des thésards, nouveaux docteurs et permanents avec qui j'ai eu des échanges et des bons moments. Merci à mes co-bureau chevelus, Arnaud et Floriane. Trois années à partager les bons moments comme les mauvais moments qui entourent la thèse. Cela a été toujours un plaisir de vous retrouver un quotidien et de s'entraider. Une bonne chance à Antoine qui a rejoint ce bureau pour trois années ! Je remercie aussi en vrac, Bernardo, GigaPascal, Dub, Guillaume, Pilou, Johannes (alias Jean-

Loup), Jojo, Teddy, Elsa, Hakim, Guna, Audrey, Marion G., Marion B., Sylvain A., Sylvain D, Benjamin, Ange, Farid, Agathe.

Un salut aussi aux amis et en particulier à Olivier L., Jérémy, Elodie, Victor, Noéli, Aurélie, Mylène, Cédric, Michaël, Thomas F., Thomas A., Fabien, Olivier C. et Gaël.

J'aimerais adresser un immense remerciement à ma famille proche, mes parents : Michèle et Jean-Pierre ainsi qu'à ma sœur , Jacques, Francine, et mes quatre grands-parents. Encore merci maman pour la relecture du manuscrit qui n'a pas été évidente. Je voudrais aussi saluer Suzanne et Jean.

Un dernier remerciement et pas des moindres à Caroline dont nos chemins se sont croisés à nouveau sur cette dernière année et qui m'a soutenu et apportées des moments de bonheur dans des périodes stressantes.

Merci aussi à tous ceux que j'ai oublié et qui m'ont accompagné pendant ces trois années.

Table des matières

Introduction	3
CHAPITRE I Bibliographie	8
1. Ecrasement dynamique de structures composites	10
2. Description des modes d'écrasement d'une structure composite	12
3. Modèle numérique d'endommagement de structure composite sous écrasement dynamique et méthodes de représentation de la fragmentation	27
CHAPITRE II Etude expérimentale de l'écrasement d'un stratifié composite à base de plis unidirectionnels	47
1. Paramètres expérimentaux	50
2. Méthodologie d'analyse	54
3. Observations	55
4. Analyse des débris	82
5. Bilan global de l'étude expérimentale de l'écrasement de plaques composites stratifiées à base de plis unidirectionnels	94
CHAPITRE III Etude expérimentale de l'écrasement de plaques composites interlock	97
1. Présentation du matériau composite tissé Interlock 3X Carbone/Epoxy	98
2. Paramètres expérimentaux	100
3. Analyse des résultats	102
4. Bilan global de la campagne d'essai	131
CHAPITRE IV Modèle Numérique du comportement à l'écrasement de plaques de composite stratifié unidirectionnel.	135
1. Modélisation du mode d'écrasement en mode mixte.	141
2. Implémentation du modèle mécanique de représentation de la fragmentation :.....	148
3. Application du modèle mécanique à un cas d'écrasement	159

4. Conclusion.....	173
CHAPITRE V Influence des paramètres matériaux sur le comportement du modèle d'endommagement en pseudo-2D et en 3D	175
1. Etude d'influence des paramètres modèles sur le modèle pseudo-2D.....	178
2. Passage de la simulation numérique en 3D	195
3. Etude d'influence des paramètres modèles sur le modèle 3D	207
4. Bilan des études sur le modèle numérique pseudo-2D et 3D.....	217
Conclusions et Perspectives	219
Références	225

Introduction

Au cours des dernières décennies, de plus en plus de matériaux composites sont introduits dans de nombreux domaines. Dans le domaine aéronautique, les matériaux composites affichent un rapport rigidité et résistance sur masse avantageux et entrent donc dans la composition des structures primaires des avions. Les dernières générations d'avions, AIRBUS A350 XWB et Boeing 787 Dreamliner, par exemple, affichent respectivement 53% et 50% en masse de matériaux composites. Sous certaines conditions, le comportement à l'écrasement de ces matériaux peut présenter un aspect défavorable pour la certification en cas d'atterrissage dur (Figure 0-1), comme lors d'un dysfonctionnement des trains d'atterrissage, par rapport à la meilleure connaissance du comportement et des règles de dimensionnement des fuselages métalliques. Dans ce genre de situation, des structures composites doivent être spécifiquement conçues pour absorber l'énergie et réduire les risques d'intrusion de débris dans la zone occupée pour assurer la sécurité des passagers.



Figure 0-1 : Atterrissage d'avions (a) A320 de la compagnie Air Canada. (<https://flickr.com>)(b) B737-400 de la compagnie Ariana Afghan Airlines(<http://www.air-journal.fr>)

Le critère de performance le plus répandu afin de qualifier la capacité d'absorption d'énergie d'une structure est une valeur macroscopique qui mesure la quantité d'énergie absorbée par unité de masse de la structure : l'énergie d'absorption spécifique (SEA). Cependant, dans le cadre de l'utilisation des matériaux composites dans les structures aéronautiques, les connaissances actuelles ne permettent pas de prédire à priori les processus d'absorption d'énergie et les valeurs de SEA associées, ce qui pose une limite à une approche globale de dimensionnement au crash et oblige à sur-dimensionner les systèmes d'absorption et donc la masse embarquée. Cette approche est finalement trop macroscopique et dépendante de

paramètres comme les stratifications, géométries et conditions aux limites appliquées à la structure.

Afin d'optimiser ces structures d'absorption, il est donc nécessaire d'analyser les mécanismes de ruine du matériau. Des essais effectués sur des structures témoins permettent de quantifier des valeurs d'énergie absorbée pour différentes configurations ainsi que d'observer des mécanismes à une échelle macroscopique. Les résultats des essais peuvent être croisés afin de déterminer des tendances mais ne suffisent pas à la compréhension fine des mécanismes d'endommagement élémentaires, ni à les étendre à des configurations différentes, ni au choix du meilleur compromis de dimensionnement.

Des modèles numériques sont développés en support des essais afin d'améliorer la description des mécanismes ou de les prédire. Actuellement, un effort important est apporté à la création de modèles numériques d'écrasement qui représentent la morphologie d'écrasement de la structure d'essai et son évolution afin de concevoir et dimensionner des structures les plus légères possibles et qui absorbent le maximum d'énergie.

La thèse présentée s'inscrit dans le cadre du projet VULCOMP2 (VULnérabilité des COMPosites phase 2). Ce projet, porté par AIRBUS GROUP Innovations, associe différents partenaires académiques (LMT, I2M, ICA), industriels (Holo3, IMPETUS-AFEA) et une EPIC (ONERA). Il s'agit de la suite étendue du programme VULCOMP dont l'objectif est de prédire l'absorption d'énergie dans les structures composites avec un degré de confiance qui permettrait de s'affranchir à terme d'essais coûteux par une utilisation renforcée de la simulation numérique via l'approche du Virtual Structural Testing. Ce présent projet Vulcomp2 est motivé par un fort besoin des industries aéronautiques et spatiales axé sur l'amélioration de la prise en compte des matériaux composites utilisés pour concevoir des structures primaires et secondaires dans les aéronefs et fuselages de 2^{nde} génération. Ce niveau d'exigence élevé implique l'objectif premier de proposer des structures les plus compétitives possibles. Ainsi, le cadre principal de travail de ce projet est clairement la recherche industrielle : le projet vise à lever les verrous scientifiques posés par ce challenge des matériaux composites en développant les méthodologies et outils nécessaires à la mise au point de structures composites performantes et compétitives. La dimension du transfert des nouvelles méthodologies robustes issues de la R&D vers l'industrie est l'élément clé, tout en garantissant l'acquisition de nouveaux savoir-faire à la communauté scientifique.

Dans le cadre de cette thèse, l'objectif des travaux est de comprendre et maîtriser l'apparition des modes de ruine favorables ou défavorables à la consommation maximale stable de l'énergie d'un crash d'un point de vue expérimental et numérique. Ce travail fait suite à des travaux réalisés dans le laboratoire sur le plan numérique et expérimental, notamment dans le cadre de la première phase du projet VULCOMP. Dans cette étude, deux architectures de matériaux composites ont été étudiées : les stratifiés à base de plis unidirectionnels et des interlocks. Le choix de ces matériaux a été fait pour l'ensemble des activités du projet VULCOMP2 : le premier a déjà été étudié dans le cas d'écrasement de structures et le second semble prometteur quant à la résistance à cette sollicitation intéressante du fait de son architecture. Une structure de type plaque a été choisie, afin d'étudier le comportement de la structure sur sa tranche.

Afin d'engager une réflexion sur la comparaison essais calculs, et d'envisager un basculement vers des méthodes et outils numériques innovants, le code de calcul par éléments finis isogéométriques Impetus-AFEA est choisi car il propose au démarrage du projet des fonctionnalités originales pour traiter numériquement les ruptures et fragmentations.

Durant tout le projet, des réunions semestrielles ont été effectuées chez chacun des partenaires afin que les membres du consortium puissent interagir ensemble.

Ce travail de thèse se présente en deux axes principaux :

Travail expérimental :

- Etude du mode d'écrasement et des mécanismes de ruine des stratifiés à base de plis unidirectionnels sur des plaques ; analyse de l'énergie consommée selon le comportement.
- Etude analogue à la précédente mais sur un matériau composite Interlock qui présente des renforts hors plan afin de diminuer les phénomènes de délaminage.

En particulier, une étude sur l'analyse des débris générés par le processus de fragmentation des structures composites a été réalisée en support des analyses des mécanismes de ruines.

Travail numérique :

- Développement d'un modèle d'endommagement afin de représenter un mode d'écrasement mixte (fragmentation localisé, fragmentation cœur de pli et évasement) basé sur des travaux internes du laboratoire avec notamment un couplage de deux modèles afin d'améliorer la simulation.
- Application des modèles d'endommagement à un cas expérimental de référence au travers d'une géométrie pseudo-2D et 3D.
- Etude de l'influence de différentes propriétés matériaux sur la morphologie d'écrasement dans la simulation numérique.

Pour se faire, cette étude se décompose en cinq parties distinctes.

Le premier chapitre présente une étude bibliographique qui se focalise sur l'écrasement progressif des structures en matériau composite. Une revue des différents essais d'écrasement et leur résultat est présentée. Une présentation des différents modèles numériques d'écrasement ainsi que des pistes d'améliorations dans la description de cette sollicitation est ensuite effectuée.

Le second chapitre s'intéresse à l'étude expérimentale de l'écrasement d'un stratifié composite à base de plis unidirectionnels. Des plaques en matériau T700/M21 faible grammage avec différentes stratifications ont été écrasées à différentes vitesses d'impact. Ce chapitre prend la suite des travaux réalisés dans le laboratoire et s'intéresse plus particulièrement à l'influence de l'épaisseur du pli et de la vitesse d'impact sur la morphologie d'écrasement au travers d'une analyse comparée entre images d'essais et évolution de la courbe d'effort expérimentale. Une analyse des débris générés par le processus de fragmentation est présentée.

Le troisième chapitre concerne l'étude expérimentale de l'écrasement de plaques composites interlock. Ce matériau présente un renfort hors plan qui permet de lier entre elles les différentes couches du matériau afin de limiter les phénomènes d'évasement. L'intérêt de ce chapitre est d'observer l'influence de ce renfort sur la capacité d'absorption d'énergie d'une plaque et de comparer ces résultats à ceux de plaques stratifiées du deuxième chapitre. Deux configurations d'interlock sont étudiées selon deux directions d'écrasement.

Le quatrième chapitre présente un modèle d'endommagement qui provient de la combinaison de deux modèles qui matérialisent deux comportements distincts (diffus et

localisé) et de zones cohésives afin de représenter le comportement à l'écrasement de plaques composites stratifiées à base de plis unidirectionnels. Ce modèle s'attache à la représentation par trois lois distinctes du mode d'écrasement mixte (fragmentation localisée, fragmentation en cœur de pli et évaselement). Une application numérique pseudo-2D à un cas expérimental d'écrasement est réalisée puis analysée.

Le cinquième chapitre s'intéresse à l'influence des paramètres matériaux du modèle sur le comportement du modèle d'endommagement. Cette étude est dans un premier temps effectuée sur le modèle pseudo-2D présenté dans le chapitre précédent puis par la suite sur un modèle 3D qui permet d'améliorer la représentation de la fragmentation localisée pendant la simulation. Ces deux études permettent de mettre en avant une sensibilité aux paramètres matériaux de la morphologie de fragmentation et d'écrasement, ainsi que de la valeur de l'effort et de ses variations dans la simulation.

Chaque chapitre présente des analyses et discussions intermédiaires qui sont synthétisées et permettent d'établir des conclusions générales dans un chapitre dédié. Ces conclusions nous amènent à proposer des perspectives de travail dans trois orientations : sur le plan de nouvelles expérimentations visant à explorer l'effet de paramètres de renforts structurels, sur la méthode d'observation et d'analyse du lien existant entre les modes de ruine mixtes et les variations de l'effort d'écrasement, et sur l'amélioration des modèles numériques de comportement matériau ou de représentation du processus d'écrasement dynamique de structures composites.

CHAPITRE I

Bibliographie

1. Ecrasement dynamique de structures composites.....	10
2. Description des modes d'écrasement d'une structure composite	12
2.1 Endommagement des matériaux composites sous sollicitation d'écrasement.....	15
2.2 Structure composite tissée 3D.....	17
2.3 Influence des paramètres d'essais et expérimentaux	17
2.3.1 Géométrie de la structure :.....	18
2.3.2 Profil de la Section :	18
2.3.3 Trigger	21
2.4 Matériaux du composite :.....	22
2.4.1 Influence des fibres sur l'énergie absorbée	22
2.4.2 Influence de la matrice sur l'énergie absorbée	23
2.4.3 Influence de l'architecture des fibres.....	23
2.5 Configuration d'essai :	24
2.5.1 Vitesse d'écrasement	24
2.5.2 Angle d'écrasement	25
2.6 Bilan de l'étude de l'écrasement dynamique de structure composite.....	26
3. Modèle numérique d'endommagement de structure composite sous écrasement dynamique et méthodes de représentation de la fragmentation	27
3.1 Echelles de représentation.....	28
3.1.1 Echelle macroscopique	28
3.1.2 Echelle microscopique.....	28
3.1.3 Echelle mésoscopique.....	29
3.1.4 Multi-échelle.....	29
3.2 Modélisation de l'endommagement du matériau à l'échelle mésoscopique	30
3.3 Représentation de la rupture et création de débris	33

3.3.1	Méthodes continues	34
3.3.2	Méthodes discrètes	35
3.4	Méthode de répartition aléatoire de dommages par une approche de variabilité ..	39
3.5	Stratégie de modélisation de l'écrasement de structures composites	40
3.6	Représentation du mode mixte de l'écrasement dynamique par simulation numérique d'une structure type plaque.	42
3.7	Bilan sur la modélisation de l'écrasement de plaque composite et les améliorations possibles en termes de générations de débris.	45

Ce premier chapitre présente une étude bibliographique sur le comportement sous écrasement dynamique de structures en matériau composite. Une première partie est consacrée à un bref rappel des objectifs de l'étude de l'écrasement dynamique ainsi que des paramètres qui décrivent les structures et matériaux composites étudiés dans cette thèse. Ensuite, nous concentrerons notre attention sur les essais expérimentaux réalisés sur l'écrasement dynamique de structures composites et leurs principaux résultats.

Une autre partie sera consacrée aux développements des modèles numériques d'écrasement dynamique de structures composite. Les choix de modélisation de cette sollicitation ainsi que différentes méthodes, utilisées dans l'endommagement des composites, seront présentées et comparées.

Deux architectures différentes de composites seront étudiées dans cette thèse. Premièrement, les structures composites stratifiées avec des plis unidirectionnels (UD) dont une utilisation importante est faite dans l'industrie [Ian07] et qui a été étudié au travers de nombreuses études [Far89, Lav96, Mam05, Isr14A]. La seconde architecture est celle des structures composites tissées qui permettent de concevoir des tissus stratifiés ou des tissages complexes jusqu'à introduire des géométries de tissage 3D avec des renforts hors plan (Figure I-1) ou des tressages dans plusieurs directions [Hu08].

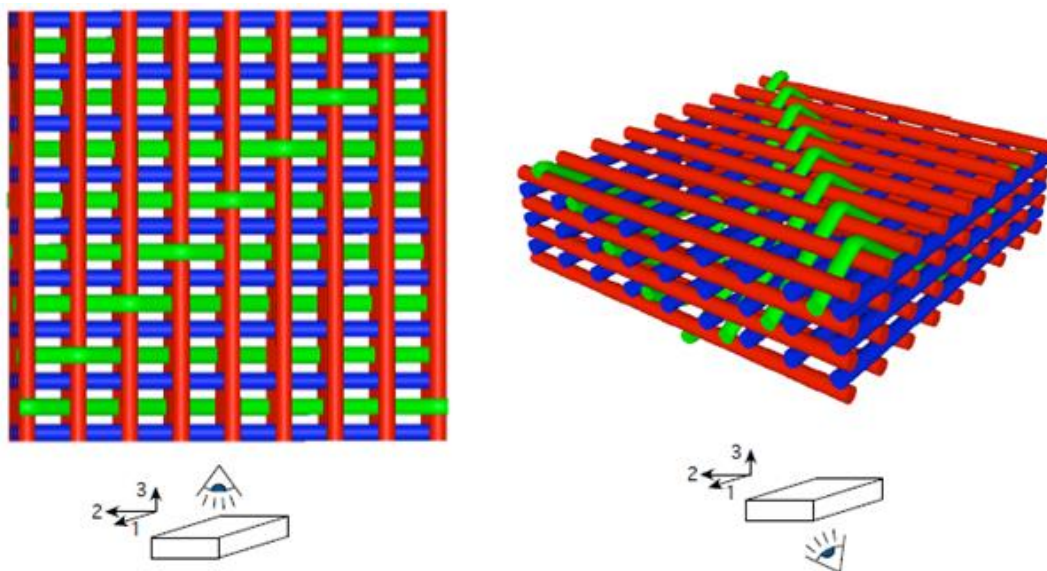


Figure I-1 : Structure composite tissée avec des renforts hors plans [Sti09]

1. CAPACITE D'ECRASEMENT DYNAMIQUE DE STRUCTURES COMPOSITES

La situation d'intérêt pour l'industriel dans nos travaux est celle d'un atterrissage dur forcé d'un avion. Lorsque cette situation de sollicitation extrême se produit, le fuselage et certains

éléments de renforts doivent absorber une grande partie de l'énergie d'impact afin d'assurer la sécurité des passagers. Dans l'allègement des structures aéronautiques, les matériaux composites présentent un meilleur compromis masse-résistance que les matériaux métalliques. De plus, des études dans le cas de crash [Mam05, Mam06] ont montré des capacités d'absorption d'énergie intéressantes de ces matériaux. Leur utilisation nécessite cependant l'analyse et la compréhension des mécanismes de ruine élémentaires et leur influence sur la capacité à absorber l'énergie d'écrasement dynamique afin de concevoir des structures absorbantes plus performantes. De nombreuses études expérimentales et numériques ont été menées [Bol95, Lav96, McG10, Bis05, Gui08, Isr13] afin de comprendre ces mécanismes de ruine mais aussi l'influence des paramètres constitutifs sur la tenue au crash tels que l'architecture des renforts, les matériaux utilisés pour le renfort et la matrice, la géométrie.

L'écrasement dynamique de structures composites se caractérise, contrairement aux structures métalliques, par un comportement fragile. Il est à noter que parmi les matériaux composites usuellement utilisés dans l'industrie, des matériaux associés à la matrice ou aux fibres affichent un comportement différent. Des fibres d'aramides (kevlar) permettent une déformation à rupture plus élevée qui autorise un comportement pseudo-ductile avec une ruine par succession de flambages [Kim11]. Cependant, dans cette étude ce mode d'écrasement ne sera pas analysé. La Figure I-2 affiche la courbe force déplacement classique d'un matériau composite sous sollicitation d'écrasement.

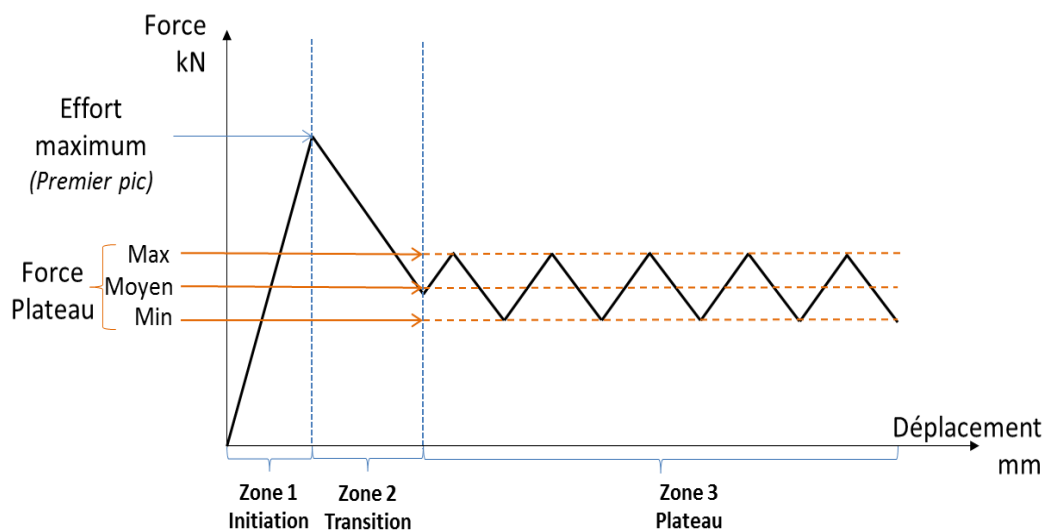


Figure I-2 : Courbe force déplacement classique d'un matériau composite sous sollicitation d'écrasement

Cette courbe se décompose en trois zones :

- Zone 1 : l'initiation jusqu'au premier pic qui correspond généralement à l'effort maximum.
 - Zone 2 : la transition jusqu'à ce qu'un mécanisme d'écrasement stable s'installe.
 - Zone 3 : le plateau où la force oscille entre deux valeurs de forces minimale et maximale.
- Cette courbe est un témoin des différents couplages et évolutions des modes de ruine qui ont lieu durant le processus d'écrasement.

On introduit une force moyenne de plateau nommée F_{plateau} , un paramètre structurel : l'aire de la section écrasée et un paramètre matériau : la masse volumique ρ . Ces paramètres permettent de définir une énergie d'absorption macroscopique (Eq.1) appelée énergie d'absorption spécifique (SEA).

$$SEA = \frac{F_{\text{plateau}}}{A \times \rho} \quad \text{Eq.1}$$

La SEA est une énergie par unité de masse à l'échelle macroscopique qui permet de différencier simplement les performances d'absorption de différents concepts. En revanche, elle ne permet pas de distinguer les mécanismes d'absorption se produisant à une échelle plus petite. Pour une même valeur de SEA, différents mécanismes de ruines peuvent être observés pour différents matériaux [Dub98]. De plus, cette énergie est dépendante de différents paramètres géométriques et de l'architecture du matériau [Bol95, Lav96, Bis05].

2. MODES D'ECRASUREMENT D'UNE STRUCTURE COMPOSITE

De nombreux travaux expérimentaux [Far89, Hul91, Gui08] ont été menés afin d'observer le comportement des structures composites stratifiés (UD et tissus) sous sollicitation d'écrasement, liées à l'absorption d'énergie en cas de crash. Ces études couvrent des cas d'applications et des situations très vastes et s'intéressent à de nombreux matériaux composites différents (fibres et résines variables), des géométries de structures différentes (sections fermées, ouvertes) et architectures différentes (tissées, unidirectionnelles, fibres courtes, fibres naturelles...). Les premières études initiées par Farley et Jones [Far89] et Hull [Hul91] ont permis de classer deux principaux modes d'écrasement pour les matériaux composites fragiles observables à l'échelle macroscopique. Ces deux modes ne portent pas les mêmes noms chez ces deux auteurs mais les mécanismes identifiés sont identiques, les noms de mode d'évasement et de fragmentation ont été retenus (Figure I-3). Dans son étude, Hull [Hul91] a observé des structures formées de plis à 0° et à 90° s'évasent et amassent de très

petits débris entre les plis dans la zone de contact au sol, alors que la structure formée de plis à 0° seuls ou de plis tissés se fragmente en plus gros débris qui sont évacués et forment à leur tour des nouvelles arêtes. Ce dernier mode de dégradation met en évidence à la fois l'effet du caractère fragile du comportement mécanique du matériau et l'interaction forte entre l'évolution du front d'écrasement et zones de contacts de la structure avec le sol et l'évacuation ou le confinement des débris. Nous reviendrons sur ces deux points lors de l'analyse de nos propres essais.

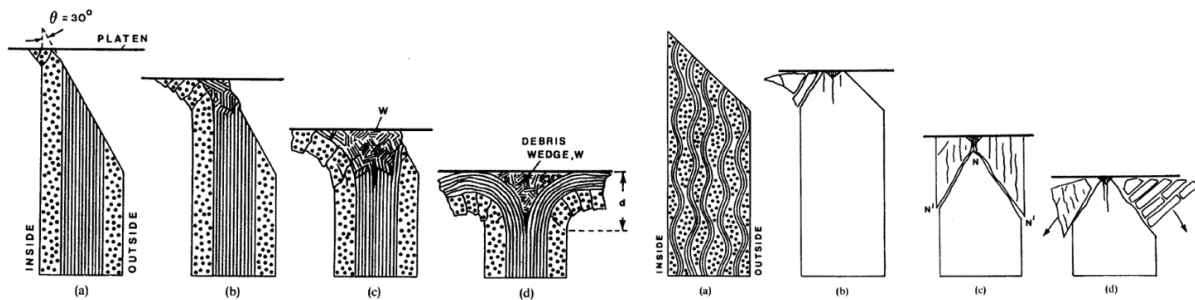


Figure I-3 : Mode d'écrasement de structure : Evasement (à gauche) et Fragmentation (à droite) [Hul91]

Le mode **évasement** se caractérise par la décohésion de plis suite à la formation d'un délaminage à l'interface. Dans le cas d'une sollicitation en écrasement, la structure s'endommage lors de son contact avec le socle, des chargements en traction ou cisaillement sont transmis à cette interface qui se retrouve sollicitée en mode I (traction) ou mode II (cisaillement) provoquant un délaminage. Ces plis évasés peuvent alors se rompre par flexion ou cisaillement conduisant à la génération de gros débris. Peu importe la géométrie de la structure, que cela soit dans le cas de tubes [Hul91] ou de plaques [Gui08, Isr14A], les plis évasés vont glisser contre le socle, des débris ou contre d'autres plis, et l'énergie sera dissipée par le frottement généré au contact et par l'énergie de délaminage.

Deux profils d'évasement ont été identifiés par Guillon [Gui08]:

-Un mode d'évasement pur où les plis ne subissent aucun dommage interne. Les plis glissent contre le socle et se délaminent continuellement.

-Un mode d'évasement endommagé. Les plis s'évasent puis fléchissent jusqu'à induire des ruptures du matériau. Le pli subit un délaminage, une rupture, un délaminage et ainsi de suite.

Le mode **fragmentation** se caractérise par la dislocation en plusieurs morceaux de la structure ; ces morceaux ont une longueur variable qui dépend de l'orientation du pli [Far89], et du mécanisme de ruine [Isr14A]. Farley [Far89] a notamment mis en évidence que dans le

cas d'un drapage comportant du 45° , les débris de ces plis sont de tailles différentes. La forme et la taille des débris dépendent aussi de l'architecture des fibres dans la structure ainsi que des sollicitations appliquées. L'énergie est dissipée par la génération de multiples fissures ainsi que par leur propagation [Hul91, Gui08]. Les éjectas et débris partiellement découpés jouent un rôle important dans le processus d'écrasement d'une structure composite. Des petits débris se trouvent confinés et s'accumulent, induisent des irrégularités géométriques particulières et modifient la répartition des efforts de contact entre les plis encore intègres et le socle. D'autres s'intercalent entre les plis délaminés formant une arête rapportée qui amplifie la propagation du délaminage. Ils participent ainsi au processus d'écrasement et le modifient, tant dans le mode d'évasement que dans le mode de fragmentation. Cependant peu d'études dans le domaine de l'écrasement de structures composites s'intéressent à l'analyse des débris et le lien étroit qu'ils entretiennent avec le processus de fragmentation. Néanmoins dans le domaine de la fragmentation des céramiques, Levy et Molinari [Lev10] se sont intéressés à modéliser et normaliser la répartition et taille des débris. Un lien entre taille de débris et vitesse de déformation a été établi et analysé à partir du modèle de Grady [Gra82]. Ce travail a permis d'améliorer la compréhension du processus de fragmentation de ce matériau. Des études à partir des débris ont été réalisées par Gladden et al. [Gla05] sur des pâtes sèches type spaghetti.

En général l'écrasement de structures composites conduit à l'apparition d'une mode mixte où de la fragmentation et de l'évasement sont observables [Mam05, Gui08, Isr14A]. Globalement, pour un même matériau, il est observé dans le cas de géométries de structures plaques qu'un mode d'écrasement par fragmentation donne une SEA plus élevée qu'un mode de ruine par évasement (Figure I-4).

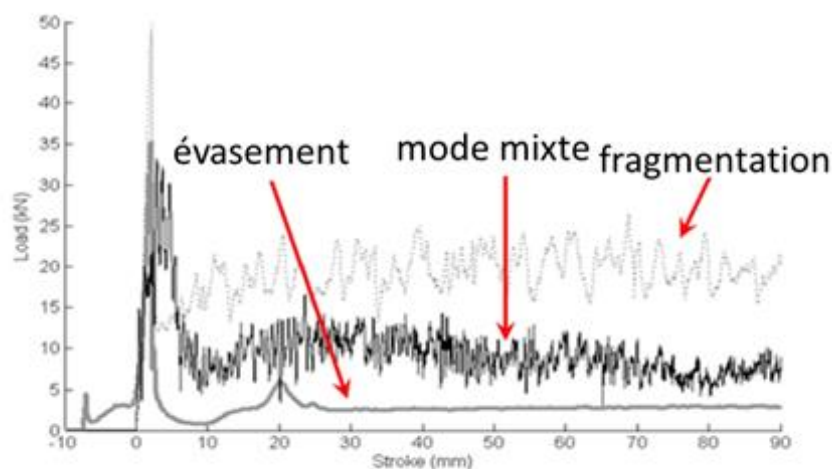


Figure I-4 : Courbe Force déplacement pour un écrasement de plaque composite [Gui08]

Afin de mieux comprendre ces modes d'écrasement, il convient d'analyser à une échelle plus fine les matériaux composites ainsi que leur endommagement

2.1 Endommagement mésoscopique des matériaux composites sous sollicitation d'écrasement

Les ruptures élémentaires des matériaux composites sont bien connues et répertoriées sous 3 catégories, la rupture fibre, la rupture matricielle et la rupture de l'interface fibre/matrice [Gay89].

Ces ruptures élémentaires conduisent à des endommagements visibles à l'échelle mésoscopique. Une classification (Figure I-5) a été proposée par Israr [Isr14A], plus précise que celle proposée par Farley et Jones [Far92] et Hull [Hul91].

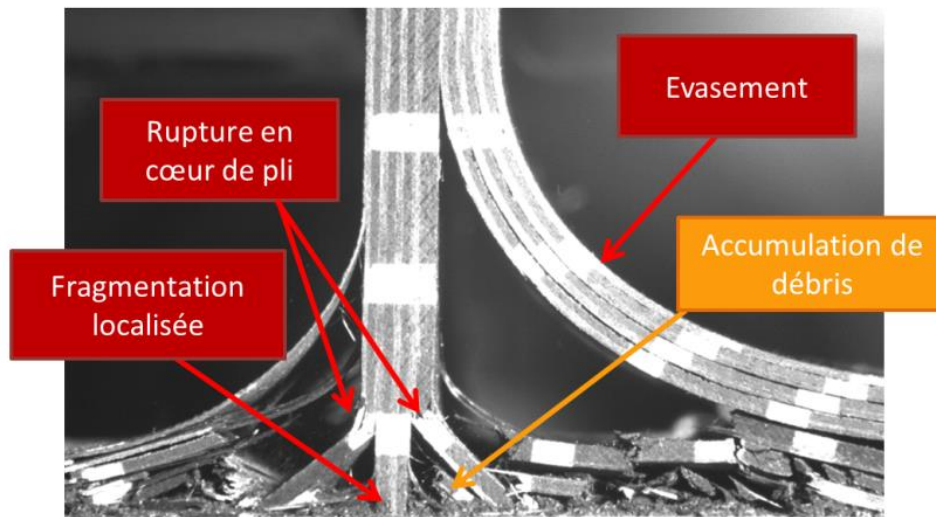


Figure I-5 : Dommages mésoscopiques observés dans l'écrasement de plaque unidirectionnelle stratifiée [Isr14A]

On retrouve classiquement le mode d'évasement qui provient du délaminage de l'interface entre deux plis dont l'énergie se dissipe principalement par frottement entre plis. Ensuite deux types de fragmentation sont distingués :

La fragmentation par rupture en cœur de pli qui est la conséquence de ruptures macroscopiques de plis par combinaison de flexion, compression et cisaillement. Les ruptures se produisent dans le pli et, dans le cas du crash, génèrent des débris de taille supérieure à ceux liés au second mode de fragmentation : la fragmentation localisée.

La fragmentation localisée (Figure I-6) a été étudiée dans les plis à 0° et 90° . Les débris générés par ce mode sont de petites tailles (0-0,5mm, soit au plus deux fois l'épaisseur d'un pli). Ces débris proviennent du contact du bout de pli contre le socle. Pour les plis à 0° ,

l'origine du mode est lié au micro-flambage de fibres et paquets de fibres à l'extrémité du pli et pour les plis à 90° à un réseau de microfissures orientées à 45° (Figure I-6). Ce mode de ruine est le plus dissipatif des trois (fragmentation localisée, fragmentation cœur de pli et évasement) [Isr14A].

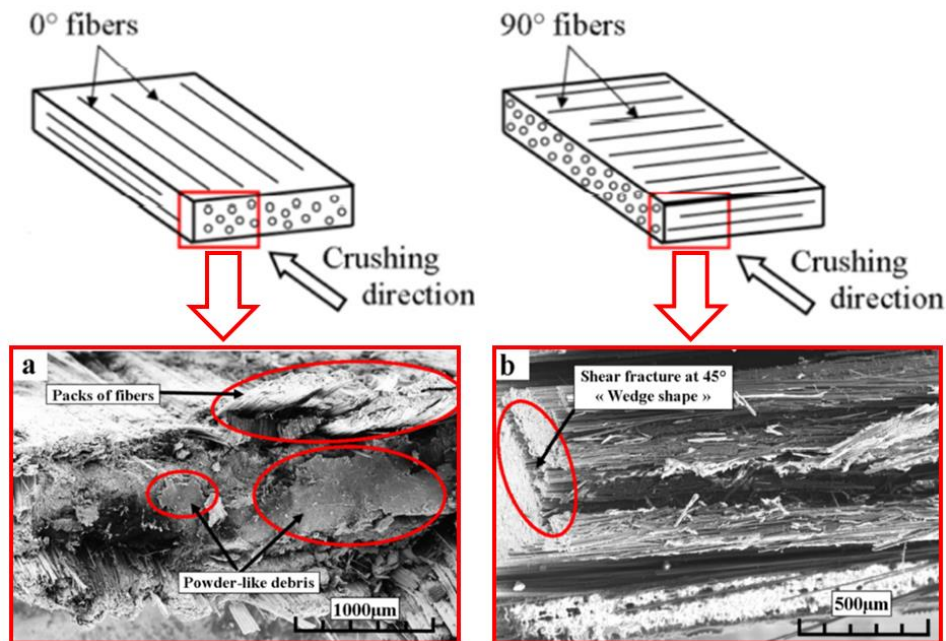
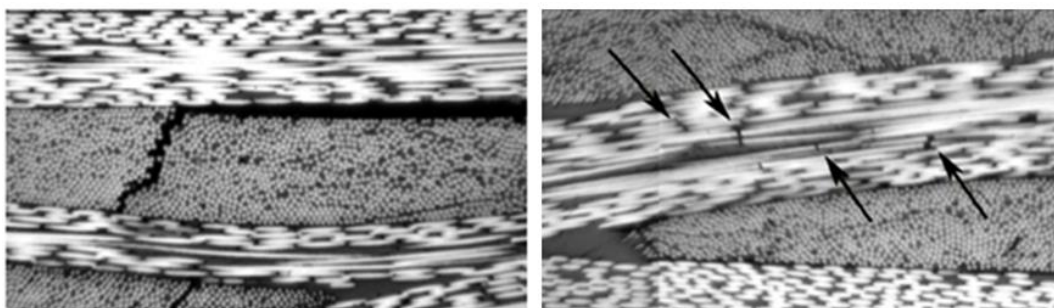


Figure I-6 : Analyse microscopique de la fragmentation localisée [Isr14A]

De manière globale, dans le cas des matériaux tissés, l'échelle d'analyse de rupture appropriée est celle du toron [Joh01, Glo03, Mar10]. A l'échelle mésoscopique, les principaux mécanismes de ruine observés sont la fissuration des torons sens trame ou chaîne, la décohésion d'interface toron/matrice et la fissuration matricielle inter-toron [ElH06, Cou08]. Cependant pour les stratifiés de manière générale (tissés et à base de plis unidirectionnels), ces structures sont très sensibles au décollement interlaminaire (délaminage).



a) Fissure transverse et décohésion

b) Rupture fibre sens longitudinal

Figure I-7 : Mécanisme d'endommagement dans les tissés [Cou08]

2.2 Structure composite tissée 3D

D'autres motifs de tissage plus particuliers ont été repris de l'industrie du textile ou développés pour des utilisations plus spécifiques liées aux industries aéronautique, marine, automobile ou de construction, comme par exemple les interlocks [Ada98].

Un tissage avec des renforts hors plans permet de pallier aux problèmes de délaminage [Mou99, Ton02]. Les différents plis sont entrelacés structurellement entre eux par un toron qui traverse partiellement ou totalement l'épaisseur lors du tissage (Figure I-8). Différents auteurs mettent en avant les meilleures performances mécaniques dans les trois directions de ces matériaux tissés 3D par rapport aux matériaux unidirectionnels [Mou99, Ton02, Lom09] notamment une bonne résistance à la création de fissures interlaminaires [She03, Bou15]. Dans cette recherche bibliographique, aucune référence sur des essais expérimentaux d'interlock en écrasement (dynamique) n'a été recensée. Cependant diverses études d'impact balistique sur des structures 3D [Leb07] ou comparatives entre des architectures 2D et 3D ont été effectuées [Gro07, Pro13]. Ces études mettent en avant une capacité des interlocks à contrôler plus efficacement les phénomènes de délaminage et une moins grande pénétration de la balle dans la structure. Provost et al. [Pro13] montrent que dans ce cas de sollicitation dynamique, les phénomènes d'évasement entre couche dans l'épaisseur de la plaque impactée sont moins nombreux entre Interlock et stratifiés tissés.

D'autres structures 3D peuvent être utilisées par exemple avec un composite où les torons sont tressés entre eux (Figure I-8). Des tubes en architectures de fibres tressées ont été utilisés par Karbhari et al. [Kar99] et les auteurs mettent en avant des caractéristiques intéressantes de la résistance à l'écrasement de ces structures.



Figure I-8 : Structure composite tissée et Interlock [Ada98]

2.3 Influence des paramètres d'essais et expérimentaux

Afin de mieux comprendre les mécanismes de ruine des matériaux composites et d'étudier l'influence de paramètres constitutifs sur le comportement sous sollicitation d'écrasement, différentes campagnes de tests expérimentaux ont été effectuées. L'étude de la littérature a

permis de dégager trois principales catégories : la géométrie de la structure, les matériaux constitutif du composite et la configuration de l'essai.

2.3.1 Géométrie de la structure :

La géométrie de la structure écrasée (plaque plane, structure fermée tubulaire ou conique, ...) est un paramètre important dont l'effet sur la SEA a été mis en exergue dans de nombreuses études expérimentales [Mam05, Fer09, Pal11, Lau12]. De plus, des initiateurs (triggers) ont été introduits afin de stabiliser l'écrasement progressif des structures et d'éviter des comportements instables comme un flambage global prématuré de la structure [Cza91, Sig91, Ham95].

2.3.2 Profil de la Section :

Section fermée :

De nombreuses études ont été réalisées à partir de sections circulaires [Bis05, Sig91] ou de sections carrées [Sch98, Mam05] qui sont plus communément utilisées dans le milieu automobile. D'autres géométries comme des sections double chapeau [Liu14], hexagonales [Jim00], remplies de mousses [Mah05, Oth16], coniques [Mam97A, Mah03] ou bien complexes [Kar97] ont aussi été analysées et introduites afin de favoriser différents modes d'écrasement, par exemple une section variable dans la longueur [Pal11].

Les sections fermées sont souvent utilisées en applications industrielles mais elles ne permettent pas de clairement visualiser les mécanismes de ruines mis en jeu pendant un essai. Certains auteurs [Mam05, Kim11] ont effectué une analyse microscopique de l'échantillon post-mortem. Ce travail, grâce à l'analyse des faciès de rupture, permet d'améliorer la compréhension des mécanismes de ruine du matériau mais ne permet pas de voir au court du temps l'évolution des mécanismes.

Pour ces sections, les modes d'écrasement principaux observés (Figure I 12), sont le flambage global et local [Mam05], ou bien un écrasement progressif de la structure [Pal10A, Oth16]. Le mode d'écrasement qui nous intéresse est l'écrasement progressif car le cas de flambage global dissipe très peu d'énergie. Le mode d'écrasement progressif est généralement composé de fragmentation et d'évasement [Hul91, Sig91], ce mode est appelé mixte.

Les auteurs [Bar10, Pal11] ont trouvé dans leur étude que les sections circulaires donnent de meilleurs résultats en termes de SEA. Des meilleures performances d'absorption d'énergie peuvent être obtenues avec l'ajout de mousse dans la section [Oth16].



a) Composite fibre de verre à matrice polyester avec mousse [Oth16]

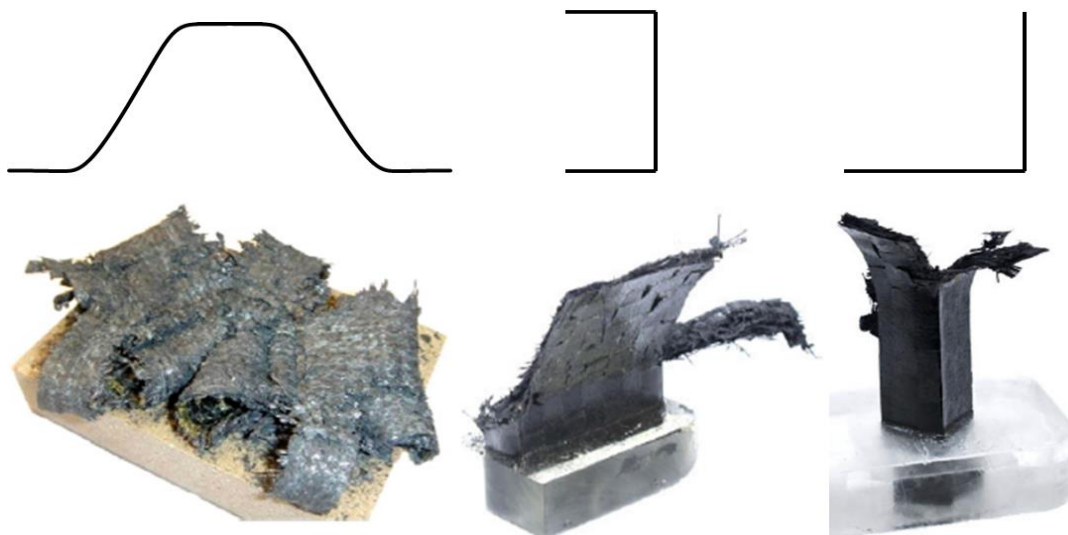
b) Composite CFRP [Mam05]

c) Composite fibre de verre à matrice polyester [Pal10A]

Figure I-9 : Section initiale et structure post-mortem de composite à géométrie tubulaire carré

Section ouverte

D'autres études ont porté sur des géométries moins conventionnelles comme les sections ouvertes qui sont généralement conçues pour répondre à des besoins industriels relatives à de grandes structures. Ces structures sont en moyenne plus difficiles à fabriquer [Fer08, Joo10]. Des poutres sinus [Han89, Fer08], I [Jim00], chapeau [Joo10] ou oméga [Gre06, Jac11] ont été étudiées et ont montré que le comportement global en écrasement dépendait de la géométrie globale de la section (Figure I-10).



a) Section Chapeau [Joo10]

b) Section en C [Fer09]

c) Section en L [Fer09]

Figure I-10 : Section initiale et structure post-mortem de composite carbone époxy

Les structures à sections ouvertes absorbent généralement moins d'énergie que les sections fermées [Jim00], cependant [Fer09] a constaté que les sections ouvertes en L sont plus dissipatives que des sections fermées carrées en terme de SEA.

Plaque

Des études d'écrasement sur des plaques [Lav96, Sav06A, Gui08, Duo10] ont été effectuées dans le cadre d'essais. Ces essais ont pour objectif d'améliorer la compréhension des mécanismes de ruine du matériau à l'échelle macroscopique et du pli, les effets de drapage ou d'architecture matériau sont pris en compte. Cependant, il faut garder à l'esprit que les plaques ne sont pas représentatives de la capacité d'absorption des absorbeurs [Gui08], mais elles présentent trois avantages en terme d'analyse : elles sont faciles à fabriquer et à modéliser, elles permettent durant l'essai d'observer l'endommagement dans l'épaisseur de la structure.

L'inconvénient majeur des plaques dans l'écrasement de structure est que leur mode d'écrasement naturel est le flambage global. Afin d'assurer un écrasement progressif de la plaque, des montages spécifiques ont été développés. Dans la première génération utilisée [Lav96, Dub98, Dan00], la plaque est tenue par deux supports verticaux qui la maintiennent. La plaque s'écrase alors entre les deux supports mais des phénomènes de déchirements locaux créés par la géométrie du montage génèrent une dissipation d'énergie parasite.

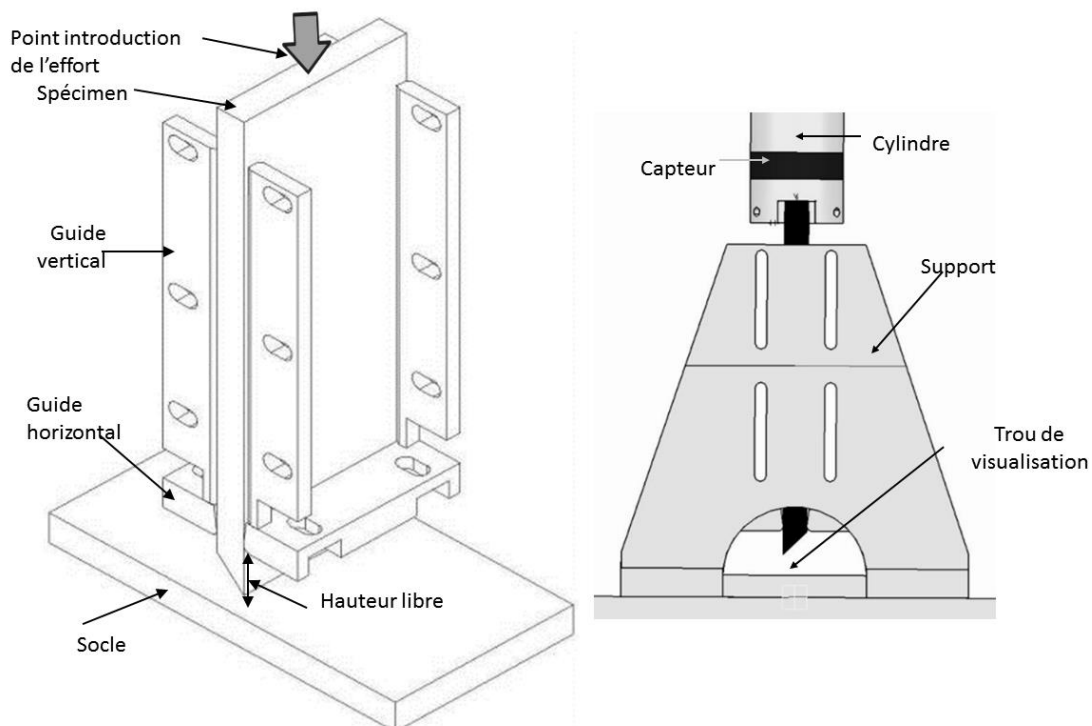


Figure I-11 : Montage spécifique utilisée dans la thèse de Guillon [Gui07A]

Une seconde génération a été conçue afin de palier à ce problème [Gui07A, Fer08]. Une hauteur libre a été introduite afin de permettre aux plis de s'évaser pendant l'écrasement (Figure I-11).

Avec le second type de montage, et selon le trigger, les deux modes d'écrasement macroscopiques peuvent être observés. Néanmoins, le mode de fragmentation pure est difficile à obtenir car les plis extérieurs ont tendance à s'évaser. [Gui08].

2.3.3 Trigger

L'utilisation de triggers s'est généralisée car ils permettent d'initier l'écrasement progressif de la structure mais aussi de favoriser un mode d'écrasement donné [Far89, Far92, Gui08]. Mécaniquement, le trigger localise les dommages internes et favorise la ruine de la structure à sa base lors de l'écrasement. Cela évite des modes de flambages globaux de la structure [Lau12] mais aussi diminue la sensibilité aux défauts initiaux présents dans le matériau comme des défauts de fabrication [Mam05].

Des études ont été menées parmi les triggers utilisés, chanfrein [Duo10, Gui08, Jim00, Sig91], pointe [Gui08, Joo10], dent de scie [Lav96], tulipe [Jim00, Pal11] afin de comparer leur influence respective sur la dissipation d'énergie globale de la structure et le mode d'écrasement qu'ils induisent [Thu94].

Des influences ont pu être mises en évidence. Palanivelu et al. [Pal11] ont étudié pour différentes géométries de sections l'influence de différents triggers. Pour des sections circulaires, le trigger chanfrein permet d'absorber plus d'énergie mais pour des sections carrées, c'est le trigger tulipe. Jimenez [Jim00] a de son côté étudié l'influence de l'angle du chanfrein pour un trigger du même type avec des valeurs de 30° et 60°. Il constate pour une même structure composite, une différence de l'ordre de 25% de la SEA. Sigalas et al. [Sig91] ont constaté que pour des angles différents de chanfrein, les modes d'écrasement pouvaient varier et influencer sur le processus globale d'écrasement.

Au travers de ces trois études, on remarque qu'il est difficile d'établir une influence claire du trigger car la morphologie d'écrasement va dépendre intrinsèquement de la géométrie du profil et des matériaux utilisés. Il n'y a donc pour le moment pas de conclusion générale sur l'utilisation de triggers. Classiquement, des triggers chanfrein à 45° sont utilisés dans la littérature car ils sont faciles à usiner et ils assurent une relative stabilité du front d'écrasement [Isr14A].

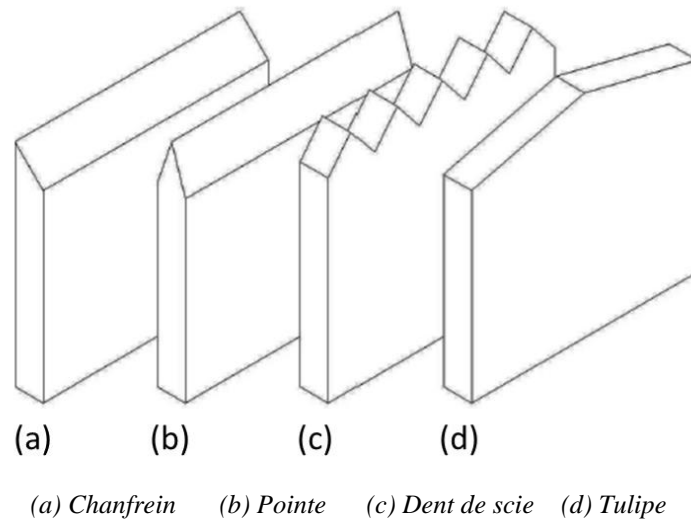


Figure I-12 : Principaux triggers utilisés dans l'écrasement de structures composites [Bar10]

2.4 Matériaux du composite :

2.4.1 Influence des fibres sur l'énergie absorbée

Dans l'industrie aéronautique, les renforts à fibres longues sont les plus utilisés. La dénomination « fibres longues » englobe les fibres de carbone, de verre et d'aramides (kevlar). Ces dernières ont été étudiées et les propriétés plastiques de ces fibres peuvent conduire à des modes de flambage globale de la structure [Far89, Kim11] et ne permettent pas d'observer un mode d'écrasement par évasement ou fragmentation. Farley et Jones [Far92] ont étudié pour une matrice identique, la différence de comportement et de valeur de SEA entre les fibres de verre et de carbone. L'auteur rapporte que deux fibres induisent un écrasement progressif de la structure mais que les fibres de carbone induisent une valeur de SEA plus élevée. D'autres études [Mam97A, Ram97, Och09] ont confirmé cette tendance observée chez Farley et Jones [Far92]. Mamalis et al. [Mam97A] l'expliquent par une valeur de densité des fibres de carbone qui est plus faible que celle du verre. Ochelski et Gotowicki [Och09] s'interrogent sur la valeur du module élastique dans le sens longitudinal qui est plus élevée dans les fibres de carbone.

Des stratifiés hybrides avec des plis en fibres de carbone et en fibres de Kevlar ont été testés [Far89, Chi99]. Cette hybridation ne permet pas d'atteindre des valeurs de SEA obtenues avec uniquement des plis avec des fibres de carbone [Mam97A].

2.4.2 Influence de la matrice sur l'énergie absorbée

Vis-à-vis des matrices utilisées, les matrices organiques sont préférées dans l'application aéronautique. Le choix se porte alors entre les matrices thermodurcissables (époxy, vinylester, polyester) et thermoplastiques (Peek). De manière globale les matrices thermoplastiques présentent des caractéristiques interlaminaires supérieures. Cet avantage combiné aux phénomènes de décohésion d'interfaces entre pli qui conduit au phénomène d'évasement permet d'obtenir des valeurs d'énergie d'ouverture en mode I et II plus élevées. Ce phénomène conduit à une valeur de la SEA plus importante [Ham95, Sav06B, Had09, Gav09]. Cependant le coût et la complexité de mise en œuvre des thermoplastiques limite son utilisation [Ham92].

La thèse de Farley [Far89] démontre que dans les matrices thermodurcissables, la matrice epoxy possède la plus grande déformation à rupture et réduit le développement de fissures interlaminaires. Ramakrishna [Ram97] trouve que ce comportement permet de dissiper plus d'énergie.

2.4.3 Influence de l'architecture des fibres

L'influence de l'architecture des fibres, tissées ou unidirectionnelles sur l'énergie d'absorption a aussi été étudiée dans le cas d'écrasement de structure. Pour un matériau composite similaire, Ramakrishna [Ram97] observe que l'architecture de fibre unidirectionnelle donne de meilleurs résultats que des architectures de fibres tissées ou tressées alors que Duong et al. [Duo10] trouvent que dans le cas de plaques la valeur de la SEA est plus importante pour des stratifiés à base de plis tissés que des plis unidirectionnels.

Berry [Ber83] s'est aussi intéressé à la proportion de fils trame et chaîne lors de l'écrasement d'un tube en composite tissé verre polyester. Il trouve que plus on augmente la proportion de fils dans le sens d'écrasement plus la structure aura tendance à s'évaser. A contrario, si l'on augmente la proportion de fils dans le sens transverse, la structure tend à plus se fragmenter. Lorsque le ratio atteint 4 fils sens transverse pour 1 fils axial, l'énergie absorbée est la plus importante. Pour un tissage équilibré, la valeur de SEA trouvée est inférieure.

Dans les unidirectionnels stratifiés, le drapage a une influence sur la valeur de la SEA. Hull [Hul91] a étudié l'influence de la stratification dans des tubes avec une orientation $[\pm\theta]$ avec $\theta \in [0^\circ, 90^\circ]$. Une valeur de plateau maximale est trouvée pour $\theta=65^\circ$. Cette valeur tend à décroître lorsque θ tend vers une stratification $[\pm 90^\circ]$, des délaminages s'initient jusqu'à ce qu'une rupture par flexion intervienne. Ces hauteurs de délaminage sont supérieures à celles

observées pour $\theta=65^\circ$. Lorsque θ tend vers une stratification $[\pm 0^\circ]$, la valeur moyenne de plateau décroît à cause de phénomènes d'évasement et de pliage de plis qui deviennent prépondérant jusqu'à la stratification $[\pm 0^\circ]$ où une rupture catastrophique de flexion globale apparaît. Farley et Jones [Far89] ont étudié l'évolution de la valeur de la SEA pour une stratification $[0, \pm\theta]_4$ si θ augmente, la valeur de la SEA décroît. Cependant, lorsqu'il observe des stratifications $[\pm\theta]_4$ il ne trouve pas les mêmes tendances observées chez Hull [Hul91]. Plus la stratification devient complexe et le nombre de pli augmente, moins les résultats deviennent probants quant à une influence claire de la stratification [Sch98].

2.5 Configuration d'essai :

Dans le cas d'une structure de type plaque, nous avons pu voir que des phénomènes de déchirures sur le premier type de montage d'écrasement pouvaient avoir une influence sur la valeur de SEA. Le phénomène de déchirement conduit à une dissipation d'énergie parasite. Les configurations d'essai ont aussi une réelle importance sur la morphologie d'écrasement, un mode d'écrasement peut être favorisé par rapport à un autre comme chez Guillon [Gui08] où l'utilisation d'une pointe sur le socle conduit à favoriser le délaminage d'une plaque composite stratifiée à base de plis unidirectionnels. Différents paramètres peuvent être étudiés mais par le couplage plus ou moins fort sont difficilement identifiables indépendamment les uns des autres. L'utilisation de plans d'expérience peut permettre d'isoler l'influence d'un paramètre et de diminuer drastiquement le nombre d'essais nécessaires pour la comprendre, comme chez Guillaumat [Gui00] où l'influence des dimensions d'une plaque sur la réponse à l'impact a été étudiée.

Dans la littérature, deux paramètres concernant les configurations d'essai au crash ont été principalement étudiés : l'influence de la vitesse d'écrasement et l'angle de l'écrasement de la structure sur le socle.

2.5.1 Vitesse d'écrasement

Afin d'étudier le comportement et les modes d'écrasement des structures, des essais sont réalisés en quasi-statique en laboratoire et permettent de mieux visualiser et comprendre le processus d'écrasement. Cependant, dans le cas d'un atterrissage forcé d'une structure d'avion, la structure est soumise à des vitesses de sollicitations d'écrasement axial de l'ordre de 10 m/s, ce qui justifie les études de l'influence de la vitesse et des essais sous sollicitation d'écrasement dynamique.

Farley et Jones [Far89] se sont intéressés aux effets de la vitesse d'écrasement de 0.01 m/s jusqu'à 12 m/s. Il constate un effet vitesse selon que la fibre ou la matrice soit sollicitée en compression. Pour les stratifications $[0, \pm\theta]$, les fibres sont sollicitées et il n'y a pas de réelle influence de la vitesse d'écrasement constaté du fait que les propriétés mécaniques des fibres sont peu influencées par la vitesse de déformation. Pour les stratifications $[\pm\theta]$ pour θ qui varie de 45° jusqu'à 75° , une influence de la vitesse est constatée car la matrice est plus sensible à ce paramètre et est davantage sollicitée que les fibres.

Certaines études sur des composites carbone/époxy constatent une différence sur la valeur de la SEA entre des essais dynamiques (vitesse initiale) et quasi-statique (vitesse imposée) où globalement la valeur de SEA est plus importante en quasi-statique [Lav96, Duo10, Jac11].

Si l'on s'intéresse à l'influence de la vitesse entre plusieurs essais dynamiques, Duong et al. [Duo10] ont mené une campagne à 2 m/s, 5 m/s et 9 m/s sur différentes stratifications et peu d'influence de l'effet vitesse a été observé.

Mamalis et al. [Mam97B] se sont intéressés à l'écrasement quasi-statique et dynamique de structures composites en verre/polyester et verre/vinylester. Une tendance similaire aux structures carbone-époxy a été observée pour les structures en verre/polyester avec une SEA plus importante en quasi-statique. Cependant une tendance opposée est observée pour les structures en verre/vinylester où la SEA est plus importante en dynamique. L'auteur conclut sur l'influence des propriétés mécaniques de la fibre qui expliquerait la différence de valeur de SEA entre quasi-statique et dynamique par une influence des valeurs de coefficients de frottement en fonction de la vitesse.

Ce dernier point est important car il est à mettre en perspective des remarques que nous avons faites plus haut dans ce document concernant l'effet de la présence de fragments ou de débris sur les interactions de contact entre plis en évasement. Mais aussi sur la modification du comportement de l'écrasement due à la présence de débris.

2.5.2 Angle d'écrasement

L'étude de l'angle d'écrasement est également importante puisqu'en réalité, l'écrasement dynamique d'une structure est rarement perpendiculaire à la section de l'absorbeur ou du socle. Cependant, cette influence est moins étudiée dans la littérature.

Ochelski et al. [Och09] ont étudié l'influence de l'angle d'écrasement entre 0° et 20° de tubes en composite carbone/époxy. Ils constatent une diminution de la valeur de la SEA avec

l'augmentation de l'angle jusqu'à une rupture par flambage global à 20° d'incidence. Greve et al. [Gre08] constatent le même phénomène pour des angles entre 0° et 30°. Afin d'éviter ce mode d'écrasement instable, des tubes plus courts ont été utilisés.

Ces deux études mettent en évidence l'influence de la SEA et de l'angle d'introduction de l'effort. Cependant, les études actuelles ne permettent pas réellement de conclure sur l'influence de l'angle d'écrasement sur la structure.

2.6 Bilan de l'étude de l'écrasement dynamique de structure composite

De nombreuses études ont été menées sur l'étude du comportement à l'écrasement des structures composites stratifiées unidirectionnelles. De plus en plus, des stratifiés avec des épaisseurs de plis plus faibles, appelés aussi « faible grammage », sont introduits afin de pouvoir créer des stratifications plus complexes. Suite à la campagne menée par Duong et al. [Duo10], il est intéressant d'étudier d'une part l'influence d'un composite en faible grammage par rapport au composite fort grammage ainsi que l'apport d'une complexification de la stratification. Les interfaces entre pli favorisent les phénomènes de délaminage mais une épaisseur de pli plus faible permet pour une même épaisseur de structure une stratification plus complexe. D'autres parts, différents résultats quant à l'influence des effets vitesse ont été mis en évidence dans la littérature et des travaux expérimentaux supplémentaires semblent nécessaires.

Des structures composites avec des renforts hors plan ont été étudiées sous différentes sollicitations élémentaires (traction, cisaillement) ou sous impact mais à notre connaissance n'ont pas encore été testées sous sollicitation d'écrasement dynamique. Du fait de la présence de renforts hors plan, l'architecture des interlocks tend à réduire les délaminages au sein du composite, donc à diminuer le phénomène d'évasement, ce qui peut laisser présager un potentiel d'augmentation de la valeur de la SEA en favorisant la fragmentation.

Pour finir, l'influence de l'accumulation de débris et des liens entre le processus de fragmentation et la taille des débris générés sont rarement exploités dans la bibliographie. Une étude sur les débris permettra d'apporter des informations sur le processus de fragmentation des essais réalisés.

3. MODELE NUMERIQUE D'ENDOMMAGEMENT DE STRUCTURE COMPOSITE SOUS ECRASEMENT DYNAMIQUE ET METHODES DE REPRESENTATION DE LA FRAGMENTATION

L'objectif du développement de modèles numériques est de prédire le comportement d'une structure écrasée par le concept de « Virtual Testing ». Ces modèles donnent accès à une meilleure observation et aussi à une meilleure analyse des quantités physiques difficilement accessibles lors d'un essai dynamique comme les déformations, vitesses de déformation, ou la taille et le nombre des débris. Un dernier aspect de l'apport des modèles numérique est de devenir des outils pour la conception pilotée par ingénierie.

Farley et Jones [Far89] ont proposé un modèle simulant l'écrasement d'un tube (circulaire, rectangulaire) et de composite à profil ouvert (sinus), en quasi-statique. Ces études à l'échelle de pli ont permis de visualiser les modes d'écrasement observés lors de leurs précédentes études expérimentales. Néanmoins leur modèle ne permettait pas de quantifier précisément la valeur de la force d'écrasement et donc la quantité d'énergie absorbée. De plus une mauvaise corrélation entre la morphologie d'essai et de calcul était observée.

De nombreux travaux ont permis d'améliorer les modèles d'écrasement de composite en termes de comportement, de valeur d'énergie absorbée et de reproduction des mécanismes identifiés. Ces modèles s'appuient généralement sur un choix d'échelle de représentation qui comprend la représentation de l'architecture par le biais du maillage, un modèle de l'endommagement du matériau, et de représentation de la rupture. De plus, les codes éléments-finis utilisés sont pour la plupart explicites du fait de la forte non-linéarité des phénomènes observés et nécessitent la gestion des multiples ruptures intervenant dans le modèle et dans l'essai.

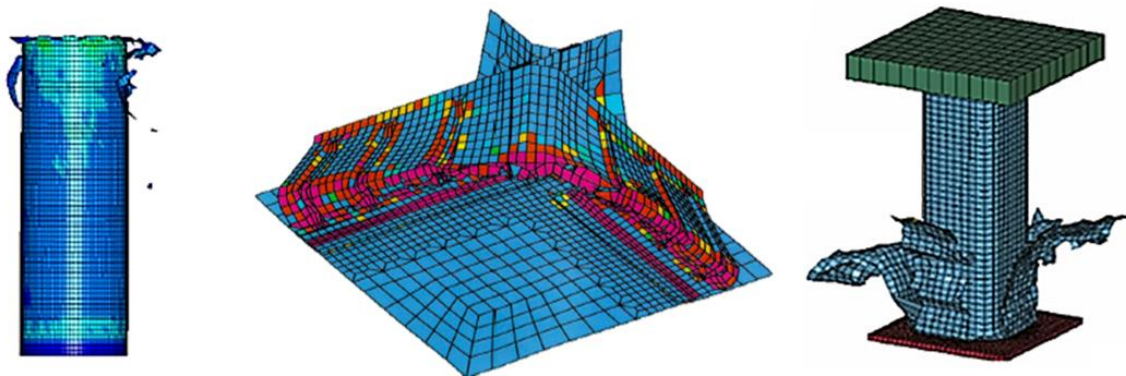
Dans cette partie, nous allons nous intéresser aux modèles numériques existants. Tout d'abord, le choix du développement d'un modèle à l'échelle mésoscopique est justifié puis la modélisation de l'endommagement qui permet la représentation de l'écrasement d'un matériau composite à cette échelle est présentée. Ensuite, l'idée est d'observer dans des modèles d'impact, les différentes méthodes numériques qui permettent de représenter des phénomènes de ruptures et de créations de débris dans les matériaux composites afin de voir s'il est possible de les intégrer dans un modèle d'écrasement. Pour finir, une présentation des différents modèles d'écrasement ainsi que leurs spécificités est réalisée.

3.1 Echelles de représentation

Les échelles de représentation utilisées dans les simulations numériques sont les échelles macroscopique, microscopique et mésoscopique [Mam97A]. Le choix de l'échelle peut se faire au-delà de la description désirée par rapport à des compromis en termes de taille de structure, temps et précision de calcul.

3.1.1 Echelle macroscopique

L'échelle macroscopique est celle de la structure globale et ne prend pas en compte l'architecture du matériau. Les premiers modèles ont été développés à cette échelle (Figure I-13) [Del00, McG07, Xia09, Fer11, Obr12]. La volonté de ces modèles est de représenter correctement la morphologie et l'énergie absorbée de la structure et de les comparer à des essais expérimentaux mais ils n'ont pas vocation à être prédictifs. L'échelle macroscopique permet de diminuer les temps de calcul, de représenter des structures de grandes dimensions, comme la géométrie complète d'un avion mais n'est pas prédictive, car elle ne permet pas de représenter l'ensemble des modes d'écrasement identifiés à l'échelle inférieure. Par exemple, sans notion de pli, on ne pourra pas représenter correctement des phénomènes de délaminage donc d'évasement multiple.



a) Tube [Obr12]

b) 1/4 d'une structure absorbante [Del00]

c) Tube carré [McG07]

Figure I-13 : Ecrasement de structure composite à l'échelle macroscopique

3.1.2 Echelle microscopique

Cette approche permet de représenter à une échelle très fine les mécanismes élémentaires de la rupture des composites : fissuration matricielle, rupture de fibres, délaminage [Pin05].

Ces modèles sont très complexes et fins (Figure I-14) mais de nombreux paramètres matériaux doivent être identifiés. A l'heure actuelle, aucun modèle numérique à l'échelle microscopique n'a tourné suffisamment afin de représenter dans sa globalité le comportement

d'écrasement dynamique d'une structure composite à cause d'un temps de calcul très pénalisant.

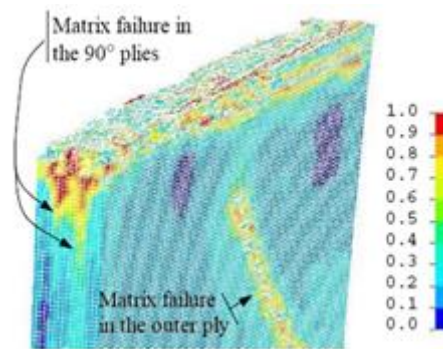


Figure I-14 : Ecrasement d'un échantillon composite à l'échelle microscopique [Pin05]

3.1.3 Echelle mésoscopique

Représenter le matériau à l'échelle du pli permet d'introduire des interfaces et ainsi concrètement de représenter les phénomènes d'évasement par délaminage. Aussi, les analyses expérimentales ont montré que le pilotage des mécanismes de ruine se fait à cette échelle et les mécanismes suivant peuvent être représentés : fragmentation localisée, rupture en cœur de pli et surtout l'accumulation de débris et l'évasement des plis (Figure I-15).

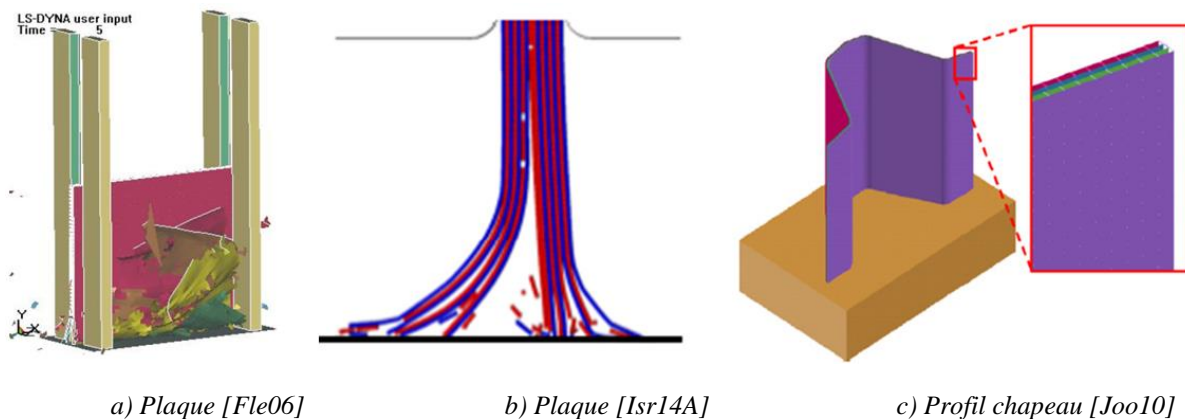


Figure I-15 : Ecrasement de structure composite

3.1.4 Multi-échelle

Une approche multi-échelle existe et propose un pont entre différentes échelles d'observation et de modélisation. Cependant à notre connaissance, aucun modèle d'écrasement dynamique d'une structure composite n'a utilisé une hybridation des échelles. Néanmoins, des travaux existent à l'échelle d'un pli : Feld [Fel11] s'est intéressé à la représentation du comportement à rupture et post-rupture d'un pli sous sollicitation de compression-cisaillement dans le plan.

Cette étude s'appuie sur un modèle microscopique de comportement qui prend en compte le phénomène de « kind band », basé sur les travaux antérieurs de Guimard et al [Gui07B]. Ce modèle a ensuite été homogénéisé et intégré dans un modèle hybride (échelle microscopique et macroscopique) initialement développé par Ladevèze et al. [Lad06] afin de simuler l'écrasement d'un pli à l'échelle mésoscopique. Une représentation correcte du comportement du pli et de l'énergie dissipée associée a été obtenue. Cependant, certaines limitations de ce modèle, dont la non prise en compte de sollicitations tridimensionnelles qui sont induites dans un stratifié par les plis adjacents, ne permettent pas pour le moment l'intégration de ces travaux dans une structure composite stratifiée.

3.2 Modélisation de l'endommagement du matériau à l'échelle mésoscopique

Les deux principaux modes d'endommagement d'un matériau composite stratifié à base de plis unidirectionnels sont le délaminage et la fragmentation [Hei10]. Ces endommagements se traduisent en termes de modélisation par l'introduction de critères d'initiation et de propagation de ces endommagements au sein du matériau composite.

Les premiers modèles numériques développés s'intéressaient à l'échelle macroscopique et l'endommagement de la structure s'effectuait par le biais de critères de rupture énergétiques ou en contrainte de type Tsai et Wu [Tsa71]. Lorsqu'un critère était atteint, une rupture dans le matériau était considérée sans prise en compte d'un endommagement progressif dans la structure avant rupture.

Par la suite, des critères comme ceux de Hashin [Has80] basée sur des modes de ruines élémentaires ont été introduit où un couplage avec une loi d'endommagement est possible. Cela permet ainsi la représentation d'un état intermédiaire endommagé entre une structure saine et l'apparition de ruptures. Cette description a été utilisée dans différents domaines de l'endommagement des composites comme dans l'écrasement de structure [Fer11] ou l'impact [Bou09]. Une amélioration des critères de Hashin [Has80] a été proposée lors du WWFE (World Wide Failure Exercise). Des études [Dav03, Pin05] ont montré par exemple que la forme du critère en compression (fibre et matrice) ne donne pas des résultats satisfaisants. Une évolution du critère a été proposée à partir de la loi Mohr-Coulomb proposés initialement par Puck et Schneider [Puc69] qui prend en compte le comportement non linéaire de la matrice en cisaillement et les désalignements des fibres dans le cas du kinking. Ce critère a été amélioré par la suite dans le cas de la compression pure [Gut10].

Plus spécifique par rapport à l'écrasement, d'autres évolutions ont été réalisées. Chang et Chang [Cha87] ont enrichi les critères d'Hashin en traction de la fibre et de la matrice avec un comportement non linéaire du cisaillement. Ce critère est utilisé dans des modèles d'écrasement [Fle06, Zar08]. Choi et Chang [Cho92] ont amélioré les critères de fissuration matricielle en compression et traction afin de prendre en compte l'état des plis voisins dans l'endommagement d'un pli dans le cas de l'impact [Kri03].

Ces critères permettent ainsi d'initier l'endommagement d'un élément dont l'évolution est classiquement pilotée par un variable d'endommagement de type « 1-d » [Kac58]. Cette description permet de prendre en compte des fissures et des défauts microscopiques sans les représenter géométriquement. Il s'agit d'un dommage homogène à l'échelle de l'élément qui évite ainsi de raffiner le maillage. L'endommagement est représenté sous la forme d'une variable qui permet d'abattre les modules de rigidité de la loi matériau. L'évolution de la variable d'endommagement « d » est généralement linéaire mais d'autres formulations sont possibles comme décrites dans la Figure I-16 afin de mieux retranscrire le comportement de ruine du matériau et de relaxer l'énergie élastique. La relaxation d'énergie de la Figure I-16 (a) et (b) s'apparente aux comportements cohésifs liés aux restitutions d'énergie. Les fonctions (c) et (d) sont plutôt des techniques utilisées afin de diminuer les instabilités numériques pour éviter des pertes de raideurs.

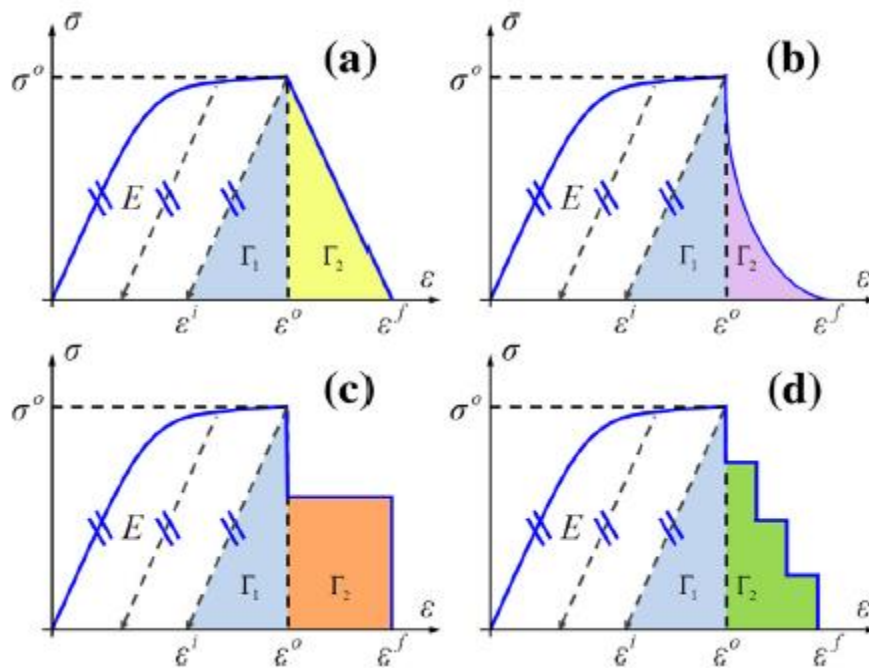


Figure I-16 Formulations d'endommagement (a) Linéaire, (b) Non Linéaire, (c) Contrainte constante, (d) Par escalier basé sur la dégradation du matériau [Cou14]

A partir de cette description, différents modèles à l'échelle mésoscopique pour l'endommagement de structure composite pour les plis unidirectionnels [Lad92, All00, Bou09, Ily10] ou pour les plis tissés [Hoc01] ont été développés.

Cependant ces critères représentant le comportement du pli et pas de l'interface entre les plis.

Dans les premiers modèles macroscopiques [Bot94, Del00], en l'absence d'interface entre plis dans les composites stratifiés, le délaminage est considéré comme un dommage plan qui est lié aux propriétés du matériau. Cette approche ne permet pas de représenter l'évasement des plis et conduit à des morphologies d'écrasement et des valeurs de SEA différentes des observations expérimentales [McG10, Pal10B]. Des études se sont donc intéressées à la modélisation du comportement interlaminaire lié au processus d'évasement [All92, Alf01]. Des validations expérimentales par le biais de tests expérimentaux comme les essais DCB pour le mode I ont été effectués. Ces essais ont mis en avant des effets de paramètres, comme une différence de comportement selon l'orientation des plis à l'interface [All98] ou de pontage des fibres qui doivent être pris en compte lors des calculs [Dar94, All95].

L'introduction d'éléments d'interface à l'échelle mésoscopique a permis de représenter numériquement l'évasement d'une structure. De manière générale, trois méthodes afin de représenter le délaminage sous une forme de discontinuité géométrique sont décrites dans la littérature, les méthodes VCCT (virtual crack closure technique) et CZM (cohésive zone model), et un déboutonnage des nœuds voisins sur des critères analogues aux précédents (Figure I-17) basés sur les contraintes ou déformations.

Fleming [Fle01], a comparé la méthode basée sur un critère utilisant la force de liaison entre deux nœuds et la méthode VCCT basée sur la mécanique de la rupture. Le critère en force donne de bons résultats pour l'initiation du dommage puisqu'il est caractérisé expérimentalement mais ne permet pas une bonne représentation de la propagation de la fissure. La méthode VCCT quant à elle permet une meilleure prise en compte de la propagation. La mécanique de la rupture est utilisée afin d'évaluer l'énergie nécessaire afin de propager la fissure dans les trois modes d'ouverture. Les inconvénients majeurs de cette méthode sont sa dépendance au maillage et ses limitations dans le cas de multi-fissurations [Wis10] qui sont problématiques dans le cas du crash.

La méthode CZM permet de mieux représenter le délaminage dans les structures composites [Pin04]. Cette méthode a été aussi utilisée et donne de bons résultats dans différentes études [Pal10B, Joo10, Sok11, Zha13, Isr14A]. La méthode cohésive permet de contrôler le

délaminage de l'interface à partir d'une loi de traction/séparation (Figure I-17). Le principe est que la loi suit une charge élastique jusqu'à une valeur d'initiation du dommage de l'interface, puis elle décroît linéairement afin de libérer l'énergie nécessaire au délaminage de l'interface.

Dans cette méthode, les critères d'initiation et de propagation sont des paramètres d'entrée. Les critères de restitution énergétique de la fissure interlaminaire se caractérisent encore aujourd'hui difficilement [Pin04, Fle06, Lis14] et demande par la suite l'utilisation des zones cohésives nécessite cependant de savoir où les délaminages vont se produire dans la structure.

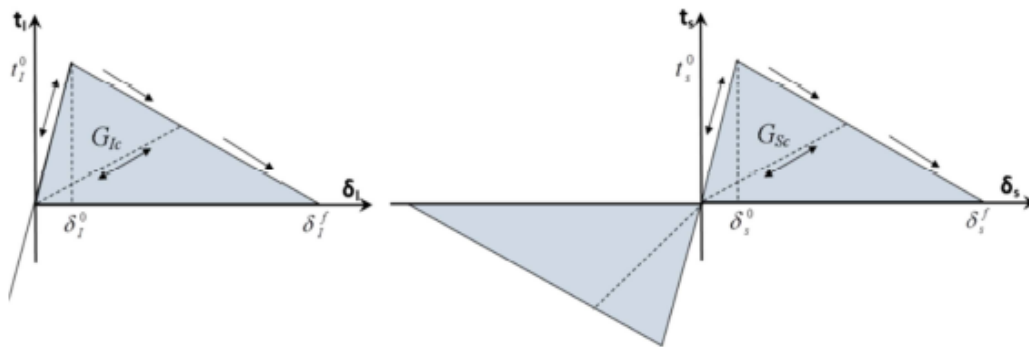


Figure I-17 : Loi bilinéaire d'un cohésif

Dans le cas des stratifiés unidirectionnels, les zones cohésives sont utilisées afin de représenter la fissuration interlaminaire et sont donc moins impactées que dans les situations où la localisation n'est pas connue et où il faut en mettre entre chaque élément. Dans ces cas-là, une étude expérimentale minutieuse est alors nécessaire si l'on veut limiter l'utilisation des cohésifs.

3.3 Représentation de la rupture et création de débris

Dans cette partie, nous allons nous intéresser aux méthodes de représentation de la rupture et de génération des débris. Les débris représentent, dans le cas de l'écrasement dynamique de structures, un encombrement local qui peut modifier globalement le processus d'écrasement. De plus, comme nous l'avons vu dans la description des modes d'écrasement d'une structure composite, la taille des débris est représentative d'un certain type de fragmentation et permet de donner des informations sur les modes d'écrasements sollicités. Des méthodes numériques permettent de représenter la fissuration et la fragmentation de la structure tout en conservant un modèle à l'échelle mésoscopique. Classiquement ces méthodes sont classées en deux catégories, les méthodes continues et discrètes (particulaires).

Une autre approche utilisée dans le domaine de la fragmentation afin de représenter la génération débris est l'approche de variabilité. Cette approche se base sur l'hétérogénéité interne des matériaux comme les composites [Cal98].

3.3.1 Méthodes continues

La fissuration est la création d'une discontinuité dans la structure. De par cette définition, la méthode des éléments finis classique basée sur la continuité du maillage est limitée quant à la représentation des fissures et de leur évolution. De plus cette méthode est très dépendante du maillage quant à la création de fissures [Mio11]. En écrasement dynamique de structures composites, les méthodes les plus utilisées sont basées sur la suppression d'éléments (érosion) et l'utilisation d'éléments d'interface. Les éléments d'interface ainsi que leurs avantages et inconvénients ont été présentés précédemment. L'érosion s'utilise habituellement dans des cas d'application comme la perforation et la pénétration. Elle permet de représenter la perte de cohésion et de matière. L'érosion consiste à supprimer un élément sur des critères physiques ou état d'endommagement atteignant un seuil numérique (élément dégénéré par exemple).

Des méthodes de remaillage sont utilisées [Hab89] dans la représentation de la fissuration mais sont très coûteuses en temps de calcul [Bou00]. Il n'est pas envisageable d'utiliser une telle méthode afin de représenter la fragmentation et les débris générés par de l'écrasement dynamique

D'autres méthodes ne sont pas encore implémentées dans tous les codes de calcul mais disposent de propriétés intéressantes comme la méthode de séparation nodale. Elle permet de ne pas supprimer un élément mais de multiplier les nœuds communs à plusieurs éléments d'un maillage [Cho12, Olo15]. Cela permet d'éviter l'utilisation de l'érosion qui se traduit par de la perte de matière (perte de débris) et de réduire les erreurs de calcul d'énergie [Olo15].

La méthode des XFEM (eXtended Finite Element Method), a été développée afin de traiter les problèmes liés à la fissuration dans les éléments finis [Bor08]. Cette méthode repose sur l'idée d'enrichir les champs de déplacement des éléments finis classiques, cela permet ainsi de décrire la propagation de fissures sans avoir besoin de la mailler. De plus l'avancée du fond de fissure est décrite par des champs asymptotiques solutions provenant de la mécanique de la rupture [Moë02]. On s'intéresse alors à deux parties dans la fissuration d'un matériau. La partie qui représente la séparation du matériau et celle qui représente le voisinage du fond de fissure. Nasirmanesh et al. [Nas15] ont utilisé les XFEM afin de représenter le mode de flambage d'une plaque de composite impactée (Figure I-18). Le modèle utilise des éléments

coques et permet de représenter des phénomènes avec deux fissures mais semble peu transposable au cas de l'écrasement dynamique d'une structure où les phénomènes de multifissurations sont trop nombreux pour que chaque propagation de fissure soit calculée de façon précise avec cette méthode où un temps de calcul très coûteux serait nécessaire.

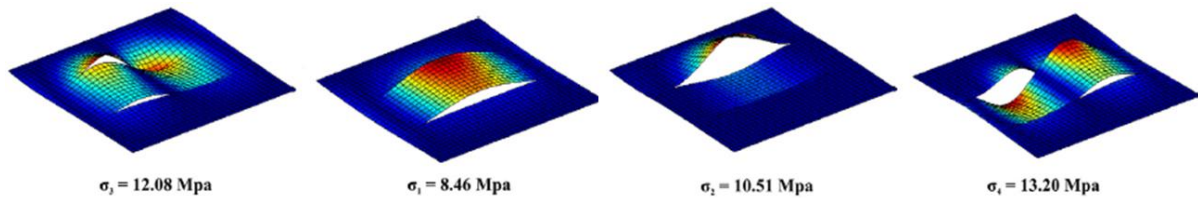


Figure I-18 : 4 premières modes de flambage d'une plaque composite avec deux fissures parallèles [Nas15]

3.3.2 Méthodes discrètes

Les méthodes discrètes s'affranchissent de la notion de maillage qui pose des problèmes dans le cas de grandes déformations. L'idée est de reconstruire des champs continus à partir de valeurs discrètes portées par des nuages de points. Les avantages principaux évoqués sont l'absence de connectivités entre les nœuds, et le fait que les propagations de fissures n'étant pas dépendantes de l'orientation de la discrétisation [Wol07]. Il existe beaucoup d'applications de différentes méthodes discrètes dans la fissuration [Duf04]. Nous nous intéresserons dans cette partie, de façon non exhaustive, aux méthodes utilisées dans le cadre de modèles numériques sur l'endommagement de structures composites.

La méthode SPH développée par Lucy [Luc77] a été utilisée par Yashiro et al. [Yas14] pour modéliser des impacts balistiques dans une plaque composite (Figure I-19) à des vitesses atteignant 885 m/s. Le but des simulations est de reproduire la taille et le profil 3D du cratère ou du trou, de déterminer les limites d'écaillage ou balistique des structures afin de dimensionner des boucliers. L'auteur arrive à une bonne correspondance des résultats entre expérimental [Yas13] et numérique pour des vitesses allant jusqu'à 618 m/s. Pour un impact à 885 m/s l'auteur constate que les critères d'endommagement ne permettent plus une représentation physique de la discontinuité, ni une représentation physique des changements de phase complexes qui se produisent dans les matériaux car les interactions entre particules souffrent d'erreurs d'approximations aux bords que représentent notamment les délaminages internes non débouchant.

