



HAL
open science

Prévision des dommages d'impact basse vitesse et basse énergie dans les composites à matrice organique stratifiés

Emilie Troussel

► **To cite this version:**

Emilie Troussel. Prévision des dommages d'impact basse vitesse et basse énergie dans les composites à matrice organique stratifiés. Autre. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2013. Français. NNT : 2013ENAM0008 . pastel-00942339

HAL Id: pastel-00942339

<https://pastel.hal.science/pastel-00942339>

Submitted on 5 Feb 2014

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

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

École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Mécanique-matériaux "

présentée et soutenue publiquement par

Émilie TROUSSET

le 17 avril 2013

Prévision des dommages d'impact basse vitesse et basse énergie dans les composites à matrice organique stratifiés

Directeur de thèse : **Laurent GUILLAUMAT**

Jury

M. Frédéric LACHAUD,
M. Laurent GORNET,
M. Daniel COUTELLIER,
M. Frédéric DAU,
M. Johann RANNOU,
M. Laurent GUILLAUMAT,
M. Jean-Pierre LOMBARD,

Enseignant-Chercheur, DMSM, ISAE
Enseignant-Chercheur, GeM, École Centrale de Nantes
Directeur de l'école d'ingénieurs ENSIAME, ENSIAME
Enseignant-Chercheur, LAMEFIP, Arts et Métiers ParisTech
Ingénieur de recherche, ONERA
Directeur du centre d'Angers, Arts et Métiers ParisTech
Ingénieur, Safran Composites

Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Directeur de thèse
Invité

ONERA

THE FRENCH AEROSPACE LAB

Arts et Métiers ParisTech - Centre d'Angers

Remerciements

Une thèse est un long parcours et, loin d'être un travail solitaire, c'est le fruit de riches collaborations. Je prends ici le temps de remercier l'ensemble des personnes qui ont participé à l'aboutissement de ce projet.

La rédaction d'un mémoire de thèse est un travail de grande ampleur mais plus grand encore est celui de l'évaluer. Je remercie Messieurs Frédéric Lachaud et Laurent Gornet, qui ont accepté ce rôle, pour les échanges passionnants que nous avons eus autour de ces travaux. Je tiens également à remercier Messieurs Daniel Coutellier, Frédéric Dau et Jean-Pierre Lombard d'avoir participé à mon jury de thèse. J'ai réellement apprécié ce moment d'échanges privilégié.

La direction d'une thèse à distance est un exercice difficile. Je souhaite adresser mes remerciements les plus sincères à Monsieur Laurent Guillaumat, qui a assuré le suivi de mes travaux et su me prodiguer de précieux conseils pendant ces trois années.

Les travaux que je présente dans ce mémoire ont été réalisés à l'Onera, au sein du Département Matériaux et Structures Composites (DMSC), à Châtillon. J'aimerais commencer par remercier M. Daniel Abbé, directeur du DMSC à mon arrivée, de m'avoir accueillie au sein de son département. J'y ai été encadrée par Jean-François Maire et Johann Rannou. Je tiens à les remercier pour leur accompagnement durant ce projet, en particulier Johann, dont j'ai eu le privilège d'être la première doctorante.

J'ai également eu la chance de bénéficier de l'aide d'ingénieurs de recherche du DMSC, qui ont joué le rôle d'encadrants « officieux » : Frédéric Laurin, qui a notamment participé au développement du modèle Onera Progressive Failure Model – dont une version améliorée a été remarquée lors du World Wide Failure Exercise II, Thomas Vandellos, qui m'a aidée à mettre en place les modèles de zones cohésives, alors qu'il n'était encore lui-même que doctorant, et Pascal Paulmier, sans lequel la riche campagne expérimentale présentée dans ce mémoire n'aurait pas été possible. Je les remercie de m'avoir fait profiter de leurs connaissances et compétences tout au long de ce projet.

Je tiens également à remercier l'ensemble du DMSC, et plus particulièrement l'unité MC² (ex-MS), au sein de laquelle j'ai effectué mes travaux. Merci notamment à François-Henri Leroy pour nos discussions sur la recherche et l'après-thèse, ainsi qu'à François-Xavier Irisarri, Cédric Huchette, Romain Agogué, Cédric Julien, Daniel Osmont, Philippe Nunez, Anne Mavel, David Lévêque et Benjamin Lamboul. Je n'oublie pas non plus les ingénieurs de la cellule numérique du Département Matériaux et Structures Métalliques pour leurs conseils et leur accueil chaleureux, notamment Jean-Didier Garaud et Arjen Roos.

Je passe à présent à la grande famille des doctorants et ex-doctorants de l'Onera, qui en fait probablement la richesse, notamment au travers de l'association EChO (Étudiants Chercheurs de l'Onera). Je citerai plus particulièrement Lionel Marcin, Mathieu Hautier, Jean-Michel Roche, Thomas Vandellos, Jean-Sébastien Charrier, Thierry Maffren, Azalia Moradi, Camélia Ben Ramdane, Antoine Hurmane, Adrien Elias, Alexis Lasseigne,

Dominique Geoffroy, Noémie Rakotomalala et Teddy Chantrait. Je n'oublie bien sûr pas mes co-bureau pendant mes deux premières années de thèse, Gaël Grail, Carole Rakotoarisoa et Elen Hémon, que je remercie pour ces années partagées autour de très bons moments.

Je veux enfin remercier mes proches, pour leur soutien indéfectible et leurs encouragements. Merci à ma famille « étendue » et à mes sœurs, Alexandra et Clotilde. Les mots ne sont pas assez forts pour témoigner de ma gratitude envers mes parents, Michel et Josiane. Merci de m'avoir donné la force d'aller jusqu'au bout et de m'avoir toujours soutenue dans mes choix.

Je termine en remerciant la plus belle découverte que j'aie faite durant ma thèse : Jean-Michel.

Sommaire

Introduction	1
Chapitre 1 : Bibliographie	7
1.1. Réponses à un impact de plaques composites stratifiées	7
1.2. Mécanismes d'endommagement de plaques composites stratifiées lors d'un impact	11
1.2.1. Empreinte permanente	12
1.2.2. Fissuration matricielle	13
1.2.3. Délaminage	14
1.2.4. Rupture de fibres	15
1.2.5. Pénétration puis perforation de l'impacteur	15
1.3. Paramètres influant sur les endommagements observés suite à un impact sur plaque composite stratifiée	15
1.3.1. Énergie d'impact	15
1.3.2. Vitesse d'impact	16
1.3.3. Nature de l'impacteur	17
1.3.4. Conditions aux limites imposées à la cible	19
1.3.5. Géométrie et empilement de la cible	20
1.3.6. Propriétés des constituants de la cible	21
1.4. Principales approches de modélisation d'impacts sur plaques composites stratifiées	22
1.4.1. Modèles analytiques	22
1.4.2. Modèles éléments finis avec endommagement « discret »	23
1.4.3. Modèles éléments finis utilisant la mécanique de l'endommagement continu	25
1.5. Bilan	27
Chapitre 2 : Matériel et méthodes	29
2.1. Dispositifs expérimentaux	29
2.1.1. Impact par masse tombante	29
2.1.2. Indentation hors-plan	31
2.2. Modèles matériaux	32
2.2.1. Modèle de comportement homogénéisé du pli	33
2.2.2. Modèles de zones cohésives	44

2.3. Méthodes numériques	52
2.3.1. Résolution implicite d'un problème aux éléments finis	53
2.3.2. Résolution explicite d'un problème aux éléments finis	54
2.3.3. Comparaison des résolutions explicites et implicites	55
2.4. Résolution du contact dans <i>Z-set</i> : méthode de flexibilité	56
Chapitre 3 : Construction d'un modèle d'impact simplifié pour la prévision des dommages d'impact en dynamique implicite	59
3.1. Modélisation numérique d'un problème d'impact	61
3.1.1. Modèle numérique représentant la norme ASTM D 7136	61
3.1.2. Développement de nouveaux montages capables de garantir la validité des conditions aux limites du modèle numérique	65
3.1.3. Discrétisation temporelle d'un problème d'impact	69
3.1.4. Complexification progressive du modèle numérique afin d'identifier les limites éventuelles des outils numériques dans l'approche implicite du problème d'impact	71
3.2. Complexification progressive du modèle matériau afin d'identifier les limites numériques éventuelles induites dans l'approche implicite du problème d'impact	75
3.2.1. Lois de comportement homogénéisé du pli	75
3.2.2. Introduction explicite des interfaces	80
3.2.3. Influence du couplage inter / intralaminaires	95
3.3. Conclusion	100
Chapitre 4 : Acquisition d'une base de données expérimentales pour comparaison avec les résultats numériques	103
4.1. Définition des essais d'impact réalisés	103
4.1.1. Choix des empilements et fabrication des éprouvettes	103
4.1.2. Protocole expérimental	104
4.1.3. Choix des niveaux d'énergie d'impact	106
4.2. Réalisation et analyse des essais d'impact sur les empilements choisis pour les deux montages définis	109
4.2.1. Analyse des essais d'impact unique sur le montage d'encastrement	109
4.2.2. Analyse des essais d'impact unique sur le montage d'appui simple linéique	117
4.3. Réalisation et analyse des essais d'indentation sur les empilements choisis pour les deux montages définis	122
4.3.1. Analyse des résultats obtenus en indentation sur le montage d'encastrement	122
4.3.2. Analyse des résultats obtenus en indentation sur le montage d'appui simple linéique	129
4.4. Conclusion	132

Chapitre 5 : Sensibilité du T700GC/M21 à l'impact	135
5.1. Comparaison des résultats obtenus entre les essais d'impacts incrémentaux et les essais d'impact unique	135
5.1.1. Encastrement	135
5.1.2. Appui simple linéique	139
5.2. Comparaison entre les essais d'impact unique et les essais d'indentation	143
5.2.1. Encastrement	143
5.2.2. Appui simple linéique	148
5.2.3. Conclusion	151
5.3. Comparaison entre les essais sur montage d'encastrement et les essais sur montage d'appui simple linéique	151
5.3.1. Impact	151
5.3.2. Indentation	156
5.4. Conclusion	160
Chapitre 6 : Capacité du modèle d'impact implicite à prévoir les dommages d'impact	163
6.1. Comparaison des réponses globales	164
6.1.1. Appui simple linéique	164
6.1.2. Encastrement	169
6.1.3. Prévion de la réponse à un impact du T700GC/M21 selon les conditions aux limites	172
6.2. Capacité du modèle OPFM à prévoir les endommagements de fibres	175
6.3. Capacité du modèle OPFM et des modèles de zones cohésives à prévoir les dommages intralaminaires	176
6.3.1. Appui simple linéique	176
6.3.2. Encastrement	179
6.3.3. Prévion de l'endommagement matriciel du T700GC/M21 suite à un impact selon les conditions aux limites	182
6.4. Capacité du modèle OPFM et du modèle bilinéaire de zones cohésives à prévoir les délaminages	183
6.4.1. Appui simple linéique	183
6.4.2. Encastrement	187
6.4.3. Prévion des délaminages induits par un impact pour le T700GC/M21 selon les conditions aux limites	191
6.5. Conclusion	192
Conclusions et perspectives	195
Références	201

Introduction

La réduction des dépenses énergétiques en aéronautique est un enjeu majeur qui nécessite de diminuer la masse à vide de l'avion pour augmenter les distances parcourues ou la quantité de fret transporté à apport de carburant égal. Afin d'y parvenir, le remplacement des matériaux traditionnels par des matériaux plus légers, tels que les matériaux composites, constitués d'un renfort noyé dans une résine, semble inéluctable, pourvu que les performances structurales et la sécurité ne soient pas dégradées. Cependant, ces matériaux induisent de nouvelles problématiques pour la tolérance aux dommages, c'est-à-dire la capacité de la structure à supporter les charges, liées à l'utilisation normale ou exceptionnelle de l'avion, en présence de défauts. La prise en compte de la présence potentielle de ces défauts dans le dimensionnement de la structure est donc nécessaire.

Structures métalliques	Structures composites
<ol style="list-style-type: none">1. Développement de fissure par fatigue2. Corrosion3. Décohésion de joints4. Fissuration par action conjuguée de la corrosion et d'une contrainte5. Dommmage d'impact	<ol style="list-style-type: none">1. Dommmage d'impact2. Délaminage (incluant la propagation)3. Décohésions

Tableau 1. Classement, par ordre de gravité, des endommagements dans les structures métalliques et composites tiré du projet de recherche MONITOR [Kim, 2008]

Dans une étude menée dans le cadre du projet de recherche MONITOR [Staszewski, 2004], l'impact est identifié comme le mode de chargement le plus critique pour les matériaux composites (Tableau 1) [Kim, 2008]. En effet, la particularité des matériaux composites est qu'ils peuvent s'endommager intérieurement sans laisser de trace visible du défaut, en particulier lors de « petits chocs ». Cette particularité est d'autant plus grave que l'impact est un phénomène courant [Aboissière, 2003], allant des configurations basse vitesse et faible énergie (chute d'outils, choc en maintenance) aux configurations grande vitesse et haute énergie (ingestion d'oiseau, débris de piste).

En plus de la dangerosité liée à la non-déteçtabilité des endommagements, l'impact est un phénomène courant. En aéronautique, la gamme d'impacts s'étend des impacts à basse vitesse et à basse énergie, type chute d'outils ou choc en maintenance, aux impacts à grande vitesse et faible masse, type choc à l'oiseau ou débris de piste (Figure 1a).

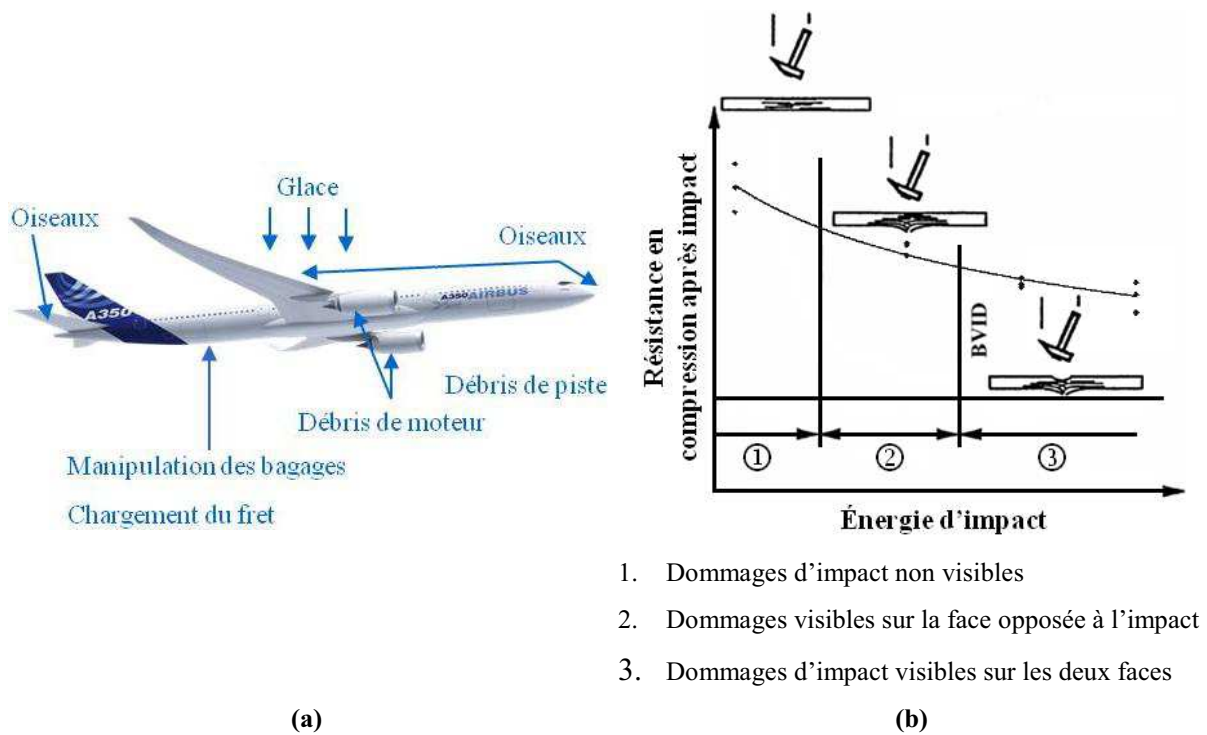


Figure 1. Nature des impacts rencontrés sur un avion en service (a) et perte de performance en compression selon l'énergie d'impact et selon la détectabilité d'un défaut, d'après [Rouchon, 1995] (b). Le Barely Visible Impact Damage (BVID) correspond à la profondeur d'empreinte résiduelle minimale pour laquelle le défaut d'impact est visible sur la face impactée.

Afin de dimensionner de manière robuste les structures composites, les industriels utilisent donc des coefficients d'abattement des propriétés mécaniques des matériaux composites (Figures 1b et 2). Ces coefficients sont identifiés par des campagnes expérimentales qui doivent être réitérées pour chaque matériau et chaque empilement, ce qui entraîne des coûts non négligeables. De plus, les coefficients établis sont parfois inutilement conservatifs, ce qui entraîne un surdimensionnement des pièces.

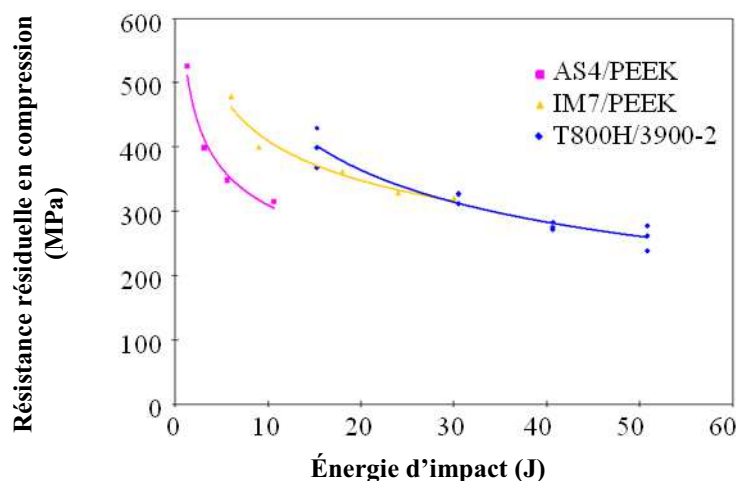


Figure 2. Résistances résiduelles en compression selon l'énergie d'impact pour différents matériaux en fibres de carbone (AS4, IM7 ou T800H) et matrice thermoplastique (PEEK) ou thermodure (3900-2) renforcée par des nodules thermoplastiques [Lévêque, 2001]

Une solution pour limiter ces coûts est le recours à la simulation numérique. Le « Virtual Testing » permettrait en effet de rationaliser les campagnes d'essais en comblant les manques de la matrice d'essais par des simulations numériques. La simulation numérique permettrait également d'établir plus facilement des règles de similitude pour tenir compte des effets d'échelle. L'estimation numérique des performances résiduelles consiste en premier lieu à prévoir par la simulation les dommages créés lors d'un impact, puis d'injecter ces dommages dans un modèle de prévision des performances résiduelles. La première étape pour simuler les performances résiduelles d'une structure après un impact consiste donc à simuler cet impact et à prévoir numériquement les dommages qu'il induit. Deux approches se distinguent : une première approche, proposée notamment par Lammerant et Verpoest [Lammerant, 1996], Bouvet *et al.* [Bouvet, 2009] [Bouvet, 2012] ou encore Ilyas [Ilyas, 2010], consiste à considérer la fissuration comme une décohésion locale de la matière et donc à avoir une vision discrète de l'endommagement (Figure 3a). Dans ce cas, on discrétise la structure en éléments volumiques, liés entre eux par des éléments endommageables (des ressorts [Bouvet, 2009] ou des interfaces [Bouvet, 2012] [Violeau, 2007]) ou une loi d'interaction endommageable entre particules (méthode SPH d'Ilyas [Ilyas, 2010]). Ces techniques numériques donnent des faciès de dommages concordants avec ceux obtenus expérimentalement, dans la configuration décrite par les auteurs. Cependant, ces techniques sont difficilement transportables dans les codes de calcul industriels et reposent sur des hypothèses fortes, telle la verticalité des fissures matricielles, ce qui impose d'avoir des plis très fins par rapport à l'épaisseur totale du stratifié. Leur implantation dans des codes de calcul industriels se voit donc ralentie. En outre, la sensibilité au maillage, dans le cas d'une modélisation discrète de l'endommagement, est problématique, principalement à cause des critères de rupture en contrainte utilisés [Bouvet, 2009]. Enfin, il n'a pas été démontré que ces modèles sont transposables dans d'autres cas que ceux étudiés par les auteurs, comme des structures industrielles complexes.

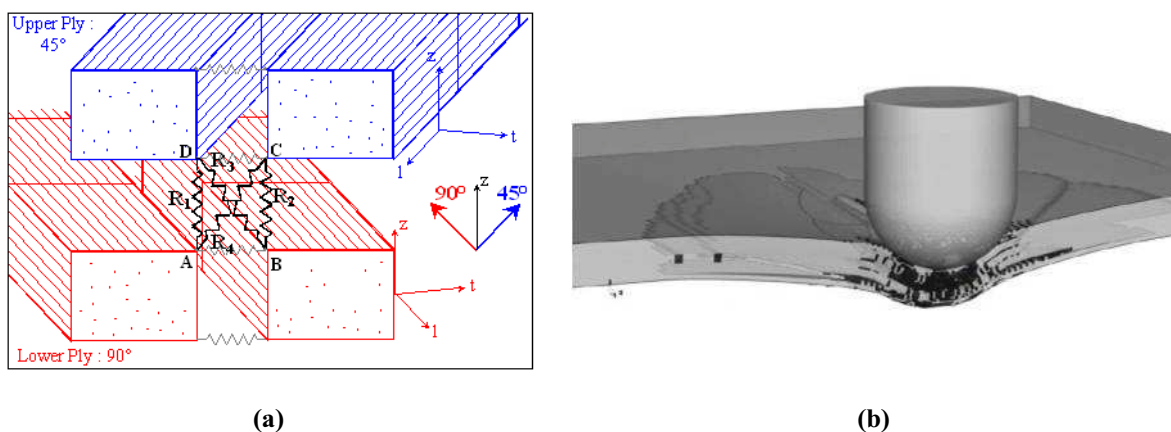


Figure 3. Approches de modélisations numériques de l'impact : (a) discrète (un critère de rupture atteint induit une discontinuité) [Bouvet, 2009] ou (b) continue (l'endommagement est représenté par ses effets sur les propriétés matériau) [Lopes, 2009]

La seconde approche est la plus courante. Elle consiste à considérer un endommagement diffus et donc à proposer une vision continue de l'endommagement dans le pli (Figure 3b). Dans ce cas, l'endommagement des constituants des plis du stratifié est intégré dans la loi de comportement par le biais de ses effets. De plus, afin de modéliser les délaminages, des éléments de zone cohésive permettent de joindre les plis entre eux tout en autorisant la dégradation de cette interface. La prévision des délaminages est la plus recherchée, car ce sont les endommagements les plus néfastes pour la tenue résiduelle de la structure en compression, cas de charge le plus critique en présence de défauts. Les modèles

matériaux basés sur la mécanique continue de l'endommagement donnent eux-aussi des faciès d'endommagement concordants avec ceux obtenus expérimentalement. Leur avantage par rapport à la première approche est qu'ils sont en outre moins intrusifs car ils ne nécessitent que l'implémentation d'une loi de comportement matériau et non d'éléments finis spécifiques. Cela explique leur utilisation plus fréquente que les modèles « discrets » avec des codes de calcul industriels explicites (LS-DYNA, Abaqus...) et les rend potentiellement utilisables dans les bureaux d'études. Les modèles de comportement adoucissants, c'est-à-dire avec une transition progressive de l'état endommagé à la rupture complète du matériau, nécessitent cependant de prendre certaines précautions, car ils peuvent localiser artificiellement le dommage dans une rangée de points de Gauss et sont donc plus sensibles au maillage. La simulation d'impact sur des séquences industrielles reste rare [Olsson, 2010], du fait du grand nombre d'interfaces à modéliser et donc des coûts importants de calcul engendrés (4 jours sur 36 processeurs pour la simulation de la figure 3b [Lopes, 2009]).

Du fait des nombreuses non-linéarités du problème d'impact, la résolution numérique passe souvent par un algorithme dynamique explicite. Cette résolution s'avère plus rapide dans les cas fortement non-linéaires et évite les divergences liées à ces non-linéarités rencontrées avec l'utilisation d'un algorithme dynamique implicite. Afin de réduire les coûts de calcul, les éléments sont généralement à intégration réduite, associés à des algorithmes de contrôle des déformations artificielles induites par cette réduction (modes d'Hourglass). Cependant, la résolution explicite d'un problème nécessite de prendre beaucoup de précautions et d'avoir une analyse fine des résultats. Dans certains cas, la similitude entre un impact à basse vitesse et à basse énergie et une indentation hors plan est faite et une résolution quasi-statique du problème est effectuée [Bouvet, 2009]. Les effets dynamiques de l'impact ne sont pas pris en compte, dans ce cas.

Il apparaît donc que les modèles d'impact actuels permettent généralement de reproduire les dommages d'impact dans des configurations d'impact simples (empilements rarement représentatifs des configurations industrielles, conditions de maintien de la plaque sur son support, complexité de la géométrie de la structure impactée). Cependant, leur caractère prédictif n'est pas systématiquement démontré en transposant ces modèles à des cas plus complexes.

C'est dans ce contexte que cette étude a été entreprise. Elle a consisté à :

1) établir un modèle d'impact pour la simulation par éléments finis dynamique implicite s'appuyant sur le modèle d'endommagement continu « Onera Progressive Failure Model » (OPFM) [Laurin, 2005] [Laurin, 2007] [Charrier, 2011], développé à l'Onera dans le code de calcul par éléments finis implicite *Z-set* [Benziane, 2011], et du modèle bilinéaire de zones cohésives, proposé par Alfano et Crisfield [Alfano, 2001] ;

2) évaluer les capacités ce modèle d'impact, en particulier celles du modèle de comportement endommageable du pli OPFM, à prévoir les dommages induits par un impact à basse vitesse et à faible énergie, dans des plaques composites stratifiées en fibres de carbone et matrice organique de troisième génération, c'est-à-dire comportant des nodules thermoplastiques. Ces nodules permettent notamment d'absorber une partie de l'énergie transmise au stratifié lors d'une sollicitation par plastification.