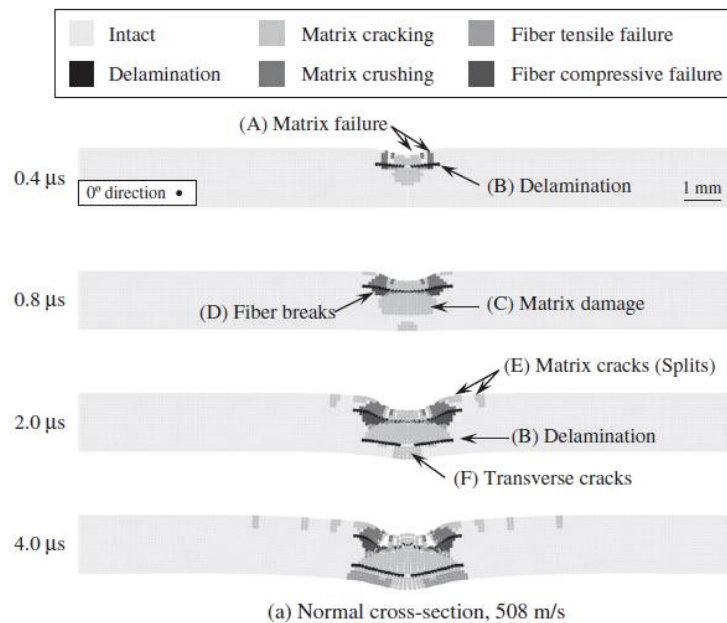


Figure I-19 : Mécanismes d'endommagement sous impact [Yas14]

La méthode SPH permet de représenter des gros fragments à partir de particules sur un matériau avec un comportement fragile [Mic07]. Cependant, il est nécessaire tout d'abord d'avoir une distance courte entre particules et donc un nombre de particules très important afin que chaque débris contienne assez de particules pour que le calcul ait un sens mais aussi qu'elles puissent représenter sa géométrie (Figure I-20). Par ailleurs des travaux de Lisle [Lis10] ont mis en exergue que, si les fissures sont effectivement matérialisées par des particules endommagées ou rompues, la discontinuité n'est pas bien représentée car les particules endommagées continuent d'interagir avec les particules voisines de l'autre côté de la discontinuité. Cette limite se traduit dans la représentation des fissures interlaminaires dans un composite unidirectionnel stratifié. En revanche, il a été démontré que la méthode, moyennant une stabilisation de l'intégration du noyau et un calcul adapté du rayon de la sphère d'influence, permet de déterminer avec une précision importante la masse et la vitesse résiduelles de débris éjectés d'une cible fragile monolithique ou d'un empilement de couches de différents matériaux [Mic07]. L'utilisation de la méthode SPH est adaptée pour créer des fragments issus d'une perforation [Jac04], et pour retrouver des profils de cratères même dans des structures composites. Son coût de calcul en revanche est assez prohibitif comparé à un calcul utilisant une méthode continue de type éléments finis, et reste très complexe lorsqu'il s'agit de prendre en compte des comportements anisotropes et des trajets de fissuration avec bifurcations.

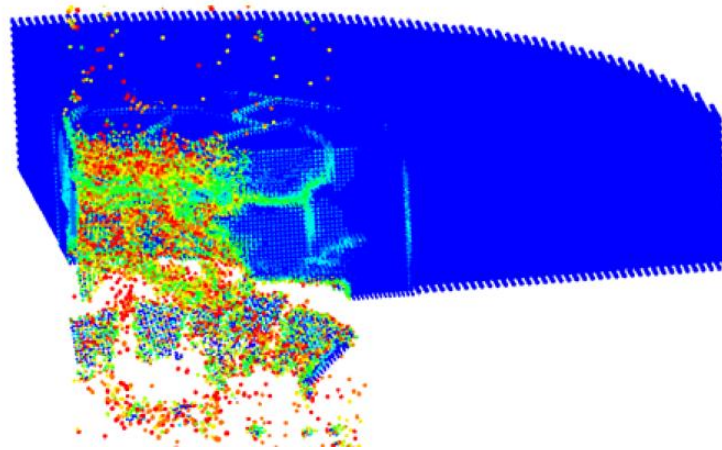


Figure I-20 : Impact de débris spatial sur une cible en silice monolithique [Mic07]

La méthode des éléments discrets (DEM) est aussi utilisée dans la représentation de l'endommagement de structures composites [Dau14]. Cette méthode utilise des particules (billes, polyèdres) qui interagissent entre elles par des liens représentant les forces de contact ou de cohésion, c'est-à-dire un effort normal, un effort tangentiel, des moments. Les modèles peuvent être enrichis pour représenter des comportements complexes comme pour des poudres par exemple qui nécessitent de prendre en compte une cohésion dépendant de la pression et des forces de capillarités [Gou11]. Dans le cas de matériaux composites, les forces de contact sont représentées par des modèles rhéologiques avec des ressorts et des amortisseurs. Yang et al. [Yan11] ont modélisé une plaque composite unidirectionnelle avec différentes stratifications $0/90^\circ$ afin de modéliser la fissuration transverse et les phénomènes de délaminage sous un chargement transverse (Figure I-21). L'objectif est de prédire la densité de fissures dans les plis et la réduction de rigidités de la structure. Comme pour la méthode SPH, les particules, dont les liens sont rompus, restent présentes et matérialisées.

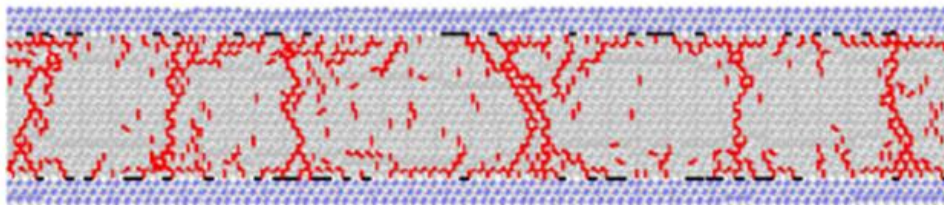


Figure I-21 : Fissuration transverse et délaminage d'un pli $[0^\circ/90^\circ]_{sym}$ avec la méthode DEM [Yan11]

Girardot et al. [Gir15] modélisent l'impact d'un tissu composite taffetas par une bille rigide. Ismail et al. [Ism16] ont développé un modèle à l'échelle microscopique d'un pli composite unidirectionnel afin de comparer les propriétés mécaniques du pli obtenu avec des essais expérimentaux.

La méthode DEM permet la génération de fissures au sein d'un modèle. Cependant, cette méthode nécessite un certain nombre de particules dans l'épaisseur du pli afin de correctement représenter la physique et n'est pas utilisée dans des cas d'écrasement dynamique. La gestion de contact nécessite à chaque pas de temps une mise à jour des relations entre particules qui peut s'avérer très coûteuse en termes de temps de calcul.

Un couplage d'éléments discrets aux éléments finis a été réalisé pour le cas d'écrasement dynamique dans les travaux d'Espinosa et al. [Esp15]. Il s'agit d'une alternative aux méthodes d'érosion classique où lorsque l'élément est rompu (vérifie le ou les critère(s) de rupture ses points d'intégration sont transformés en éléments discrets massiques qui interagissent par contact avec les éléments finis. En termes d'énergie, l'énergie potentielle de l'élément est répartie à chaque particule sous la forme d'énergie cinétique.

Une autre méthode, la peridynamic développée par Silling [Sil00] permet la représentation de fissures de structure composite [Kil09, Ote12, Hu14] pour le moment uniquement utilisé dans le cas d'impacts. Cette méthode s'appuie sur une description alternative de la mécanique des milieux continus par l'utilisation d'interactions non locales entre particules dans une distance définie appelée horizon, similaire à la distance de voisinage des particules SPH. La différence fondamentale entre ces méthodes repose sur la représentation des champs de contraintes, et par voie de conséquence des champs de déformation. De la même façon que les deux méthodes précédentes, ces méthodes sont adaptées à la représentation de la génération et la propagation de fissures mais ne semblent pas encore adaptées au comportement post-rupture des débris.

Une autre méthode particulière semble être intéressante afin de représenter la taille des débris et leur distribution, la méthode MPM (Material Point Method). Cette méthode a été introduite par Sulsky et al. [Sul95] et est inspirée de la méthode « particle in cell » utilisée en mécanique des fluides. Une grille eulérienne est utilisée afin de calculer la vitesse, la pression et l'énergie interne sans distordre le maillage. Les particules sont des points matériels lagrangiens dont la vitesse et le déplacement sont traqués sur cette grille (Figure I-22). Les avantages de cette méthode sont de stabiliser le pas d'intégration du calcul [Ma09] et de permettre le calcul de matériaux non cohésifs [Bar00] comme la neige [Sto13], des graines dans un silo [Wie04] ou de la terre [And09] ainsi que des grandes déformations comme en usinage avec une coupe orthogonale [Amb12]. Des travaux sont effectués parallèlement à cette thèse afin de développer un code capable de représenter la fissuration MPM sur différents cas qui se rapprochent de la représentation de l'écrasement d'un pli [She15, Vas16]

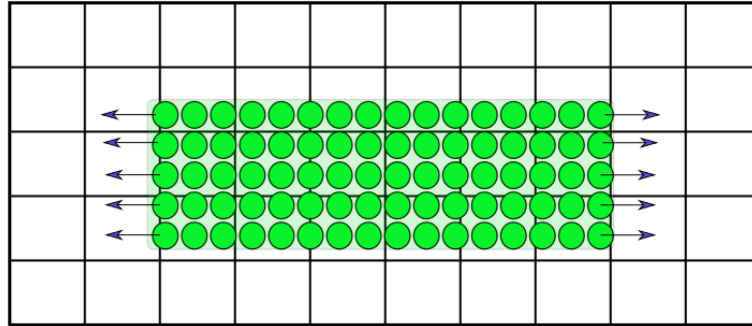


Figure I-22 : Traction d'une barre avec la méthode MPM [Vas16]

3.4 Méthode de répartition aléatoire de dommages par une approche de variabilité

L'approche de variabilité décrit des défauts mécaniques internes à l'échelle microscopique [Hil92, Pim14], comme la variabilité de propriétés mécaniques de constituants élémentaires microscopiques (fibre, matrice) qui ne sont pas représentés à l'échelle mésoscopique ou macroscopique [Che09]. Ces défauts peuvent être aussi chimique ou thermique [Li06] provenant du processus de fabrication ou de l'historique de la structure. L'idée est d'introduire des variations dans la structure [Lin07] par le biais d'une distribution de dommages initiaux ou une variation dans les valeurs de limites à ruptures [Dav01]. Cette approche dans le domaine des composites est utilisée dans les cas où la distribution des charges et la constitution de la structure sont uniformément réparties et ne permettent pas a priori de déterminer le lieu d'amorçage des ruptures.

On l'utilise par exemple dans la modélisation de la fatigue de structures où le matériau est endommagé localement et on ne peut pas supposer que ces endommagements sont globaux à l'ensemble de la structure [Deg01, Fig09], mais aussi afin de représenter le comportement des matériaux très fragiles comme les composites à matrice céramique où les valeurs à rupture ont une grande variabilité dans les essais [Cur91, Lam09, Cha14, Bhe16] ou dans le cas de la rupture de réservoirs composites [Fra13, Gen14, Leh15, Wan15]. Dans ce dernier cas, l'endommagement des réservoirs composites est principalement piloté par la rupture de fibres qui ont un comportement fragile et une variabilité de valeur à rupture due à une distribution de défauts le long de la fibre [Bla05]. Afin de représenter un comportement réaliste du réservoir numériquement, il est donc nécessaire de faire appel à une approche statistique afin de représenter ces endommagements microscopiques qui conduisent à des ruptures non homogènes dans la structure (Figure I-23).



Figure I-23 : Endommagement d'un réservoir composite [Leh15]

De plus dans les essais expérimentaux d'écrasement d'éprouvettes carbone/époxy réalisés au laboratoire, d'un échantillon à l'autre, les dommages initiaux sont différents mais des comportements identiques peuvent être observés et inversement. L'approche de variabilité permet de tester la robustesse d'un modèle afin de vérifier entre plusieurs calculs si une répartition différente de dommages initiaux amène le calcul à converger vers un comportement proche de celui observé expérimentalement ou permet de reproduire la variabilité des réponses de la structure à une sollicitation réputée identique.

3.5 Stratégie de modélisation de l'écrasement de structures composites

Un dernier aspect à évaluer dans la littérature concerne les stratégies de modélisation adoptées afin de représenter l'écrasement de structures composites. De manière globale, les méthodes particulières ne sont pas utilisées dans la représentation de l'écrasement d'une structure composite, seulement dans les cas d'explosions ou de perforations. Dans ces cas, d'ailleurs, des modèles de distributions probabilistes des résistances mécaniques peuvent être aussi utilisés en parallèle.

Les échelles de modélisation principales sont les échelles macroscopiques et mésoscopiques ; une étude d'écrasement dynamique d'une structure à l'échelle microscopique est trop complexe à l'heure actuelle. La méthode des éléments finis est favorisée avec l'utilisation d'éléments finis 2D type coque ou 3D. Dans le cas de la représentation du mode de ruine d'une structure en écrasement dynamique par flambage local dans les travaux d'Oshkovr et al. [Osh13], une seule couche d'éléments type coque est utilisée afin de représenter le

comportement du composite tissé. De la même façon chez Zhang et al. [Zha16], comme aucun évasement n'est constaté, il n'y a pas besoin de représenter les différents plis.

Cependant, le mode d'écrasement par flambage local n'est pas un mécanisme systématiquement observé expérimentalement. Très souvent les modes de fragmentation et d'évasement sont présents expérimentalement dans l'écrasement de structures composites. Dans ce cas, il est nécessaire de passer à l'échelle mésoscopique afin de représenter les plis et de pouvoir utiliser des éléments d'interface [Fle06, Sok11, Bus14]. Plusieurs couches d'éléments coques permettent de représenter correctement les modes d'évasement pur mais génèrent des instabilités lorsqu'il s'agit de représenter un mode mixte [Gui08, Chi15]. D'autres auteurs utilisent des éléments volumiques dans l'écrasement de structures tube [Hei09] ou de type plaque [Isr14A, Esp15, Tan15].

De façon analogue à l'analyse expérimentale, il convient de convenablement modéliser le trigger utilisé afin de s'assurer d'initier le processus d'écrasement correctement. Classiquement les triggers de type chanfrein sont représentés par une diminution graduelle de l'épaisseur. Huang et al. [Hua09] utilisent des éléments coques et afin de représenter le chanfrein, une inclinaison des éléments en bout de pli a été réalisée. Les auteurs obtiennent de bons résultats mais les valeurs de pic d'effort et de SEA sont trop élevées. Cette méthode est aussi utilisée et comparée avec un modèle 3D par Bussadori et al. [Bus14] et les auteurs concluent que cette représentation du trigger n'est pas satisfaisante. Dans son approche, Mc Gregor [McG10] a analysé expérimentalement la zone de débris qui génère l'évasement de sa structure. Par la suite, l'auteur a maillé à l'aide d'éléments rigides la zone de débris, et a retiré les parties du pli qui seront fragmentées en débris lors de l'écrasement afin de ne conserver que les futures zones évasées. Cette approche n'est pas prédictive puisqu'elle nécessite l'observation antérieure de l'essai et elle n'est représentative que d'un écrasement où le processus d'écrasement stable est piloté par de l'évasement pur et que la cale de débris n'évolue pas.

Dans les simulations numériques en dynamique, lorsqu'un élément entre en contact avec le socle après l'érosion d'un autre élément, des sauts d'efforts sont constatés. Ces sauts d'effort ont un effet néfaste dans le cas de modélisations des dommages ou décohésions basées sur des contraintes ou déformations à rupture puisqu'ils augmentent numériquement la valeur de la contrainte pendant un ou deux pas de temps et endommagent prématurément l'élément [Nix09, Fer11]. Cela peut conduire à des ruptures massives d'éléments qui s'endommagent instantanément par sauts d'efforts. Deux techniques sont utilisées afin de remédier à ce

problème. L'introduction de viscosité artificielle dans le contact ou dans le traitement numérique de la relation de comportement qui permet de calculer la contrainte à partir de la déformation et de mettre à jour les énergies de déformation (Figure I-24). Ou alors une loi spécifique dans la zone de contact où a lieu l'écrasement avec une contrainte d'écrasement renseignée afin de représenter le plateau d'effort (LS-Dyna MAT54). L'inconvénient majeur de cette loi est la quasi-systématique nécessité de connaître la contrainte d'écrasement de la stratification que l'on utilise. Cette valeur varie d'un drapage à l'autre donc elle n'est pas prédictive. Concernant la viscosité artificielle, cette valeur est purement numérique et ne peut donc être reliée à une valeur physique (de type dissipation visqueuse par exemple). Elle nécessite une étude numérique d'ajustement pour réduire la valeur à son seuil minimum assurant la stabilité du calcul sans perturber les valeurs mécaniques calculées et n'est donc pas prédictive.

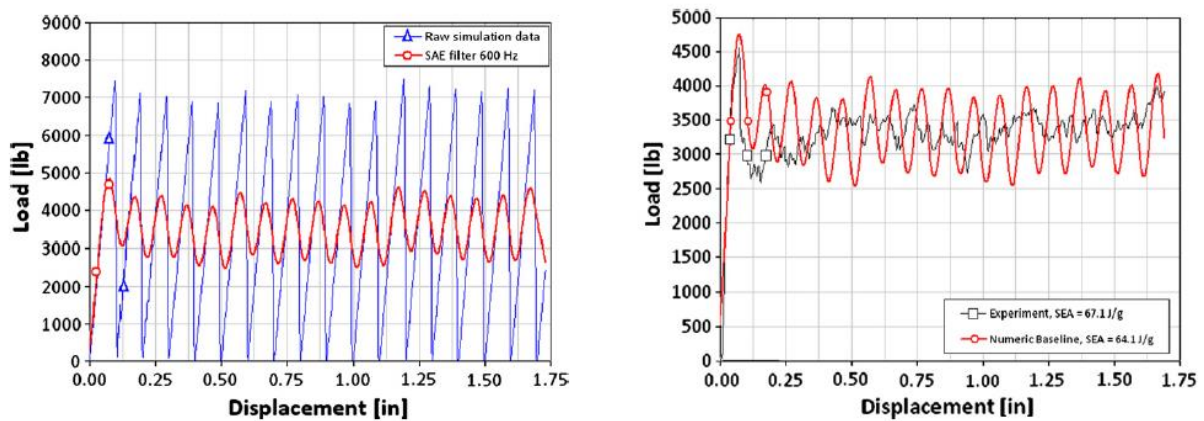


Figure I-24 : Courbe force-déplacement brute et avec de la viscosité artificielle (gauche) et comparaison essai/calcul (droite) [Fer11]

3.6 Représentation du mode mixte de l'écrasement dynamique par simulation numérique d'une structure type plaque.

Bolukbasi et al. [Bol95] ont représenté l'écrasement d'une plaque de composite avec la méthode des éléments finis par une géométrie 2D avec des éléments volumiques 3D afin de représenter le mode évasement d'une plaque (Figure I-25). Le modèle représente la moitié de l'épaisseur de la plaque avec la fissure centrale déjà initiée. L'auteur conclue que dans le mode d'évasement, les frottements des plis sont la principale source de dissipation de la structure.

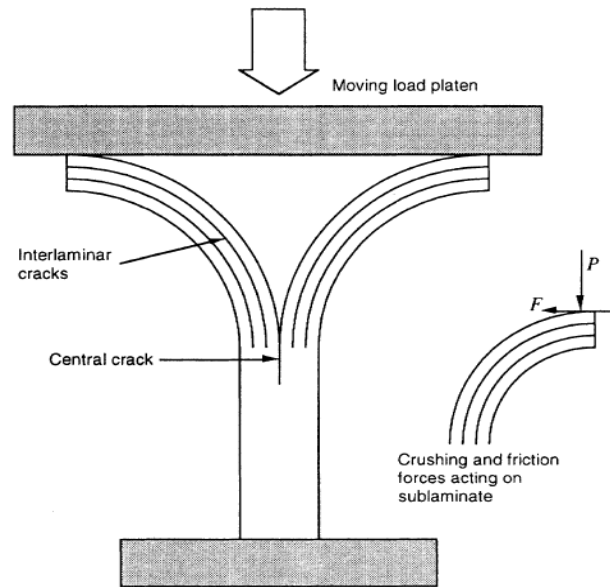


Figure I-25 : Illustration du mode d'évasement observé [Bol95]

Fleming et al. [Fle06] ont représenté l'écrasement d'une plaque à partir des travaux de Lavoie et al. [Lav96]. Ce modèle 3D coque ne permet pas de retrouver les valeurs d'absorption d'énergie des essais, les valeurs sont inférieures aux données expérimentales à cause d'une mauvaise représentation en termes d'énergie du délaminage. Au niveau de la morphologie, principalement de l'évasement et quelques ruptures ont été constatés expérimentalement et le modèle permet de représenter les délaminages. L'essai n'est pas représentatif d'un mode mixte et la fragmentation reste mineure. Le modèle arrive à représenter quelques débris qui sont peu représentatifs de ceux de l'essai.

Guillon [Gui08] a proposé un modèle de plaque 2D avec des éléments 3D. Il s'est intéressé aux cas expérimentaux de l'écrasement de plaques composites sur un trigger pointe qui conduisent à un mode d'écrasement par évasement. Il arrive à une bonne représentation des valeurs de SEA et de morphologie des essais expérimentaux (Figure I-26).

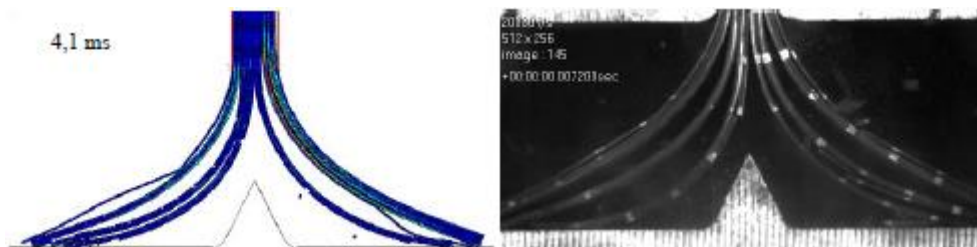


Figure I-26 : Comparaison modèle-essai de l'écrasement d'une plaque composite [Gui08]

Les précédents modèles d'écrasement de plaque représentent principalement un mode en évasement et ne permettent pas encore la description d'un mode mixte entre fragmentation et évasement. Un modèle numérique permettant à la fois de représenter un mode en évasement et un mode d'écrasement à partir des essais de Duong [Duo10] sur un stratifié T700/21 a été proposé par Israr [Isr14A]. Le modèle utilise deux lois, une loi basée sur le modèle DPM (Discrete ply model) [Bou09] afin de représenter la fragmentation en cœur de pli et une loi de comportement spécifique en bout de pli adaptée à l'orientation du pli indépendamment de la stratification pour la fragmentation localisée. Il s'agit d'une idée analogue à la loi MAT54 de LS-Dyna mais bien plus flexible et bien moins contraignante car elle dépend du pli et s'adapte facilement à la stratification. En termes de morphologie, une limite du modèle est la représentation d'un écrasement stable car par moment des pertes d'effort sont observées et proviennent d'une domination de la fragmentation en cœur de pli sur la fragmentation localisée. Cependant la morphologie globale d'écrasement et les mécanismes sont modélisés. Les valeurs de SEA et de pic d'effort sont représentés pour différentes vitesses et une même stratification $([0/90]_{\times 4})_{\text{sym}}$. Espinosa et al. [Esp15] ont développé un modèle numérique de l'écrasement de plaques à partir du modèle DDM (diffuse damage model) qui utilise un couplage entre des dommages liés à loi matrice de souplesse du matériau et des potentiels thermodynamiques liés aux critères de ruine des composite [Ily10]. Le modèle permet là aussi de représenter la courbe d'effort au travers de la valeur de SEA et le pic d'effort d'une plaque stratifiée T800 cependant, le modèle traite indifféremment le comportement de tous les éléments et ne distingue pas de comportement spécifique en bout de pli de comportement spécifique en bout de pli et, s'il reproduit globalement la morphologie d'écrasement, diffère des observations expérimentales en bout de pli. Ces modèles développés à l'Institut Clément Ader (ICA) sur l'écrasement de structures composites stratifiés par Israr [Isr14A] et Espinosa [Esp15] seront développés dans la partie sur le modèle numérique car ces modèles vont nous servir à développer notre modèle numérique d'écrasement de plaques composite stratifié unidirectionnel.

Par la suite, Tan et al. [Tan15] ont modélisé l'écrasement quasi-statique de plaques composites en s'appuyant sur les essais d'Israr [Isr14A] à partir du modèle développé par Falzon [Fal11A, Fal11B]. Le modèle permet de représenter là aussi un mode mixte mais le comportement de plis semble trop ductile par rapport au comportement fragile observé expérimentalement. Bien que les valeurs d'efforts soient proches des essais quasi-statique

expérimentaux, les phénomènes de fragmentation ne sont pas bien représentés puisque les ruptures sont peu nombreuses.

3.7 Bilan sur la modélisation de l'écrasement de plaque composite et les améliorations possibles en termes de générations de débris.

Dans l'écrasement de structures composites stratifiées unidirectionnelles, les modèles se sont tout d'abord intéressés à une approche macroscopique. Par la suite, la nécessité de représenter les phénomènes d'écrasement est devenue incontournable et une approche à l'échelle mésoscopique a été adoptée par la communauté scientifique. Le cas de l'écrasement de structures de type plaque s'avère particulièrement intéressant, puisque de la même manière que cette géométrie est facilement fabricable, elle est facilement modélisable et des observations peuvent être effectuées dans l'épaisseur de la structure. Les études expérimentales d'écrasement de plaques composites ont mis en exergue l'existence d'un mode mixte entre évitement et fragmentation, la distinction entre des phénomènes locaux au contact sur le socle, les interactions entre dommages à cœur et délaminages, et l'effet potentiel de la vitesse de déformation selon le couple renfort/matrice. Ces dernières années, trois modèles [Esp15, Isr14A, Tan15] ont permis la représentation de l'écrasement d'une plaque en mode mixte à partir des essais de Guillon [Gui08] et Israr [Isr14A]. Cependant, la stabilité du processus d'écrasement dans la représentation de la fragmentation localisée n'est pas encore acquise et amène à s'interroger sur les méthodes de création et de propagation de fissure ainsi que la génération de débris.

Différentes méthodes continues ou particulières ont été utilisées, notamment dans l'impact (quasi-statique ou dynamique) de matériaux fragiles ou multi-matériaux. Les méthodes continues s'appuient principalement sur un calcul précis de la propagation de fissures comme la méthode XFEM mais ne sont pas intégrables pour l'heure dans le cas de multi-fissurations dynamiques. Les méthodes discrètes s'avèrent intéressantes mais ont deux faiblesses, la difficulté de représenter des bords libres et la nécessité d'une quantité de particules importante afin de représenter un volume élémentaire d'un maillage élément fini et la génération non dissipative des débris. La méthode MPM s'avère très intéressante mais est actuellement en cours de développement et l'état des travaux ne permet pas encore, pour l'heure, son intégration dans un code de calcul industriel.

Les premiers modèles numériques d'écrasement de structure composite du laboratoire ont été développés parallèlement aux essais expérimentaux. Ces modèles avaient vocation à

reproduire des tendances générales pour la formation des débris et des modes de ruine, et des valeurs les plus précises possibles de force maximale, et forces moyennes. De ce point de vue, les modèles ont atteint leurs objectifs. Ils ont aussi permis de mettre en évidence que le phénomène est phasé et que des étapes de montée et descente dans la courbe force déplacement apparaissent systématiquement et correspondent partiellement aux mesures réelles. Ils ont aussi montré des limitations quant à la détermination de l'effet des paramètres constitutifs des structures et matériaux composites sur l'allure les variations et les valeurs de la force d'écrasement. La très forte non linéarité en dynamique rapide amène à introduire des artifices numériques pour stabiliser les calculs. Ainsi, les modèles n'étaient pas prédictifs. Il a été démontré qu'il serait intéressant de constituer un modèle mécanique à partir des deux modèles « MCS » et « DDM » afin d'aller plus loin dans la représentation de l'écrasement dynamique de structures composites.

Ensuite la dynamique rapide transitoire en particulier est très complexe à analyser car des couplages sont mis en jeu lors de ces sollicitations. Bien que des tendances et morphologies similaires soient obtenues dans les essais, les essais répétés sur un cas réputé identique diffèrent légèrement les uns des autres. De même, des similarités existent entre les essais et les modèles mais les modèles numériques donnent une grande variabilité de résultats pour un effort moyen (et donc une SEA) assez bien reproduit. Il est donc intéressant une fois qu'un modèle représentera ces essais d'introduire des variations de paramètres numériques dans chaque élément afin d'en juger l'influence sur l'ensemble de l'écrasement.

CHAPITRE II

Etude expérimentale de l'écrasement d'un stratifié composite à base de plis unidirectionnels

1. Paramètres expérimentaux.....	50
1.1 Caractéristiques des échantillons	50
1.2 Moyens Expérimentaux	51
1.2.1 Configuration des essais quasi-statiques	52
1.2.2 Configuration des essais dynamiques	52
1.2.3 Matrice d'essai.....	53
2. Méthodologie d'analyse	54
3. Observations	55
3.1 Résultats drapage T090	56
3.1.1 Analyse des essais en quasi-statique	56
Analyse de la zone 1 : initiation	56
Analyse de la zone 2 : transition	58
Analyse de la zone 3 : plateau	60
Bilan des essais T090	65
3.1.2 Influence de la vitesse.....	66
3.2 Résultats drapage TQI.....	68
3.2.1 Analyse des résultats en quasi-statique	68
3.2.2 Influence de la vitesse.....	72
3.3 Résultats drapage TOR3	74
3.3.1 Analyse des résultats en quasi-statique	74
3.3.2 Influence de la vitesse.....	75
3.4 Comparaison globale des écrasements des stratifiés unidirectionnels T700/M21. 75	
3.4.1 Comparaison des trois stratifications étudiées.....	75

3.4.2	Influence de l'épaisseur du pli avec les drapages T090 et TQI.....	77
	Comparaison des morphologies d'écrasement des essais T090.....	78
	Comparaison des morphologies d'écrasement des essais TQI.....	79
3.5	Bilan de la campagne d'essai T700/M21 faible grammage.....	81
4.	Analyse des débris	82
4.1	Méthodologie	83
4.2	Distribution des débris	84
4.3	Reconstruction de la courbe force-déplacement par l'analyse des débris	87
4.3.1	Modèle de calcul de l'effort.....	90
4.3.2	Modèle d'identification de la longueur de contact en fonction de la taille des débris	91
4.3.3	Résultats du modèle de reconstruction de la courbe force-déplacement.....	92
4.4	Bilan de l'analyse des débris.....	93
5.	Bilan global de l'étude expérimentale de l'écrasement de plaques composites stratifiées à base de plis unidirectionnels	94

Dans ce chapitre, une étude expérimentale sur l'écrasement de plaques composites T700/M21 faible grammage au travers de trois stratifications a été menée. Cette campagne s'appuie sur la campagne d'essai menée par Duong et al. [Duo10] en quasi-statique et dynamique sur des structures en fort grammage. Des morphologies d'écrasement en mode mixte (évasement pur + fragmentation : localisée et en cœur de pli) avaient été observées ainsi que des valeurs plateau de SEA différentes notamment expliquées au travers de la différence du nombre de plis en fragmentation ainsi que la proportion de pli en fragmentation localisée et en cœur de pli.

Dans cette campagne, le même matériau mais en faible grammage, c'est-à-dire une épaisseur de pli de 0,125 mm par rapport à une épaisseur de pli de 0,25 mm, a été étudié avec des stratifications de même orientation ($0^\circ, 45^\circ, -45^\circ, 90^\circ$). L'objectif est d'effectuer une analyse comparée de la morphologie d'écrasement par les images caméras et de l'évolution de la courbe force-déplacement. Deux des trois stratifications sont semblables à l'étude menée par Duong et al. [Duo10] sur du fort grammage. Une comparaison entre les résultats de ces stratifications est effectuée afin d'étudier l'influence de l'épaisseur de pli mais aussi l'introduction supplémentaire d'interfaces entre plis. La dernière stratification contient davantage de plis orientés à 0° (sens de l'écrasement). Duong et al. [Duo10] avaient observé que leur stratification orientée à 0° permettait d'obtenir une valeur de SEA plus importante et il est intéressant d'étudier si ce résultat est retrouvé dans cette campagne. Dans la bibliographie, l'influence de la vitesse d'écrasement sur la valeur de la SEA ne fait pas consensus, une étude sur l'influence de ce paramètre au travers de différentes vitesses est effectuée dans ce chapitre. Ensuite, les débris générés par le processus de fragmentation semblent être une piste intéressante afin de mieux comprendre ce processus. Une étude sur la fragmentation en cœur et l'influence des débris générés sur l'effort a été réalisée.

Ce chapitre est divisé en quatre parties. Tout d'abord les paramètres des essais d'écrasement sont présentés : échantillons, moyens expérimentaux et configuration d'essai. Le processus de fabrication du matériau, les stratifications et l'instrumentation utilisée seront précisés dans cette partie. La seconde partie présente la méthode de dépouillement des essais, et notamment la méthode proposée afin de synchroniser les points ou zones spécifiques de la courbe force-déplacement et les images enregistrées par les caméras. La troisième partie se concentre sur l'étude macroscopique et mésoscopique des plaques échantillons, et plus particulièrement sur la capacité d'absorption d'énergie des échantillons en fonction des configurations d'essais, des morphologies d'écrasement et des mécanismes d'endommagement observés. Ces points

seront discutés en comparaison des études précédentes. La dernière partie s'appuie sur une analyse des débris effectuée à partir d'observation d'échantillon post-mortem. L'objectif est de collecter des informations sur la taille et la position des débris dans les plis afin de mieux comprendre l'historique de fragmentation de la structure.

1. PARAMETRES EXPERIMENTAUX

1.1 Caractéristiques des échantillons

Cette étude est basée sur des essais d'écrasement et s'appuient sur les travaux expérimentaux menés par Guillon [Gui08].

Les échantillons utilisés sont des plaques de 160 x 60 mm² avec un trigger de type chanfrein à 45° à l'extrémité de la plaque qui entre en contact avec le socle (Figure II-1).

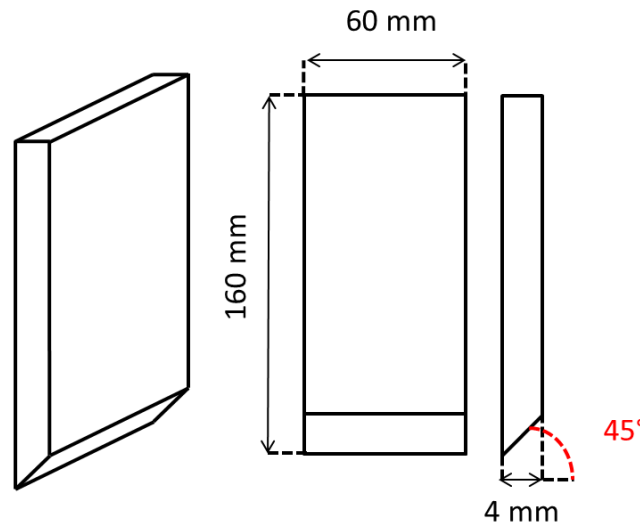


Figure II-1 : Dimension des échantillons

Le matériau est un stratifié composite à base de plis unidirectionnels pré-imprégnés Carbone/Epoxy UD/M21/35%/134/T700GC/300mm, dit 'faible grammage' car la masse surfacique est d'environ 0.194 kg/m² pour une épaisseur de pli de 0.125 mm. Trois stratifications de 32 plis ont été retenues (Tableau II-1), l'orientation à 0° étant parallèle à la direction d'écrasement de l'échantillon. Les deux premiers drapages quasi-isotrope (TQI) et (0/90)_{8s} (T090) seront comparés avec la campagne d'essais menée par Duong et al. [Duo10] afin d'observer l'influence de l'épaisseur du pli pour des stratifications similaires. Les essais sur le drapage T090, seront également comparés avec ceux de la campagne faible grammage de Guillon [Gui08]. La troisième stratification (TOR) comporte des plis à 45° comme dans la

stratification quasi-isotrope mais l'orientation à 0° est favorisée (14 plis sur 32, soit 43.75% contre 25% pour le cas TQI). Comme dit précédent, Duong et al. [Duo10] ont constaté une influence favorable sur la valeur de la SEA avec l'ajout de plis à 0° dans une stratification avec des orientations de plis à $0^\circ, 45^\circ, -45^\circ, 90^\circ$.

Tableau II-1 : Configuration des échantillons T700/M21

Cas	Stratification	Nbr Plis	Module apparent	Epaisseur
T090	$[(0^\circ/90^\circ)\times 8]_{\text{sym}}$	32	54.3 GPa	4.0 mm
TQI	$[(0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ)\times 4]_{\text{sym}}$	32	40.1 GPa	4.0 mm
TOR	$[(0^\circ/45^\circ/0^\circ/90^\circ/-45^\circ)\times 3, 0^\circ]_{\text{sym}}$	32	55.0 GPa	4.0 mm

Les échantillons proviennent tous de plaques de $550 \times 350 \text{ mm}^2$ qui ont été polymérisées à partir d'un cycle de cuisson industriel.

Les essais ont été réalisés en quasi-statique et en dynamique : les essais quasi-statiques avec une vitesse d'écrasement de la plaque imposée à $20 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ et les essais dynamiques avec une vitesse d'impact variant entre $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ et $9 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

1.2 Moyens Expérimentaux

Les machines utilisées pour ces essais sont différentes selon la vitesse d'écrasement désirée mais le montage permettant d'observer le processus d'écrasement de plaque est identique pour les deux cas (Figure II-2). Ce montage a été développé par Guillon [Gui08] et est utilisé dans les campagnes de Duong et al. [Duo10]. Dans ce montage, l'échantillon de type plaque épaisse rectangulaire est attaché à un cylindre et coulisse dans le montage entre 4 guides verticaux. Ces guides ont pour rôle d'empêcher le flambage de l'échantillon. Deux guides horizontaux permettent d'homogénéiser les conditions aux limites sur toute la largeur du spécimen mais aussi d'empêcher des phénomènes de déchirements observés dans le montage utilisé par [Lav96, Fle06]. La hauteur libre, définie par l'écart entre les guides horizontaux et le socle sur lequel s'écrase la plaque, permet donc de visualiser l'écrasement tout en assurant un écrasement progressif de la structure. Cette hauteur est fixée dans ces essais à 20 mm. Un jeu de 0,1 mm est laissé systématiquement entre la plaque et les guides

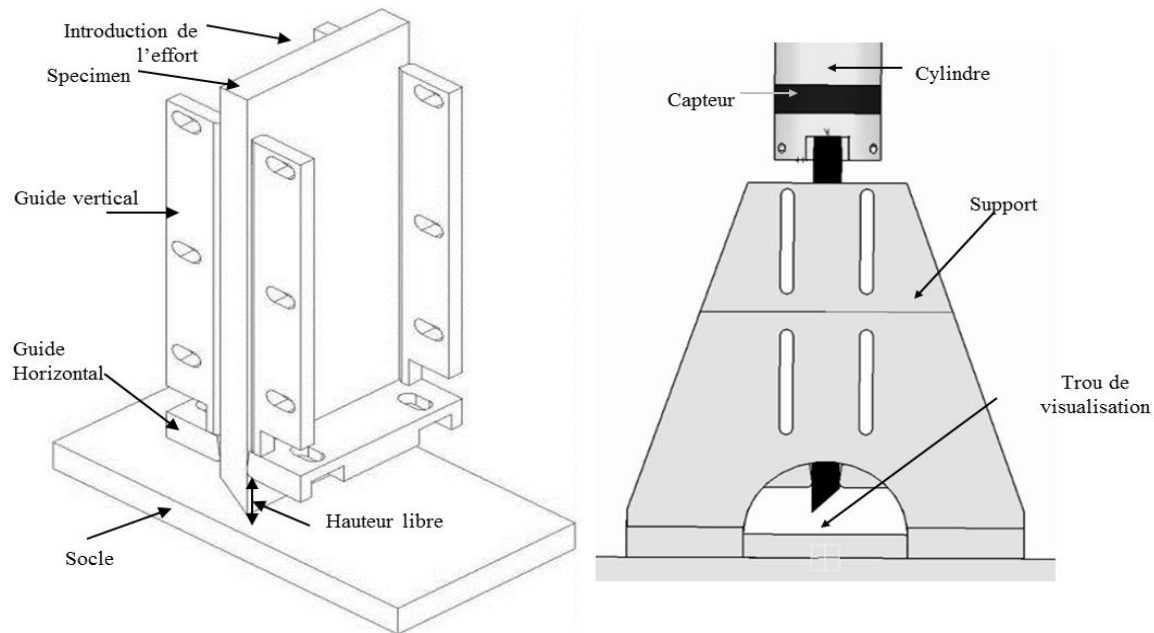


Figure II-2 : Montage spécifique [Duo10, Gui08]

1.2.1 Configuration des essais quasi-statiques

Une machine de traction Instron de capacité 100 kN est utilisée en quasi-statique. Le cylindre est fixé sur la traverse supérieure mobile de la machine et le montage est installé et maintenu sur le bâti. La vitesse est imposée via le déplacement consigne de la traverse de la machine.

Pour ces essais deux caméras FireWire CC-0002, avec une fréquence d'acquisition de 6.67 fps¹ et une résolution de 2452*2052 pixels sont utilisées de chaque côté de l'échantillon pour visualiser la tranche. La fenêtre de vue est réglée de sorte à obtenir une zone de 30 x 30 mm². Un capteur rondelle d'effort piézoélectrique Kistler de capacité 120 kN installé sur le cylindre permet de mesurer l'effort d'écrasement. Le déplacement est enregistré à l'aide de deux capteurs LVDT. Tous les signaux sont ensuite enregistrés par un système d'acquisition sur un ordinateur dédié à l'archivage et au traitement.

1.2.2 Configuration des essais dynamiques

Les essais dynamiques sont réalisés avec une tour de chute. Un chariot massif dont la valeur de la masse peut varier entre 36 kg et 200 kg et d'une hauteur de chute maximale de 5 m tombe sur l'échantillon. Cette tour de chute permet d'atteindre des vitesses d'impact maximales d'environ 10 m/s et une énergie maximale de 10 kJ. Le même capteur d'effort qu'en quasi-statique est utilisé dans ces essais. La mesure du déplacement du chariot est

¹ Frame Per Second : images par seconde

réalisée par la double intégration de l'effort et la mesure de la vitesse initiale de l'impact est effectuée par un capteur optique. Des caméras sont placées de part et d'autre de l'échantillon, chacune face à un côté de l'échantillon. Un système d'acquisition Génésis est utilisé à une fréquence d'acquisition de 1MHz. Deux caméras Photron FASTCAM APX RS avec une fréquence d'acquisition de 20 000 fps et une résolution de 512*256 pixels sont utilisées. Le visionnage des images caméras, en connaissant la fréquence d'acquisition et à l'aide de repères sur la tranche de la plaque, permet d'obtenir un second moyen de vérification du déplacement.

1.2.3 Matrice d'essai

En tout, 27 échantillons ont été écrasés dans cette campagne. Au préalable, les plaques ont été contrôlées en CND par des C-Scan ; elles ont été mesurées et pesées. Le Tableau II-2 présente la matrice d'essai de la campagne sur le matériau T700/M21 faible grammage. Les valeurs de vitesse d'impact dynamique désirées et atteintes peuvent être légèrement différentes du fait des frottements des patins téflons sur les guides de la tour de chute. Le tableau donne les valeurs réellement atteintes.

Tableau II-2 : Matrice d'essai de la campagne T700/M21

Nom ²	Drapage	Vitesse	Nombre	Machine
T090-QSi	[(0°/90°)x8] _{sym}	20 mm.min ⁻¹	4	INSTRON
T090-5Mi	[(0°/90°)x8] _{sym}	4,5 m.s ⁻¹	2	Tour de chute
T090-9Mi	[(0°/90°)x8] _{sym}	7,5 m.s ⁻¹	2	Tour de chute
TQI-QSi	[(0°/45°/90°/-45°)x4] _{sym}	20 mm.min ⁻¹	4	INSTRON
TQI-2Mi	[(0°/45°/90°/-45°)x4] _{sym}	2 m.s ⁻¹	3	Tour de chute
TQI-5Mi	[(0°/45°/90°/-45°)x4] _{sym}	4,5 m.s ⁻¹	3	Tour de chute
TQI-9Mi	[(0°/45°/90°/-45°)x4] _{sym}	7,5 m.s ⁻¹	3	Tour de chute
TOR3-QSi	[(0°/45°/0°/90°/-45°)x3,0°] _{sym}	20 mm.min ⁻¹	2	INSTRON
TOR3-5Mi	[(0°/45°/0°/90°/-45°)x3,0°] _{sym}	4,5 m.s ⁻¹	2	Tour de chute
TOR3-9Mi	[(0°/45°/0°/90°/-45°)x3,0°] _{sym}	7,5 m.s ⁻¹	2	Tour de chute

² Le nom de l'échantillon est basé sur la stratification de l'échantillon (TQI, T090, TOR3) de la vitesse d'impact désirée (QS, 2M, 5M, 9M) et i correspond au numéro de l'essai.

2. METHODOLOGIE D'ANALYSE

Afin d'analyser les essais d'écrasement, la méthode consiste à comparer la courbe d'effort d'un essai aux images caméra obtenues. Cela permet d'interpréter les variations sur la courbe d'effort par rapport aux mécanismes observés.

Les signaux d'effort et de déplacement (déplacement reconstruit à partir de la double intégration de la force dans le cas des essais dynamiques) permettent de construire la courbe force-déplacement de l'essai. La Figure II-3 montre une courbe classique force-déplacement obtenue à partir d'un essai d'écrasement dynamique. La courbe force-déplacement de l'essai est ensuite tracée sur Matlab à partir des signaux non filtrés. Dans ce rapport, pour des raisons de visualisation, les courbes dynamiques ont été filtré avec un passe-bas à 1500 Hz.

Comme décrit dans la littérature [Dan00, Gui08] la courbe d'écrasement se décompose en trois zones, une zone d'initiation (zone 1), de transition (zone 2) et de plateau (zone 3). La zone plateau peut être plus ou moins stable en fonction du processus d'écrasement.

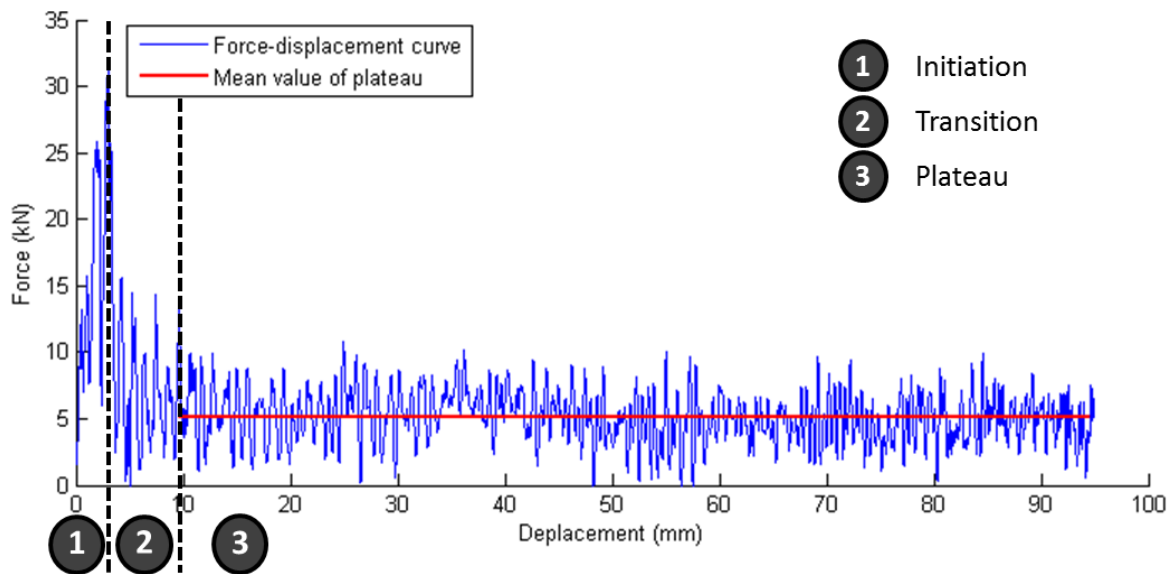


Figure II-3 : Courbe Force-Déplacement classique d'écrasement

La valeur d'énergie spécifique d'absorption (SEA) s'obtient dans la zone plateau où une valeur moyenne de force F_{mean} (Eq.2) est mesurée. La masse volumique ρ utilisée est celle calculée pour l'échantillon à partir de la pesée de chaque échantillon et de la mesure des dimensions de l'échantillon et l'aire A de la section à partir des mesures de l'épaisseur et de la largeur de l'échantillon.

$$SEA = \frac{F_{mean}}{\rho A} \quad \text{Eq.2}$$

Dans le cadre des essais, les notations suivantes sont employées afin de décrire les observations des essais (Figure II-4). Les caméras sont placées de chaque côté de l'échantillon. On définit le pli 1 comme étant le pli du côté le plus long du chanfrein et le pli 32, du côté le plus court. Le côté A est la tranche de l'échantillon où le chanfrein a le côté le plus long à gauche de l'image et le côté B, l'inverse. On définit aussi la Face 1 comme la face du pli numéro 1 (le plus long) et la Face 2 comme la face du pli numéro 32 (le plus court).

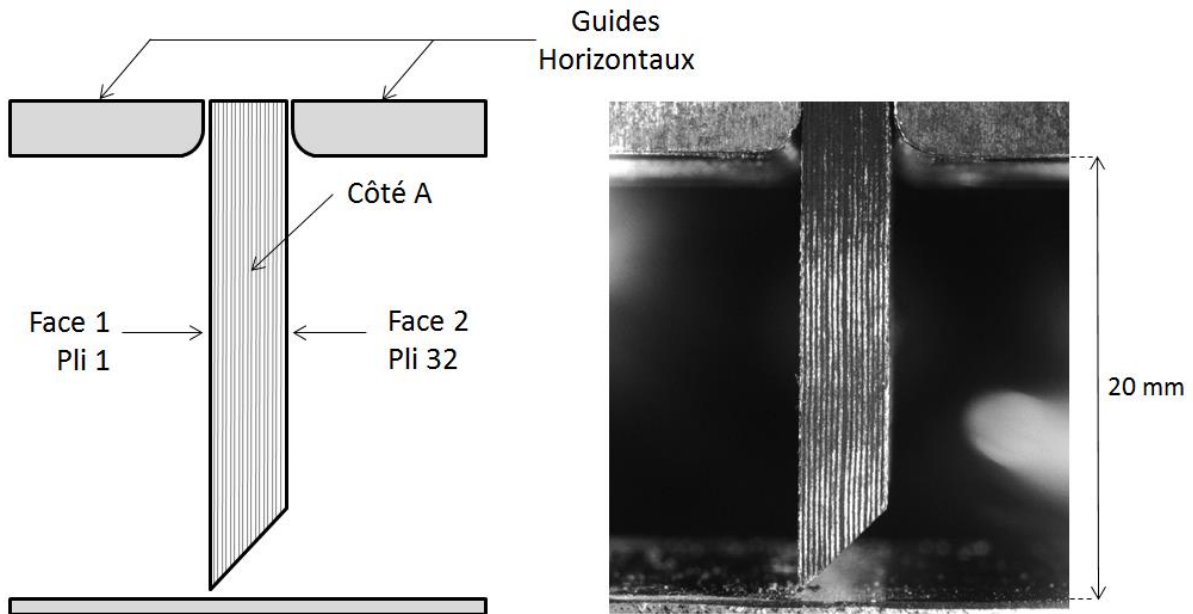


Figure II-4 : Notation employée pour l'observation des plaques

3. OBSERVATIONS

Les observations pour chaque stratification seront présentées à partir d'un essai quasi-statique où la morphologie globale du processus d'écrasement et son influence sur la courbe force-déplacement seront analysées. Cette étude s'appuiera sur les travaux d'Israr [Isr14] et ses résultats sur les mécanismes d'endommagement des structures composites stratifiées unidirectionnelles à l'échelle mésoscopique. Cette première analyse s'effectue sur les essais quasi-statiques car la résolution caméra permet d'identifier correctement les mécanismes de ruine à l'échelle du pli ainsi que les nuances de la stratification. Ensuite, une analyse de l'influence de la vitesse sur la valeur moyenne du plateau et sur la morphologie de l'écrasement est effectuée.

Pour terminer, une conclusion globale des essais ainsi que des comparaisons avec des études précédentes est réalisée.

3.1 Résultats drapage T090

Les images des essais permettent clairement d'identifier les plis à 0° (en blanc) et les plis à 90° (en noir). Aussi, l'absence de pli à +/- 45° permet de s'affranchir dans un premier temps de l'analyse d'un comportement hors plan dans la largeur de l'échantillon.

3.1.1 Analyse des essais en quasi-statique

Dans cette analyse, le processus d'écrasement est expliqué au travers des variations d'effort et des mécanismes observés : évasement, fragmentation localisée, fragmentation en cœur de pli. Une approche similaire a été effectuée sur les essais sur le fort grammage [Gui08, Isr14A], il est nécessaire de l'effectuer à nouveau sur le faible grammage afin de comparer les essais et de comprendre les différences de comportement ou de valeur de SEA.

La figure Figure II-5 présente la courbe force déplacement d'un essai. Cet essai servira de référence afin de présenter les essais T090 et les variations observées.

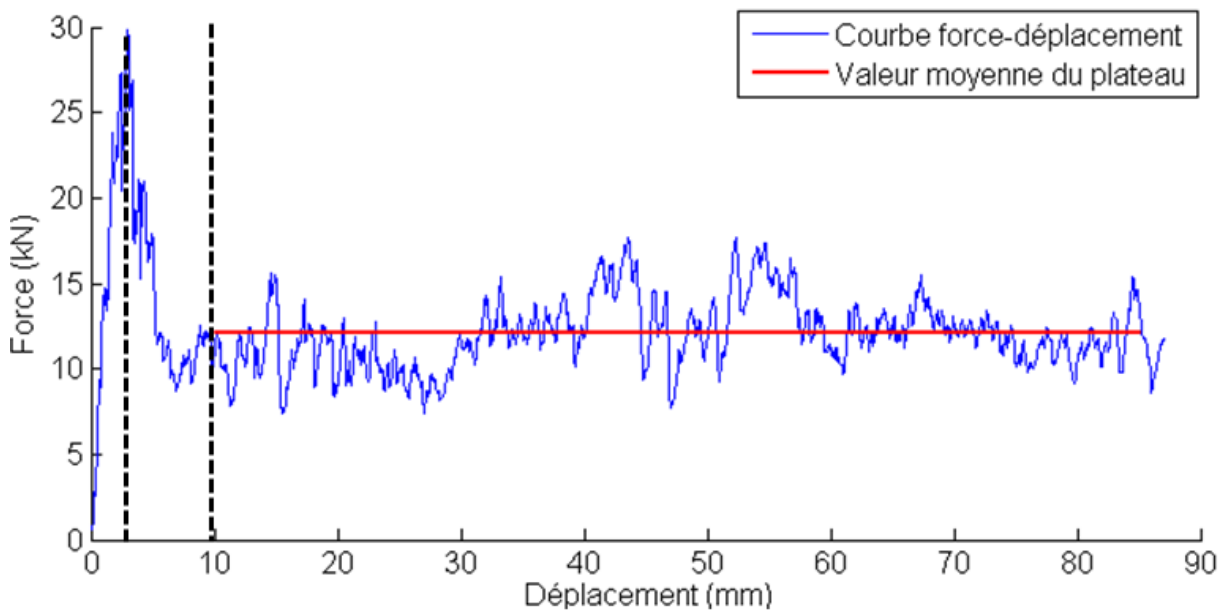


Figure II-5 : Courbe force-déplacement T090QS2

Analyse de la zone 1 : initiation

A l'initiation, la force enregistrée par le capteur augmente progressivement jusqu'à atteindre une valeur maximale appelée valeur de pic d'effort puis s'effondre ensuite (Figure II-6). D'un point de vue cinématique, la structure s'écrase et l'effort augmente avec l'augmentation du nombre de plis du chanfrein qui entrent en contact avec le socle. Certains plis partent en évasement mais gardent une contribution dans la valeur de l'effort par le biais de frottement

avec le socle [Gui08], cette contribution restant néanmoins bien plus faible que celle du mode d'écrasement par fragmentation. Les plis qui restent parallèles à la direction de l'écrasement s'écrasent progressivement dans un mode identifié par Israr [Isr13] appelé 'fragmentation localisée'. Le pic d'effort de 30 kN est atteint à 3mm.

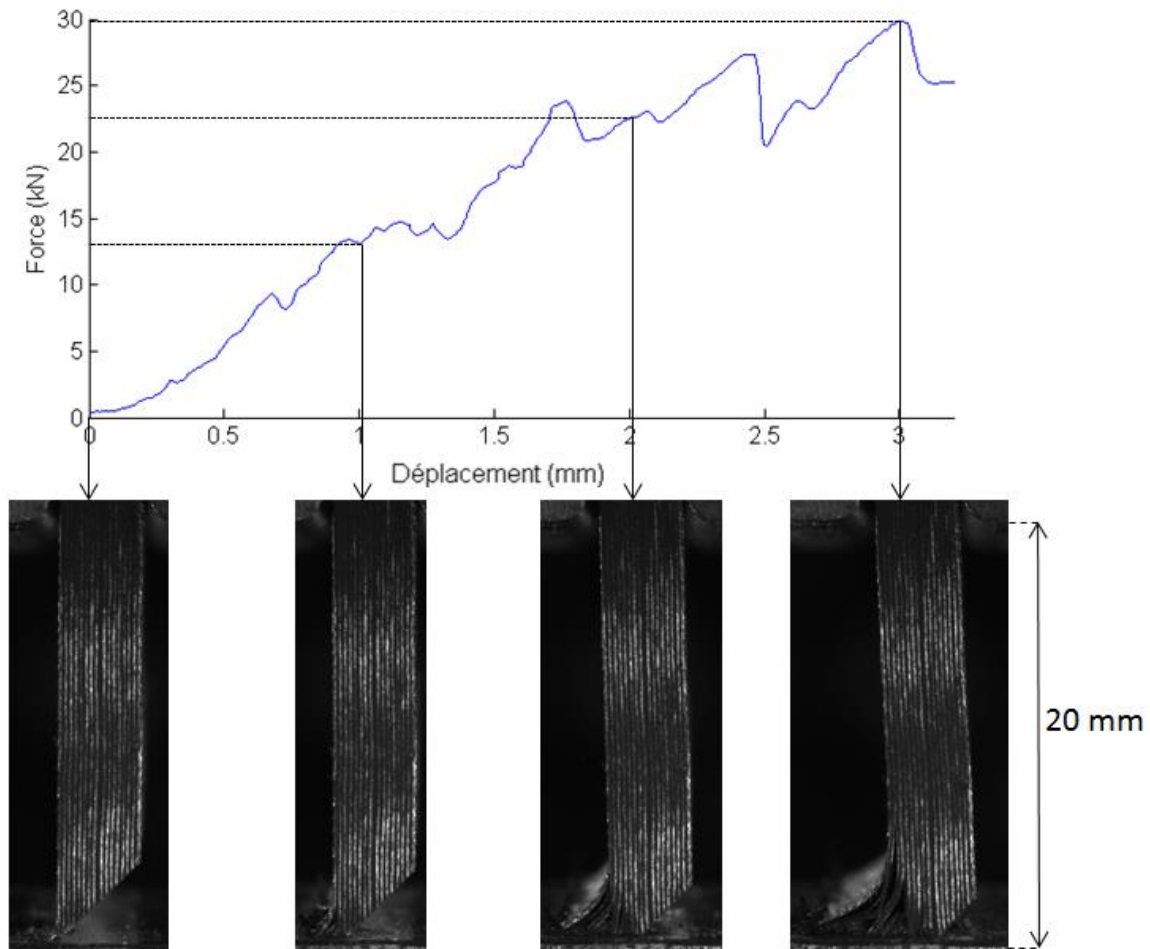


Figure II-6 : Zone d'initiation de l'essai T090QS2 ; vue côté A

Les variations descendantes de l'effort observées sur la Figure II-6 s'expliquent par l'évolution du front d'écrasement dont le nombre de plis en fragmentation localisée ou en fragmentation en cœur de pli varie au court du temps.

Si on s'intéresse aux chutes d'effort à 1.7 mm et 2,5 mm, il faut regarder l'instant de la chute d'effort et la morphologie du front d'écrasement lorsque la valeur de l'effort était localement maximale. Dans la Figure II-7, on remarque qu'un effort de 23 kN est mesuré à 1,7 mm d'écrasement et ensuite un effort de 20,5 kN à 1,8 mm d'écrasement. A 1,7 mm, 5 plis sont en fragmentation localisée et deux blocs de 2 plis s'écrasent contre le socle mais commencent à s'évaser en même temps. A 1,8 mm d'écrasement, 5 plis sont toujours en fragmentation

localisée mais un bloc de 2 plis et un bloc de 1 pli s'écrasent et s'évasent en même temps. Un pli a rompu en flexion et donc le nombre de pli en contact est inférieur.

De même à 2,4 mm d'écrasement, l'effort est de 27,5 kN alors qu'à 2,5 mm, l'effort est à 20 kN. Initialement 8 plis sont en fragmentation localisée et un bloc de 2 plis s'écrase et s'évase en même temps. Ensuite, le bloc de 2 plis rompt en flexion et entraîne un pli en fragmentation localisée, il reste donc 7 plis en fragmentation localisée. Cette évolution du front d'écrasement explique la soudaine variation de 7,5 kN observée sur la courbe.

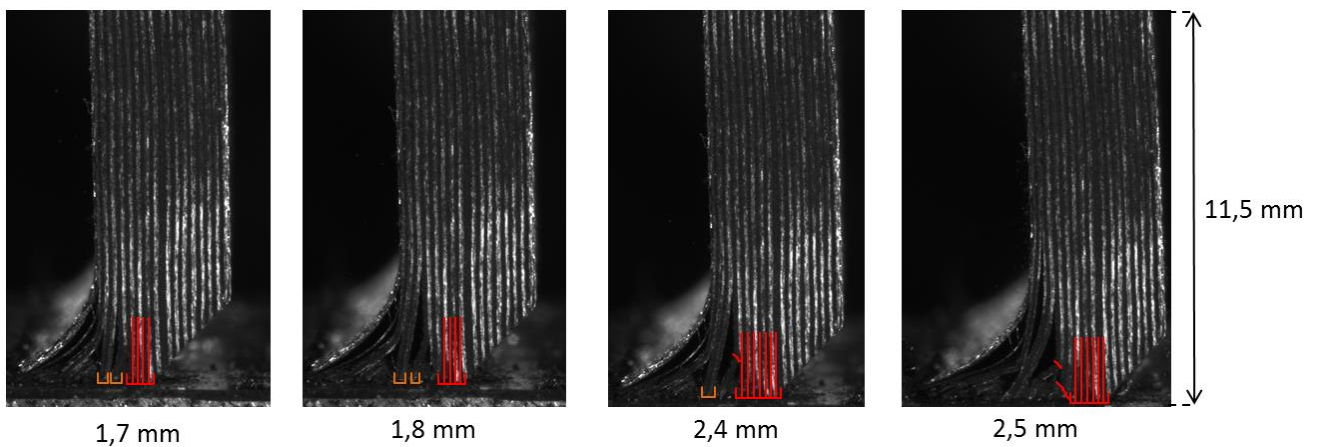


Figure II-7: Variation de l'effort pendant l'initiation ; vue côté A

Analyse de la zone 2 : transition

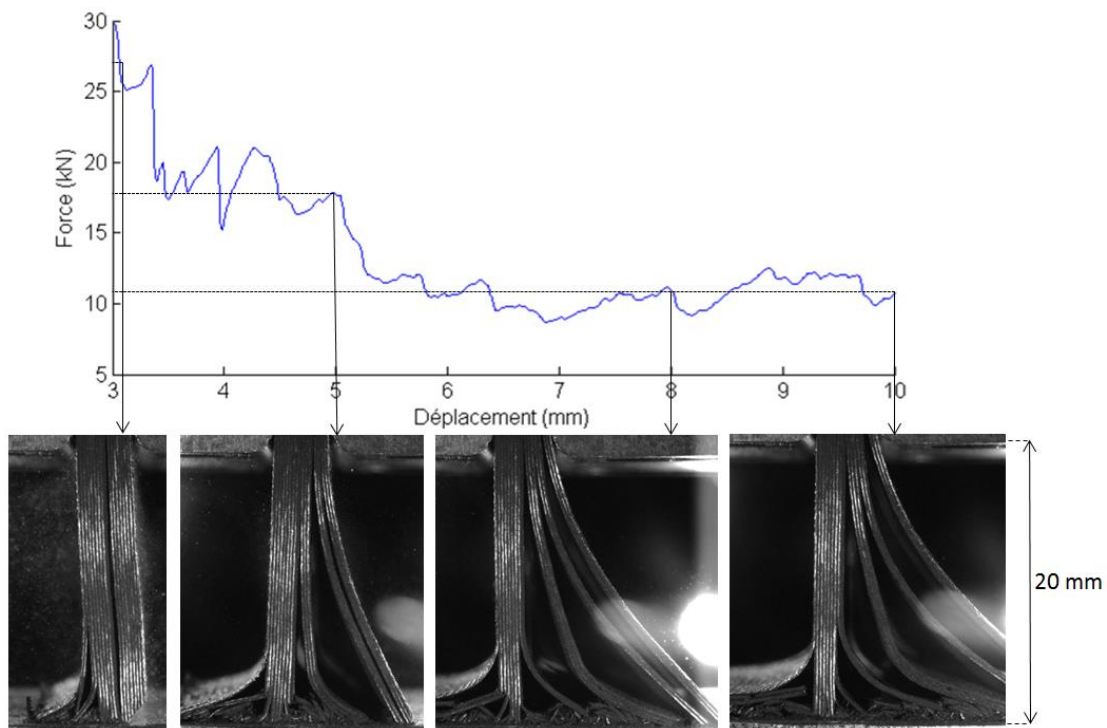


Figure II-8 : Zone de transition de l'essai T090QS2 ; vue côté A

La zone de transition correspond au passage du pic d'effort à un régime stable. Après le pic d'effort, les contraintes de cisaillement dans la structure provoquent une longue fissure verticale qui remonte jusqu'aux guides horizontaux entre deux plis (Figure II-8) ; dans cet essai entre les plis 17 et 18 (interface 90/0 au milieu de l'épaisseur).

Ce phénomène conduit à l'évasement global des plis [18 à 32] (seconde moitié de l'épaisseur) qui vont par la suite se délaminer jusqu'aux guides horizontaux en trois groupes ; les 6 plis [18 à 23] puis les 4 plis [24 à 27] et les 5 plis [28 à 32]. Pour les plis de 1 à 18, un régime d'écrasement stable commence à s'installer à partir de 6 mm d'écrasement (Figure II-9).

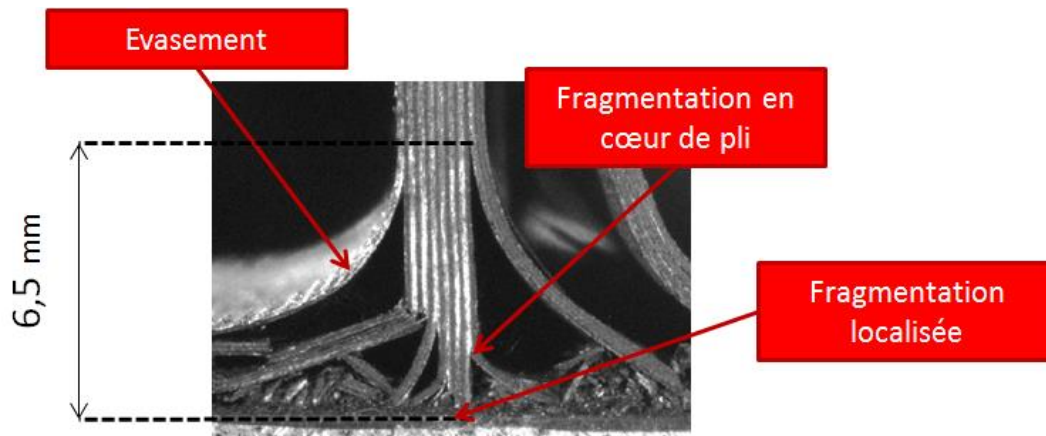


Figure II-9 : Pli 1 à 18 à 8 mm d'écrasement

On constate que les plis 1 et 16-17 (interface de symétrie dans l'épaisseur) sont délaminés avec une longueur de délaminage de 6.5 mm. Les plis [2 à 5], [6 à 7], [8 à 9] et [14 à 15] sont initialement en évasement puis se fragmentent par flexion. Les plis [10 à 13] suivent un mode en fragmentation localisée dans la zone plateau sur laquelle la valeur de l'effort moyen de contact d'environ 10kN est mesurée sur la courbe de la figure 9 (8 mm à 10 mm). On cherche à déterminer la contribution en force due à cet écrasement localisé dans l'effort total moyen. Pour cela nous utilisons la valeur moyenne de contrainte d'écrasement de pli identifiée par Israr [Isr14], soit 277 MPa pour un pli à 0° et 270 MPa pour un pli à 90°. On considère que les plis en fragmentation localisée le sont dans toute la largeur de l'échantillon donc la surface écrasée d'un pli est de $0.125 \times 60 \text{ mm}^2$, soit $7,5 \text{ mm}^2$. Ainsi, seuls 4 plis [10-13] participant, deux à 0° et deux à 90°, il vient l'Eq.3 :

$$\begin{aligned} F_{\text{fragmentation localisée}} &= (0.125 \times 60) \times (2 \times 277 + 2 \times 270) \\ &= 8205 \text{ N} \cong 8 \text{ kN} \end{aligned} \quad \text{Eq.3}$$

La valeur d'effort pour 8 mm d'écrasement de 10 kN et la valeur estimée d'effort par fragmentation localisée est d'environ 8 kN sont du même ordre de grandeur et les 2kN manquant peuvent s'expliquer par des frottements des plis évasés et des prises d'efforts en flexion des plis [6 à 7] et [14 à 15]. En moyenne la force d'écrasement localisée d'un pli vaudrait environ 2 kN (Figure II-10).

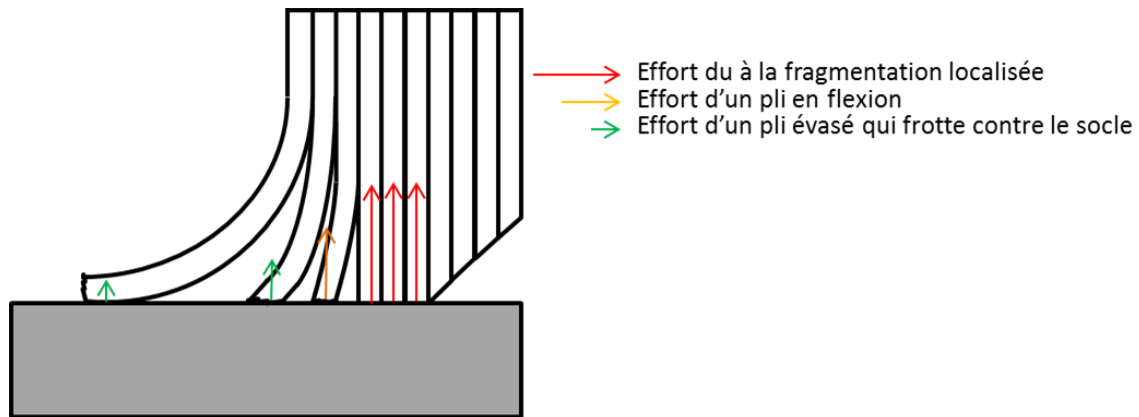


Figure II-10 : Contribution en effort des plis selon le mode d'endommagement

Analyse de la zone 3 : plateau

La phase plateau peut être plus ou moins stable autour d'une valeur de force moyenne. C'est dans cette zone que l'on observe un régime stable en mode mixte avec une compétition entre les modes d'écrasement par évasement et fragmentation. On détermine une valeur moyenne de force plateau et des oscillations de l'effort autour de cette valeur. Des ruptures en flexion entraînent une perte de contact qui amène l'effort à diminuer. Parfois, ces plis s'évasent à nouveau et partent de nouveau en flexion (Figure II-11). Ce comportement cinématique oscillant affecte les plis voisins des plis qui s'écrasent en fragmentation localisée.

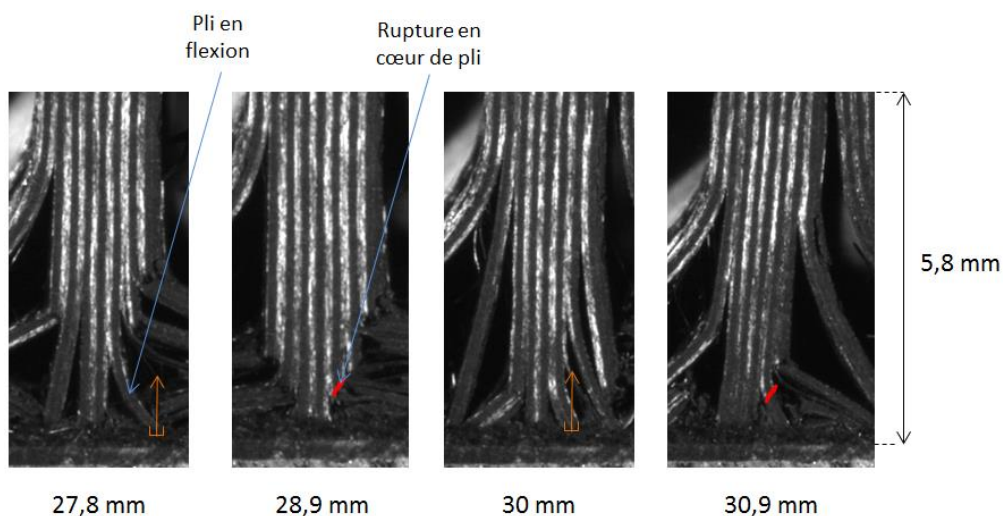


Figure II-11 : Cycle de fragmentation en cœur de pli dans l'essai T090QS2

Dans d'autres cas, une rupture par fragmentation en cœur de pli conduit ensuite à une reprise de l'effort par fragmentation localisée. Ce phénomène arrive plutôt pour les plis proches de plis en fragmentation localisée (Figure II-12).

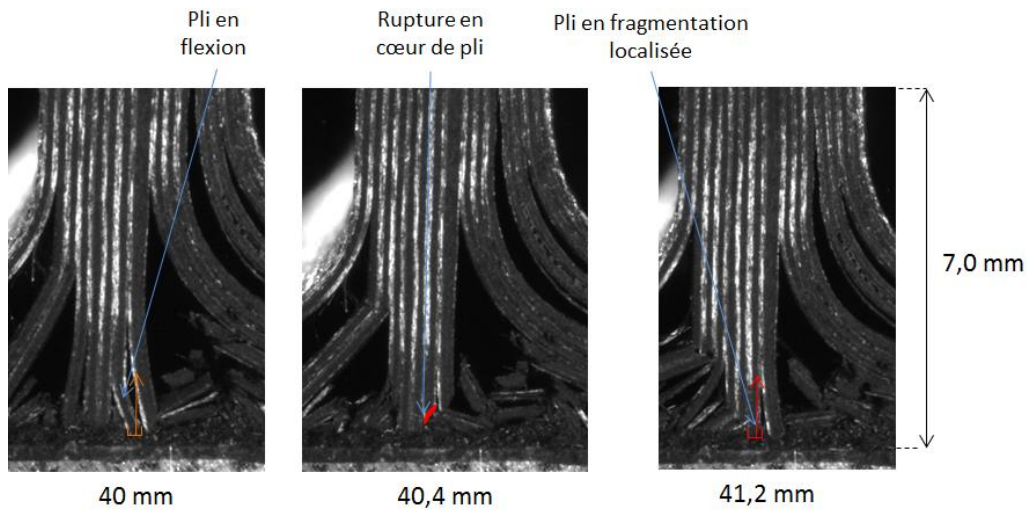


Figure II-12 : Transition de rupture en cœur de pli à fragmentation localisée dans l'essai T090QS2

On peut observer cependant des variations soudaines du plateau comme dans le cas de l'essai T090-QS4. Il est observé un premier plateau entre 10 à 60 mm puis un plateau plus bas de 60 mm jusqu'à la fin de l'essai. La valeur minimale et maximale de chaque plateau oscille à +/- 2.5 kN de la valeur plateau (Figure II-13).

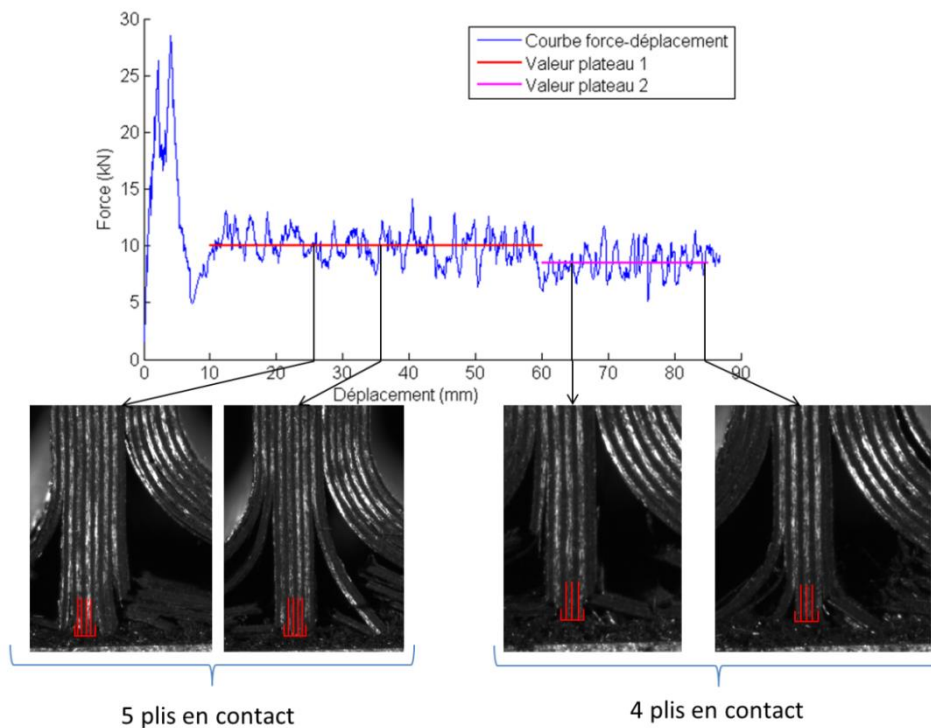


Figure II-13 : Courbe force-déplacement T090QS4

On remarque sur le plateau 1, une constante d'environ 5 plis en fragmentation localisée qui conduisent à un effort moyen de 10 kN à 10,5 kN, et dans la partie du plateau 2 une moyenne de 4 plis qui conduisent à un effort moyen d'environ 8,5 kN. L'écart de l'ordre de 2 kN est égal à la valeur moyenne de force d'écrasement d'un pli seul en fragmentation, déterminée dans l'équation (Eq.3).

Cette observation mésoscopique permet d'afficher un lien entre le nombre de plis en fragmentation localisée et la stabilité de la valeur moyenne d'effort plateau. Cependant le nombre de plis en fragmentation localisée reste difficilement quantifiable. Parfois, des plis ne sont pas simplement délaminés mais séparés dans leur épaisseur, donc la contribution de la fragmentation localisée du pli n'est pas sur la totalité de l'épaisseur (Figure II-14).

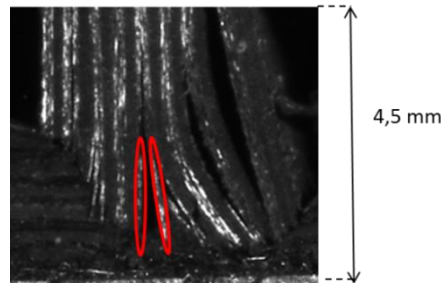


Figure II-14 : Pli à 0° divisé en deux parties

De plus, le calcul de l'aire de contact utilise l'hypothèse d'un comportement identique dans toute la largeur de l'échantillon. Or la Figure II-15 montre les limites de cette hypothèse. Bien que la fissure après le pic d'effort soit identique, on a des comportements qui peuvent légèrement différer d'un côté à l'autre de l'échantillon.

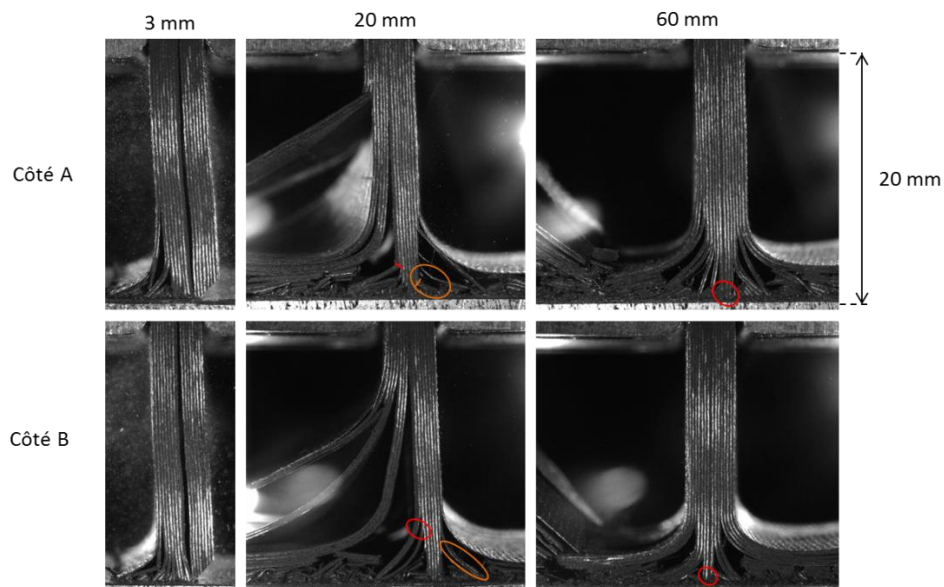


Figure II-15 : Morphologie d'écrasement Côté A et B de l'essai T090QS2

Cependant, si l'on regarde la Figure II-15, on remarque à 60 mm d'écrasement une variation du nombre de plis en fragmentation localisée entre côté A et B. A 20 mm, on observe tout d'abord que la courbe des plis évasés sur la gauche est différente. Ensuite sur la droite, 3 plis sont en évasement côté B alors qu'un seul pli est en évasement et deux plis rompent par flexion côté A.

Une autre variation du plateau est possible comme dans le cas de l'essai T090-QS2 où le plateau est plus bruité à cause de ruptures qui génèrent des oscillations plus forte (Figure II-16). Des oscillations autour de +/- 5 kN sont observées soit deux fois plus que dans l'essai présenté précédemment (c'est-à-dire sur 2 à 3 plis en plus ou en moins écrasés). Afin de mieux comprendre le processus d'écrasement, on découpe la courbe force-déplacement de la zone plateau en 4 parties. Ces parties ont un comportement du front d'écrasement différent et peuvent s'analyser de façon indépendante.

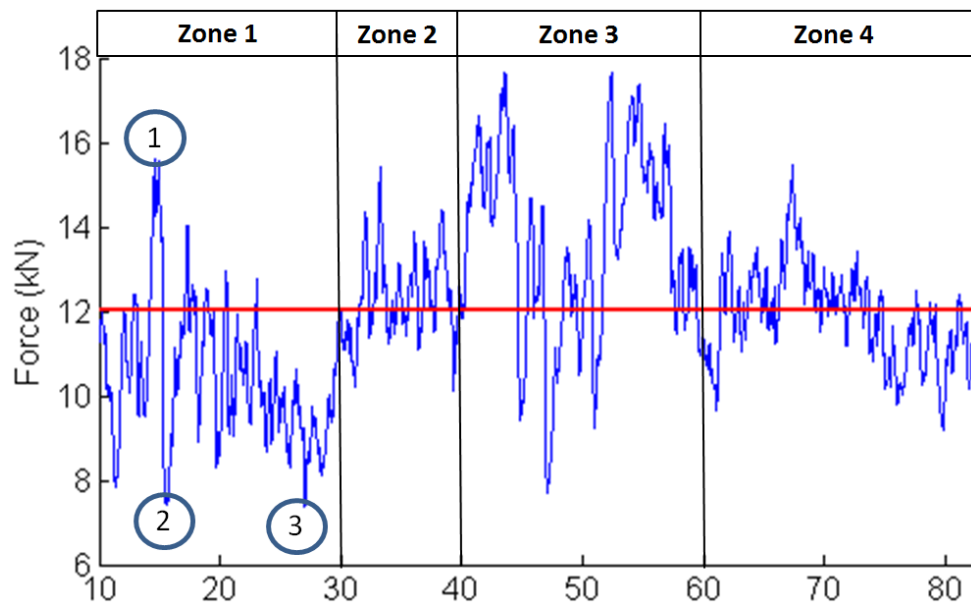


Figure II-16 : Zone plateau de l'essai T090-QS2

Dans le cas de la zone 1, on distingue premièrement un pic d'effort d'environ 16kN (1). Cette partie est due à un grand nombre de plis en fragmentation localisée (Figure II-17 a). Juste après, on observe un minimum local (2) à environ 8kN provenant de la rupture en cœur de pli de 3 plis et de l'évasement puis flexion d'un groupe de 2 plis (Figure II-17 b). Un autre minimum local (3) est observé aux alentours de 27 mm d'écrasement où seulement 3 plis sont en fragmentation localisée sur la face observé (Figure II-17 c). Et pourtant, à ce déplacement, l'effort vaut environ 8kN, supérieur à 3 x 2kN des plis en écrasement localisé. Cet écart significatif peut s'expliquer par l'accumulation de débris qui proviennent de la rupture plis en

flexion visible sur la Figure II-15 (Côté A : 20 mm), qui sont maintenus en écrasement par l'appui des plis 24 à 28. L'accumulation puis l'évacuation de gros amas de débris entre des groupes de plis qui suivent des modes simples de fragmentation est de nature à faire osciller la structure d'un guide horizontal à l'autre et génère un mode vibratoire qui influe sur la courbe d'effort. De plus les accumulations de débris sont aléatoires et sans réelle répétabilité ce qui génèrent des variations brutales de l'effort qui proviennent de ruptures en cœur de pli.

La partie 2 suit un schéma classique des oscillations +/- 2,5 kN autour de la valeur moyenne d'effort. Il y a 5 plis en fragmentation localisée et 9 plis en fragmentation en cœur de pli.

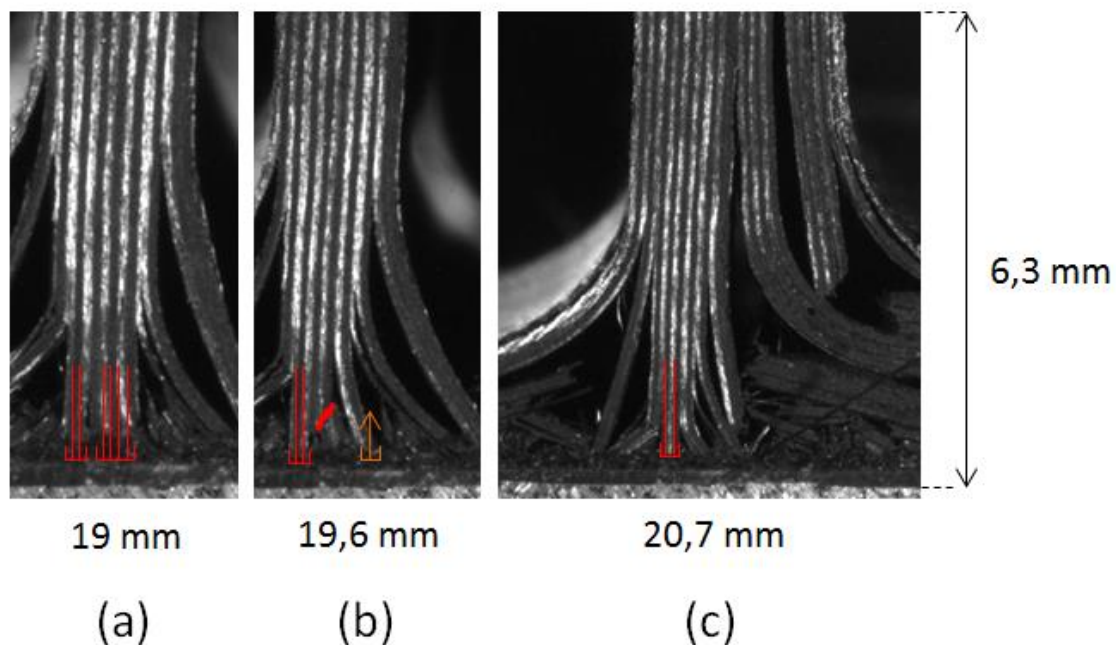


Figure II-17 : Partie 1 de la zone plateau de l'essai T090-QS2

Cependant à cause d'une cale de débris, les oscillations deviennent plus importantes (+/- 5 kN) dans la partie 3 où l'on observe deux maximums locaux à 43.5 mm (1) et 52.5 mm (2). Nous choisissons de nous intéresser aux chutes d'efforts qui sont plus facilement identifiables et associables à des modes de ruine, du fait qu'elles sont brusques et nettes, notamment aux déplacements de 45 mm et 53 mm (Figure II-18).