Dans cette étude, l'objectif principal est de démontrer si le modèle OPFM et le modèle bilinéaire de zones cohésives, formulés et identifiés pour des chargements quasi-statiques, sont capables de décrire les dommages d'impact basse vitesse et faible énergie, sans adapter ces modèles à un chargement dynamique. Cela a ensuite permis d'identifier les limites éventuelles de ces modèles, dans leurs formulations actuelles.

La démarche a consisté dans un premier temps à proposer un nouveau modèle numérique paramétré reprenant la norme ASTM D 7136 [ASTM, 2007] pour l'impact. Cette norme standardise un essai d'impact par une masse tombante sur une plaque composite de 100*150 mm² et d'épaisseur variable (entre 2 et 4 mm). Le maillage de la plaque est constitué d'éléments prismatiques à intégration complète, afin de bénéficier de l'algorithme de maillage BLSurf interfacé avec *Z-set*. Ce mailleur permet notamment de contrôler la taille de maille et donc de limiter le volume du problème éléments finis en raffinant cette taille à la zone potentiellement endommageable. L'impacteur est hémisphérique, de 16 mm de diamètre, et est maillé par des éléments tétraédriques déformables.

Les conditions de maintien de la plaque sont traduites en termes de conditions aux limites par un appui simple sur la fenêtre d'impact. La traduction du mode de serrage induit par des sauterelles mécaniques maintenant la plaque sur son support en termes de conditions aux limites simples a montré les limites de la norme ASTM D 7136 pour la simulation d'impact. Les études de la littérature ne fournissaient en effet pas d'explication sur la modification des conditions aux limites dans les modèles d'impact. Deux nouveaux montages ont été alors développés pour garantir que les conditions aux limites utilisées dans le modèle numérique seraient bien fidèles à la physique. Le choix a été fait de prendre deux systèmes de maintien de la plaque les plus éloignés possibles, afin de mieux éprouver le modèle matériau par la suite. Ces systèmes ont été développés pour être adaptés au dispositif d'essai par masse tombante existant et au dispositif d'essai d'indentation. En effet, ce dernier a été utilisé afin de vérifier la similitude entre les dommages d'impact et les dommages d'indentation (essais quasi-statiques) pour le matériau retenu, le T700GC/M21. Le modèle d'impact précédent a alors été adapté aux nouvelles conditions de maintien, une fois celles-ci établies.

Les modèles numériques ainsi développés ont été utilisés pour mettre en place le modèle d'impact complet, avec les lois OPFM et bilinéaire, pour les zones cohésives. La complexité des outils nécessaires à la modélisation de l'impact (contact, loi de comportement endommageable, loi de zones cohésives adoucissante) peut en effet entraîner des divergences de l'algorithme de résolution implicite. C'est pourquoi le modèle d'impact a été décomposé selon trois voies : 1) complexité du modèle numérique (avec ou sans gestion du contact), 2) activation progressive des diverses non-linéarités de la loi de comportement OPFM dans le modèle d'impact et 3) introduction progressive des zones cohésives pour modéliser les interfaces. La complexification du modèle d'impact a permis de réaliser une étude d'influence des modules de la loi de comportement OPFM (élasticité non linéaire sens fibre, viscosité de la matrice, caractère endommageable, couplage entre viscosité et endommagement et formulation tridimensionnelle de la loi OPFM) sur la réponse globale à un impact d'un stratifié quasi-isotrope et les dommages d'impact prévus (lorsque le caractère endommageable de la loi de comportement OPFM est activé). Des études d'influence des zones cohésives ont également été menées : influence du nombre d'interfaces modélisées sur la réponse d'un stratifié quasi-isotrope à une indentation dynamique et les délaminages induits ; influence des paramètres de la loi cohésive sur les délaminages créés. Enfin, le récent couplage entre la variable d'effet de l'endommagement matriciel du modèle OPFM et les propriétés de l'interface a été testé (Chapitre 3).

Afin de valider le modèle matériau pour la simulation des dommages d'impact, des essais dynamiques sur les montages développés ont ensuite été réalisés. Pour s'assurer d'une validation robuste, trois empilements ont été testés pour cinq énergies d'impact différentes, à masse constante. Les énergies ont été préalablement déterminées à partir d'essais d'impact répétés et à énergies croissantes, dits impacts « incrémentaux ». D'autre part, la similitude entre les dommages d'impact à basse vitesse et à basse énergie et les dommages d'indentation

étant établies par plusieurs auteurs [Kaczmarek, 1994] [Sutherland, 2012], des essais d'indentation quasi-statique ont également été réalisés. L'instrumentation étant plus simple pour ce type d'essais, un suivi par émission acoustique a permis d'obtenir des informations supplémentaires sur l'évolution de l'endommagement au sein du stratifié. Afin d'obtenir un maximum d'informations sur les dommages induits par l'impact et par l'indentation quasi-statique, la profondeur d'empreinte résiduelle a été mesurée par stéréo-corrélation d'images à l'issue de ces essais. Les plaques testées ont ensuite été contrôlées par ultrasons en immersion afin d'obtenir les aires délaminées projetées. Enfin, quelques plaques ont été découpées pour une observation *post-mortem* plus fine des dommages internes par microscopie optique (Chapitre 4).

Les données expérimentales ont ensuite été utilisées pour vérifier la validité de la méthode de détermination des énergies incidentes des essais d'impact par masse tombante. Pour cela, les réponses et les aires délaminées projetées des impacts incrémentaux ont été comparées à celles des impacts uniques, pour une énergie donnée. D'autre part, les résultats des impacts uniques ont été confrontés aux résultats d'indentation, afin de vérifier la similitude des dommages d'indentation et d'impact pour le T700GC/M21, dans les configurations établies par les deux nouveaux montages développés. Enfin, les réponses et les dommages obtenus sur chacun des montages ont été comparés, afin d'extraire la sensibilité du T700GC/M21 aux conditions aux limites qui lui sont imposées. Cette sensibilité a permis de réaliser une validation qualitative du modèle OPFM et du modèle bilinéaire de zones cohésives (Chapitre 5).

Les données expérimentales acquises ont ainsi pu être confrontées aux résultats numériques, afin d'estimer les capacités du modèle OPFM et du modèle bilinéaire de zones cohésives à prévoir les dommages d'impact. Les comparaisons essais / calculs ont été menées pour la réponse à un impact et pour chaque type d'endommagement : ruptures de fibres, qui entraînent de fortes pertes de performances du matériau et qui apparaissent pour des énergies d'impact importantes ; fissurations matricielles, qui sont les premières créées, pour les plus faibles énergies et finalement les délaminages, défauts les plus nocifs pour la tenue de la structure en compression et qui semblent amorcés par des fissurations matricielles préliminaires (Chapitre 6).

Chapitre 1

Bibliographie

Le but de ce chapitre est de donner aux lecteurs quelques prérequis bibliographiques de l'impact sur pièces composites stratifiées. En effet, la criticité de l'impact pour les structures composites a conduit à de nombreuses études expérimentales et numériques. Les modèles numériques, initialement construits pour avoir une meilleure compréhension des mécanismes d'endommagement au cours d'un impact, ont récemment pris un caractère de prévision, dans le but de compléter progressivement les essais d'impact par des essais virtuels et de rationaliser ainsi les campagnes expérimentales. Du fait des nombreux travaux liés à l'impact sur les pièces composites, plusieurs synthèses sont disponibles dans la littérature.

Parmi ceux-ci, l'article de Cantwell et Morton [Cantwell, 1991] propose un panel de techniques de mesures des performances à l'impact de structures composites, selon la vitesse de chargement, ainsi qu'une analyse des paramètres influant les dommages induits par un impact et les performances résiduelles associées. Dans l'article de Richardson et Wisheart [Richardson, 1996], les auteurs commencent par définir la notion d'impact basse vitesse et notamment la limite en termes de vitesse d'impact, selon les différentes études disponibles dans la littérature. Les différents dommages rencontrés suite à un impact sont détaillés et un scénario d'endommagement est proposé à l'aide des études disponibles. Les performances à l'impact selon les propriétés des constituants du stratifié sont ensuite analysées. Abrate [Abrate, 1998] a publié un livre traitant des techniques de construction de modèles analytiques d'impact ainsi que des endommagements engendrés. Les derniers chapitres concernent les performances résiduelles de pièces impactées, les impacts balistiques, les techniques de réparation de pièces impactées et l'impact sur des sandwichs. Enfin, l'article le plus récent, de Davies et Olsson [Davies, 2004], traite aussi bien des études expérimentales sur l'impact, toute gamme de vitesses confondue, que des modélisations d'impact, qu'elles soient analytiques ou basées sur des modèles éléments finis.

Ce chapitre bibliographique est composé de quatre parties. La première partie consiste à présenter les réponses possibles d'une structure à un impact. Dans un deuxième temps, les dommages induits par un impact sont détaillés, selon le scénario proposé par Richardson et Wisheart. Ensuite, les paramètres influant sur les dommages induits sont décrits. Enfin, les principales approches de modélisation sont présentées. Le choix a été fait de concentrer cette étude bibliographique sur les articles les plus récents (années 2000), car disposant notamment de techniques de mesure et d'outils numériques plus avancés pour traiter plus efficacement le problème de l'impact sur pièces composites.

1.1. Réponses à un impact de plaques composites stratifiées

La réponse globale d'une plaque composite stratifiée à un impact, en termes de force axiale mesurée sur l'impacteur et éventuellement de déflexion, a été décrite dans de nombreuses études expérimentales [Belingardi, 2002] [Abdallah, 2009]. Certains auteurs privilégient un filtrage pour supprimer les modes de vibration liés au dispositif d'impact [Guillaumat, 2000] [Belingardi, 2002]. Cependant, Davies et Olsson [Davies, 2004]

considèrent que ce filtrage peut masquer des informations importantes, comme la chute brutale de la force de contact, associée à l'apparition des délaminages [González, 2012]. Dans l'article de Belingardi et Vadori [Belingardi, 2002], l'historique de la force de contact est détaillé selon trois cas d'impact : un cas avec rebond de l'impacteur, un cas où l'impacteur est stoppé et un cas où l'impacteur perce la plaque. Ces trois cas correspondent, respectivement, aux segments A-B, B-C et C-D du diagramme du profil énergétique d'impact proposé par Aktaş *et al.* [Aktaş, 2009] (Figure 1.1). Ce diagramme représente la part de l'énergie d'impact qui a été absorbée par le spécimen, calculée par intégration de la courbe force de contact / déplacements de l'impacteur, impacté en fonction de l'énergie d'impact incidente.

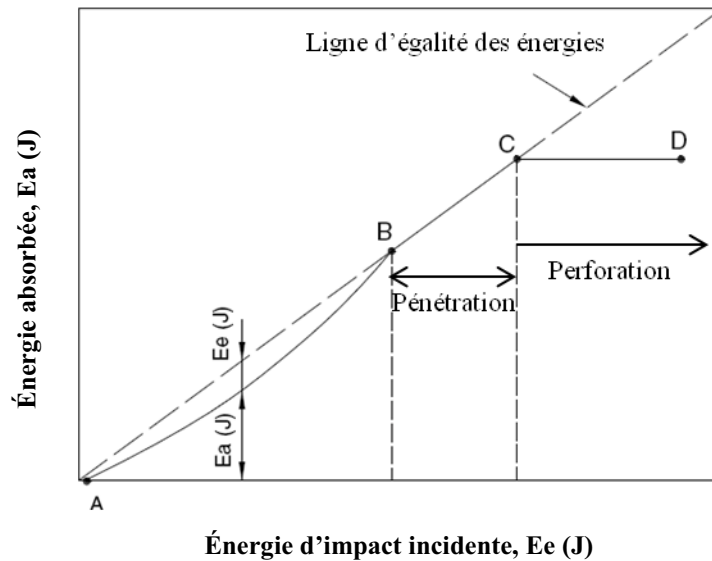
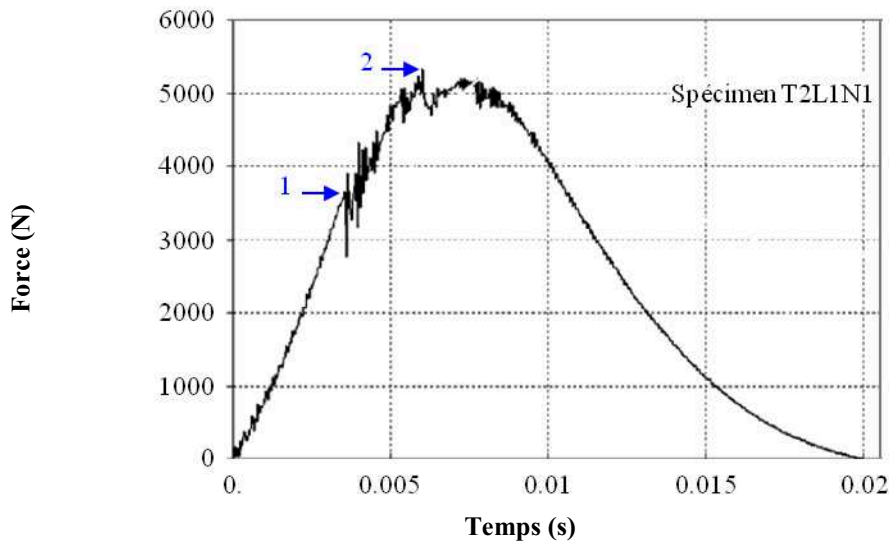