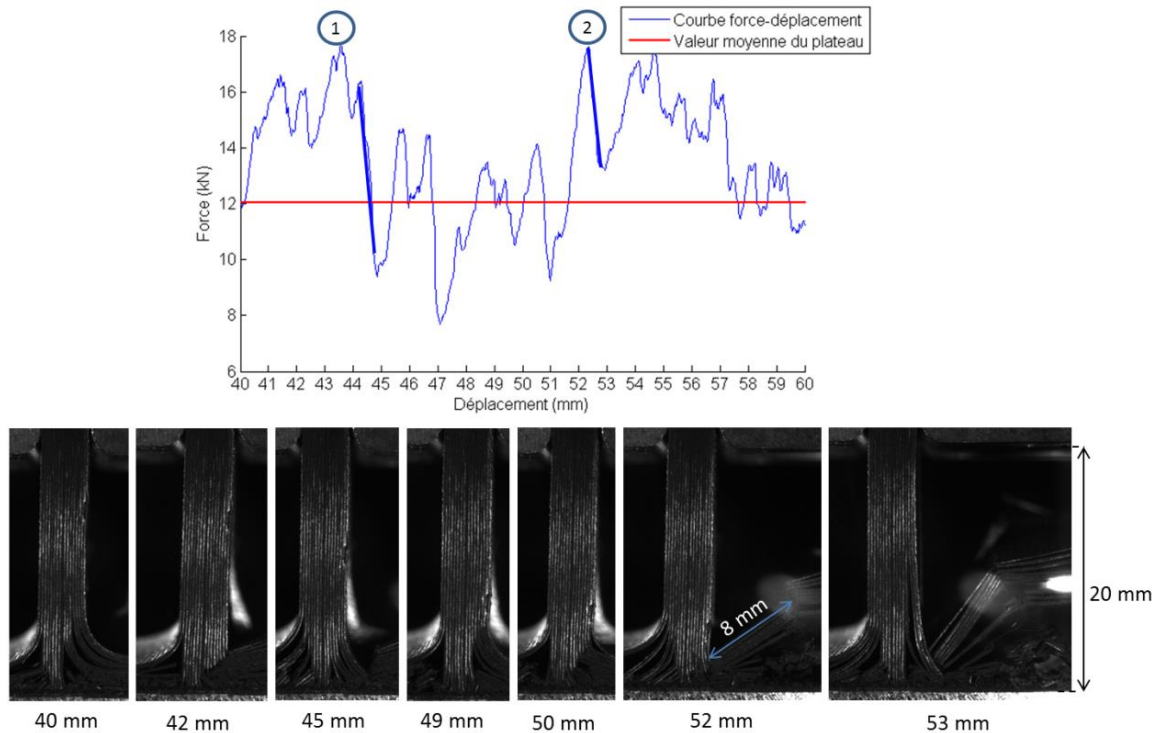


Figure II-18 : Partie 3 de la zone plateau de l'essai T090-QS2 ; vue côté A

On remarque à 42 mm, une rupture des plis en évasement sur la droite qui conduit à une diminution de l'effort de 2 kN. Par la suite, les plis rompus entrent en contact avec les débris et l'effort augmente tant que le contact est assuré, ce qui explique la montée du pic d'effort (1) à 44 mm d'écrasement. On se retrouve à partir de 49 mm dans la même configuration qu'à 40 mm d'écrasement. A 50 mm, les plis évasés rompent en flexion de nouveau et on peut visualiser la distance entre les deux ruptures (8 mm). Les plis entrent alors en contact à nouveau avec le débris jusqu'à 53 mm, où celui-ci est évacué. Ce comportement est assimilable à l'évasement fragmenté présenté par Guillon [Gui08], ce qui explique les fortes oscillations de l'effort.

La partie 4 est à nouveau plutôt stable avec 16 plis en fragmentation. Au pic d'effort de la partie 4, 6 plis centraux sont en fragmentation localisée [15 à 20] et 6 groupes où 10 plis en fragmentation en cœur de pli [8 à 9], [10 à 11], [12 à 14], [21 à 22], [23 à 24]. Cependant en moyenne, les plis [15 à 16] sont en fragmentation en cœur de pli ce qui conduit à une valeur de l'effort plus faible à partir de 75 mm d'écrasement.

Bilan des essais T090

Trois phases sont clairement identifiées sur la courbe force-déplacement et sont associées à une morphologie d'écrasement.

Dans la phase d'initiation, le front d'écrasement est principalement en évasement et fragmentation localisée de plis. Une valeur d'effort proportionnelle au nombre de pli en fragmentation localisée est observée. Plus le pic d'effort est élevé, plus le nombre de plis en fragmentation localisée est élevé.

La phase de transition se traduit par l'apparition d'une fissure au centre de l'échantillon qui conduit à l'apparition d'un mode mixte et d'une chute de l'effort du fait que le nombre de pli en fragmentation localisée passe de 12 à 4 plis.

La phase plateau correspond à un mode mixte avec une proportion de plis différente en évasement, fragmentation localisée et en cœur de pli. Dans cette partie, il faut distinguer de type de variation :

- des variations de valeurs de plateau stable avec une proportion de plis dans chaque mode de ruine qui est constant et avec des amplitudes d'oscillations de l'effort entre 2 à 5 kN
- des variations de valeur de plateau instable où la proportion de plis dans chaque mode de ruine varie avec des amplitudes d'oscillations de l'effort entre 7 à 10 kN. Ces variations sont généralement identifiables sur la courbe d'effort.

Ces variations de plateau instables proviennent du passage d'un pli dans un mode de ruine à un autre (par exemple passage d'un pli en fragmentation localisée à fragmentation en cœur de pli). Ces variations peuvent provenir de la présence d'une cale de débris ou d'une oscillation de l'échantillon d'un guide à l'autre mais ces évènements sont aléatoires et peuvent ou non intervenir d'un essai à l'autre.

3.1.2 Influence de la vitesse

On s'intéresse maintenant aux essais d'écrasement en dynamique et à leur comparaison dans un premier temps macroscopiquement, aux essais quasi-statiques par rapport à la valeur de l'effet de plateau (Figure II-19). Les valeurs moyennes ainsi que la moyenne minimale et maximale de plateau en quasi-statique et dynamique sont présentées. On observe que la valeur moyenne de plateau et l'amplitude de variation décroissent au passage des essais quasi-statique à dynamique. Si l'on compare les essais dynamiques, la valeur de l'effort plateau est légèrement inférieure à 9 m.s^{-1} mais cette variation n'est pas aussi significative que pour les essais en quasi-statique.

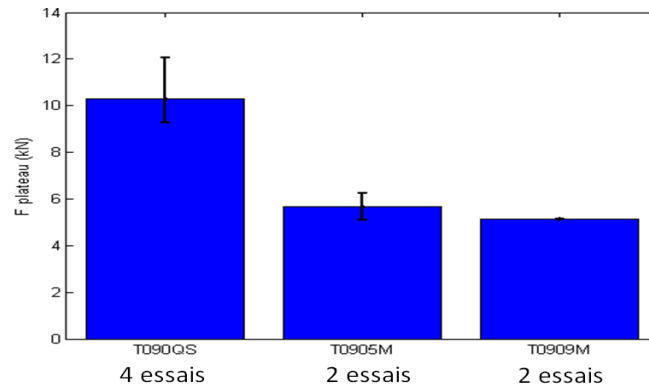


Figure II-19 : Force moyenne plateau pour les essais T090

En termes de courbe force-déplacement (Figure II-20), on distingue les trois zones précédemment identifiées pour toutes les vitesses d'écrasement. Dans les essais dynamique, le signal de l'effort est filtré avec un filtre numérique passe bas à 1500 Hz qui permet de diminuer la réponse « parasite » du montage mais de conserver la réponse des mécanismes observés. Comme observée en termes de SEA, la variation du plateau entre les courbes des essais dynamiques n'est pas clairement visible.

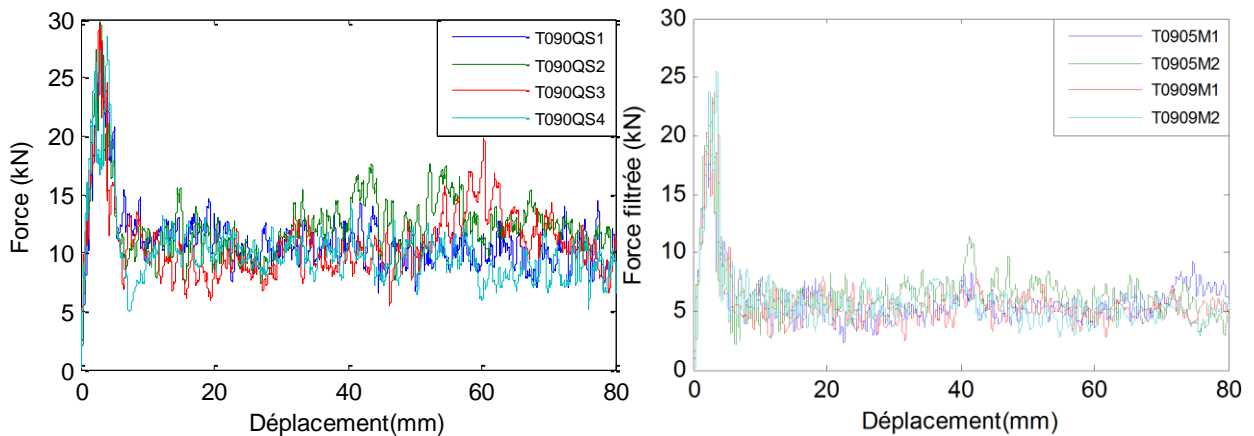


Figure II-20 : Courbe force-déplacement quasi-statique (gauche) et dynamique (droite) pour les essais T090

Les morphologies du processus d'écrasement sont globalement identiques entre les essais quasi-statique et dynamique. On constate cependant que le nombre de plis en fragmentation est moins élevé en dynamique (Figure II-21). Cependant, avec la résolution des images pendant les essais dynamiques, il est bien plus difficile d'identifier précisément les plis en fragmentation ; l'épaisseur d'un pli équivaut à 1 ou 2 pixels.

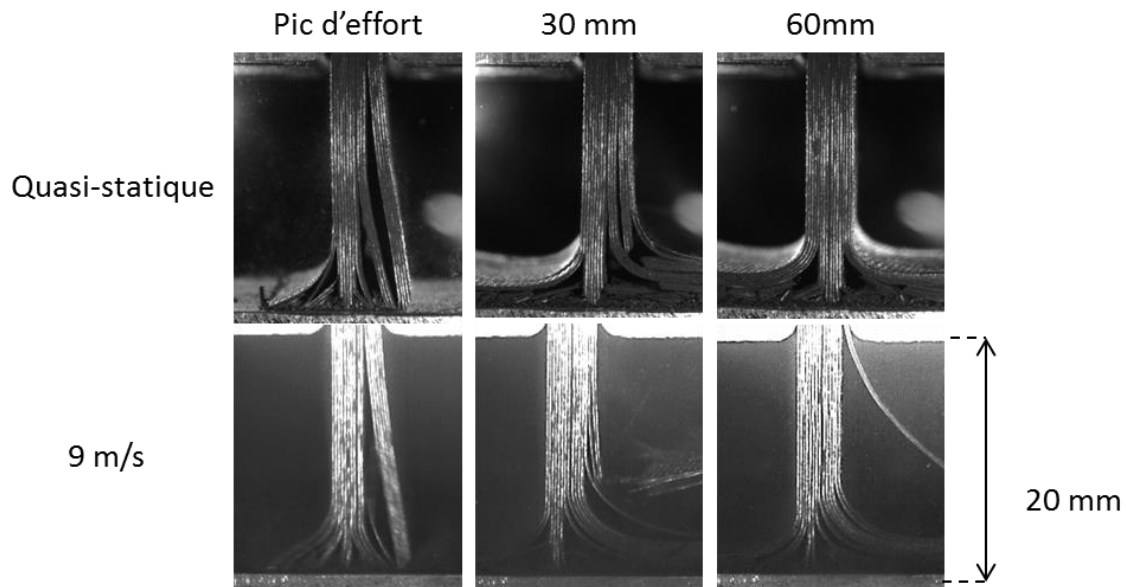


Figure II-21 : Morphologie d'écrasement T090

3.2 Résultats drapage TQI

Pour le drapage quasi-isotrope, il est important de visualiser les deux côtés de l'échantillon. Les plis à $\pm 45^\circ$ introduisent un comportement du processus d'écrasement différent dans la largeur des plis. Il n'est plus possible pour ce drapage de faire d'estimation de l'effort à partir de l'écrasement à une contrainte moyenne des plis.

3.2.1 Analyse des résultats en quasi-statique

La Figure II-22 présente la courbe force-déplacement de l'essai TQI-QS3. On remarque la présence des trois zones identifiées. La valeur moyenne du plateau est aux alentours de 10 kN.

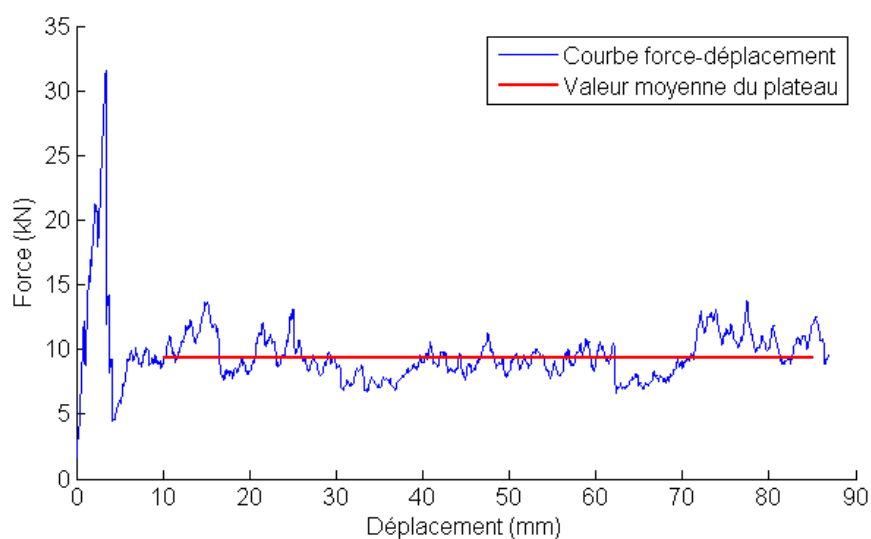


Figure II-22 Courbe force-déplacement essai TQIQS3

Les zones d'initiation et de transition s'effectuent de façon analogue aux essais précédents. On constate une augmentation de l'effort jusqu'à une valeur pic puis une chute soudaine qui provient de la propagation d'une fissure dans la structure qui la sépare en deux. Le processus d'écrasement se dirige à nouveau vers un mode mixte avec de l'évasement et de la fragmentation. Cependant, on remarque que la fissure se situe systématiquement à l'interface des plis [9 et 10] (Figure II-23) alors que dans le T090, la fissure se situe à l'interface des plis [17 et 18].

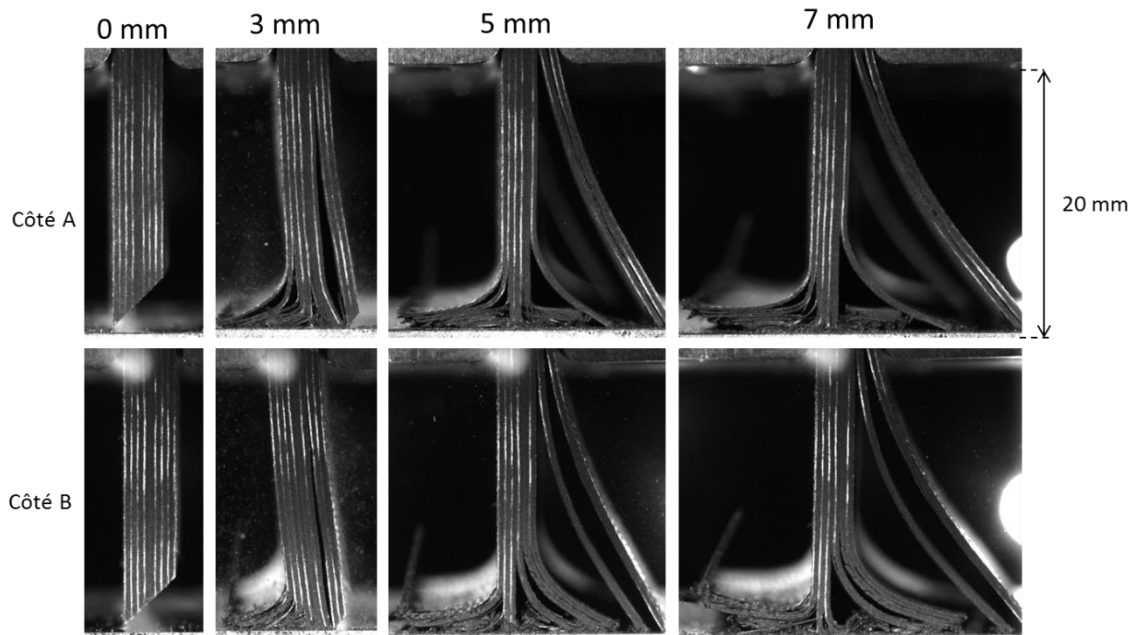


Figure II-23 : Zone d'initiation et transition Côté A et B de l'essai TQIQS3

La morphologie du plateau de 10 mm jusqu'à 29.5 mm d'écrasement présente les modes d'écrasement identifiés avec de la fragmentation (localisée et en cœur de pli) et de l'évasement.

Cependant par rapport aux essais T090, un comportement très différent est observé d'un côté à l'autre de l'échantillon. A 15 mm, les plis [9 à 13] du côté A sont en évasement et les plis [14 à 22] sont en fragmentation localisée. Du côté B, les plis [9 à 25] sont en évasement fragmenté et les plis [26 à 32] sont en fragmentation localisée.

Aussi à partir de 29,5 mm, une cale de débris se forme et les plis côté B de l'échantillon glissent d'une part et d'autre du débris par évasement. Le nombre de plis en écrasement côté B semble constant entre 40 mm et 70 mm. Du côté A, le mode mixte est toujours observé (Figure II-24).

Si on observe l'échantillon post-mortem, on remarque bien le comportement différent d'un côté à l'autre. Le pli du côté A est multi fragmenté alors que du côté B, le pli est intact (Figure II-25).

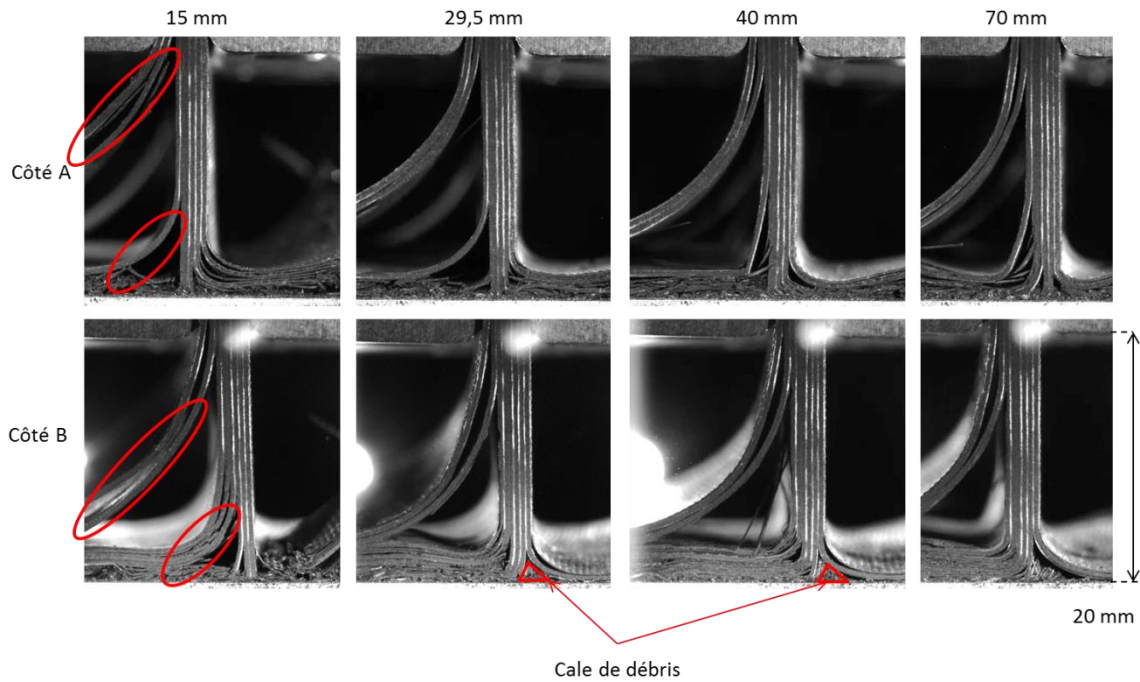


Figure II-24 : Zone plateau Côté A et B de l'essai TQIQS3

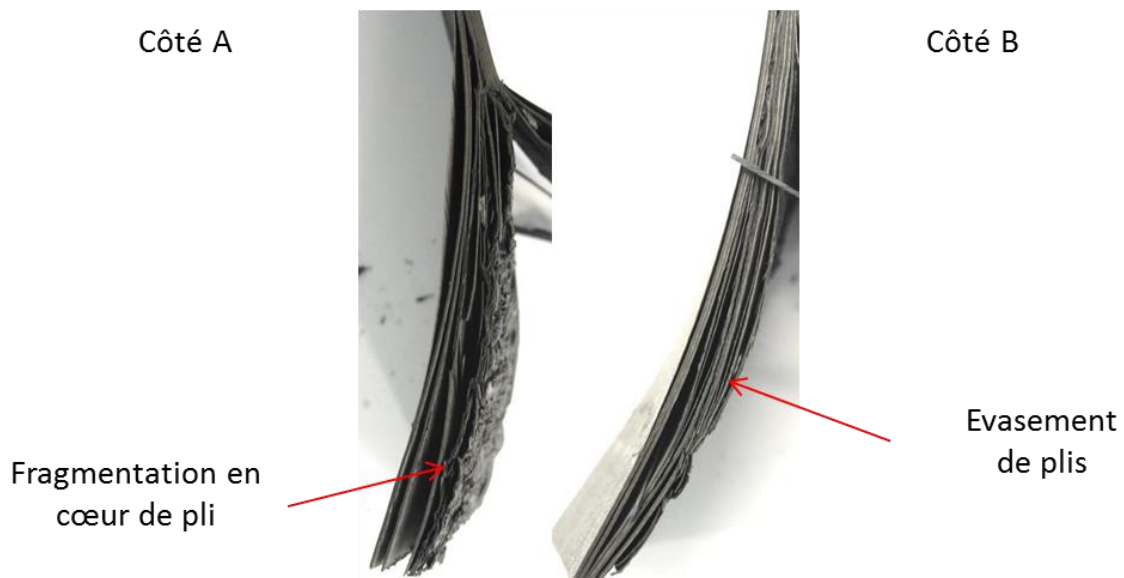


Figure II-25 : Débris post-mortem de l'essai TQIQS3

Cependant, ce comportement est spécifique à cet essai car on ne retrouve pas ce processus d'écrasement dans l'essai TQI-QS4 dans lequel on distingue plutôt un front classique en mode mixte identique du côté A et B.

Les essais TQI-QS1 et TQI-QS2 n'ont pas été utilisés puisque des plateaux n'ont pas pu être identifiés, comme l'illustre la Figure II-26.

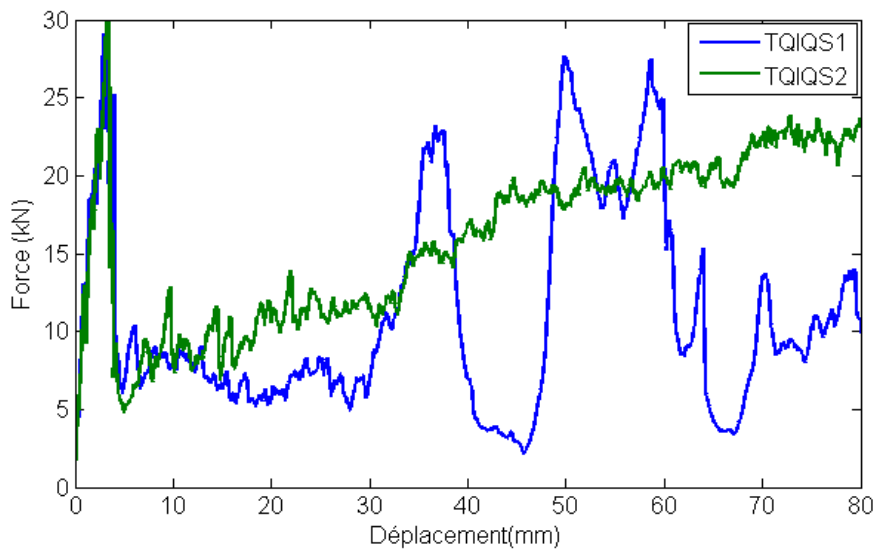


Figure II-26 : Courbe force-déplacement des essais TQI-QS1 et TQI-QS2

Dans l'essai TQI-QS1 (Figure II-27), on constate l'accumulation répétée de plusieurs amas de débris. A partir de 38 mm de course, des plis rompus à cœur coincés par les plis de la moitié gauche de la fissure forment une cale immobile qui amène à 45 mm un évasement avec une chute d'effort d'écrasement jusqu'à un seuil très faible. A 60 mm, les plis à droite fléchissent et rompent de la même façon et l'essai se termine à nouveau sur de l'évasement. La valeur de l'effort supérieure à 75 mm qu'à 45 mm, s'explique par le contact des plis évasés qui prennent appui sur les débris et se fragmentent par moment. Ainsi, si les cales apportent une très forte instabilité de l'écrasement, elles peuvent permettre néanmoins d'augmenter la force d'écrasement à des valeurs similaires au pic initial d'écrasement, et avec des chutes correspondant toujours à des ruptures en cœur de pli. A noter que la force moyenne sur le plateau (entre 6 mm et 30 mm) est d'environ 7 kN à 8 kN (cohérent avec les mesures précédentes (Eq.3) alors que la moyenne des forces sur la zone oscillante est d'environ 14 kN. Ceci signifie que ce mode est susceptible de consommer au moins autant d'énergie en moyenne qu'un écrasement mixte avec une partie localisée pure et stable.

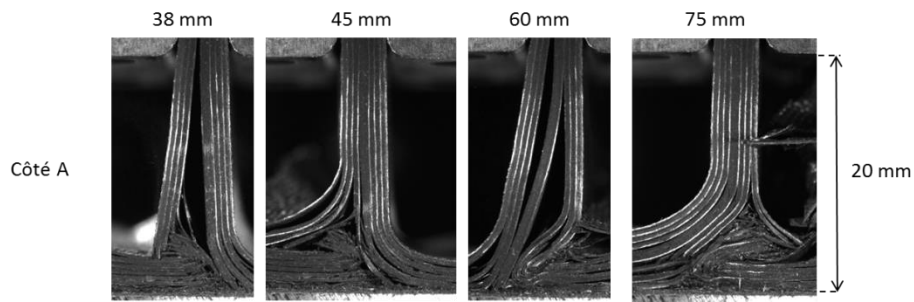


Figure II-27 : Morphologie essai TQI-QS1 ; vue côté A

Pour l'essai TQI-QS2, l'effort de la zone plateau augmente continuellement au cours de l'essai. Cette tendance se vérifie par le nombre de plis en fragmentation localisée qui augmente lui aussi continuellement au fur et à mesure de l'essai (Figure II-28).

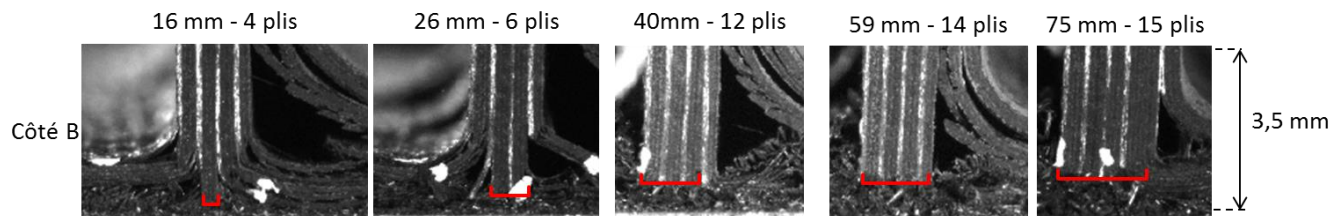


Figure II-28 : Morphologie essai TQIQS2

Par rapport aux essais T090, on s'aperçoit que ces essais sont bien moins répétables et que la présence de pli à +/- 45° induit de fortes variations de comportement dans la largeur de l'échantillon. Une symétrie de comportement entre A et B peut être effectuée macroscopiquement pour les T090 mais n'est pas généralisable aux essais TQI.

3.2.2 Influence de la vitesse

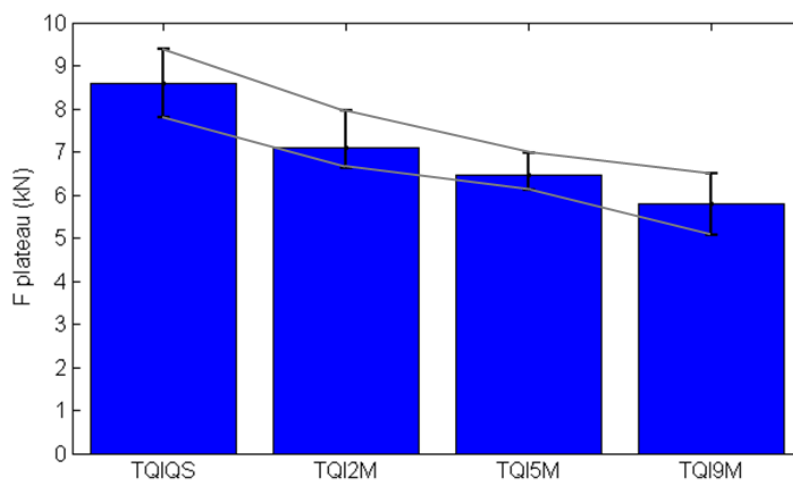


Figure II-29 : Influence de la vitesse pour les essais TQI

L'analyse du graphe (Figure II-29) des valeurs moyennes de plateau en fonction de la vitesse de l'essai met en avant une tendance significative de diminution du plateau d'effort en fonction de la vitesse.

On constate une différence de morphologie entre les essais quasi-statiques et dynamiques, ce qui explique la différence de la valeur moyenne du plateau. Dans les essais quasi-statiques, les plis évasés sur la face 1 sont plus nombreux car la zone de fragmentation commence au pli 9 alors qu'en dynamique, elle commence au pli 5, ce qui fait 4 plis évasés supplémentaires en quasi-statique sur la face 1 (Figure II-30). Ensuite, le rayon de courbure de ces plis est faible sur la face 1 et génère un appui sur le socle. Il peut être estimé que le nombre de pli en appuis sur le socle étant plus élevé en quasi-statique, ce phénomène contribue à une valeur d'effort plus élevée qu'en dynamique. Cependant, les essais dynamiques ont une morphologie identique entre eux (Figure II-30) et la raison de la variation de valeur de SEA entre les essais dynamiques n'est pas identifiée

Des différences entre côté A et B sont aussi observée en dynamique comme en quasi-statique.

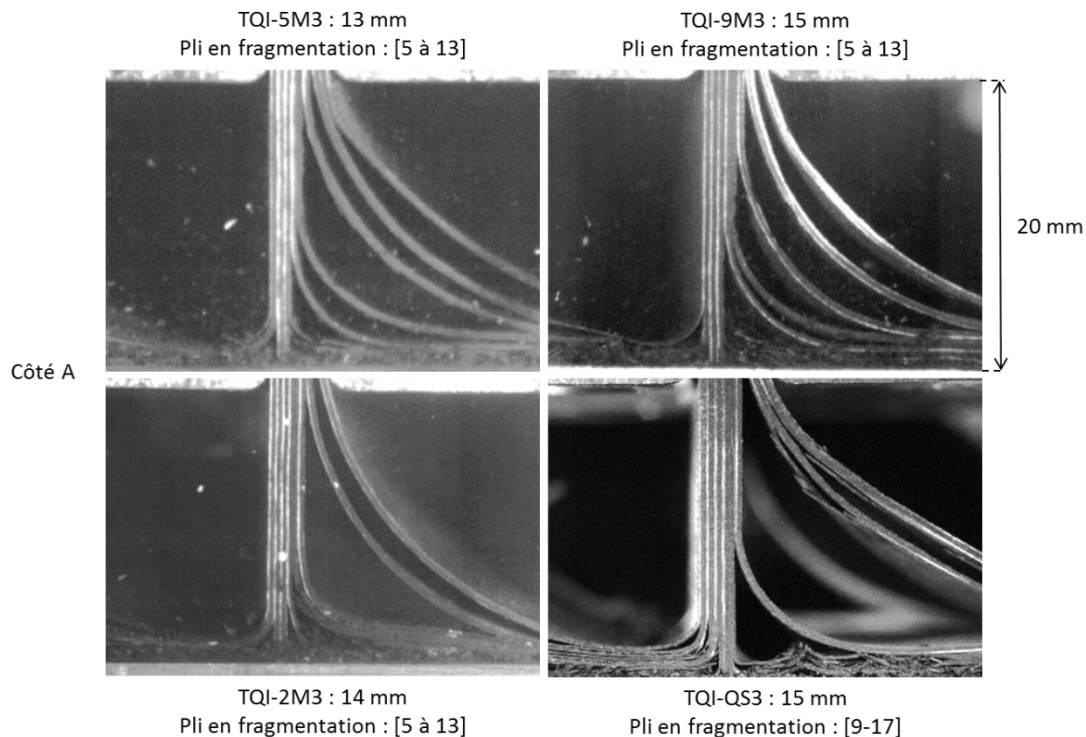


Figure II-30: Comparaison des morphologies d'écrasement des essais TQI en dynamique et quasi statique

3.3 Résultats drapage TOR3

Dans cette stratification, l'objectif est d'étudier l'influence de l'ajout des plis à 0° dans un drapage quasi-isotrope. Duong et al. [Duo10] ont constaté une valeur de la SEA plus élevée avec une stratification qui contient plus de plis orientée à 0° .

3.3.1 Analyse des résultats en quasi-statique

La Figure II-31 présente la courbe force-déplacement de l'essai TQI-QS3. Les trois zones de la courbe d'écrasement sont présentes et une valeur de plateau aux alentours de 10,5 kN est observée.

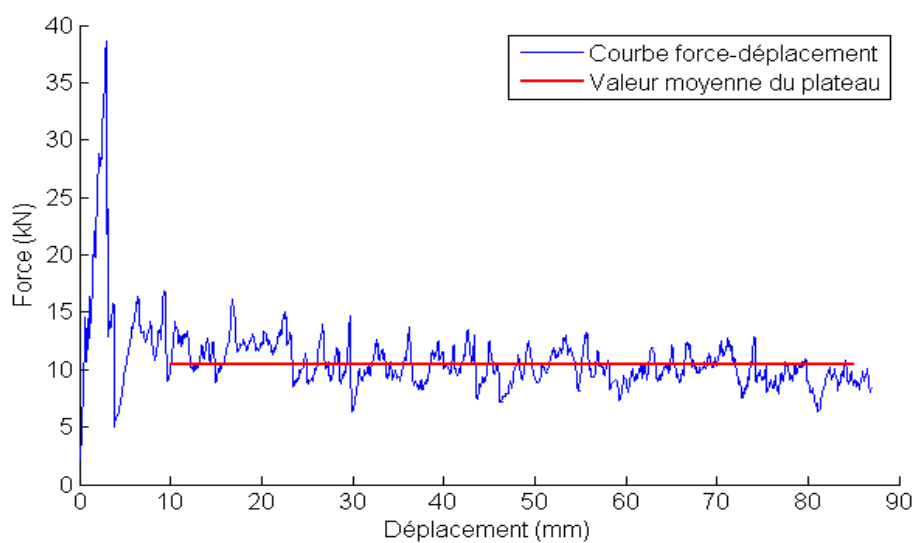


Figure II-31 : Courbe force-déplacement essai TOR3QS1

On observe dans la transition que la fissure verticale se propage comme dans les essais T090 à l'interface des plis [17 et 18]. La morphologie d'écrasement est stable durant l'ensemble de l'essai (Figure II-32). Les blocs de plis [1 à 3], [4 à 8], [9 à 11], [12 à 17], [26 à 28] et [29 à 32] sont en évasement. Initialement, les plis [26 à 28] sont en évasement fragmenté jusqu'à 40 mm puis s'évasent sans dommage. Ensuite les plis [18 à 25] se fragmentent durant la durée de l'écrasement, cependant les plis en fragmentation localisée et en cœur de pli ne sont pas les mêmes durant l'essai. Un comportement similaire est observé pour l'essai TOR3-QS2.

Ces essais sont plus répétables que les essais TQI, néanmoins une différence de comportement est observé dans les deux essais entre côté A et B comme dans les essais TQI. L'ajout de pli orienté à 0° semble stabiliser le processus d'écrasement en quasi-statique néanmoins les plis orientés à $\pm 45^\circ$ induisent automatiquement une différence de comportement dans la largeur de l'échantillon.

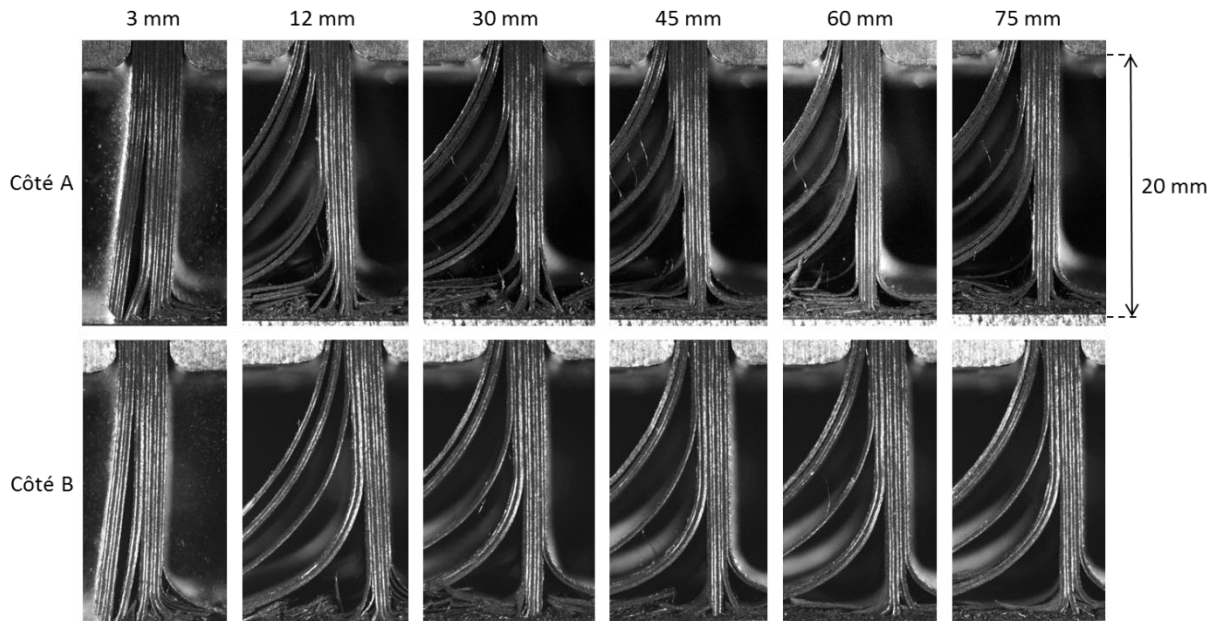


Figure II-32 : Morphologie de l'essai TOR3QS1

3.3.2 Influence de la vitesse

La Figure II-33 montre la valeur du plateau en fonction de la vitesse de l'essai. La valeur moyenne du plateau est pratiquement constante cependant les deux essais quasi-statiques donnent une dispersion élevée. Les morphologies des essais dynamiques sont identiques aux essais quasi-statiques (Figure II-34) et expliquent que la valeur de l'effort du plateau soit peu sensible à la vitesse d'écrasement de l'essai.

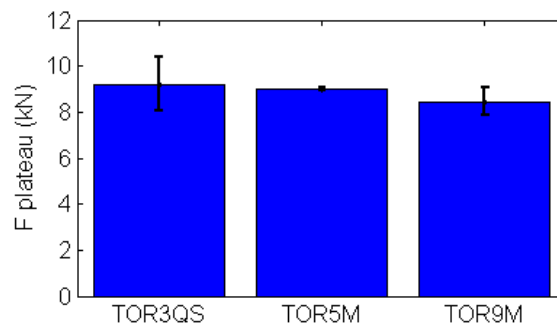


Figure II-33 : Force moyenne plateau pour les essais TOR3

3.4 Comparaison globale des écrasements des stratifiés unidirectionnels T700/M21

3.4.1 Comparaison des trois stratifications étudiées

Nous analysons tout d'abord l'ensemble des stratifications pour chaque vitesse d'écrasement en fragmentation en cœur de pli et localisée et en évaseement. Chaque courbe se présente sous

la forme d'une initiation qui conduit jusqu'à une valeur de pic d'effort. Ensuite une large fissure due au cisaillement sépare l'échantillon en deux et conduit à un mode d'écrasement mixte (Figure II-34). Cependant les valeurs de plateau ne sont pas identiques et s'expliquent par la proportion variable de plis en fragmentation localisée, en cœur de pli et en évaselement qui ne sont pas identiques d'un essai à l'autre.

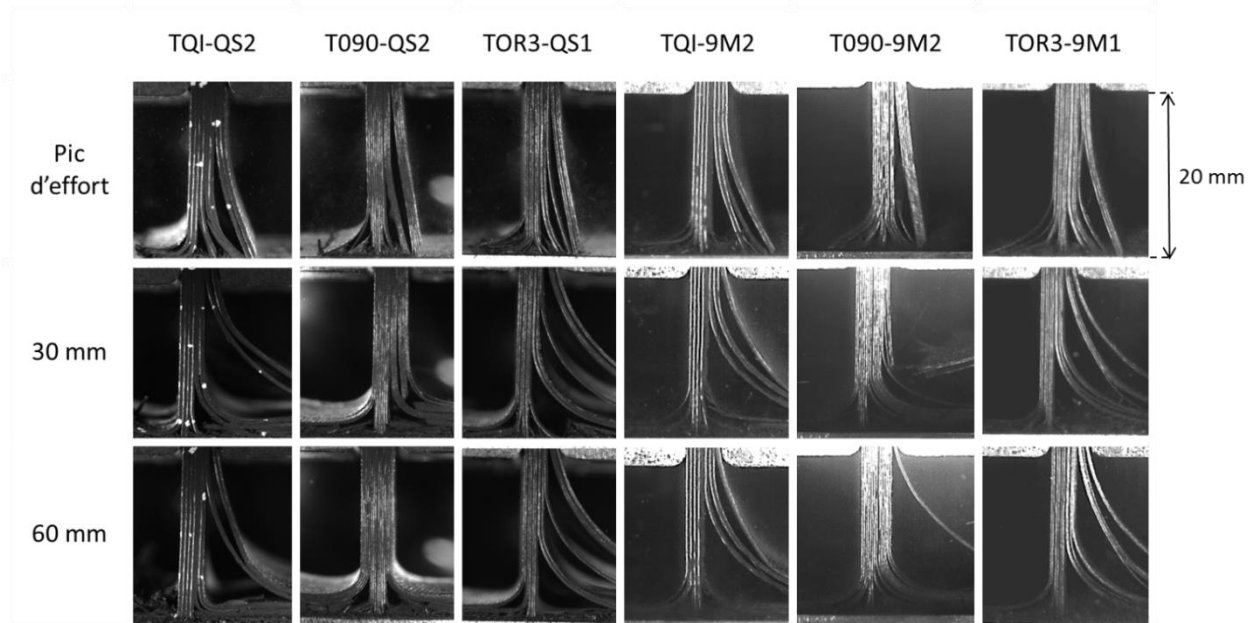


Figure II-34 : Morphologie d'écrasement globale des essais

On s'intéresse maintenant aux valeurs moyennes de plateau pour chaque essai ramenées à des valeurs de SEA (Figure II-35). La SEA est largement utilisée dans la littérature afin de comparer différentes stratifications, différents matériaux ou structures entre eux.

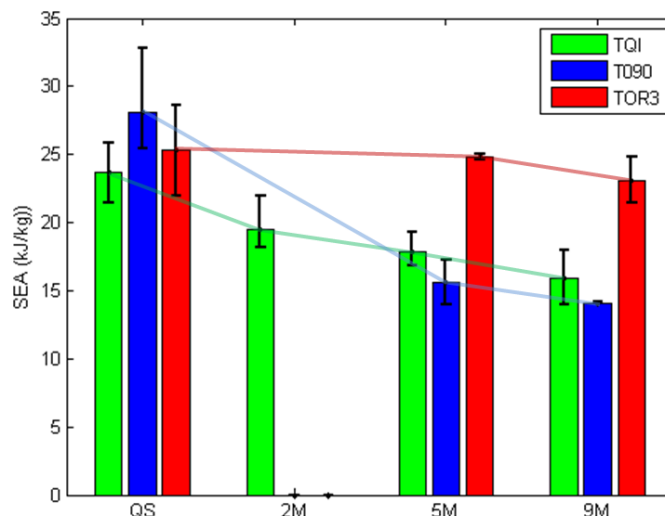


Figure II-35 : SEA pour les essais d'écrasement TQI, T090 et TOR3

On remarque que les drapages ayant le plus de 0° dans le sens de l'écrasement ont une valeur de plateau plus importantes en quasi-statique mais que cette tendance ne se confirme pas en dynamique. Il est observé que la stratification T090, ayant le plus de plis à 0° , tend à avoir la valeur d'absorption d'énergie la plus faible en dynamique.

La SEA du drapage TQI diminue avec l'augmentation de la vitesse alors que celui orienté à 0° garde une valeur de SEA plutôt constante. Il semble que les plis à $\pm 45^\circ$ tendent à être moins sensibles aux effets de vitesse structure et/ou matériau mais l'ajout de plis à 0° renforce la capacité à dissiper de l'énergie dans la structure en écrasement.

3.4.2 Influence de l'épaisseur du pli avec les drapages T090 et TQI

On s'intéresse maintenant aux stratifications T090 et TQI en comparaison avec les essais menés par Duong et al. [Duo10] en fort grammage. En premier lieu, cette analyse ne peut se limiter uniquement à une étude l'influence de l'épaisseur du pli car le drapage n'a pas été doublé mais répété. C'est-à-dire que la stratification fort grammage du TQI chez Duong et al. [Duo10] est $[(0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ) \times 2]_{\text{sym}}$ et que notre choix s'est porté à faible grammage sur une stratification $[(0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ) \times 4]_{\text{sym}}$. La même remarque s'applique pour le drapage T090.

On remarque pour le drapage T090 qu'en quasi-statique, la valeur du plateau est systématiquement plus élevée qu'en dynamique. Cependant chez Duong et al. [Duo10], la valeur de plateau augmente avec la vitesse alors qu'elle décroît dans nos essais (Figure II-36). Pour la stratification TQI, la valeur de SEA augmente avec la vitesse chez Duong et al. [Duo10] alors qu'elle décroît dans nos essais (Figure II-36). Afin de mieux comprendre ces différences, il est nécessaire d'analyser les vidéos des essais.

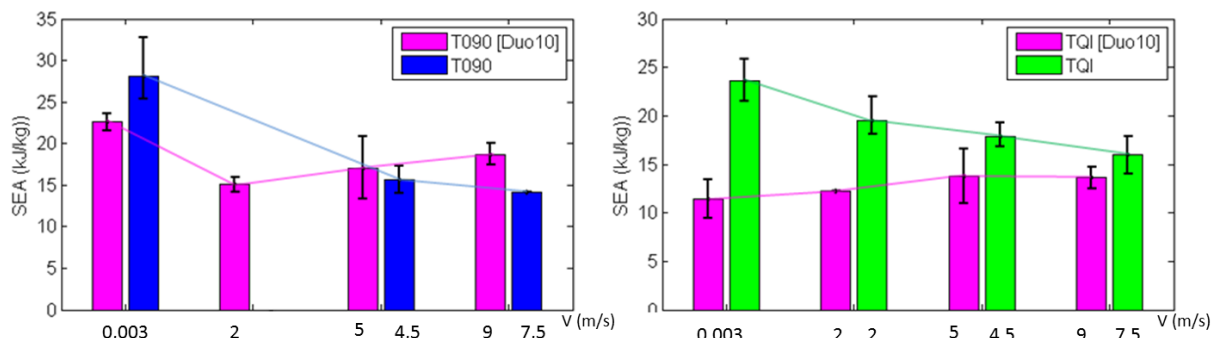


Figure II-36: Valeur des SEA des essais de Duong [Duo10] et des essais réalisés

Comparaison des morphologies d'écrasement des essais T090

Si l'on compare les profils d'écrasement des essais quasi-statiques T090-QS3 et T090 de Duong et al. [Duo10] (Figure II-37), il est observé des hauteurs de délaminage plus faible dans le cas du faible grammage et l'évasement des plis s'effectuent avec un rayon de courbure plus important que dans les forts grammages avant de rompre par flexion. Ce mécanisme génère un appui des plis contre le socle que l'on ne retrouve pas dans le fort grammage où les plis frottent puis glissent contre le socle.

Cette différence de comportement s'observe au travers de deux exemples :

- Au début de la transition après le pic d'effort, les zones de délaminage sont plus hautes dans le fort grammage que dans le faible grammage. Le délaminage du pli 32 est visible grâce à une fissure débouchante de 5,5 mm pour le faible grammage et de 7,5 mm pour le fort grammage. Dans les deux cas, la fissure principale monte jusqu'aux guides verticaux.
- dans la zone plateau à 40 mm d'écrasement, les deux profils sont en mode mixte et l'on remarque là encore que les plis évasés ont une hauteur de délaminage plus faible pour le faible grammage : 4,8 mm pour le faible grammage et 14,5 mm pour le fort grammage.

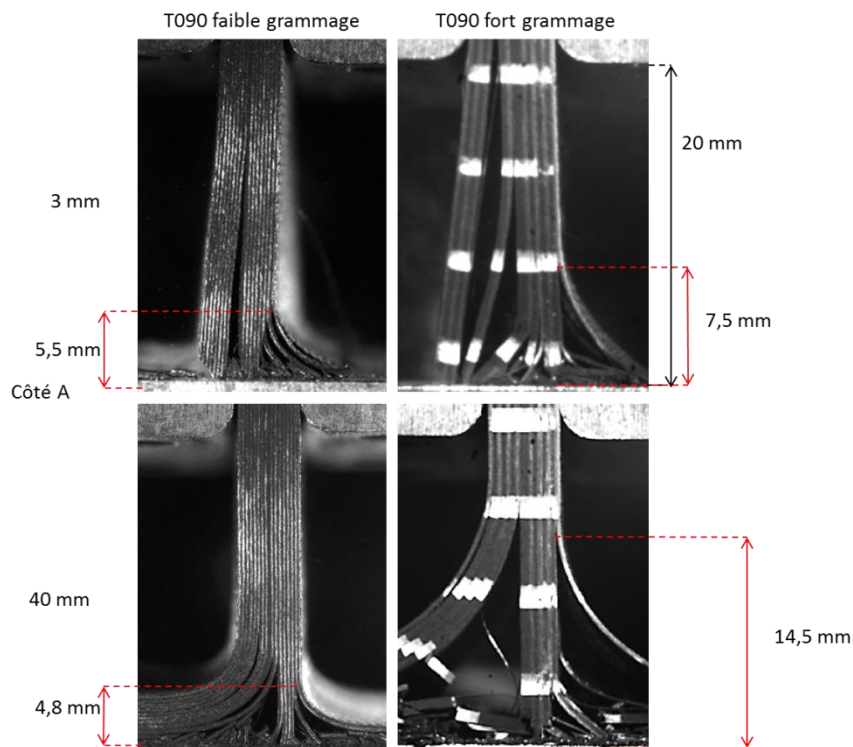


Figure II-37 : Essai T090QS3 et T090 P-1

Maintenant si l'on regarde en dynamique pour les essais à 9 m/s chez Duong et al [Duo10] et à 7,5 m/s dans nos essais, on constate que la surface de plis non évasés est plus importante dans le fort grammage que dans le faible grammage (Figure II-38). Au minimum, chaque essai semble au moins avoir 3 plis en fragmentation localisée. Théoriquement, la valeur de l'effort plateau devrait donc être deux fois plus grande en fort grammage. Néanmoins, il faut nuancer ces valeurs car au vu des observations réalisées sur le délaminage, on constate que les frottements des plis évasés sont beaucoup plus importante dans le cas du faible grammage ; incidemment deux fois supérieures pour respecter les proportions d'énergie dissipée.

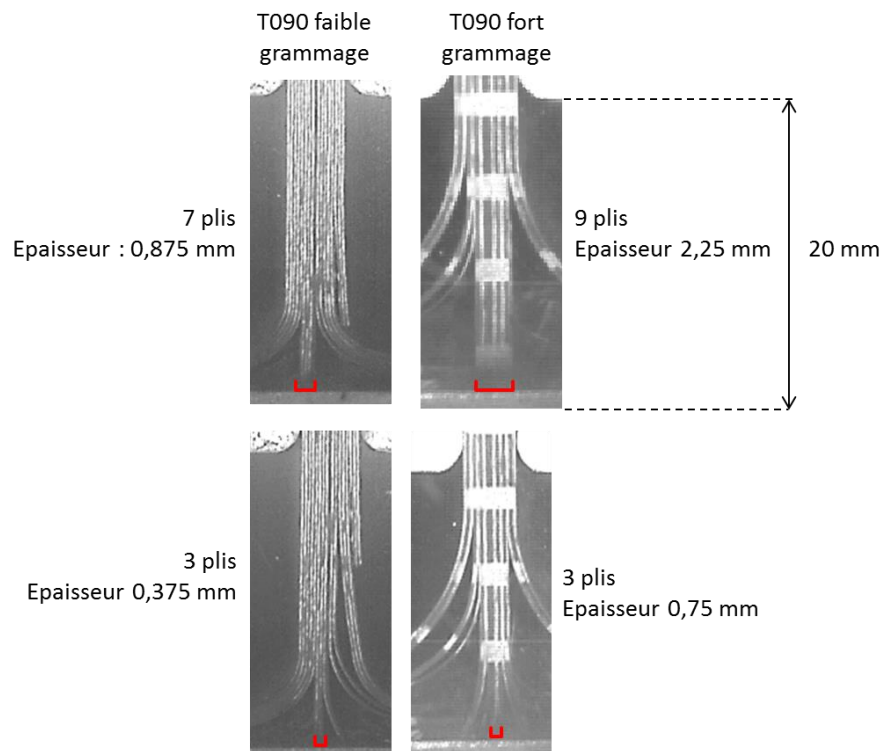


Figure II-38 : Surface en fragmentation (localisée et cœur de pli) en dynamique

Dans le cas du T090, la surface en fragmentation localisée est deux fois supérieure. Cette observation met en évidence que dans le cas des faibles grammages les plis en évasement ont un rayon de courbe élevé ce qui conduit les plis à appuyer contre le socle et donc à générer un effort plus important que l'évasement observé dans les forts grammages.

Comparaison des morphologies d'écrasement des essais TQI

Si l'on s'intéresse maintenant au drapage TQI, on observe en quasi-statique la raison d'une SEA plus importante en fort grammage. Si comme pour le T090, on se place dans la phase plateau et l'on observe le moment où il y a le plus et le moins de plis en fragmentation localisée, on observe dans ces essais des instants où aucun pli n'est en fragmentation localisée

et quelques moments où au maximum 2 plis le sont. Dans le cas du faible grammage, on a environ 4 plis constamment en fragmentation localisée qui sont entourés par 10 plis et qui rompent par fragmentation en cœur de pli (Figure II-39).

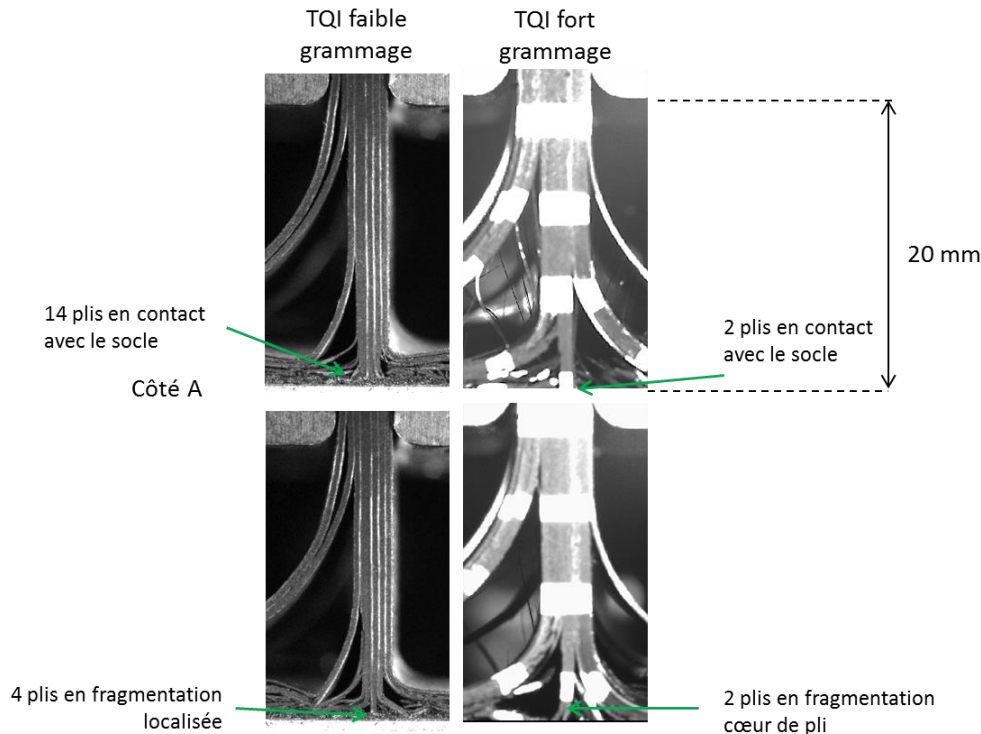


Figure II-39 : Essai QS drapage TQI fort et faible grammage

Dans le cas des essais dynamiques, une différence du nombre de plis en fragmentation est observée (Figure II-40). Pour le fort grammage, en moyenne 3 plis sont en fragmentation localisée et les ruptures des 3 plis adjacents sont obtenues par fragmentation en cœur de pli. Dans le cas du faible grammage, environ 7-8 plis sont en fragmentation localisée et les hauteurs de délaminage sont moins importantes. La surface de pli en fragmentation localisée est plus importante dans le cas des essais avec du faible grammage et explique une valeur de SEA plus élevée qu'en fort grammage. Il y a dans le cas du faible grammage en quasi-statique plus de plis en fragmentation localisée. L'énergie dissipée par frottement en faible grammage est plus importante. D'une part, le nombre d'interfaces de plis délaminés est plus élevé dans le faible grammage (9 interfaces) que dans le fort grammage (6 interfaces) donc génère plus de frottement entre les plis, et d'autre part la hauteur de délaminage plus faible dans le faible grammage et à tendance comme on l'a vu dans la stratification T090 à produire un appui des plis évasés sur le socle qui permet d'obtenir une valeur de plateau plus élevée.

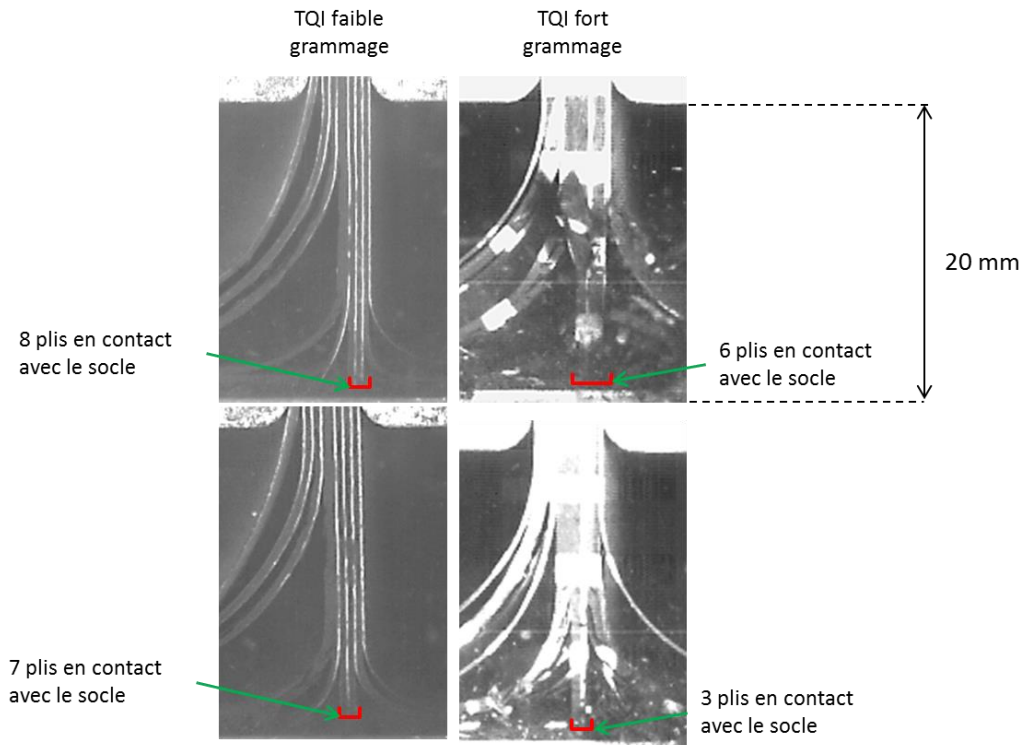


Figure II-40 : Essais dynamiques drapage TQI fort et faible grammage

3.5 Bilan de la campagne d'essai T700/M21 faible grammage

Trois paramètres ont été étudiés au cours de cette campagne. L'influence de la vitesse, la stratification et l'épaisseur de pli et cette étude a été mis en comparaison avec des études précédentes. Tout d'abord, une description plus fine à l'échelle mésoscopique que dans les travaux précédents [Gui08, Duo10, Isr14A] de l'influence des mécanismes sur les variations de la courbe d'effort a été réalisée. Le comportement identifié en fragmentation localisée par Israr [Isr14A] et les observations de Guillon [Gui08] notamment sur l'impact négligeable de l'évasement sur la valeur d'énergie absorbée permet d'expliquer sur ces essais l'ensemble des évolutions principales de l'effort au cours des trois phases. Pendant la phase plateau, des modes instables avec des grandes variations de l'effort sont observées mais correspondent principalement à des variations de la proportion de plis dans un mode de ruine donné très souvent influencé par des cales de débris.

Pour les essais T090 et TOR3, une relative répétabilité des essais en terme de morphologie est observée alors que dans les essais TQI, des comportements différents sont observés. Ensuite, l'ajout de pli à +/- 45° dans les stratifications TQI et TOR3 induit un comportement différent dans la largeur de l'échantillon.

Globalement, on constate que la morphologie d'écrasement est basée sur le mode mixte pour tous les essais, ce qui est observé aussi en fort grammage.

Ensuite des influences de la diminution de l'épaisseur de pli ont été observées :

- La dissipation d'énergie en mode d'évasement est améliorée du fait d'un appui des plis sur le socle à cause d'un rayon de courbure des plis plus faible dans le faible grammage. Ensuite, les interfaces sont aussi doublées donc les frottements des plis entre eux sont plus importants qu'en fort grammage.
- La rupture des plis en fragmentation en cœur de pli a été identifiée par une combinaison de flexion et cisaillement par Israr [Isr14A]. Cependant, il semble qu'une épaisseur de pli plus faible conduit à favoriser des ruptures par flexion et à diminuer l'influence du cisaillement.

En termes d'influence de la vitesse, comme dans les essais réalisés par Duong et al. [Duo10], il est difficile d'observer une tendance claire. Systématiquement les essais quasi-statiques absorbent plus d'énergie que les essais dynamiques. De plus, entre nos essais dynamiques et ceux de [Duo10], des tendances contraires sont observées (augmentation de la SEA avec la vitesse en fort grammage mais diminution en faible grammage pour les essais T090 et TQI).

Une question se pose tout de même en comparaison des stratifications en fort et faible grammage. Le passage de fort en faible grammage correspond plutôt à une complexification de la stratification et limite des comparaisons au sens strict d'une stratification donnée. Néanmoins cette analyse a permis de mettre en avant des différences de comportements liés à l'épaisseur de pli.

4. ANALYSE DES DEBRIS

Les débris sont une conséquence du processus d'écrasement de la structure. Leur taille peut témoigner du type de rupture auquel celui-ci a été soumis. La littérature [Far89, Hul91, Gui08] indique que de l'évasement pur ne produit pas de débris alors que la fragmentation génère des débris de différentes tailles. Dans ses travaux, Israr [Isr14A] souligne que la fragmentation localisée produit des débris de taille inférieure au millimètre pour des plis orientés à 0° ou 90°.

Compter les débris est une étude courante dans l'analyse de la fragmentation, il a donc été décidé d'appliquer cette étude aux essais réalisés dans l'idée d'obtenir un autre moyen d'analyser les essais d'écrasement et de comparer les modèles numériques aux essais.

L'objectif est dans un premier temps de faire une cartographie de la taille des débris pli par pli puis de relier la taille des débris d'un échantillon post-mortem aux mécanismes observés.

4.1 Méthodologie

La cartographie des débris s'effectue à partir de l'analyse d'un échantillon post-mortem. Le même travail aurait pu être effectué à partir des vidéos mais la totalité des débris ne sont pas visibles car ils peuvent se cacher mutuellement et à cause des poussières devant les caméras.

L'échantillon retenu T090-QS1 dispose sur ses deux tranches de profils où les ruptures sont facilement repérables et les débris ne sont pas détachés du pli ce qui permet de faire le lien entre la taille et la position du débris (Figure II-41). Cette étude a été faite sur une autre échantillon de la même stratification (T090-QS4).

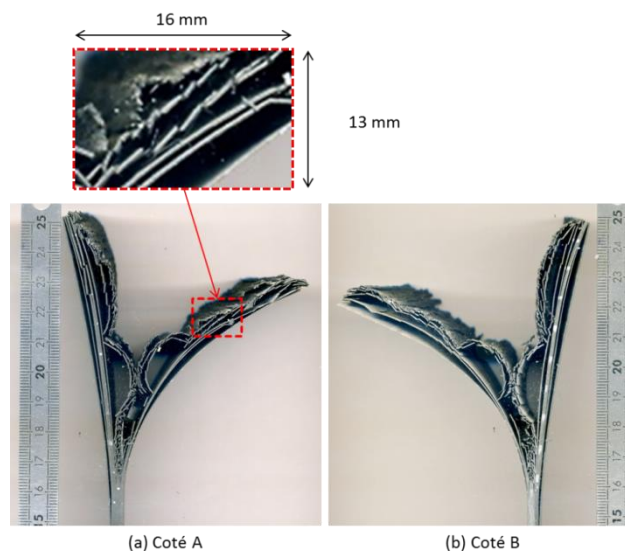


Figure II-41: Scan post-mortel de l'échantillon T090QS1

Les plis et débris sont donc identifiés sur les images des tranches d'échantillon post-mortem scannées. Ensuite, un outil Matlab a été développé afin d'automatiser le processus de collecte de donnée. Cependant le travail de pointage automatique est compliqué et il est nécessaire de pointer manuellement chaque débris afin de lui assigner sa position dans son pli ou groupe de plis d'appartenance. La taille d'un débris est définie par la distance entre ses deux extrémités.

La procédure de collecte de données est la suivante : les extrémités du débris sont pointées manuellement (points bleus : Figure II-42) et le centre du débris défini (points rouges : Figure II-42). Un débris peut contenir un ou plusieurs plis : dans le cas de l'échantillon T090QS1, les plis fragmentés restent systématiquement collés deux à deux et suivent le même processus de rupture. Les zones de fragmentation localisée sont compatibles comme une seule longue bande de débris puisqu'il est difficile d'identifier les débris eux-mêmes, qui sont de très petite taille (Figure II-42)

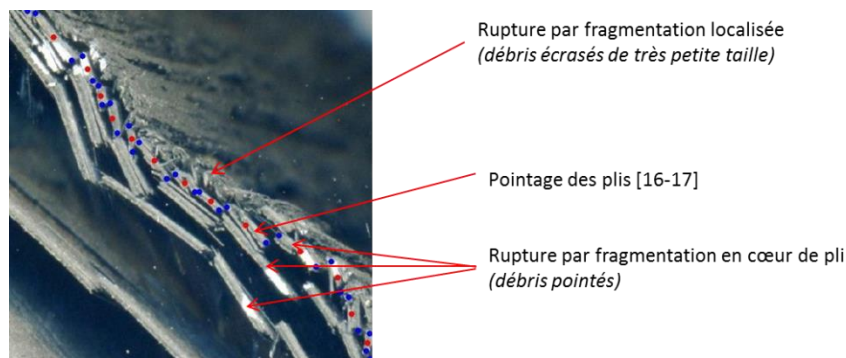


Figure II-42 : Méthode de pointage

Certaines formes de débris toutefois apportent quelques problèmes de précision dans le cas où l'approximation linéaire faite ne reflète que partiellement la réelle longueur du débris (Figure II-43). Une incertitude de mesure demeure suite à la définition des extrémités par l'appréciation de l'utilisateur et peut entraîner des erreurs (Δ) de mesure de la longueur du débris (Figure II-43).

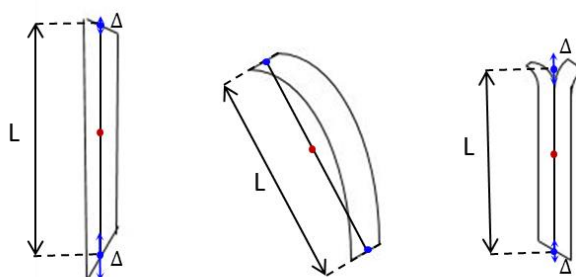


Figure II-43 : Exemple de débris problématiques sur l'identification des extrémités ou de la longueur

4.2 Distribution des débris

La Figure II-44 permet de visualiser le résultat de la collecte de la taille des débris effectuée sur l'échantillon T090-QS1 où les débris sont représentés à leur position initiale dans l'éprouvette pour chaque côté. On obtient ainsi une reconstruction de l'éprouvette à partir de

débris. Les zones en violet représentent les zones de fragmentation localisée et les traits verticaux, la position des extrémités de débris. Le trait rouge représente le chanfrein théorique à 45°. On ne retrouve pas distinctement le chanfrein à cause des erreurs de mesures de longueur de débris évoquées précédemment et les débris qui se sont détachés du bout de l'éprouvette. Seulement 105 mm de la longueur de l'éprouvette car seulement 100 mm est écrasée.

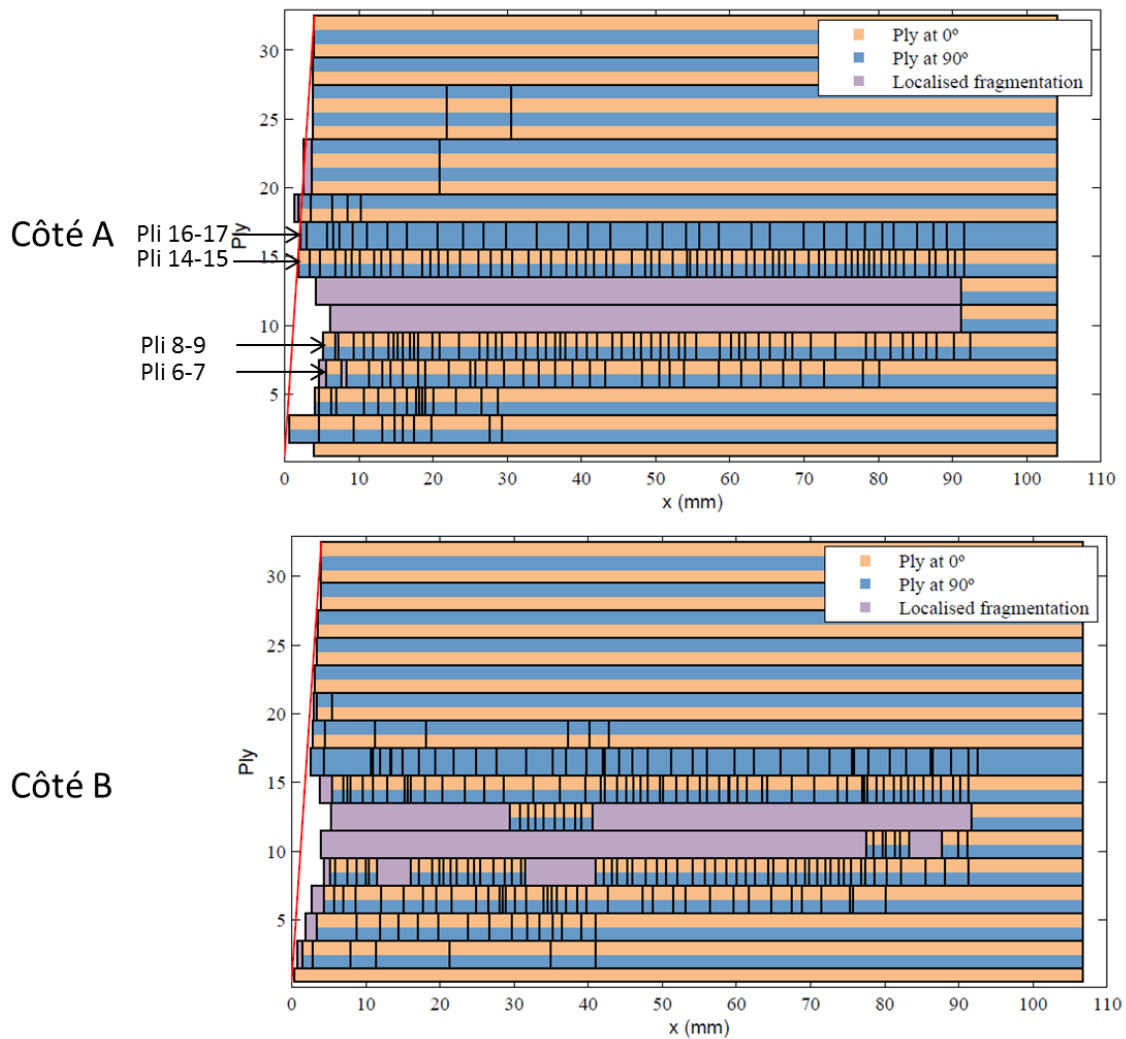


Figure II-44 : Reconstruction de l'échantillon T090QS1

Comme pour les photos présentées précédemment, la reconstruction du côté B a été symétrisée afin de faciliter la comparaison avec le côté A. On remarque tout d'abord que les tailles des débris collectés sur le côté A et sur le côté B ne sont pas pour un même pli de taille strictement identiques dans la largeur de l'échantillon malgré la symétrie du drapage, de la géométrie et du montage.

A partir de ces données, il est possible d'analyser la distribution des débris par taille et par pli comme représenté globalement dans la Figure II-45 pour une partie de la phase plateau. On observe que les plis [10 à 13] sont en fragmentation localisée, les plis [6 à 9] et [14 à 17] sont en fragmentation en cœur de pli et les plis [1 à 5] et [18 à 32] sont en évaselement pur.

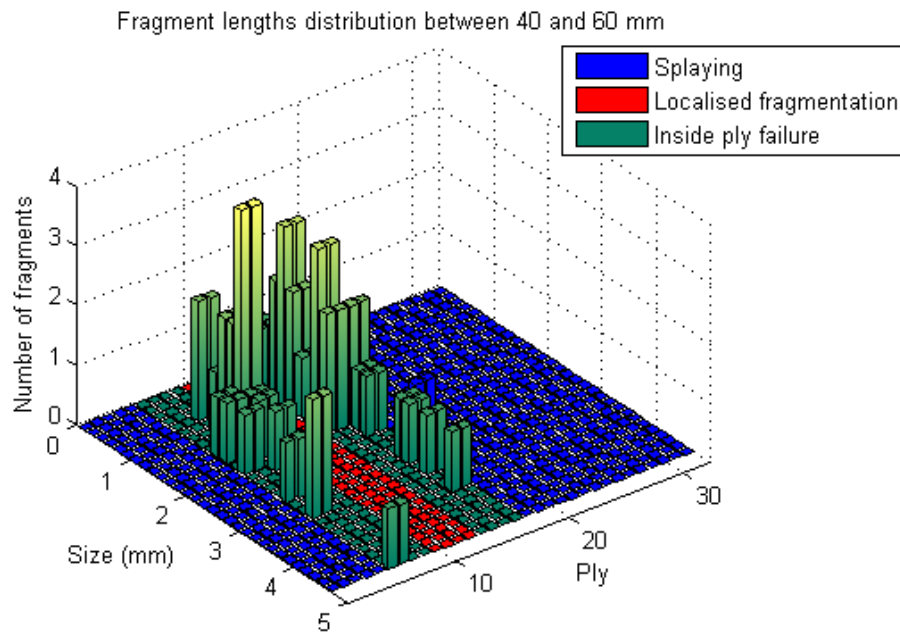


Figure II-45 : Distribution de débris en phase plateau (de 40 à 60 mm) de l'essai T090QS1

En faisant des extractions de ce diagramme par blocs de deux plis pour les quatre blocs qui présentent de la fragmentation en cœur de pli, on obtient les quatre courbes de la Figure II-46.

On y voit que la taille des débris dépend de la position des plis par rapport à la zone de fragmentation localisée. Pour les plis [8 à 9] et [14 à 15], qui entourent la zone de fragmentation localisée, les tailles de débris sont majoritairement entre 1 et 2 mm. Pour les plis [6 à 7] et [16 à 17], les tailles de débris sont majoritairement entre 2 et 4 mm.

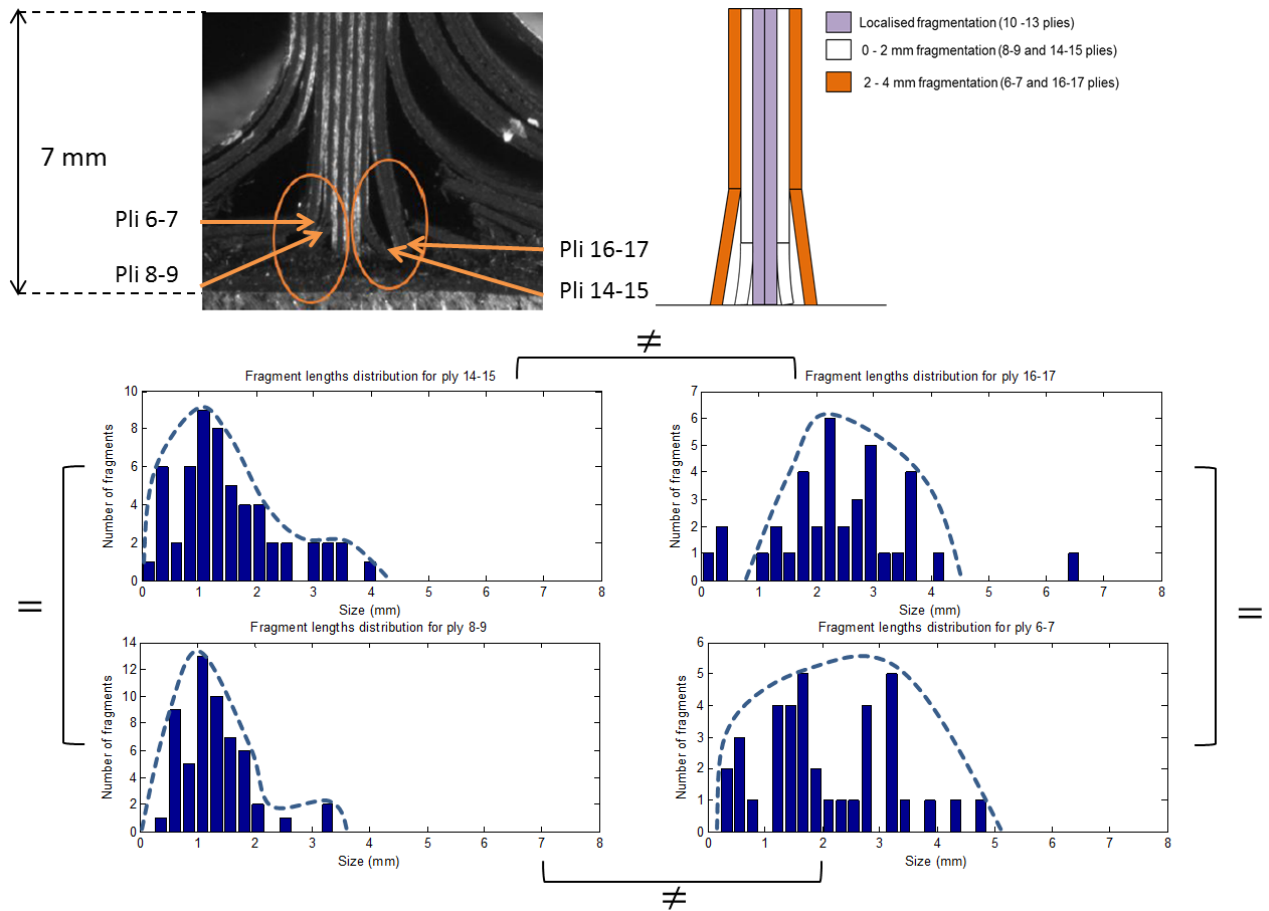


Figure II-46 : Distribution de débris dans les plis [6-7], [8-9], [14-15], [16-17] de l'essai T090QS1 : côté A

Une analyse fine des ruptures de ces plis sur les images caméra a permis de mettre en évidence une taille de débris associée d'une part à la localisation du pli et d'autre part au mécanisme dans lequel il se trouve, comme décrit dans la Figure II-46 :

- débris < 1 mm : fragmentation localisée des plis [10 à 13]
- 1 mm < débris < 7 mm : fragmentation en cœur de pli des plis [6 à 9] et [14 à 17] dont la taille varie par rapport à position de pli et de la zone de fragmentation localisée
- Sans débris : évaselement pur pour les plis [1 à 5] et [18 à 32]

4.3 Reconstruction de la courbe force-déplacement par l'analyse des débris

L'analyse des débris permet de connaître le nombre, la taille des débris mais aussi leur position dans le pli. Cette dernière information permet de relier la position des extrémités dans le pli au déplacement de la courbe force-déplacement. On sait qu'une rupture conduit à la génération d'un débris mais aussi à une chute d'effort. On se propose donc de relier les débris

aux chutes d'effort observées sur la courbe force-déplacement de l'essai. Tout d'abord, une transformée de Fourier a été appliquée au signal de l'effort afin d'analyser la courbe comme une somme de ruptures avec des longueurs d'onde analogues aux tailles de débris observées. Cependant, cette analyse n'a pas permis d'identifier des longueurs caractéristiques marquées.

Comme la transformée de Fourier ne permet pas de lier la courbe force-déplacement de l'essai avec les tailles de débris de l'échantillon post-mortem, une autre approche a été effectuée. Les débris mesurés correspondent aux ruptures en fragmentation en cœur de pli, ils proviennent du processus de rupture par flexion et cisaillement transverse qui induisent une perte et reprise de contact du pli avec le socle.

Pour l'analyse de l'essai, on s'est focalisé sur une zone de plateau stable (Figure II-47) où il est postulé que les oscillations observées sont liées principalement aux ruptures par fragmentation en cœur de pli.

4 plis en fragmentation localisée
+ 20 plis en évaselement

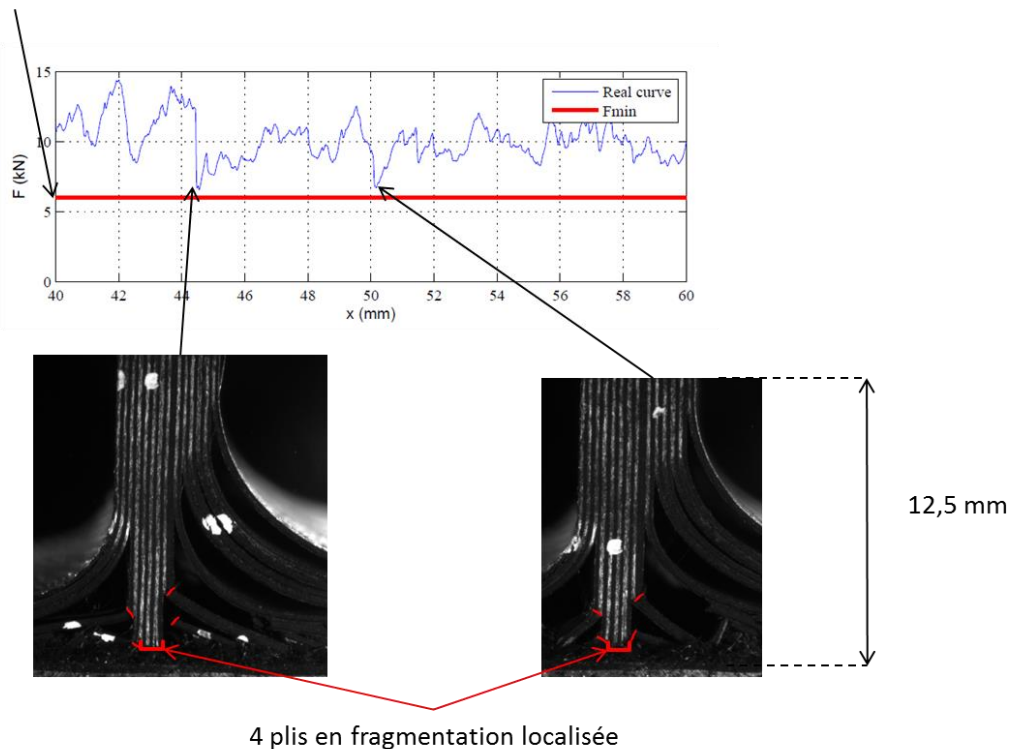


Figure II-47 : Plateau entre 40 et 60 mm de l'essai T090QS1

Pour que cette hypothèse soit valable, il faut respecter une condition : le nombre de plis en fragmentation localisée et en évaselement doit être constant pendant le plateau observé, ce qui est le cas ici. Nous avons également fait l'hypothèse que la force minimum du plateau (F_{min})

correspond à la valeur de l'effort lorsqu'aucun pli en fragmentation en cœur de pli n'est en contact avec le socle. La valeur de l'effort F_{\min} est donc uniquement déterminée par les plis en fragmentation localisée et en évasement. Nous considérons de plus que ce processus est dans un mode uniforme dans la largeur de l'éprouvette en première approche.

Un scénario de variation de l'effort dans le plateau est ainsi envisagé à l'échelle du pli (Figure II-48). Lorsqu'un pli en fragmentation en cœur de pli entre en contact avec le socle (x_1), un effort de contact est transmis jusqu'à ce qu'une rupture intervienne (x_3) qui se traduit par une perte de l'effort de contact (hypothèse de frottement nul). L'objectif est d'appliquer ce modèle aux 8 plis en fragmentation en cœur de pli.

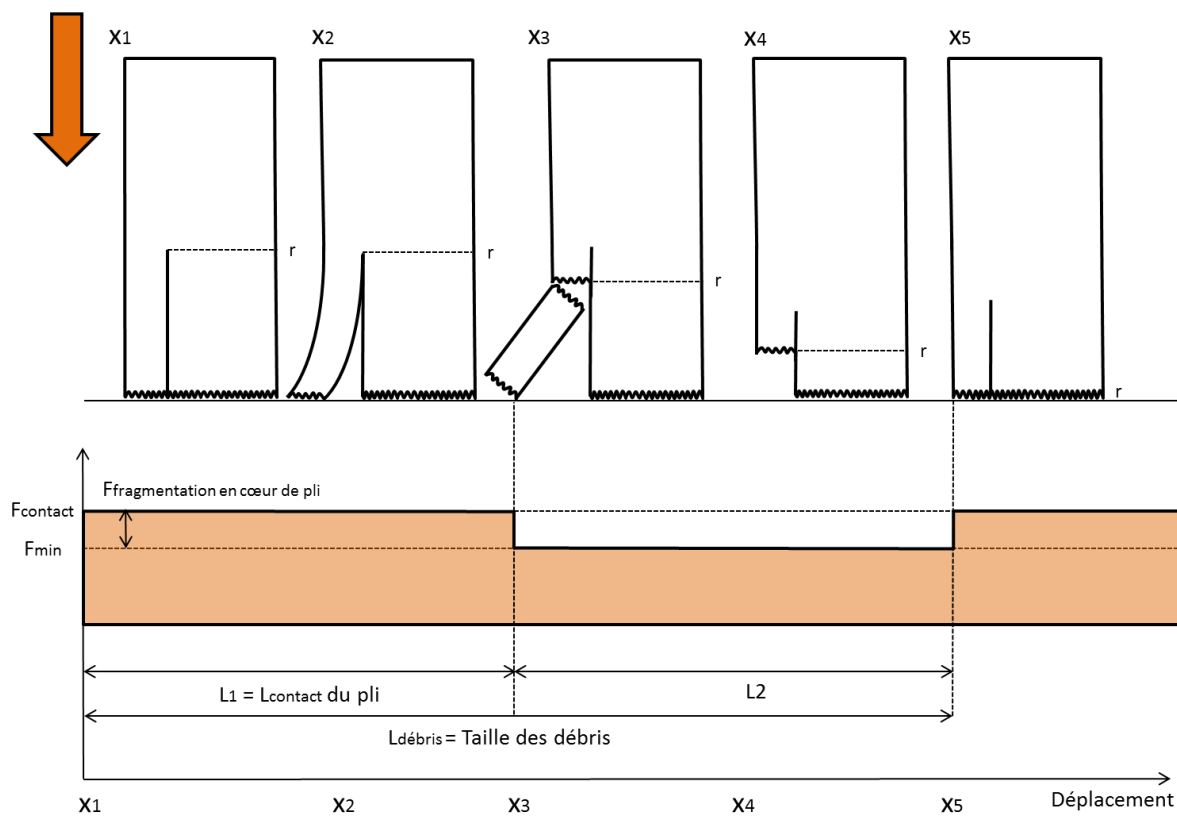


Figure II-48 : Scénario de rupture d'un pli en cœur de pli

Le repère r permet de situer l'évolution de l'écrasement de la structure aux déplacements x_i .

Déplacement x_1 : plusieurs plis sont initialement en contact avec le socle. Une force de contact F_{contact} est déduite du nombre de plis en contact avec le socle et de l'effort du pli en fragmentation en cœur de pli ($F_{\text{fragmentation en cœur de pli}}$) qui dépend de la hauteur du débris.

Déplacement x_2 : la fissure se développe à l'interface du bloc de plis et conduit à une mise en flexion du bloc de plis. Le contact est considéré comme maintenu et donc l'effort estimé reste constant.

Déplacement x_3 : une rupture par flexion de pli conduit à une perte de contact et donc à une diminution de l'effort de $F_{\text{fragmentation en cœur de pli}}$.

Déplacement x_4 : le débris est évacué et les autres plis en contact avec le socle continuent de s'écraser en fragmentation localisée.

Déplacement x_5 : le bloc de plis entre à nouveau en contact avec le socle et applique un effort dans l'ordre de la nouvelle valeur de l'effort de $F_{\text{fragmentation en cœur de pli}}$ qui dépend de la hauteur du débris.

Il ressort de ce modèle que deux paramètres doivent être identifiés :

- le déplacement pendant lequel le bloc de plis reste en contact avant rupture sur le socle L_1 , qui correspond à la différence $x_3 - x_1$, en fonction de la taille du débris ($L_{\text{débris}}$). On connaît la taille du débris mais le débris se fragmente avant que le déplacement soit égal à la taille de débris. La rupture apparaît sous mode de flexion à partir d'un certain rayon de courbure du bloc de plis qui dépend des conditions aux limites du pli.

- l'effort de contact d'un pli en fragmentation en cœur de pli ($F_{\text{fragmentation en cœur de pli}}$). On connaît à partir de la valeur de contrainte moyenne d'écrasement (MCS), l'effort d'un pli en fragmentation localisée. Mais la valeur d'effort d'un pli en contact avec le socle en fragmentation en cœur de pli n'est pas identique puisque valeur d'effort liée à la contrainte moyenne d'écrasement ne correspond pas à une valeur de flambage de plis en flexion qui dépend de la hauteur du débris.

Deux modèles simples afin de calculer ces paramètres sont proposés dans les sous-sections 4.3.1 et 4.3.2. L'objectif est d'approcher une valeur de ces paramètres afin de valider le principe de reconstruction de la courbe force-déplacement.

4.3.1 Modèle de calcul de l'effort

Un modèle de calcul simplifié de force critique de flambage d'Euler est utilisé (Eq.4) afin de calculer la valeur d'effort de contact contre le socle en fonction de la taille du débris. Cette valeur d'effort s'appuie sur la valeur de force critique de flambage (F_c).

$$F_c = \frac{\pi^2 EI}{4L^2} \quad \text{Eq.4}$$

On distingue bien entendu les groupes de plis 0/90° et 90/90° qui ont une rigidité « EI » différente (Figure II-49). Ensuite, la valeur constante de contrainte d'écrasement définie par Israr [Isr14A] ramenée à un effort est utilisée et la valeur minimum d'effort de ces deux modèles est prise. A partir d'une certaine taille critique de débris, la contribution en effet de ces débris donner une valeur d'effort en fragmentation localisée (1,2 mm pour les blocs 0/90 et 0,8 mm pour le bloc 90/90).

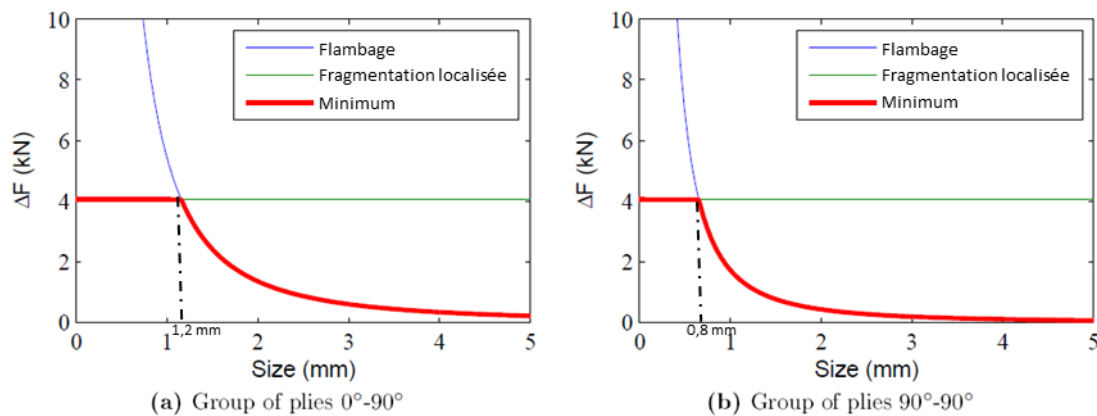


Figure II-49 : Modèle d'effort en fonction de la taille des débris

Expérimentalement, des débris dont la taille est inférieure à la taille critique ont été identifiés sur la Figure II-46. Le modèle présenté est une première approche et une contribution de l'ordre de l'effort liée à la fragmentation localisée (MCS) est appliquée à ces débris et non pas la valeur de force de flambage.

4.3.2 Modèle d'identification de la longueur de contact en fonction de la taille des débris

Afin d'identifier la longueur de contact (L_1) avec la taille des débris ($L_{\text{débris}}$), chaque débris des 8 plis analysés est suivi sur les images des caméras car ce travail ne peut pas être effectué uniquement à partir des images de l'échantillon post-mortem afin d'identifier les déplacements x_1 , x_3 et x_5 . Chaque longueur de contact définie sur la Figure II-48 pour chaque taille de débris de chaque pli a été répertoriée dans la Figure II-50.

La Figure II-50 montre que la longueur de contact peut en première approximation être décrite comme proportionnelle à la taille de débris. Cette approximation linéaire permet de conclure qu'un pli est rompu à environ 38% de la taille du débris (Eq.5):

$$L_1 = 0.38 \cdot L_{débris} + 0.05 \quad \text{Eq.5}$$

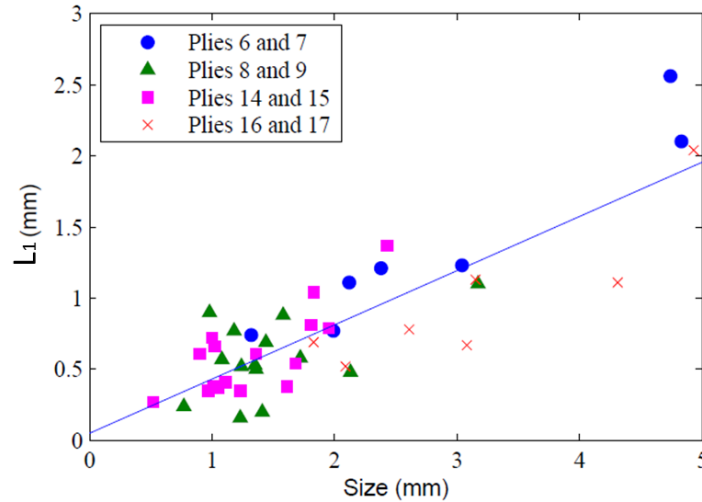


Figure II-50 : Approximation linéaire entre taille de débris et longueur de contact

4.3.3 Résultats du modèle de reconstruction de la courbe force-déplacement

A partir des tailles de débris provenant des scans A et B et de leur position, une reconstruction de la contribution en effort de chaque pli pendant la phase plateau étudiée est effectuée. La Figure II-51 présente la contribution en effort ($F_{\text{fragmentation en cœur de pli}}$) du bloc de plis [6 à 7] pour chaque côté de l'échantillon, et la moyenne associée (car la distribution de débris entre les côtés A et B n'est pas strictement identique).

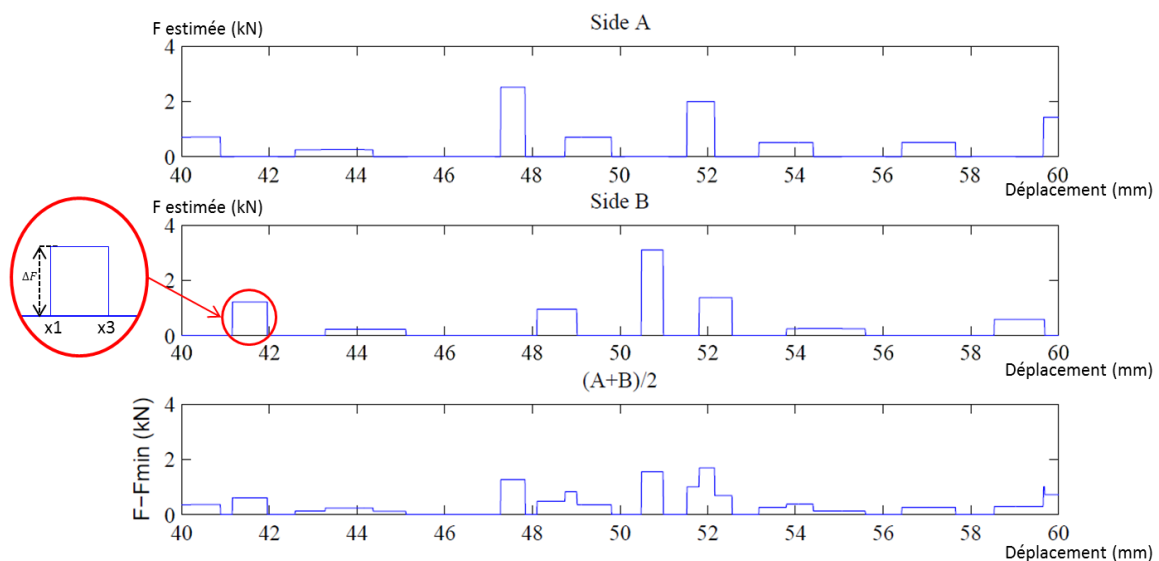


Figure II-51: Reconstruction de l'effort du bloc de plis [6 à 7] côté A et B

Afin de reconstruire la courbe d'effort, la somme des contributions de chaque bloc de plis est effectuée à partir de la contribution moyenne.

La courbe obtenue est comparée à l'effort de la zone plateau du spécimen T090-QS1 correspondant à un déplacement du chariot entre 40 mm et 60 mm (Figure II-52). Sur ce schéma des traits épaissis sont affichés pour matérialiser les chutes principales de l'effort expérimental, à environ 42 mm, 44,5 mm, 50 mm, 51,2 mm, 54,5 mm, 56 mm et 60 mm.

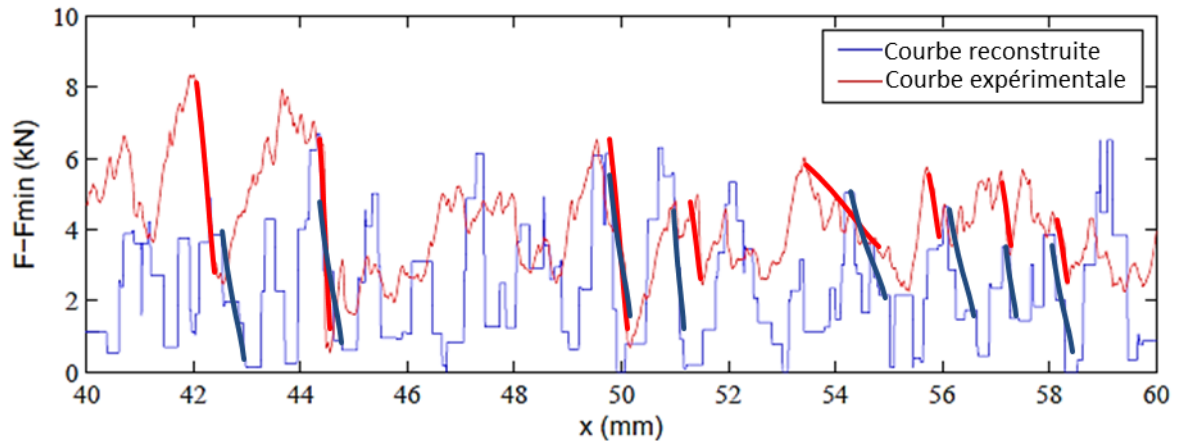


Figure II-52 : Reconstruction de la courbe force-déplacement

Les déplacements associés aux chutes d'effort calculées par notre modèle correspondent aux déplacements où des chutes sont également constatées dans les essais. En première approximation, le modèle actuel permet donc de représenter les grandes chutes d'effort lorsqu'il y a une rupture observée en cœur de pli. Cependant, il est moins représentatif en l'état actuel des reprises d'effort et des amplitudes d'effort. Ce modèle permet de valider les observations réalisées sur la rupture en fragmentation en cœur de pli : l'évasement et la fragmentation localisée pour un nombre de plis constant génèrent un effort constant alors que les plis en fragmentation en cœur de pli génèrent les oscillations du plateau avec des chutes et reprises d'effort marquées.

4.4 Bilan de l'analyse des débris

Pour une plaque écrasée T090-QS1, l'ensemble des débris a été ordonné par taille, localisation par pli et nombre. Ce travail a permis de reconstruire la plaque initiale et de connaître la position et taille de débris suite à la sollicitation d'écrasement. La taille des débris a été relié aux mécanismes de ruines et pour la fragmentation en cœur de pli, à la localisation du bloc de plis par rapport à la zone de fragmentation localisée.

Par la suite un modèle de reconstruction de l'effort a été développé à partir des observations expérimentales des débris, d'un modèle de force de flambage et du temps de contact des débris avec le socle. Une zone plateau d'une courbe d'essai a été choisie dans laquelle le nombre de plis en évasement, en fragmentation localisée et en fragmentation en cœur de pli sont constants. Il a été considéré que l'effort provenant de l'évasement et de la fragmentation localisée sont constants et que les oscillations de la zone plateau proviennent uniquement de la fragmentation en cœur de pli. Ce modèle permet de retrouver les chutes d'effort observées dans la courbe expérimentale avec des amplitudes relativement proches.

Cette méthode a été appliquée à un autre échantillon (T090-QS4) et des résultats analogues ont été observés. Il serait aussi intéressant d'observer en dynamique si le modèle de reconstruction peut être appliqué et d'analyser les différences de distributions et de taille de débris entre des essais quasi-statique et dynamique.

La reconstruction de la courbe force-déplacement permet d'affirmer l'influence des ruptures par fragmentation en cœur de pli sur les oscillations de la phase plateau. Une limite de ce modèle est que les tailles de débris sont mesurées sur les côtés, qu'elles y sont différentes, et que la hauteur des débris peut varier entre ces deux côtés. On observe cependant des répartitions des débris très proches de part et d'autre de l'échantillon.

Afin d'améliorer les résultats, les modèles d'effort et de longueur de contact utilisés peuvent être améliorés.

En outre, le comptage des débris permet d'obtenir une base de données supplémentaire sur les essais expérimentaux, à partir de l'échantillon post-mortem, qui peut être utilisée afin de comparer les simulations numériques aux essais expérimentaux.

5. BILAN GLOBAL DE L'ETUDE EXPERIMENTALE DE L'ECRASMENT DE PLAQUES COMPOSITES STRATIFIEES A BASE DE PLIS UNIDIRECTIONNELS

Une analyse de l'évolution de l'effort au travers du comportement de la structure a été effectuée. Les essais d'écrasement de plaques composites unidirectionnelles stratifiées présentent un mode d'écrasement mixte (évasement, fragmentation localisée et en cœur de pli). Ce mode reste présent tout le long de l'essai et quels que soient la stratification ou le grammage du matériau ainsi que la vitesse de sollicitation qui lui est appliquée. Deux influences ont été étudiées dans ces essais : l'influence de l'épaisseur de pli et l'influence de la vitesse.

Concernant l'influence de l'épaisseur de pli, il a été observé deux tendances. Premièrement, la dissipation de l'énergie par évasement des plis est plus importante dans le cas du faible grammage. Davantage d'interfaces sont délaminées et le rayon de courbure des plis évasés génère un appui sur le socle qui conduit à une valeur d'effort plus importante qu'en fort grammage, où les plis frottent sur le socle sans appui prononcé. Ensuite, les plis en fragmentation en cœur de pli ont tendance à rompre uniquement en flexion ce qui diminue l'influence du cisaillement.

L'étude de l'influence de la vitesse a permis d'observer pour chaque essai une diminution de la valeur de la SEA. Cependant ce résultat est contraire aux observations effectuées par Duong et al. [Duo10] où, dans les essais dynamiques, la SEA tend à croître.

Ensuite l'analyse des débris effectuée a permis d'obtenir une répartition spatiale par taille des débris dans l'échantillon. La constitution de cette base de données permet d'obtenir un nouveau critère de comparaison entre les essais et la simulation numérique.

L'étude de la taille de débris a permis de lier ce paramètre aux mécanismes de ruines et à l'évolution de l'effort sur la courbe :

- une zone d'évasement avec des plis non endommagés qui correspond à plus de la moitié des plis de la plaque et qui contribue légèrement à une valeur stable de l'effort
- une zone de fragmentation localisée avec des débris à l'état de poussière qui permet d'avoir plateau stable d'écrasement.
- Une zone en fragmentation en cœur de pli qui génère des débris de tailles variables (entre 0,5 et 7 mm) et des variations importantes de l'amplitude

La fragmentation participe principalement à la valeur d'effort du plateau avec une contribution constante (à nombre de plis en fragmentation localisée constant) et une contribution irrégulière (fragmentation en cœur de pli).

Afin d'améliorer la capacité d'absorption d'énergie d'une structure en écrasement, il paraît intéressant de maximiser le nombre de plis en fragmentation.

CHAPITRE III

Etude expérimentale de l'écrasement de plaques composites interlock

1. Présentation du matériau composite tissé Interlock 3X Carbone/Epoxy	98
2. Paramètres expérimentaux.....	100
2.1 Caractéristiques des échantillons et moyens expérimentaux	100
2.2 Matrice d'essai	100
2.3 Hauteur libre	101
3. Analyse des résultats	102
3.1 Analyse des essais quasi-statiques sens chaîne (Warp)	103
3.1.1 Configuration INT55	103
3.1.2 Configuration INT100	109
3.2 Analyse des essais quasi-statiques sens trame (Weft)	113
3.2.1 Configuration INT55	113
3.2.2 Configuration INT100	117
3.3 Bilan des essais quasi-statiques	119
3.4 Analyse des essais dynamiques sens chaîne (Warp).....	120
3.4.1 Configuration INT55	120
3.4.2 Configuration INT100	123
3.5 Analyse des essais dynamiques sens trame (weft).....	126
3.5.1 Configuration INT55	126
3.5.2 Configuration INT100	129
3.6 Bilan des essais dynamiques	131
4. Bilan global de la campagne d'essai	131

Le mode d'écrasement par évasement absorbe peu d'énergie en comparaison de la fragmentation. Dans les stratifiés à base de plis unidirectionnels une grande partie des plis composant l'épaisseur de la structure est en évasement et afin d'améliorer la capacité d'absorption d'énergie de ce type de structure, il semble intéressant de favoriser le mode d'écrasement par fragmentation et d'empêcher les phénomènes de délaminage.

Les composites tissés 3D dits « Interlock » possèdent un renfort dans l'épaisseur de la structure qui connecte entre elles les différentes couches du tissage. Il est alors intéressant d'étudier la capacité à absorber de l'énergie de cette architecture composée de renforts hors plan qui tend à améliorer la tenue au délaminage.

Nous nous intéressons dans ce chapitre à l'analyse de la morphologie d'écrasement du composite Interlock au travers de son processus de fragmentation et son incidence sur la valeur de SEA. Deux vitesses de sollicitation sont étudiées (quasi-statique et dynamique), et deux structures de renfort.

Ce chapitre est divisé en quatre parties. Dans un premier temps la structure du matériau composite Interlock ainsi que les deux configurations de renfort sont présentées. Les paramètres expérimentaux sont ensuite décrits. La troisième partie s'intéresse aux résultats de la campagne d'essais en suivant la même méthodologie qu'au chapitre précédent. Enfin, les avantages et les inconvénients de l'utilisation de cette architecture dans le cas d'une sollicitation d'écrasement sont discutés.

1. PRESENTATION DU MATERIAU COMPOSITE TISSE INTERLOCK 3X CARBONE/EPOXY

Ce matériau composite est constitué de renforts en carbone et d'une matrice époxy. Les torons trames et chaînes sont un ensemble de fibres assemblées dont la section de forme elliptique fait 2.5 mm de largeur et environ 0.5 mm de hauteur.

La structure du matériau est un tissage toile classique³ dont les torons sens chaîne peuvent être déviés dans la totalité de l'épaisseur du matériau afin de lier les torons sens trame et ainsi de créer un renfort dans la direction hors plan. Deux configurations du tissage de ce type de matériau sont étudiées dans ce chapitre :

³ Il s'agit d'un mode d'entrecroisement des fils chaîne et trame où le fil de chaîne passe alternativement au-dessus puis en dessous d'un fil trame et inversement dans la direction d'un fil trame avec un fil chaîne.

- Interlock 55% où 55% des torons sens chaîne sont des torons de renfort hors plan soit 6 fils sur 11 (Figure III-1 (a) et Figure III-2) et 45 % des torons sens chaîne sont non déviés (Figure III-1 (b) et Figure III-2) ;
- Interlock 100% où 100% des torons sont des torons de renfort hors plan (Figure III-1 (a) et Figure III-2).

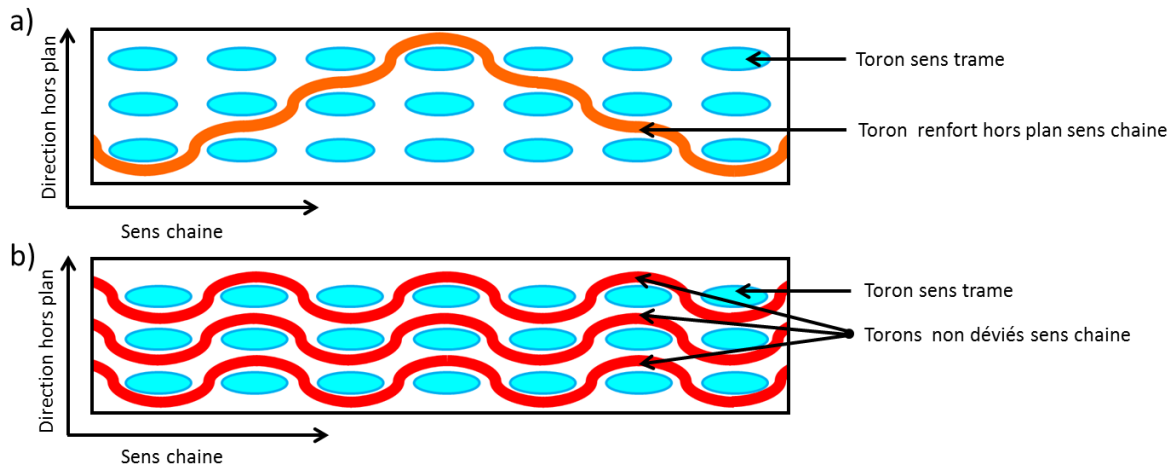


Figure III-1 : Schéma de principe des torons sens chaîne et trame (a) toron de renfort hors plan sens chaîne (b) torons sens chaîne non déviés

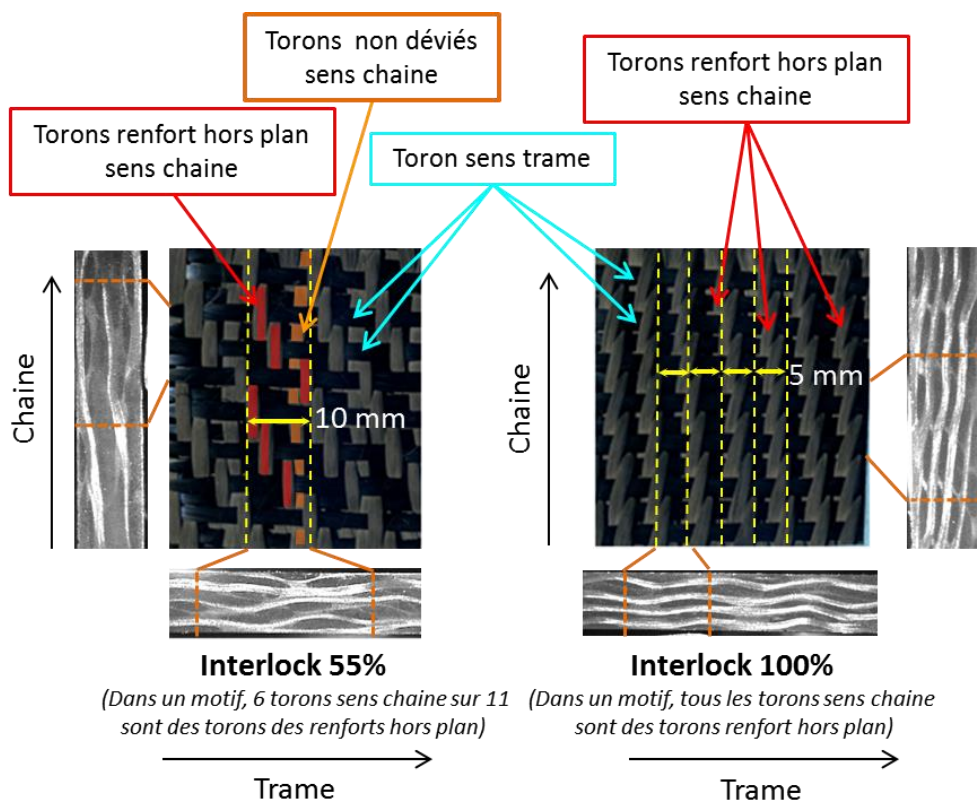


Figure III-2 : Motif de tissage 55% et 100%

2. PARAMETRES EXPERIMENTAUX

2.1 Caractéristiques des échantillons et moyens expérimentaux

Les plaques échantillons écrasées sont de mêmes dimensions que dans le chapitre précédent soit 160mm x 60mm x épaisseur. Les configurations de tissage à 55% et 100% ont été écrasées dans les directions chaîne et trame. Etant donné l'architecture de ce composite, un comportement différent dans les deux directions d'écrasement est attendu.

Deux plaques ont été fabriquées pour chaque configuration de renfort, par un processus RTM en injectant la résine époxy Hexflow à 120°, puis polymérisées à 160°C. Le rapport de volume fibre/matrice pour la première configuration est de 58.5 % et pour la seconde de 58.1%. Les dimensions des deux plaques issues du processus sont de 500 x 500 mm² avec une épaisseur de 2.9 mm pour la plaque Interlock 55% et 3.1 mm pour la plaque Interlock 100% (l'épaisseur est constituée de 4 à 5 torons). Les échantillons ont été découpés à partir de ces deux plaques.

Deux vitesses de sollicitation ont été étudiées dans ces essais. Des essais quasi-statiques avec une vitesse d'écrasement de la plaque imposée à 20 mm.min⁻¹ et des essais dynamiques avec une vitesse initiale de 9 m.s⁻¹.

Les moyens expérimentaux utilisés seront les mêmes que dans la campagne précédente.

2.2 Matrice d'essai

En tout, 22 échantillons ont été écrasés dans cette campagne. Au préalable, les plaques ont été contrôlées en CND par des C-Scan, mesurées et pesées. Le Tableau 3 présente la matrice d'essai de la campagne sur le matériau Interlock 3X.

Tableau 3 : Matrice d'essai de la campagne Interlock 3X

Nom ⁴	Configuration	Direction	Vitesse	Nombre d'essais	Machine
INT55-Weft-QSi	55%	Trame (weft)	20 mm.min ⁻¹	2	INSTRON
INT55-Warp-QSi	55%	Chaîne (warp)	20 mm.min ⁻¹	3	INSTRON
INT55-Weft-9Mi	55%	Trame (weft)	9 m.s ⁻¹	3	Tour de chute
INT55-Warp-9Mi	55%	Chaîne (warp)	9 m.s ⁻¹	3	Tour de chute
INT100-Weft-QSi	100%	Trame (weft)	20 mm.min ⁻¹	2	INSTRON
INT100-Warp-QSi	100%	Chaîne (warp)	20 mm.min ⁻¹	3	INSTRON
INT100-Weft-9Mi	100%	Trame (weft)	9 m.s ⁻¹	3	Tour de chute
INT100-Warp-9Mi	100%	Chaîne (warp)	9 m.s ⁻¹	3	Tour de chute

2.3 Hauteur libre

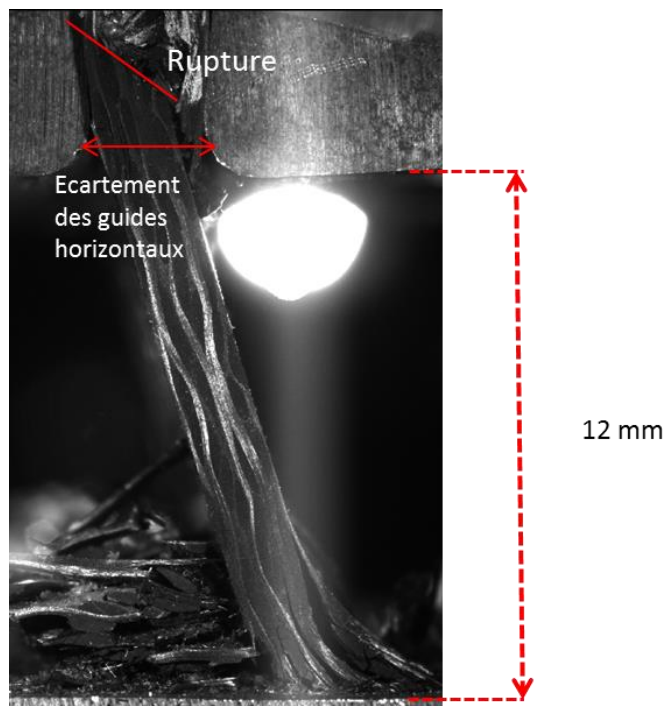


Figure III-3 : Rupture au-dessus des guides horizontaux d'un échantillon INT100-Weft-QS

⁴ Le nom de l'échantillon est basé sur la configuration du matériau (INT55, INT100), de la direction d'écrasement (weft (trame), warp (chaîne)), de la vitesse d'impact désirée (QS, 9M) et i correspond au numéro de l'essai

Des premiers essais ont été effectués en quasi-statique avec une hauteur libre de 20 mm comme pour les essais T700/M21 mais des ruptures se produisaient au-delà des guides horizontaux (Figure III-3). Ces essais ne sont pas représentés dans la matrice d'essai et correspondent à 3 plaques sens trame pour la configuration INT55 et 2 plaques sens trame pour la configuration INT100.

Afin d'éviter une rupture à l'intérieur du montage et de pouvoir observer un mode d'écrasement progressif de la structure, la hauteur libre a été diminuée à 12 mm.

3. ANALYSE DES RESULTATS

Dans un premier temps, les résultats des essais quasi-statiques sont analysés. Ces essais permettent de présenter les mécanismes d'endommagement observés ainsi que leur influence sur la courbe force-déplacement. Par la suite, l'influence de la vitesse de sollicitation sur la valeur de la SEA et la morphologie d'écrasement seront analysés par le biais des résultats des essais dynamiques. Au terme de ces essais, les échantillons et résidus sont récupérés et stockés afin d'enrichir l'analyse du processus de fragmentation.

Pour chaque essai, une méthode d'analyse similaire est appliquée. Tout d'abord, la courbe force-déplacement des essais est présentée indépendamment des images. Les phases d'initiation et de transition des essais, puis la phase plateau et les mécanismes de ruptures principaux associés sont explicités. Pour finir, une description des débris générés par le processus de fragmentation est donnée.

Pour les essais quasi-statiques sens chaîne (INT55/100-Warp-QS), une étude sur la fragmentation localisée à l'initiation est proposée, basée sur les calculs de contraintes moyennes d'écrasement de Israr [Isr14A].

Des transformées de Fourier ont été réalisées sur chaque essai mais seules les courbes des essais dynamiques sens trame (INT55/100-Weft-9M) ont affiché un mécanisme de fragmentation clairement identifiable par cette méthode. Ces résultats seront présentés.

3.1 Analyse des essais quasi-statiques sens chaîne (Warp)

3.1.1 Configuration INT55

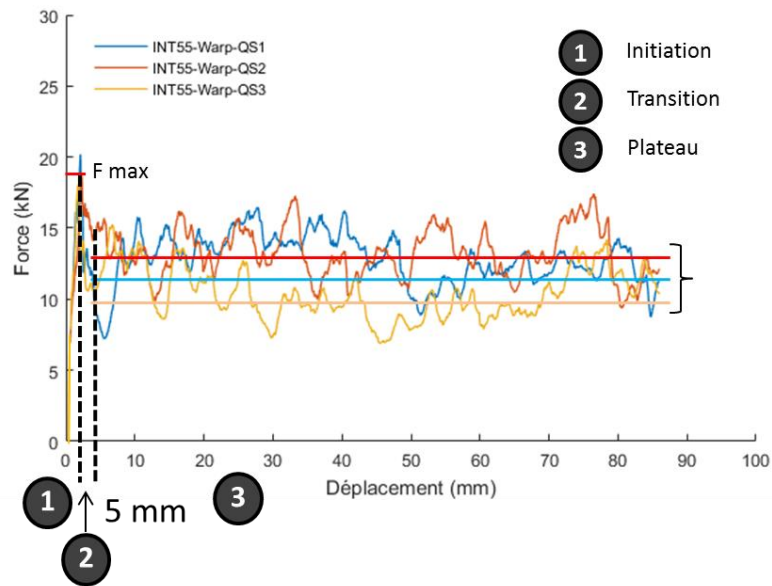


Figure III-4 : Courbe force-déplacement des essais INT55-Warp-QS

Comme dans les essais de la campagne d'écrasement T700/M21, trois phases peuvent être distinguées sur les courbes force-déplacement des essais INT55-Warp-QS (Figure III-4) : l'initiation (0 - 2 mm), la transition (2 - 5 mm) et le plateau (5 - 90mm). La valeur du pic d'effort est aux alentours de 19 kN et les valeurs plateaux sont situées entre 10 et 14 kN

Dans la phase d'initiation, l'échantillon s'écrase en fragmentation localisée contre le socle et l'effort augmente proportionnellement à la surface écrasée.

Pendant la phase d'initiation, une contrainte d'écrasement moyenne de l'échantillon peut être calculée, basée sur les calculs de la « Mean Crushing Stress » d'Israr [Isr14A].

$$\sigma_{\text{écrasement}} = \frac{F_{lu}}{S_{\text{écrasée}}}$$

Plusieurs points de calculs de la contrainte moyenne d'écrasement sont réalisés sur chaque échantillon dans la phase d'initiation (Figure III-5).

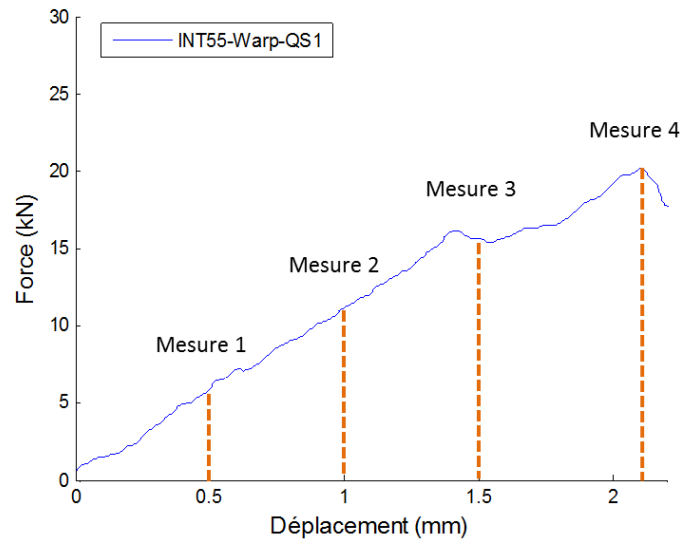


Figure III-5 : Initiation et points de mesure de la contrainte moyenne d'écrasement essai INT55-Warp-QS1

La surface est estimée en faisant la moyenne de l'épaisseur écrasée entre le côté A et le côté B multiplié par la largeur de l'échantillon (60 mm) .

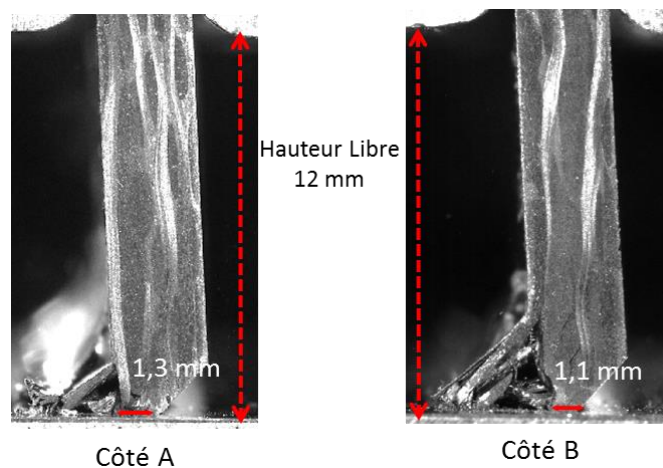


Figure III-6 : Initiation de l'essai INT55-Warp-QS1 au point de mesure 4

Pour chaque échantillon, une valeur de contrainte d'écrasement macroscopique est calculée à partir de la moyenne des 4 points de mesure (Tableau 4), cette valeur est aux alentours de 265 MPa.

Tableau 4 : Contrainte d'écrasement macroscopique INT55-Warp-QS

	INT55-Warp-QS1	INT55-Warp-QS2	INT55-Warp-QS3
$\sigma_{\text{écrasement}}$ (MPa)	267^{+11}_{-12}	261^{+12}_{-17}	268^{+6}_{-6}

Ces valeurs sont très proches de la valeur de contrainte d'écrasement moyenne trouvée par Israr [Isr14A] dans le cas des stratifiés à base de plis unidirectionnels. Il semble qu'en fragmentation localisée, la tenue du matériau est pilotée par la tenue en compression/cisaillement de la matrice.

A la fin de l'initiation, la valeur de l'effort après 2mm d'écrasement chute légèrement suite à la propagation d'une fissure verticale le long des torons sens chaîne dans la direction d'écrasement (Figure III-7).

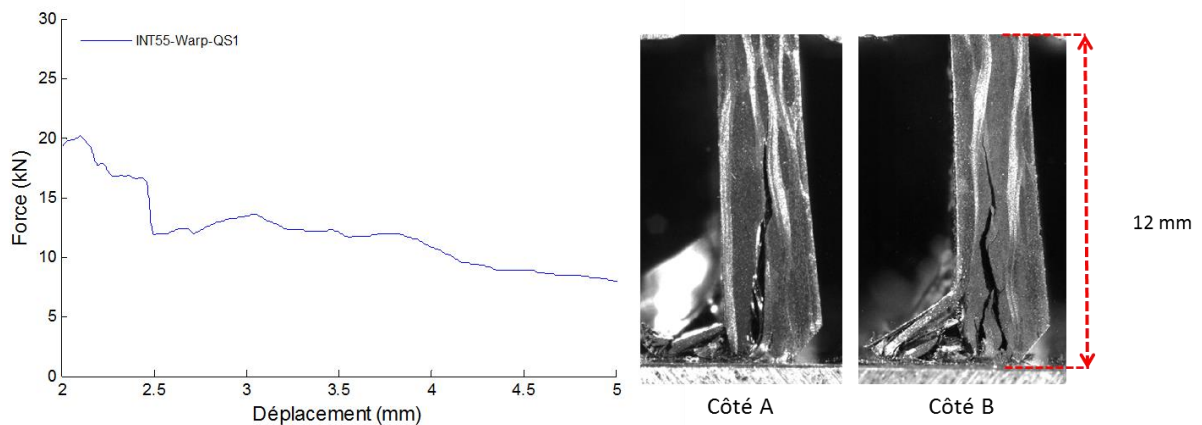


Figure III-7: Phase de transition de l'essai INT55-Warp-QS1

Pendant la phase de transition, cette fissure centrale visible dans la Figure III-7 se propage jusqu'à atteindre les guides horizontaux et conduit à la séparation de l'échantillon en deux parties (Figure III-8). Pendant cette phase de transition, ces deux parties vont s'écraser en évasement fragmenté sans que la fissure ne se propage pendant que l'échantillon continue à descendre.

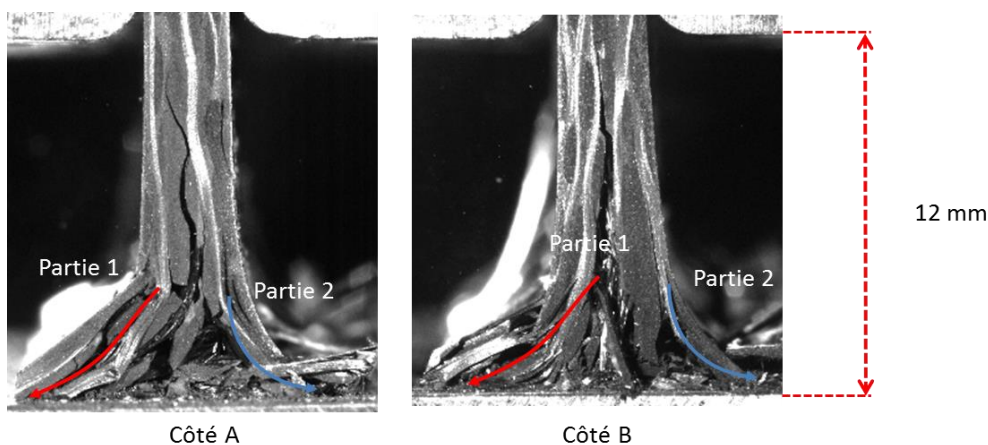


Figure III-8 : Essai INT55-Warp-QS1 : $d = 4,7 \text{ mm}$

Lorsque la hauteur de la fissure par rapport au socle atteint environ 6 mm, la phase de transition qui reste très courte par rapport aux stratifiés à base de plis unidirectionnels, se termine. La phase plateau s'amorce sur un régime stable suite à la rupture d'une des parties.

Les deux parties vont continuer à s'évaser en se fragmentant (Figure III-9) et la fissure centrale va continuer à se propager. Sa hauteur va varier entre 3 mm et 12 mm d'un côté à l'autre de l'échantillon en oscillant (Figure III-10). Par moments, la fissure peut bifurquer d'un toron sens chaîne à l'autre et des fissures secondaires peuvent apparaître, cependant, une seule fissure (la plus haute) pilote l'écrasement. Nous l'appelons 'fissure pilote'. De ce que l'on peut voir de l'extérieur sur la tranche, ces fissures suivent principalement les torons dans le sens d'écrasement (ici chaîne). Dans cette configuration, les torons sens chaîne non renfort hors plan sont préférés en terme de trajectoire de fissure plutôt que les torons renfort hors plan. La fissure peut changer de direction en suivant un toron de renfort hors plan dans l'épaisseur mais reviendra systématiquement vers le centre de l'épaisseur de l'échantillon.

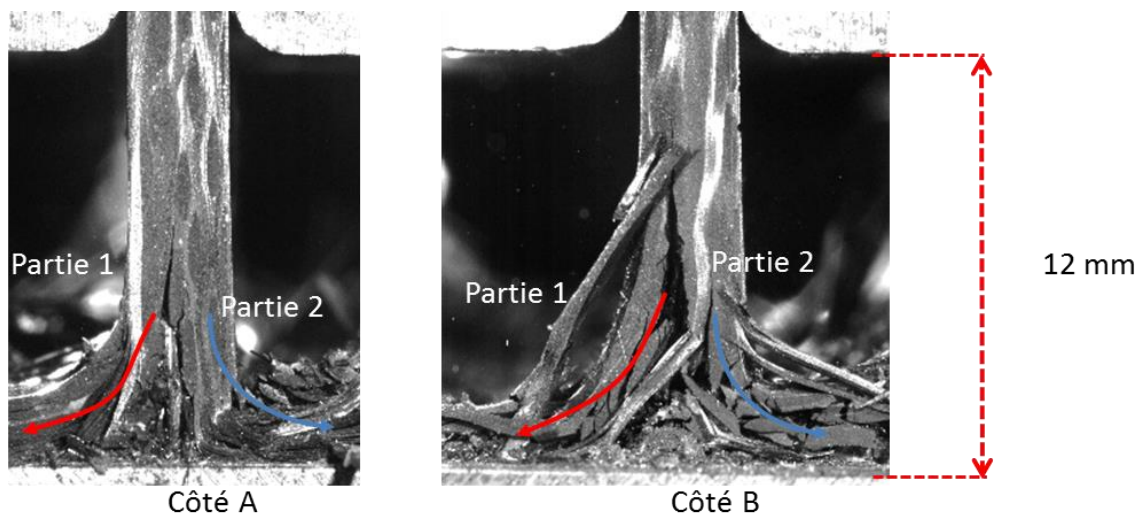


Figure III-9 : Essai INT55-Warp-QS1 : $d = 15 \text{ mm}$

Au fur et à mesure de l'écrasement de la structure, les deux parties vont se rompre par flexion et cisaillement transverse (Figure III-10). Ce comportement est radicalement différent par rapport aux stratifiés à base de plis unidirectionnels, il n'y a pas de plis évasés sans rupture et pas de groupe central en fragmentation localisée pendant le plateau. Les ruptures par flexion vont dissiper de l'énergie dans la structure sur une épaisseur correspondant à presque la totalité de l'épaisseur de l'échantillon. Ce processus génère des débris plus ou moins réguliers provenant de la fragmentation à cœur sur toute l'épaisseur de l'échantillon.

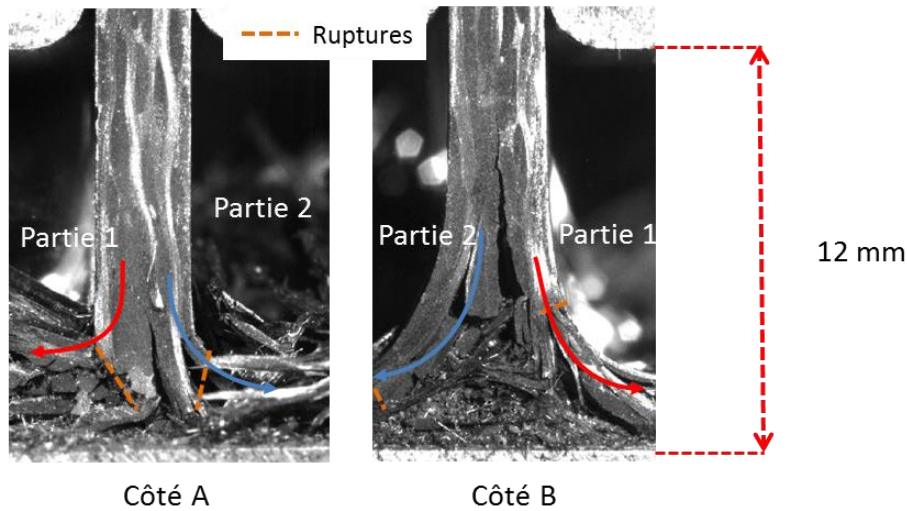


Figure III-10 : Essai INT55-Warp-QS1 : $d = 43\text{mm}$

Dans l'essai INT55-Warp-QS1, une bifurcation du processus de fissuration en phase plateau se produit à 65 mm d'écrasement suite à l'accumulation de débris d'un de deux côtés de l'échantillon. Cette accumulation entraîne la rupture brutale de la partie à 65 mm d'écrasement (Figure III-11). L'échantillon entre dans un mode stable d'évasement fragmenté qui se déroule entièrement d'un seul côté jusqu'à la fin de l'essai (Figure III-11). Ce comportement sera nommé « évasement fragmenté global ». Le passage d'un comportement à l'autre qui se produit sur cet essai n'induit pas un changement clairement identifiable sur la courbe force-déplacement.

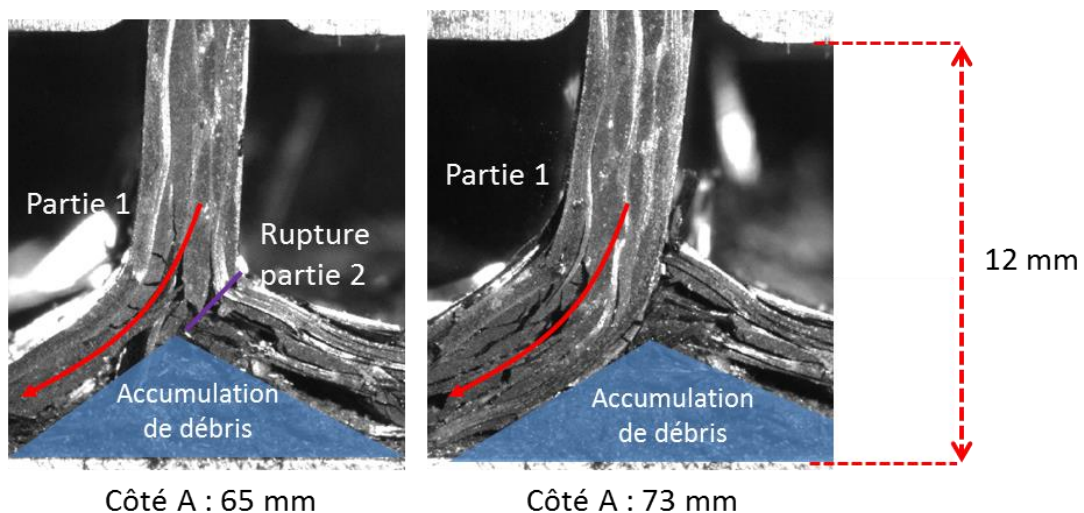


Figure III-11 : Bifurcation du comportement plateau dans l'essai INT55-Warp-QS1

Des analyses post-mortem des essais INT55-Warp-QS ont été réalisées. Deux types de débris sont identifiables qui reflètent le mode d'évasement fragmenté global décrit précédemment pour ces essais :

- des débris solidaires qui sont maintenus par quelques torons sens chaîne. Ils peuvent être maintenus à l'échantillon post-mortem ou bien former un débris de taille importante ;
- des débris solitaires qui sont de taille (en hauteur) d'environ la largeur d'un toron (2,4mm).

On observe essentiellement deux formes d'échantillons post-mortem :

- Si l'échantillon s'est écrasé tout le long de l'essai sans bifurcation de comportement (QS1 et QS2), l'échantillon est divisé en deux parties qui restent attachées à la plaque saine (Figure III-12 (a)). De plus, quelques petits débris solitaires sont récupérés.
- Si le comportement à l'écrasement de l'échantillon a bifurqué vers un mode d'évasement fragmenté global de la plaque (QS3), une partie est rompue et l'échantillon suit un mode d'évasement fragmenté global ensuite sur toute l'épaisseur de l'échantillon (Figure III-12 (b)).

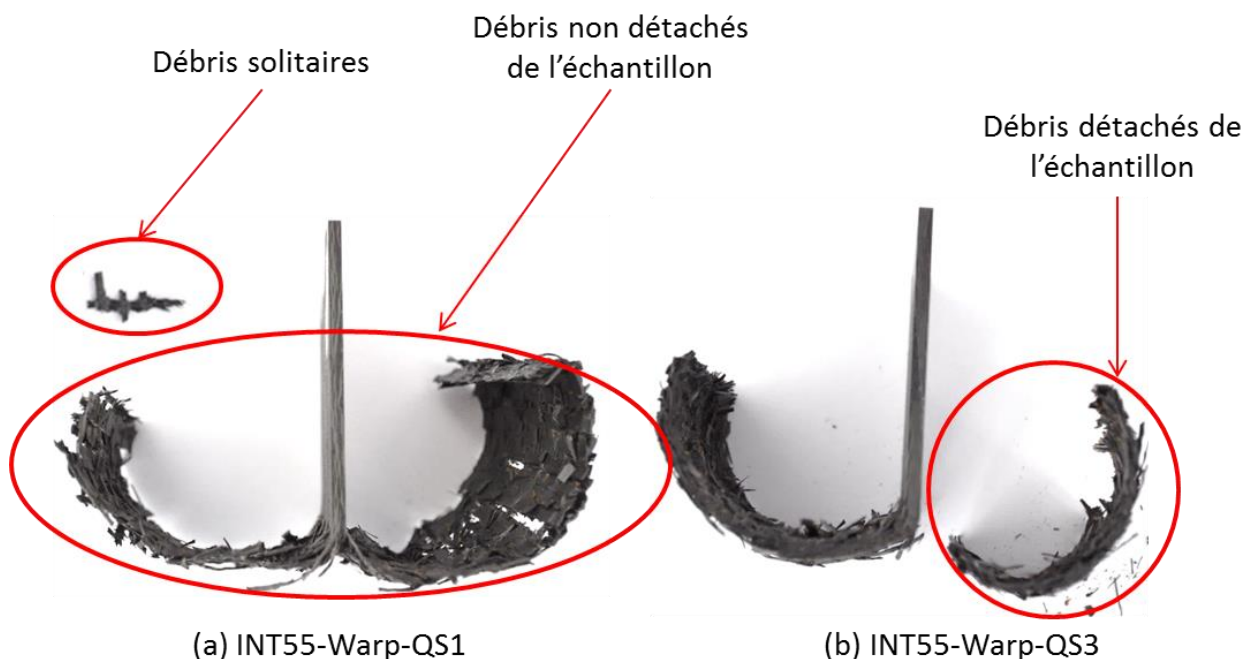


Figure III-12 : Échantillons post-mortem des essais INT55-Warp-QS

Cette première analyse met en avant trois observations :

- Le processus d'écrasement est piloté par l'avancée de fissures dites 'fissures pilotes' le long des torons dans le sens de l'écrasement, en suivant préférentiellement les torons non renfort hors plan à l'interface des torons et de la matrice. Ces fissures divisent l'échantillon en deux parties (Figure III-13).
- Le mécanisme de ruine et d'absorption d'énergie principale est la rupture par flexion + cisaillement générée par la propagation des fissures. Ces ruptures conduisent à la rupture de torons dans le sens d'écrasement et sont généralement observées sur l'ensemble de la largeur de l'échantillon que ce soit en mode fragmentation en cœur avant bifurcation, ou en mode d'évasement fragmenté global.
- La propagation des fissures pilotes conduit à des phénomènes assimilables à des délaminages (décohésion d'interface toron/matrice) dans l'épaisseur des parties fragmentées. Ce mécanisme permet aussi de dissiper de l'énergie.

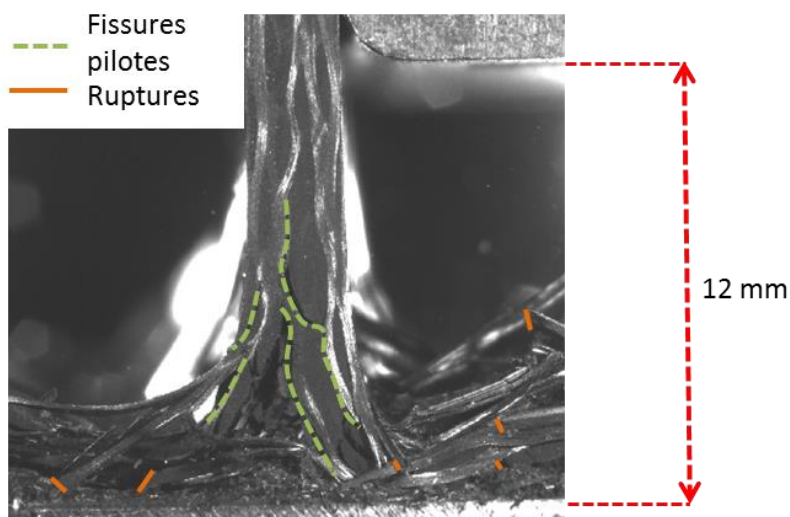


Figure III-13 : Observations sur l'essai INT55-Warp-QS3

3.1.2 Configuration INT100

Dans les courbes force-déplacement des essais (Figure III-14), la valeur pic moyenne de l'effort est de 16 kN, les valeurs plateaux sont situées aux alentours de 13 kN. On observe qu'il y a plus de dispersion sur les valeurs des plateaux que dans la configuration INT55 (Figure III-4). A l'initiation, un comportement différent entre les côtés A et B est observé. Sur le côté A, des torons de renfort hors plan sont présents dans la pointe du chanfrein alors que dans le côté B les torons de renforts ne s'y trouvent pas. Cette différence due au tissage de la présence de torons de renfort hors plan sur la tranche induit logiquement une différence du

comportement (Figure III-15). Sur le côté A, la présence de torons de renfort limite la propagation de fissure entre torons.

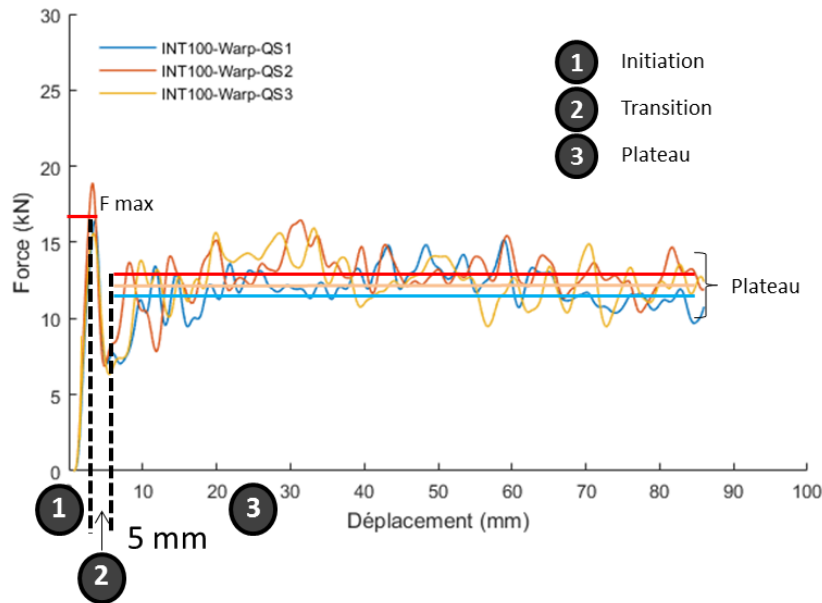


Figure III-14 : Courbe force-déplacement des essais INT100-Warp-QS

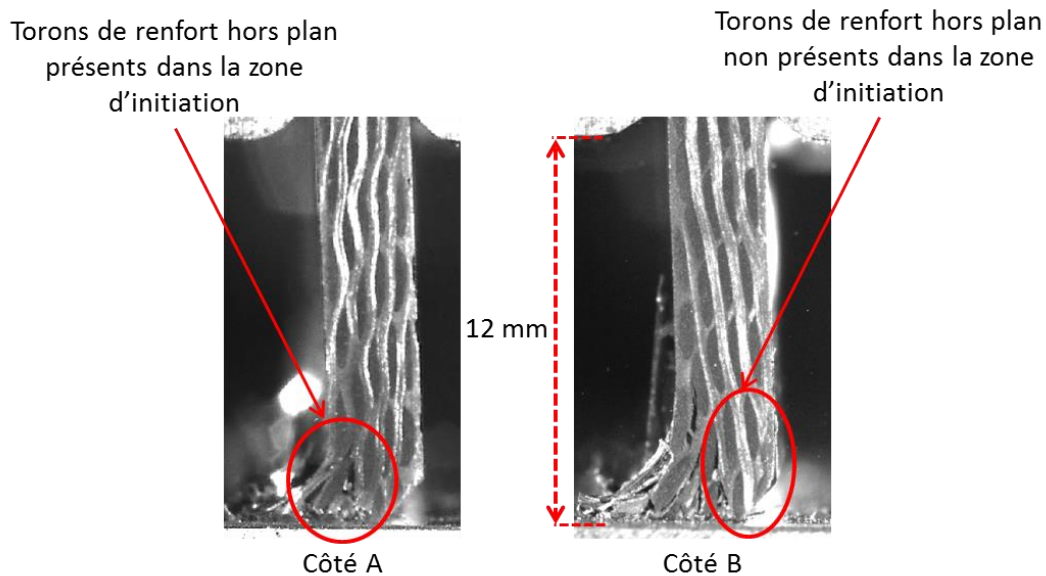


Figure III-15 : Initiation de l'essai INT100-Warp-QS1

Contrairement à l'étude précédente, le calcul d'une contrainte moyenne n'est pas appliqué car il est difficile dans cette configuration de déterminer une épaisseur écrasée.

La phase de transition (3 - 5 mm) se traduit par la propagation de fissures principales le long des torons sens chaîne jusqu'à ce que l'échantillon se divise en deux parties dans l'épaisseur. Ces deux parties ne sont pas d'épaisseur égale, la première (Partie 1) est d'épaisseur égale à la

hauteur d'un toron (0.5 mm) alors que la seconde est d'épaisseur égale à 2.5 mm (Figure III-16). Ce découpage est différent des essais INT55-Warp-QS où les deux parties étaient d'épaisseurs équivalentes.

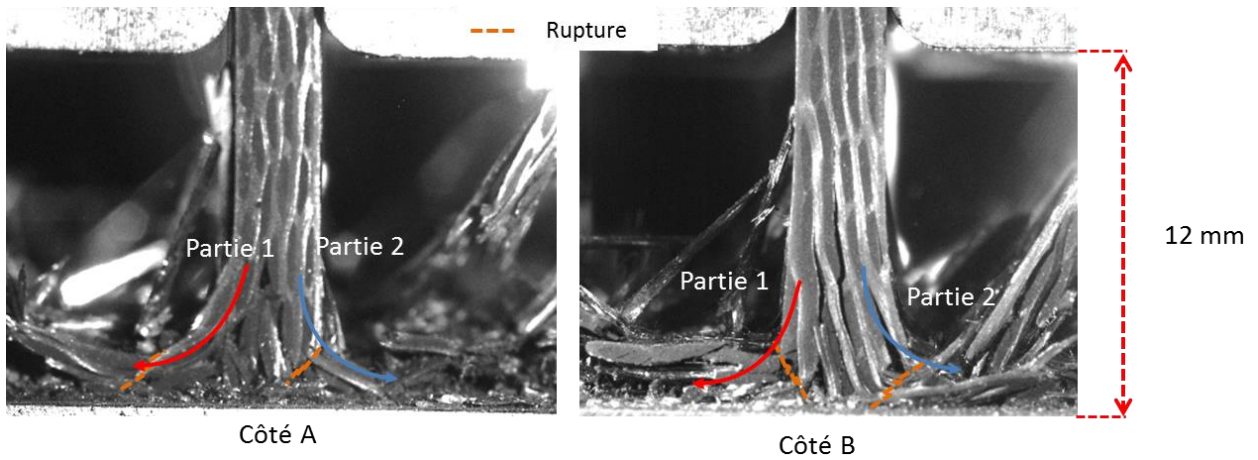


Figure III-16 : INT100-Warp-QS1: $d = 13 \text{ mm}$

Les fissures vont se propager suivant les torons de renfort hors plan et deux scénarios (Figure III-17) sont observés lorsque ces torons atteignent une face de l'échantillon :

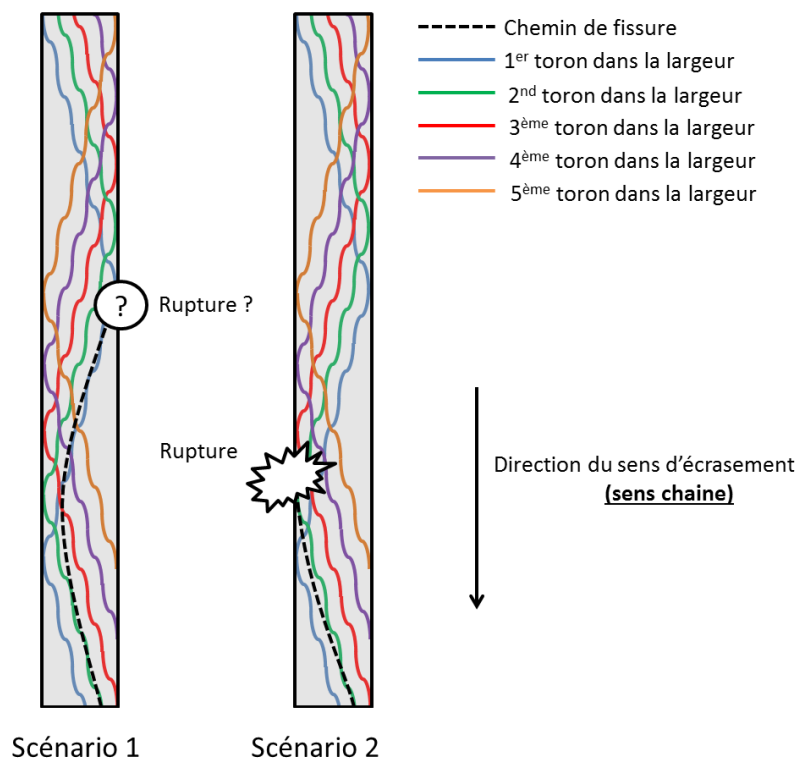


Figure III-17: Schéma de principe des deux scénarios

- 1) Scénario 1 : La fissure principale ne débouche pas sur la face de l'échantillon et ne conduit pas à la rupture de la partie 1. La fissure continue alors de suivre le motif sinusoïdal des torons de renfort hors plan en allant de la face 2 à la face 1 (Figure III-18).

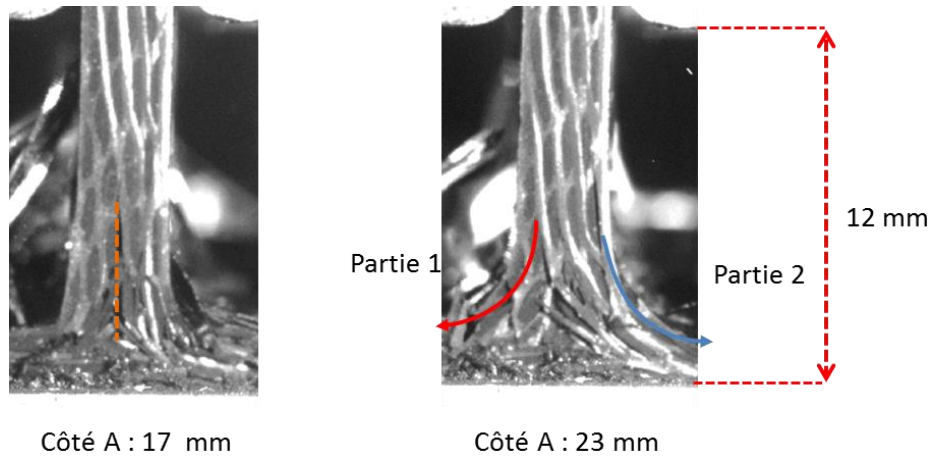


Figure III-18 : Scénario 1 plateau essais INT100-C-QS

- 2) Scénario 2 : La fissure débouche sur les faces 1 ou 2 de l'échantillon et provoque la rupture d'une partie. Cette rupture va générer une accumulation de débris plus importante par la présence de fragments plus gros qui va conduire à l'évasement global de la plaque. Une fois cette bifurcation empruntée, la question des scénarios ne se posera plus et la plaque suivra un mode d'évasement fragmenté global ainsi jusqu'à la fin de l'essai (Figure III-19).

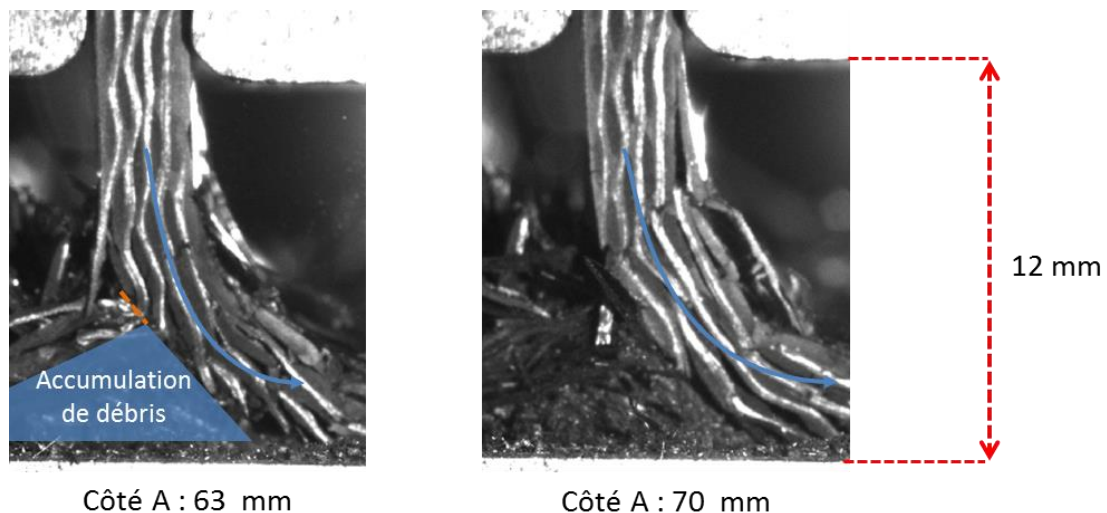


Figure III-19 : Scénario 2 plateau essais INT100-Warp-QS

Dans les deux scénarios, la fragmentation se fait par flexions régulières et successives des deux parties (scénario 1) ou d'une partie (scénario 2). Dans tous les essais, il est observé une transition du scénario 1 au scénario 2.

En termes d'effort, on ne distingue pas sur la courbe le passage de l'un ou l'autre scénario dans l'essai. Les modes de ruines des deux scénarios sont aussi dissipatifs (Figure III-14).

Les échantillons post-mortem (Figure III-20) présentent tous le même profil que celui de l'essai INT55-Warp-QS3 où une bifurcation a été observée en suivant le scénario 2. Les débris mesurés sont principalement de la poussière (< 1 mm) et quelques débris solitaires de hauteur 2 à 3 fois la largeur du toron (entre 5 et 7,5 mm) supérieure aux essais INT55-Warp-QS.

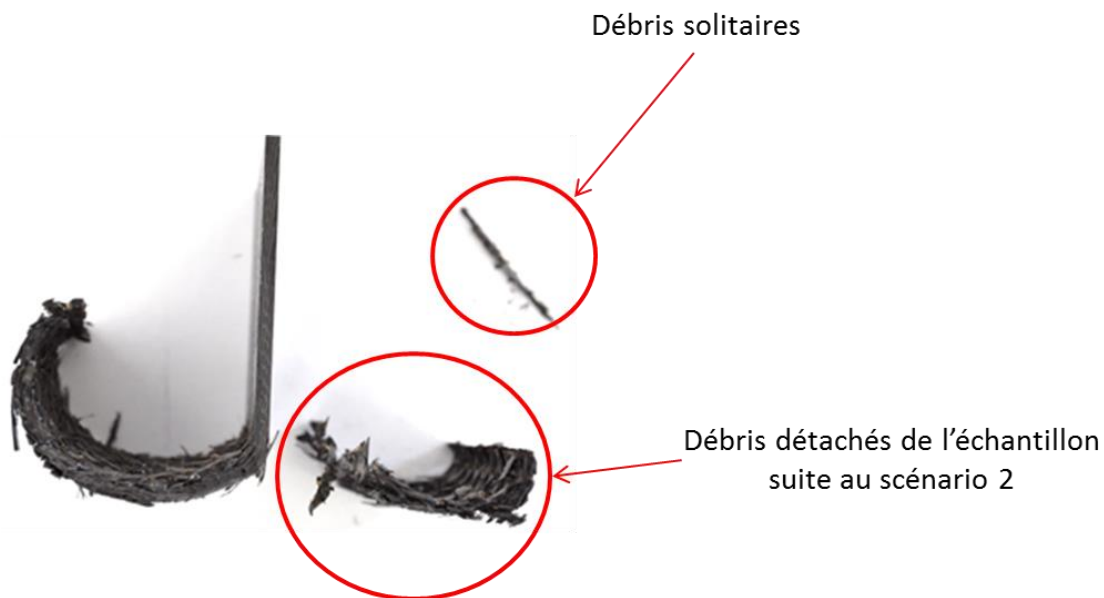


Figure III-20 : Echantillon post-mortem INT100-Warp-QS1

3.2 Analyse des essais quasi-statiques sens trame (Weft)

Dans ces essais, les torons de renfort hors plan parcourent les éprouvettes du côté A au côté B, perpendiculairement au sens d'écrasement (Figure III-2).

3.2.1 Configuration INT55

Ces essais sont relativement instables et la phase plateau n'est pas clairement observable sur les courbes force-déplacement (Figure III-21). La valeur moyenne du pic d'effort est de 22 kN. Dans la phase « plateau », deux comportements ont été identifiés et rapportés sur la courbe. Un premier entre 4 et 30 mm et un second à partir de 30 mm jusqu'à la fin de l'essai.

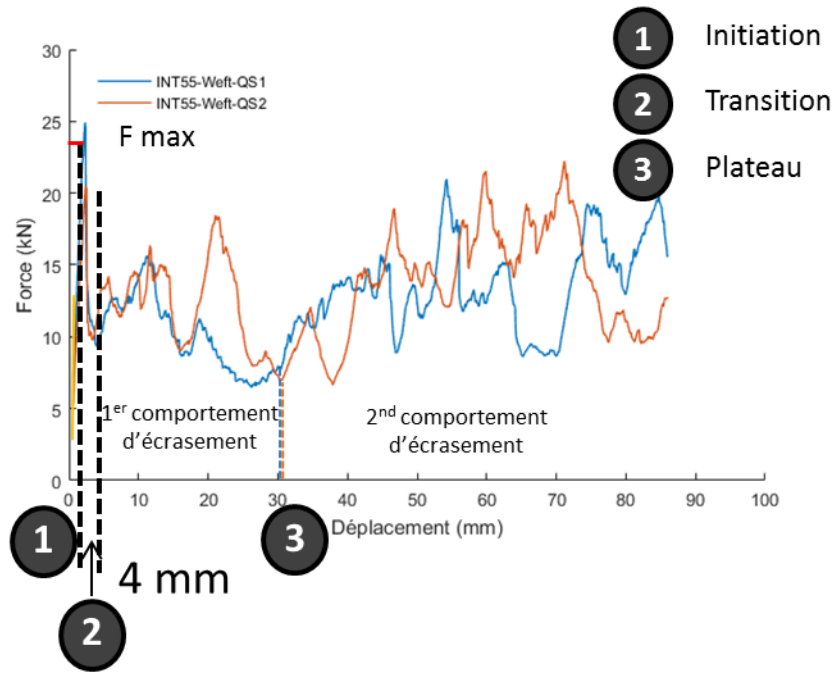


Figure III-21 : Courbe force-déplacement des essais INT55-Weft-QS

La phase d'initiation est relativement semblable aux essais sens chaîne (Int55-Warp-QS) avec un écrasement en fragmentation localisée jusqu'à ce qu'une large fissure verticale divise l'échantillon en deux parties (Figure III-22).

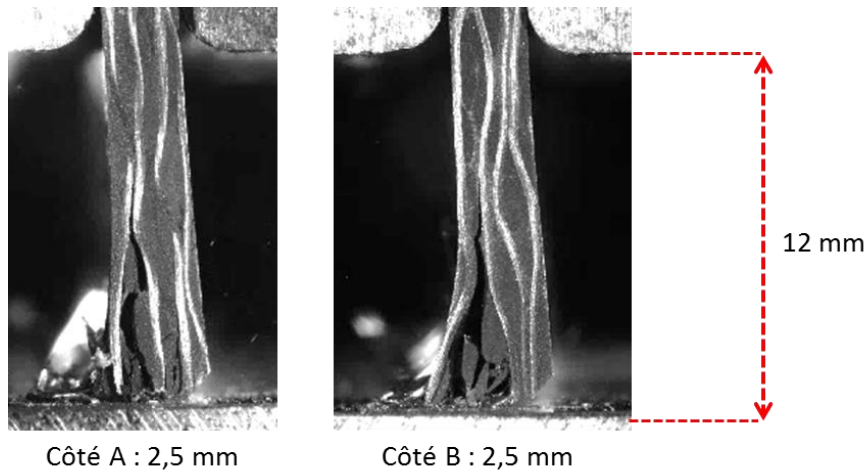


Figure III-22 : Essai INT55-Weft-QS2 : Phase de transition

Une valeur de contrainte d'écrasement macroscopique est calculée pour chaque échantillon (Tableau 5) de façon analogue à l'analyse faite dans le sens chaîne au travers de 4 mesures par essai. On observe une contrainte moyenne d'écrasement légèrement plus élevée dans les échantillons écrasés sens chaîne.

Tableau 5 : Contrainte d'écrasement macroscopique INT55-Weft-QS

	INT55-Weft-QS1	INT55-Weft-QS2
$\sigma_{\text{écrasement}}$ (MPa)	277^{+21}_{-20}	263^{+13}_{-15}

Dans la phase plateau, des fissures supplémentaires se propagent le long des torons dans la direction d'écrasement, sens trame (Figure III-23). Les fissures sont moins hautes que pour l'écrasement dans le sens chaîne et atteignent au plus 9 à 10 mm. Les fissures les plus hautes sont celles observables à 7 mm d'écrasement (Figure III-23). De nombreuses ruptures par flexion se produisent sur chacune des parties de l'échantillon divisées par les fissures verticales.

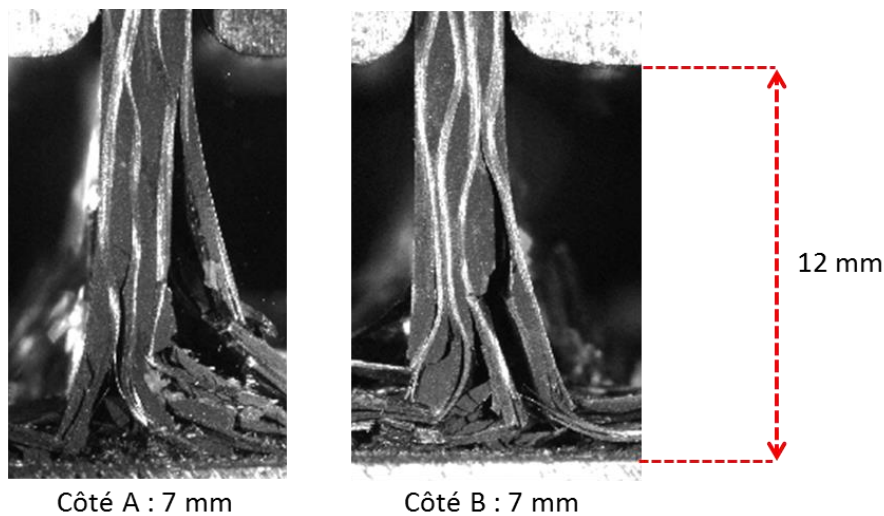


Figure III-23 : Essai INT55-Weft-QS2 : 1^{er} comportement d'écrasement

Par la suite à 30 mm d'écrasement, une rupture d'une des parties du côté A de l'échantillon amène le comportement d'écrasement à changer jusqu'à la fin de l'essai. Les débris générés par les ruptures créent une cale qui conduit l'échantillon à un évasement fragmenté global d'un seul côté (Figure III-24).

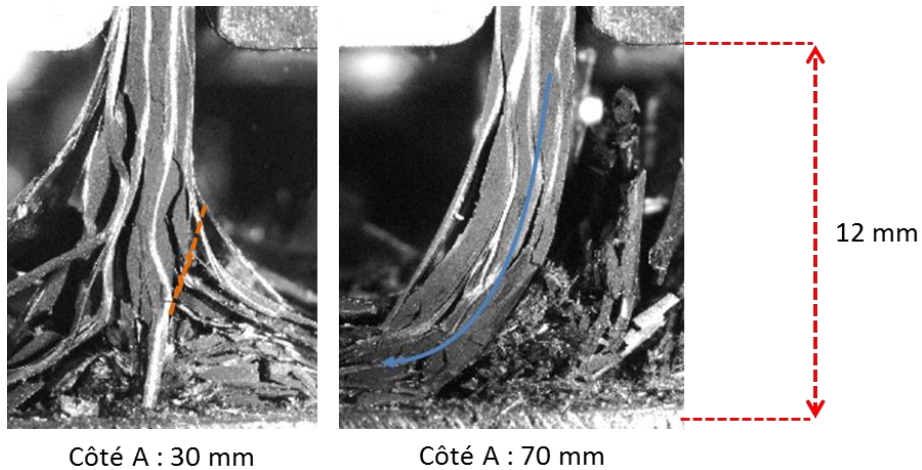


Figure III-24 : Essai INT55-Weft-QS2 : 2nd comportement d'écrasement

L'analyse post-mortem a permis d'observer deux types de débris :

- Dans la phase du 1^{er} comportement d'écrasement, l'échantillon est divisé en deux parties qui s'endommagent successivement par flexion en générant des gros débris (entre 5 et 10 mm de hauteur) visibles dans la Figure III-25 (a).
- Lors du second comportement d'écrasement, l'échantillon s'endommage dans toute l'épaisseur par des ruptures répétées par flexion dont une qui conduit au détachement d'un gros débris de l'échantillon post-mortem (Figure III-25 (b)). Il faut cependant remarquer que ce gros débris est un débris solidaire où plusieurs débris de la taille du toron sont maintenus ensemble par quelques torons sans trame dans cette direction.



(a) 1^{er} comportement d'écrasement
(débris entre 5 et 10 mm de hauteur)

(b) 2nd comportement d'écrasement
(Echantillon post-mortem + gros débris)

Figure III-25 : Echantillon post-mortem et débris INT55-Weft-QS2

3.2.2 Configuration INT100

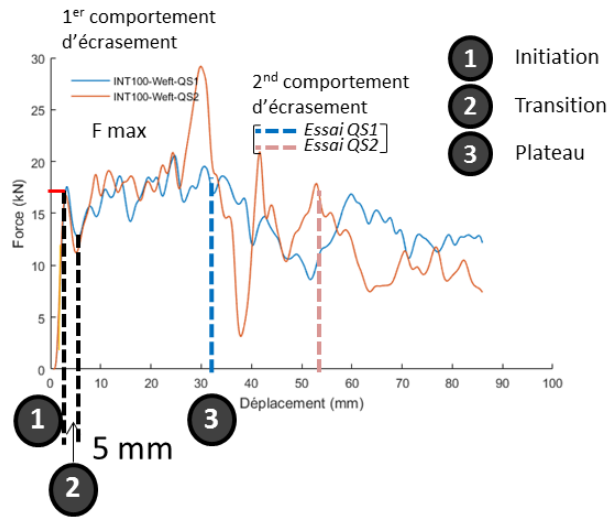


Figure III-26 : Courbe force-déplacement des essais INT100-Weft-QS

Le comportement de la courbe force-déplacement des essais INT100-T-QS est analogue à celle des essais de la configuration INT55. Deux comportements dans la « phase plateau » sont observables pour l'essai QS1, la transition se fait à 31 mm d'écrasement et pour l'essai QS2 à 53 mm d'écrasement.

A l'initiation, des fissures se propagent le long des torons dans le sens d'écrasement de la structure (sens trame) qui sont tous des torons non renfort hors plan. Ces fissures ne permettent pas clairement d'identifier l'épaisseur d'échantillon écrasée en fragmentation localisée, et donc ne permettent pas de calculer une valeur de contrainte moyenne d'écrasement (Figure III-27)

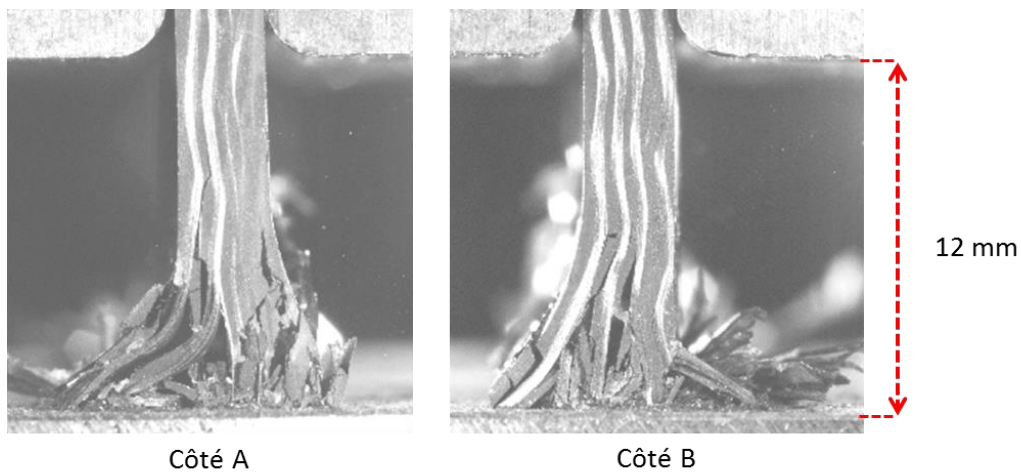


Figure III-27 : Essai INT100-Weft-QS2 : $d = 3 \text{ mm}$

Ensuite ces fissures se propagent jusqu'aux guides horizontaux et divisent en cinq parties l'échantillon. La rigidité en compression de chacune des parties de l'échantillon ne suffit plus à résister à la charge et chaque partie fléchit et se fracture : ce qui génère des gros débris (Figure III-28).

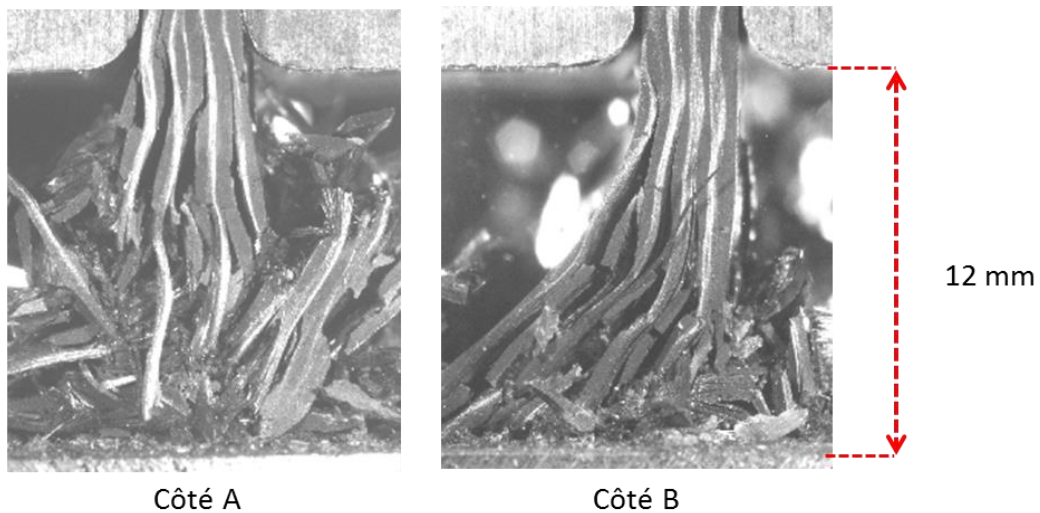


Figure III-28 : Essai INT100-Weft-QS2 : $d = 19 \text{ mm}$

Lorsque les différentes parties ont flambé et se sont fracturées, l'échantillon s'écrase en éjectant les débris et entre en contact avec le socle. A ce moment-là, deux scénarios sont possibles :

- Des nouvelles fissures se propagent le long des torons sens trame et le scénario précédent se répète alors (Figure III-28).
- Les débris générés forment une cale de débris qui amène l'échantillon à suivre un mode d'évasement fragmenté global d'un seul côté avec des ruptures dans le sens transverse de torons par flexion de la plaque sur le socle (Figure III-29).

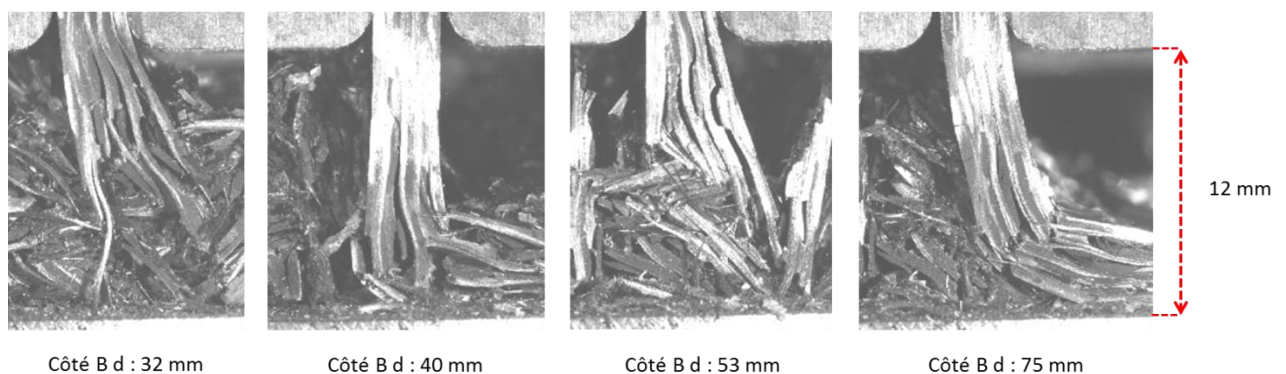


Figure III-29 : Essai INT100-Weft-QS2 : bifurcation du comportement

Dans l'essai INT-Weft-QS2, à 32 mm, les différentes parties flambent et la plaque s'écrase à nouveau en chassant les débris (40 mm). Néanmoins, les débris sur la partie gauche de l'épaisseur (face 1) ne sont pas évacués et vont générer une rupture d'une partie de l'échantillon à 53 mm. C'est cette cale de débris et cette rupture qui vont entraîner l'évasement global de la plaque (75 mm).

Lorsque cette bifurcation de comportement est enclenchée, l'échantillon reste en évasement fragmenté global jusqu'à la fin de l'essai.