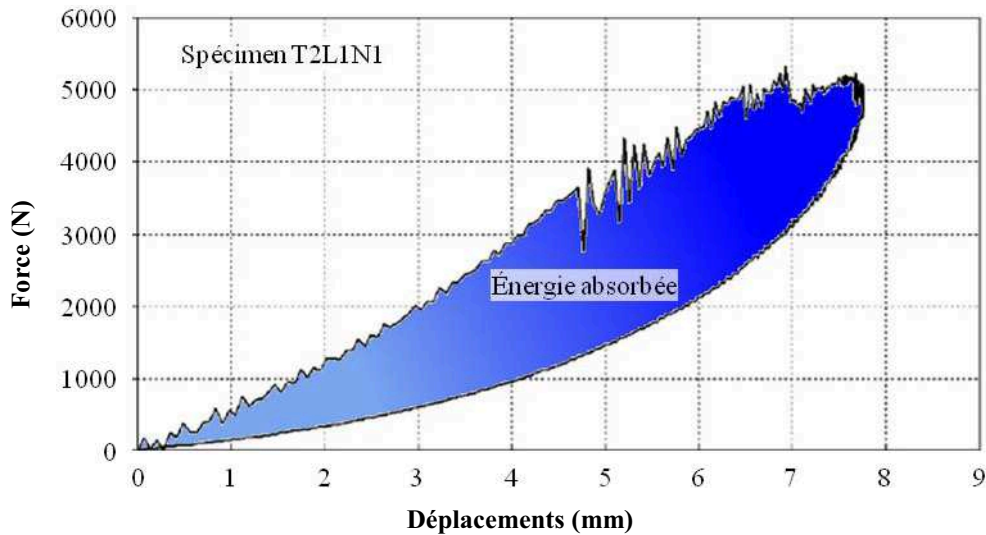
Figure 1.1. Diagramme de profil énergétique des impacts [Aktaş, 2009]

Dans le cas d'un rebond de l'impacteur, cas de cette étude, celui-ci indente la cible sans qu'il n'y ait de pénétration puis repart dans la direction opposée à celle de l'impact. La déflexion maximale est atteinte lorsque la vitesse de l'impacteur s'annule. La fin du contact a lieu lorsque la force de contact, mesurée sur l'impacteur, devient nulle. L'historique de la force de contact présente deux seuils : un premier où la forme de la courbe est marquée par de brusques oscillations attribuées aux premiers endommagements au sein du matériau et un second caractérisé par une brusque chute de la force, suivie d'une nouvelle augmentation mais selon une pente plus faible (Figure 1.2). Ce second seuil marque le début d'effets significatifs des dommages sur le comportement global de la cible, ce qui lui vaut le nom de seuil d'endommagement. Il est attribué à l'apparition des délaminages [Davies, 2004] [González, 2012]. C'est pourquoi il peut également être nommé seuil de délaminage. Celui-ci n'est pas celui d'une loi de comportement à proprement parler mais la force de contact à partir de laquelle les effets des dommages sur le comportement global deviennent notables. Lorsque l'ensemble de l'énergie d'impact incidente a été fournie à la plaque, celle-ci est en partie restituée à l'impacteur pour le renvoyer vers sa position initiale : c'est le phénomène de rebond. La différence entre l'énergie d'impact incidente et l'énergie d'impact restituée constitue l'énergie absorbée par la plaque, principalement sous forme d'endommagement. Cette énergie absorbée correspond à l'aire de la boucle fermée formée par la courbe de la force de contact en fonction du déplacement de l'impacteur.



1. Premiers endommagements
2. Seuil d'endommagements significatifs ou de délaminage

(a)



(b)

Figure 1.2. Réponse classique à un impact basse vitesse d'une plaque composite stratifiée en fibres de verre, avec rebond de l'impacteur [Belingardi, 2002] : historique de la force de contact (a) et courbe force/déplacements visualisant l'énergie absorbée par la cible (b)

Le schéma d'impact précédent, avec rebond de l'impacteur, est possible jusqu'à ce que l'ensemble de l'énergie d'impact incidente soit entièrement absorbée par fragmentation de la cible. L'historique de la force est alors similaire, à part le fait qu'elle n'augmente plus après la brusque chute mais au contraire diminue. La courbe force / déplacements n'est plus une boucle fermée, dans ce cas (l'énergie absorbée est alors l'aire sous la courbe). Lorsque l'énergie d'impact incidente est suffisante pour qu'il y ait perforation de la cible par l'impacteur, le déplacement de celui-ci devient monotone. La dissipation d'énergie par fragmentation du matériau est remplacée par la friction de Coulomb (l'accélération de l'impacteur est constante, sa vitesse devient linéaire dans le temps). Le signal en force de contact ressemble à celui de la pénétration de l'impacteur sans perforation, mais présente des oscillations de forte amplitude au moment où le projectile perce la plaque (Figure 1.3). La courbe force / déplacements n'est

alors plus une boucle fermée et son aire représente la capacité d'absorption énergétique par fragmentation du matériau.

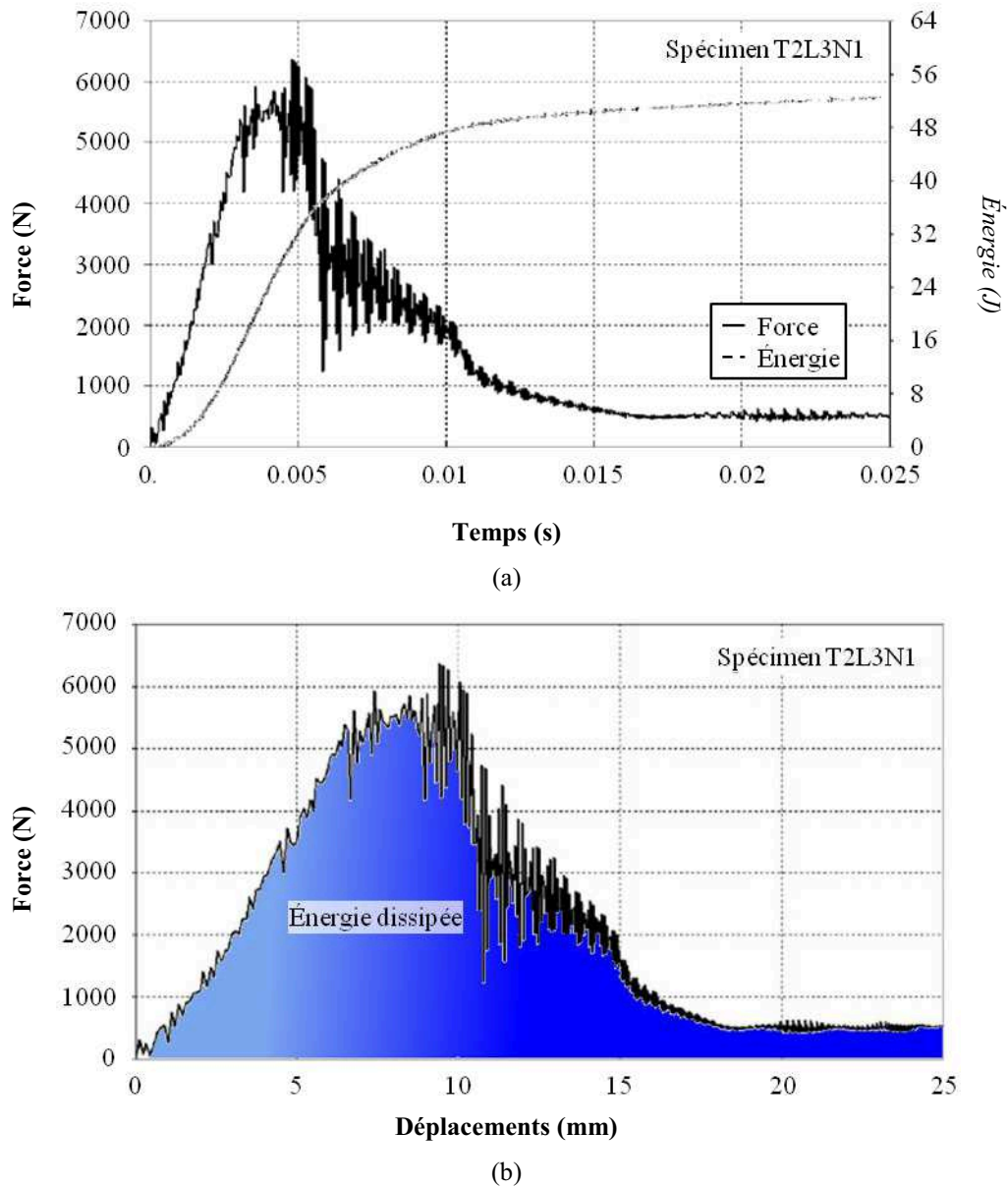


Figure 1.3. Réponse classique à un impact d'une plaque composite stratifiée en fibres de verre, avec perforation de la cible par l'impacteur [Belingardi, 2002] : historique de la force de contact (a) et courbe force/déplacements visualisant l'énergie absorbée par la cible (b)

Olsson [Olsson, 2000] distingue trois types de réponses possibles à un impact. La première survient pour des impacts à faible énergie et basse vitesse (Figure 1.4a). Dans ces conditions, le temps de réponse de la structure impactée est suffisamment long pour que les ondes de déformations liées au choc se propagent et soient réfléchies aux limites de la cible. Les conditions aux limites du spécimen impacté influent sur sa réponse, dans ce cas. La réponse est proche d'une réponse quasi-statique, ce qui permet d'établir une équivalence entre les deux modes de chargement (impact / indentation statique).

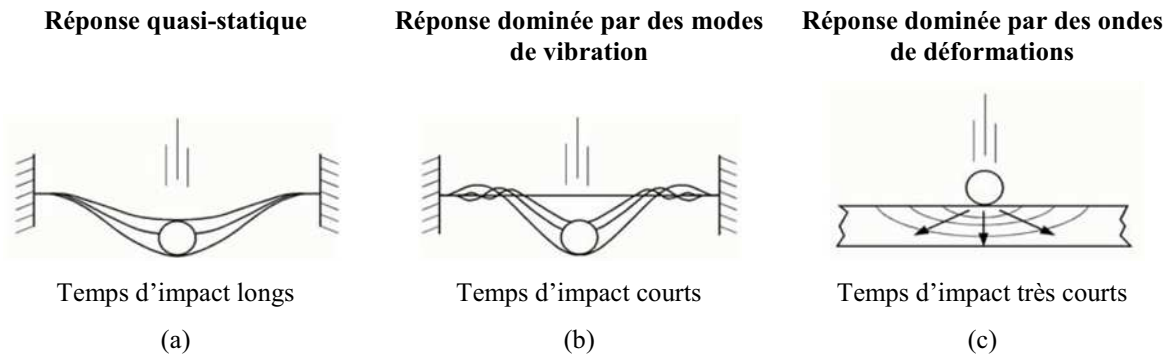


Figure 1.4. Types de réponses à un impact d'une structure impactée [Davies, 2004]

Le deuxième cas est un cas plus dynamique, à énergie et vitesse plus élevées. Dans ces conditions, la réponse de la cible est dominée par des modes de vibration et le temps de réponse est court (Figure 1.4b). Ce cas correspond à une situation transitoire entre la configuration basse énergie et basse vitesse et la dernière configuration proposée par Olsson [Olsson, 2000], à savoir les impacts à énergie élevée et grande vitesse. Cette dernière configuration entraîne une réponse de la cible dominée par des ondes de déformations (Figure 1.4c). Le temps de réponse est, cette fois-ci, suffisamment court pour que ces ondes n'aient pas le temps d'atteindre les limites de la structure impactée. Les conditions aux limites de la plaque influent alors peu sur la réponse à l'impact. Le comportement global est alors davantage dicté par les propriétés du matériau constituant la structure.

1.2. Mécanismes d'endommagement de plaques composites stratifiées lors d'un impact

Lors d'un impact, l'ensemble des endommagements rencontrés dans les composites sont représentés, à savoir : la fissuration matricielle, le délaminage et les ruptures de fibres (Figure 1.5). De plus, les différentes études réalisées ont permis aux différents auteurs de synthèse [Richardson, 1996] [Abrate, 1998] [Davies, 2004] de mettre en évidence un scénario d'endommagement lors de l'impact. La transparence des composites en fibres de verre a notamment permis, avec l'aide de caméra rapide, d'observer la chronologie des dommages d'impact [Guillaumat, 2000]. C'est pourquoi, dans ce paragraphe, ces dommages sont présentés dans leur ordre d'apparition, pour des énergies d'impact croissantes. La description suivante des dommages d'impact a été principalement réalisée par les différents auteurs sur des stratifiés de séquence d'empilement comportant exclusivement des plis orientés à 0° ou 90° (stratifiés « croisés »), propices à des propagations de délaminages plus importantes.