Cette bifurcation de comportement se retrouve dans l'analyse post-mortem des échantillons :

- 1) La première partie (Figure III-30 (a)) génère de gros débris de hauteurs variables et d'un seul tenant dans la largeur de l'échantillon dans toute l'épaisseur de la plaque. Ces débris proviennent des ruptures par flambement observables dans la Figure III-28.
- 2) La seconde partie représente l'échantillon post-mortem avec une partie fragmentée par l'évasement fragmenté global de la plaque (Figure III-30 (b)).

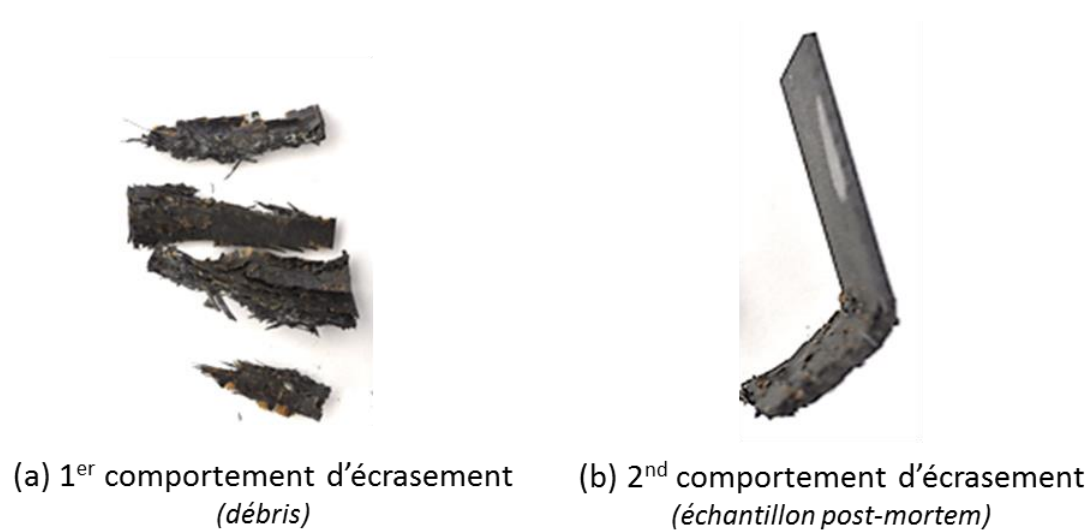


Figure III-30 : Echantillon post-mortem INT100-Weft-QS1

3.3 Bilan des essais quasi-statiques

On remarque tout d'abord que dans les essais quasi-statiques, trois phases sont systématiquement observées. Dans la phase plateau, l'essai se termine systématiquement par un mode d'évasement fragmenté global. Il provient majoritairement d'une bifurcation de comportement due à la présence des débris qui n'arrivent pas à être évacués.

Les essais sens chaîne sont stables alors que les essais sens trame n'ont pas de phase plateau clairement définie. De plus, dans le sens chaîne, le mode d'évasement global est le mode de séparation en deux parties et flexion de l'échantillon. Ce mode a une valeur dissipative identique pour chaque essai. Bien que la valeur de l'effort soit en moyenne supérieure dans le cas des essais sens trame par rapport aux essais sens chaîne, l'effort est instable et une valeur moyenne de plateau ne peut pas être dégagée.

Globalement les mécanismes de dissipation sont des ruptures par flexion ou flambage des torons suite à la propagation des fissures dans la direction d'écrasement et aucune fragmentation localisée n'est observée dans les essais après l'initiation.

En termes de débris, en fonction du comportement à l'écrasement dans la phase plateau, différentes formes de débris peuvent être identifiées :

- Quelques débris solitaires de hauteur entre 2,5 et 10 mm, et de faible épaisseur dans les deux configurations des essais sens chaîne (Warp).
- Plusieurs débris de hauteurs variables pour les essais sens trame (Weft). Les débris peuvent faire l'ensemble de l'épaisseur de la plaque dans la configuration INT100 ou être de faible épaisseur (configuration INT55). Dans les deux cas, l'épaisseur est « délaminee » en plusieurs couches suite à la propagation de fissures dans le sens d'écrasement.

Cependant de manière générale, les essais quasi-statiques offrent des débris composés de gros fragments endommagés dus aux flexions répétées mais qui ne sont pas séparés. Ils peuvent être attachés ou non à l'échantillon post-mortem.

L'échantillon post-mortem et les gros débris détachés représentent la très grande majorité du résultat de l'essai d'écrasement alors que peu de débris solitaires sont observés.

3.4 Analyse des essais dynamiques sens chaîne (Warp)

3.4.1 Configuration INT55

Dans les essais dynamiques, le signal de l'effort est filtré avec un filtre numérique passe bas à 1500 Hz qui permet de diminuer la réponse « parasite » du montage mais de conserver la réponse des mécanismes observés. Dans ces essais, les valeurs de l'effort maximal sont supérieures à celles des essais quasi-statiques sauf pour l'essai 9M1 (entre 18 et 25 kN en

dynamique et entre 18 et 20 kN en quasi-statique), cependant la valeur des plateaux est inférieure (entre 8 et 10 kN en dynamique et entre 10 et 14 kN en quasi-statique).

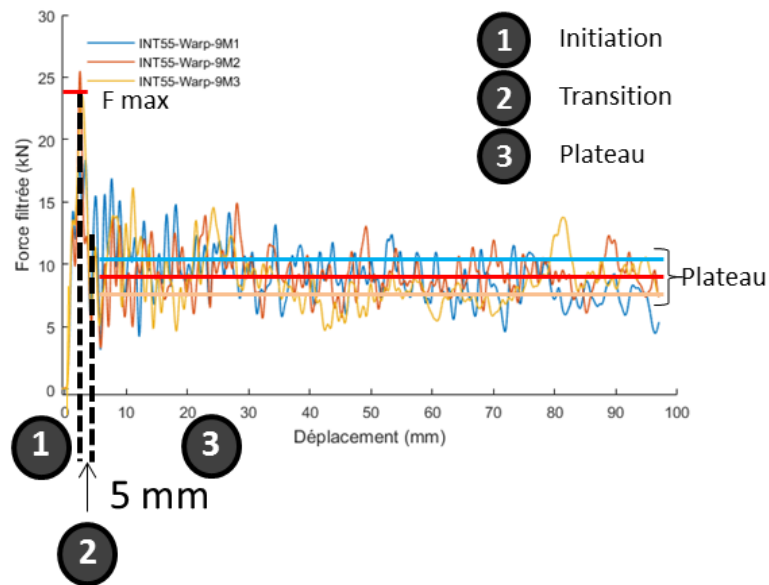


Figure III-31 : Courbe force-déplacement des essais INT55-Warp-9M

Un comportement similaire aux essais quasi-statiques est observé. Tout d'abord, au contact avec le socle, une fissure centrale va séparer l'échantillon en deux parties. Ces deux parties vont s'évaser et se fragmenter par flexion sur toute la course d'écrasement de la plaque.

La progression de la fissure centrale va se faire principalement en suivant le toron sens chaîne non renfort central. Dans l'essai, cette fissure peut suivre des torons sens chaîne de renfort hors plan mais elle n'ira jamais jusqu'à une face de l'échantillon et bifurquera à nouveau vers le toron non renfort central (Figure III-32).

Des débris sont générés durant l'écrasement de part et d'autre des deux parties. Une partie des débris est éjectée sur les côtés, mais, au centre de la plaque, une cale de débris se forme et grossit progressivement. Cette cale (Figure III-32) favorise la séparation en deux parties de l'échantillon.

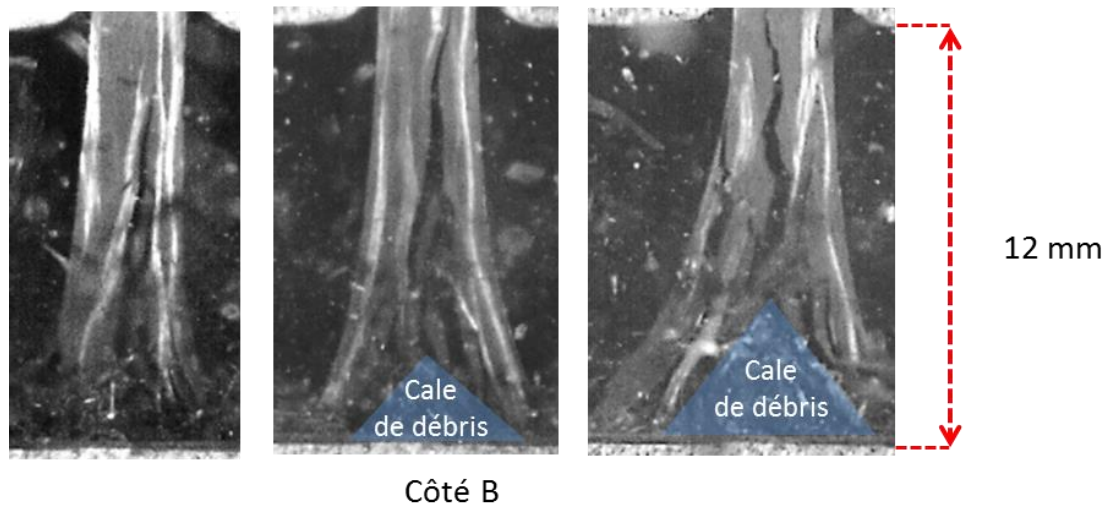


Figure III-32 : INT55-Warp-9M1 : propagation de fissure et cale de débris

Contrairement aux essais quasi-statiques, un seul comportement est observé et aucun évasement fragmenté global de l'échantillon n'a lieu dans les trois essais réalisés.

Les débris de ces essais sont de tailles multiples de débris solidaires. Le processus de fragmentation conduit à la rupture des torons dans toute la largeur de l'échantillon et amène la création de débris détachés de la plaque d'épaisseur égale à celle d'un toron (Figure III-33).



Figure III-33 : Echantillon post-mortem INT55-Warp-9M3

Dans les débris d'une hauteur supérieure à 2 fois la largeur d'un toron (> 5 mm), des ruptures toutes les 1 ou 2 largeurs de torons sont présentes (Figure III-34). Ces débris correspondent donc à des sommes de ruptures élémentaires maintenues par des torons sans chaîne.

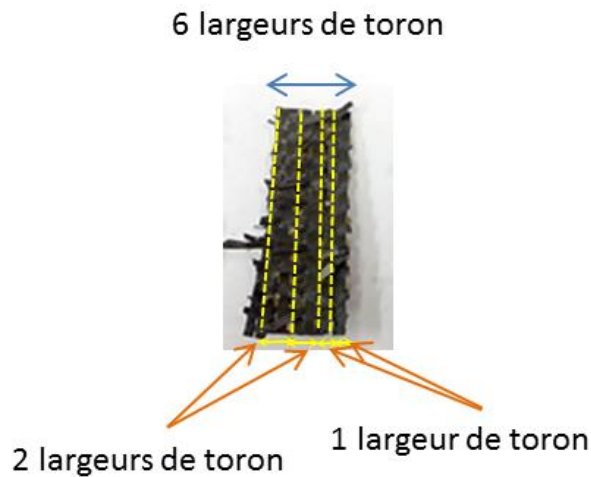


Figure III-34: Décomposition d'un débris sens chaîne dynamique

3.4.2 Configuration INT100

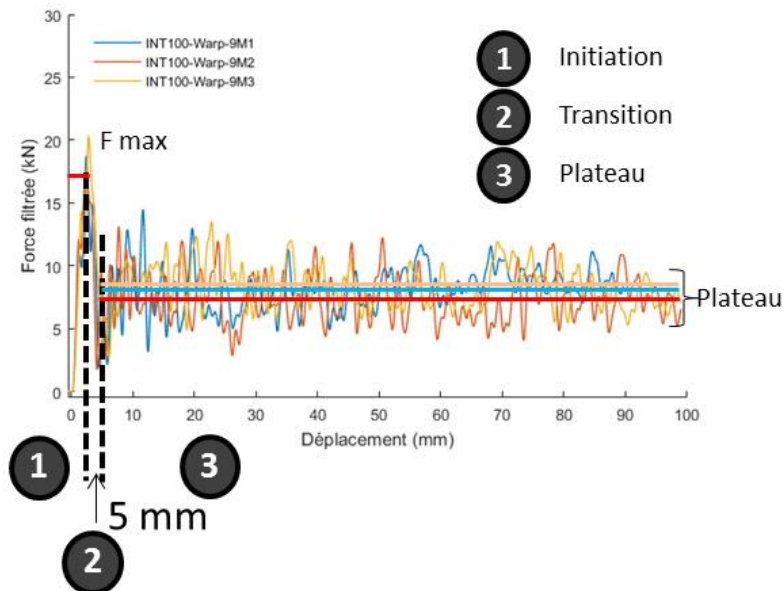


Figure III-35 : Courbe force-déplacement des essais INT100-Warp-9M

Les valeurs du pic d'effort sont identiques à celles des essais quasi-statiques (16 kN), cependant la valeur plateau est, dans les essais dynamiques, plus faible (entre 7 et 9 kN) par rapport aux essais quasi-statiques (entre 12 et 14 kN). Les valeurs des plateaux sont là encore dans les essais INT100-Warp moins dispersées que dans les essais INT55-Warp.

Comme dans les essais quasi-statiques, au contact de l'échantillon avec le socle, des fissures se propagent le long des torons de renfort hors plan sens chaîne (Figure III-36).

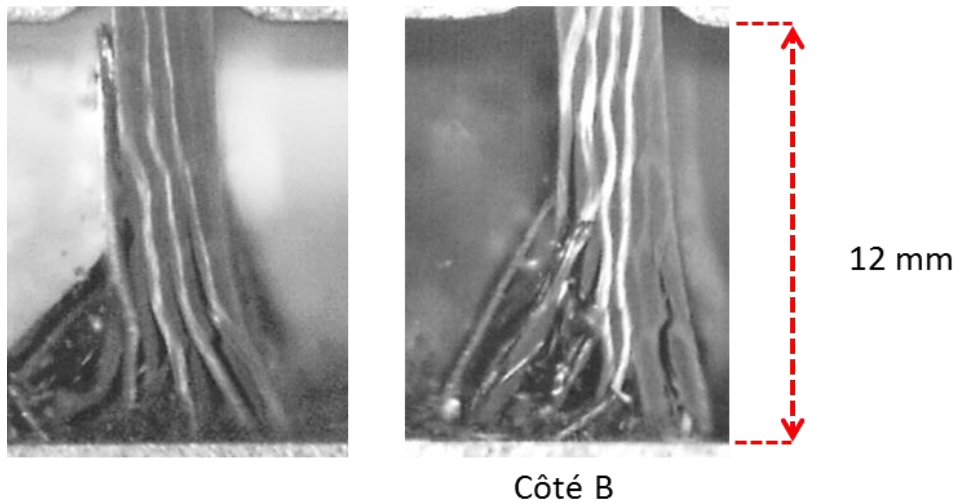


Figure III-36 : Initiation de l'essai INT100-Warp-9M1

Suite à l'initiation, l'échantillon se divise en deux parties et les fissures continuent de suivre les torons de renfort hors plan sens chaîne. Dans les essais quasi-statiques, deux scénarios étaient observés. Dans le second, cette fissure conduisait à la rupture d'une des parties écrasées de l'échantillon. En dynamique, la fissure suit toujours le premier scénario et le type de trajectoire présenté dans la Figure III-37.

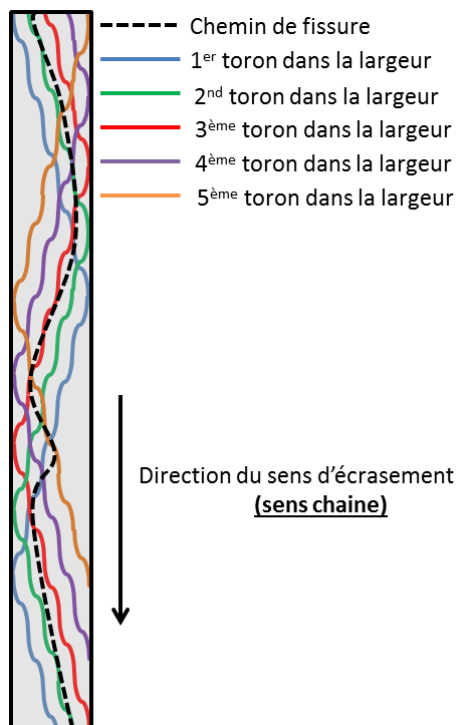


Figure III-37 : Schéma de principe de la trajectoire de fissure

Cette trajectoire de fissure ne rejoint par les faces et les deux parties générées s'évasent et se fragmentent ensuite avec une épaisseur variable tout le long de l'essai. Là encore, par rapport au comportement observé lors de l'essai quasi-statique, le comportement de l'écrasement ne bifurque pas vers un évasement fragmenté global (Figure III-38).

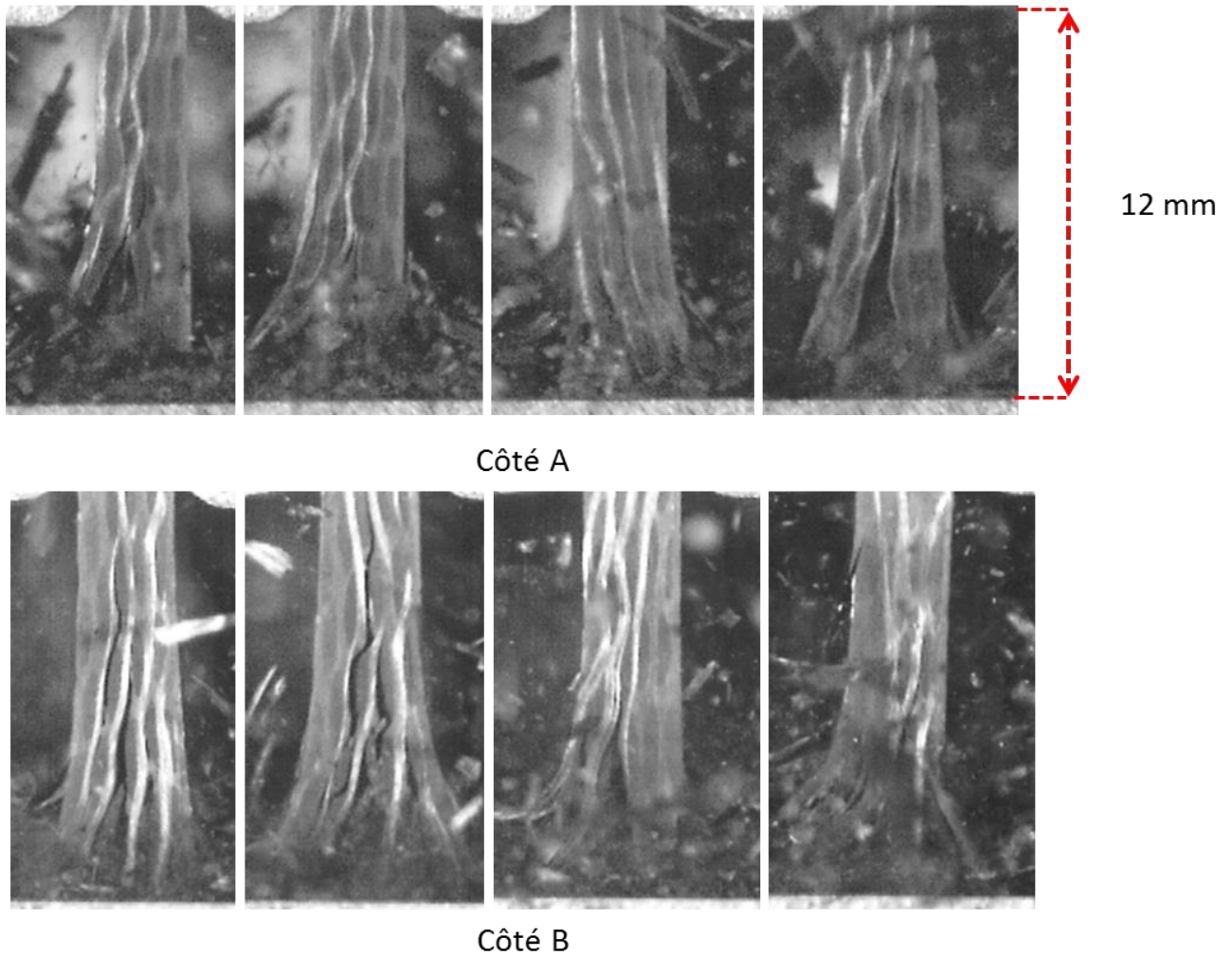


Figure III-38 : Comportement plateau de l'essai INT100-Warp-9M1

Les débris obtenus pour ces essais sont identiques à ceux obtenus pour les essais dans la configuration INT55-Warp-9M. L'échantillon est divisé en deux parties et des débris solidaires de tailles aléatoires sont générés (Figure III-39).



Figure III-39 : Echantillon post-mortem INT100-Warp-9M1

3.5 Analyse des essais dynamiques sens trame (weft)

3.5.1 Configuration INT55

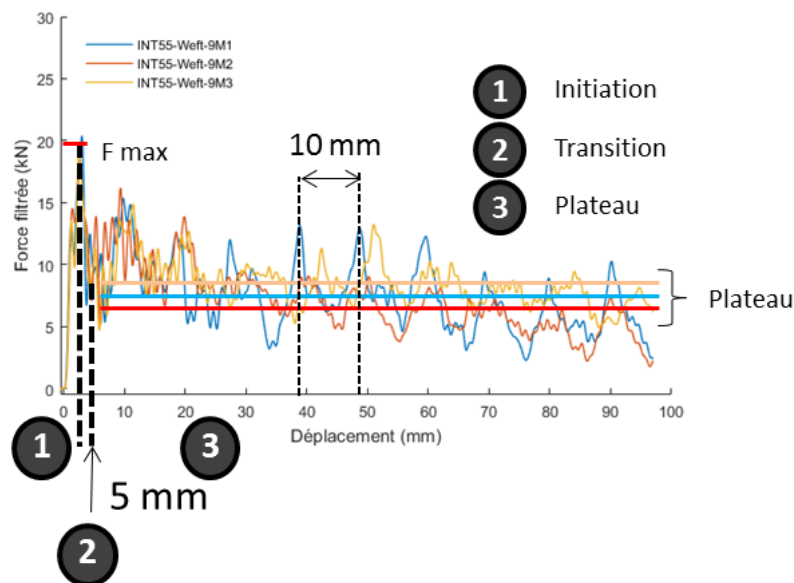


Figure III-40 : Courbe force-déplacement des essais INT55-Weft-9M

Tout d'abord, en comparaison avec les essais quasi-statiques (Figure III-21), on observe des plateaux stables pour chaque essai (Figure III-40). Des oscillations répétées de l'effort sont observables sur les courbes avec une longueur spécifique de 10 mm. Pour rappel, cette longueur est équivalente à la dimension caractéristique du motif de tissage (Figure III-2) dans le sens trame.

Là encore, les valeurs de plateau (entre 6 et 8 kN) sont inférieures à la force moyenne calculée pour les essais quasi-statiques (environ 12 kN).

Après la phase d'initiation, de multiples fissures qui suivent les torons sens trame conduisent à la séparation de l'échantillon en trois parties (Figure III-41).

Pendant la phase de plateau, les deux parties extérieures sont en évaseement fragmenté (partie 1 et 2), alors que la partie centrale (partie 3) est en fragmentation localisée avec une épaisseur travaillante qui évolue durant l'essai.

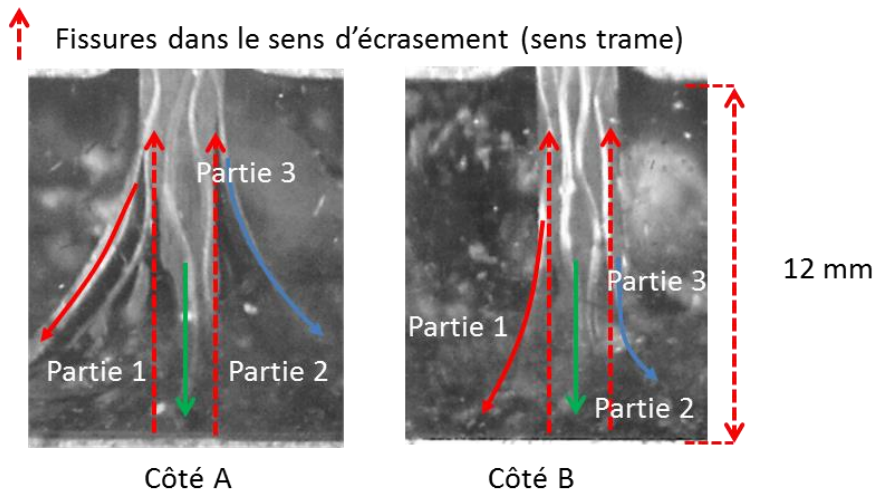


Figure III-41 : Séparation en trois parties de l'échantillon INT55-Weft-9M2

Des ruptures tous les 10 mm sont observées sur les parties 1 et 2 (Figure III-42). Elles correspondent à la longueur de 10 mm observée sur la courbe force-déplacement des essais (Figure III-40).

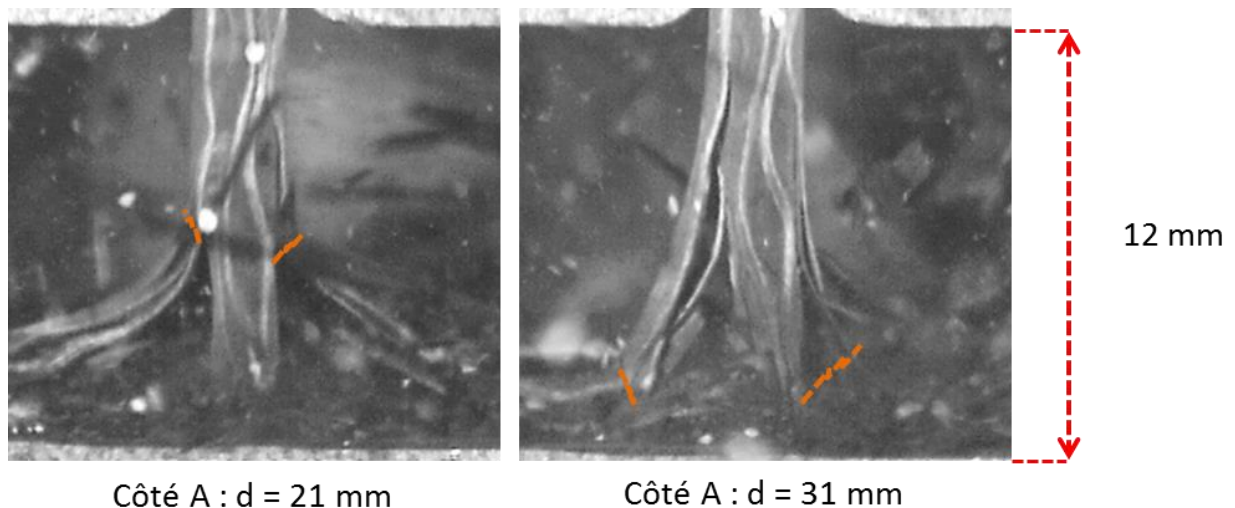


Figure III-42 : Rupture des parties 1 et 2 de l'essai INT55-Weft-9M2

Uniquement dans l'essai 9M1, un comportement en évasement fragmenté global est observé à partir de 60 mm. Ce comportement provient de la rupture complète de la partie 1 en flexion qui conduit l'échantillon à glisser sur le socle. Ce processus induit une baisse de la valeur moyenne du plateau mais n'a pas d'influence sur les oscillations de l'effort, répétées tous les 10 mm.

Le processus de fragmentation met en avant des ruptures répétées tous les 10 mm et cette valeur correspond au motif de tissage mis en avant pour l'INT55 (Figure III-2). Cette longueur aussi a été mesurée sur la courbe force-déplacement mais afin de s'en assurer une transformée de Fourier de chaque courbe force-déplacement des essais a été effectuée (Tableau 6). Seule la fréquence spatiale principale est donnée mais il y a des oscillations secondaires d'amplitude plus faible.

Tableau 6 : Analyse fréquentielle spatiale par transformée de Fourier des courbes force-déplacement des essais INT55-Weft-9M

Nom de l'essai	Fréquence spatiale (mm^{-1})	Longueur caractéristique (mm)
INT55-Weft-9M1	0.094	10.6
INT55-Weft-9M2	0.104	9.6
INT55-Weft-9M3	0.093	10.8

Cette analyse souligne l'influence du motif de tissage sur le processus d'écrasement mise en avant précédemment. Une observation des débris a été réalisée ensuite sur les débris post-mortem de l'essai 9M2. On observe plusieurs parties distinctes liées aux parties 1 et 2 et une fissure liée aux ruptures par flexion tout le long de la largeur de l'échantillon (Figure III-43).

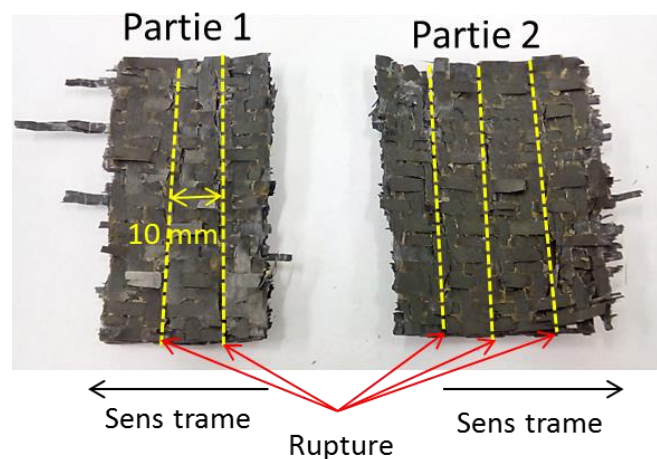


Figure III-43 : Débris post-mortem de l'échantillon INT55-Weft-9M2

Des débris de petites tailles de l'ordre de la largeur du toron sont aussi générés en nombre important.

3.5.2 Configuration INT100

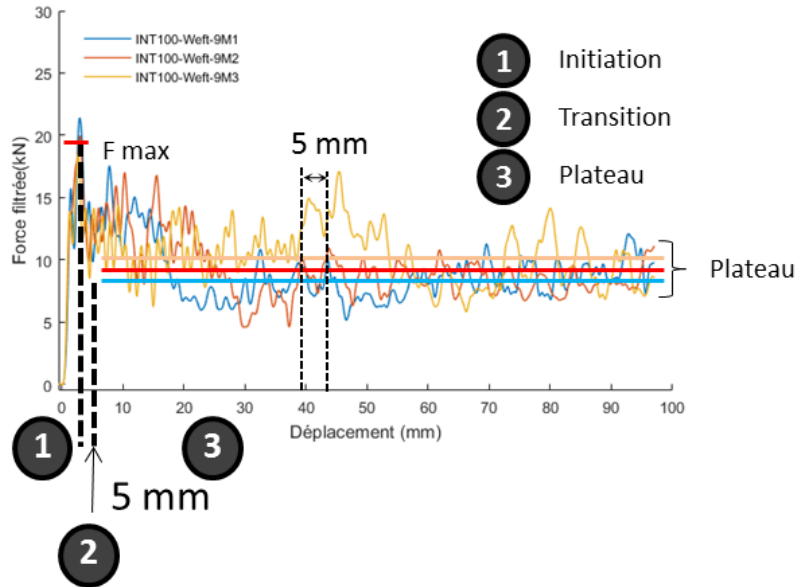


Figure III-44 : Courbe force-déplacement des essais INT100-Weft-9M

La courbe force-déplacement des essais INT100-Weft-9M (Figure III-44) présente les mêmes spécificités que dans la configuration matériau INT55 (Figure III-40). Le passage à une sollicitation dynamique permet de stabiliser l'effort des plateaux par rapport à la statique cependant les valeurs de plateau en dynamique (entre 8 et 10 kN) sont à nouveau plus faibles que les valeurs en quasi-statique (environ 13 kN).

Des oscillations de l'effort avec une longueur caractéristique de 5 mm, associées au motif de tissage (Figure III-2) sont observées. Comme déjà évoqué dans les INT55, une analyse par transformée de Fourier a été effectuée sur la courbe force-déplacement (Tableau 7). Le processus de rupture associé à cette longueur sera présenté dans la suite de cette section.

Tableau 7 : Analyse spatiale par transformée de fourrier des courbes force-déplacement des essais INT100-Weft-9M

Nom de l'essai	Fréquence spatiale (mm ⁻¹)	Longueur caractéristique (mm)
INT100-Weft-9M1	0.190	5.3
INT100-Weft-9M2	0.181	5.5
INT100-Weft-9M3	0.179	5.6

A l'initiation, des fissures se propagent le long des torons sens trame et divisent l'échantillon en deux parties. L'écrasement va se poursuivre durant 3 mm (6 - 9 mm) dans cette configuration jusqu'à la rupture totale d'une des parties par flexion. Cette rupture génère une cale de débris qui entraîne l'échantillon dans un mode d'écrasement par évaselement fragmenté global avec une rupture transverse par flexion tous les 5 mm dans toute l'épaisseur de la plaque (Figure III-45). En quasi-statique, deux comportements distincts étaient observés alors qu'en dynamique, la bifurcation dans un mode d'écrasement en évaselement fragmenté global intervient juste après la phase de transition. Systématiquement, une partie subit une flexion qui conduit à sa rupture.

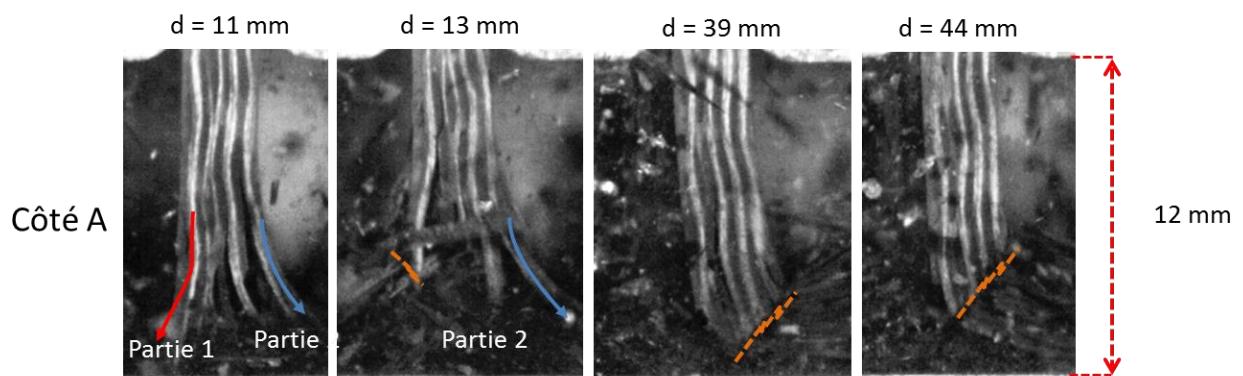


Figure III-45 : Morphologie d'écrasement de l'essai INT100-T-9M2

Une analyse post-mortem de l'essai analogue à celle effectuée pour la configuration INT55-Weft-9M met en évidence des ruptures dans toute la largeur de l'échantillon tous les 5 mm. Là encore, des délaminages des couches de torons sont visibles dans l'épaisseur.

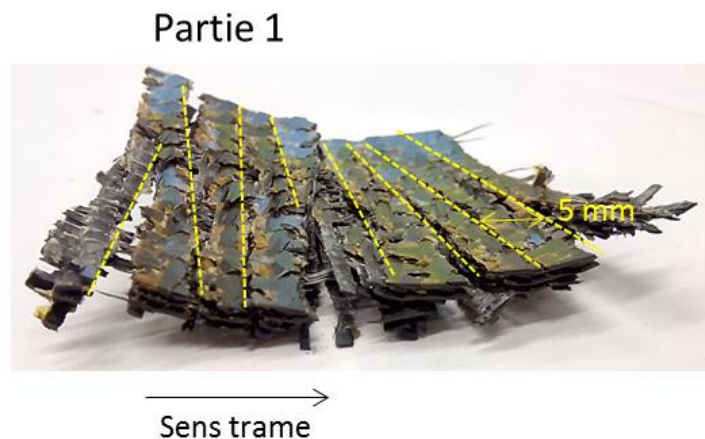


Figure III-46 : Débris post-mortem de l'échantillon INT100-Weft-9M2

Dans cette configuration très peu de débris de petites tailles sont générés par rapport aux essais INT55-Weft-9M. Le processus d'écrasement s'effectuant sur l'ensemble de l'épaisseur de l'échantillon en évatement global fragmenté, peu de petits débris détachés sont générés.

3.6 Bilan des essais dynamiques

Les essais dynamiques présentent le même comportement à l'initiation que les essais quasi-statiques. Cependant, il est observé que les essais dynamiques ont tendance à éviter la bifurcation du comportement dans un mode d'écrasement par évatement fragmenté global sauf quand le plateau s'initie sur ce mode. Les débris créés par le processus de fragmentation sont éjectés et évitent la génération de cales de débris importantes.

Les plateaux d'efforts sont plus faibles que pour les essais quasi-statiques. Ils présentent également plus de stabilité et les fréquences d'oscillation d'effort sont, en sens trame, facilement liées avec les tailles et motifs des déchirures apparentes sur les faciès des parties restées attachées à la plaque dans les analyses post-mortem.

4. BILAN GLOBAL DE LA CAMPAGNE D'ESSAI

Une comparaison des valeurs des SEA relevées pour chaque configuration d'essai est présentée dans la Figure III-47. Pour les essais Weft-QS qui sont instables, la valeur de la SEA a été calculée à partir de la valeur d'une force moyenne (hachuré) entre 5 et 100 mm d'écrasement. Cette distance d'écrasement correspond à la valeur standard de plateaux relevés dans l'ensemble des essais.

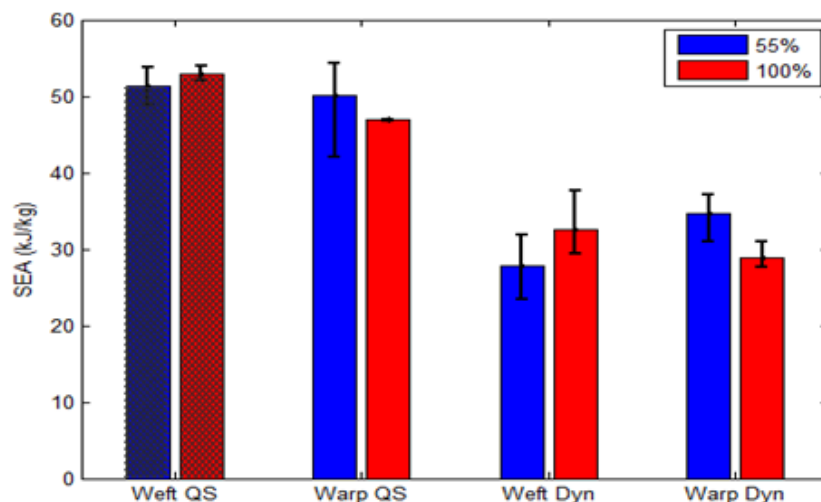


Figure III-47 : Comparaison valeur de la SEA entre toutes les configurations d'essai

Une valeur SEA plus importante dans les essais quasi-statiques est observée systématiquement par rapport aux essais dynamiques. L'analyse des échantillons post-mortem met en avant une différence de génération des débris entre les deux vitesses de sollicitation (Figure III-48).

Dans les essais dynamiques de nombreux débris de tailles allant de une à deux fois la largeur d'un toron sont observés alors que ces types de débris sont très rares dans les essais quasi-statiques. Les ruptures en flexion des essais quasi-statiques génèrent peu de débris non solidaires et les morceaux déchirés restent liés à la plaque, peu de débris hormis des poussières sont observables. Les essais dynamiques sens chaîne génèrent beaucoup de débris de petites tailles et dans les essais sens trame, des débris de grandes tailles endommagés liés par quelques torons et de petites tailles sont aussi observés, liés au motif.

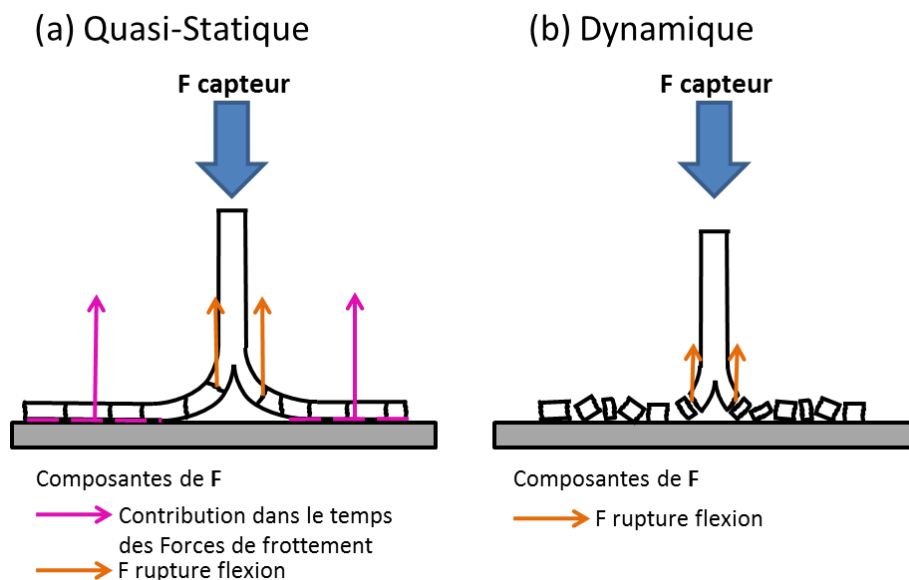


Figure III-48 : Fragmentation et génération de débris en QS et dynamique

Une influence forte de l'architecture des torons du matériau est observée. La morphologie d'écrasement est différente selon la direction d'écrasement (chaîne ou trame), et est liée à la taille du motif ou du toron.

Durant l'écrasement, on constate que bien que des modes principaux de fragmentation ont été observés, il est difficile de relier la valeur de SEA à un comportement spécifique de l'échantillon. Pour les essais Warp-QS, deux comportements distincts sont observés alors qu'aucune variation du plateau de la courbe force-déplacement n'est constatée. De plus, alors que le mode d'évasement global conserve un plateau stable dans la direction chaîne en quasi-

statique, ce mode conduit à de brusques variations de la valeur de l'effort dans les essais sens trame en quasi-statique.

En dynamique, l'analyse des ruptures permet d'expliquer les variations de SEA entre essais. Dans le sens trame en dynamique, plus la longueur caractéristique de rupture par flexion est petite, cette fragmentation est répétée, donc il semble normal d'observer une valeur de SEA supérieure pour les essais INT100-Weft-9M (longueur caractéristique = 5 mm) que pour les essais INT55-Weft-9M (longueur caractéristique = 10 mm). Cependant ce constat est à nuancer par rapport aux phénomènes de frottement et d'appuis contre le socle avant rupture.

Dans le sens chaîne, une valeur de SEA plus importante dans la configuration INT55-Weft-9M est observée, il est cependant difficile de conclure sur l'influence des renforts hors plan quant à une diminution de la SEA pour la configuration INT100. Il est tout de même observé que la valeur d'effort est principalement liée aux distances de rupture par flexion.

A l'initiation, une contrainte moyenne d'écrasement macroscopique aux alentours de 265 MPa a été observée pour les essais INT55 en quasi-statique. Cette valeur est proche de la contrainte moyenne d'écrasement d'un pli identifiée par Israr [Isr14]. Donc si dans la phase plateau, le tissage Interlock permettait à la structure de s'écraser en fragmentation localisée, la dissipation énergétique serait maximale puisque une partie des couches de torons serait écrasée dans ce mode de ruine. Cependant, dans les essais un seul comportement en fragmentation localisée est observé et sur une partie négligeable de l'épaisseur (fortement variable au cours de l'essai et souvent nulle). De manière globale, la présence de renfort hors plan diminue les couches de torons en évasement et la zone de fragmentation localisée mais augmente la fragmentation avec évasement fragmenté des différentes parties.

Il est observé dans le tissage Interlock que le mode de rupture favorisé est la flexion des torons qui conduit à des ruptures dans toute la largeur de l'éprouvette. Dans chaque essai, l'énergie est aussi dissipée par la propagation de fissure dans le sens d'écrasement qui provient de décohésions torons/matrice. Ensuite, chaque fois qu'une partie de l'échantillon est rompue par flexion, cela s'applique à l'ensemble de l'épaisseur de la partie.

En comparaison du mode mixte des stratifiés unidirectionnels où une grande partie de l'épaisseur est en évasement (Figure III-49), dans le tissage Interlock, presque la totalité de l'épaisseur est en fragmentation (Figure III-50).

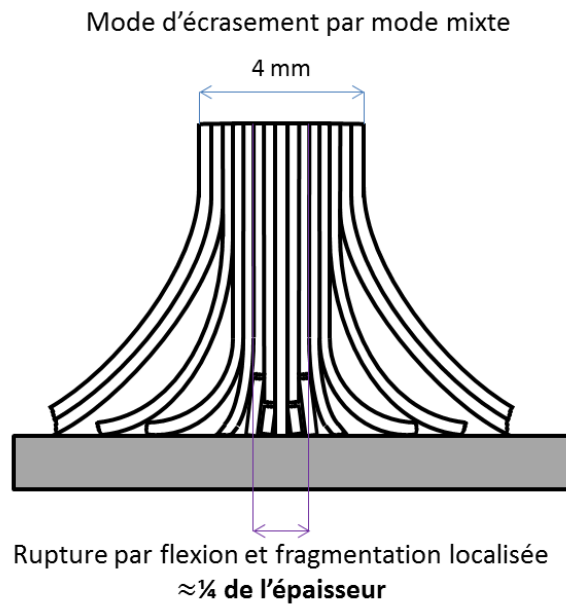


Figure III-49 : Mode d'écrasement mixte T700/M21

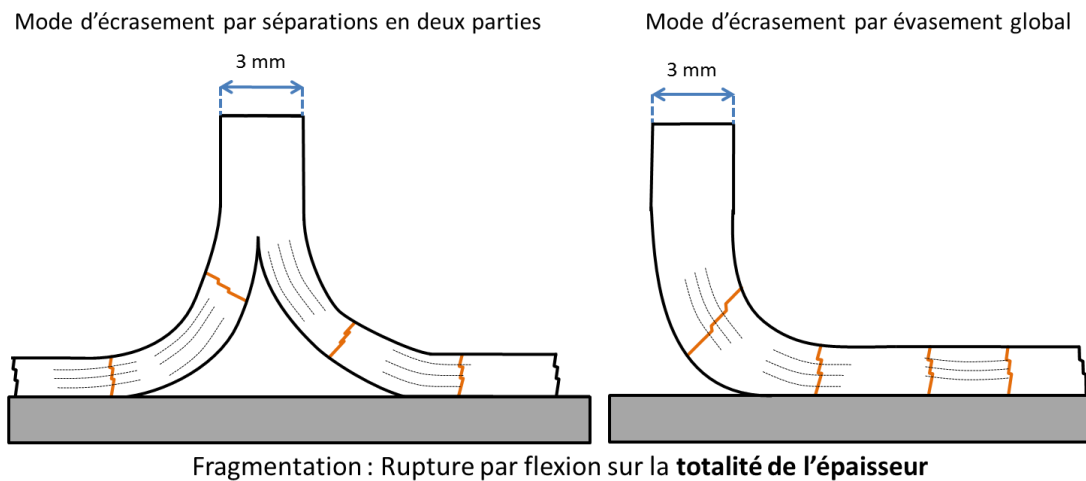


Figure III-50 : Mode d'écrasement tissage Interlock

En comparaison avec les valeurs de SEA du chapitre II et des campagnes menées par Guillon et Duong et al. [Gui08, Duo10], cette architecture de matériau permet de dissiper davantage d'énergie avec des ruptures répétées dans la hauteur et localisée dans toute l'épaisseur de l'échantillon et éviter l'évasement non fragmenté d'une partie de la structure comme cela peut être observé dans les matériaux stratifiés. Néanmoins, il faut noter une différence de hauteur libre utilisée entre les essais stratifiés et interlocks.

Afin de mieux comprendre l'influence de l'ajout de renfort hors plan, il serait intéressant de comparer deux architectures (avec matrice et fibres identiques) similaires mais dont l'une serait pourvue de renfort hors plan alors que l'autre n'en aurait pas.

CHAPITRE IV

Modèle Numérique du comportement à l'écrasement de plaques de composite stratifié unidirectionnel.

1. Modélisation du mode d'écrasement en mode mixte.	141
1.1 Représentation du délaminage	141
1.2 Représentation de la fragmentation et critères de rupture	141
1.2.1 Fragmentation localisée	141
Concept de « Free Face Crushing » (FFC)	142
Loi Mean Crushing Stress « MCS »	142
1.2.2 Fragmentation en cœur de pli	145
2. Implémentation du modèle mécanique de représentation de la fragmentation :	148
2.1 Description de la Loi Utilisateur	148
2.2 Vérification de l'implémentation des lois MCS et DDM	149
2.2.1 Validation de la Loi MCS et du Concept FFC	149
Tests de validation de la loi MCS	150
Test élémentaire du concept FFC avec une colonne de 10 éléments	151
2.2.2 Validation LOI DDM	152
Cas de compression d'un élément sens fibres	153
Cas de traction d'un élément sens fibre	154
Cas de compression d'un élément direction hors plan	156
Cas de compression d'un élément direction hors plan (z) et cisaillement(yz)	157
2.2.3 Conclusion des tests de validation	158
3. Application du modèle mécanique à un cas d'écrasement	159
3.1 Essai expérimental de référence	159
3.2 Construction du modèle numérique	159

3.3	Analyse de la morphologie de la simulation numérique.....	162
3.3.1	Phase 1.....	163
3.3.2	Phase 2.....	164
3.3.3	Phase 3.....	165
3.3.4	Phase 4.....	167
3.3.5	Phase 5.....	167
3.3.6	Bilan de l'analyse de la morphologie d'écrasement.....	169
3.4	Analyse de la compétition des mécanismes d'absorption d'énergie.....	169
3.4.1	Analyse globale de l'énergie	169
3.4.2	Analyse locale des énergies par frottement et délaminage.....	171
	Frottements.....	171
	Délaminage.....	171
3.4.3	Bilan de l'analyse de l'énergie	173
4.	Conclusion.....	173

Dans ce chapitre, un modèle mécanique développé afin de représenter le processus d'écrasement en mode mixte ainsi que l'énergie absorbée de structures composites stratifiées unidirectionnelles est présenté. Ce modèle s'appuie sur des modèles mécaniques réalisés dans le cadre des thèses d'Ilyas [Ily10], d'Israr [Isr14B] et des travaux d'Espinosa [Esp15] au sein de l'Institut Clément Ader.

La bibliographie a mis en avant la nécessité de proposer un modèle mécanique à l'échelle mésoscopique si l'on souhaite représenter convenablement les modes d'écrasement de fragmentation et d'évasement qui composent le mode mixte (Chapitre I) tout en ayant un coût de calcul acceptable. Un tel modèle est donc développé ici à l'échelle du pli et doit être capable de représenter l'évasement entre plis ainsi que les ruptures par fragmentation en cœur de pli et par fragmentation localisée.

Tout d'abord, dans ces différents travaux, le mode d'écrasement par évasement est représenté par l'utilisation d'éléments cohésifs.

Le modèle mécanique « Diffuse Damage Model » (DDM) est développé pour le cas d'impacts basse à moyenne vitesse (Figure IV-1 (a)) dans la thèse d'Ilyas [Ily10] sous la forme d'une loi utilisateur du code de calcul LS-Dyna puis sous la forme d'une loi utilisateur du code de calcul isogéométrique Impetus-AFEA Solver pour un cas d'écrasement (Figure 2 (b), [Esp15]). Ce modèle permet de représenter la fragmentation à partir de cinq modes élémentaires de rupture, et de transformation des éléments finis continus en particules discrètes. Cependant dans le cas de l'écrasement de plaque, le modèle DDM seul ou associé à des éléments cohésifs pour représenter l'ouverture par évasement, ne permet pas de représenter la fragmentation localisée et génère quelques instabilités comme des ruptures dans les plis non observées dans les essais.

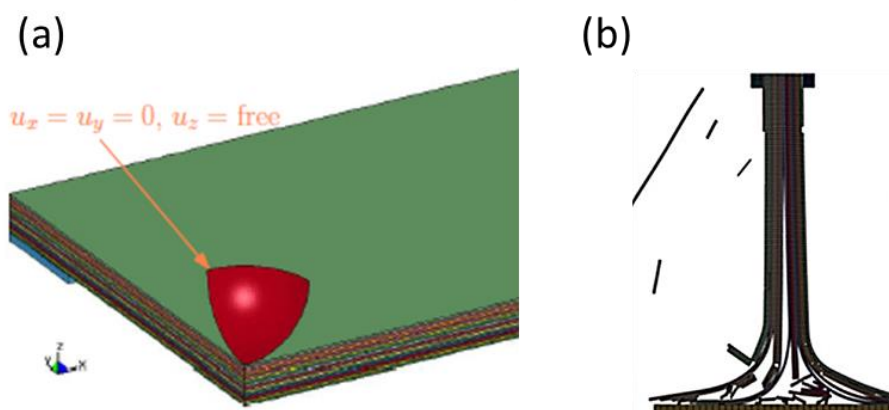


Figure IV-1 : Modèle mécanique DDM (a) cas d'impact [Ily10] (b) cas d'écrasement [Esp15]

Le modèle mécanique développé dans la thèse d'Israr [Isr14A] pour le code de calcul Abaqus Explicit présente la spécificité d'utiliser une loi nommée « Mean Crushing Stress » (MCS) pour décrire la fragmentation localisée telle qu'analysée à partir des essais réalisés par Duong et al. [Duo10] et Israr [Isr13]. Un modèle numérique (Figure IV-2) basé sur la loi MCS pour la fragmentation localisée, et d'une modélisation simplifiée pour la fragmentation en cœur de pli, a permis de représenter un mode d'écrasement mixte. Une loi différente est ainsi utilisée pour chaque type de fragmentation, localisée, ou en cœur de plis.

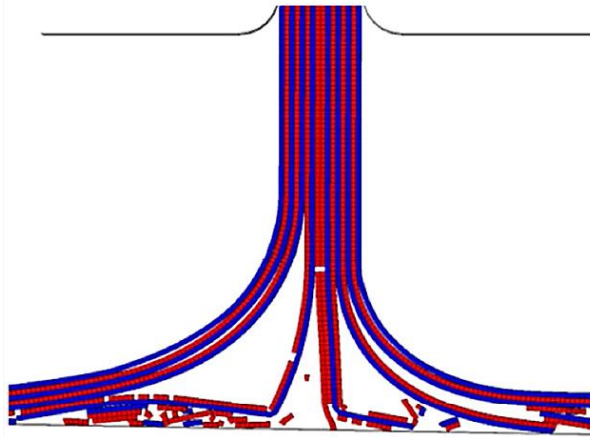


Figure IV-2 : Modèle mécanique MCS + DPM du cas d'écrasement d'une plaque [Isr14A]

Ce second modèle permet de représenter de manière phénoménologique les observations expérimentales de la fragmentation localisée. Néanmoins deux remarques ont été évoquées par l'auteur quant au comportement de la loi en cœur de pli :

- Les plis en rupture en cœur de pli à 0° se fragmentent tardivement et conduisent à des évasements des plis. L'auteur explique ce comportement par l'absence de prise en compte des composantes de cisaillement dans les ruptures par flexion
- Les plis en fragmentation localisée suivent le comportement attendu en bout de pli mais dans la partie supérieure, les plis peuvent rompre par flexion et conduire à la rupture complète des plis en fragmentation en cœur de pli jusqu'à ce que les parties supérieures entrent en contact à nouveau avec le socle. Cela se traduit sur la courbe force déplacement par une chute brutale de l'effort et des retours de l'effort à une valeur nulle. Ce comportement induit un problème de stabilité de la phase plateau.

Le modèle développé dans le cadre des travaux de cette thèse propose d'assembler ces deux modèles afin de dépasser les limites de chacun.

Afin de représenter un mode d'écrasement mixte, la stratégie adoptée est d'utiliser une loi différente pour chaque mode d'écrasement qui compose le mode mixte.

La stratégie de modélisation de ce mode d'écrasement est la suivante :

- Le délaminage est représenté par des liaisons cohésives entre les éléments.
- La fragmentation en cœur de pli est décrite par la loi DDM
- La fragmentation localisée est représentée par la loi MCS
- Une communication entre les éléments afin de déterminer le passage à la loi MCS

1. Présentation du logiciel de calcul utilisé (Impetus-AFEA)

Les calculs d'écrasement de plaques stratifiées ont été réalisés avec le logiciel IMPETUS Afea | Solver©, après implémentation des modèles mécaniques présentés ci-après sous forme de lois utilisateur.

Impetus-AFEA est un logiciel spécialisé dans le domaine de la modélisation numérique en dynamique rapide qui utilise des méthodes numériques innovantes :

- Les éléments finis iso-géométriques qui permettent de résoudre des phénomènes dynamiques en grandes déformations tout en évitant des distorsions de maillage posées traditionnellement par les méthodes classiques.
- Des méthodes particulières comme la méthode SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) ou DEM (Discrete Element Model) qui permettent la représentation de phénomènes physiques fortement couplés entre un fluide et une structure.

Ces méthodes numériques sont utilisables sur GPU (Graphic Processing Unit), ce qui permet d'accélérer les calculs numériques.

Ce logiciel présente des options intéressantes qui ont motivé son choix dans le cadre de l'ANR Vulcomp2, en particulier dans l'optique de représenter les débris issus du processus de fragmentation (cœur de pli et localisée) lors de l'écrasement des composites. On peut citer :

- la technique de transformation des éléments finis en particules, utilisée précédemment par Espinosa et al. [Esp15], qui a été envisagée pour représenter les débris de type poussière générés par le mode d'écrasement en fragmentation localisée. Cette option n'était plus disponible durant la durée de la thèse

- la méthode du nodal splitting, pour remplacer l'érosion des éléments lors de la rupture en cœur de pli, qui permet de conserver la totalité de l'encombrement des débris.

Les développements nécessaires réalisés par Impetus-AFEA pendant le projet sur cette dernière méthode en association avec la routine de comportement utilisateur n'ont pas permis d'atteindre un niveau de maturité suffisant pour les intégrer aux simulations globales de l'écrasement de plaques de notre travail. En effet, des modes de ruine parasite ont été observés et nous n'avons pas pu utiliser simultanément la loi utilisateur et l'option de déboutonnage orienté qui fonctionne par ailleurs parfaitement avec les lois de comportement offertes par le code. Ainsi, la simulation de l'essai DCB a provoqué des ruptures dans la direction opposée à la direction recherchée (voir Figure IV-3).

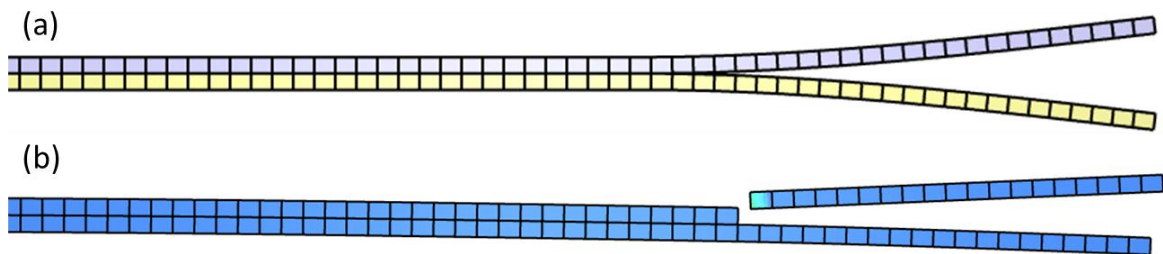


Figure IV-3: Simulation numérique d'un essai DCB (a) avec des éléments cohésifs (b) avec des décohésions par nodal splitting

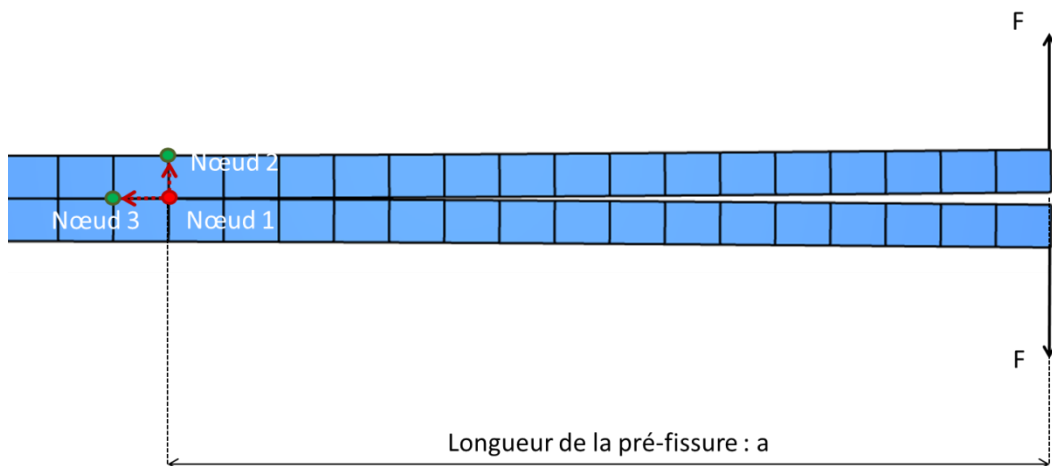


Figure IV-4 : Rupture par nodal-splitting

Une propagation systématique du nœud 1 vers le nœud 2 est observée alors qu'un chemin de propagation du nœud 1 vers le nœud 3 est souhaité (Figure IV-4). Ce problème de contrôle de la propagation de la fissure nous a conduits à conserver une rupture par érosion pour représenter les fragmentations en cœur de pli et les éléments cohésifs pour les délaminages.

2. Modélisation du mode d'écrasement en mode mixte.

2.1 Représentation du délaminage

Le délaminage a été modélisé par les liaisons cohésives disponibles au sein du logiciel Impetus-AFEA [Imp16]. Leur formulation permet de représenter les phénomènes de décohésion d'interface, de délaminage, de décollement en mode I et II. Le calcul est basé sur l'état des contraintes dans les éléments donc un facteur d'échelle ξ est introduit afin de résoudre les problèmes de concentration de contrainte lorsque le maillage est grossier (Eq.6).

$$\xi = \max \left(1, \sqrt{\frac{\delta}{\delta_{ref}}} \right) \quad \text{Eq.6}$$

Avec δ , longueur caractéristique associée à la taille du maillage.

Ensuite, la fissure est initiée lorsque le critère de l'Eq.7 est activé.

$$\left(\frac{\xi \sigma}{\sigma_{nfail}} \right)^2 + \left(\frac{\xi \tau}{\tau_{sfail}} \right)^2 \geq 1 \quad \text{Eq.7}$$

L'énergie dissipée suite à la propagation de la fissure dans l'interface est pilotée par le critère G (Eq.8). Ce critère est une fonction linéaire qui dépend de la longueur de la fissure.

$$G = \sqrt{\left(\frac{\sigma}{\sigma_{nfail}} G_I \right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{sfail}} G_{II} \right)^2} \quad \text{Eq.8}$$

2.2 Représentation de la fragmentation et critères de rupture

Deux modes de fragmentation ont lieu durant l'écrasement d'une structure composite stratifiée unidirectionnelle, un mode de fragmentation en cœur de pli et un mode de fragmentation localisée. Une loi utilisateur prenant en compte les lois « MCS » et « DDM » et un tableau externe afin d'assurer la communication entre éléments ont été représentés dans le logiciel de calcul Impetus-AFEA Solver.

2.2.1 Fragmentation localisée

La fragmentation localisée provient soit de micro-flambages des fibres (plis à 0°) ou alors de ruptures en cisaillement de la matrice (plis à 90°). Il s'agit d'un phénomène localisé **en bout de pli en contact avec le socle ou un débris**. A l'échelle mésoscopique, la fragmentation localisée se caractérise par un écrasement continu de la structure.

Concept de « Free Face Crushing » (FFC)

La fragmentation localisée se situe en bout de pli (Figure IV-5). Le concept de « FFC » est une méthode qui permet de savoir si l'élément est en cœur de pli ou en bout de pli. Il s'agit d'une numérotation des éléments dans un tableau externe implémenté dans le modèle de simulation numérique qui permet de connaître à chaque instant l'état du voisinage de chaque élément et ainsi de savoir si l'élément a un voisin au contact avec le socle ou se trouve en extrémité de pli et devient susceptible de rencontrer le socle ou un autre obstacle sur lequel s'écraser en fragmentation localisée (Figure IV-5).

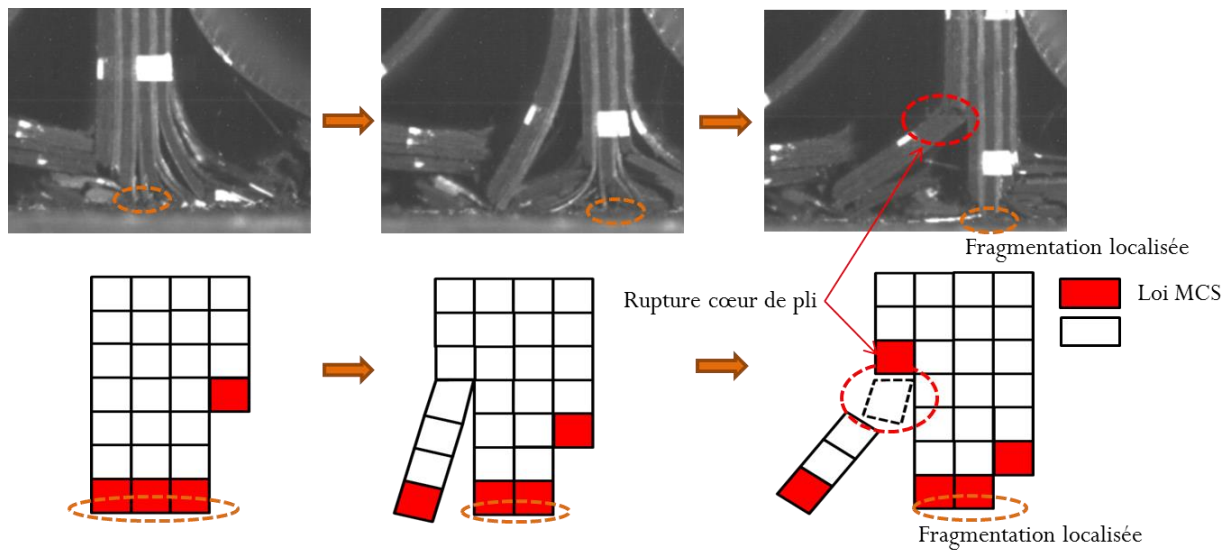


Figure IV-5 : Concept de FFC

Loi Mean Crushing Stress « MCS »

Développée pour des éléments volumiques, la loi « MCS » définie par Israr [Isr14A] tend à décrire numériquement un écrasement continu de la structure à contrainte constante pour des plis à 0° ou 90°. Elle permet d'assurer un maintien de l'effort durant l'écrasement d'un pli.

La loi MCS définit un comportement similaire à une loi pseudo-plastique (Figure IV-6 (a)) et ses paramètres diffèrent selon l'orientation du pli (Figure IV-6 (b)).

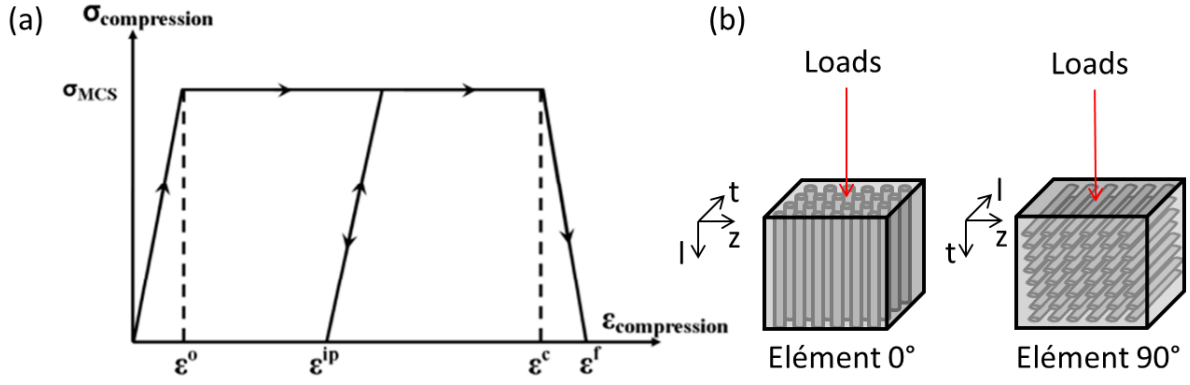


Figure IV-6 : Loi pseudo plastique MCS (a) et axe locaux éléments 3D (b) [Isr14A]

Initialement, l'élément suit une loi élastique paramétrée par le module de Young (E) dans la direction d'écrasement de la structure (qui vaut E_{11} pour les plis à 0° et E_{22} pour les plis à 90°) jusqu'à une valeur de contrainte σ_{MCS} . Lorsque cette valeur de contrainte est atteinte, l'élément se déforme à contrainte constante jusqu'à la déformation maximale d'écrasement ϵ_c . Au-delà de ϵ_c , on impose une diminution linéaire de la contrainte jusqu'à 0 pour annuler les contraintes avant suppression de l'élément. En cas de relâchement de l'effort pendant le plateau, un retour élastique est possible selon la valeur du module d'Young initial (non endommagé).

La loi se présente sous la forme suivante (Eq.9) et définit la contrainte de compression σ en fonction de E , module d'Young dans la direction d'écrasement, ϵ_n valeur de la déformation de l'élément au pas de temps n et ϵ_n^p déformation pseudo-plastique au pas de temps n .

$$\sigma = E \times (\epsilon_n - \epsilon_n^p) \quad \text{Eq.9}$$

Trois zones sont définies dans la loi : la montée élastique (Eq.10), la phase de plateau où l'Eq.11 présente uniquement la description du plateau sans relâchement de la contrainte et la descente (Eq.12). ϵ_n^p est défini en fonction de ϵ_n (Figure IV-6 (a)).

$$0 \leq \epsilon_n \leq \epsilon_0 : \epsilon_n^p = 0 \text{ avec } \epsilon_0 = \frac{\sigma_{MCS}}{E} \quad \text{Eq.10}$$

$$\epsilon_0 < \epsilon_n \leq \epsilon_c : \epsilon_n^p = \epsilon_n - \epsilon_0 \text{ avec } \epsilon_c = -3 \text{ (95\% d'écrasement)} \quad \text{Eq.11}$$

$$\epsilon_c < \epsilon_n \leq \epsilon_f : \epsilon_n^p = -\frac{(\epsilon_n - \epsilon_f) \times \sigma_{MCS}}{(\epsilon_c - \epsilon_f) \times E} + \epsilon_n \quad \text{Eq.12}$$

$$\text{avec } \epsilon_f = -4.6 \text{ (99\% d'écrasement)}$$

Dans les zones 2 (Eq.11) et 3 (Eq.12), des retours élastiques de la contrainte (proportionnelle au module d'Young initial) sont possibles. Cependant, l'élément se retrouve à une valeur de déformation $\epsilon_n : \epsilon_n^p < \epsilon_n < \epsilon_n^p + \epsilon_0$

Il est nécessaire de dissocier l'orientation du pli car les observations expérimentales menées par Israr [Isr13] ont défini un comportement différent en bout de pli selon que l'on s'intéresse à un pli orienté à 0° ou à 90°.

Les plis orientés à 0° ont un module d'Young en compression (E_l) dans la direction d'écrasement de 100 GPa et une valeur de contrainte d'écrasement (σ_{MCS}) de 277 MPa. Les plis orientés à 90° possèdent un module d'Young en compression (E_t) dans la direction d'écrasement de 9 GPa et une valeur de contrainte d'écrasement de 270 MPa. Il a été observé un comportement spécifique dans l'écrasement en fragmentation localisée dans les plis à 90°. Ces derniers génèrent des débris qui initient des délaminages dans les plis adjacents (Figure IV-7).

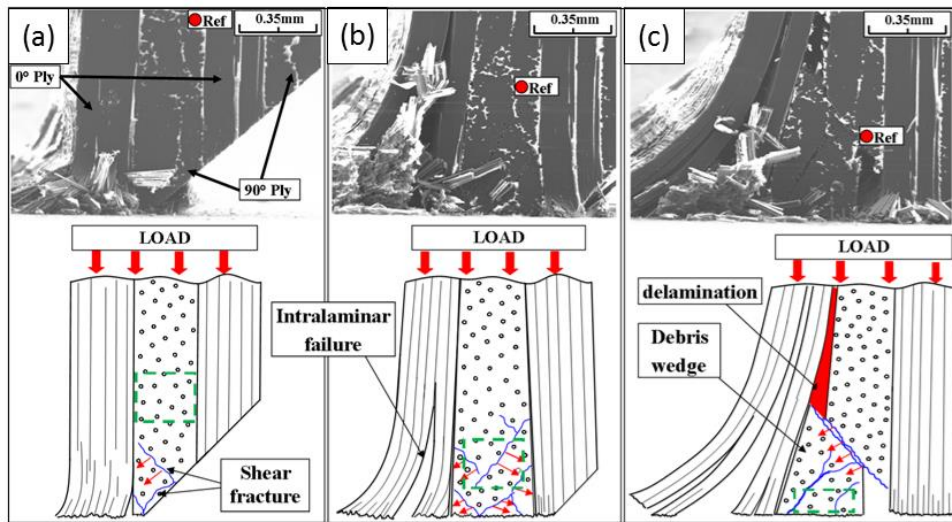


Figure IV-7 : Création d'une cale de débris dans un pli orienté à 90° : test SEM in-situ [Isr14A]

Ce comportement est traduit dans la loi MCS par un élargissement, lorsqu'ils sont écrasés, des éléments à 90° dans la direction transverse (z), qui permet d'initier un délaminage de l'interface entre plis (Figure IV-8). Ce comportement est représenté par une loi avec une déformation pseudo-plastique ε_z^p qui élargit l'élément dans l'épaisseur jusqu'à une déformation maximale de 40 % (Eq.13-4).

$$\varepsilon_z^p < 40 \% : \Delta\varepsilon_z^p = \Delta\varepsilon_n^p \quad \text{Eq.13}$$

$$\varepsilon_z^p \geq 40 \% : \Delta\varepsilon_z^p = 0 \quad \text{Eq.14}$$

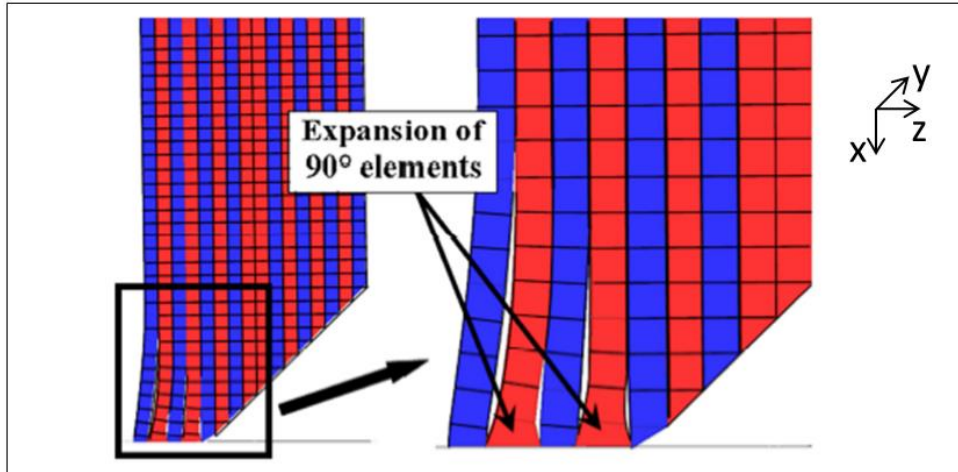


Figure IV-8 : Comportement transverse des plis orientés à 90° en écrasement pendant une simulation numérique [Isr14A]

La loi MCS présentée a été implémentée telle quelle dans le logiciel de calcul Impetus-AFEA Solver sans modification ou adaptation.

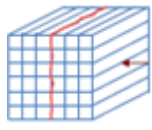
2.2.2 Fragmentation en cœur de pli

Le modèle d'endommagement diffus (DDM) a été développé sur la base des travaux d'Ilyas [Ily10]. Une adaptation de ce modèle est proposée ici avec une réécriture des 6 critères liés aux modes de ruines élémentaires en déformation a été effectuée. Ces modifications sont précisées à la suite de la présentation des critères.

Le modèle proposé s'appuie sur une loi anisotrope avec un endommagement de type « 1-d » de la matrice de souplesse présentée ci-dessous (Eq.15). La variable d'endommagement évolue dans chaque direction de la loi anisotrope, de 0 (matériau sain) jusqu'à 1 (matériau rompu). d_i est la variable d'endommagement associé au module axial E_i ($i=1$ à 3), d_4 est l'endommagement lié à G_{12} , d_5 à G_{23} et d_6 à G_{13} .

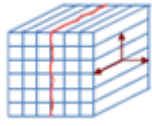
La direction 1 correspond à la direction sens fibres, la direction 2 à la direction sens matrice et 3 hors plan.

Mode d'endommagement matrice :



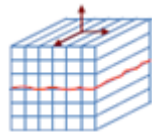
4 Compression sens transverse

$$f_4 = \left(\frac{E_2^0 \langle -\varepsilon_2 \rangle}{Y_c} \right)^2 - r_4^2 = 0 \quad \text{Eq.19}$$



5 Traction sens transverse

$$f_5 = \left(\frac{E_2^0 \langle \varepsilon_2 \rangle}{Y_T} \right)^2 + \left(\frac{G_{23}^0 \varepsilon_{23}}{S_{230} + S_{SRB}} \right)^2 + \left(\frac{G_{12}^0 \varepsilon_{12}}{S_{120} + S_{SRB}} \right)^2 - r_5^2 = 0 \quad \text{Eq.20}$$



6* Délaminage : (Compression et Traction hors plan)

$$f_6 = \left(\frac{E_3^0 \langle \varepsilon_3 \rangle}{Z_T} \right)^2 + \left(\frac{G_{23}^0 \varepsilon_{23}}{S_{230} + S_{SRB}} \right)^2 + \left(\frac{G_{13}^0 \varepsilon_{13}}{S_{130} + S_{SRB}} \right)^2 - r_6^2 = 0 \quad \text{Eq.21}$$

* Comme dans les travaux d'Espinosa et al. [Esp15], le critère f_6 n'est pas pris en compte dans la loi actuelle puisque le délaminage est représenté à l'aide des liaisons cohésives.

Trois modifications par rapport aux travaux d'Espinosa et al. [Esp15] ont été effectuées dans cette loi :

- Initialement 5 modes de ruines étaient utilisés, cependant le critère f_3 [Esp15] a évolué en critères f_3 et f_4 et donc 6 modes de ruines sont utilisés ici. Cette évolution se base sur des modifications réalisées dans la loi MAT162 de LS-Dyna présentée sur [CCM16]. Ces modifications ont permis de supprimer des ruptures répétées de plis qui ne sont pas observées expérimentalement dans le cas de crash et qui avaient conduit [Esp15] à désactiver le critère f_3 .
- Les critères d'endommagement f_j sont implémentés en fonction des modules élastiques initiaux de la loi orthotrope. Dans les travaux d'Espinosa et al. [Esp15], les critères d'endommagement f_j ont implémentés en fonction des modules élastiques endommagés ($E = E^0(1 - d)$) [Ily10]. Cette modification a été effectuée afin de supprimer des érosions massives des éléments dans la totalité du maillage dans le logiciel de calcul Impetus-AFEA Solver.
- Les seuils de rupture pour la fragmentation en cœur de pli sont définis à l'aide de déformations volumiques maximales qui représentent des déformations non admissibles des éléments finis alors que les critères de rupture du modèle initial utilisaient des seuils de dommages maximaux.

Les seuils de ruine r_j sont initialisés à 1 et évoluent suivant l'équation d'état de l'endommagement basé sur le premier principe thermodynamique (Eq.22). La fonction d'écoulement φ_j prend la forme d'une loi de distribution de type Weibull (fonction de r_j et m déterminé expérimentalement [Ily10]) dont la forme présentée (Eq.23) a été discutée dans la thèse d'Ilyas [Ily10] afin de représenter correctement le comportement macroscopique en courbe contrainte-déformation d'un matériau composite. .

$$\dot{d}(\sigma, \varphi, \dot{\varepsilon}) = \sum_1^6 q_{ij} \varphi_j (m, r_j) \text{ [Mat95]} \quad \text{Eq.22}$$

$$\varphi_j = 1 - e^{\frac{1}{m}(1-r_j^m)}, r_j \geq 1 \quad \text{Eq.23}$$

La matrice de couplage q_{ij} , $i \in [1 \ 6]$ et $j \in [1 \ 6]$ (Eq.24) définit la somme des contributions des mécanismes de ruine j sur l'abattement des modules des matériaux orthotropes défini par l'endommagement d_i . Elle permet ainsi de lier les potentiels thermodynamiques φ_j aux dommages d_i .

$$\begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ d_3 \\ d_4 \\ d_5 \\ d_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varphi_1 \\ \varphi_2 \\ \varphi_3 \\ \varphi_4 \\ \varphi_5 \\ \varphi_6 \end{bmatrix} \quad \text{Eq.24}$$

Initialement, les ruptures étaient effectuées par rapport à un état physique de la matière par le biais des variables d'endommagement d_i et des valeurs de potentiels thermodynamiques φ_j .

Actuellement, la rupture dans nos simulations numériques est ici représentée de manière identique à la loi MCS par la suppression (ou érosion) de l'élément à partir d'une valeur seuil de déformation volumique de l'élément définie pour chaque orientation du pli. Les valeurs de seuil de déformation ont été reprises des paramètres utilisés par [CCM16].

3. IMPLEMENTATION DU MODELE MECANIQUE DE REPRESENTATION DE LA FRAGMENTATION :

3.1 Description de la Loi Utilisateur

Le modèle mécanique de fragmentation qui permet de représenter l'apparition de la fragmentation en cœur de pli ou la fragmentation localisée a été développé en Fortran 90 dans une Loi-Utilisateur écrite pour le logiciel de calcul explicite Impetus-AFEA Solver.

Son fonctionnement est décrit dans la Figure IV-9. A chaque pas de temps et pour chaque élément, la routine de gestion du concept FFC est appelée afin de savoir si l'élément est en bout de pli. Si l'élément est en bout de pli alors la loi MCS est appliquée sinon la loi DDM est utilisée.

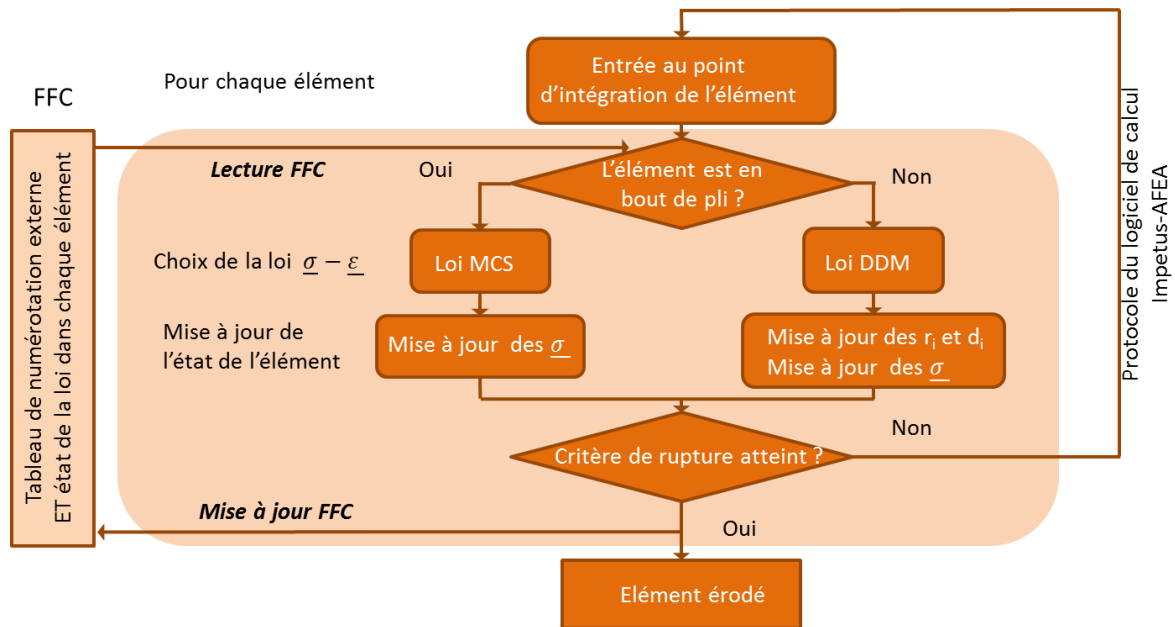


Figure IV-9 : Diagramme de fonctionnement de la loi Utilisateur

3.2 Vérification de l'implémentation des lois MCS et DDM

Suite à l'implémentation des lois MCS et DDM, des tests de validation ont été effectués. Les tests de la loi MCS et du concept FFC s'appuient sur des tests réalisés par Israr [Isr14] sur 1 élément et une colonne de 10 éléments. Les tests de validation de la loi DDM s'appuient sur les tests élémentaires disponibles sur la page « Single Element Studies » du site [CCM16]. Une grande partie des adaptations de la loi utilisée dans les travaux d'Ilyas [Ily10] et d'Espinosa et al. [Esp15] s'appuient sur une formulation et une évolution des critères identiques.

3.2.1 Validation de la Loi MCS et du Concept FFC

Deux tests de validation de l'implémentation de la loi MCS et un test pour le concept de FFC ont été réalisés.

- Un test avec un élément volumique orienté à 0° écrasé. Ce test permet de visualiser le comportement d'un élément représentant le bout d'un pli à 0°.

- Un test avec un élément volumique orienté à 90° écrasé. Ce test permet de visualiser le comportement d'un élément représentant le bout d'un pli à 90°.
- Un test avec 10 éléments volumiques écrasés orientés à 0°. Ce test permet de visualiser le comportement d'une colonne de 10 éléments ainsi que la propagation de la loi MCS aux éléments suivants lors de l'écrasement.

Tests de validation de la loi MCS

Un seul élément représente l'élément en bout de pli et est écrasé contre un socle. Il s'agit d'un élément volumique isogéométrique de degré 1 à 8 points d'intégration. Un déplacement est imposé (0.25 mm en 1.25 ms soit une vitesse moyenne de 0.2 m.s⁻¹ qui correspond à la vitesse utilisée par Israr [Isr14A]) sur les 4 nœuds supérieurs de l'élément et un contact est défini entre le socle rigide et l'élément composite. Le test est réalisé pour un pli à 0° et un pli à 90°.

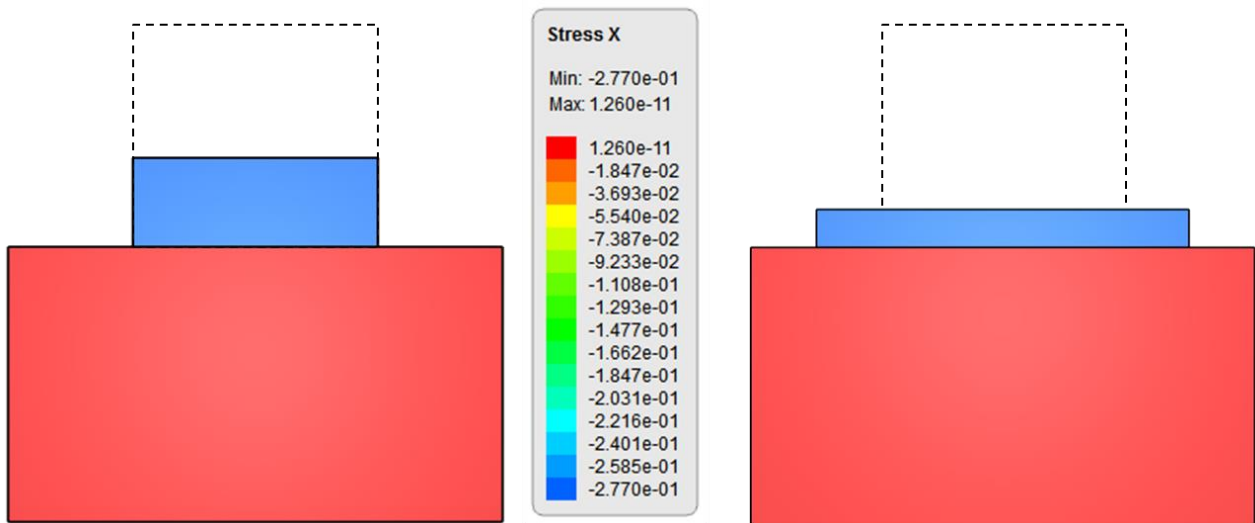


Figure IV-10 : Élément 0° à 0.15 mm d'écrasement (a) et élément 90° à 0.205 mm d'écrasement (b)

Pour les deux tests, les éléments s'écrasent selon la morphologie attendue (Figure IV-10(a)). Pour l'élément à 0°, l'élément s'écrase à contrainte constante puis est supprimé lorsque la déformation dans le sens de l'écrasement atteint 99% (Figure IV-11(a)).

Pour l'élément à 90°, l'élément s'écrase dans le sens d'écrasement à contrainte constante et un élargissement de l'élément est observé dans la direction transverse (z) (Figure IV-10(b)). La valeur de déformation transverse reste constante à partir de 40% (Figure IV-11(b)).

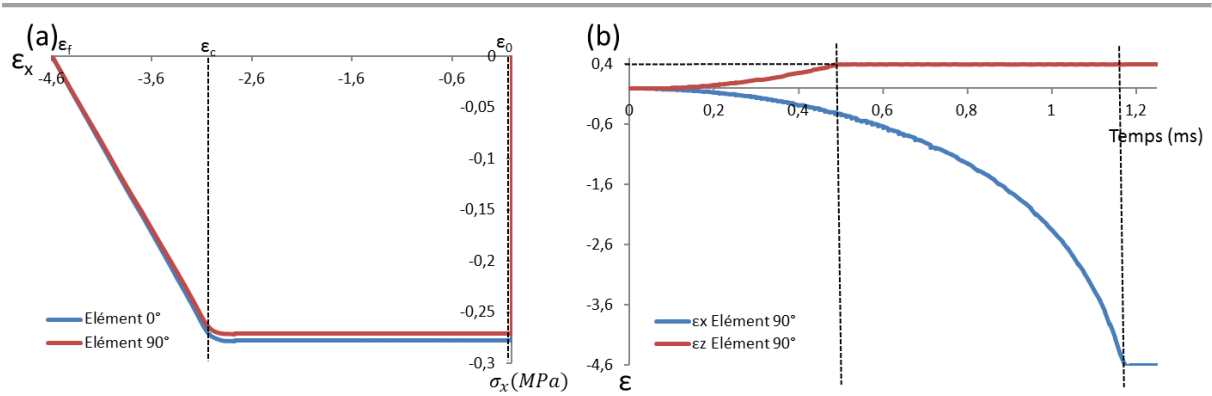


Figure IV-11 : Courbe contrainte-déformation loi MCS (a) et élargissement pseudo plastique de l'élément 90° (b)

Test élémentaire du concept FFC avec une colonne de 10 éléments

Pour le cas de validation du concept FFC, 10 éléments sont écrasés avec un déplacement imposé adouci à l'initiation et à la fin. Ce déplacement est de 2,5 mm pour 1,25 ms équivalent à une vitesse d'écrasement de 2 m.s^{-1} .

Dans cet essai, la transition de la loi MCS à chaque élément qui devient un élément en bout de pli est visualisée pendant que les éléments supérieurs restent en loi DDM (Figure IV-12). En termes d'effort appliqué sur le socle, on observe un pseudo plateau. La valeur de l'effort diminue quand l'élément est érodé et qu'il n'y a plus de contact.

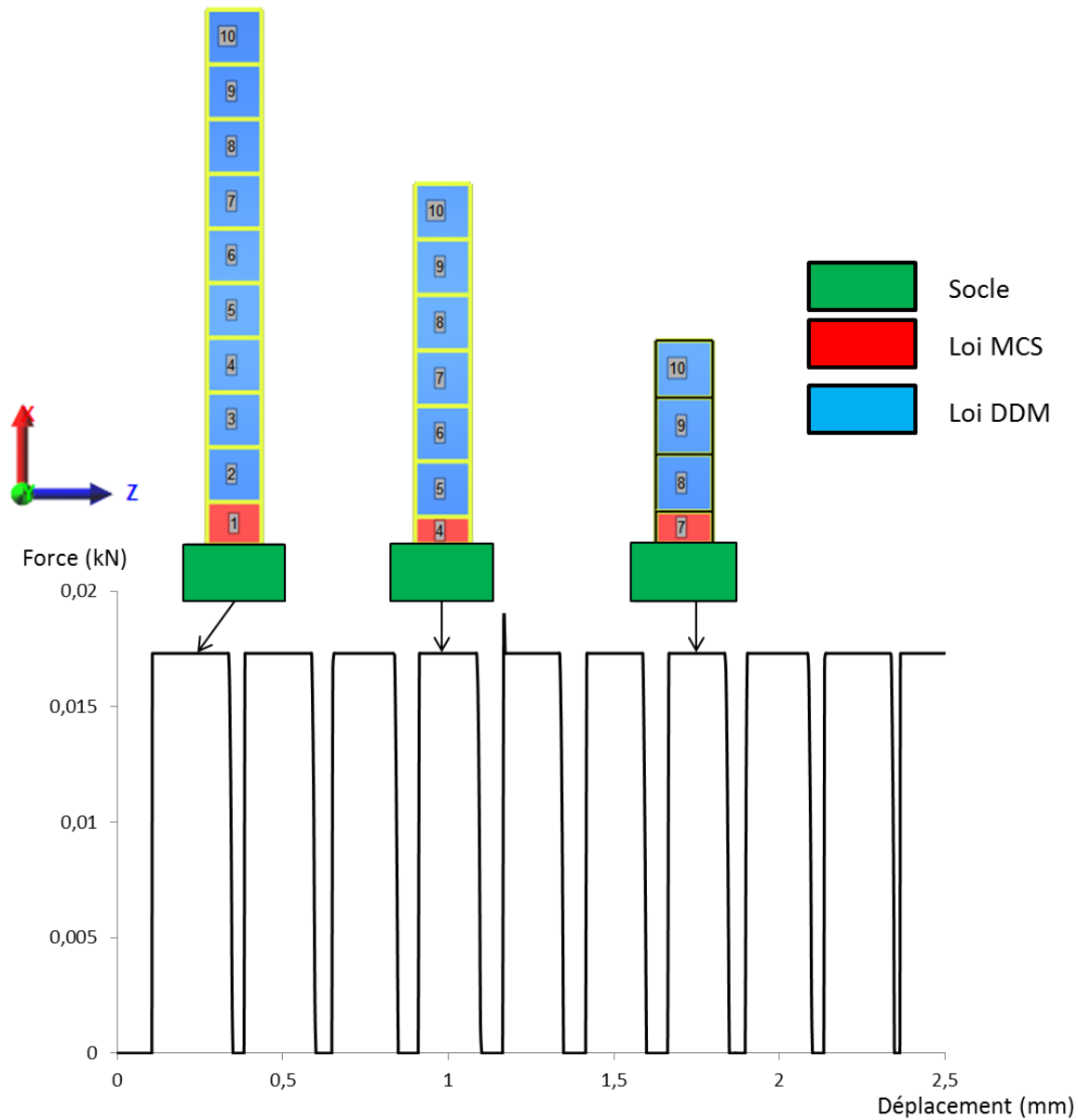


Figure IV-12 : Validation du concept FFC

3.2.2 Validation LOI DDM

La validation de la loi DDM s'appuie sur quatre cas de validation élémentaire. Pour chaque cas, un élément est soumis à des déplacements imposés afin de solliciter un ou plusieurs critères reliés au mode de ruine (r_j).

La présentation de ces cas de validation est aussi utilisée afin de décrire l'évolution des paramètres numériques (r_j) et (d_i) de la loi d'endommagement diffus. Ensuite l'implémentation de la loi est validée à partir de la conformité de la courbe contrainte-déplacement par rapport aux courbes de référence [CCM16].

Les données d'entrée [CCM16] des essais de validation de la loi sont les suivantes (Tableau IV-1) :

Tableau IV-1 : Paramètres matériau des cas de validation élément de la loi d'endommagement diffus

ρ	E11	E22	E33	ν_{21}	ν_{31}	ν_{32}	G12	G23	G13
kg.mm ⁻³	GPa	GPa	GPa				GPa	GPa	GPa
2.0	0.3	0.3	0.1	0.1	0.2	0.2	0.03	0.02	0.02
Xt	Xc	Yt	Yc	Zt	Zc	Sfs	S12	S23	S31
GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa
0.006	0.003	0.006	0.003	0.0005	0.008	0.003	0.00075	0.0006	0.0006
m	$\epsilon_{\text{écrasement}}$	$\epsilon_{\text{expansion}}$							
4	0.005	4.0							

Cas de compression d'un élément sens fibres

Un déplacement est imposé sur chacune des faces sens fibres afin de simuler une compression sens fibres de l'élément. Dans ce cas de validation, le critère f2 (compression axiale) est sollicité (Eq.17) et un déplacement linéaire est appliqué (Figure IV-13).

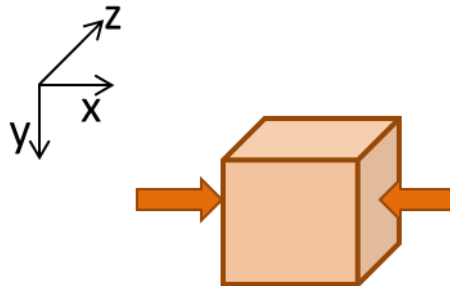


Figure IV-13 : Cas de validation élémentaire de compression sens fibre

Trois zones distinctes sont observées (Figure IV-14) : une zone élastique (1), une zone d'endommagement (2) et une zone de résistance résiduelle à l'écrasement (3).

-Dans la zone 1 : le critère f_2 et la variable d'endommagement d_1 ne sont pas activés (Figure IV-14 (a)). La contrainte croît linéairement jusqu'à atteindre la valeur de contrainte à rupture en compression $X_c = 0.003$ GPa (Figure IV-14(b)).

- Dans la zone 2 : Le rapport du critère f_2 : $\frac{E_1 \langle -\epsilon_1 \rangle}{X_c}$ est supérieur à 1 donc la variable R_2 croît linéairement en fonction de l'incrément de déformation $\Delta\epsilon_1$. Dans ce cas de validation,

seulement le critère f_2 est activé et l'évolution de la variable d_1 dépend uniquement de l'évolution du paramètre de seuil de ruine R_2 (Eq.23- 24). La contrainte décroît linéairement en fonction de l'évolution de d_1 : $\sigma_x = (1 - d_1)E_{11} \times \varepsilon_1$.

-Dans la zone 3, la variable d'endommagement atteint la valeur 0.87 et bien que le critère f_2 continue d'évoluer linéairement, un plateau de contrainte stable est calculé afin de représenter la résistance résiduelle à l'écrasement. En pratique dans notre modèle, l'élément est érodé avant d'arriver dans la phase 3.

Si l'on observe maintenant la figure ci-dessous (Figure IV-14(b)), deux courbes sont affichées. La première en pointillé bleu représente la courbe référence disponible sur [CCM16] et la seconde est la courbe obtenue. On remarque que les courbes sont strictement superposées donc le cas élémentaire de compression sens fibre est validé.

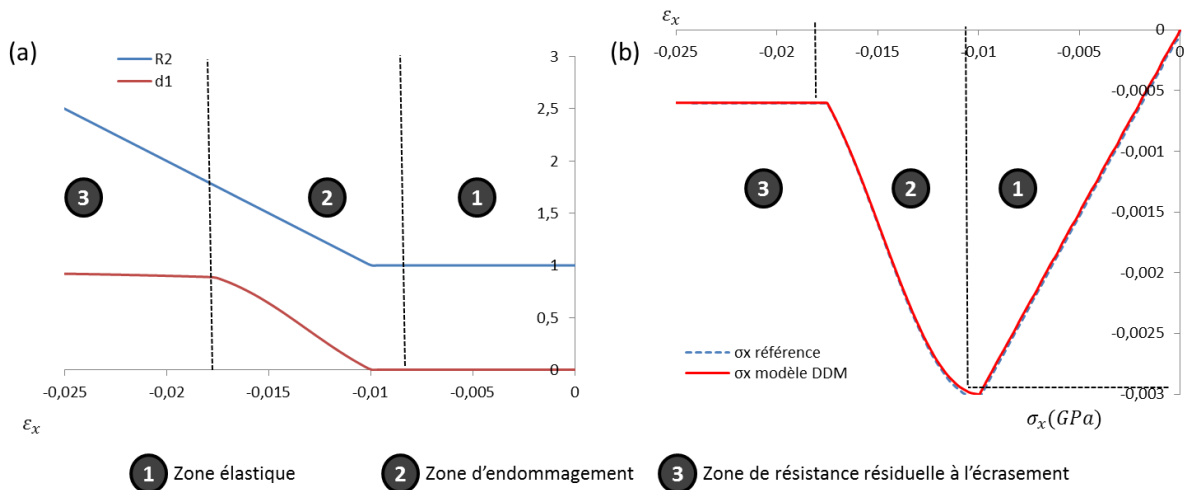


Figure IV-14 : Validation du cas élémentaire de compression sens fibre (a) $R_2(\varepsilon_x)$ et $d_1(\varepsilon_x)$;(b) $\sigma_x(\varepsilon_x)$

Cas de traction d'un élément sens fibre

Une sollicitation de traction est appliquée à l'élément sur les deux faces perpendiculaires au sens fibre (x). Dans ce cas de validation, le critère f_1 (traction axiale et cisaillements) est activé (Eq.16) et un déplacement linéaire est appliqué (Figure IV-15).

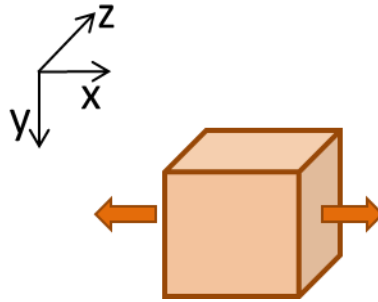


Figure IV-15 : Cas de validation élémentaire de traction sens fibre

Dans cette sollicitation, une fois qu'un échantillon est endommagé en traction, il n'y a plus aucune résistance résiduelle comme on peut l'observer en traction. Deux zones sont observées, une zone élastique (1) et une zone d'endommagement (2) qui conduit à une rigidité E_{11} de l'élément nulle.

- Dans la zone 1, aucune évolution des variables d_1 et R_1 n'est observée et la contrainte évolue linéairement (déplacement linéaire). La zone élastique se termine lorsque le critère de rupture en traction X_t est atteint (0.06 GPa) (Figure IV-16 (b)).
- Dans la zone 2, de façon similaire au cas de compression, le critère de rupture est supérieur à 1 et la variable R_1 évolue linéairement (déplacement linéaire). Uniquement le critère f_1 est sollicité et conduit à l'évolution de la variable d_1 toujours en suivant les Eq.23- 24 (Figure IV-16 (a)). Lorsque le dommage atteint la valeur de 1, l'élément n'a plus de rigidité en traction et compression ($E_{11} = 0$).

Une évolution identique de la contrainte en fonction des déformations est observée dans la Figure IV-16 (b) pour les deux courbes. Ceci permet de valider ce cas de validation de la loi d'endommagement diffus.

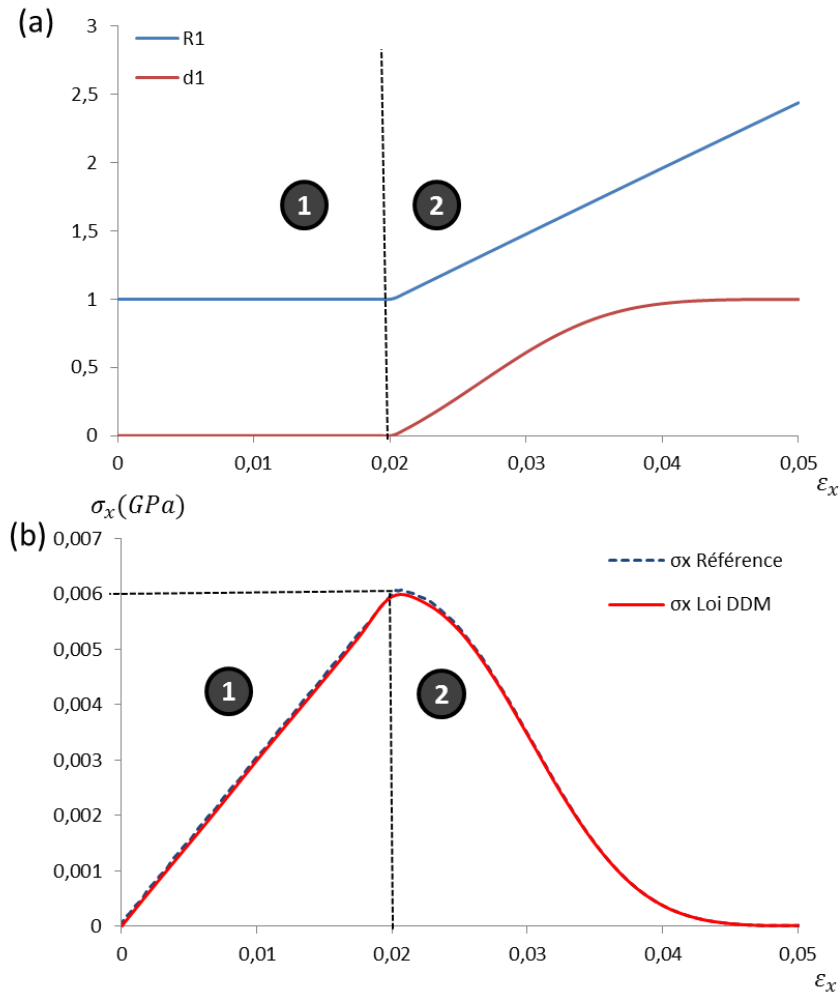


Figure IV-16 : Validation du cas élémentaire de traction sens fibre (a) $R_1(\epsilon_x)$ et $d_1(\epsilon_x)$, (b) $\sigma_x(\epsilon_x)$.

Cas de compression d'un élément direction hors plan

Dans ce cas élémentaire, l'évolution de la loi d'endommagement diffus en compression hors plan (z) est vérifiée. Un déplacement linéaire est imposé sur les faces perpendiculaires à l'axe z . Cette fois-ci, le critère f3 est activé (Eq.18).

Un comportement similaire aux explications des deux cas précédents est observé (Figure IV-17). Une pente élastique est observée dans un premier temps jusqu'à atteindre le critère de rupture Z_c (0.008 GPa) puis l'élément s'endommage.

A nouveau, les deux courbes sont identiques et valident l'implémentation de la loi d'endommagement diffus.

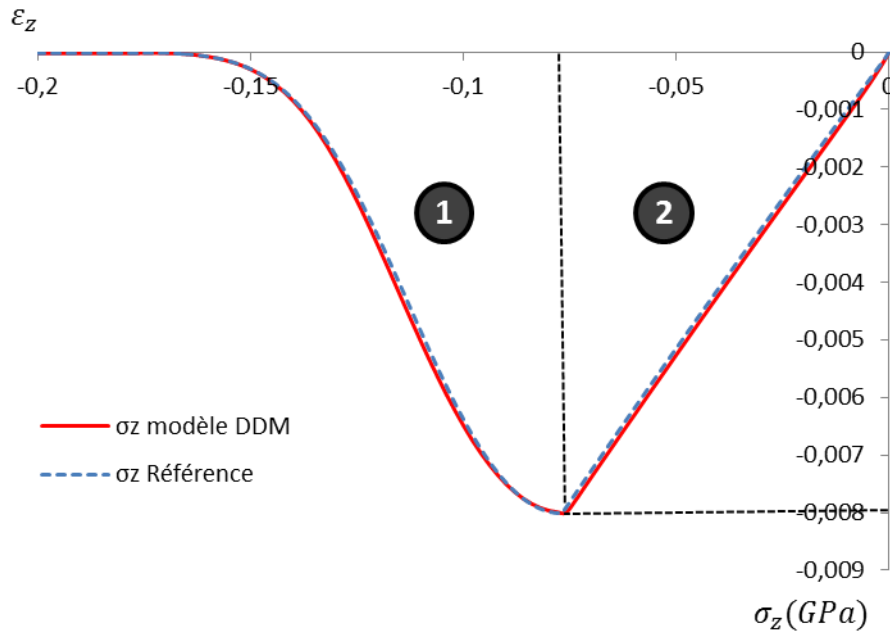


Figure IV-17 : Validation du cas élémentaire de traction sens fibre : $\sigma_z(\epsilon_z)$.

Cas de compression d'un élément direction hors plan (z) et cisaillement(yz)

Dans ce cas élémentaire, l'évolution de la loi d'endommagement diffus en compression hors plan (z) et cisaillement (YZ) est vérifiée. Deux déplacements linéaires sont imposés, un sur les faces perpendiculaires à l'axe z dans la direction z et l'autre dans la direction y. Le second chargement croit linéairement au cours du temps. Cette fois-ci, dans l'essai numérique de référence, les critères f_5 et f_6 sont activés (Eq.18 et Eq.20 - 21) puisque les contraintes σ_z et σ_{yz} sont sollicitées principalement. Cependant dans notre cas, le critère f_6 n'est pas pris en compte car il représente les phénomènes de délaminage remplacé par les liaisons cohésives dans notre modèle.

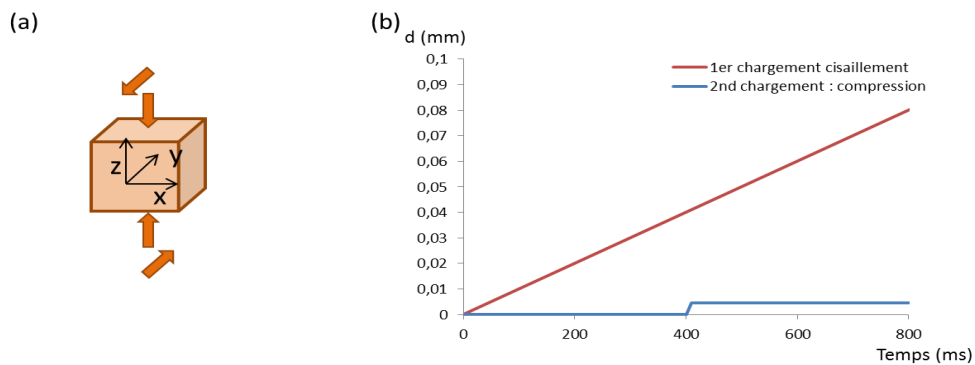


Figure IV-18 : (a) Cas de validation élémentaire de compression hors plan (z) et cisaillement (yz); (b) déplacement imposé

A nouveau, dans la zone élastique la valeur du dommage est à 0 et une pente élastique est observée sur la courbe contrainte-temps (Figure IV-19(b)). Lorsque le seuil de rupture ($S_{23}=0.006$ GPa) est atteint, l'élément s'endommage en suivant le critère f_5 . Comme le critère f_6 n'est pas activé, il n'y a pas de compétition entre les critères f_5 f_6 qui sont observés comme dans le cas dans la courbe de référence, ce qui explique la différence de comportement avec la courbe de référence. L'élément du modèle DMM s'endommage au critère de rupture f_5 et suit une loi identique à l'Eq.23.

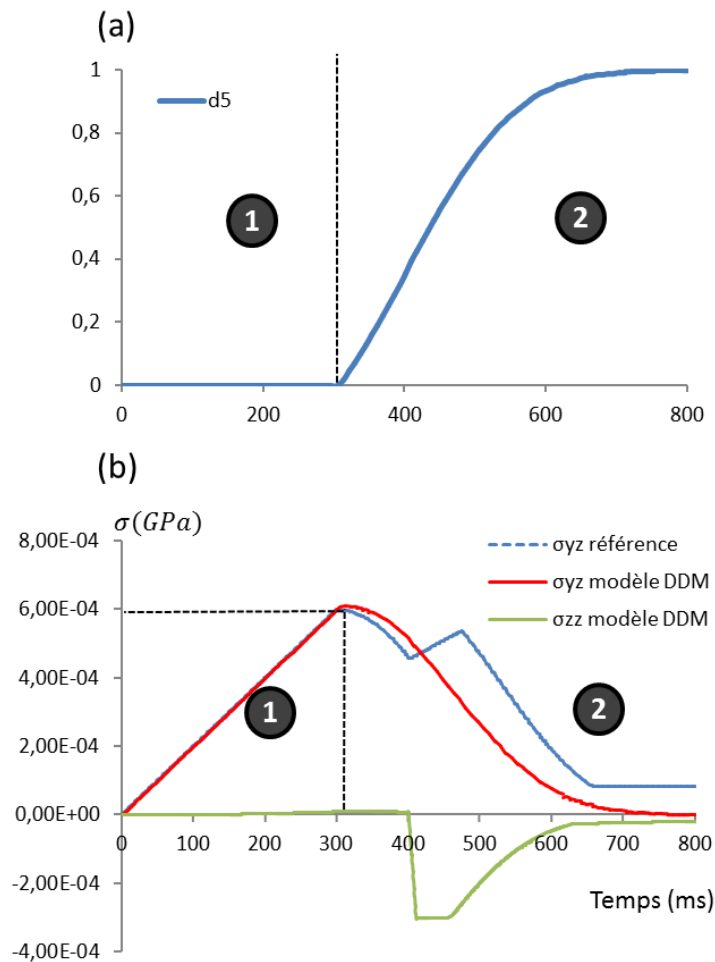


Figure IV-19 : Validation du cas élémentaire de compression hors plan (z) et cisaillement (yz):(a) $d_5(t)$, (b) $\sigma_{yz}(t)$ et $\sigma_{zz}(t)$

3.2.3 Conclusion des tests de validation

Pour chaque critère, les tests de validation ont permis de vérifier que l'implémentation dans le code de la loi utilisateurs est valide sauf dans le cas 4 mais la différence de comportement est normale car le critère f_6 a été désactivé.

4. APPLICATION DU MODELE MECANIQUE A UN CAS D'ECRASUREMENT

Après que les lois DDM et MCS ainsi que le concept de FFC ont été implémentés et validés, le modèle mécanique a été appliqué à un cas d'écrasement afin de représenter un mode d'écrasement mixte.

4.1 Essai expérimental de référence

Un essai de la campagne expérimentale de Duong et al. [Duo10] a été utilisé comme essai de référence (Figure IV-20(a)), le montage utilisé est identique à celui présenté au Chapitre II. La plaque de référence est une plaque composite stratifiée carbone époxy unidirectionnelle T700/M21. Les dimensions de l'éprouvette sont de 160 x 60 x 4 mm³ avec une épaisseur de pli de 0.25 mm. La stratification est la suivante : [(0°/90°)*4]_{sym}.

Une vitesse initiale d'impact de 9 m.s⁻¹ a été mesurée et la masse du chariot appliquée est de 36 kg.

4.2 Construction du modèle numérique

La stratification de l'essai de référence permet le développement d'un modèle numérique pseudo-2D. Cette hypothèse repose sur l'analyse des essais où avec une stratification de plis uniquement orientés à 0° et 90°, une faible variation de comportement dans la largeur de l'échantillon a été observée par Duong et al.[Duo10]. Ainsi un seul élément dans la largeur (y) est représenté (de largeur égale à l'épaisseur d'un pli) et les conditions de symétrie classiques sont imposées au modèle de calcul, c'est-à-dire que les déplacements dans cette direction sont bloqués ainsi que les rotations hors-plan pour assurer les conditions de déformations planes.

Les guides verticaux entre lesquels coulisse l'échantillon pendant l'essai et le socle sur lequel l'échantillon s'écrase sont représentés par des zones maillées non déformables. De plus des éléments volumiques rigides sont ajoutés sur les éléments supérieurs de l'échantillon. Leur masse volumique est calculée pour simuler une masse de 36 kg rapportée à la largeur de l'éprouvette numérique (ici 0.25 mm) (Figure IV-20(b)).

De la pseudo-viscosité artificielle est introduite afin d'empêcher des vibrations purement numériques de fortes amplitudes de perturber le calcul (activations de critères non physique, pics de contrainte et déformations exagérées).

Dans le logiciel de calcul Impetus-AFEA Solver, cette viscosité artificielle prend la forme d'une contrainte ajoutée (Eq.25).

$$\sigma_{\mu} = \frac{\mu}{C_{dec}} \int_0^t \dot{\varepsilon}(\tau) \times e^{(\tau-t)/C_{dec}} d\tau$$

Eq.25

Avec C_{dec} coefficient de décroissance visqueuse, μ coefficient d'amortissement visqueux et t le temps courant

Dans nos calculs, $C_{dec} = 5^{e-4}$ et $\mu = 1^{e-5}$.

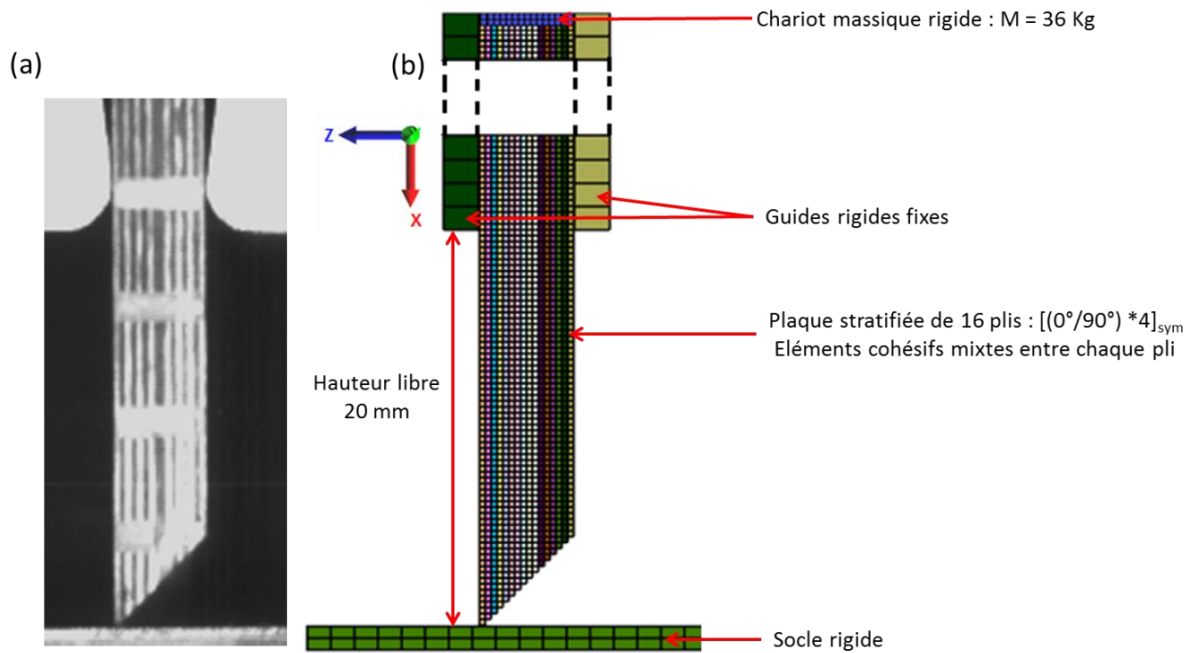


Figure IV-20: Essai de référence (a) et modèle numérique de l'essai (b)

L'échantillon composite est représenté par des éléments volumiques cubiques isogométriques de degré 1 à 8 points d'intégration avec une taille élémentaire d'arête de 0.25 mm (Figure IV-21 (a)). Cette taille s'appuie sur le choix de modélisation à l'échelle mésoscopique, l'épaisseur d'un pli est décrit par un élément. Les plis sont numérotés de 1 (en partant du pli le plus long) à 16 (en allant jusqu'au pli le plus court) dans l'épaisseur du stratifié (Figure IV-21 (b)).

Les dimensions globales de l'échantillon sont respectées : 160 mm de hauteur (soit 640 éléments) et 4 mm d'épaisseur. Le biseau à 45° est représenté par un escalier avec le retrait d'un élément dans la hauteur pour chaque pli supplémentaire (Figure IV-20(b)).

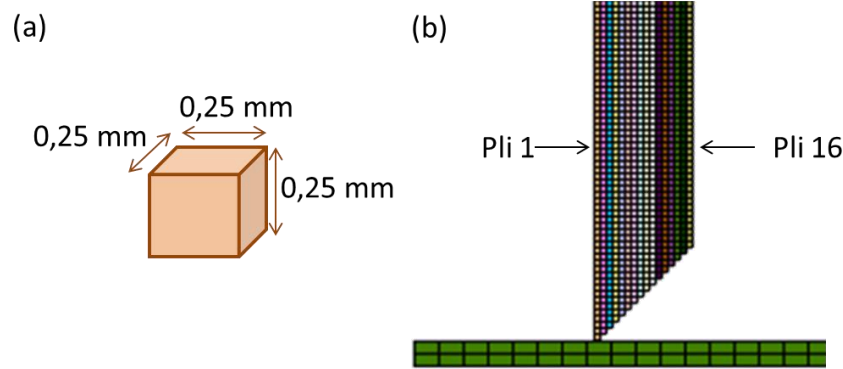


Figure IV-21: (a) Elément volumique élémentaire et (b) numérotation des plis

Entre chaque pli, des liaisons cohésives sont appliquées et pour chaque élément, les paramètres matériaux de la loi MCS et de la loi DDM sont les suivants (Tableau IV-2). L'ensemble des paramètres ont été choisis à partir des travaux d'Israr [Isr14A] et d'Ilyas [Ily10].

Tableau IV-2: Paramètres matériaux du modèle numérique

Liaison cohésive									
σ_{fail}	τ_{fail}	G1c			GIIc				
GPa	GPa	kN.mm ⁻¹			kN.mm ⁻¹				
0,075	0,15	0.6 ^{e-3}			2.1 ^{e-3}				
Loi MCS									
$\sigma_{MCS 0^\circ}$	$\sigma_{MCS 90^\circ}$	ε_c			ε_f				
GPa	GPa								
0,277	0,270	-3			-4,6				
Loi DDM									
ρ	E11	E22	E33	ν_{21}	ν_{31}	ν_{32}	G12	G23	G13
kg.mm ⁻³	GPa	GPa	GPa				GPa	GPa	GPa
1.55 ^{e-6}	100	7.7	7.7	0.0254	0.0254	0.33	5	2.9896	5
Xt	Xc	Yt	Yc	Zt	Zc	Sfs	S12	S23	S31
GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa	GPa
2.08	1.2	0.075	0.28	0.075	0.28	1.5	0.180	0.180	0.180
m	$\varepsilon_{\text{écrasement}}$	$\varepsilon_{\text{expansion}}$							
10	0.9 (0°) 0.92 (90°)	4.0							

Une vitesse initiale de 9 m.s^{-1} dans la direction d'écrasement (x) est appliquée à l'échantillon et aux éléments représentant la masse. En termes de conditions aux limites, les guides verticaux et le socle sont indéformables et fixés dans l'espace et l'échantillon et la masse ont un déplacement bloqué dans la largeur (y) afin d'appliquer l'hypothèse de déformations planes. Des conditions de contact avec frottement sont introduites sur les guides, le socle et l'échantillon. Un coefficient de frottement de 0,15 est appliqué entre l'échantillon et le socle. Cette valeur provient d'une calibration effectuée par Guillon [Gui08].

Le temps de calcul d'une simulation est aux alentours de 45 h.

4.3 Analyse de la morphologie de la simulation numérique

Le premier objectif de cette simulation est tout d'abord de valider la capacité du modèle à représenter l'évasement, la fragmentation localisée et en cœur de pli.

Une analyse analogue à celle des essais du Chapitre II est effectuée. La Figure IV-22 présente la courbe force-déplacement de la simulation numérique ainsi que celles de deux essais de référence menés par Duong et al. [Duo10].

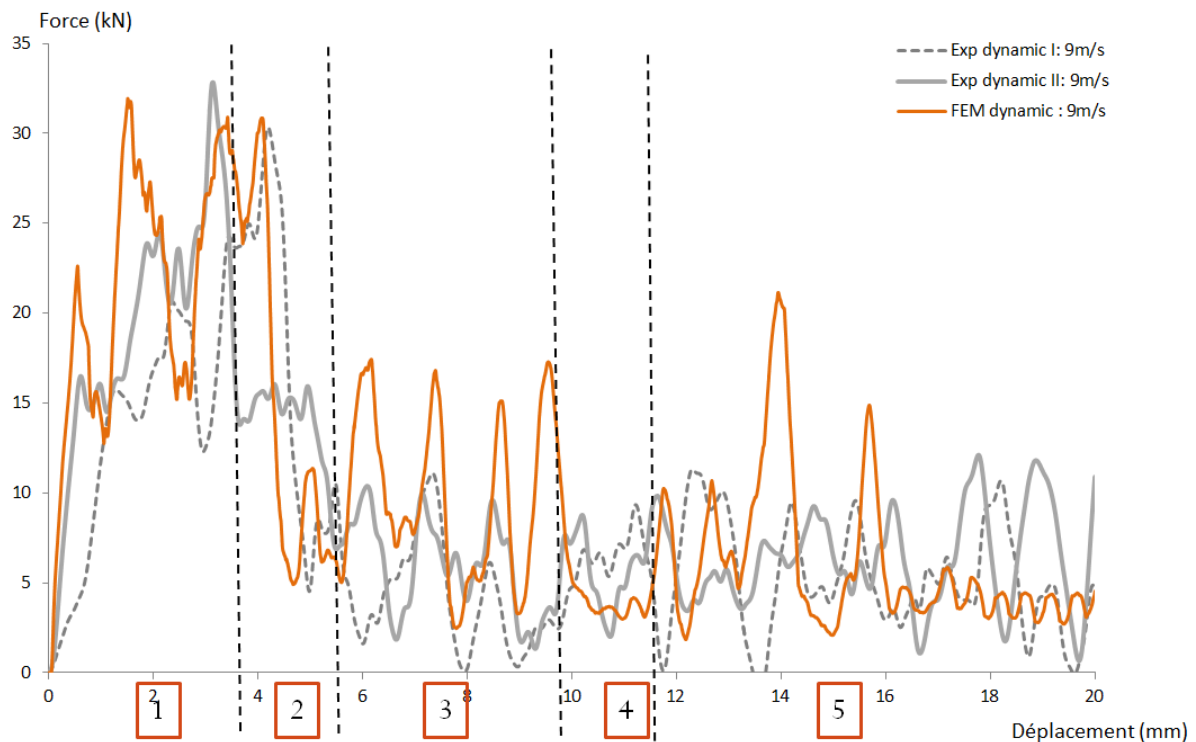


Figure IV-22: Courbe force-déplacement de la simulation numérique et des deux essais référence [Duo10]

La simulation numérique est analysée sur les 20 premiers millimètres d'écrasement et est présentée en 5 parties. Les parties 1 et 2 représentent respectivement la phase d'initiation

jusqu'à la valeur d'effort pic et la phase de transition. Les parties 3, 4 et 5 représentent la phase plateau de l'essai. Cependant, pendant la phase plateau différentes oscillations sont observées et correspondent à une morphologie d'écrasement différente des essais.

Une analyse phase par phase est présentée afin de montrer que les modes de ruines identifiés expérimentalement sont bien représentés, et au bon moment. De plus, la simulation numérique permet aussi d'être un outil supplémentaire de compréhension et d'analyse des essais expérimentaux.

4.3.1 Phase 1

Dans la partie 1, des évaselements et un écrasement progressif similaires à l'essai expérimental sont visualisés. Les deux images de la Figure IV-23 sont prises au même déplacement $d = 2$ mm. On observe des délaminages plus importants dans la simulation numérique (Figure IV-23 (a)), de plus les éléments qui suivent l'élément en bout de pli des plis orientés à 90° ont tendance à s'éroder à cause de surcontraintes dans la direction d'écrasement.

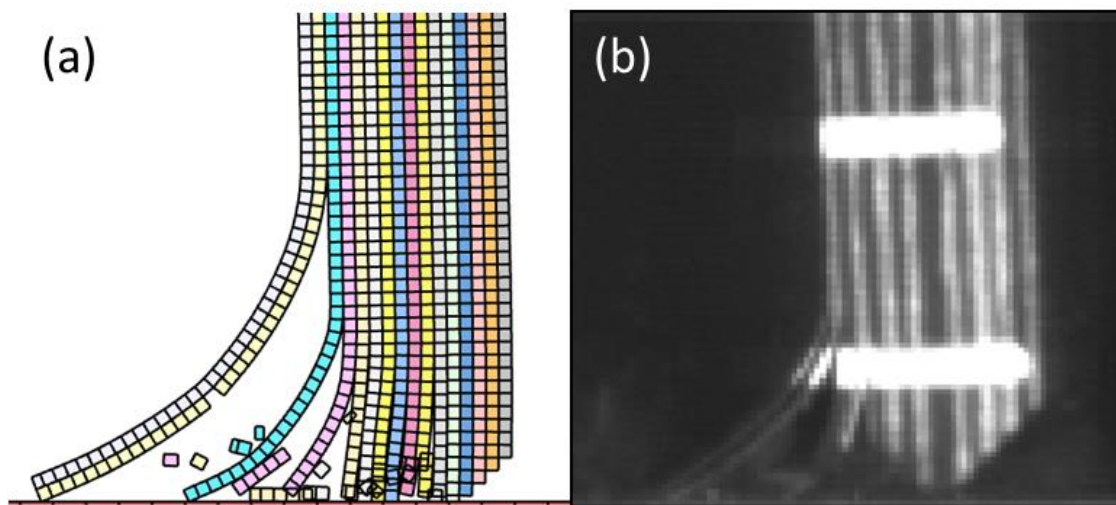


Figure IV-23 : Initiation de la simulation numérique (a) et de l'essai de référence (b)

Dans la phase d'initiation, l'évolution de la morphologie en bout des plis à 0° permet de valider le fonctionnement de la loi MCS. Pour les plis à 90° , les éléments en bout de pli ne sont pas écrasés car très rapidement une rupture supprime l'élément supérieur de celui en bout de pli par activation du critère de rupture en compression sens matrice (Figure IV-24).

Même si la contrainte à rupture Y_c (280 MPa) est sensiblement plus élevée que la valeur de contrainte de la MCS (270 MPa), les effets dynamiques conduisent à ce que localement, la valeur de contrainte à rupture Y_c soit atteinte. Originellement dans la loi MCS, les éléments

orientés à 90° initient des délaminages aux interfaces grâce à la loi d'élargissement de l'élément dans la direction z . Cependant, des délaminages sont quand même initiés dans les interfaces par les critères d'initiation de la loi de la liaison cohésive.

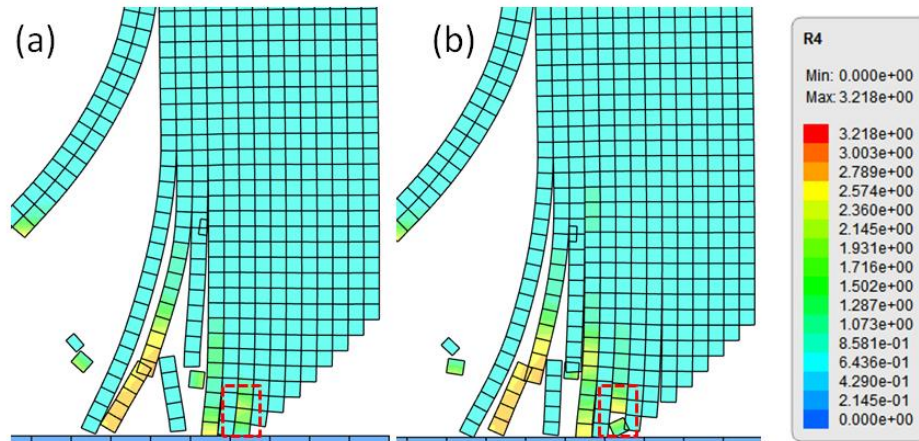


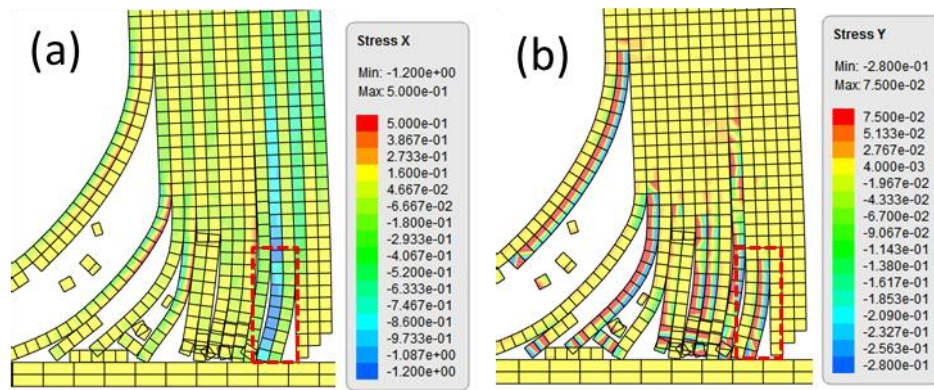
Figure IV-24 : Rupture d'un élément orienté à 90° au-dessus de l'élément en bout de pli (a) : 2,2 mm d'écrasement et (b) : 2,3 mm d'écrasement

4.3.2 Phase 2

Dans la phase de transition, la création d'une large fissure centrale conduit à une chute importante de l'effort. Ce phénomène correspond aux observations expérimentales réalisées.

Des phénomènes de compression et flexion de plis sont clairement identifiés dans les plis à 0° et 90° dans la direction d'écrasement (Figure IV-25 (a) et (b)).

Dans la direction d'écrasement des plis à 0° , on s'aperçoit que les contraintes de compression sont prépondérantes (Figure IV-25 (a)) alors que dans les plis à 90° , de la flexion dans les plis est clairement identifiée (Figure IV-25 (b)). Ce résultat provient tout d'abord des valeurs de contrainte à rupture de traction/compression qui sont bien plus élevées dans les plis orientés à 0° . Ensuite la présence de la loi MCS modifie le comportement en bout de pli et favorise un écrasement stable dans la direction d'écrasement des plis orientés à 0° alors que dans les plis orientés à 90° , des ruptures par fragmentation en cœur de pli ne permettent pas à l'élément de s'écraser progressivement : un comportement de la loi MCS similaire à celui de l'initiation pour les plis à 90° (phase 1) est observé avec des ruptures systématiques de l'élément situé au-dessus de l'élément en bout de pli.



(a) Contrainte sens d'écrasement (x) pour les éléments à 0° et (b) (y) pour les éléments à 90°

Figure IV-25: Phase de transition avec ouverture d'un délaminage central à 4 mm d'écrasement.

4.3.3 Phase 3

La phase 3 entre 5 et 10 mm d'écrasement est maintenant analysée. En termes de morphologie d'écrasement, on observe de l'évasement, de la fragmentation localisée et de la fragmentation en cœur de pli pendant cette phase (Figure IV-26). Des débris de tailles différentes sont générés ; plus la zone d'origine des débris générés est proche de la zone en fragmentation localisée plus ils sont petits (entre 0.25 et 0.75 mm) et plus les plis sont éloignés, plus les tailles de débris sont grandes (entre 1,5 et 4 mm), ce qui est cohérent avec les observations expérimentales. Une étude plus poussée de la taille des débris est effectuée dans le Chapitre V.

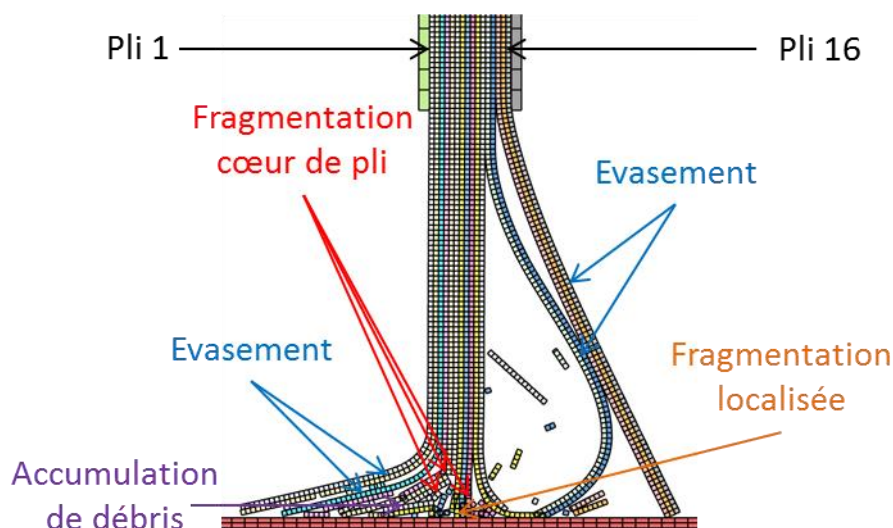
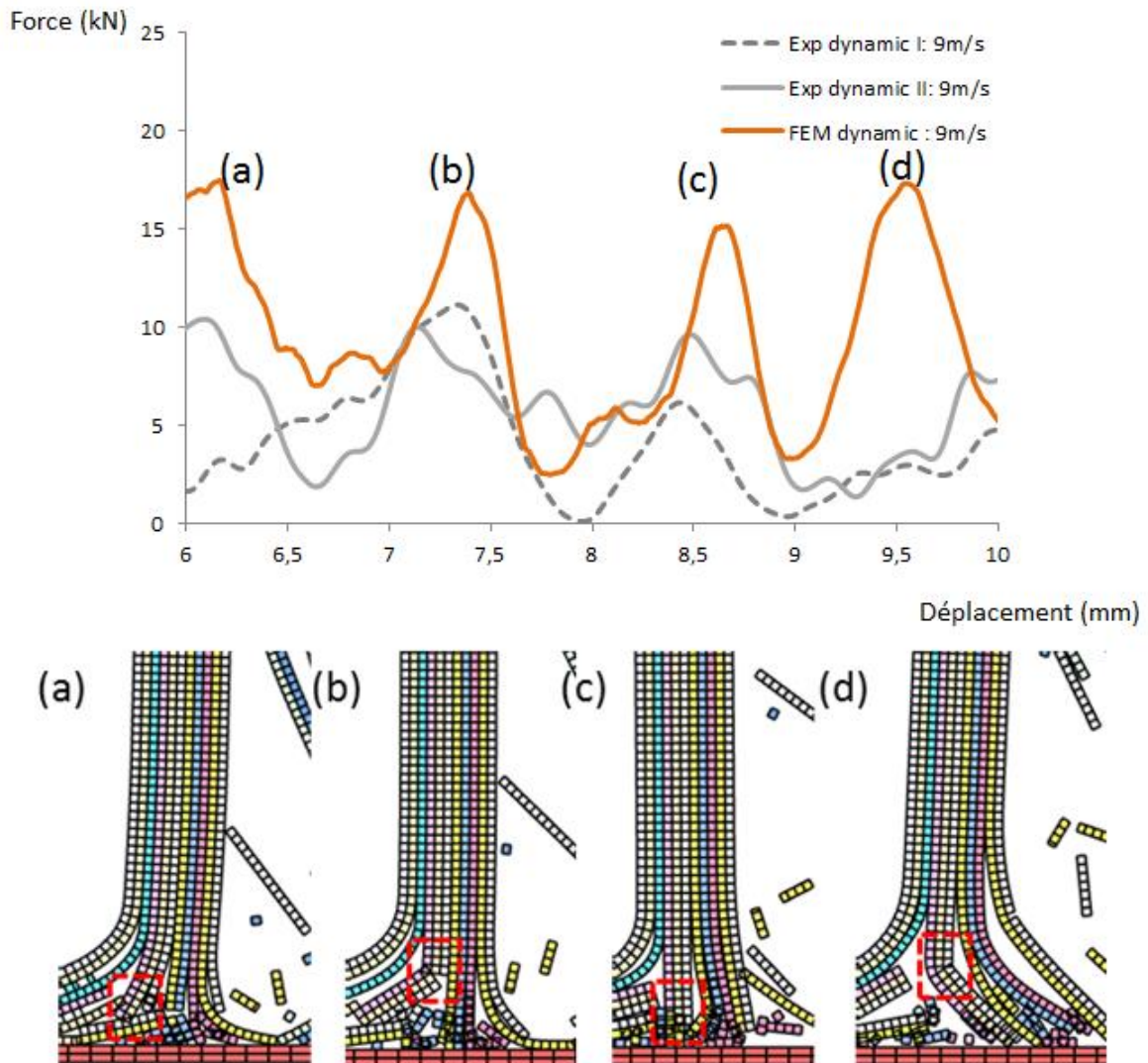


Figure IV-26 : Phase 3 de la simulation numérique en mode mixte

On remarque cependant que les plis [12-13] (respectivement 0°/90°) se sont évasés ensemble mais ont fléchi du mauvais côté. Ensuite sur les plis [1-2] (respectivement 0°/90°), des

dommages, qui conduisent à l'érosion d'élément, apparaissent alors qu'expérimentalement, les plis délaminés ne subissent pas de dommage visible.

Dans la phase 3, quatre grandes oscillations (environ 17 kN) sont visualisées (Figure IV-27) et sont bien supérieures aux oscillations observées dans les essais (environ 10 kN). Cependant, on s'aperçoit que les oscillations obtenues sont synchronisées avec les courbes expérimentales et peuvent correspondre à des phénomènes physiques, mais avec une amplitude surestimée.



a) $d = 6,2 \text{ mm}$ (b) $d = 7,3 \text{ mm}$ (c) $d = 8,7 \text{ mm}$ et (d) $d = 9,8 \text{ mm}$

Figure IV-27 : Courbe force-déplacement et morphologie phase 3

A partir de la visualisation de la morphologie d'écrasement des quatre instants identifiés (Figure IV-27), il est observé que les oscillations proviennent à chaque fois d'une rupture de pli par fragmentation en cœur de pli. Les localisations des ruptures sont signalées par un cadre

en pointillé rouge sur la Figure IV-27. Ces ruptures sont activées par les critères de compression/traction sens fibres (critères 1 et 2) et sens matrice (critères 4 et 5) soit de la flexion des plis quelle que soit leur orientation.

Les valeurs d'oscillations supérieures aux essais expérimentaux proviennent de la rupture à cœur de groupe de plis composés de trois plis alors qu'expérimentalement, ils sont généralement composés de groupes d'un ou deux plis. Cependant, les hauteurs de ruptures de plis sont cohérentes avec les essais, ce qui explique la synchronisation des oscillations entre essais et calcul.

4.3.4 Phase 4

Suite à la rupture des plis [4 à 6] ($90^\circ/0^\circ/90^\circ$) à 9,8 mm, un gros débris constitué de trois plis sur une hauteur de 3 mm change la morphologie d'écrasement et initie la phase 4. Les plis en fragmentation localisée [7 à 9] ($0^\circ/90^\circ/90^\circ$) sont évacués sur le côté et rompent à leur tour par flexion. A part les plis en évasement, plus aucun pli n'est en contact avec le socle (Figure IV-28 (a)) ; cela explique une valeur d'effort minimale. Ce mécanisme n'est pas observé expérimentalement (Figure IV-28 (b)), les plis centraux en fragmentation localisée s'écrasent suivant ce mode d'écrasement et parfois un ou deux plis peuvent passer en fragmentation en cœur de pli mais il n'arrive jamais la situation où le groupe de pli entier en fragmentation localisée rompt d'un seul tenant par flexion.

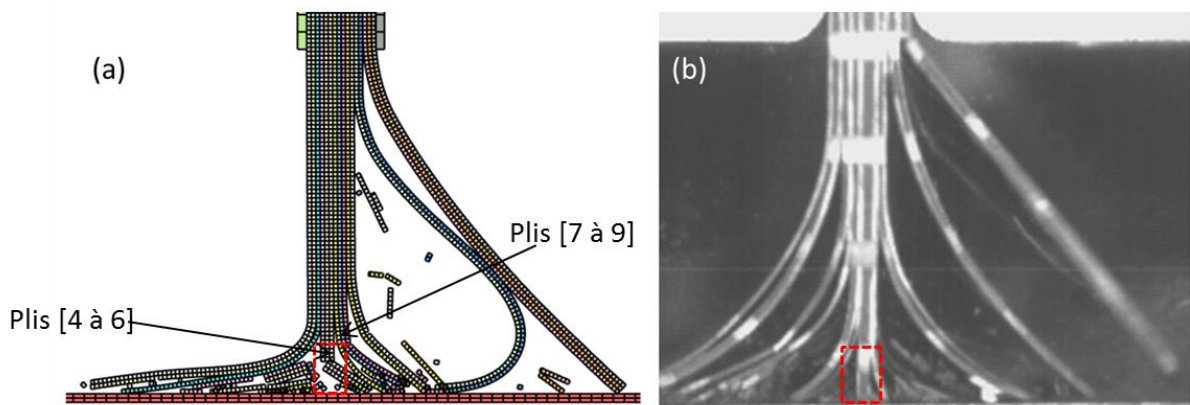


Figure IV-28 : Morphologie d'écrasement phase 4 : simulation numérique (a) et de l'essai de référence (b)

4.3.5 Phase 5

La phase 5 (Figure IV-29) s'initie sur la reprise de contact des plis [4 à 6] ($90^\circ/0^\circ/90^\circ$) puis ensuite des reprises et pertes de contact des plis [7 à 9] ($0^\circ/90^\circ/90^\circ$) et [4 à 6] génèrent des oscillations de l'effort.

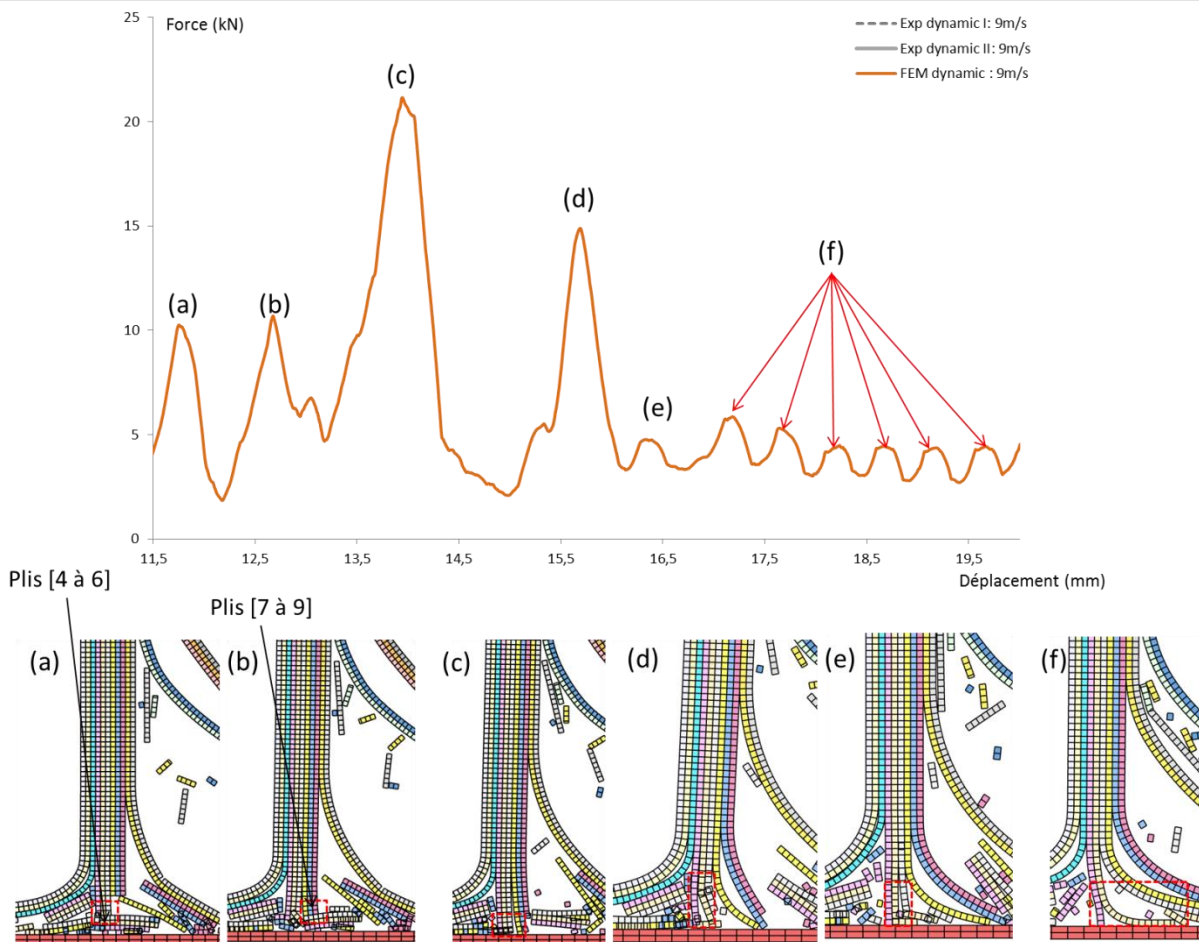


Figure IV-29 : Courbe force-déplacement et morphologie phase 5

Le contact des plis [4 à 6] (Figure IV-29 (a)) et [7 à 9] (Figure IV-29 (b)) avec le socle génère des oscillations de l'effort. Ensuite les plis [4 à 6] touchent simultanément le socle et provoquent un pic d'effort à 14 mm d'écrasement (Figure IV-29 (c)).

Ensuite, les plis [7 à 9] s'évasent et les plis en fragmentation localisée [5 à 6] rompent en flexion. La reprise d'effort visible sur la courbe (Figure IV-29 (d)) s'explique d'une part par la conservation d'un pli en fragmentation localisée [13], et d'autre part par l'appui des plis en évasement [1 à 3] sur le gros débris visible (Figure IV-29 (d)). Expérimentalement, des reprises d'effort des plis sur des débris sont aussi observés, le modèle est donc capable de reproduire ce mécanisme également.

Après le pic d'effort (d), les plis fragmentés [4 à 6] sont à nouveau en contact avec le socle mais s'évasent après 1 mm d'écrasement (Figure IV-29 (e)).

A partir de cet instant, le calcul entre dans un écrasement stable numérique mais qui n'est pas observé expérimentalement. Le pli [4] qui est un pli orienté à 90° rompt par flexion en suivant

le critère de compression sens matrice tous les 0,5 mm d'écrasement et génère des débris de petites tailles (entre 0.25 et 0.5 mm). Ce comportement demeure constant jusqu'à la fin de la simulation numérique.

4.3.6 Bilan de l'analyse de la morphologie d'écrasement

Au travers des 5 phases analysées, les mécanismes globaux de l'écrasement de structure composite stratifiée à base de plis unidirectionnels sont observés dans les bonnes phases. Un bon effort de pic et des fréquences spatiales d'oscillation de l'effort sont aussi retrouvés.

Cependant, des ruptures en cœur de pli au-dessus des éléments en fragmentation localisée sont observées et génèrent des différences de comportement et d'effort entre le calcul et les essais.

Afin de palier à ce problème, un intérêt doit être porté afin de représenter correctement la morphologie des plis en fragmentation localisée pendant la phase plateau par une étude de paramètres influents. Des pistes peuvent être de revoir l'hypothèse pseudo-2D ou bien d'effectuer une étude de sensibilité des valeurs de résistance du matériau.

En termes de masse de l'ensemble de la structure, une perte de 3% de la masse totale de la structure est mesurée. Si l'on ramène cette valeur au volume de la structure écrasée, cette perte correspond à 24% ce qui signifie qu'un grand nombre de débris sont érodés au lieu de représenter un obstacle sur le plateau.

4.4 Analyse de la compétition des mécanismes d'absorption d'énergie

Le calcul permet d'avoir un outil d'analyse supplémentaire de la simulation au travers de l'énergie absorbée par la structure.

4.4.1 Analyse globale de l'énergie

L'énergie absorbée par la structure dans nos simulations numériques de l'écrasement d'une plaque en composite se décompose en quatre parties :

- L'énergie interne qui correspond à l'énergie de déformation emmagasinée par la somme de la déformation élastique et par les mécanismes de fragmentation localisée et en cœur de pli ;
- L'énergie de délaminage qui correspond aux énergies consommées par les délaminages d'interface ;

- L'énergie de contact qui correspond aux frottements de la structure sur le socle, sur les guides ou encore avec elle-même (frottement pli sur pli) ;
- L'énergie de viscosité artificielle qui est un paramètre numérique qui permet d'adoucir les surcontraintes numériques dues aux propagations de chocs et donc d'adoucir le contact. Cette énergie numérique doit rester négligeable face aux énergies mécaniques dans les zones travaillantes de la structure. Nous prenons comme référence que cette énergie doit être inférieure à 10% de l'énergie interne totale.

La Figure IV-30 affiche les répartitions d'énergie absorbée par la structure. L'énergie interne est affichée en trait continu noir et a été aussi décomposée en deux parties afin de différencier les plis orientés à 0° (pointillé bleu) et orientés à 90° (pointillé rouge). Ces courbes sont obtenues à partir du post-traitement d'Impetus-AFEA et sont représentées en pourcentage. La valeur de 100% correspond à l'énergie absorbée par la structure à 20 mm d'écrasement.

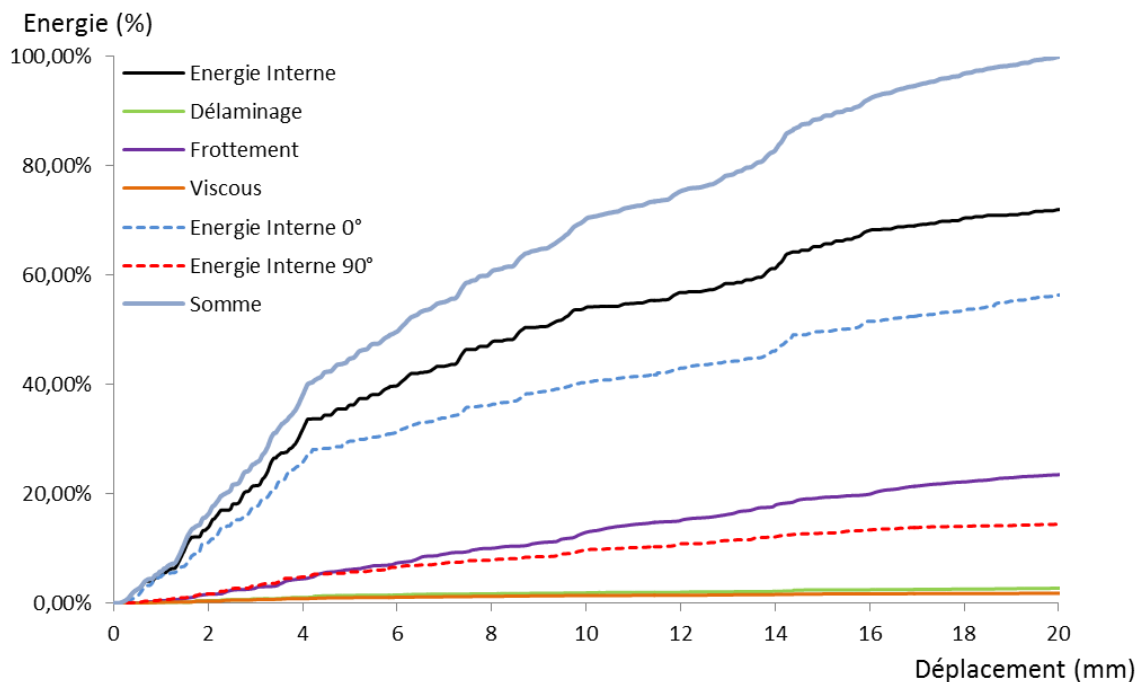


Figure IV-30 : Energie dissipée au cours de la simulation numérique

Dans ce calcul, l'énergie est majoritairement dissipée en fragmentation des plis à 0° (56%). Ensuite par frottement (24%) puis par les plis orientés à 90° (15%) puis par l'énergie de délaminage (3%) et pour terminer la viscosité artificielle (2%).

Les plis orientés à 0° sont plus dissipatifs que les plis orientés à 90°, ce qui confirme les résultats numériques d'Israr [Isr14A]. On voit aussi que la dissipation par frottement qui reste

difficilement mesurable dans les essais expérimentaux dynamiques est un élément important du processus d'absorption de l'énergie.

Entre 0 et 4 mm d'écrasement, il est observé une augmentation de l'énergie absorbée plus forte. Cette distance d'écrasement correspond à l'initiation où les plis sont majoritairement en fragmentation localisée et permettent de dissiper plus d'énergie.

4.4.2 Analyse locale des énergies par frottement et délaminage

L'évolution de l'énergie interne s'explique en grande partie par les explications relatives à la morphologie d'écrasement. Cependant l'analyse de l'énergie dissipée par frottement et par le délaminage des interfaces des plis enrichit l'exploitation des résultats.

Frottements

La valeur de frottement atteinte provient de plis qui frottent contre les débris sur le socle (a) et contre les guides (b et c) visibles sur la Figure IV-31. On s'aperçoit sur Figure IV-31 que la dissipation d'énergie par frottement est plus importante au niveau du contact des plis contre les débris.

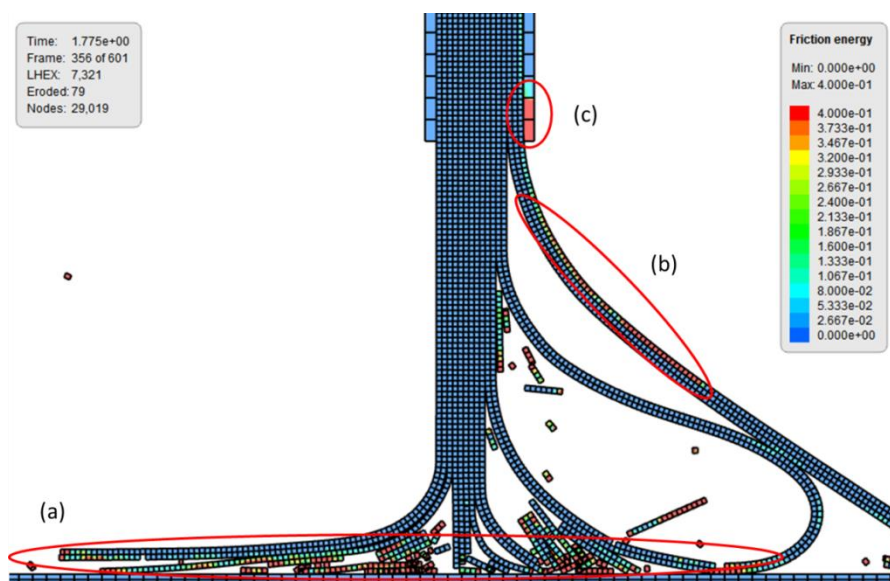


Figure IV-31 : Répartition de l'énergie de frottement dans la simulation $d= 15,2$ mm

Délaminage

Bien que l'énergie de délaminage soit faible en comparaison de l'énergie dissipée par la fragmentation (énergie interne) et par frottement, l'analyse de son évolution permet d'observer d'une part les plis qui ont été favorisés par l'évasement mais aussi des évasements

plus tardifs qui ont une dissipation d'énergie plus importante que les autres interfaces de plis (Figure IV-32).

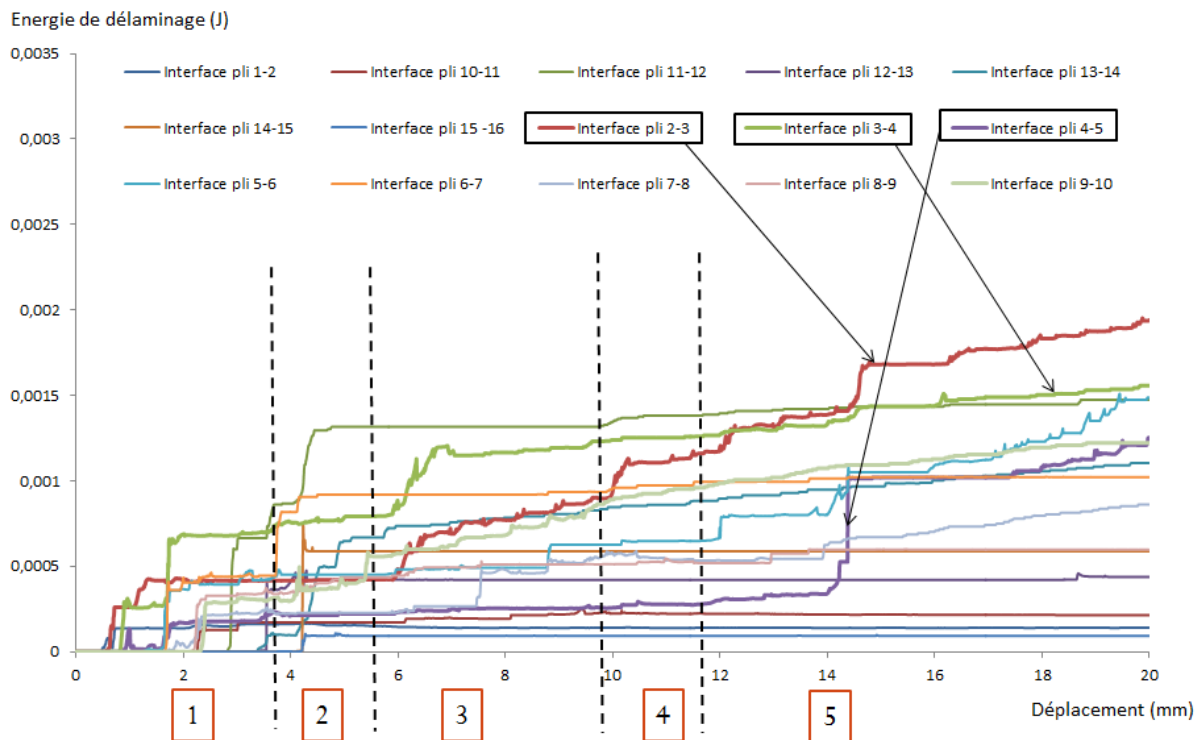


Figure IV-32 : Evolution de l'énergie de délaminage à l'interface des plis

Tout d'abord la plupart des interfaces des plis ont un comportement différent, ce qui témoigne de l'importance des conditions aux limites de chaque pli ainsi que l'influence de sa position dans l'épaisseur. Globalement, l'énergie de délaminage est proportionnelle à l'ouverture de l'interface. Par exemple, l'interface des plis 1 et 2 ne s'est très peu délaminiée car les plis restent collés entre eux et une valeur très faible est observée.

Lorsque de grandes variations sont observées, celles-ci correspondent à ouverture rapide d'interfaces qui généralement ont une influence sur la courbe force-déplacement (chute d'effort). A l'initiation, on remarque à 1 et 2 mm, une évolution rapide de l'interface 3-4 qui génère des chutes d'effort sur la courbe force-déplacement de la simulation (Figure IV-22).

D'autres interfaces évoluent constamment durant l'essai jusqu'à atteindre les plus hautes valeurs de dissipation d'énergie (interfaces 2-3 et 3-4 : Figure IV-33) mais l'énergie de délaminage d'autres interfaces croît subitement comme l'interface 4-5 à 14 mm qui correspond au comportement observé dans la phase 5 sur la Figure IV-33 avec un délaminage entre les plis 4 et 5, le pli 4 en fragmentation localisée et le pli 5 en évasement.

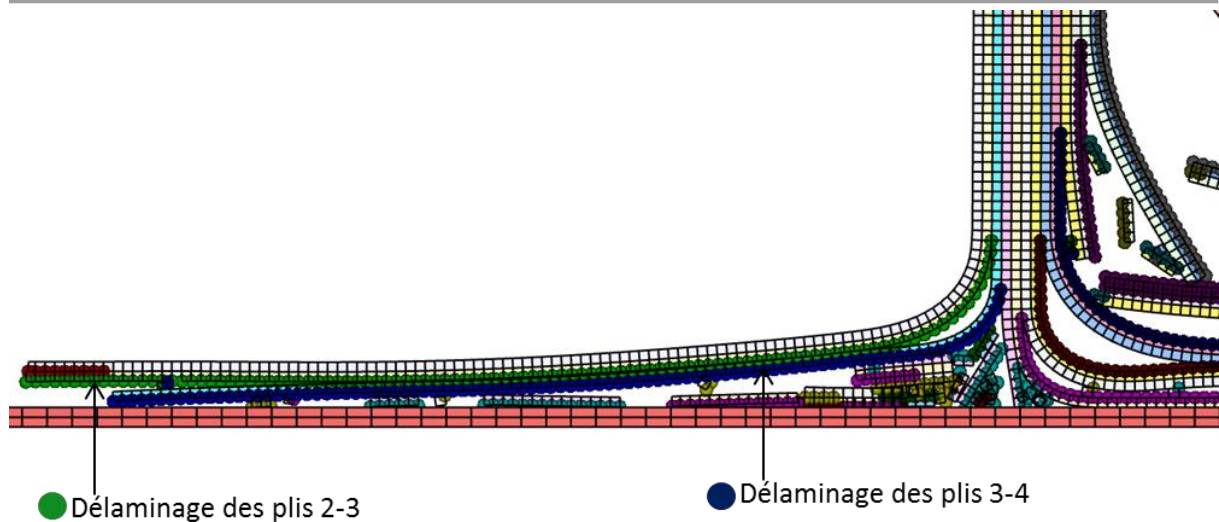


Figure IV-33 : Rupture d'interface des plis 2-3 et 3-4

4.4.3 Bilan de l'analyse de l'énergie

Le bilan d'énergie permet d'associer des énergies aux mécanismes observés expérimentalement. Cet apport du modèle permet d'améliorer la compréhension des essais expérimentaux.

Ensuite, dans cette simulation numérique, la fragmentation des plis à 0° est un mécanisme prépondérant dans la dissipation d'énergie de la structure (56%). Les frottements sont le second mécanisme de dissipation de l'énergie aux alentours de 24% de l'énergie totale dissipée, ce qui coïncide avec les résultats d'Israr [Isr14A] (25% de l'énergie totale dissipée). Expérimentalement, Guillon [Gui08] estime l'influence des forces de frottement avec le socle et entre plis à environ 33% de l'effort total d'écrasement sur un composite T700/M21 fort grammage en stratification quasi-iso.

Les valeurs d'énergie dissipées par les délaminages d'interfaces entre plis sont négligeables (3%) dans la simulation numérique comme estimé par Guillon [Gui08] aux alentours de 3% de la force d'écrasement. Cependant, il est important que le délaminage arrive au bon endroit, au bon moment puisque celui-ci pilote les ruptures de pli sur le front d'écrasement.

5. CONCLUSION

Un modèle mécanique du processus de fragmentation a été développé à partir des travaux d'Israr [Isr14A] et d'Espinosa et al. [Esp15]. De nouveaux critères ont été proposés dans cette thèse et validés par rapport à des courbes références sur des simulations élémentaires. Le

modèle complet permettant de traiter de manière différenciée l'écrasement local par la MCS et l'endommagement diffus jusqu'à rupture par une approche DDM a été codé et implémenté dans une loi utilisateur du code de calcul Impetus-AFEA Solver.

L'application du modèle à un cas d'écrasement a permis de représenter un front d'écrasement en mode mixte : évasement + fragmentation localisée + fragmentation en cœur de pli. Ces mécanismes sont représentés dans de bonnes proportions dans les différentes phases (initiation, transition, plateau). Cependant, le plateau d'effort d'écrasement en fragmentation est instable à cause de la rupture par érosion d'éléments dans le pli. Les résultats du modèle restent néanmoins une avancée avec un effort plateau d'écrasement plus proche des essais expérimentaux par rapport aux résultats des travaux d'Espinosa et al. [Esp15] et d'Israr [Isr14A].

Une répartition énergétique des mécanismes en fonction du déplacement a été effectuée. La structure écrasée dissipe de l'énergie principalement par fragmentation et frottement suite à la génération des débris, les plis à 0° consommant quatre fois plus d'énergie que les plis à 90°. Cette répartition permet de quantifier les énergies associées aux différents mécanismes et améliore la compréhension des essais.

Enfin pour palier au problème de stabilité des plis en fragmentation localisée dans la phase plateau, différentes pistes d'amélioration sont possibles et ont été réalisées dans le chapitre suivant au travers d'une étude d'influence des paramètres liés au processus de fragmentation et d'évasement, le passage du modèle en 3D et d'une étude de variabilité de certaines propriétés mécaniques.

CHAPITRE V

Influence des paramètres matériaux sur le comportement du modèle d'endommagement en pseudo-2D et en 3D

1. Etude d'influence des paramètres modèles sur le modèle pseudo-2D.....	178
1.1 Etude des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} de la loi cohésive.....	178
1.1.1 Paramètres d'entrée des modèles numériques.....	179
1.1.2 Analyse comparée des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} au travers des différentes simulations.....	181
Variation de la valeur du paramètre G_{Ic} seule.....	181
Variation de la valeur du paramètre G_{IIc} seule.....	184
Comparaison des simulations #8 et #9.....	186
1.1.3 Bilan de l'analyse comparée des paramètres des liaisons cohésives.....	188
1.2 Etude de l'influence de Y_c en dynamique.....	188
1.2.1 Campagne expérimentale avec des barres d'Hopkinson.....	189
1.2.2 Influence du paramètre Y_c sur le cas de simulation #5.....	191
1.2.3 Bilan de l'étude sur l'influence des effets dynamiques.....	195
2. Passage de la simulation numérique en 3D.....	195
2.1 Construction du modèle numérique.....	196
2.2 Modélisation du cas #1 en 3D.....	197
2.2.1 Analyse de la morphologie et de l'effort numériques 3D.....	197
2.2.2 Analyse des critères de rupture activés.....	200
2.2.3 Analyse des débris générés par le calcul.....	202
2.2.4 Analyse de l'absorption d'énergie.....	203
2.3 Effet de la vitesse d'impact.....	205
2.4 Bilan de l'analyse du modèle 3D.....	207

3. Etude d'influence des paramètres modèles sur le modèle 3D	207
3.1 Influence des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} de la loi cohésive du modèle 3D	208
3.1.1 Paramètres d'entrée de la loi cohésive.....	208
3.1.2 Influence des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} sur la courbe force-déplacement	208
3.1.3 Influence des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} sur la morphologie d'écrasement et de la génération des débris	210
3.1.4 Bilan de l'analyse des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} de la loi cohésive en 3D	211
3.2 Influence du paramètre Y_c sur le cas de #3 et #4 3D	211
3.2.1 Influence des paramètres sur la courbe force-déplacement et la morphologie d'écrasement.....	211
3.2.2 Bilan de l'analyse de l'influence de Y_c sur le comportement en 3D	214
3.3 Etude de variabilité des paramètres à rupture	214
3.3.1 Génération de la répartition aléatoire	214
3.3.2 Comparaison des simulations avec distributions aléatoires.	215
3.3.3 Bilan de l'approche de variabilité des contraintes à rupture.....	216
4. Bilan des études sur le modèle numérique pseudo-2D et 3D.....	217

L'application à un cas d'écrasement du modèle mécanique dans le chapitre précédent a permis de présenter le modèle numérique ainsi que les différents paramètres numériques qui le composent. Ce modèle a permis de représenter les différentes phases de l'écrasement ainsi que durant la phase de plateau, les modes de fragmentations (localisée et cœur de pli) et l'évasement. Cependant dans cette phase plateau, la fragmentation localisée n'est pas convenablement représentée par le modèle numérique qui génère des ruptures en cœur des plis qui, dans les essais, travaillent en fragmentation localisée. Ce processus entraîne des pertes de contact et donc des chutes d'effort plus marquées que dans les essais.

Dans ce chapitre, deux études sur l'influence de paramètres numériques sont effectuées. La question qui est posée ici est de savoir dans quelle mesure les résistances à rupture des interfaces et des plis modifient l'amplitude moyenne plus ou moins élevée ou la stabilité de la force d'écrasement et l'articulation entre les modes de ruine.

Puis, l'hypothèse d'invariance du comportement dans la largeur des échantillons (déformations planes), qui avait été considérée pour les stratifications $[0^\circ/90^\circ]$ a été remise en cause par les observations effectuées dans cette thèse et présentées dans le chapitre II ; des différences de comportement en terme de longueur de débris ou type de fragmentation ont pu être observées entre les deux côtés. De plus, le modèle numérique a pour vocation à introduire des plis à $\pm 45^\circ$ afin de modéliser des drapages plus complexes utilisés dans l'industrie donc il est nécessaire de passer à une modélisation numérique de l'échantillon en 3D. Une différence de morphologie d'écrasement entre 2D et 3D est constatée. Une étude analogue au modèle pseudo-2D sur l'influence de paramètres numériques est ensuite effectuée sur ce modèle numérique 3D, ainsi qu'une approche de variabilité sur la valeur moyenne de paramètres à ruptures influents intervenant dans les critères de rupture des modèles de comportement de chaque élément afin de tester la robustesse du modèle.

Ce chapitre est divisé en quatre parties avec tout d'abord une étude d'influence de paramètres modèles sur le modèle pseudo-2D développé dans le chapitre IV. La seconde partie s'intéresse à la construction et validation du modèle 3D. La troisième partie est consacrée à l'étude d'influence de paramètres numériques du modèle 3D développé ainsi qu'à une approche de variabilité. Pour finir une synthèse générale sur le modèle numérique ainsi que les tendances observées suite aux études d'influence est donnée.

1. ETUDE D'INFLUENCE DES PARAMETRES MODELES SUR LE MODELE PSEUDO-2D

Au travers de cette étude, le profil d'écrasement souhaité est la morphologie identifiée en phase plateau dans la majorité des essais expérimentaux. Il s'agit d'un évasement des plis sur chaque face de l'échantillon dont le nombre représente plus de la moitié de l'épaisseur (environ 8 à 10 plis). Ensuite, des blocs de plis en fragmentation localisée constitués de 1 ou 3 plis et des blocs de plis en fragmentation en cœur de pli qui entourent les blocs de plis en fragmentation localisée.

Afin de vérifier la robustesse du modèle ou sa propension à générer des fortes variations d'effort et de morphologie d'écrasement, une étude sur l'influence de paramètres du modèle a été effectuée. Cette étude est appliquée sur le modèle pseudo-2D d'une plaque qui a montré qu'il pouvait reproduire le mode d'écrasement observé expérimentalement avec un temps de calcul raisonnable.

Cette étude sur l'influence des paramètres a été effectuée dans un premier temps sur les propriétés mécaniques des liaisons cohésives (paramètres de restitution d'énergie G_{Ic} et G_{IIc}) et sur la valeur de contrainte à rupture en compression sens matrice Y_c .

Les différentes comparaisons se font en fonction du plateau d'effort qui correspond à l'énergie absorbée par la structure ($SEA = f(F_{moyenne})$) et des différents mécanismes observés.

1.1 Etude des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} de la loi cohésive

Dans un mode d'écrasement mixte, la proportion du nombre de plis en évasement, fragmentation localisée et fragmentation en cœur de pli a une influence directe sur la morphologie d'écrasement mais aussi sur l'évolution et la valeur de l'effort mesuré.

Dans le modèle numérique utilisé, la proportion de plis en évasement est induite entre autre par la résistance des liaisons cohésives, ces paramètres influant sur la capacité ou non d'une structure à se délaminer. Ainsi, si valeurs extrêmes des paramètres sont appliquées, la structure peut être en évasement pur avec l'ensemble de plis délaminés ou en fragmentation avec un ensemble de plis solidaires qui se fragmentent au contact avec le socle.

Dans notre modèle, les valeurs des coefficients de restitution d'énergie sont constantes durant tout le long de la simulation alors qu'elles peuvent varier pendant l'essai, par exemple sous l'effet d'une vitesse de déformation locale élevée. Ces valeurs dépendent de l'état de la fissure, si elle s'initie ou se propage mais aussi d'autres paramètres comme la longueur de la

pré-fissure [Pro07, Ily10] et de sa vitesse de propagation [Jou14]. L'identification expérimentale de ses paramètres dépend aussi du lot de matière et des incertitudes liées à la méthode d'identification. On peut donc penser que nos valeurs déterministes sont sources d'erreur. De plus, dans les modèles numériques qui représentent des ouvertures d'interface, différentes valeurs déterministes de paramètres sont utilisées dans la littérature ou au laboratoire pour le même matériau composite T700/M21. On peut se demander dans quelle mesure la variation de ces valeurs influe sur d'une part la morphologie et d'autre part l'effort d'écrasement.

Dans cette section, une étude de l'influence des paramètres de la loi cohésive sur un cas d'écrasement est proposée avec pour objectif de voir leur influence sur la force d'écrasement. Les critères de comparaison sont la variation de la proportion de plis travaillant en évaselement ou en fragmentation, les débris générés par le processus de fragmentation, et enfin l'amplitude et la stabilité des courbes force-déplacement des simulations.

1.1.1 Paramètres d'entrée des modèles numériques

Afin de mener cette étude, le cas d'application à l'écrasement de référence étudié dans le Chapitre IV a été repris à la différence que le profil du chanfrein n'est plus représenté par des éléments cubiques mais par des éléments triangulaires (Figure V-1). Cette modification a été effectuée dans le but d'éviter que certains plis délaminés s'évasent dans la mauvaise direction comme dans la simulation numérique du chapitre précédent en s'assurant l'initiation du mouvement latéral transverse des plis du bon côté.

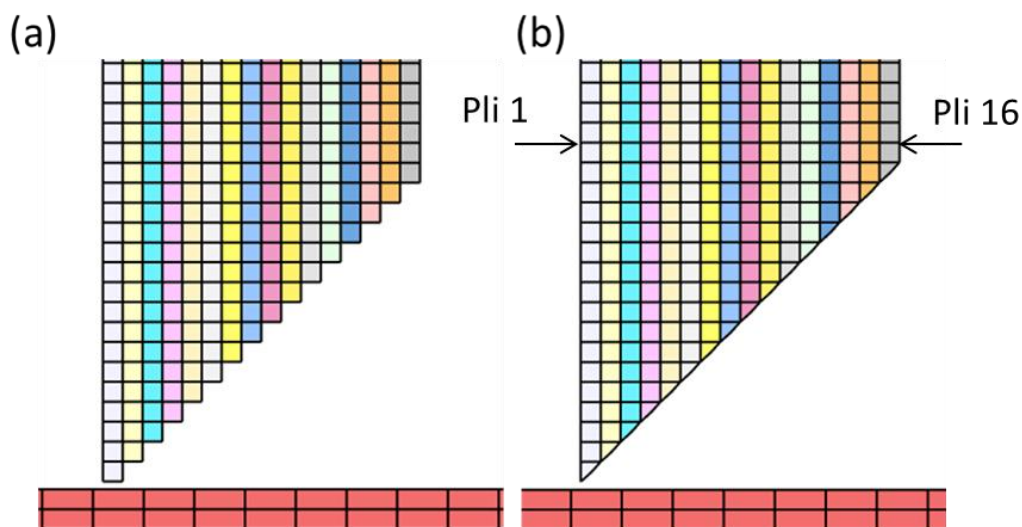


Figure V-1: Représentation du chanfrein initial (a) éléments cubiques (b) éléments triangulaires

Pour cela, neuf simulations numériques ont été lancées avec différents paramètres de la loi cohésive répertoriés dans le Tableau V-1.