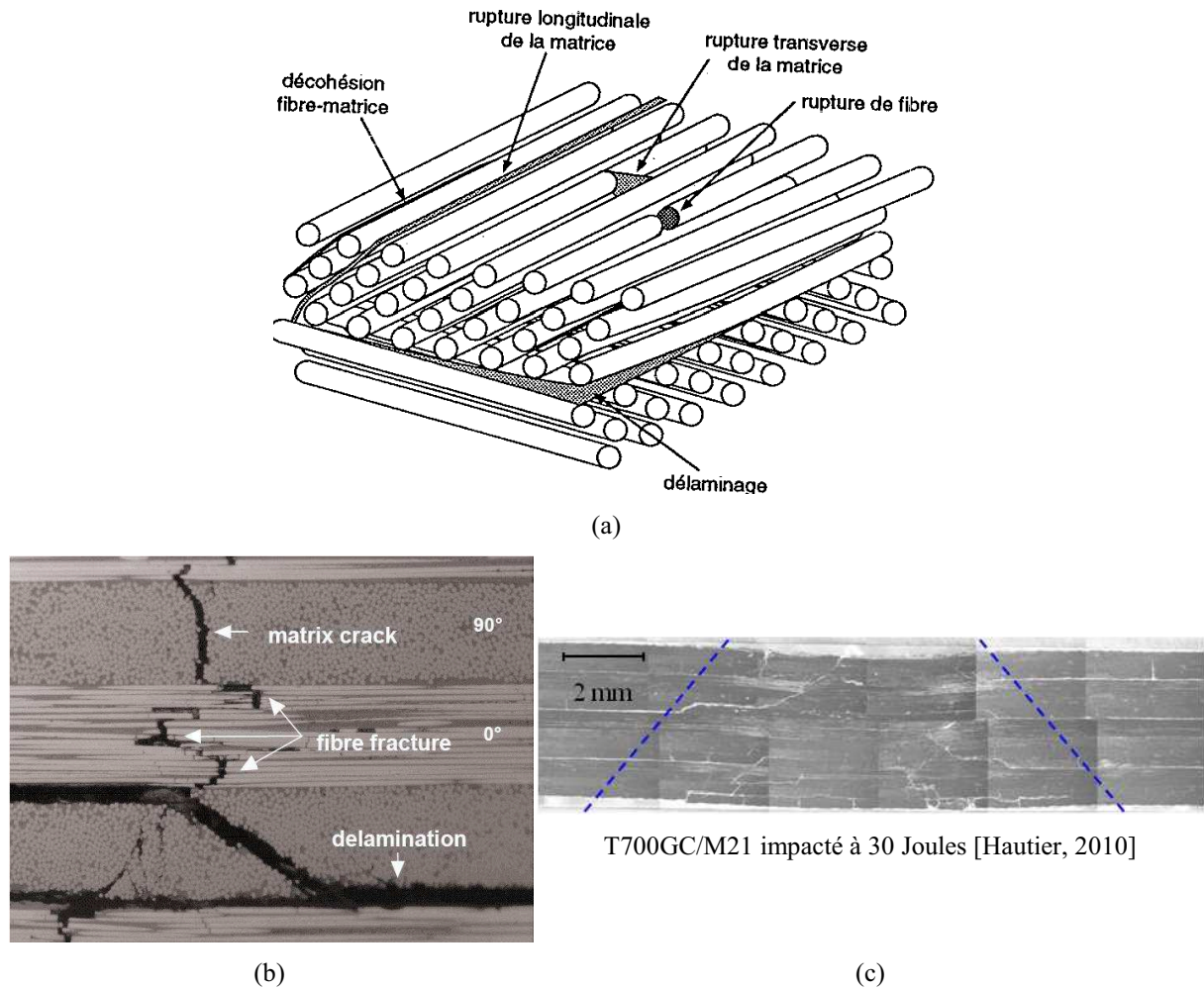


Figure 1.5. Endommagements observés dans un stratifié de plis unidirectionnels [Berthelot, 1992] et coupes micrographiques d'un composite stratifié d'unidirectionnels impacté [Davies, 2004] et d'un stratifié T700GC/M21 impacté à 30 Joules [Hautier, 2010]

Les dommages sont généralement répartis autour du point d'impact sous la forme d'un cône d'endommagement (Figure 1.5c). Les zones endommagées sont plus étendues à proximité de la face opposée à l'impact et plus restreintes à proximité du point d'impact. Ils sont liés à deux phénomènes en impact basse vitesse et basse énergie : l'indentation de l'impacteur, face impactée, et la déflexion globale de la plaque. D'après Davies et Olsson [Davies, 2004], les dommages sont séparés en deux régions. Dans une région localisée près du point d'impact, l'endommagement est induit par des contraintes résultant de la flexion de la cible et de la force de contact. Dans la région environnante, l'endommagement est induit par les contraintes résultant de la flexion et des forces de cisaillement transverses.

1.2.1. Empreinte permanente

Pour un niveau d'énergie d'impact suffisant, l'impacteur laisse une empreinte permanente appelée indentation. La profondeur de cette empreinte détermine la détectabilité des dommages lors d'une inspection visuelle [Léon-Dufour, 2008]. En effet, en dessous d'une valeur limite de cette profondeur, aussi appelée Barely Visible Impact Damage (BVID), le défaut externe lié à l'impact est considéré comme étant indétectable à l'œil nu. En dessous de l'énergie d'impact permettant la détection du défaut d'impact externe, il faut donc que les performances résiduelles de la pièce impactée permettent de tenir les charges extrêmes que

peut subir la structure aéronautique. Lorsqu'un matériau composite stratifié est modifié, dans sa constitution ou dans sa séquence d'empilement, il est nécessaire de quantifier les performances résiduelles de la structure en présence de défauts d'impact correspondant à une énergie au moins égale à celle engendrant le BVID.

L'origine de l'indentation permanente de la cible composite à matrice organique est encore un sujet ouvert. Elle est en général attribuée au comportement non linéaire du matériau : viscoplasticité de la matrice époxy [Ilyas, 2010] [Lachaud, 2011] ou bien, de manière plus générique, comportement non linéaire en cisaillement [Faggiani, 2010] [Yokoyama, 2010]. Par ailleurs, dans l'article d'Abdallah *et al.* [Abdallah, 2009], une partie de l'indentation permanente est supposée liée à la présence de débris de la matrice dans les fissures, ce qui empêche leurs fermetures et donc induit une indentation permanente. En effet, lors de cette étude sur des plaques fortement orientées, les auteurs ont mis en évidence la présence de débris de résine et de fibres rompues dans les fissurations matricielles obliques, localisées dans l'épaisseur du stratifié, qui empêcheraient le retour du cône d'endommagement dans sa position initiale, ce qui entraînerait la formation d'une empreinte résiduelle.

1.2.2. Fissuration matricielle

L'endommagement matriciel est le premier type d'endommagement induit par un impact basse vitesse [Chang, 1990] [Choi, 1992]. Il se trouve sous forme de fissuration et de décohésion fibre-matrice. L'endommagement matriciel est orienté dans la direction des fibres (« splitting »).

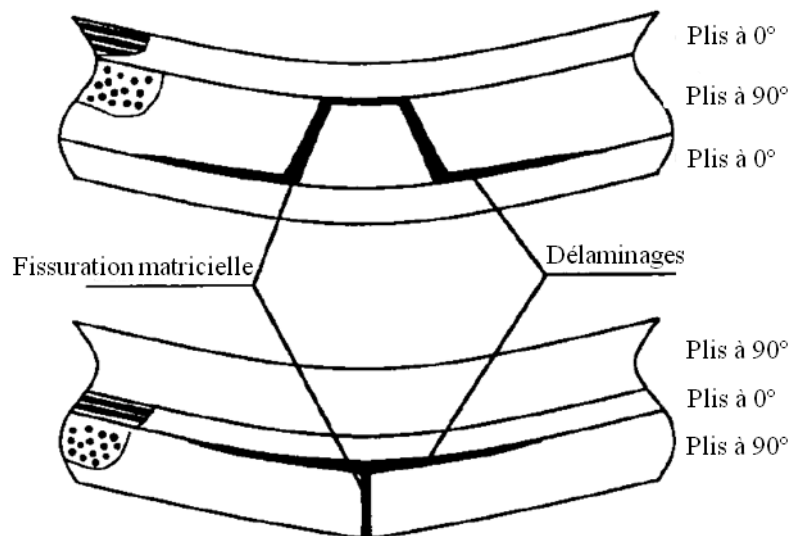


Figure 1.6. Scénario d'endommagement matriciel et interlaminaire lors d'un impact basse vitesse par un rouleau [Choi, 1992]. En haut, la fissuration matricielle est amorcée par le cisaillement dans l'épaisseur du stratifié. En bas, la fissuration matricielle est amorcée par la traction liée à la flexion du stratifié.

La fissuration matricielle commence, pour les plis supérieurs, sous les bords de l'impacteur (Figure 1.6). Elle est inclinée d'environ 45° et est due, selon Richardson et Wisheart [Richardson, 1996], aux très fortes contraintes de cisaillement dans l'épaisseur du matériau, liées à la force d'impact et à l'aire de contact entre l'impacteur et la structure. Une fissuration verticale peut également être observée dans les plis inférieurs. Elle est liée aux contraintes de traction dues à une forte flexion du stratifié lors de l'impact. La fissuration matricielle est due à des contraintes de traction face opposée à l'impact, de compression sous l'impacteur et de cisaillement dans l'épaisseur du stratifié [Davies, 2004]. Elle est

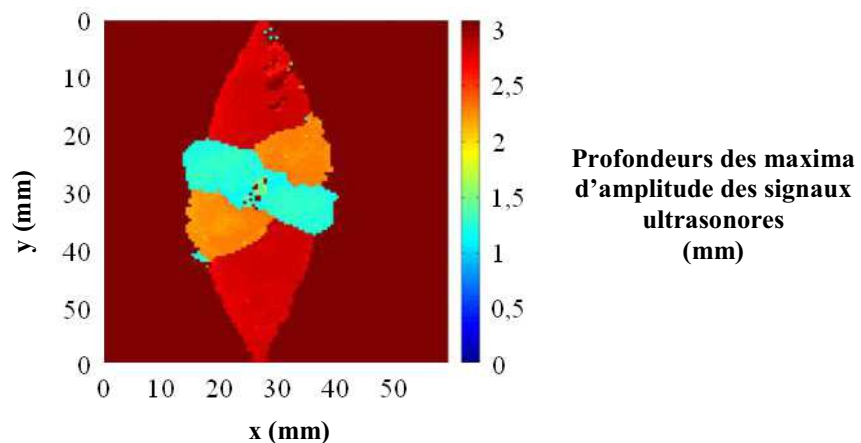
normalement dispersée dans la région endommagée, avec une forte concentration à proximité du centre d'impact.

1.2.3. Délaminage

Les délaminages correspondent à une fissuration dans le plan de la zone riche en résine située entre deux plis d'orientations de fibres différentes. Lorsqu'une fissure matricielle atteint une interface entre deux plis d'orientations de fibres différentes, elle est stoppée par le changement de direction des fibres et se propage donc entre les plis en tant que délaminage [Liu, 1988]. Le long de la direction des fibres, le pli considéré tend à fléchir de manière concave, tandis qu'il tend à fléchir de manière convexe dans la direction transverse, ce qui induit de fortes contraintes de cisaillement à l'interface, provoquant le délaminage. Plus la différence d'orientation des fibres entre deux plis est grande, plus la différence de rigidité en flexion des plis est grande et plus le délaminage à l'interface entre ces plis va être favorisé. Les délaminages sont en général contenus par les fissures transverses des plis inférieurs, excepté celui amorcé par la fissuration matricielle verticale du pli inférieur.

Le délaminage est amorcé par des contraintes normales hors-plan très élevées dues à la présence de la fissuration matricielle et par des contraintes de cisaillement interlaminaire élevées à l'interface [Chang, 1990]. Les délaminages amorcés par les fissures de cisaillement (inclinées) sont instables et ceux amorcés par la fissuration verticale croissent de façon stable et proportionnellement à la force appliquée [Liu, 1993].

Les délaminages apparaissent à partir d'un certain seuil énergétique, également appelé seuil d'endommagement mais différent du seuil en force de la réponse globale, et en présence préalable d'une fissuration matricielle [Chang, 1990] [Choi, 1992] [Liu, 1993]. Les aires de délaminage sont généralement des doubles ellipses dont le grand axe est orienté selon la direction des fibres du pli inférieur à l'interface délaminée [Renault, 1994]. Dans leur article, Davies et Olsson rapportent des études de fractographie sur les délaminages suite à un impact. Srinivasan *et al.* [Srinivasan, 1992] ont ainsi montré que la propagation des délaminages était dominée par le mode de cisaillement de l'interface.