Ces valeurs proviennent en partie de différents modèles numériques : pour les cas #1, #2 , #8 et #9 [Ily10, Esp15, Isr14A]. Le jeu de paramètre de référence est le cas #1. Des échanges de valeurs des paramètres entre le cas #1 et le cas #2 ont été effectués pour les cas #3 et #4. Ensuite, dans les cas #8 et #9, on impose une valeur du paramètre G_{IIc} inférieure aux valeurs proposées précédemment et des valeurs de G_{Ic} qui correspondent aux valeurs minimales et maximales de l'ensemble des simulations présentées.

Tableau V-1: Paramètres de la loi cohésive

#	σ_{fail} (GPa)	τ_{fail} (GPa)	G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	Commentaires
1	0,075	0,15	0,6	2,1	T700/M21 [Isr14B]
2			0,54	1,89	T800/M21[Ily10]
3			0,54	2,1	Mixte de #1 et #2
4			0,6	1,89	Mixte de #2 et #1
5			0,6	1,6	$G_{IIc} \times 75\%$
6			0,75	2,1	$G_{Ic} \times 125\%$
7			0,75	1,6	$G_{Ic} \times 125\%$ et $G_{IIc} \times 75\%$
8			0,54	1,4	T700/M21 [Ily10]
9	0,05	0,09	0,75	1,2	T800/M21 [Esp15]

Enfin d'étudier des variations intermédiaires des deux paramètres de restitution d'énergie, dans les cas #5 et #7 la valeur de G_{IIc} a été diminuée et dans les cas #6 et #7, la valeur de G_{Ic} a été augmentée.

Les résultats des neuf simulations sont présentés par groupe. Un premier groupe à valeur de G_{Ic} fixé et des variations des valeurs de G_{IIc} . Un second groupe à valeur de G_{IIc} fixé et des variations des valeurs de G_{Ic} Puis un dernier groupe afin d'observer l'influence des paramètres σ_{fail} et τ_{fail} . Pour chaque simulation, les courbes force-déplacement et la morphologie globale d'écrasement sont présentées. Un bilan clôture l'étude sur l'influence de ces paramètres dans ce cas d'écrasement.

1.1.2 Analyse comparée des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} au travers des différentes simulations

Variation de la valeur du paramètre G_{Ic} seule

Une étude de la variation du paramètre G_{Ic} est effectuée avec le paramètre de référence G_{IIc} fixé. Cette étude est composée par le groupe de simulations des cas #1, #3 et #6. La Figure V-2 reprend les courbes force-déplacement de chacune de ces simulations en comparaison avec un essai expérimental du cas référence mené par Duong et al. [Duo10].

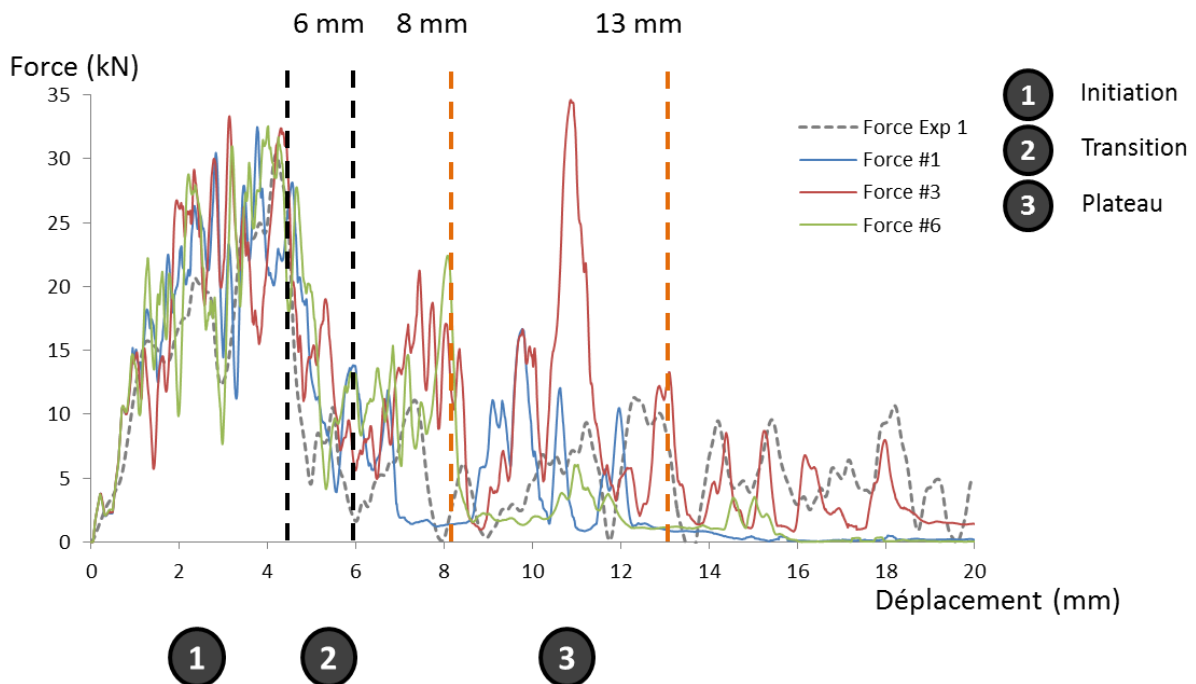


Figure V-2 : Courbe force-déplacement des simulations #1, #3, #6 et courbe expérimentale [Duo10]

A l'initiation, des morphologies d'écrasement (Figure V-3) et une évolution de l'effort (Figure V-2) similaires, pour chaque simulation, sont visibles avec un évasement du pli 1 et une rupture des plis [2-3].

Cependant par la suite, une différence de morphologie et d'évolution de l'effort sur les courbes force-déplacement est observée à partir de la phase plateau.

Dans la zone plateau de la simulation #1, une première chute d'effort entre 6 et 8 mm est obtenue suite à une perte de contact des plis en fragmentation avec le socle. Entre 8 et 12 mm, des reprises de contact des plis centraux vont conduire à des pics d'effort et à la génération de débris constitués d'un ou deux plis de taille entre 1 et 3 mm.

Ensuite une rupture brutale dans l'épaisseur de l'ensemble des plis se produit à 12 mm suite à l'activation des critères de compression sens fibre (f_2) et matrice (f_4).

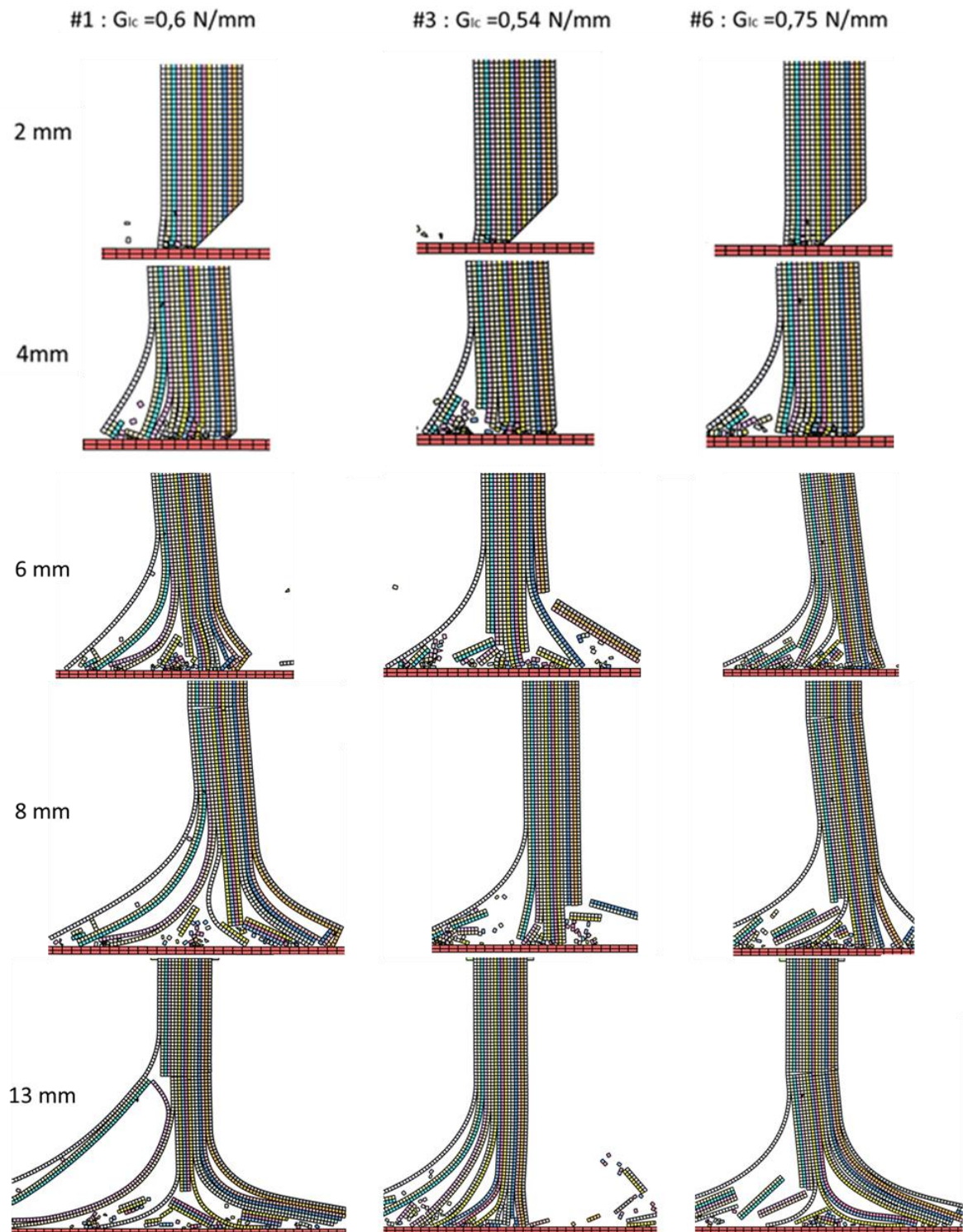


Figure V-3 : Morphologie d'écrasement des simulations #1, #3, #6

Dans la simulation #3, des pics d'effort sont observés entre 6 et 10 mm suite à des ruptures des plis centraux initialement en fragmentation localisée. Par la suite, une rupture de

l'ensemble des plis évasés sur le côté droit va conduire à une reprise de l'effort par l'ensemble de l'épaisseur de l'échantillon contre le socle. Ce processus provoque une valeur de pic supérieure à celle de l'initiation à 11 mm et génère de gros débris. Puis les plis vont à nouveau s'évaser en suivant un motif identique au plateau initial.

Pour la simulation #6, un évasement rapide de la totalité des plis est visible à partir de 8 mm. Cette morphologie d'écrasement conduit à un effort d'écrasement faible jusqu'à être nul. Une rupture brutale dans l'épaisseur identique au cas #1 se produit à 12 mm.

Pour des paramètres G_{Ic} les plus élevés (0,6 et 0,75 N.mm⁻¹), on aperçoit une rupture dans l'épaisseur des plis supérieurs dans les cas de simulations #1 et #6. Dans les simulations #1 et #3, des ruptures des plis évasés sur des côtés apparaissent et génèrent des débris composés de deux ou trois plis. Ces deux processus ne sont pas représentatifs des observations expérimentales.

Pour la valeur de paramètre de G_{Ic} la plus faible, on s'aperçoit systématiquement qu'une rupture des plis [14 à 16] apparaît et génère un débris de taille entre 2 et 6 mm composé de trois plis. Des valeurs de G_{Ic} plus élevées tendent à favoriser des délaminages de ces plis et donc à générer des débris de plus petites tailles.

Ce travail a également été effectué sur les simulations #2 et #4 pour la valeur de G_{IIc} égale à 1,89 N.mm⁻¹ et les simulations #5 et #7 pour une valeur de G_{IIc} égale à 1,6 N.mm⁻¹. Pour ces deux groupes de simulations, des ruptures similaires qui proviennent de la variation de G_{Ic} sont obtenues. Pour la simulation #7, les plis centraux composés de 3 à 7 plis, sont en fragmentation et génèrent de très petits débris (0.25 mm) assimilable à un comportement en fragmentation localisée entre 6 et 15 mm. La génération de petits débris favorise l'apparition d'un plateau puisque à chaque génération de débris, les plis suivant prennent immédiatement contact sur celui-ci ce qui décroît la perte totale de contact de plis avec le socle. Ces cas de simulations sont assez proches des observations expérimentales mais démontrent l'extrême sensibilité de la résistance à l'ouverture en mode I des interfaces et l'instabilité provoquée sur la morphologie de fragmentation et en particulier sur l'apparition de modes locaux ou global d'évasement. Cependant, l'abaissement de la valeur de G_{IIc} permet d'éviter certains phénomènes de rupture dans l'épaisseur des plis contre les guides.

Variation de la valeur du paramètre G_{IIc} seule

Afin d'étudier l'influence de la variation de la valeur de paramètre G_{IIc} seule, cette étude est effectuée sur les cas de simulation #1, #4 et #5 avec une valeur du paramètre G_{Ic} fixée à $0,6 \text{ N.mm}^{-1}$.

La Figure V-4 présente les courbes force-déplacement des trois simulations. Dans les trois cas, l'effort augmente pendant la phase d'initiation. Dans le cas #4, un comportement spécifique est observé avec un pic d'effort maximal à 4,7 mm d'écrasement alors que l'effort des deux autres simulations chute.

Par la suite une zone de plateau avec des oscillations apparaît entre 8 et 15 mm d'écrasement pour les trois simulations, suivie d'une valeur d'effort quasi-nulle entre 15 et 20 mm d'écrasement.

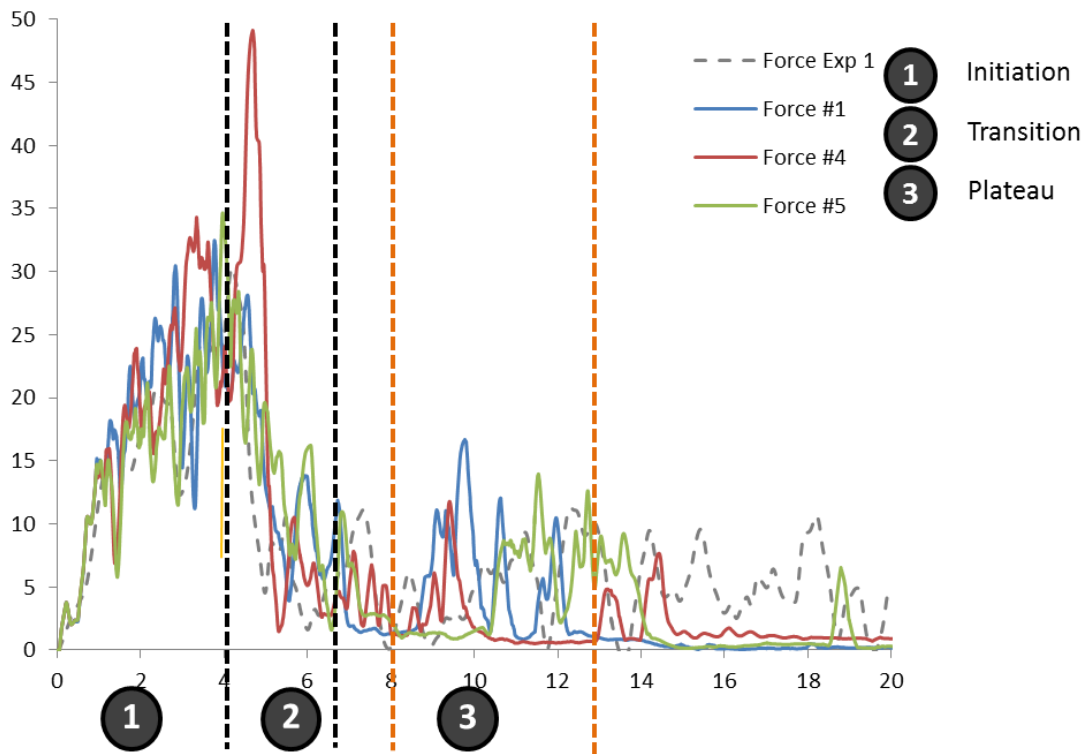


Figure V-4 : Courbe force-déplacement des simulations #1 , #4, #5 et courbe expérimentale [Duo10]

En ce qui concerne la morphologie d'écrasement (Figure V-5), à 2 mm d'écrasement, un évasement prononcé du pli est observé pour la simulation #5 avec la valeur de G_{Ic} la plus faible. Pour les cas #1 et #4, une fragmentation de l'ensemble des plis se produit. Cette différence de comportement se traduit par une valeur d'effort plus faible pour le cas #5.

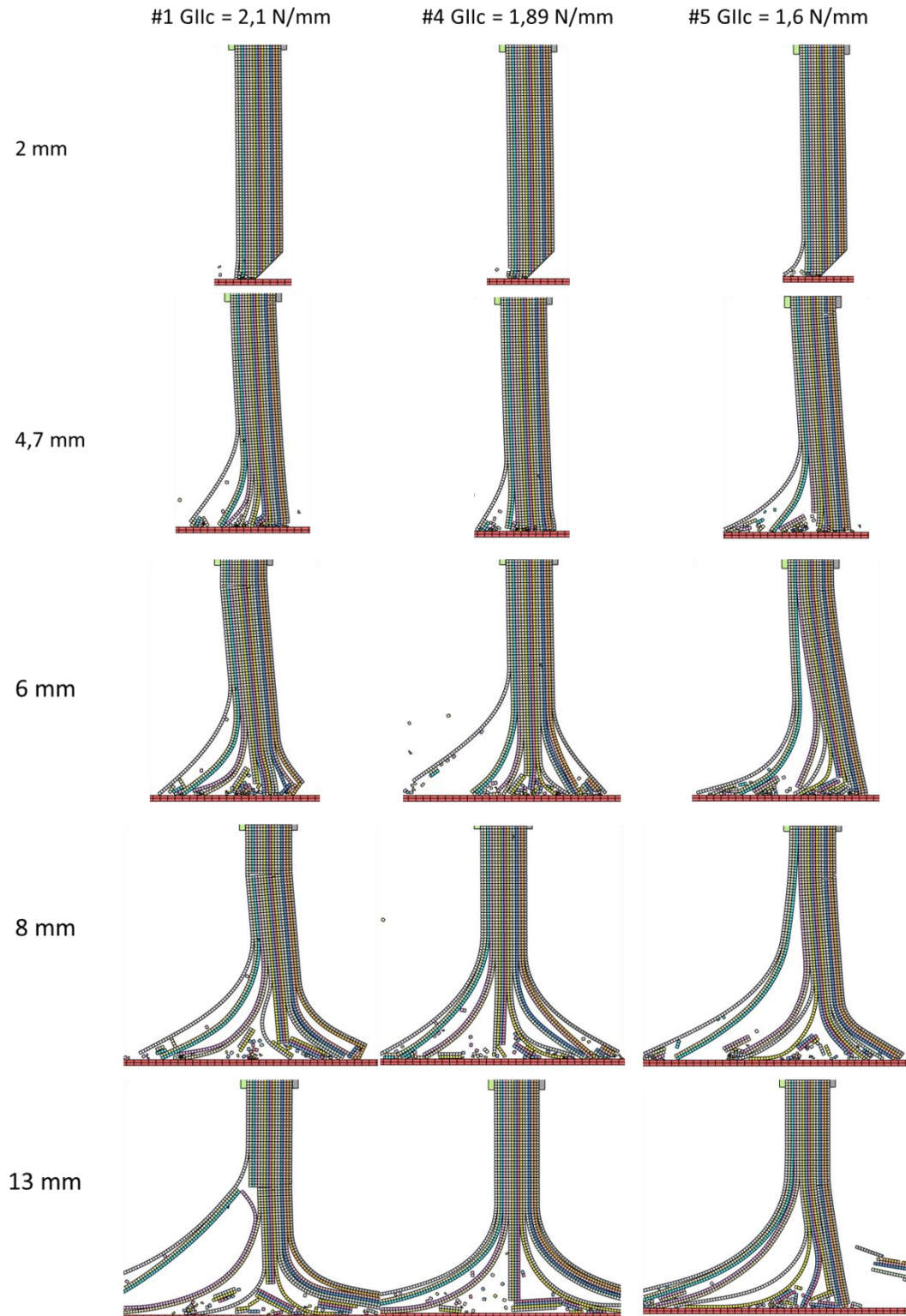


Figure V-5 : Morphologie d'écrasement des simulations #1, #4, #5

Lors de la phase de transition, à 4 mm, un évasement des plis [1 à 5] conduit à une baisse significative de l'effort pour les cas #1 et #5. Dans le cas #4, au lieu d'une chute d'effort à 4 mm suite à l'ouverture de l'échantillon qui conduit à l'apparition d'une mode mixte, une

grande quantité de plis sont en fragmentation contre le socle. Ce comportement conduit à un pic d'effort retardé à la fin de l'initiation (Figure V-5), et la fissure centrale provoquant la phase de transition se produit plus tard à 5,5 mm d'écrasement.

Dans la phase plateau des cas #1 et #2, une valeur élevée des paramètres G_{IIC} permet de façon contre-intuitive un délaminage des plis extérieurs [1 à 5] et [9 à 16]. Dans le cas #5 où la valeur de G_{IIC} est la plus faible, il est observé que le groupe de pli [9 à 16] ne se délaminent pas et une rupture de ce groupe sur la droite est visualisée. Ce processus conduit à la première perte de contact entre 8 et 10 mm et à nouveau entre 14 et 18 mm.

Globalement, une valeur de G_{IIC} trop faible ne permet pas d'obtenir un évasement des plis correspondant aux observations expérimentales avec des plis évasés de part en part de l'épaisseur de l'échantillon. Néanmoins une valeur de G_{IIC} trop élevée génère des ruptures dans l'épaisseur de l'échantillon au niveau des guides. En termes de débris, un évasement des plis de part et d'autre de l'épaisseur favorise des débris composés d'un ou deux plis et de hauteur comparable aux essais.

Comparaison des simulations #8 et #9

Une comparaison, basée sur les critères d'initiation et sur les paramètres de propagation de fissure, est effectuée entre les simulations #8 et #9 puisque les valeurs d'initiation de la fissure en contrainte normale σ_{fail} et en cisaillement τ_{fail} ainsi que les valeurs de G_{IC} et G_{IIC} sont différentes. A noter que les valeurs de G_{IIC} sont plus basses que dans les cas précédents.

Dans la phase d'initiation, il y a peu d'influence des valeurs de σ_{fail} et τ_{fail} sur la courbe d'effort. Des pics plus marqués sont cependant observables dans la simulation #8 (Figure V-6).

Dans le cas #8, quelques-uns des plis évasés sur le côté droit sont rompus en flexion jusqu'à ce qu'un groupe de trois plis centraux se fragmente en générant des débris d'un ou deux plis d'épaisseur avec des hauteurs entre 1 et 1,5 mm. Ce comportement est similaire aux simulations #1, #2, #3, #5. Dans le cas #9, des pics d'effort réguliers apparaissent dans la zone plateau suivis de zones d'effort quasi nul. Cette observation s'explique par l'étude de la morphologie d'écrasement. Les plis [1 à 5] et [8 à 16] s'évasent majoritairement par groupe de deux plis sans rupture en flexion. La réduction des valeurs de paramètres d'initiation fait diminuer les phénomènes de fragmentation dans les plis. Les plis [6 à 7] se fragmentent et

génèrent des débris de 2 mm ce qui correspond aux distances d'écrasement parcourues entre deux pertes d'effort avant reprise de contact (Figure V-7).

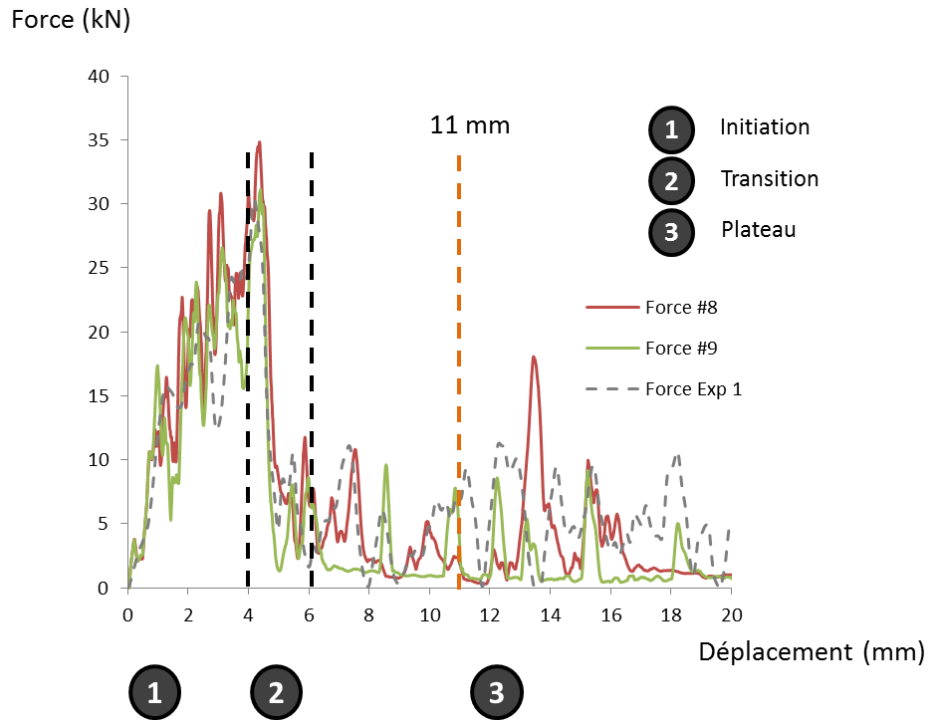


Figure V-6 : Courbe force-déplacement des simulations #8, #9 et courbe expérimentale [Duo10]

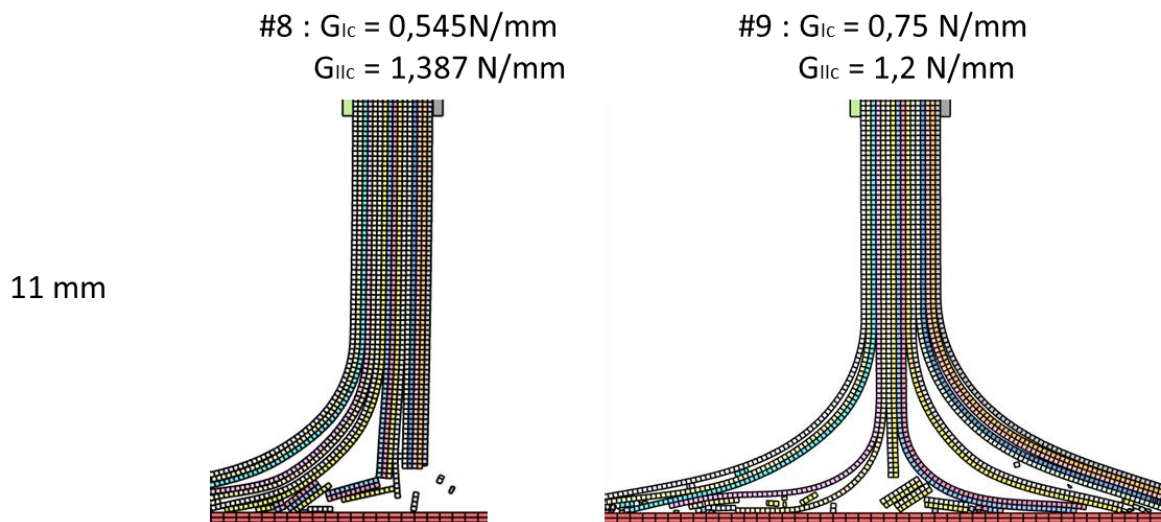


Figure V-7 : Morphologie d'écrasement à 11 mm des simulations #8, #9

1.1.3 Bilan de l'analyse comparée des paramètres des liaisons cohésives

Des variations des paramètres de la loi cohésive entre 10 et 25% ont une influence sur la morphologie d'écrasement et la courbe force-déplacement et quelques tendances ont pu être dégagées.

Des valeurs de G_{Ic} faibles conduisent à des ruptures par flexion de blocs de plis car aucun délaminage ne se produit entre plis dans ces blocs alors que des valeurs de G_{Ic} plus élevées permettent un évasement de part en part du front de fragmentation beaucoup plus proche des observations expérimentales. Ce résultat est contre-intuitif : on s'attendrait à ce que des valeurs plus basses de G_{Ic} facilitent l'ouverture des interfaces de plis. On note aussi qu'à iso G_{IIc} , les valeurs les plus grandes de G_{Ic} provoquent les plus grandes amplitudes d'oscillation de la force en phase d'initiation, et dans le même temps symétrisent la morphologie d'écrasement entre les deux faces en phase plateau. Ceci peut s'expliquer par le fait qu'une résistance en ouverture élevée ralentit la vitesse d'ouverture des délaminages en cisaillement jusqu'au point où, cette résistance étant trop grande, toute l'éprouvette casse.

Des valeurs de G_{IIc} faibles réduisent le nombre de plis en fragmentation. Cependant, associées à des valeurs de G_{Ic} faibles, des phénomènes de flexion de blocs de plis sur le côté droit sont observés et permettent d'obtenir des pics d'effort dans la phase plateau mais ne correspondant pas à un mode de fragmentation identifié dans les essais expérimentaux. Des valeurs de G_{IIc} trop élevées conduisent à des débris de plus grandes dimensions et même des ruptures dans l'épaisseur de l'échantillon proches des guides, ce processus provient d'une flexion globale de l'échantillon contre les guides verticaux. Un G_{IIc} élevé provoque des oscillations importantes dans la courbe d'effort, à chaque rupture de fragment et parfois un évasement global.

On constate que les valeurs de ces paramètres ont peu d'influence sur la phase d'initiation bien que des valeurs de G_{Ic} plus élevées donnent des meilleurs résultats, mais des différences sont observées dans la phase plateau. Il faut relever que le comportement des plis est très sensible à leur histoire et complexifie l'analyse de tendance. Ainsi, l'état endommagé des plis peut nuancer les effets des résistances des interfaces.

1.2 Etude de l'influence de Y_c en dynamique

Les paramètres matériaux de [Isr14A, Esp15] ont été repris pour alimenter le modèle matériau mais il existe des écarts de données entre ces deux travaux mais aussi entre des valeurs dynamiques et quasi-statique. Afin de lever quelques incertitudes, des essais expérimentaux

en dynamique ont été effectués pour déterminer les valeurs à rupture X_c , Y_c et S_{12} du T700/M21 faible grammage. La valeur de Y_c identifiée a été reprise dans le modèle numérique.

1.2.1 Campagne expérimentale avec des barres d'Hopkinson

Une étude annexe est réalisée à partir d'essais de caractérisation avec un système de barres de Hopkinson (SHPB) sur des échantillons en composite T700/M21 faible grammage.

L'objectif principal est d'observer et de quantifier au travers d'un essai matériau la variation des paramètres de rupture en compression sens fibres, X_c , en compression sens matrice Y_c et en cisaillement S_{12} en fonction de la vitesse de déformation pour des valeurs variant entre 200 s^{-1} et 1000 s^{-1} .

Pour cela des échantillons ont été testés au travers de trois stratifications : $[0^\circ]_{24}$, $[90^\circ]_{24}$ et $[+45^\circ/-45^\circ]_8$. Ces échantillons sont de dimensions analogues aux essais SHPB d'Ilyas [Ily10] : 8 mm de longueur et 8 mm de largeur, et soit 3 mm pour les échantillons $[0^\circ]_{24}$ et $[90^\circ]_{24}$, soit 4 mm d'épaisseur pour les échantillons $[+45^\circ/-45^\circ]_8$. Ces échantillons sont écrasés sur la tranche (surface $8 \times 4 \text{ mm}^2$) comme pour les essais d'écrasement.

La Figure V-9 (a) présente les courbes types contrainte-déformation de chaque échantillon. Pour les échantillons à 0° , une montée élastique suivi d'un pic d'effort est observée. Ensuite une chute jusqu'à un plateau d'écrasement apparaît, qui correspond à une morphologie de type mode mixte d'évasement et de la fragmentation de plis (Figure V-8). Ce comportement correspond à celui observé dans nos essais d'écrasement de plaques stratifiées, et souligne que ces essais de compression sur stratifiés sont plus des essais de type structure que des essais matériau.

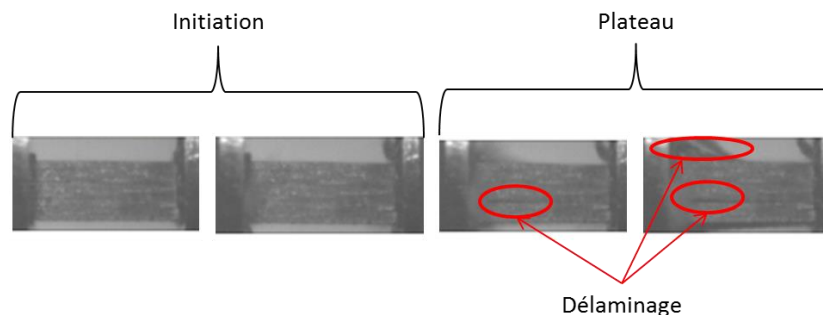


Figure V-8 : Morphologie d'écrasement d'un échantillon à 0° dans un essai SHPB

Les échantillons à 90° se chargent élastiquement puis une grande rupture conduit à une perte de contact de l'échantillon contre les barres, ce qui se traduit par un effort nul.

Enfin pour les échantillons à $\pm 45^\circ$, un comportement plastique est observé et conduit à un plateau.

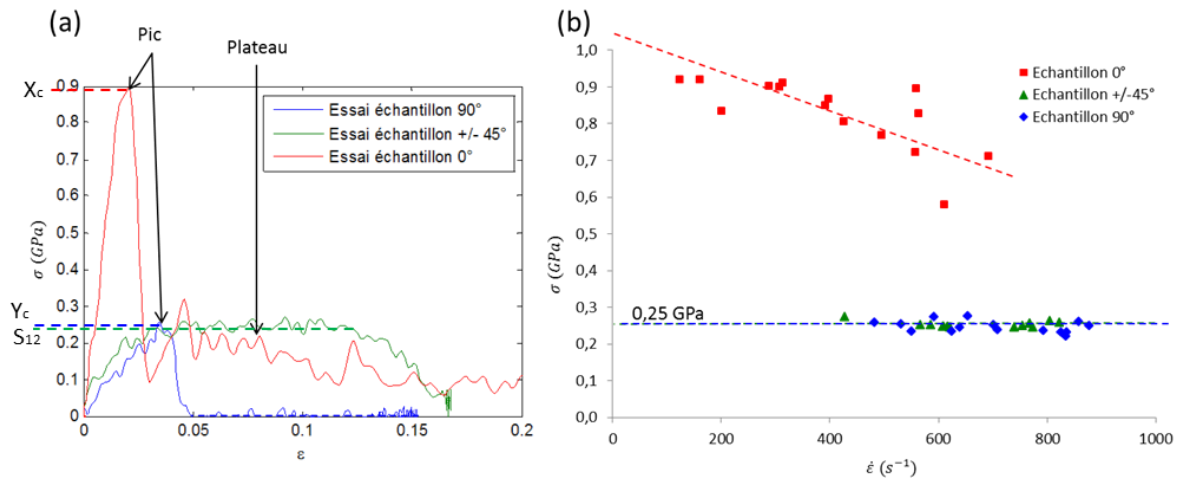


Figure V-9 : Résultats de la campagne SHPB et quasi-statique (a) Courbe type contrainte-déformation pour 1 échantillon dans chaque configuration, (b) Evolution contrainte vitesse de déformation des échantillons $[0^\circ]_{24}$, $[90^\circ]_{24}$, $[\pm 45^\circ]_8$

Les valeurs de contrainte à rupture ont été mesurées sur les pics de contrainte pour les essais des échantillons 0° et 90° et sur la valeur de plateau de contrainte pour les essais $\pm 45^\circ$ (Figure V-9 (a)). Les courbes de l'évolution de ces valeurs à rupture ont ensuite été tracées en fonction de la vitesse de déformation maximale mesurée pendant chaque essai (Figure V-9 (b)).

Pour les échantillons à 90° et à $\pm 45^\circ$, une valeur de contrainte moyenne de 250 MPa a été mesurée. Pour les échantillons à 0° , des valeurs de contrainte décroissantes de 900 MPa à 700 MPa ont été mesurées pour des vitesses de déformation entre $200 s^{-1}$ et $800 s^{-1}$ (Figure V-9 (b)).

Le Tableau V-2 présente les différents résultats ainsi que les valeurs de paramètres quasi-statiques utilisés dans le modèle.

Tableau V-2 : Comparaison valeur à rupture quasi-statique et dynamique

	X_c	Y_c	S_{12}
Valeur quasi-statique utilisée dans le modèle (MPa) [Isr14A, Esp15]	1200	280	180
Valeur dynamique essai (MPa)	entre 700 et 900	250	$= \frac{250}{2} = 125$
Effet de la vitesse de déformation	-25% à $200s^{-1}$	-7% à $200s^{-1}$	-30%
	-41% à $800s^{-1}$	-15% à $800s^{-1}$	

1.2.2 Influence du paramètre Y_c sur le cas de simulation #5

A partir des essais expérimentaux, il a été mis en évidence une influence de la vitesse de déformation plus notable pour le paramètre à rupture X_c que pour Y_c et S_{12} . On constate une diminution d'environ 12% de Y_c et d'environ 30% de S_{12} des valeurs utilisées précédemment, dans la plage de vitesse de déformation étudiée.

Une analyse de la vitesse de la vitesse de déformation dans le modèle montre que la vitesse de déformation maximale est de $1200 s^{-1}$ (Figure V-11), ce qui conforte la plage de vitesse de déformation étudiée. Les vitesses de déformation de l'ordre de 1000 à $1200 s^{-1}$ se localisent dans les éléments les plus proches d'un contact contre le socle et sont représentées sur la Figure V-11 : dans la direction locale 1 de l'élément pour les plis à 0° (écrasement direction fibre) et dans la direction locale 2 de l'élément pour les plis à 90° (écrasement dans le plan, perpendiculaire aux fibres) (Figure V-11).

Ensuite, il a été décidé d'analyser la variation d'un seul paramètre parmi les trois paramètres à rupture de cisaillement. Le paramètre à rupture S_{12} intervient dans les critères de traction sens fibres et transverse (f_1 et f_5), mais les critères de compression (f_2 et f_4) sont sollicités davantage par l'intermédiaire des paramètres de contrainte à rupture X_c et Y_c . Des vitesses de déformation élevées sont observées principalement dans les rangées d'éléments proches du bout de pli ; ce qui tend à favoriser la nécessité de modifier le critère Y_c . Pour rappel, dans les plis orientés à 90° , on a remarqué que le processus de fragmentation localisée était représenté par l'érosion répétée des éléments supérieurs à l'élément de bout de pli alors que pour les plis à 0° la fragmentation est localisée dans l'élément de bout de pli. Or en bout de pli, la loi MCS prend le relais et n'utilise pas la contrainte à rupture X_c . Aussi, l'influence de la vitesse de déformation sur la valeur à rupture en compression des éléments en loi MCS n'a pas été prise en compte. La valeur de Y_c caractérisée expérimentalement en dynamique est inférieure à la

valeur utilisée dans le modèle. On a fait le choix d'utiliser la valeur dynamique de Y_c afin de tenir compte de l'influence de la vitesse de déformation.

La Figure V-10 présente les courbes force-déplacement des deux simulations et de l'essai de référence.

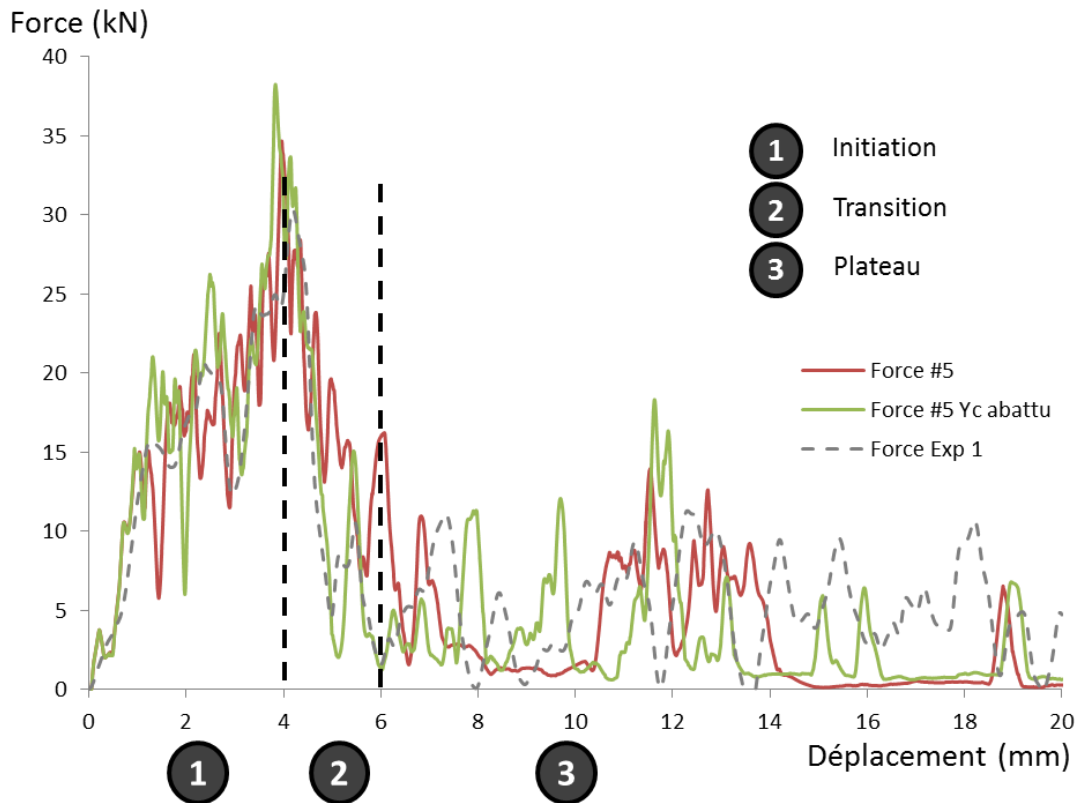


Figure V-10: Courbe force-déplacement des cas de simulation #5 et #5 Y_c abattu et courbe expérimentale [Duo10]

Un comportement similaire à l'initiation (phase 1) est observé entre les deux simulations. Le pli 1 s'évase alors que les plis [2 à 10] se fragmentent et un pic d'effort plus élevé dans le cas #5 avec Y_c abattu.

A partir de 5 mm d'écrasement, une différence d'évolution de l'effort est constatée. La force de contact reste relativement élevée pour le cas #5 avec 20 kN alors que dans l'autre simulation et dans l'essai expérimental, la valeur de l'effort est aux alentours de 5 kN, ce qui est plus proche de la courbe expérimentale.

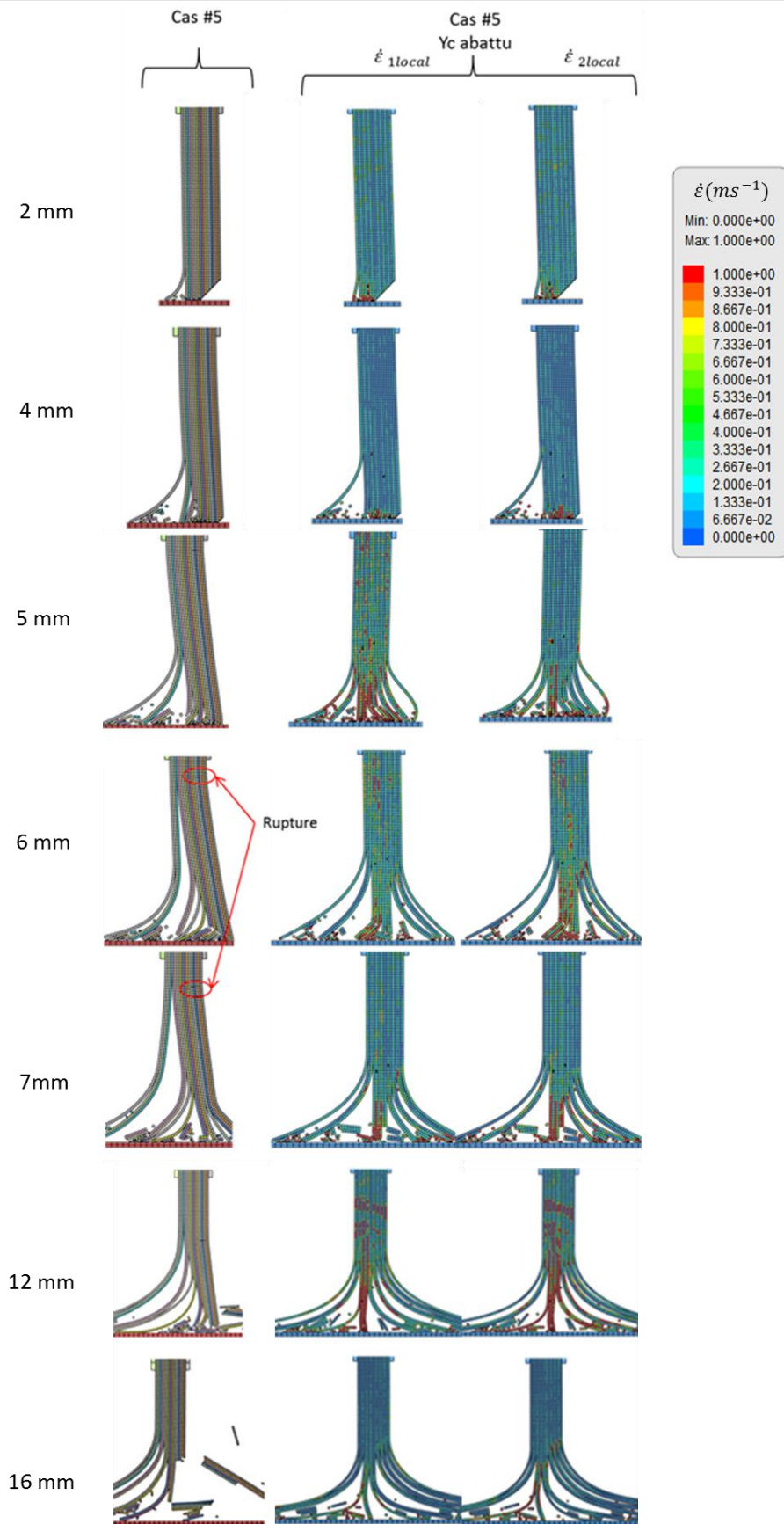


Figure V-11 : Morphologie d'écrasement des cas de simulation #5 et #5 Yc abattu

La simulation #5 avec Y_c abattu représente plus fidèlement les observations expérimentales, avec l'installation d'un mode mixte : des plis évasés de chaque côté et une fragmentation des plis centraux, bien que la fragmentation localisée attendue soit toujours représentée par des ruptures en cœur de pli dans les plis à 90° . Une concentration de la vitesse de déformation est constatée en bout de pli mais sur une hauteur de 3 mm, dans les zones de fragmentation cœur de pli, et en bout de délaminage des plis en évasement.

Les 2 premiers millimètres d'écrasement de la phase plateau sont analysés, ils correspondent à une zone où des pics d'effort apparaissent dans le cas #5. A 6 mm, les plis extérieurs droits sont rompus une première fois par flexion ce qui conditionne des phénomènes de délaminage sur ce côté. Cependant la flexion globale engendrée par la morphologie à 5 mm d'écrasement génère une rupture contre les guides d'une partie de l'épaisseur (Figure V-11).

Dans le second cas, une morphologie d'écrasement analogue aux essais (Figure V-12) est observée. Cependant des hauteurs de délaminage plus importantes sont visibles expérimentalement (16 mm en essai et 10 mm en simulation). Les vitesses de déformation les plus élevées apparaissent sur les éléments en rupture sur une hauteur inférieure à 2 mm.

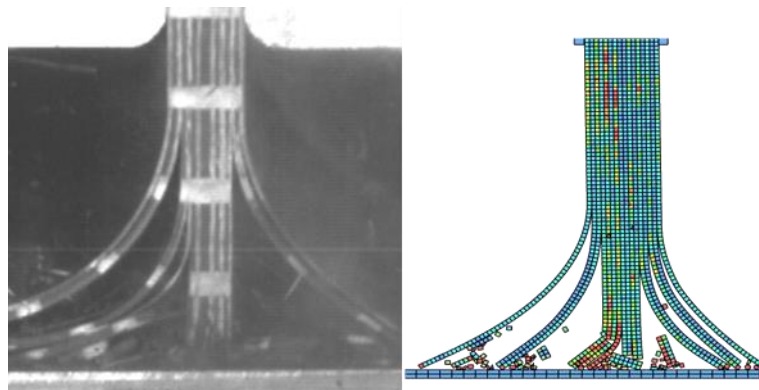


Figure V-12 : Comparaison essai-calcul du cas #5 Y_c abattu

Dans la simulation #5, le contact des plis [12-16] avec le socle à 12 mm amorce une rupture visible à 16 mm de ces mêmes plis. Des gros débris sont générés et la valeur de l'effort chute car uniquement quelques groupes de plis délaminés sont en contact avec le socle. Dans le cas #5 Y_c abattu, les plis [4-7] sont en fragmentation et les groupes de plis [1-3] et [8-16] sont en évasement. Cependant, on observe que les plis en fragmentation ne sont pas stabilisés et se fragmentent en cœur de pli avec des débris d'une hauteur de 2 mm composés de 2 plis. La perte de contact des plis [4-7] contre le socle se traduit par une diminution de la vitesse de

déformation au sein de ces plis avec un changement de condition aux limites en bout des plis (perte de contact avec le socle).

1.2.3 Bilan de l'étude sur l'influence des effets dynamiques

Le changement du paramètre Y_c influence grandement la morphologie d'écrasement observé. Dans le premier cas, sans variation de ce paramètre, une rupture des plis évasés sur un côté se produisait. La diminution du paramètre numérique Y_c tend à stabiliser le profil d'écrasement dans un mode mixte :

- Des ruptures en cœur de pli, dans les plis qui sont en évasement, sont introduites. Des plis proches du bloc de plis en fragmentation localisée qui se seraient évasés dans le cas #5 sont fragmentés en cœur de pli dans le cas avec Y_c abattu.
- La fragmentation des plis à 90° , qui représente la fragmentation localisée, est favorisée par des ruptures en cœur de pli répétées. L'abattement du paramètre Y_c favorise ce comportement car la valeur de contrainte à rupture renseignée (250 MPa) est plus faible que la valeur de contrainte d'écrasement de la loi MCS (270 MPa).

En comparaison des deux courbes force-déplacement, des pics répétés sont observés dans la phase plateau du cas #5 Y_c abattu donc la valeur moyenne d'effort plateau est plus élevée et représente une meilleure capacité d'absorption d'énergie de la structure.

Ce paramètre est donc très important dans la représentation de l'écrasement puisqu'une influence sur le processus de fragmentation mais aussi sur les délaminages est observée.

Dans ce cas pseudo-2D, la simulation #5 avec Y_c abattu améliore considérablement la représentation globale de l'écrasement. Néanmoins on constate une instabilité persistante des plis centraux qui cassent en fragmentation en cœur de pli au lieu de s'écraser sans discontinuité par fragmentation localisée.

Une piste d'amélioration envisageable serait d'intégrer une loi d'évolution de paramètres à rupture en fonction de la vitesse de déformation.

2. PASSAGE DE LA SIMULATION NUMERIQUE EN 3D

Comme présenté dans l'introduction de ce chapitre, il a été observé expérimentalement que des différences de comportement d'une face à l'autre de l'échantillon existent pour la stratification $([0/90]_8)_{sym}$. L'objectif est ici d'identifier dans les simulations du cas d'essai

référence, l'influence du passage à un modèle 3D sur la morphologie d'écrasement et sur la valeur d'effort. Il s'agit d'un premier pas vers l'introduction de plis à +/- 45° qui permettraient de s'intéresser à des stratifications plus complexes.

2.1 Construction du modèle numérique

La durée de calcul des simulations dans les modèles pseudo-2D est de 45 h. Si une stratégie de maillage identique dans la largeur de l'échantillon est appliquée, cela suppose de créer un modèle avec 240 éléments dans la largeur au lieu d'un seul élément. Les temps de calcul estimés n'étaient pas acceptables (6 mois), un autre maillage a donc été créé (Figure V-13) :

- L'épaisseur (z) de l'échantillon est découpée en un nombre égal de plis et d'éléments (1 élément par pli) comme en pseudo-2D avec une épaisseur élémentaire de 0,25 mm ;
- Le modèle est découpé dans sa largeur (y) en 10 éléments de longueur 6 mm (rapport de forme = 24) ;
- La hauteur (x) est découpée tout d'abord en 4 grandes parties. L'objectif est de conserver un maillage fin pour les premiers 40 mm proches du socle qui représentent le bout de l'échantillon qui va s'écraser pendant la simulation, avec une hauteur élémentaire de 0,25 mm. Ensuite tous les 40 mm, la taille de la maille est augmentée progressivement ce qui donne respectivement pour chacune des 4 parties : 0,25 mm ; 1 mm ; 4 mm et 8 mm. L'objectif de cette démarche est de diminuer drastiquement le nombre d'éléments qui ne s'évasent et ne se fragmentent pas, tout en évitant un changement brusque de la taille des éléments dans la hauteur.

Ce maillage possède un ratio de maillage mauvais puisque des éléments avec une largeur 24 fois supérieure à la hauteur et la largeur sont proposés, cependant pour l'instant cette modélisation permet de faire tourner les calculs sur des temps raisonnables.

Le chargement est identique au cas pseudo-2D avec une vitesse initiale d'impact de 9 m.s⁻¹ et l'échantillon est libre de se déplacer. La partie haute de l'échantillon est attachée à la masse qui ne peut que se déplacer dans la direction d'écrasement en fusionnant les nœuds de la masse et de l'échantillon.

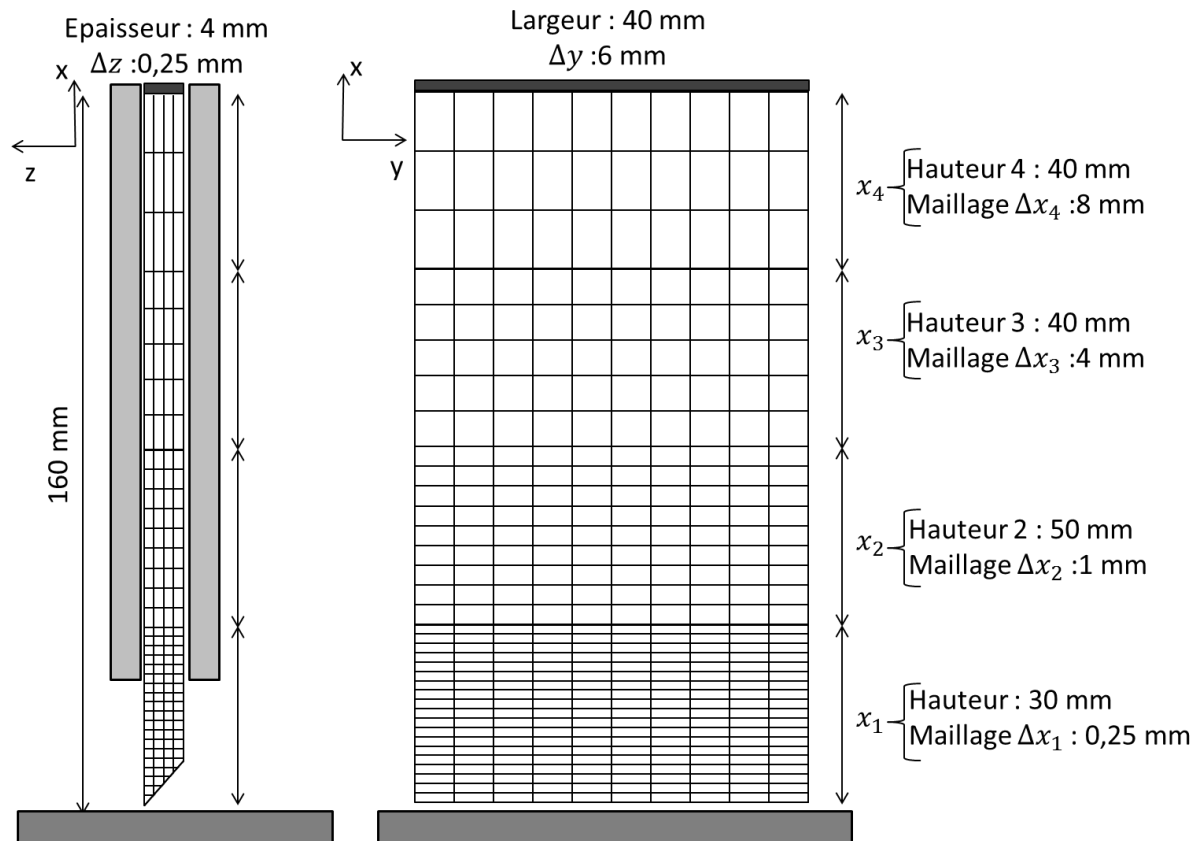


Figure V-13 : Maillage 3D de l'échantillon

2.2 Modélisation du cas #1 en 3D

Le cas de simulation #1 a été modélisé en 3D et l'influence de la prise en compte du comportement de la largeur de l'échantillon sur la morphologie d'écrasement et l'évolution de l'effort est analysée. La simulation numérique est comparée au modèle pseudo 2D en termes d'effort et de morphologie d'écrasement.

2.2.1 Analyse de la morphologie et de l'effort numériques 3D

La Figure V-14 reprend la courbe force-déplacement des simulations #1 et #1 3D et des essais expérimentaux [Duo10]. On s'aperçoit sur la phase plateau du modèle 3D qu'aucune valeur de l'effort inférieure à 5 kN n'est observée contrairement au modèle pseudo-2D. Cela traduit une meilleure stabilité du calcul en 3D.

En termes de représentation de la fragmentation localisée, les plis orientés à 0° suivent toujours la loi MCS et les plis orientés à 90° se fragmentent par répétition de ruptures en cœur de pli comme dans le modèle pseudo 2D. Dans ce calcul, des éléments distordus ont été retirés pour la visualisation car ils ne contribuent pas au travail de la structure.

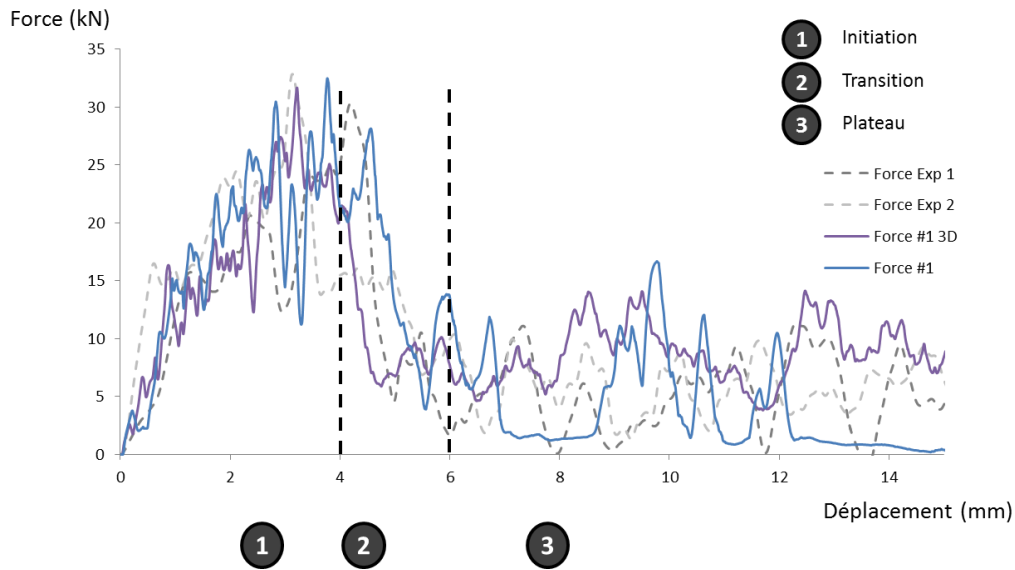


Figure V-14 : Courbe force déplacement cas #1 et #1 3D et courbes expérimentales [Duo10]

A l'initiation (entre 0 et 4 mm), une morphologie d'écrasement différente est observée entre les faces A et B avec la présence d'un délaminage du pli 1 sur la face B à 2 mm mais qui n'est pas visible sur la face A (Figure V-15 : 2 et 4 mm). De façon analogue, juste après le pic d'effort à 4 mm, une large fissure centrale apparaît entre les plis [8-9] sur la face A mais pas sur l'autre face.

Dans la largeur du pli 1, un profil non identique apparaît par rangées d'éléments de la face du pli. Des concentrations de contraintes provenant de flexions du bout de pli dans la direction de la largeur de l'échantillon sont observées et génèrent une disparité du profil d'écrasement dans la largeur. (Figure V-16 (a)). De plus le critère de traction sens traverse est activé lorsque le pli entre en contact avec le socle à cause de la variation du profil du pli dans la largeur de l'échantillon. Cependant au vu de la simplicité du maillage, cette activation est probablement amplifiée par les oscillations et propagations d'ondes. Afin de stabiliser ces phénomènes, un amortissement numérique est introduit.

La phase plateau montre un comportement stable d'écrasement localisé contrairement aux essais 2D. Cette morphologie conduit à avoir un plateau d'effort qui oscille autour d'une valeur moyenne comme observé pour les essais présentés dans le Chapitre II. La simulation 3D permet d'avoir une meilleure représentation de la reprise des efforts dans la phase plateau.

A 8mm d'écrasement, un effort de 6kN est identifié sur la courbe et correspond à la fragmentation localisée des plis [11-12], à la fragmentation en cœur de pli des plis [10] et [13-15] et à l'évasement des plis [1-10] et [16] (Figure V-15).

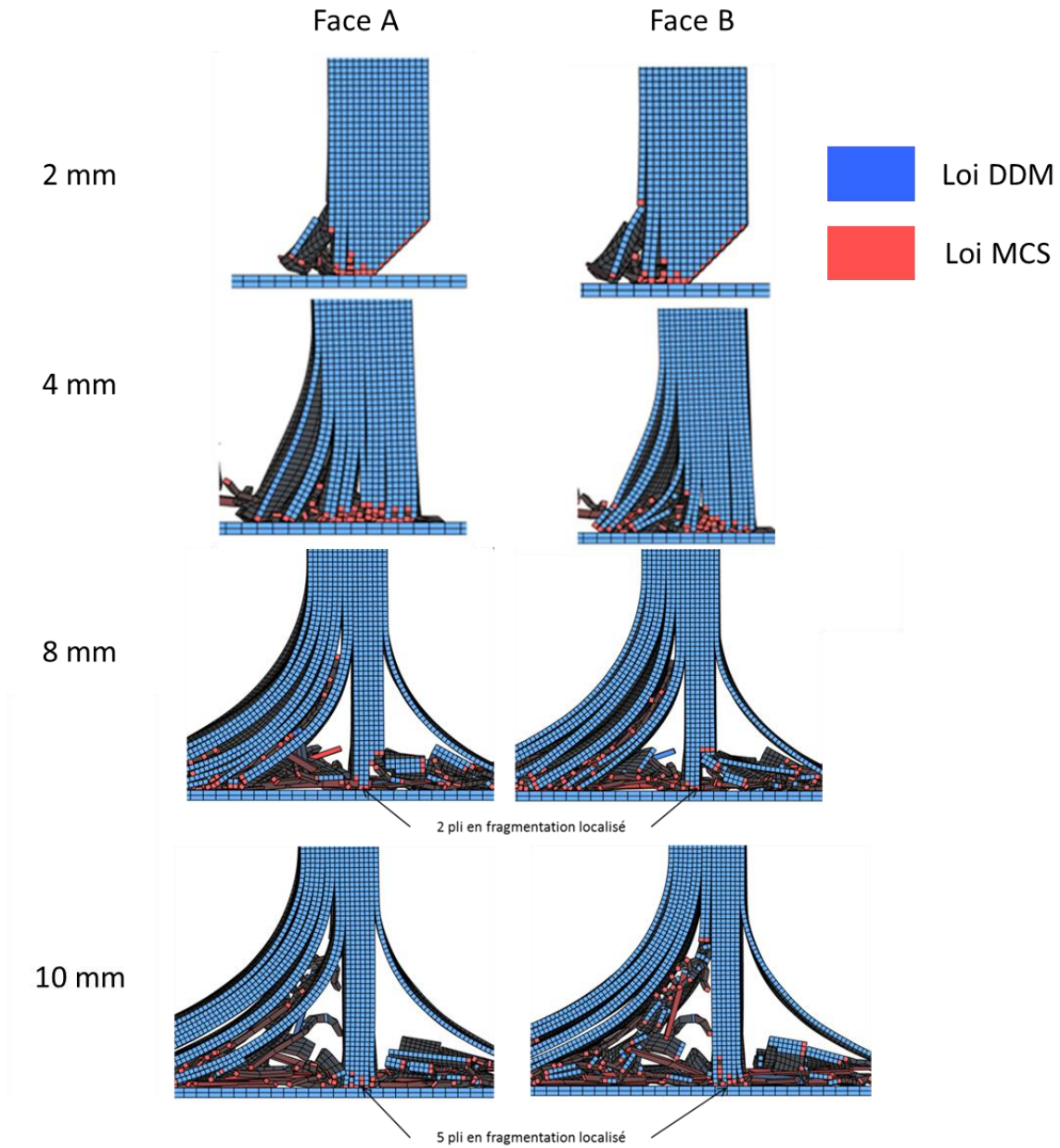


Figure V-15 : Morphologie d'écrasement à l'initiation du cas #1 3D

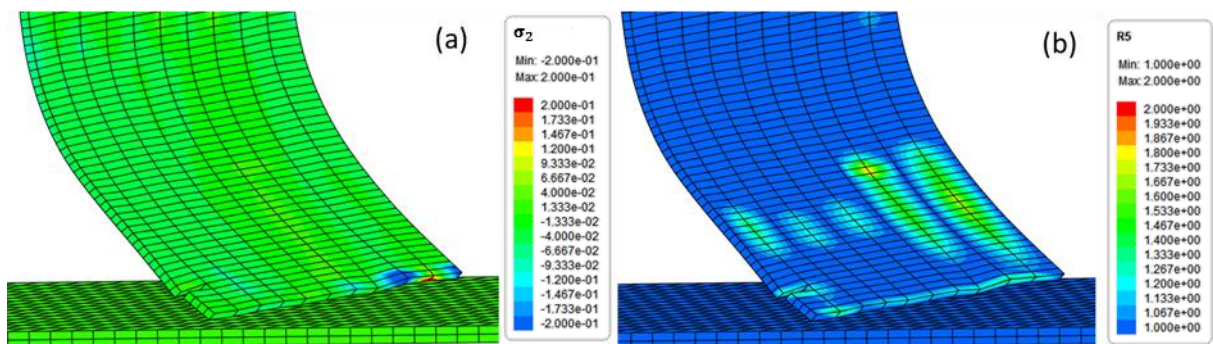


Figure V-16 : Comportement dans la largeur de l'échantillon du pli 1 (a) contrainte σ_2 et (b) critère R5

A 10 mm, un maximum local de l'effort de 14 kN apparaît et correspond à l'écrasement localisé de 5 plis [10-14], la fragmentation en cœur de pli des plis [8-9] et [15] et l'évasement des plis [1-9] et [16] (Figure V-15). Bien que le nombre de plis en fragmentation localisée soient plus élevé que celui observé expérimentalement, cette répartition correspond bien à des proportions de plis associés à ces modes de ruine identifiés expérimentalement.

Ensuite, il est observé que la totalité du pli n'est pas forcément en fragmentation localisée dans la largeur. Si l'on prend le profil d'écrasement à 10 mm et que l'on s'intéresse aux plis orientés à 0° , on remarque que le contact avec le socle n'est pas assuré sur la totalité de la largeur du pli (Figure V-17).

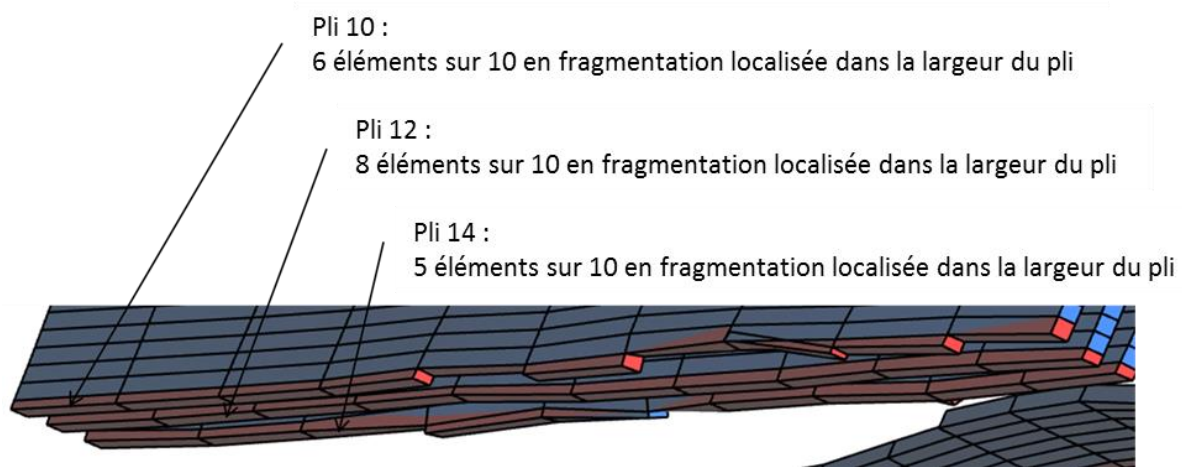


Figure V-17 : Pli [10,12,14] orienté à 0° en fragmentation contre le socle

2.2.2 Analyse des critères de rupture activés

Au cours de la simulation, de la fragmentation localisée et en cœur de pli sont observées. La conservation d'un mode de fragmentation localisée d'un ou plusieurs plis permet d'assurer un effort minimal de la courbe force-déplacement qui n'est pas quasi-nul et dépendant uniquement de l'évasement des plis.

Les chutes d'efforts marquées (entre 8 et 8,5 mm d'écrasement par exemple) dans la phase plateau correspondent à des variations du nombre de plis en fragmentation localisée. Les variations de l'effort moins marquées correspondent à de la fragmentation en cœur de pli (comme par exemple entre 10 et 12 mm d'écrasement). Si on compare les critères de rupture activés à ceux activés dans le modèle pseudo-2D, on observe principalement l'activation des critères de : compression sens fibre (pli à 0°) (f_2), compression (f_4) et traction (f_5) sens matrice (pli à 90°). Ces critères correspondent à des sollicitations de compression pure et de flexion.

La Figure V-18 s'intéresse principalement à la rupture des plis orientés à 0° . On remarque que le critère f_1 en traction sens fibre n'est pas activé et que les éléments sont érodés en flexion avec le critère f_2 comme on peut le voir sur la Figure V-18 (b) où les éléments ayant une valeur du seuil de ruine R2 élevées ont été fragmentés.

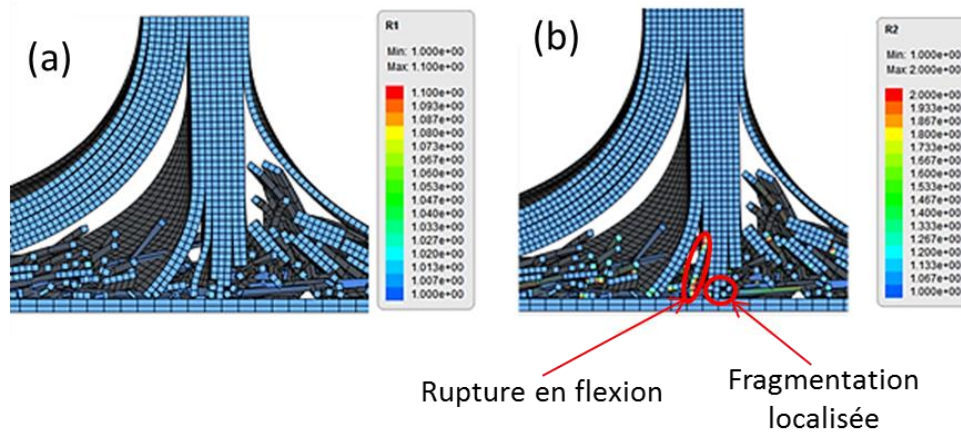


Figure V-18 : Analyse des seuils de ruine R_i dans les plis orientés à 0° (a) R_1 et (b) R_2 : $d = 17,5$ mm

La rupture en flexion des plis orientés à 90° est maintenant analysée. Dans la Figure V-19 (a), les plis orientés à 90° [2,4,6,8,9] délaminés sont sollicités en flexion comme le sont les plis orientés à 0° . Ces plis s'endommagent en compression sens matrice comme le montre la Figure V-19 (a). C'est donc la valeur Y_c qui pilote cet endommagement.

Le pli [15] rompt en flexion avec une valeur des seuils de ruines R4 et R5 saturée dans les éléments qui composent le débris (Figure V-19 (a) et (b)). De petits débris issus des ruptures en cœur de pli des plis à 90° sont visibles. Ils proviennent des ruptures progressives de la représentation de la fragmentation localisée des plis à 90° qui n'arrive pas à être décrite par la loi MCS.

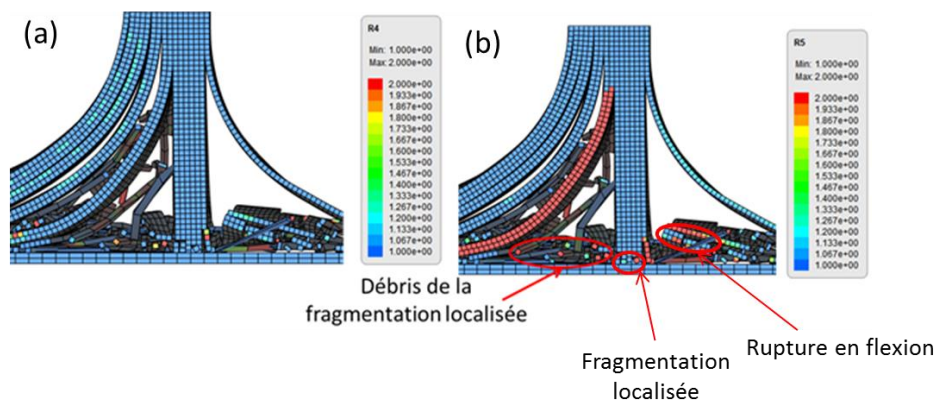


Figure V-19 : Analyse des seuils de ruine R_i dans les plis orientés à 90° (a) R_4 et (c) R_5 : $d = 10,6$ mm

Cette première analyse tend à montrer que la morphologie d'écrasement est globalement conforme aux observations expérimentales et présente bien les différents mécanismes identifiés. Les plis orientés à 0° en fragmentation localisée s'écrasent en suivant la loi MCS et le cas où tous ces plis rompent par rupture à cœur de pli n'est pas observé comme dans le modèle pseudo-2D.

2.2.3 Analyse des débris générés par le calcul

La simulation analysée présente des résultats intéressants et une analyse plus poussée des débris est réalisée.

Dans cette simulation, les débris pendant les 17 premiers millimètres d'écrasement ont été comptés. Pour chaque débris généré, sa taille est mesurée ainsi que le nombre d'éléments qui le composent + 1 afin de prendre en compte les éléments érodés comme appartenant à 1 débris. Le comptage des débris se fait à 17 mm d'écrasement. Comme en expérimental, les débris observés font toute la largeur de l'échantillon.

La Figure V-20 quantifie le nombre de fragments en fonction de la taille des débris. Les plis [11-12] sont en fragmentation localisée et n'ont pas été inclus dans cette étude. Le pli [13] est initialement en fragmentation localisée mais bascule en fragmentation en cœur de pli à partir de 10 mm ; le comptage des débris s'est fait pour les débris générés entre 10 et 17 mm d'écrasement.

Les plis [10 et 14 à 15] sont en fragmentation en cœur de pli. Les plis [10 et 14] sont orientés à 0° et le pli [15] est orienté à 90° . Il est observé pour les plis [10, 13 et 14], qui entourent la zone de fragmentation, des débris plus petits que dans le pli [15], qui est plus éloigné de cette zone.

Ces résultats se rapprochent des observations expérimentales effectuées au Chapitre II sur l'analyse des débris du T700/M21 faible grammage. Cependant, il était observé de la fragmentation des blocs de 2 plis alors que dans cette simulation en fort grammage, des plis seuls se fragmentent.

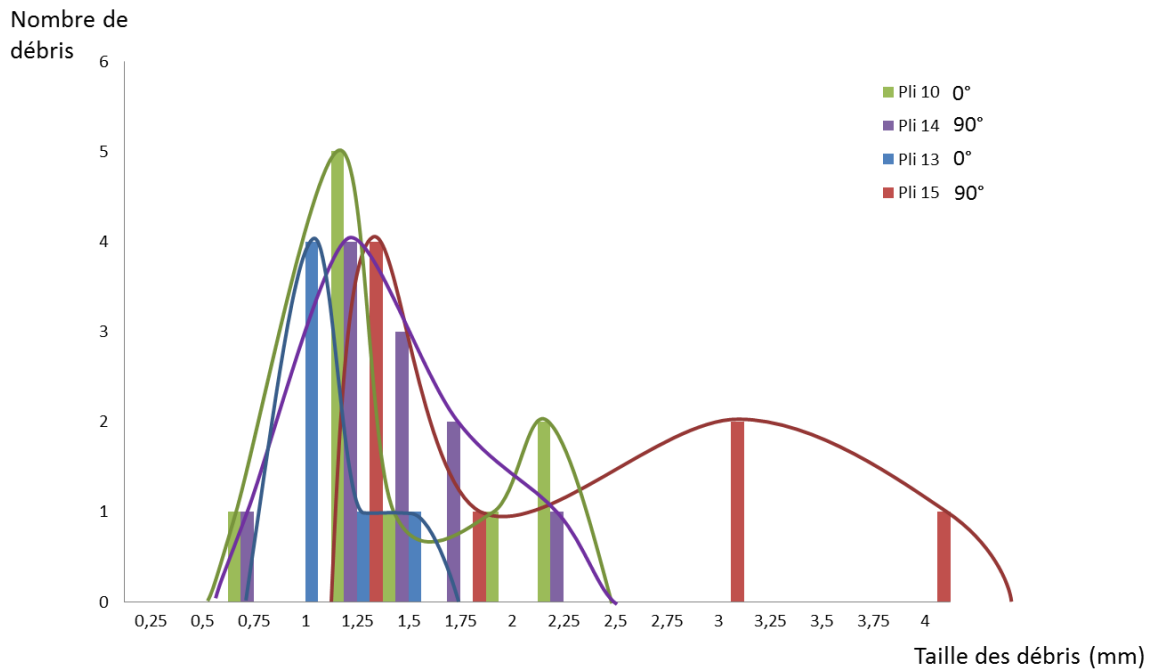


Figure V-20 : Nombre de débris issus des plis en fragmentation

2.2.4 Analyse de l'absorption d'énergie

Dans cette simulation, l'énergie est principalement dissipée par fragmentation comme observé en pseudo 2D (Figure V-21). L'énergie dissipée par la fragmentation est d'environ 130 J pour les 15 premiers millimètres d'écrasement avec 110 J en contribution des plis orientés à 0° (56%) et 20 J (14,5%) pour les plis orientés à 90°. Une contribution inférieure de la dissipation par frottement est observée de l'ordre de 30 J (15,5%). L'énergie de délaminage vaut 20 J (10 %) Une énergie de viscosité artificielle d'environ 7 J est mesurée mais reste acceptable (environ 4% de l'énergie totale absorbée).

Une différence de pente dans l'évolution de l'énergie dissipée est observée entre la phase d'initiation (0 à 4 mm) et pendant la phase plateau comme observé dans le modèle pseudo-2D pour les mêmes raisons (plis principalement en fragmentation localisée).

En comparaison avec le modèle pseudo 2D présenté au chapitre précédent, l'énergie dissipée par frottement est plus faible mais l'énergie de délaminage est plus élevée en 3D, néanmoins il est observé des dissipations d'énergie semblables entre les deux modèles pour les modes de fragmentation.

Pour la baisse de l'énergie dissipée par les frottements, cela peut s'expliquer par le contact entre les débris est les plis. Dans le modèle pseudo-2D, le contact est considéré dans toute la

largeur de l'échantillon alors qu'en 3D, le contact n'est pas assuré dans toute la largeur (Figure V-22).

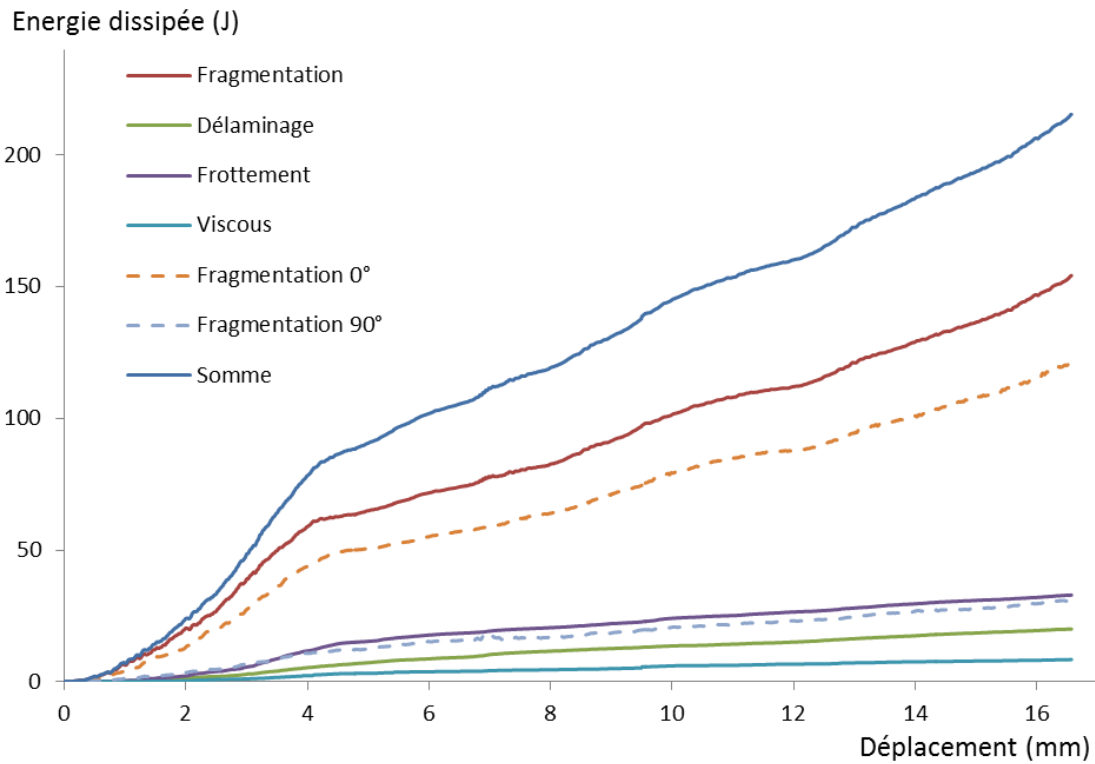


Figure V-21 : Energie dissipée au cours de la simulation numérique #1 3D

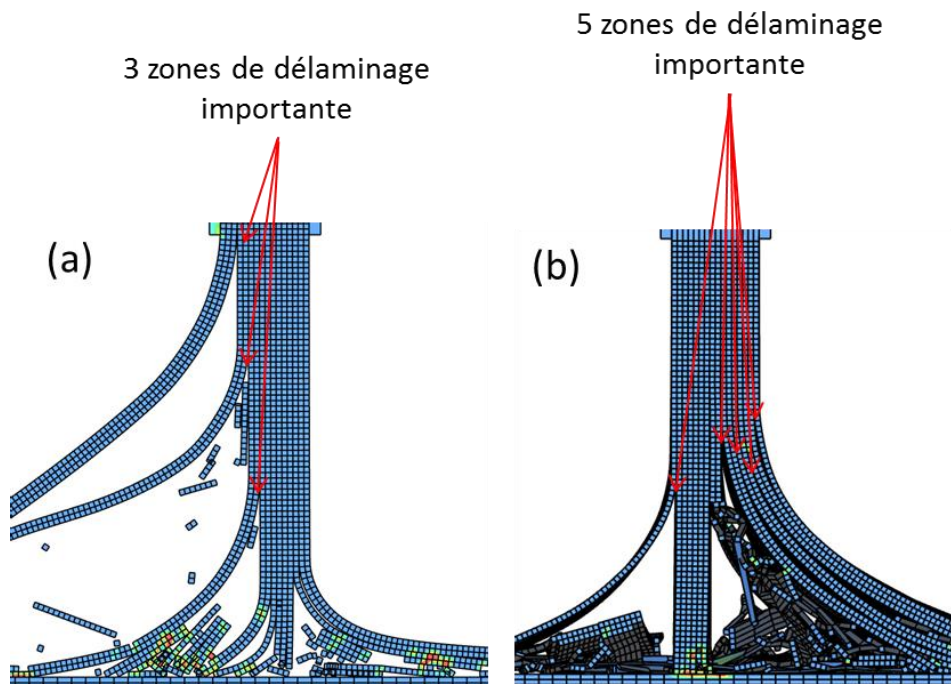


Figure V-22: Zone de frottement(a) cas pseudo 2D du chapitre IV et (b) cas #1 3D

L'augmentation de l'énergie de délaminage provient des hauteurs de délaminage qui sont plus hautes en moyenne pour un nombre de plis plus important dans la simulation 3D que dans la simulation pseudo 2D. Dans la Figure V-22, il est observé uniquement trois grandes zones de délaminages alors que dans la simulation 3D, 5 zones principales apparaissent.

Cependant des valeurs plus élevées d'énergie dissipée sont obtenues dans notre cas 3D par rapport aux essais de Duong et al. [Duo10], le plateau d'effort stable dans notre cas est plus élevé avec une valeur moyenne de plateau aux alentours de 8 kN (au lieu de 6 kN).

2.3 Effet de la vitesse d'impact

Le cas de simulation #1 3D a été testé pour différentes configurations de vitesse d'impact afin d'observer l'influence de cette configuration d'essai sur la morphologie d'écrasement et la courbe force-déplacement. Les trois vitesses d'impact retenues sont celles des essais de Duong et al. [Duo10] : 2m.s^{-1} , 5m.s^{-1} , 9m.s^{-1} . Le calcul à 2 m.s^{-1} a une durée de deux mois. Alors que les autres calculs ont été arrêtés à 20 mm d'écrasement, le calcul à 2 m.s^{-1} s'arrête à 12 mm d'écrasement.

Jusqu'à environ 3 mm d'écrasement l'effort est identique entre les trois vitesses d'impact cependant la valeur du pic à 9 m.s^{-1} est plus élevée et le pic est maintenu plus longtemps à 5 m.s^{-1} (Figure V-23). Les pics d'effort dans la phase plateau sont du même ordre de grandeur (aux alentours de 12 kN) mais la valeur de plateau la plus élevée correspond à la vitesse d'impact la plus grande.

Quelle que soit la vitesse d'impact, un mode d'écrasement mixte est représenté avec le même nombre de plis en évasement et en fragmentation. Cependant le nombre de plis en fragmentation en cœur de pli et localisée varie entre les simulations et explique les variations du plateau d'effort (Figure I 28). Ces similitudes et différences sont tout à fait conformes à ce qui est constaté expérimentalement et qui avait amené Duong et al. à conclure que les effets de la vitesse d'écrasement n'étaient pas significatifs, tout du moins étaient du même ordre de grandeur que l'écart entre deux essais réputés identiques.

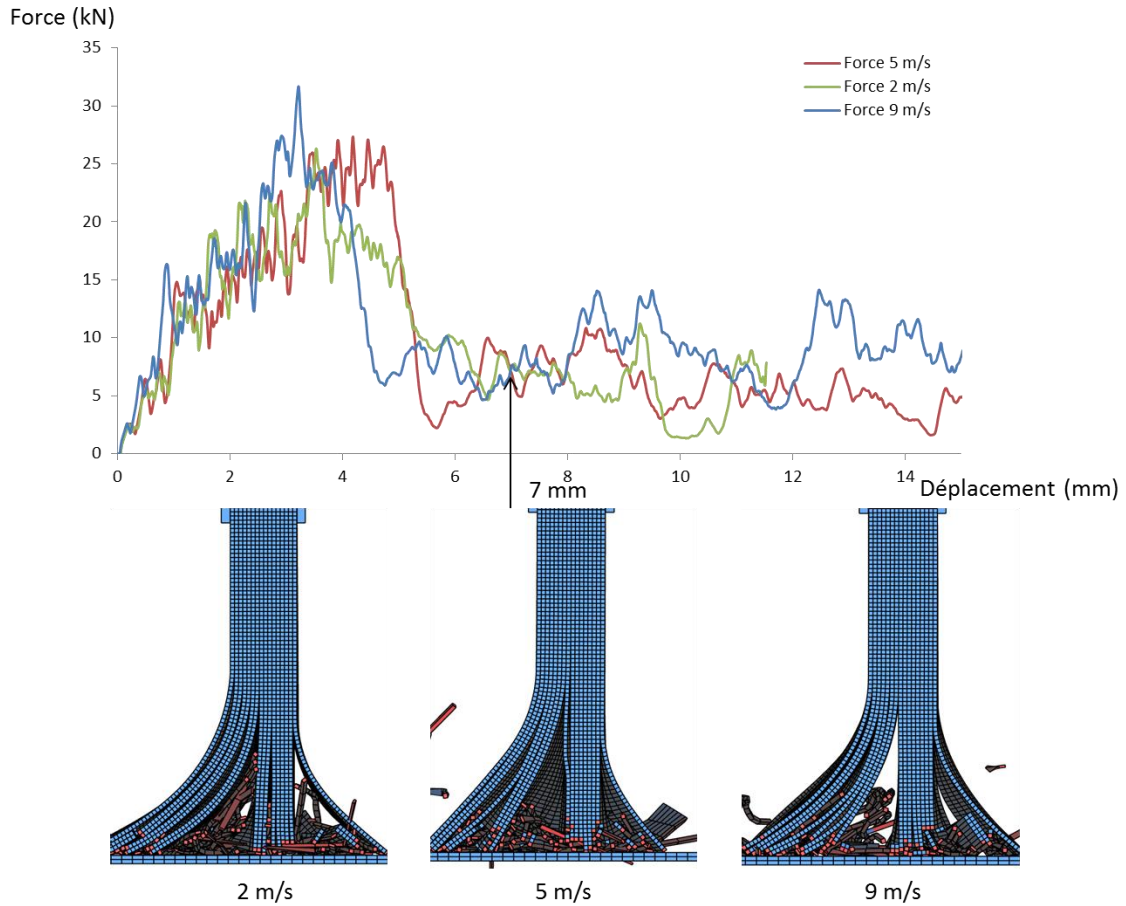


Figure V-23 : Comparaison de la simulation #1 3D à 2m/s, 5m/s et 9m/s

L'analyse de la répartition de l'énergie dissipée dans chaque simulation permet toutefois de mettre en évidence une dissipation de l'énergie par fragmentation plus élevée à 9 m.s^{-1} mais plus faible à 5 m.s^{-1} . Le processus de fragmentation est principalement le paramètre qui varie le plus et qui explique des dissipations d'énergie totales différentes entre chaque simulation. Pour les énergies dissipées par frottement et par délaminage, les valeurs restent très proches (respectivement 20 et 8J). Il est observé que dans la simulation à 2 m.s^{-1} , l'énergie artificielle de viscosité est plus importante que dans les deux autres calculs.