On parle souvent de « peanut shape » pour décrire la forme particulière des délaminages dans un composite impacté (Figure 1.7). Le délaminage est considéré comme un mode d'endommagement majeur, puisqu'il réduit considérablement la résistance en compression. C'est pourquoi la bonne prévision des délaminages est une priorité pour les modélisateurs.

1.2.4. Ruptures de fibres

Les ruptures de fibres apparaissent bien plus tard, dans le processus d'endommagement par impact, que la fissuration matricielle ou les délaminages [Richardson, 1996]. Elles sont localisées à proximité de l'axe d'impact et surviennent, entre autres, pour des énergies d'impact bien plus grandes, sous l'impacteur et sur la face non-impactée. Sous l'impacteur, les ruptures de fibres sont dues à des contraintes localement très élevées (cisaillement à proximité de l'aire de contact) et à des effets d'indentation (rupture en compression) [Davies, 2004]. Sur la face non-impactée, les contraintes de traction élevées liées à la flexion sont responsables de l'endommagement des fibres. Leur rupture est située au voisinage de la fissuration matricielle lorsqu'elle est importante. La rupture de fibres est un dommage précurseur de la ruine de la structure par pénétration de l'impacteur.

1.2.5. Pénétration puis perforation de l'impacteur

Pour des énergies d'impact plus fortes, l'impacteur peut perforer la cible. La pénétration de l'impacteur est alors un mode de rupture macroscopique, parfois catastrophique pour la structure. Elle survient lorsque le taux de fibres rompues dans le stratifié atteint un seuil critique [Richardson, 1996]. Le problème de la pénétration de l'impacteur relève surtout du domaine de la balistique, mais certaines expériences ont été menées pour des impacts basse vitesse [Cantwell, 1989] et ont montrées que le seuil énergétique de pénétration de l'impacteur augmentait rapidement avec l'épaisseur du spécimen impacté.

1.3. Paramètres influant sur les endommagements observés suite à un impact sur plaque composite stratifiée

La nature tridimensionnelle des effets du chargement dynamique la rend sensible à un grand nombre de paramètres. Les principaux paramètres influant les dommages d'impact sont évoqués dans cette partie. Les paramètres majeurs restent le trio : énergie d'impact, vitesse initiale de l'impacteur et la masse de l'impacteur, liés par l'énergie cinétique incidente de l'impacteur. Selon la combinaison de ces paramètres, la réponse de la cible sera contrôlée par des phénomènes physiques différents, ce qui engendrera des dommages différents (Figure 1.4).

1.3.1. Énergie d'impact

Lors d'un impact, une partie plus ou moins importante de l'énergie incidente est absorbée sous forme de fragmentation du matériau. Cette énergie est donc un paramètre essentiel dans la compréhension des phénomènes engendrés lors d'un impact sur une pièce composite. Elle détermine, en effet, la quantité d'énergie disponible qui pourra être absorbée par la cible sous forme de déformation élastique et d'endommagement. Une série d'impacts à 10, 20, 30 et 40 Joules sur des plaques rectangulaires en carbone/époxy de trois séquences d'empilement différentes a montré que, quel que soit l'empilement considéré, l'aire délaminée projetée, mesurée par transmission d'ultrasons, augmentait avec l'énergie d'impact incidente [Lopes, 2009a]. L'endommagement du stratifié ne survient qu'à partir d'un certain seuil énergétique, dépendant des propriétés du matériau, de son module de flexion et des conditions aux limites qui lui sont imposées [Olsson, 2006]. Pour les impacts de plus faibles énergies, l'énergie incidente est absorbée sous forme de déformation élastique, puis restituée à l'impacteur pour le rebond [Choi, 1992] [Davies, 2004].

1.3.2. Vitesse d'impact

Selon la vitesse incidente, la réponse de la cible sera dominée par une flexion de type quasi-statique de la plaque, par des ondes de flexion ou par des ondes de déformations [Olsson, 2000]. Les impacts sont en général classés en impacts basse vitesse et impacts haute vitesse, voire hyper-véloces (balistique et impact de débris spatiaux), mais la transition entre ces catégories reste à l'heure actuelle sujette à débats [Richardson, 1996] [Davies, 2004]. Pour des vitesses faibles et à faible énergie d'impact (petits chocs), cas souvent référencé comme impact basse vitesse dans la littérature, le problème est considéré comme quasi-statique. La réponse de la plaque est alors dominée par sa flexion globale. Cette déflexion permet d'absorber élastiquement une partie de l'énergie incidente pour la restituer ensuite à l'impacteur. Il y a donc moins d'énergie disponible pour endommager le matériau. A vitesse élevée, en revanche, les déflexions sont plus localisées et les ondes de déformations n'ont pas le temps de se propager dans l'ensemble de la structure. Celle-ci n'a pas le temps de répondre, ce qui conduit à des dommages très localisés. Une plus faible part d'énergie est absorbée élastiquement, la part manquante par rapport à un cas d'impact basse vitesse est absorbée par endommagement successif des constituants du matériau, selon leurs propriétés.

Ces observations donnent lieu à une première distinction entre impacts basse et haute vitesse [Sjöblom, 1988] [Shivakumar, 1985]. Les impacts à basse vitesse, traités comme des événements quasi-statiques, ont ainsi une limite supérieure comprise entre un et une dizaine de mètres par seconde, selon les caractéristiques du problème d'impact considéré (rigidité de la cible, propriétés des matériaux testés, masse et rigidité de l'impacteur). Les impacts à haute vitesse sont ceux pour lesquels une réponse localisée est constatée.

Une manière de classer les types d'impacts est de considérer la manière de générer expérimentalement un impact [Cantwell, 1991]. Les impacts à basse vitesse peuvent alors aller jusqu'à dix mètres par seconde. Dans son livre, Abrate [Abrate, 1998] stipule cependant que les impacts à basse vitesse peuvent atteindre la vitesse de cent mètres par seconde. Liu et Malvern [Liu, 1987] préfèrent un classement des impacts en fonction des dommages créés au sein du stratifié. Les dommages d'impact sont, en effet, de premier plan pour la tolérance aux dommages. Les impacts à basse vitesse sont alors ceux pour lesquels surviennent uniquement de la fissuration matricielle et des délaminages. Les impacts à haute vitesse, quant à eux, sont ceux au cours desquels surviennent des ruptures de fibres induites par la pénétration progressive de l'impacteur dans la cible. Enfin, Robinson et Davies [Robinson, 1992] définissent un impact à basse vitesse comme un événement pendant lequel l'onde de déformation se propageant à travers l'épaisseur ne joue pas de rôle significatif dans la distribution des contraintes. Pour établir la transition vers les impacts haute vitesse, ils établissent un modèle simple. Une zone cylindrique sous l'impacteur subit une déformation uniforme tandis que l'onde de déformation se propage à travers la structure impactée. La déformation en compression s'écrit alors, pour une vitesse d'impact V et une vitesse c du son dans le matériau :

$$\varepsilon_c = \frac{V}{c} \quad (1.1)$$

Pour des déformations à rupture entre 0,5 % et 1 %, le passage au mode haute vitesse dominé par la propagation d'onde de déformations se situe entre dix et vingt mètres par seconde, pour les composites stratifiés à fibres de carbone et résine époxy.

1.3.3. Nature de l'impacteur

La classification des impacts en fonction de la vitesse initiale de l'impacteur est la plus couramment employée. Cependant, Olsson préfère l'usage d'un critère en masse pour déterminer la nature de la réponse à un impact [Olsson, 2000]. La masse, ainsi que la géométrie et la raideur de l'impacteur sont en effet aussi à prendre en compte.

La forme de l'impacteur influe sur le taux de pénétration dans la structure, le pic de force, le temps de contact et la charge seuil de dommage. Dans leurs travaux, Mitrevski *et al.* [Mitrevski, 2005] [Mitrevski, 2006] ont testé l'influence de la forme de l'impacteur sur les réponses d'impact et les dommages induits de plaques composites tissées en fibres de verre et matrice polyester ou en fibres de carbone et matrice époxy. Quatre formes d'impacteurs ont été testées : plan (Figure 1.8a), sphérique (Figure 1.8b), ogival (Figure 1.8c) et conique (Figure 1.8d). Cet ordre correspond au classement des formes d'impacteur selon le maximum de force de contact qu'elles induisent. Pour le temps de contact, la déflexion maximale mesurée et l'énergie absorbée, ce classement est inversé.

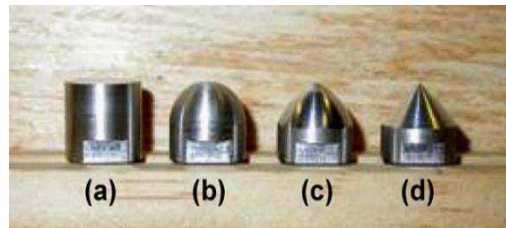


Figure 1.8. Formes d'impacteur testées dans les travaux de Mitrevski *et al.* [Mitrevski, 2006]

Du point de vue des défauts engendrés, l'impacteur plan ne laisse pas d'empreinte résiduelle et crée des défauts difficilement détectables par illumination de la face opposée à l'impact, dans les composites tissés en fibres de verre et matrice polyester. L'impacteur conique est celui qui laisse l'indentation la plus profonde, suivi de l'impacteur ogival puis de l'impacteur sphérique. Les aires endommagées mesurées sont cependant équivalentes, pour ces trois formes d'impacteur.

Dans la majorité des cas, l'impacteur est considéré comme infiniment rigide. Cependant, la raideur de l'impacteur a une influence sur le comportement à l'impact, selon son rapport à la raideur de la cible, comme dans le cas d'impact de glace ou de choc à l'oiseau, qui ont lieu pour des vitesses généralement élevées. Il est à noter également que dans certains cas, l'impacteur peut dissiper une partie de l'énergie incidente (plasticité, fragmentation...). Un simple modèle masse-ressort à deux degrés de liberté permet de déterminer la raideur de l'impacteur à partir de laquelle il peut être considéré comme infiniment rigide [Trouset, 2009] (Figure 1.9a). Ce modèle est similaire au modèle plus complexe proposé par Shivakumar *et al.* [Shivakumar, 1985] (Figure 1.9b), mais en négligeant la masse dynamique effective de la plaque, par rapport à la masse de l'impacteur, et les effets de membrane et de cisaillement de la plaque.

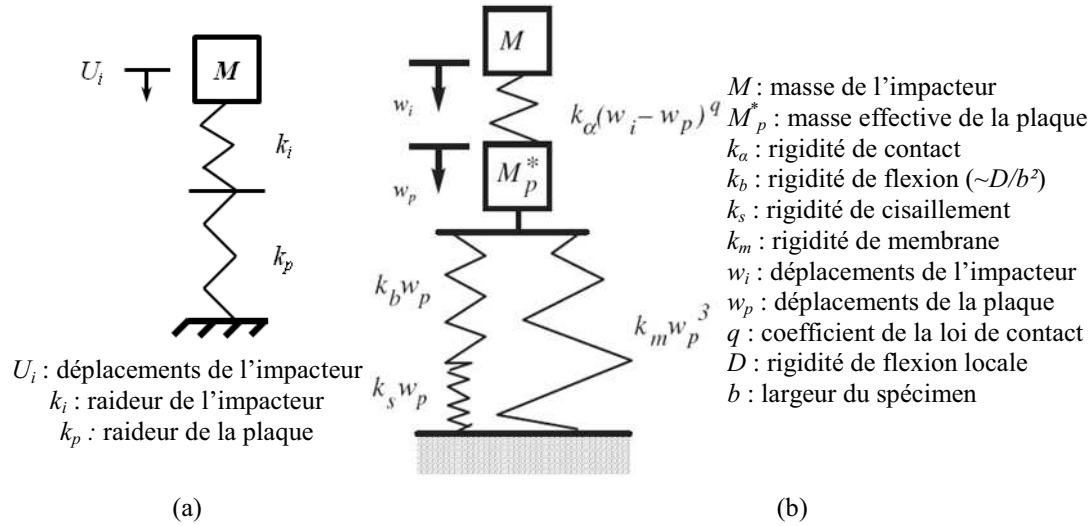


Figure 1.9. Modèles masse-ressort pour l'impact à basse vitesse et basse énergie, [Troussel, 2009] (a) et [Davies, 2004] (b)

Ce système masse-ressort admet l'équation différentielle suivante :

$$\ddot{U}_i + \frac{k_i k_p}{M(k_i + k_p)} U_i = 0 \quad (1.2)$$

U_i et \ddot{U}_i sont, respectivement, le déplacement et l'accélération de l'impacteur, k_i et k_p les raideurs de l'impacteur et de la plaque et M la masse de l'impacteur. L'équation différentielle admet la solution suivante, en prenant pour conditions initiales $U_i = 0$ et $\dot{U}_i = V_i$:

$$U_i = \frac{V_i}{\omega} \sin(\omega t) \text{ avec } \omega = \sqrt{\frac{k_i k_p}{M(k_i + k_p)}} \quad (1.3)$$

La force de contact maximale, F_{max} , et le temps de contact, t_f , évoluent alors comme :

$$F_{max} = M \omega V_i \quad (1.4)$$

$$t_f = \frac{\Pi}{\omega} \quad (1.5)$$

Ce modèle approximatif donne une idée de l'évolution du temps de contact et de la force maximale de contact en fonction de la rigidité et de la masse de l'impacteur, ainsi que de la vitesse incidente. En effet, si l'on trace l'évolution de la force maximale d'impact en fonction de la rigidité de l'impacteur, celle de l'impacté étant constante, avec la relation $k_i = \alpha k_p$, on remarque que la force maximale de contact comme le temps de contact tendent vers une asymptote (Figure 1.10).

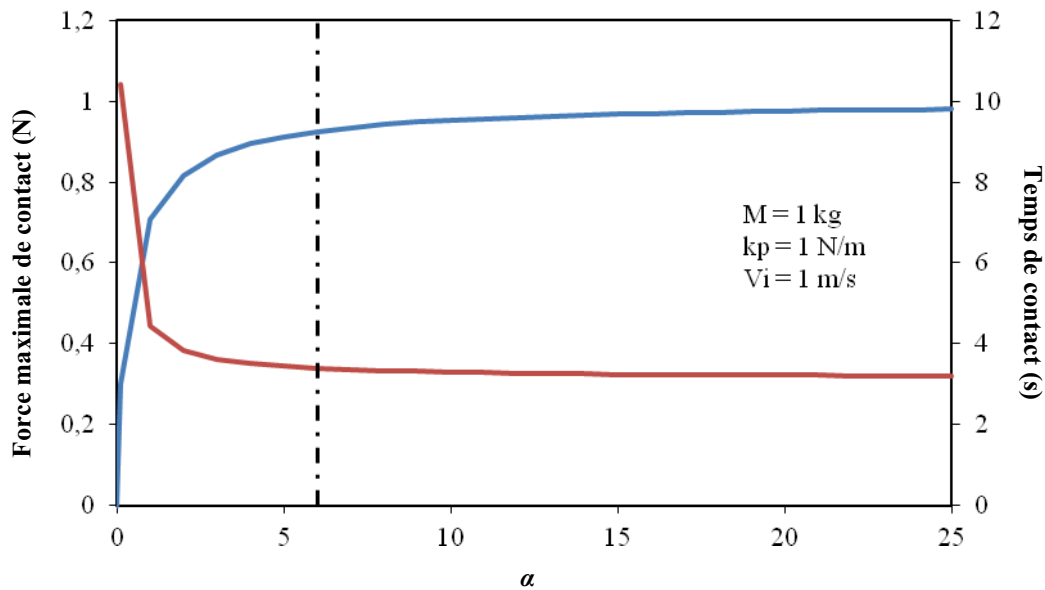


Figure 1.10. Force maximale de contact et temps de contact prévus par le modèle masse-ressort simplifié (Figure 1.9a) en fonction du rapport des raideurs de la plaque et de l'impacteur. La ligne pointillée indique la valeur de α pour laquelle les valeurs asymptotiques sont atteintes à 5 % près.

1.3.4. Conditions aux limites imposées à la cible

L'influence des conditions aux limites sur la réponse d'une structure à un chargement d'impact est aisément envisageable dans le cas d'impacts à basse vitesse pour lesquels la durée du contact est suffisamment grande pour que l'ensemble de la structure ait le temps de répondre [Richardson, 1996] [Olsson, 2000]. En effet, selon leur nature, les mouvements autorisés de la structure ne seront pas les mêmes et donc sa réponse différera. Par exemple, une plaque encastree pourra plus difficilement fléchir qu'une plaque simplement appuyée à ses bords [Minak, 2008]. Elle absorbera moins d'énergie par déformation élastique et donc s'endommagera plus qu'une plaque en configuration libre. Pour les impacts à très haute vitesse, les conditions aux limites pourront être la plupart du temps ignorées du fait que le phénomène d'impact est terminé avant même que les ondes de déformations n'aient atteint les bords de la structure.

En réalité, les structures impactées sont souvent dans un certain état de contraintes initial, selon leur fonction (traction unidirectionnelle, bidirectionnelles, compression...). Il est donc intéressant de connaître l'effet d'une pré-charge sur le comportement à l'impact. Herszberg et Weller [Herszberg, 2006] ont impacté des plaques composites tissées en carbone/époxy en situation de flambement, sous un chargement de compression. Ils n'ont pas observé de différences majeures entre une pièce chargée en compression et une pièce non chargée. Kulkarni *et al.* [Kulkarni, 2010] ont fait la même observation sur des panneaux composites tissés en verre/époxy sous lesquels un système de pressurisation entraînait une courbure du panneau à impacter. Ils attribuent cette absence d'effets de la pressurisation du panneau sur la réponse d'impact à deux effets antagonistes. La courbure du panneau doit, selon eux, engendrer une diminution de la force de contact et une augmentation de la flexion centrale. En revanche, l'augmentation de la pression entraînant un niveau de précontrainte plus élevé, ce qui doit augmenter la force de contact et diminuer la flexion centrale. Whittingham *et al.* [Whittingham, 2004] ont testé des stratifiés quasi-isotropes en carbone/époxy en traction unidirectionnelle, en traction bidirectionnelle et en cisaillement. Ils n'ont pas observé de différences significatives de comportement entre une pièce chargée et une pièce non chargée. Mitrevski *et al.* [Mitrevski, 2006] n'ont pas non plus noté de grandes

différences entre les endommagements observés sur des composites tissés en fibres de verre et résine polyester pré-chargé en tension bidirectionnelle et sans précharge.

En revanche, un effet de la température à laquelle est effectué l'impact est observé dans la littérature. En effet, les propriétés du matériau varient, selon la température qui leur est appliquée. La fragilité de la matrice et les contraintes résiduelles de cuisson du composite augmentent notamment lorsque la température diminue, ce qui induit une perte de performances du matériau. Il a été remarqué, sur des composites stratifiés en carbone/époxy impactés à des températures comprises entre -150°C et 20°C , que la diminution de la température entraîne une augmentation des aires délaminées [López-Puente, 2002] [Sánchez-Sáez, 2007]. D'autre part, dans un verre/époxy quasi-isotrope impacté entre -60°C et 20°C , Icten *et al.* [Icten, 2009] ont observé peu d'effets de la température sur la réponse à un impact, jusqu'à 20 Joules. Ce seuil énergétique correspond aux premières ruptures de fibres. Au-delà de ce seuil, de grandes variations sont observées entre les réponses.

1.3.5. Géométrie et empilement de la cible

La géométrie de la cible est un paramètre important. Le mode de rupture dépend en effet du ratio envergure / épaisseur de la plaque impactée [Cantwell, 1991]. Selon ce ratio, la plaque va plus ou moins pouvoir se déformer élastiquement et donc limiter les endommagements. La réponse à l'impact sera également modifiée : les plaques élancées présentent des réponses plus oscillantes que les plaques plus petites [Guillaumat, 2000]. Liu *et al.* [Liu, 1998] ont cependant mis en évidence que l'effet de l'épaisseur de stratifiés verre/époxy composés de plis orientés à 0° ou 90° était plus important que l'effet de l'envergure. Ils rappellent, pour justifier leurs observations, que la flexion du stratifié est proportionnelle aux dimensions dans le plan et au cube de l'épaisseur. Lorsque l'épaisseur du stratifié est importante, des fissures matricielles se développent à partir de la zone de contact [Abrate, 1998], où de fortes contraintes sont induites par l'impacteur (Figure 1.11a). Lorsque l'épaisseur de la cible est faible, sa flexion lors de l'impact sera plus importante et amorcera donc les fissurations matricielles dans le pli opposé à la zone de contact avec l'impacteur (Figure 1.11b).

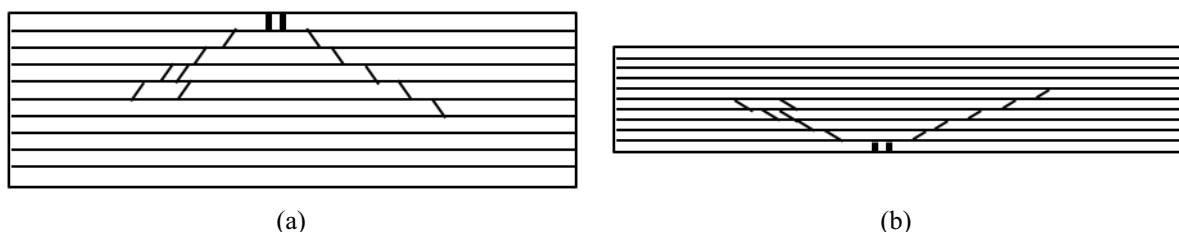


Figure 1.11. Endommagements dans un stratifié de plis d'unidirectionnels épais (a) et fin (b)

La résistance à l'impact est très dépendante de l'orientation des plis dans le stratifié. Les différents travaux sur la résistance à l'impact des stratifiés ont abouti à une conclusion importante : les dommages d'impact, notamment les délaminages, sont plus importants dans les structures dont la séquence d'empilement contient des variations angulaires de l'orientation des plis trop importantes [Liu, 1988]. Le dommage est plus important pour des variations angulaires de 90° . Pour cette raison, une règle de drapage des stratifiés indique que les changements d'orientations entre deux plis successifs ne doivent pas dépasser 45° (les directions des plis étant classiquement orientés à 0° , 90° ou $\pm 45^{\circ}$). Le fait de grouper les plis de même orientation réduit également les performances à l'impact du stratifié [González, 2011].

1.3.6. Propriétés des constituants de la cible

La création des défauts est liée aux propriétés des constituants du matériau composite, à savoir : les fibres, la matrice et l'interface. C'est pourquoi les propriétés des constituants du composite ont une influence sur les dommages induits par un impact.

1) Fibres

Les fibres supportent majoritairement la charge appliquée. Il existe différentes fibres sur le marché, qui possèdent des propriétés différentes : les fibres de verre, les fibres en aramide (Kevlar[®]) et les fibres de carbone sont les plus répandues [Barrau, 2004]. Les résistances à l'impact du verre et de l'aramide sont supérieures à celles du carbone, du fait du mode de rupture progressif de ces fibres, comparé à la rupture fragile des fibres de carbone. Les fibres de Kevlar possèdent la plus grande capacité à absorber l'énergie [Cantwell, 1991].

La diminution du diamètre des fibres entraîne une augmentation de leur déformation à rupture, donc de leur capacité à absorber l'énergie de déformation [Cantwell, 1991]. La diminution du diamètre des fibres permettrait donc d'améliorer la résistance à l'impact. Cependant, cette diminution entraîne également une dégradation de la résistance de l'interface fibre/matrice. Lorsque la déformation globale de la structure n'est pas négligeable, comme c'est le cas en impact à basse vitesse et à basse énergie, il faut donc faire un compromis entre la déformation à rupture des fibres et la résistance de l'interface fibre/matrice. D'autre part, la bonne résistance à un impact ne signifie pas que les propriétés résiduelles en présence de défauts d'impact seront meilleures. Des compromis sont donc à faire pour parvenir à une structure optimisée.

2) Matrice

La matrice protège et solidarise les fibres. Elle assure également le transfert des charges d'une fibre à l'autre. Sa raideur et sa résistance sont en général bien plus faibles que celles des fibres mais son rôle reste critique : le délaminage peut entraîner jusqu'à 50 % de perte de performance [Cantwell, 1991]. Des améliorations ont été apportées aux matrices de première génération qui n'étaient pas très résistantes pour augmenter leur tenue mécanique. Pour les matrices de troisième génération, par exemple, des nodules thermoplastiques ont été introduits dans la matrice époxy pour améliorer les capacités d'absorption d'énergie de la matrice.

Le composite impacté étant soumis à de la flexion, les propriétés de la matrice en mode de cisaillement sont très importantes. Là encore, un compromis est à faire entre les différentes propriétés requises du matériau : vieillissement humide, température de fusion, résistance à la propagation de fissures, résistance à l'impact et propriétés résiduelles, etc [Richardson, 1996].

3) Interface

Les propriétés de l'interface entre la fibre et la matrice influencent les dommages induits par un impact [Cantwell, 1991] [Richardson, 1996]. Une adhérence fibre-matrice faible entraîne une résistance au cisaillement faible et donc une apparition de décohésions pour des contraintes transverses faibles, ainsi qu'une multiplication rapide de ces décohésions. En revanche, une adhérence forte augmente la résistance au cisaillement, retarde l'apparition des décohésions mais, du fait de la sensibilité aux entailles liée au traitement de surface de la fibre, la résistance en traction après impact du matériau est réduite. Selon l'usage de la structure, un compromis est donc à faire.

1.4. Principales approches de modélisation d'impacts sur plaques composites stratifiées

L'intérêt, d'une part, pour comprendre et modéliser l'influence des paramètres du choc sur les dommages et, d'autre part, leur prévision sur structures composites a engendré un grand nombre d'articles [Davies, 2004]. Dans leur synthèse, Davies et Olsson différencient les modèles analytiques des modèles numériques destinés à la simulation par éléments finis. Les modèles analytiques servent principalement à modéliser la réponse globale à un impact. Parmi les modèles numériques, ceux basés sur la mécanique continue de l'endommagement sont distingués des modèles d'endommagement dits « discrets », où l'endommagement est représenté par des éléments endommageables reliant entre eux les éléments de volume de la structure modélisée.