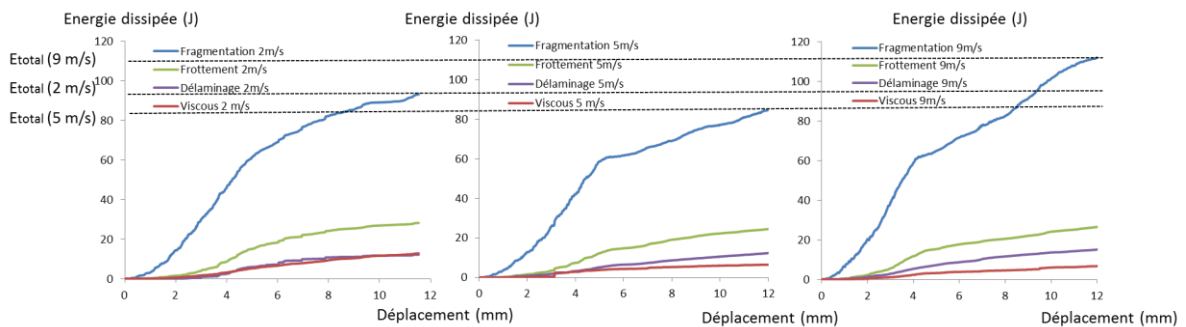


Figure V-24 : Répartition d'énergie pour chaque vitesse d'impact

Dans ces simulations, l'influence des propriétés matériaux par rapport à la vitesse de déformation n'est pas prise en compte. Les effets vitesses proviennent uniquement des effets d'inertie.

2.4 Bilan de l'analyse du modèle 3D

Le modèle 3D permet de stabiliser la phase plateau avec la présence systématique pendant la durée de l'écrasement d'un mode mixte. La prise en compte de la largeur de l'échantillon diminue les phénomènes de ruptures des plis par une fragmentation en cœur de plis des plis observés expérimentalement en fragmentation localisée et qui génèrent des pertes de contact sur plusieurs millimètres d'écrasement dans le modèle pseudo-2D. Cette évolution par rapport au modèle pseudo-2D permet d'éviter les chutes d'effort.

Ces améliorations de morphologie d'écrasement ont permis de mener une analyse des débris. Des tailles des débris liés aux mécanismes de fragmentation sont identifiées et correspondent aux observations expérimentales réalisées dans la Chapitre II, bien que dans le modèle fort grammage, les débris sont formés d'un seul pli (et pas de deux comme en faible grammage).

Au niveau de la dissipation d'énergie, une différence apparaît sur l'absorption d'énergie par frottement et délaminage. Il semblerait qu'en pseudo-2D, l'énergie dissipée par contact soit surestimée, du fait de la généralisation du contact du pli contre le socle et les débris dans la totalité de la largeur de l'échantillon. Or il a été observé dans cette simulation que toute la largeur d'un pli pouvait ne pas être en contact avec le socle. Pour l'énergie liée au délaminage, cela provient de la morphologie d'écrasement qui favorise des décohésions d'interfaces entre plis par rapport aux observations dans le modèle pseudo-2D.

Une étude de l'influence de la vitesse d'impact a permis de mettre en évidence une influence sur l'énergie absorbée par fragmentation mais aucune tendance n'apparaît clairement.

3. ETUDE D'INFLUENCE DES PARAMETRES MODELES SUR LE MODELE 3D

Une étude d'influence sur les paramètres matériaux G_{Ic} , G_{IIc} et Y_c comme dans le modèle pseudo-2D est réalisée puis une approche de variabilité sur quatre paramètres à rupture et sur chaque élément est effectuée. Cette étude permet de confirmer ou non les tendances observées dans le modèle pseudo 2D ainsi que de tester la robustesse du modèle.

3.1 Influence des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} de la loi cohésive du modèle 3D

Une influence des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} avait été observée dans le modèle pseudo-2D. il a été constaté que des valeurs de G_{Ic} élevées et de G_{IIc} élevées permettaient d'obtenir une morphologie d'écrasement et un effort plateau plus proches des observations des essais expérimentaux.

3.1.1 Paramètres d'entrée de la loi cohésive

Les paramètres d'entrée de la loi cohésive et la numérotation des simulations sont présentées dans le Tableau V-3. Les cas #1 et #2 #3 et #5 sont repris des cas pseudo -2D (respectivement #1, #2, #8 et #7). Le cas #4 est constitué de valeurs de G_{Ic} et G_{IIc} plus faible que les cas étudiés précédemment.

Tableau V-3 : Paramètres de la loi cohésive des simulations 3D

#	σ_{fail} (GPa)	τ_{fail} (GPa)	G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	Commentaires
1	0,075	0,15	0,6	2,1	T700/M21 [Isr14B]
2			0,54	1,89	T800/M21[Ily10]
3			0,54	1,4	T700/M21 [Ily10]
4			0,25	1,3	$G_{Ic} \times 50\%$ $G_{IIc} \times 60\%$
5			0,75	1,6	$G_{Ic} \times 125\%$ $G_{IIc} \times 75\%$

3.1.2 Influence des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} sur la courbe force-déplacement

La Figure V-25 présente les courbes force-déplacement des cinq simulations 3D. A l'initiation (entre 0 et 4mm), l'évolution de l'effort est relativement similaire entre les différentes simulations. La phase de transition est similaire pour chaque simulation sauf pour la simulation #3 où la chute d'effort s'effectue à 6 mm d'écrasement au lieu de 5 mm.

Dans la simulation #3 et #4, des profils d'écrasement en évasement pur de la majorité des plis est observé, ce qui conduit à une valeur d'effort quasi-nulle.

La phase plateau présente une valeur moyenne différente pour chaque simulation qui décroît au fur et à mesure que la valeur de G_{IIc} décroît. (Figure V-26).

Cette évolution n'a pas été observée dans le modèle pseudo-2D mais des valeurs G_{IIc} élevées permettaient d'obtenir un évasement de plis de part et d'autre de l'échantillon. Ici, le paramètre G_{IIc} améliore la capacité d'absorption d'énergie de la structure en augmentant le

nombre de plis en fragmentation. Cependant les paramètres de G_{Ic} varient aussi et ne permettent pas de clairement conclure sur l'influence de G_{Ic} seul.

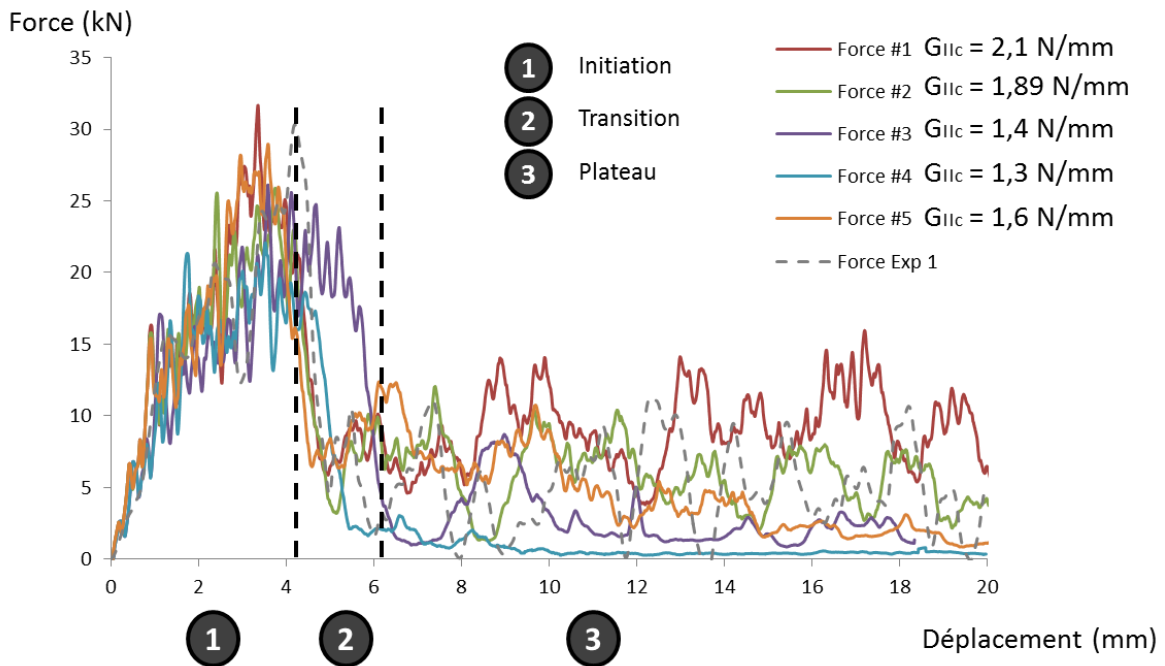


Figure V-25: Courbe force-déplacement des cas de simulation 3D #1, #2, #3, #4, #5

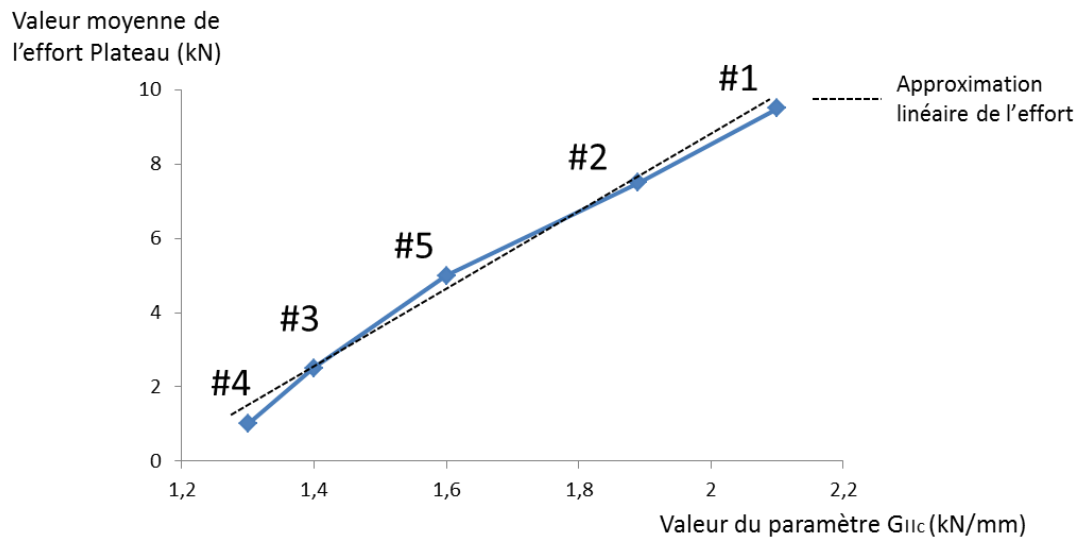


Figure V-26 : Evolution de la valeur moyenne de l'effort plateau avec la valeur du paramètre G_{Ic}

3.1.3 Influence des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} sur la morphologie d'écrasement et de la génération des débris

La Figure V-27 présente les différentes morphologies à 10 mm d'écrasement pour chaque simulation. La simulation #4 présente un délaminage des plis [1 -11] et une rupture des plis [12-16] évasés sur le côté droit, il s'agit de la simulation avec la valeur de G_{Ic} la plus faible (0,25 N/mm). Ce comportement rappelle les ruptures obtenues sur le modèle pseudo-2D avec des valeurs de G_{Ic} faibles (0,54 et 0,6 N/mm) mais ces ruptures n'apparaissent pas dans le modèle 3D pour les cas #1, #2, #3.

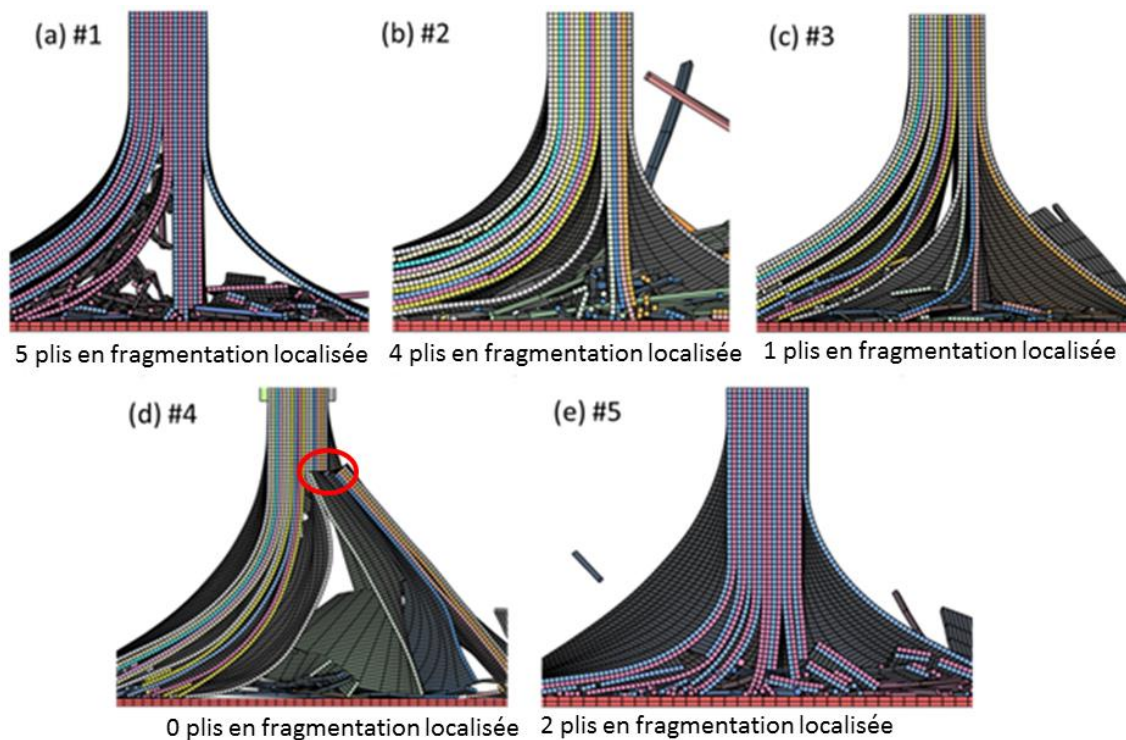


Figure V-27 : Morphologie à 10 mm d'écrasement (a) #1, (b) #2, (c)#3, (d) #4 et (e) #5

Pour la simulation #5 qui comporte la valeur G_{Ic} la plus élevée (0,75 N/mm), des gros débris de l'ordre de 2 plis sur des hauteurs de 1 et 3 mm sont observés alors que dans les autres simulations des petits débris constitués de 2 plis avec des hauteurs inférieures à 1 mm ou des débris de plus grandes tailles mais composés d'un seul pli sont principalement observés. Cette différence provient des paramètres G_{Ic}/ G_{IIc} avec des groupes de deux plis qui se fragmentent en cœur de pli ensemble. Dans les autres cas, des délaminages par groupes de deux plis sont moins marqués.

Le cas #2 se rapproche le plus des observations expérimentales en termes de nombre de plis en fragmentation localisée et de valeur d'effort plateau.

3.1.4 Bilan de l'analyse des paramètres G_{Ic} et G_{IIc} de la loi cohésive en 3D

Cette étude a permis d'établir une corrélation entre les valeurs de G_{IIc} et la valeur de force moyenne de plateau. Une valeur élevée de ce paramètre augmente le nombre de plis en fragmentation localisée ainsi que la valeur du plateau d'effort car la simulation est plus stable en 3D. Cependant, dans le modèle pseudo-2D, une valeur élevée de G_{IIc} favorisait l'évasement de plis de part en part de l'épaisseur de l'éprouvette et dans le modèle 3D, cela favorise la fragmentation ; ce qui est plus intuitif.

Des valeurs trop faibles de G_{Ic} génèrent un délaminage généralisé des interfaces des plis. Il est observé pour la valeur de G_{Ic} la plus élevée des groupes de plis constitués de 2 plis qui s'évasent puis se fragmentent à cœur de pli ensemble. Cependant ce comportement tend à réduire le nombre de plis en fragmentation localisé.

Comme dans le modèle pseudo-2D, peu d'influence sur la phase d'initiation et de transition sont observées par rapport aux différences de comportement dans la phase plateau.

3.2 Influence du paramètre Y_c sur le cas de #3 et #4 3D

La modification du paramètre à rupture de compression sens fibre Y_c dans le modèle pseudo-2D a permis une meilleure représentation du profil d'écrasement de la structure mais aussi d'augmenter de manière significative les pics d'effort du plateau. Les modèles 3D des cas #3 et #4 ont présenté dans la section précédente, les valeurs d'effort de plateau les plus faibles. L'objectif est d'observer l'influence de la diminution de la contrainte à rupture Y_c (250 MPa) sur la valeur de plateau et du comportement à l'écrasement avec des valeurs de liaisons cohésives identiques.

3.2.1 Influence des paramètres sur la courbe force-déplacement et la morphologie d'écrasement

Dans la Figure I 34 (a) du cas de simulation #3 avec Y_c abattu, la courbe d'effort présente des oscillations plus importantes et les valeurs d'effort moyen du plateau et des pics sont plus élevés en comparaison avec le cas #3. Les variations de la valeur de l'effort dans la phase plateau sont plus représentatives de l'essai expérimental en termes d'amplitude des pics d'efforts et de son évolution.

La simulation du cas #4 ne présentait aucun pic d'effort après 6 mm d'écrasement et dans la Figure V-28 (b), l'abaissement de la contrainte à rupture compression sens matrice permet de

générer un premier pic à 8 mm et un second à 12 mm. La présence de ces deux pics permet d'augmenter la valeur moyenne de l'effort du plateau, mais cette dernière reste insuffisante par rapport à la courbe expérimentale.

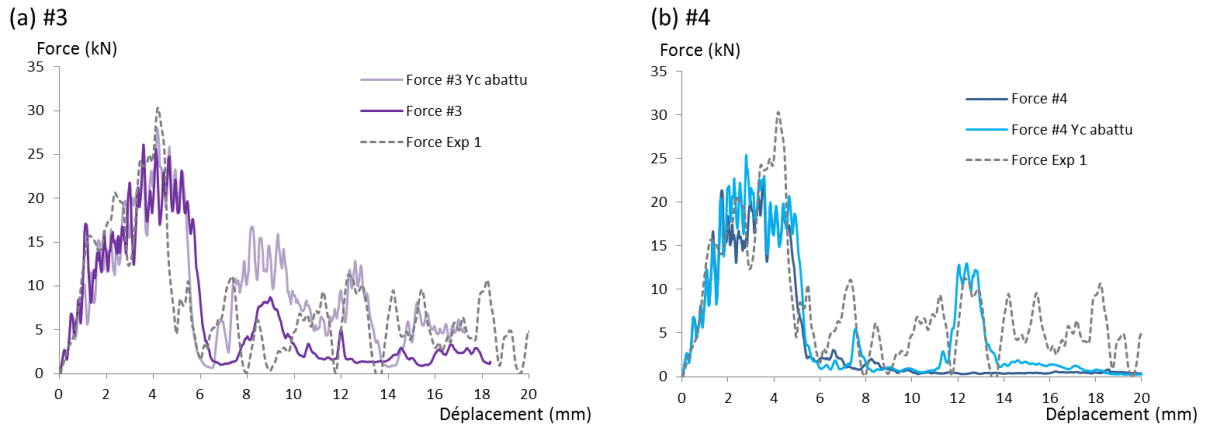


Figure V-28: Comparaison des courbes force-déplacement avec Y_c et Y_c abattu des simulations (a) #3 et (b) #4

Une comparaison de la morphologie d'écrasement à 10 mm entre les deux cas (#3 et #3 avec Y_c abattu) est effectuée (Figure V-29 (a)). Il est observé dans le cas #3 une valeur de l'effort à 2 kN et pour le cas #3 avec Y_c abattu une valeur de l'effort à 9 kN. Cette différence de valeur de l'effort montre bien une différence de morphologie d'écrasement à cet instant avec davantage de fragmentation dans le second cas.

Dans le premier cas (#3), il est observé qu'un seul pli est en fragmentation localisé. Deux plis sont en rupture en cœur de pli et génèrent quelques débris de l'ordre de 1 à 2 mm composés d'un seul pli.

Dans le second cas (#3 avec Y_c abattu), deux plis sont en fragmentation localisée et cinq plis sont en fragmentation en cœur de pli. L'abaissement de la contrainte à rupture Y_c , permet de générer de nombreux débris composés d'un ou de deux plis d'une hauteur entre 1 et 3 mm qui sont représentatifs des essais expérimentaux.

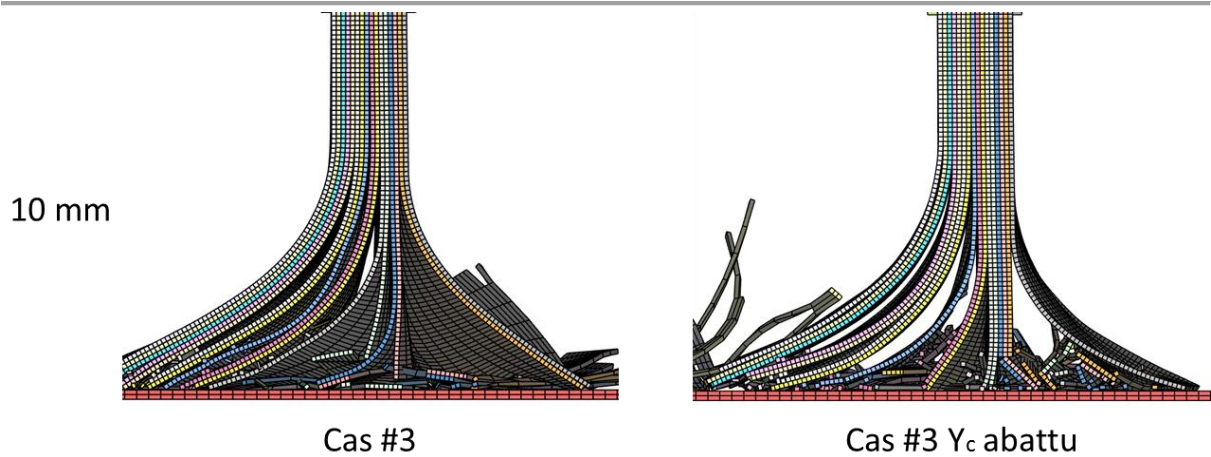


Figure V-29 : Morphologie d'écrasement du cas #3 et #3 avec Y_c abattu

Dans le cas #4, il est observé une valeur de l'effort quasi-nulle suite à l'évasement de l'ensemble des plis de la structure. Pour le cas #4 avec Y_c abattu, une reprise d'effort à 12 mm est observée et provient du processus suivant :

- une première rupture des plis extérieurs est observée à 6 mm et génère un débris d'environ 6 mm de hauteur composé des plis [11-16].
- à 12 mm, les plis arrivent en contact avec le socle et un effort important est mesuré pendant 2 mm.
- à 14 mm, une rupture des plis [11-16] se produit et un gros débris est généré (Figure V-30).

Ce phénomène de rupture est parfois observé expérimentalement mais ne concerne pas 6 plis et un bloc de pli en fragmentation localisée est conservé.

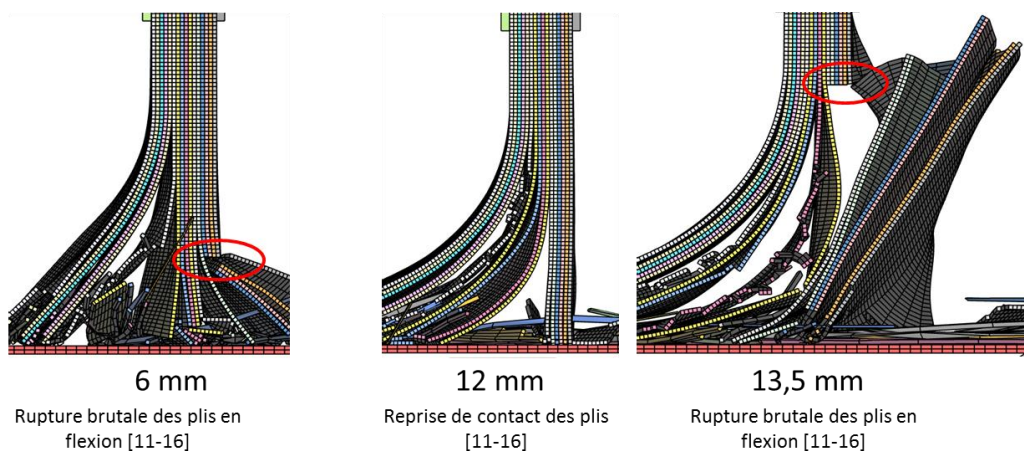


Figure V-30 : Morphologie d'écrasement du cas #4 Y_c abattu

3.2.2 Bilan de l'analyse de l'influence de Y_c sur le comportement en 3D

Globalement, l'abaissement de la valeur à rupture Y_c augmente le nombre de plis en fragmentation et permet donc d'augmenter la capacité d'absorption de la structure. Il faut cependant éviter que des ruptures critiques qui conduisent à des pertes de contact sur plusieurs millimètres se produisent comme dans le cas #4 avec Y_c abattu.

3.3 Etude de variabilité des paramètres à rupture

En réalité les paramètres matériaux présentent une certaine variabilité dans la structure. Néanmoins, elles ne sont pas prises en compte dans notre modèle. Ces variations sont importantes dans le processus de fragmentation puisque nous avons démontré qu'elles peuvent favoriser des chemins de fissures et des ruptures qui ne seraient pas observées sans cela.

Afin d'étudier la robustesse du modèle, une répartition aléatoire de valeurs de contraintes à ruptures dans la structure est effectuée. Cette méthode est utilisée afin de représenter la variabilité comme fait dans [Cur91, Lam09, Cha14, Bhe16].

3.3.1 Génération de la répartition aléatoire

L'analyse des ruptures en fragmentation en cœur de pli a permis de mettre en évidence une forte corrélation entre une rupture des plis en fragmentation localisée et l'activation des critères f_2 , f_4 et f_5 .

Entre les plis orientés à 0° et à 90° , il a été identifié que les critères de ruptures associés aux plis à 90° (f_4 et f_5) sont bien plus activés.

Dans cette approche, le choix a été fait de s'intéresser à la flexion de plis orientés à 90° par le biais des valeurs de contraintes à ruptures de compression sens matrice Y_c et des valeurs de contrainte à rupture en cisaillement S_{12} , S_{23} et S_{13} utilisées dans les critères f_4 et f_5 .

Indépendamment de la loi utilisateur, une répartition aléatoire gaussienne de moyenne nulle et de variance $\sigma=0,05$ est générée sur Matlab (Figure V-31) pour chaque contrainte à rupture de chaque élément avec une variabilité sur les valeurs de l'ordre de 10% (2σ).

Le jeu de paramètres matériau est celui du cas #1 qui a été analysé pour l'exploitation du modèle 3D. Cependant une condition de symétrie a été appliquée sur la moitié de la géométrie du modèle sur la largeur et la vitesse d'impact a été augmentée à 36 m.s^{-1} afin de diminuer les temps de calcul à quelques jours.

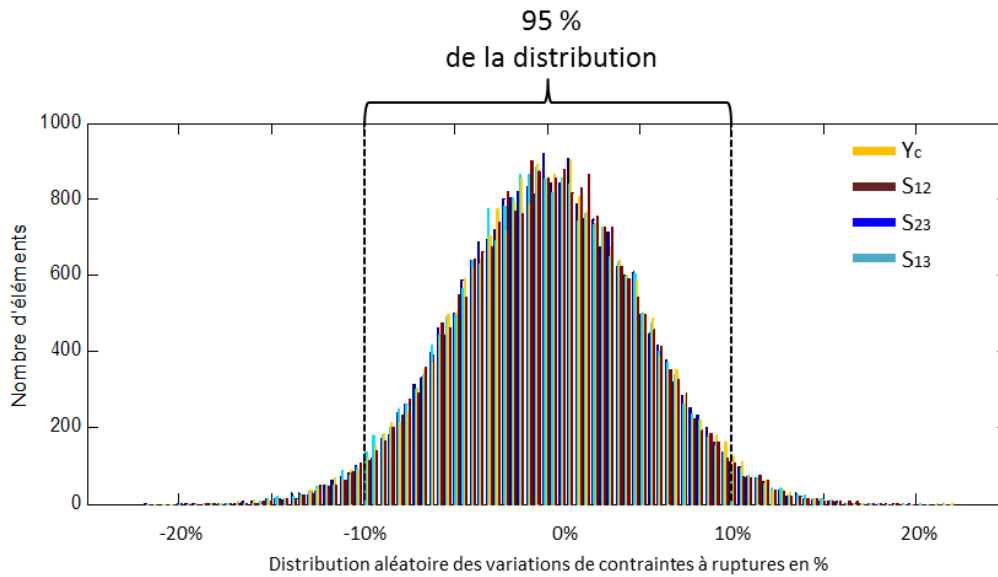


Figure V-31 : Distribution de la variation des 4 contraintes à ruptures

Le cas #1 (#1 référence) sans modification des contraintes à rupture est utilisé en référence a été lancé avec cinq autres simulations (#1 Random) avec des entrées Y_c , S_{12} , S_{23} et S_{13} différentes, par la distribution aléatoire des contraintes à rupture.

3.3.2 Comparaison des simulations avec distributions aléatoires.

La Figure V-32 présente les différentes courbes d'effort des simulations du cas de simulation #1. Cependant, il faut rappeler que dans l'essai réel la vitesse d'impact est de 9 m.s^{-1} et dans la simulation, celle-ci est de 36 m.s^{-1} afin d'accélérer le temps de calcul.

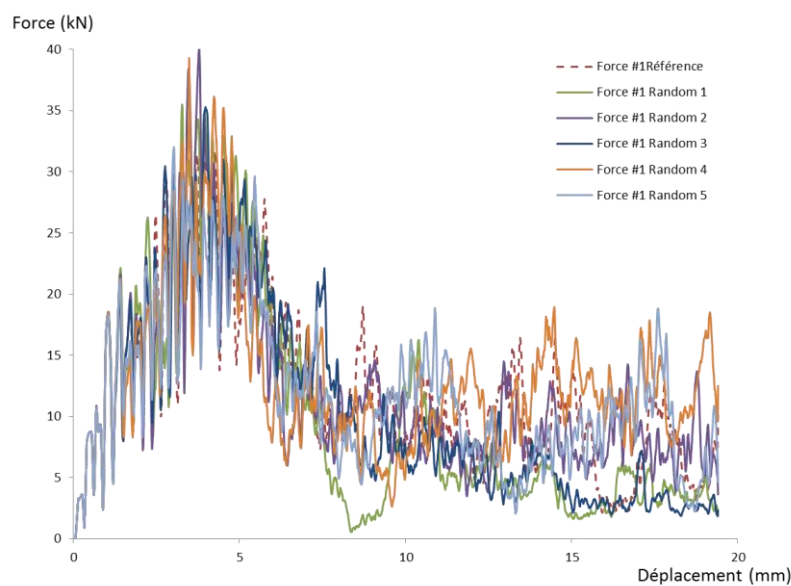


Figure V-32 : Courbe force-déplacement du cas#1 référence, des 5 distributions

Les phases d'initiation et de transition sont identiques avec des évolutions de l'effort et des valeurs de pic similaires pour chaque simulation.

Pour chaque essai, un plateau d'effort est observé. Aucune chute de l'effort conduisant à un effort quasi-nul n'apparaît sauf pour la simulation « Random » 1. Des valeurs de plateau entre 5 et 12 kN et des oscillations de l'effort entre 2 et 18 kN sont relevées. Les valeurs moyennes de plateau entre 6 et 20 mm d'écrasement sont répertoriées dans le Tableau V-4.

Tableau V-4 : Valeur moyenne du plateau pour chaque cas

Nom	#1	#1 Random 1	#1 Random 2	#1 Random 3	#1 Random 4	#1 Random 5
Valeur plateau (kN)	8,8	4,7	8,4	5,2	10,9	9,0

Les valeurs moyennes de l'effort de plateau des cas « Random » 2, 4 et 5 suivent sensiblement des valeurs identiques et restent proches de la simulation de référence #1.

Les cas #1 Random 1 et 3 ont des valeurs moyennes d'effort plateau plus faibles mais conservent un mode d'écrasement mixte mais le nombre de plis en fragmentation est plus faible que dans les autres simulations. Dans le cas #1 Random 3, uniquement 1 seul pli est en fragmentation localisée entre 14 et 20 mm d'écrasement.

3.3.3 Bilan de l'approche de variabilité des contraintes à rupture

L'approche de variabilité des contraintes à rupture tend à montrer que les phases d'initiation et de transition dépendent peu des paramètres de contraintes à rupture S_{12} , S_{23} , S_{13} et Y_c . Ces variabilité interviennent davantage sur la phase plateau et peuvent conduire à des ruptures qui diminuent le nombre de plis en fragmentation localisée et donc la valeur moyenne du plateau d'effort.

Cette approche permet aussi de conclure sur une robustesse du modèle quant au mode global d'écrasement (mode mixte) par rapport à l'influence de ces paramètres. Cependant, le nombre de plis en fragmentation en cœur de pli et localisée est nettement influencé par ces paramètres qui font varier la valeur moyenne du plateau d'effort.

Il est observé une variabilité plus forte dans nos simulations qu'entre les deux résultats expérimentaux des travaux de Duong et al. [Duo10].

4. BILAN DES ETUDES SUR LE MODELE NUMERIQUE PSEUDO-2D ET 3D

Une évolution du modèle pseudo-2D a été proposée au travers d'une étude l'influence des paramètres de la loi cohésive. Cette étude n'a pas permis de mettre en évidence de réelles tendances. Des valeurs de G_{IIC} élevées dans le modèle pseudo- 2D tendent à générer des ruptures de pli contre les guides et une valeur de G_{Ic} élevée tend à générer de plus gros débris que dans les autres jeux de paramètres. Ensuite la contrainte à rupture Y_c a été abattue et a permis de stabiliser un profil de rupture qui était instable et de se rapprocher des morphologies observées expérimentalement. Cependant, les plis centraux tendent toujours à rompre en fragmentation à cœur de pli et à générer des pertes de contact.

Le modèle a été passé en 3D et la prise en compte de la largeur de l'échantillon a permis de stabiliser les plis centraux en fragmentation localisée. Une analyse des débris de ce modèle a permis d'observer une variation de la taille des débris en fonction de la position du pli par rapport aux plis en fragmentation localisée mais aussi du mécanisme de ruine comme identifié expérimentalement. Des plateaux d'effort sans chute brusque à des valeurs d'effort quasi-nulles, ainsi que la présence d'un mode d'écrasement mixte durant l'ensemble de la simulation ont pu être observés. Cette tendance s'est confirmée au travers de plusieurs calculs dont les paramètres de la loi de liaison cohésive ont été variés. Au cours de ces simulations, il a été identifié qu'une valeur de G_{IIC} élevée augmente la valeur moyenne de l'effort du plateau et une valeur de G_{Ic} élevée augmente la taille et le nombre de plis qui composent les débris fragmentés de manière significative parfois au-delà des constatations des essais et ainsi augmente l'amplitude des oscillations de l'effort d'écrasement. L'influence de l'abaissement de la contrainte à rupture Y_c amplifie le nombre de plis en fragmentation et amène une génération de débris de plus grandes dimensions, ce qui se rapproche des observations effectuées en pseudo 2D.

Pour finir l'approche de variabilité des paramètres à rupture a permis de mettre en avant que les phases d'initiation ne dépendent pas des paramètres étudiés qui sont à l'origine de la fragmentation en cœur de pli. Il est observé que la phase d'initiation est principalement composée de plis en évasement et en fragmentation localisée. Ce résultat est cohérent avec les observations expérimentales où dans cette phase, les plis sont peu sollicités en fragmentation en cœur de pli. Sur la phase plateau, on s'aperçoit qu'un mode d'écrasement en mode mixte apparaît dans chaque simulation, cependant une variabilité importante des valeurs moyennes de l'effort plateau est observée.

Les différentes études mériteraient d'être approfondies avec des plans d'expériences plus complet et une étude de variabilité sur des paramètres cohésifs et de la loi MCS. Néanmoins, il est tout d'abord nécessaire de diminuer les temps des calculs qui peuvent prendre plusieurs mois.

Ensuite la création et validation de ce modèle 3D est le premier pas vers l'introduction de plis à +/- 45° qui ont un comportement hors plan mais aussi permettent de s'intéresser à des structures plus complexes.

Conclusions et Perspectives

Les objectifs du travail présenté sont d'enrichir la compréhension et la maîtrise des phénomènes qui contrôlent l'absorption d'énergie lors d'un écrasement sur tranche de plaques coupons composites stratifiées et interlock.

Plus spécifiquement, cette thèse s'est intéressée à l'analyse comparée des processus de fragmentation et de création de débris au travers de travaux expérimentaux et numériques.

Le travail a été abordé en deux axes, expérimental et numérique, et s'est organisé en cinq étapes de mise en œuvre, d'analyse, et de modélisation.

Approche expérimentale :

Un premier travail a été mené sur l'écrasement de structures composites stratifiées à base de plis unidirectionnels. Ces essais d'écrasement font apparaître un mode d'écrasement mixte en évasement, avec deux fragmentations, l'une localisée en bout de pli, et l'autre en cœur de pli. Nous avons montré que ce mode mixte reste présent tout le long de l'essai et quelles que soient la stratification et l'épaisseur du pli du spécimen ou la vitesse initiale d'écrasement.

Alors que l'évasement stabilise la morphologie d'écrasement, les zones de fragmentation sont celles qui dissipent principalement l'énergie de la structure et présentent deux profils qui influencent l'évolution de l'effort. Ce mode de ruine concerne environ la moitié des plis. Avec un chanfrein à 45°, ce groupe de plis se situe environ au tiers de l'épaisseur de la plaque :

- La fragmentation localisée permet d'avoir avec peu d'oscillations dans l'amplitude un effort minimal d'écrasement.
- La fragmentation en cœur de pli génère des variations importantes de l'amplitude donc augmente l'énergie absorbée mais avec une certaine irrégularité.

L'étude des débris réalisée dans des travaux annexe à la thèse a mis en avant une augmentation de leur taille en fonction de leur distance au bloc de plis en fragmentation localisée ainsi qu'un lien avec les mécanismes de ruptures. Les plis en fragmentation localisée génèrent des débris de taille comprise entre zéro (poussière) et 1 mm. Ces plis sont entourés de plis rompant en fragmentation cœur de plis qui créent des débris de taille majoritairement comprise entre 1 et 4 mm.

Le reste des plis est en évasement non fragmenté et concerne de manière globale plus de la moitié du nombre total de plis. Ce mode dissipe moins d'énergie que la fragmentation. Cependant en faible grammage, il est observé que l'appui des plis contre le socle tend à augmenter la dissipation d'énergie par le mode d'évasement par rapport aux plis à fort grammage car il y a davantage de frottements.

Afin de vérifier que le contrôle de ces processus permet d'augmenter la capacité d'absorption d'énergie d'une structure, des essais d'écrasement avec un renfort hors plan dans l'épaisseur ont été effectués. Les Interlocks ont été choisis. Les renforts hors plan dans l'architecture de ce matériau ont une influence sur la morphologie d'écrasement des échantillons et induisent une différence de comportement dans la direction d'écrasement selon qu'il coïncide ou pas avec le sens chaîne ou trame du renfort. De plus, ces renforts hors plan ont conduit à la disparition de l'évasement pur. Le tissage Interlock affiche un mode de rupture favorisé : l'évasement fragmenté. Ce processus provient de la flexion répétée des torons dans le sens d'écrasement. De manière globale, la morphologie d'écrasement est la suivante : des fissures pilotes se propagent le long des torons de renfort hors plan dans le sens d'écrasement et génèrent plusieurs parties qui s'évasent en se fragmentant avec une taille liée au motif de tissage. En quasi-statique, la structure subit presque systématiquement un évasement fragmenté global. En dynamique, la structure tend à s'écraser en plusieurs parties ce qui stabilise le comportement mais diminue la capacité d'absorption de la structure. Des valeurs de SEA plus élevées ont été observées dans les Interlocks par rapport aux stratifiés à base de plis unidirectionnels cependant ce résultat est à tempérer du fait que la hauteur libre pendant les essais sur échantillons Interlock a dû être réduite afin d'assurer l'existence d'un mode d'écrasement progressif au détriment d'un flambage global.

Approche numérique :

Un modèle d'endommagement permettant de représenter les deux modes d'écrasement par fragmentation a été développé et implémenté dans le code de calcul Impetus-AFEA. Il se veut une amélioration qui capitalise les avantages des modèles des travaux d'Israr [Isr14A] et Espinosa et al. [Esp15]. Les paramètres matériaux ont été repris de ces deux études. Ensuite, le modèle d'endommagement a été appliqué à un cas d'écrasement de référence dans une simulation numérique pseudo-2D et a montré sa capacité à représenter l'évasement et les deux types de fragmentation. En termes d'absorption d'énergie, il ressort que la fragmentation et les frottements sont les sources principales de dissipation de l'énergie dans des proportions

relatives de 55% et 20%. Ces proportions sont conformes aux observations et mesures expérimentales des travaux antérieurs du laboratoire.

Les résultats ont été jugés suffisants pour mener une étude d'influence des paramètres des lois matériaux sur la phase plateau.

Dans un premier temps, une étude a été effectuée sur l'influence des paramètres de restitution d'énergie de la loi cohésive G_{Ic} et G_{IIc} . Il apparaît que la valeur de G_{IIc} pilote la valeur moyenne du plateau d'écrasement alors que des valeurs de G_{Ic} élevées conduisent à la génération de débris de grande taille et de fortes oscillations de la force d'écrasement.

Une étude sur le paramètre de contrainte à rupture Y_c a été ensuite effectuée sur la base d'une étude expérimentale de caractérisation de l'effet de la vitesse de déformation sur les résistances sens fibre et matrice d'échantillons T700/M21. Il a été observé que l'abattement d'environ 12% de la valeur du paramètre matériau Y_c permet de stabiliser la fragmentation en cœur de pli et l'évasement des plis dans le modèle numérique. Toutefois cette étude d'influence n'a pas permis d'améliorer la description de la fragmentation localisée. En effet, le modèle n'est pas capable de représenter une zone en fragmentation localisée comparable aux essais expérimentaux d'écrasement car des instabilités apparaissent et créent des fragments de trop grandes dimensions. Ces tendances sont conformes aux conclusions à la fois des essais et des calculs des études précédentes du laboratoire.

Le modèle a ensuite été passé en 3D avec une stratégie de maillage représentant de manière assez fine les plis dans l'épaisseur, mais grossissant les fragments dans la largeur pour des raisons de temps de calcul. Les plis centraux en fragmentation localisée sont stabilisés avec la prise en compte de la largeur de l'échantillon et on constate que les plis ne sont pas en contact sur toute leur largeur. L'analyse de ce modèle a permis d'observer une variation de la taille des débris en fonction de la position dans l'épaisseur du pli par rapport aux plis s'écrasant en fragmentation localisée comme observé dans les essais. Les études d'influence des paramètres G_{IIc} et Y_c appliquées au modèle 3D ont donné des résultats similaires aux simulations pseudo-2D, mais plus stables et avec des valeurs plateau plus proches de la courbe expérimentale de référence. L'étude sur G_{IIc} a mis en avant une augmentation de la valeur moyenne du plateau d'effort avec l'augmentation de la valeur de ce paramètre.

Pour finir, une approche de variabilité a été menée sur un cas de simulation en 3D au travers de cinq distributions aléatoires différentes des valeurs de résistance à rupture identifiées comme facteurs influents de cisaillement S_{12} , S_{23} , S_{13} et de compression perpendiculaire aux

fibres Y_c . Ces paramètres de résistance ont été choisis car les simulations précédentes font apparaître la prédominance de l'activation des critères de ruine en compression sens fibre et matrice qu'ils pilotent. Une même morphologie d'écrasement jusqu'au pic d'effort est observée sur un mode mixte pour les cinq simulations, ainsi qu'un plateau minimum, ce qui démontre une certaine robustesse du modèle quant à la représentation du mode d'écrasement mixte. Cependant les valeurs moyennes de plateau et les amplitudes d'oscillation sont différentes d'un cas à l'autre et dépendent logiquement du nombre de plis en fragmentation localisée et en cœur de pli. Aussi, l'érosion numérique n'est pas satisfaisante pour ces calculs car des débris sont supprimés et la taille du maillage 3D n'a pas fait l'objet d'une étude de convergence. Cependant, les tendances dégagées par les résultats obtenus ne sont pas remises en cause car l'étude de variation a démontré une certaine robustesse au mode d'écrasement dans la phase plateau et des variations de l'ordre de grandeur des écarts obtenus par essais.

Le modèle reproduit de manière assez fiable le pic d'effort, l'amorçage et la propagation des modes principaux de ruine, mais présente encore quelques instabilités qui semblent numériques dans la représentation de l'articulation entre modes intralaminaires et interlaminaires.

Perspectives :

Les travaux réalisés dans cette thèse sont un apport dans la représentation et la compréhension de l'écrasement de structures composites, et une première étape vers leur maîtrise en vue d'un dimensionnement optimal permettant de consommer une «énergie maximale dans un processus stable ». Des prolongements de ces travaux peuvent être envisagés.

Sur la partie expérimentale, afin de réaliser de réelles comparaisons sur l'influence de renforts hors plan, il serait intéressant de conduire une campagne d'écrasement avec des architectures identiques stratifiées et stratifiées avec renfort. Ces architectures de composite plus proches pourraient permettre de conclure plus clairement sur le rôle du renfort 3D en sollicitation d'écrasement dynamique.

De plus, l'approche de reconstruction de la courbe force-déplacement à partir de l'analyse des débris semble une piste intéressante en termes de critères de comparaisons essais-calculs supplémentaires mais aussi de compréhension de l'influence de la fragmentation sur l'évolution de l'effort. Cette approche doit être généralisée à d'autres plaques afin d'être validée mais par la suite une étude de l'influence de la vitesse d'impact sur la taille des débris ou de la stratification pourraient être utiles toujours dans l'idée de comparaison essai/calcul.

Sur la partie numérique, le modèle 3D doit être amélioré sur deux points. Tout d'abord, arriver à limiter les effets de maillage dans la direction de la largeur de l'échantillon, puis réduire les temps de calcul qui deviennent relativement coûteux. Ces temps de calcul posent aussi la question du choix de l'échelle de modèle et de la méthode de calcul car en l'état, il est impossible d'adapter ce choix de représentation à une structure aéronautique d'absorbeur de crash de grande dimension.

Appliquer le modèle en faible-grammage devrait normalement permettre d'une part de représenter un comportement des plis évasés différent et d'autre part d'aider à mieux le comprendre.

Ensuite, il semble incontournable de transposer le modèle 3D de la stratification de plis orientés à 0° et 90° à une stratification plus complexe avec l'insertion de plis à $\pm 45^\circ$ qui est représentatif de stratifications utilisées dans l'industrie.

Pour finir, la validation du modèle en 3D offre l'opportunité d'analyser des structures plus complexes et stables qu'une plaque, comme une section tubulaire ou des structures d'amortisseurs réelles.

Références

- [Ada98] S. Adanur, T. Liao. 3D modeling of textile composite preforms. *Compos. Part B Eng.* 29, 787–793 (1998).
- [Alf01] G. Alfano, M.A. Crisfield. Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 50, 1701–1736 (2001).
- [All92] O. Allix, P. Ladevèze. Interlaminar interface modelling for the prediction of delamination. *Compos. Struct.* 22, 235–242 (1992).
- [All95] O. Allix, L. Daudeville, J.L. Neau, P. Ladeveze. Necessity of using damage mechanics for the analysis of delamination specimens. In: COMPLAS IV: 4th International Conference on Computational Plasticity and Fundamentals and Applications, Barcelona. pp. 1057–1068 (1995).
- [All98] O. Allix, D. Lévêque, L. Perret. Interlaminar interface model identification and forecast of delamination in composite laminates. *Compos Sci Technol* 56, 671–8 (1998).
- [All00] O. Allix, D. Guédra-Degeorges, S. Guinard, A. Vinet. 3D damage analysis of low-velocity impacts on carbon-epoxy laminated composites by damage mechanics. Presented at the ECCOMAS 2000, Barcelone, Spain (2000).
- [Amb12] R. Ambati, X. Pan, H. Yuan, X. Zhang. Application of material point methods for cutting process simulations. *Comput. Mater. Sci.* 57, 102–110 (2012).
- [And09] S. Andersen. Material-point analysis of large-strain problems: Modelling of landslides, PhD Thesis, Aalborg University, (2009).
- [Bar00] S.G. Bardenhagen, J.U. Brackbill, D. Sulsky. The material-point method for granular materials. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 187, 529–541 (2000).
- [Bar10] G. Barnes, I. Coles, R. Roberts, D.O. Adams, D.M. Garner. Crash safety assurance strategies for future plastic and composite intensive vehicles. *US Dep. Transp. Rep. DOT-VNTSC-NHTSA-10-01* (2010).
- [Ber83] J.P. Berry. Energy absorption and failure mechanisms of axially crushed GRP tubes, PhD Thesis, University of Liverpool, (1983).
- [Bhe16] V. Bheemreddy, K. Chandrashekhara, L.R. Dharani, G.E. Hilmas. Computational study of micromechanical damage behavior in continuous fiber-reinforced ceramic composites. *J. Mater. Sci.* 51, 8610–8624 (2016).
- [Bis05] C. Bisagni, G. Di Pietro, L. Frascini, D. Terletti. Progressive crushing of fiber-reinforced composite structural components of a Formula One racing car. *Compos. Struct.* 68, 491–503 (2005).
- [Bla05] S. Blassiau. Modélisation des phénomènes microstructuraux au sein d'un composite unidirectionnel carbone/epoxy et prédiction de durée de vie: contrôle et qualification de réservoirs bobinés, PhD Thesis, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, (2005).
- [Bol95] A.O. Bolukbasi, D.H. Laananen. Analytical and experimental studies of crushing behavior in composite laminates. *J. Compos. Mater.* 29, 1117–1139 (1995).

- [Bor08] S. Bordas, T. Rabczuk, G. Zi. Three-dimensional crack initiation, propagation, branching and junction in non-linear materials by an extended meshfree method without asymptotic enrichment. *Eng. Fract. Mech.* 75, 943–960 (2008).
- [Bot94] M.E. Botkin, N.L. Johnson, J.O. Hallquist, A. Matzenmiller. Numerical simulation of post-failure dynamic crushing of composite tubes. In: 2nd International LS-DYNA3D Conference (1994).
- [Bou00] P.-O. Bouchard, F. Bay, Y. Chastel, I. Tovenca. Crack propagation modelling using an advanced remeshing technique. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 189, 723–742 (2000).
- [Bou15] F. Boussu, I. Cristian, S. Nauman. General definition of 3D warp interlock fabric architecture. *Compos. Part B Eng.* 81, 171–188 (2015).
- [Bou09] C. Bouvet, B. Castanié, M. Bizeul, J.-J. Barrau. Low velocity impact modelling in laminate composite panels with discrete interface elements. *Int. J. Solids Struct.* 46, 2809–2821 (2009).
- [Bus14] B.P. Bussadori, K. Schuffenhauer, A. Scattina. Modelling of CFRP crushing structures in explicit crash analysis. *Compos. Part B Eng.* 60, 725–735 (2014).
- [CCM16] Center for composite materials, University of Delaware, <http://www.ccm.udel.edu/software/mat162/single-element-studies/> (accessed 7 September 2016).
- [Cha87] F.-K. Chang, K.-Y. Chang. Post-failure analysis of bolted composite joints in tension or shear-out mode failure. *J. Compos. Mater.* 21, 809–833 (1987).
- [Cha14] C. Chateau, L. Gélébart, M. Bornert, J. Crépin, D. Caldemaison, C. Sauder. Modeling of damage in unidirectional ceramic matrix composites and multi-scale experimental validation on third generation SiC/SiC minicomposites. *J. Mech. Phys. Solids* 63, 298–319 (2014).
- [Che09] R. Chermaneanu, L. Guillaumat, F. Dau. Transport de la variabilité dans les matériaux composites= Uncertainties propagation in composite materials. In: JNC 16. p. 8–p. AMAC (2009).
- [Chi99] C.H. Chiu, K.-H. Tsai, W.J. Huang. Crush-failure modes of 2D triaxially braided hybrid composite tubes. *Compos. Sci. Technol.* 59, 1713–1723 (1999).
- [Chi15] L.N. Chiu, B.G. Falzon, R. Boman, B. Chen, W. Yan. Finite element modelling of composite structures under crushing load. *Compos. Struct.* 131, 215–228 (2015).
- [Cho92] H.Y. Choi, F.-K. Chang. A model for predicting damage in graphite/epoxy laminated composites resulting from low-velocity point impact. *J. Compos. Mater.* 26, 2134–2169 (1992).
- [Cho12] A. Choi, M. Chavira, A. Darwiche. Node splitting: A scheme for generating upper bounds in Bayesian networks. *ArXiv Prepr. ArXiv12065251* (2012).
- [Cou08] G. Couégnat. Approche multiéchelle du comportement mécanique de matériaux composites à renfort tissé, PhD Thesis, Université Sciences et Technologies-Bordeaux I, (2008).
- [Cou14] O. Cousigné, D. Moncayo, D. Coutellier, P. Camanho, H. Naceur. Numerical modeling of nonlinearity, plasticity and damage in CFRP-woven composites for crash simulations. *Compos. Struct.* 115, 75–88 (2014).

-
- [Cur91] W.A. Curtin. Theory of Mechanical Properties of Ceramic-Matrix Composites. *J. Am. Ceram. Soc.* 74, 2837–2845 (1991).
- [Cza91] M.J. Czaplicki, R.E. Robertson, P.H. Thornton. Comparison of bevel and tulip triggered pultruded tubes for energy absorption. *Compos. Sci. Technol.* 40, 31–46 (1991).
- [Dan00] L. Daniel, P.J. Hogg, P.T. Curtis. The crush behaviour of carbon fibre angle-ply reinforcement and the effect of interlaminar shear strength on energy absorption capability. *Compos. Part B Eng.* 31, 435–440 (2000).
- [Dar94] L. Daridon, B. Cochelin, M. Potier-Ferry. Modélisation d'un délaminage avec ponts de fibres dans différentes éprouvettes composites. *Comptes Rendus Des* 393–402 (1994).
- [Dau14] F. Dau, L. Maheo, L. Ba Danh, J. Girardot. A promising way to model damage in composite and dry fabrics using a Discrete Element Method (DEM). Presented at the American Society for Composites 29th Technical Conference 16th US-Japan Conference on Composite Materials (2014).
- [Dav03] C.G. Dávila, P.P. Camanho. Failure criteria for FRP laminates in plane stress. *NASA TM 212663*, (2003).
- [Dav01] C. Davy. Rupture d'un composite carbone-carbone 3D sous sollicitations complexes: expérimentation et modélisation, PhD Thesis, Ecole Nationale Supérieure de Cachan, (2001).
- [Deg01] J. Degrieck, W. Van Paepegem. Fatigue damage modeling of fibre-reinforced composite materials: Review. *Appl. Mech. Rev.* 54, 279–300 (2001).
- [Del00] E. Deletombe, D. Delsart, D. Kohlgrüber, A.F. Johnson. Improvement of numerical methods for crash analysis in future composite aircraft design. *Aerosp. Sci. Technol.* 4, 189–199 (2000).
- [Dub98] D.D. Dubey, A.J. Vizzini. Energy absorption of composite plates and tubes. *J. Compos. Mater.* 32, 158–176 (1998).
- [Duf04] M. DufLOT. Application des méthodes sans maillage en mécanique de la rupture, PhD Thesis, Université de Liège, (2004).
- [Duo10] A.V. Duong, S. Rivallant, J.-J. Barrau, C. Petiot, B. Malherbe. Influence of speed on the crushing behavior of composite plates. Presented at the ACCM-7, Tapei, Taiwan (2010).
- [ElH06] C. El Hage. Modélisation du comportement élastique endommageable de matériaux composites à renfort tridimensionnel, PhD Thesis, Université de Compiègne, (2006).
- [Esp15] C. Espinosa, F. Lachaud, J. Limido, J.-L. Lacome, A. Bisson, M. Charlotte. Coupling continuous damage and debris fragmentation for energy absorption prediction by cfrp structures during crushing. *Comput. Part. Mech.* 2, 1–17 (2015).
- [Fal11A] B.G. Falzon, P. Apruzzese. Numerical analysis of intralaminar failure mechanisms in composite structures. Part I: FE implementation. *Compos. Struct.* 93, 1039–1046 (2011).
- [Fal11B] B.G. Falzon, P. Apruzzese. Numerical analysis of intralaminar failure mechanisms in composite structures. Part II: Applications. *Compos. Struct.* 93, 1047–1053 (2011).
- [Far89] G.L. Farley, R.M. Jones. Energy-absorption capability of composite tubes and beams. *NASA TM-101634* (1989).
- [Far92] G.L. Farley, R.M. Jones. Analogy for the effect of material and geometrical variables on energy-absorption capability of composite tubes. *J. Compos. Mater.* 26, 78–89 (1992).
-

- [Fel11] N. Feld. Vers un pont micro-méso de la rupture en compression des composites stratifiés, PhD Thesis, École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan, (2011).
- [Fer08] P. Feraboli. Development of a corrugated test specimen for composite materials energy absorption. *J. Compos. Mater.* 42, 229–256 (2008).
- [Fer09] P. Feraboli, B. Wade, F. Deleo, M. Rassaian. Crush energy absorption of composite channel section specimens. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 40, 1248–1256 (2009).
- [Fer11] P. Feraboli, B. Wade, F. Deleo, M. Rassaian, M. Higgins, A. Byar. LS-DYNA MAT54 modeling of the axial crushing of a composite tape sinusoidal specimen. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 42, 1809–1825 (2011).
- [Fig09] L. Figiel, M. Kamiński. Numerical probabilistic approach to sensitivity analysis in a fatigue delamination problem of a two layer composite. *Appl. Math. Comput.* 209, 75–90 (2009).
- [Fle01] D.C. Fleming. Delamination modeling of composites for improved crash analysis. *J. Compos. Mater.* 35, 1777–1792 (2001).
- [Fle06] D.C. Fleming, C. Morrow, C.W. Clarke, C.E. Bird. Finite element simulation of delamination with application to crashworthy design. *J. Am. Helicopter Soc.* 53, 267–281 (2006).
- [Fra13] A.S. Francisco, J.A.R. Duran. A stochastic-Bayesian model for the fracture probability of PWR pressure vessels. In: Proceedings of the 2013 international nuclear Atlantic conference, Recife, Brazil. pp. 24–9 (2013).
- [Gay89] D. Gay. Matériaux composites. HERMÈS / LAVOISIER (1989).
- [Gen14] B. Gentilleau, F. Touchard, J.C. Grandidier. Numerical study of influence of temperature and matrix cracking on type IV hydrogen high pressure storage vessel behavior. *Compos. Struct.* 111, 98–110 (2014).
- [Gav09] H. Ghasemnejad, B.R.K. Blackman, H. Hadavinia, B. Sudall. Experimental studies on fracture characterisation and energy absorption of GFRP composite box structures. *Compos. Struct.* 88, 253–261 (2009).
- [Gir15] J. Girardot, F. Dau. Modeling dry fabrics under impact with a 3D discrete element method (DEM). Presented at the 20 th International Conference on Composite Materials (2015).
- [Gla05] J.R. Gladden, N.Z. Handzy, A. Belmonte, E. Villermaux. Dynamic buckling and fragmentation in brittle rods. *Phys. Rev. Lett.* 94, 035503 (2005).
- [Gou11] T. Gouache. Forage alternatif dual de régolithe extra-terrestre: évolution d'une solution bio-inspirée, PhD Thesis, Université de Toulouse, (2011).
- [Gra82] D.E. Grady. Local inertial effects in dynamic fragmentation. *J. Appl. Phys.* 53, 322–325 (1982).
- [Gre06] R. Grenèche. Développement de méthodes de réduction d'échelle pour l'étude de structures composites sollicitées en dynamique rapide., PhD Thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambresis, (2006).
- [Gre08] L. Greve, A.K. Pickett, F. Payen. Experimental testing and phenomenological modelling of the fragmentation process of braided carbon/epoxy composite tubes under axial and oblique impact. *Compos. Part B Eng.* 39, 1221–1232 (2008).

-
- [Gro07] J. Grogan, S.A. Tekalur, A. Shukla, A. Bogdanovich, R.A. Coffelt. Ballistic resistance of 2D and 3D woven sandwich composites. *J. Sandw. Struct. Mater.* 9, 283–302 (2007).
- [Gui00] L. Guillaumat. Aide au pré-dimensionnement de structures composites impactées. *Mécanique Ind.* 1, 235–240 (2000).
- [Gui07A] D. Guillon, S. Rivallant, J.-J. Barrau, C. Petiot, P. Thévenet, N. Pechnik. Etude des mécanismes d'absorption d'énergie lors du crash de structures carbone-époxyde. Presented at the JNC 15 (2007).
- [Gui08] D. Guillon. Étude des mécanismes d'absorption d'énergie lors de l'écrasement progressif de structures composites à base de fibre de carbone, PhD Thesis, Université de Toulouse, (2008).
- [Gui07B] J.M. Guimard, O. Allix, N. Pechnik, P. Thévenet. Statistical energy and failure analysis of CFRP compression behavior using a uniaxial microbuckling model. *J. Compos. Mater.* 41, 2807–2828 (2007).
- [Gut10] R. Gutkin, S.T. Pinho, P. Robinson, P.T. Curtis. On the transition from shear-driven fibre compressive failure to fibre kinking in notched CFRP laminates under longitudinal compression. *Compos. Sci. Technol.* 70, 1223–1231 (2010).
- [Hab89] A.-M. Habraken. Contribution à la modélisation du formage des métaux par la méthode des éléments finis, PhD Thesis, Universtie de Liege, (1989).
- [Had09] H. Hadavinia, H. Ghasemnejad. Effects of Mode-I and Mode-II interlaminar fracture toughness on the energy absorption of CFRP twill/weave composite box sections. *Compos. Struct.* 89, 303–314 (2009).
- [Ham92] H. Hamada, J.C. Coppola, D. Hull, Z. Maekawa, H. Sato. Comparison of energy absorption of carbon/epoxy and carbon/PEEK composite tubes. *Composites* 23, 245–252 (1992).
- [Ham95] H. Hamada, S. Ramakrishna, H. Satoh. Crushing mechanism of carbon fibre/PEEK composite tubes. *Composites* 26, 749–755 (1995).
- [Han89] S. Hanagud, J.I. Craig, P. Sriram, W. Zhou. Energy absorption behavior of graphite epoxy composite sine webs. *J. Compos. Mater.* 23, 448–459 (1989).
- [Has80] Z. Hashin. Failure criteria for unidirectional fiber composites. *J. Appl. Mech.* 47, 329–334 (1980).
- [Hei09] S. Heimbs, S. Heller, P. Middendorf, F. Hähnel, J. Weis. Low velocity impact on CFRP plates with compressive preload: Test and modelling. *Int. J. Impact Eng.* 36, 1182–1193 (2009).
- [Hei10] S. Heimbs, F. Strobl, P. Middendorf, J.M. Guimard. Composite crash absorber for aircraft fuselage applications. *WIT Trans. Built Environ.* 113, (2010).
- [Hil92] F. Hild. De la rupture des matériaux à comportement fragile, PhD Thesis, Université Pierre et Marie Curie-Paris VI, (1992).
- [Hoc01] C. Hochard, P.-A. Aubourg, J.-P. Charles. Modelling of the mechanical behaviour of woven-fabric CFRP laminates up to failure. *Compos. Sci. Technol.* 61, 221–230 (2001).
- [Hu08] J. Hu. 3-D fibrous assemblies: Properties, applications and modelling of three-dimensional textile structures. Elsevier (2008).
-

- [Hu14] Y. Hu, Y. Yu, H. Wang. Peridynamic analytical method for progressive damage in notched composite laminates. *Compos. Struct.* 108, 801–810 (2014).
- [Hua09] J. Huang, X. Wang. Numerical and experimental investigations on the axial crushing response of composite tubes. *Compos. Struct.* 91, 222–228 (2009).
- [Hul91] D. Hull. A unified approach to progressive crushing of fibre-reinforced composite tubes. *Compos. Sci. Technol.* 40, 377–421 (1991).
- [Ian07] L. Iannucci, M.L. Willows. An energy based damage mechanics approach to modelling impact onto woven composite materials: Part II. Experimental and numerical results. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 38, 540–554 (2007).
- [Ily10] M. Ilyas. Damage modeling of carbon epoxy laminated composites submitted to impact loading, PhD Thesis, Université de Toulouse, (2010).
- [Imp16] Manuel Utilisateur du logiciel de calcul Impetus-AFEA, <http://www.impetus-afea.com/support/manual/> (accessed 5 October 2016).
- [Ism16] Y. Ismail, D. Yang, J. Ye. Discrete element method for generating random fibre distributions in micromechanical models of fibre reinforced composite laminates. *Compos. Part B Eng.* 90, 485–492 (2016).
- [Isr13] H.A. Israr, S. Rivallant, J.-J. Barrau. Experimental investigation on mean crushing stress characterization of carbon–epoxy plies under compressive crushing mode. *Compos. Struct.* 96, 357–364 (2013).
- [Isr14A] H. Israr. Experimental and numerical investigation of CFRP composite laminates under crushing, PhD Thesis, Université de Toulouse, (2014).
- [Isr14B] H.A. Israr, S. Rivallant, C. Bouvet, J.-J. Barrau. Finite element simulation of 0°/90° CFRP laminated plates subjected to crushing using a free-face-crushing concept. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 62, 16–25 (2014).
- [Jac11] A. Jackson, S. Dutton, A.J. Gunnion, D. Kelly. Investigation into laminate design of open carbon–fibre/epoxy sections by quasi–static and dynamic crushing. *Compos. Struct.* 93, 2646–2654 (2011).
- [Jac04] E. Jacquet. Etude numérique de l’endommagement induit par l’impact de débris spatiaux sur des structures composites, Msc Thesis, ENSICA, (2004).
- [Jim00] M.A. Jimenez, A. Miravete, E. Larrode, D. Revuelta. Effect of trigger geometry on energy absorption in composite profiles. *Compos. Struct.* 48, 107–111 (2000).
- [Joh01] S. John, I. Herszberg, F. Coman. Longitudinal and transverse damage taxonomy in woven composite components. *Compos. Part B Eng.* 32, 659–668 (2001).
- [Joo10] M.W. Joosten, S. Dutton, D. Kelly, R. Thomson. Experimental and numerical investigation of the crushing response of an open section composite energy absorbing element. *Compos. Struct.* 93, 682–689 (2011).
- [Jou14] V. Joudon. Caractérisation expérimentale de l’initiation et de la propagation de fissure dans une résine époxy sous chargement dynamique, PhD Thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambresis, (2014).
- [Kac58] L.M. Kachanov. Time of the rupture process under creep conditions. *Isv Akad Nauk SSR Otd Tekh Nauk* 8, 26–31 (1958).
- [Kar97] V.M. Karbhari, J. Haller. Effects of preform structure on progressive crush characteristics of flange-stiffened tubular elements. *Compos. Struct.* 37, 81–96 (1997).

-
- [Kar99] V.M. Karbhari, J.E. Haller, P.K. Falzon, I. Herszberg. Post-impact crush of hybrid braided composite tubes. *Int. J. Impact Eng.* 22, 419–433 (1999).
- [Kil09] B. Kilic, A. Agwai, E. Madenci. Peridynamic theory for progressive damage prediction in center-cracked composite laminates. *Compos. Struct.* 90, 141–151 (2009).
- [Kim11] J.-S. Kim, H.-J. Yoon, K.-B. Shin. A study on crushing behaviors of composite circular tubes with different reinforcing fibers. *Int. J. Impact Eng.* 38, 198–207 (2011).
- [Kri03] K.S. Krishnamurthy, P. Mahajan, R.K. Mittal. Impact response and damage in laminated composite cylindrical shells. *Compos. Struct.* 59, 15–36 (2003).
- [Lad92] P. Ladeveze. A damage computational method for composite structures. *Comput. Struct.* 44, 79–87 (1992).
- [Lad06] P. Ladevèze, G. Lubineau, D. Violeau. A computational damage micromodel of laminated composites. *Int. J. Fract.* 137, 139–150 (2006).
- [Lam09] J. Lamon. Stochastic approach to multiple cracking in composite systems based on the extreme-values theory. *Compos. Sci. Technol.* 69, 1607–1614 (2009).
- [Lau12] S.T. Lau, M.R. Said, M.Y. Yaakob. On the effect of geometrical designs and failure modes in composite axial crushing: A literature review. *Compos. Struct.* 94, 803–812 (2012).
- [Lav96] J.A. Lavoie, S. Kellas. Dynamic crush tests of energy-absorbing laminated composite plates. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 27, 467–475 (1996).
- [Leb07] J. LeBlanc, A. Shukla, C. Rousseau, A. Bogdanovich. Shock loading of three-dimensional woven composite materials. *Compos. Struct.* 79, 344–355 (2007).
- [Leh15] D. Leh, B. Magneville, P. Saffré, P. Francescato, R. Arrieux, S. Villalonga. Optimisation of 700 bar type IV hydrogen pressure vessel considering composite damage and dome multi-sequencing. *Int. J. Hydrog. Energy* 40, 13215–13230 (2015).
- [Lev10] S. Levy, J.-F. Molinari. Dynamic fragmentation of ceramics, signature of defects and scaling of fragment sizes. *J. Mech. Phys. Solids* 58, 12–26 (2010).
- [Li06] H. Li, Y. Jia, G. Mamtamin, W. Jiang, L. An. Stress transfer and damage evolution simulations of fiber-reinforced polymer–matrix composites. *Mater. Sci. Eng. A* 425, 178–184 (2006).
- [Lin07] K.Y. Lin, A.V. Styuart. Probabilistic approach to damage tolerance design of aircraft composite structures. *J. Aircr.* 44, 1309–1317 (2007).
- [Lis10] T. Lisle. Modélisation de la fissuration dans les matériaux composites : avantages et limites de la méthode SPH, Msc Thesis, Université de Toulouse, (2010).
- [Lis14] T. Lisle. Analyse par thermographie infrarouge de l’endommagement des structures composites sous sollicitations quasi statiques, PhD Thesis, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier, (2014).
- [Liu14] Q. Liu, H. Xing, Y. Ju, Z. Ou, Q. Li. Quasi-static axial crushing and transverse bending of double hat shaped CFRP tubes. *Compos. Struct.* 117, 1–11 (2014).
- [Lom09] S.V. Lomov, A.E. Bogdanovich, D.S. Ivanov, D. Mungalov, M. Karahan, I. Verpoest. A comparative study of tensile properties of non-crimp 3D orthogonal weave and multi-layer plain weave E-glass composites. Part 1: Materials, methods and principal results. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 40, 1134–1143 (2009).
-

- [Luc77] L.B. Lucy. A numerical approach to the testing of the fission hypothesis. *Astron. J.* 82, 1013–1024 (1977).
- [Ma09] S. Ma, X. Zhang, Y. Lian, X. Zhou. Simulation of high explosive explosion using adaptive material point method. *Comput. Model. Eng. Sci. CMES* 39, 101 (2009).
- [Mah03] E. Mahdi, A.M.S. Hamouda, B.B. Sahari, Y.A. Khalid. Experimental quasi-static axial crushing of cone–tube–cone composite system. *Compos. Part B Eng.* 34, 285–302 (2003).
- [Mah05] E. Mahdi, A.S.M. Hamouda, A.S. Mokhtar, D.L. Majid. Many aspects to improve damage tolerance of collapsible composite energy absorber devices. *Compos. Struct.* 67, 175–187 (2005).
- [Mam97A] A.G. Mamalis, M. Robinson, D.E. Manolacos, G.A. Demosthenous, M.B. Ioannidis, J. Carruthers. Crashworthy capability of composite material structures. *Compos. Struct.* 37, 109–134 (1997).
- [Mam97B] A.G. Mamalis, D.E. Manolacos, G.A. Demosthenous, M.B. Ioannidis. The static and dynamic axial crumbling of thin-walled fibreglass composite square tubes. *Compos. Part B Eng.* 28, 439–451 (1997).
- [Mam05] A.G. Mamalis, D.E. Manolacos, M.B. Ioannidis, D.P. Papapostolou. On the response of thin-walled CFRP composite tubular components subjected to static and dynamic axial compressive loading: experimental. *Compos. Struct.* 69, 407–420 (2005).
- [Mam06] A.G. Mamalis, D.E. Manolacos, M.B. Ioannidis, D.P. Papapostolou. The static and dynamic axial collapse of CFRP square tubes: finite element modelling. *Compos. Struct.* 74, 213–225 (2006).
- [Mar10] L. Marcin. Modélisation du comportement, de l’endommagement et de la rupture de matériaux composites à renforts tissés pour le dimensionnement robuste de structures, PhD Thesis, Université Bordeaux 1, (2010).
- [Mat95] A. Matzenmiller, J. Lubliner, R.L. Taylor. A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites. *Mech. Mater.* 20, 125–152 (1995).
- [Glo03] M.A. McGlockton, B.N. Cox, R.M. McMeeking. A binary model of textile composites: III high failure strain and work of fracture in 3D weaves. *J. Mech. Phys. Solids* 51, 1573–1600 (2003).
- [McG07] C.J. McGregor, R. Vaziri, A. Poursartip, X. Xiao. Simulation of progressive damage development in braided composite tubes under axial compression. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 38, 2247–2259 (2007).
- [McG10] C. McGregor, R. Vaziri, X. Xiao. Finite element modelling of the progressive crushing of braided composite tubes under axial impact. *Int. J. Impact Eng.* 37, 662–672 (2010).
- [Mic07] Y. Michel. Phénomène d’impact à haute vitesse sur cibles minces fragiles: application au projet de laser mégajoule et à la problématique des débris spatiaux, PhD Thesis, Université de Toulouse, (2007).
- [Mio11] S. Miot, S.T. Pinho. Critère de rupture pour la prédiction du décollement-Application au cas d’un raidisseur. In: 17èmes Journées Nationales sur les Composites (JNC17). p. 37 (2011).
- [Moë02] N. Moës, T. Belytschko. Extended finite element method for cohesive crack growth. *Eng. Fract. Mech.* 69, 813–833 (2002).

-
- [Mou99] A.P. Mouritz, M.K. Bannister, P.J. Falzon, K.H. Leong. Review of applications for advanced three-dimensional fibre textile composites. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 30, 1445–1461 (1999).
- [Nas15] A. Nasirmanesh, S. Mohammadi. XFEM buckling analysis of cracked composite plates. *Compos. Struct.* 131, 333–343 (2015).
- [Nix09] S. Nixon, G. Barnes. Effective crushing simulation for composite structures. Presented at the ICCM-17 Edinb. UK (2009).
- [Obr12] J. Obradovic, S. Boria, G. Belingardi. Lightweight design and crash analysis of composite frontal impact energy absorbing structures. *Compos. Struct.* 94, 423–430 (2012).
- [Och09] S. Ochelski, P. Gotowicki. Experimental assessment of energy absorption capability of carbon-epoxy and glass-epoxy composites. *Compos. Struct.* 87, 215–224 (2009).
- [Olo15] L. Olovsson, J. Limido, J.-L. Lacombe, A.G. Hanssen, J. Petit. Modeling fragmentation with new high order finite element technology and node splitting. In: EPJ Web of Conferences. p. 04050. EDP Sciences (2015).
- [Osh13] S.A. Oshkovr, S.T. Taher, A.A. Oshkour, A.K. Ariffin, C.H. Azhari. Finite element modelling of axially crushed silk/epoxy composite square tubes. *Compos. Struct.* 95, 411–418 (2013).
- [Ote12] E. Oterkus, E. Madenci, O. Weckner, S. Silling, P. Bogert, A. Tessler. Combined finite element and peridynamic analyses for predicting failure in a stiffened composite curved panel with a central slot. *Compos. Struct.* 94, 839–850 (2012).
- [Oth16] A. Othman, S. Abdullah, A.K. Ariffin, N.A.N. Mohamed. Investigating the crushing behavior of quasi-static oblique loading on polymeric foam filled pultruded composite square tubes. *Compos. Part B Eng.* 95, 493–514 (2016).
- [Pal10A] S. Palanivelu, W. Van Paepegem, J. Degrieck, J. Van Ackeren, D. Kakogiannis, D. Van Hemelrijck, J. Wastiels, J. Vantomme. Experimental study on the axial crushing behaviour of pultruded composite tubes. *Polym. Test.* 29, 224–234 (2010).
- [Pal10B] S. Palanivelu, W. Van Paepegem, J. Degrieck, D. Kakogiannis, J. Van Ackeren, D. Van Hemelrijck, J. Wastiels, J. Vantomme. Parametric study of crushing parameters and failure patterns of pultruded composite tubes using cohesive elements and seam, Part I: Central delamination and triggering modelling. *Polym. Test.* 29, 729–741 (2010).
- [Pal11] S. Palanivelu, W. Van Paepegem, J. Degrieck, J. Vantomme, D. Kakogiannis, J. Van Ackeren, D. Van Hemelrijck, J. Wastiels. Crushing and energy absorption performance of different geometrical shapes of small-scale glass/polyester composite tubes under quasi-static loading conditions. *Compos. Struct.* 93, 992–1007 (2011).
- [Pim14] S. Pimenta, S.T. Pinho. An analytical model for the translaminar fracture toughness of fibre composites with stochastic quasi-fractal fracture surfaces. *J. Mech. Phys. Solids* 66, 78–102 (2014).
- [Pin04] S.T. Pinho, P.P. Camanho, M.F. De Moura. Numerical simulation of the crushing process of composite materials. *Int. J. Crashworthiness* 9, 263–276 (2004).
- [Pin05] S.T. Pinho, C.G. Dávila, P.P. Camanho, L. Iannucci, P. Robinson. Failure models and criteria for FRP under in-plane or three-dimensional stress states including shear non-linearity. *NASA Tech. Memo.* 213530, 18 (2005).
- [Pro07] P. Prombut. Caractérisation de la propagation de délaminage des stratifiés composites multidirectionnels, PhD Thesis, Université Toulouse III-Paul Sabatier, (2007).
-

- [Pro13] B. Provost, F. Boussu, D. Coutellier, D. Vallee, F. Rondot, J. Nussbaum. Armouring solutions against high velocity impact using 2D laminates and 3D warp interlock composites. *J. Ind. Text.* 1528083713498914 (2013).
- [Puc69] A. Puck, W. Schneider. On failure mechanisms and failure criteria of filament-wound glass-fibre/resin composites. *Plast. Polym.* 37, 33 (1969).
- [Ram97] S. Ramakrishna. Microstructural design of composite materials for crashworthy structural applications. *Mater. Des.* 18, 167–173 (1997).
- [Sav06A] S.C. Savona, P.J. Hogg. Investigation of plate geometry on the crushing of flat composite plates. *Compos. Sci. Technol.* 66, 1639–1650 (2006).
- [Sav06B] S.C. Savona, P.J. Hogg. Effect of fracture toughness properties on the crushing of flat composite plates. *Compos. Sci. Technol.* 66, 2317–2328 (2006).
- [Sch98] M.R. Schultz. Energy absorption capacity of graphite-epoxy composite tubes. *Citeseer*, (1998).
- [She15] Z. Shen. Fragmentation de structure fragile: étude sur l'effet couple avec les modes de ruine, Msc Thesis, Université de Toulouse (2015).
- [She03] S.Z. Sheng, S. van Hoa. Modeling of 3D angle interlock woven fabric composites. *J. Thermoplast. Compos. Mater.* 16, 45–58 (2003).
- [Sig91] I. Sigalas, M. Kumosa, D. Hull. Trigger mechanisms in energy-absorbing glass cloth/epoxy tubes. *Compos. Sci. Technol.* 40, 265–287 (1991).
- [Sil00] S.A. Silling, R.B. Lehoucq. Peridynamic theory of solid mechanics. *Adv. Appl. Mech.* 44, 73–168 (2010).
- [Sok11] V.S. Sokolinsky, K.C. Indermuehle, J.A. Hurtado. Numerical simulation of the crushing process of a corrugated composite plate. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 42, 1119–1126 (2011).
- [Sti09] F. Stig. An introduction to the mechanics of 3D-woven fibre reinforced composites. (2009).
- [Sto13] A. Stomakhin, C. Schroeder, L. Chai, J. Teran, A. Selle. A material point method for snow simulation. *ACM Trans. Graph. TOG* 32, 102 (2013).
- [Sul95] D. Sulsky, S.-J. Zhou, H.L. Schreyer. Application of a particle-in-cell method to solid mechanics. *Comput. Phys. Commun.* 87, 236–252 (1995).
- [Tan15] W. Tan, B.G. Falzon, M. Price. Predicting the crushing behaviour of composite material using high-fidelity finite element modelling. *Int. J. Crashworthiness* 20, 60–77 (2015).
- [Thu94] H. Thuis, V.H. Metz. The influence of trigger configurations and laminate lay-up on the failure mode of composite crush cylinders. *Compos. Struct.* 28, 131–137 (1994).
- [Ton02] L. Tong, A.P. Mouritz, M.K. Bannister. 3D fibre reinforced polymer composites. Elsevier (2002).
- [Tsa71] S.W. Tsai, E.M. Wu. A general theory of strength for anisotropic materials. *J. Compos. Mater.* 5, 58–80 (1971).
- [Vas16] T. Vasconcellos Birro. Fragmentation of brittle structures: study of the ruin modes coupling effects, Msc Thesis, Université de Toulouse (2016).

-
- [Wan15] L. Wang, C. Zheng, H. Luo, S. Wei, Z. Wei. Continuum damage modeling and progressive failure analysis of carbon fiber/epoxy composite pressure vessel. *Compos. Struct.* 134, 475–482 (2015).
- [Wie04] Z. Więckowski. The material point method in large strain engineering problems. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 193, 4417–4438 (2004).
- [Wis10] M.R. Wisnom. Modelling discrete failures in composites with interface elements. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 41, 795–805 (2010).
- [Wol07] S. Wolf. Méthodes sans maillage. *Lab. MAS–ECP* (2007).
- [Xia09] X. Xiao, C. McGregor, R. Vaziri, A. Poursartip. Progress in braided composite tube crush simulation. *Int. J. Impact Eng.* 36, 711–719 (2009).
- [Yan11] D. Yang, Y. Sheng, J. Ye, Y. Tan. Dynamic simulation of crack initiation and propagation in cross-ply laminates by DEM. *Compos. Sci. Technol.* 71, 1410–1418 (2011).
- [Yas13] S. Yashiro, K. Ogi, T. Nakamura, A. Yoshimura. Characterization of high-velocity impact damage in CFRP laminates: Part I–Experiment. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 48, 93–100 (2013).
- [Yas14] S. Yashiro, K. Ogi, A. Yoshimura, Y. Sakaida. Characterization of high-velocity impact damage in CFRP laminates: Part II–prediction by smoothed particle hydrodynamics. *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 56, 308–318 (2014).
- [Zar08] H. Zarei, M. Kröger, H. Albertsen. An experimental and numerical crashworthiness investigation of thermoplastic composite crash boxes. *Compos. Struct.* 85, 245–257 (2008).
- [Zha13] P. Zhang, L.-J. Gui, Z.-J. Fan, Q. Yu, Z.-K. Li. Finite element modeling of the quasi-static axial crushing of braided composite tubes. *Comput. Mater. Sci.* 73, 146–153 (2013).
- [Zha16] J. Zhang, Q. Zhang, G. Chen, C. Shen, L. Wu. Axial crushing theory of externally fiber-reinforced thin-walled twelve right-angle section tubes. *Thin-Walled Struct.* 103, 244–252 (2016).

Apports de l'analyse comparée des processus de fragmentation et de création de débris dans la compréhension du comportement à l'écrasement de structures composites aéronautiques

Résumé :

La certification des avions au crash ou à l'atterrissage dur nécessite de concevoir et dimensionner des structures légères vérifiant les exigences d'absorption d'énergie. Le critère de performance est l'énergie d'absorption spécifique (Specific Energy Absorption, SEA). Nos travaux expérimentaux et numériques visent une meilleure compréhension de la contribution favorable ou défavorable des modes de ruine à la stabilité et à l'amplitude de l'énergie consommée.

Le travail expérimental, réalisé sur des échantillons plaques stratifiées en T700/M21 faible grammage et interlock 55% ou 100%, compare les niveaux et les évolutions des forces d'écrasement avec l'apparition et le maintien des modes de ruine majeurs que sont l'évasement, les fragmentations en cœur de plis et localisée en bout de pli. L'observation et la mesure des processus dynamiques de fragmentation représentent un verrou contourné ici par une analyse point à point de la synchronisation entre les films des essais et les courbes force-déplacement, et par l'observation post-mortem des échantillons, des débris et des fragments. Les plaques ont une performance à l'écrasement sensible à l'épaisseur des plis et aux vitesses de déformation. Pour les interlocks, c'est le sens de tissage qui a le plus d'effet sur l'amplitude et la stabilité de la SEA, et génère un évasement global plus instable.

La simulation numérique dynamique transitoire non-linéaire est utilisée comme outil complémentaire de mesure et d'analyse des essais sur plaques T700/M21 [0°/90°]. La morphologie d'écrasement est bien reproduite. L'analyse des processus de ruine à l'échelle du pli fait apparaître l'interaction entre la résistance mécanique en compression transverse du matériau (Y_c) et la résistance à la déchirure en cisaillement de la structure (G_{IIc}), et l'articulation et/ou la compétition entre évasement et fragmentation en cœur de pli qui en découlent. La mesure de la contribution des trois modes de ruine dans l'énergie consommée effectuée au travers de l'évolution des seuils de ruine permet de suivre l'évolution correspondante de l'effort d'écrasement. Une étude a été menée sur la robustesse du modèle, et permet d'évaluer plus généralement la sensibilité en amplitude et en stabilité de la SEA aux propriétés de résistance mécanique identifiées comme influentes.

Mots-clefs : crash, fragmentation, modélisation numérique, composite, carbone/époxy, CFRP, SEA

Contributions of the comparative analysis of fragmentation and debris generation processes to the understanding of the behaviour of aeronautical composite structures under crushing

Abstract:

The certification of aircrafts to hard landing or crash situations needs to design lightweight structures meeting requirements in term of energy absorption. The Specific Energy Absorption (SEA) is used to compare the performance of different structures. Experimental and numerical studies led in our work aim to improve the understanding of the influence of ruin modes on the crushing stability and the energy absorption capacity.

Crushing experimental tests are carried on low-weight T700/M21 CFRP laminated plates and on 55% or 100% Interlock configurations. The crushing force value and its variations are compared to the proportion of inside ply fragmentation, localized fragmentation and splaying mode observed during the crushing process. The observation and the measure of the dynamic process of fragmentation are lock problems circumvented by two means. First, a step by step observation of synchronized tests' pictures and force-displacement points is conducted. Second, a post-mortem observation of the specimen and a collect of debris and fragments is carried out. It is shown that composite laminates behaviour is influenced by the ply thickness and the strain-rate parameters. For the Interlock, the woven directions have the most important effect on the SEA value and stability and can produce a global fragmented splaying with some instability.

Nonlinear transient dynamic numerical simulations are used as an additional tool to measure and analyse the experimental tests on T700/M21 [0°/90°] plates. The crushing morphology is correctly reproduced. The analysis of damage at the mesoscale shows the interaction between the mechanical transverse compressive strength of the material (Y_c) and the shear strength of interfaces between plies (G_{IIc}), and the link and/or the competition between splaying and inside ply fragmentation. The measure of the contribution of the three ruin modes in the dissipated energy is performed and linked to the variations of the crushing force. A study is carried out on the robustness of the model and allows linking the SEA value and stability to the mechanical strength properties identified as influential parameters.

Keywords : crash, crush, fragmentation, computational mechanics, composite, carbon/epoxy, CFRP, SEA