1.4.1. Modèles analytiques

Les modèles analytiques ont été les premiers mis en place, lorsque les capacités des calculateurs ne permettaient pas encore de réaliser des simulations complètes avec des discrétisations fines [Sun, 1977] [Sun, 1995]. D'après Davies et Olsson [Davies, 2004], ces modèles permettent de comprendre les effets de masses, des raideurs de plaque et de géométries. Ils permettent de voir directement l'influence des paramètres d'un impact sur la réponse globale et l'étendue des délaminages. Ils permettent aussi de pré-dimensionner rapidement les structures composites [Olsson, 2010], en vue de réaliser les essais d'impact.

Abrate distingue quatre méthodes de construction de modèles analytiques [Abrate, 2001]. Les modèles basés sur l'équilibre énergétique prennent pour hypothèse que le comportement en impact basse vitesse et faible énergie reste quasi-statique. Le modèle d'impact sur un milieu semi-infini, quant à lui, prend uniquement en compte la déflexion de la plaque. C'est un modèle très efficace si le front de déformation n'atteint pas les frontières de la plaque. Dans le cas contraire, la dynamique de la plaque est à prendre en compte et ce modèle ne convient plus.

Les modèles masse / ressort sont les plus rencontrés [Sun, 1977] [Sun, 1995] [Olsson, 2001] [Feraboli, 2006]. Ils consistent à représenter de manière simplifiée la dynamique du problème. Lorsque l'impacteur est beaucoup plus rigide que la plaque, il est modélisé par une masse ponctuelle, tandis que la plaque est représentée par sa masse et ses raideurs en membrane, flexion et cisaillement (Figure 1.9b). Ces modèles possèdent un ou deux degrés de liberté seulement. Les réponses à un impact sont généralement bien prévues mais ces modèles sont souvent limités à une configuration d'impact particulière.

Enfin, lorsque les contraintes de cisaillement réparties dans l'épaisseur de la plaque ne sont pas négligeables, l'analyse doit être tridimensionnelle. La réponse de la structure impactée est alors issue de l'association des différents modes propres de l'ensemble de la structure. Ces modèles sont dits « multi-degrés de liberté » par Davies et Olsson [Davies, 2004]. Il est plus rare d'avoir des formulations explicites de la dépendance aux paramètres d'un impact avec ces modèles mais ils s'avèrent plus rapides et moins coûteux que les autres méthodes basées sur les éléments finis.

Cependant, les modèles analytiques sont limités à des géométries simples et souvent liés à une configuration particulière d'impact (conditions aux limites, gamme d'énergie...). D'autre part, ils sont souvent limités à l'amorçage des dommages ou bien donnent une vision partielle de l'étendue des dommages. Ils ne permettent pas non plus de connaître précisément

la nature des dommages créés au sein du stratifié. Enfin, il faut mettre en place d'autres modèles analytiques pour connaître la réponse d'une structure et la croissance des endommagements lors d'un chargement post-impact [Davies, 2004]. C'est pourquoi la simulation numérique de l'impact est de plus en plus recherchée. En effet, celle-ci, associée à des modèles de comportement et d'endommagement du pli et, éventuellement, des interfaces, permet de prévoir la localisation et la nature des dommages au sein de la plaque. Les dommages prévus par la simulation peuvent ensuite être utilisés dans un modèle de chargement post-impact [Gonzalez, 2012]. La simulation par la méthode des éléments finis peut également permettre d'étudier plus simplement les effets d'échelles sur le comportement à l'impact. Deux types de modèles éléments finis sont distingués : les modèles avec endommagement dit « discret », où les éléments discrétisant le stratifié sont joints par des interfaces endommageables prévalant de la localisation des fissures, et les modèles basés sur la mécanique de l'endommagement continu.

1.4.2. Modèles éléments finis avec endommagement « discret »

Les modèles avec endommagement « discret » consistent à discrétiser la structure stratifiée en éléments volumiques reliés entre eux par des éléments endommageables, qui représentent à la fois la fissuration matricielle et les délaminages potentiels. La même technique n'est actuellement pas transposée aux ruptures de fibres, pour des raisons de complexité du maillage [Bouvet, 2012].

Initialement, ce genre de modèle a servi à comprendre les mécanismes d'endommagement au cours d'un impact, notamment le couplage entre l'endommagement matriciel et le délaminage, mis en évidence expérimentalement [Liu, 1988] [Chang, 1990] [Huchette, 2005]. C'est le cas du modèle de Lammerant et Verpoest [Lammerant, 1996], ou encore ceux proposés par de Moura et Gonçalves [de Moura, 2004] ou par Zhang *et al.* [Zhang, 2006]. Dans le cas du modèle de Lammerant et Verpoest, plusieurs états d'endommagements d'un carbone / époxy [90₄/0₄]_s indenté quasi-statiquement sont représentés :

- Fissuration matricielle initiale, verticale, dans les plis à 90° opposés à l'impact ;
- Fissuration matricielle dans les plis à 90° opposés à l'impact et début de délaminage ;
- Fissuration matricielle dans les plis à 90° opposés à l'impact et deux autres fissures de part et d'autre, ainsi qu'un début de délaminage.

Les fissures prédéfinies dans le maillage initial selon les observations expérimentales sont ensuite propagées par un critère énergétique. Lorsque ce critère est dépassé, les éléments ressorts de très grande raideur sont cassés, un par un, pour simuler la propagation des fissures matricielles et de délaminage. Ce modèle permet de mieux comprendre le couplage entre la fissuration matricielle et le délaminage. Les auteurs prônent également l'utilisation d'un critère énergétique pour simuler la propagation des dommages d'impact. Cependant, la modélisation étant basée sur les observations expérimentales et nécessitant des fissures initialement présentes dans le modèle, le caractère prévisionnel des simulations n'est pas vraiment possible.

Il en va de même pour le modèle quasi-statique et sans contact (remplacé par la théorie de Hertz) de de Moura et Gonçalves [de Moura, 2004]. En effet, dans ce cas, des modèles de zones cohésives sont insérés aux lieux où des fissurations matricielles ont été observées et aux interfaces entre plis d'orientations différentes. Bien que le modèle de plaque ne soit pas, dans ce cas, pré-fissuré pour étudier la propagation des dommages, les fissures matricielles sont

placées selon les observations expérimentales, ce qui limite ce modèle à un cas particulier et nuit à son caractère prédictif.

Plus récemment, Bouvet *et al.* [Bouvet, 2009] [Bouvet, 2012] ont mis en place un modèle de plaque avec endommagement discret permettant de simuler des impacts sur des stratifiés « industriels », comportant un nombre relativement important de plis et d'interfaces, tout en tenant compte de manière simple du couplage entre la fissuration matricielle et le délaminage. Ce type de modèle est encore rare, d'après Olsson [Olsson, 2010]. Dans le modèle de Bouvet *et al.*, le stratifié est discrétisé en éléments volumiques joints entre eux par des ressorts endommageables [Bouvet, 2009] ou des interfaces endommageables [Bouvet, 2012] (Figure 1.12). Les fissures matricielles sont obligatoirement verticales, pour limiter la complexité du maillage de la zone impactée, ce qui limite le modèle à des composites épais, où l'épaisseur du pli peut être négligée, par rapport à l'épaisseur du stratifié. La densité de fissures étant fixée par la discrétisation, le modèle de rupture des éléments cohésifs est choisi sans dissipation d'énergie supplémentaire.

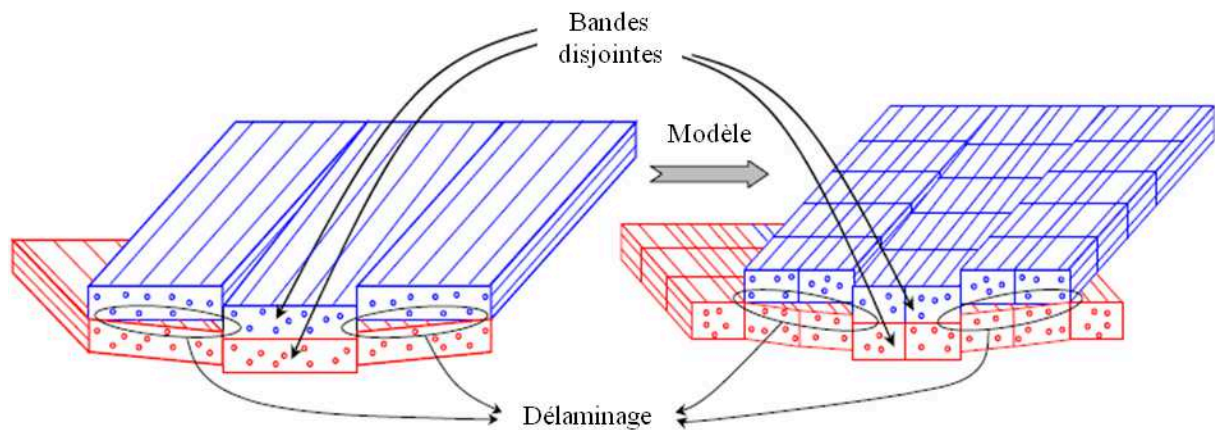


Figure 1.12. Discretisation du stratifié impacté dans le cadre d'un modélisation dite « discrète » des dommages [Bouvet, 2009]

Le modèle de 2009 a été amélioré pour prendre en compte l'effet de la rupture des fibres sur la propagation des délaminages et la perforation de la plaque impactée [Bouvet, 2012]. Le nouveau modèle permet également la propagation des délaminages en mode d'ouverture et en mode de cisaillement, ce qui a permis de mettre en évidence la prépondérance du mode d'ouverture des fissures à l'amorçage des délaminages et celle des modes de cisaillement en propagation. Le modèle de 2012 tient également compte de l'effet des débris de matrice [Abdallah, 2009] sur la refermeture des fissures matricielles, responsables, d'après les auteurs, de l'indentation permanente. Ce modèle semble être en accord avec les données expérimentales fournies par les auteurs mais pose le problème de la dépendance au maillage. Le fait de présupposer de l'orientation et de la position des fissures matricielles peut également s'avérer problématique pour la transposition des dommages prévus pour une simulation des performances résiduelles.

Bien que les modèles avec endommagement discret ait été développés dans des codes de calcul industriels (ANSYS [Lammerant, 1996], Samcef [Bouvet, 2009] ou Abaqus/Explicit [Bouvet, 2012]), ils s'avèrent intrusifs et difficilement transférables, à l'heure actuelle, à l'industrie. La question de la dépendance au maillage relative à ces modèles d'endommagement discret reste ouverte, ainsi que leur prédictivité.

Une technique originale de traitement de l'impact a été établie au cours des travaux de thèse d'Ilyas [Ilyas, 2010]. La zone impactée a en effet été modélisée par des Smoothed-

Particle Hydrodynamics (SPH), méthode initialement développée pour les écoulements de fluide (Figure 1.13). Dans cette méthode, les particules sont liées entre elles par une loi de comportement, pas encore endommageable, mais élastique linéaire et orthotrope. Elle permet de prévoir correctement les contraintes au sein du stratifié et autorise le branchement d'une fissure sans connaissance préalable de sa localisation, ce qui semble prometteur pour la prévision des endommagements.

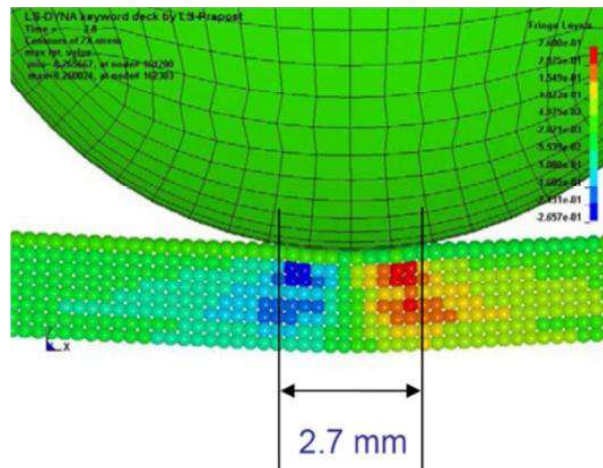


Figure 1.13. Prévion du champ de cisaillement hors-plan lors d'un impact par la méthode SPH (Smooth-Particle-Hydrodynamics) [Lachaud, 2011]

1.4.3. Modèles éléments finis utilisant la mécanique de l'endommagement continu

Les modèles numériques d'impact basés sur la mécanique continue de l'endommagement tiennent compte de la présence de fissures au sein du matériau par le biais de leurs effets sur les propriétés du stratifié. Aucune discontinuité n'est introduite dans le modèle éléments finis pour représenter les dommages, à l'exception, dans la plupart des modèles, des délaminages, souvent modélisés par des modèles de zones cohésives (les interfaces sont ainsi localisées explicitement).

Les modèles matériau de la mécanique continue de l'endommagement sont souvent construits dans un cadre thermodynamique, dans lequel la positivité de la dissipation est traduite par des endommagements ne pouvant que croître. Selon les auteurs, les modèles d'endommagement sont plus ou moins complexes et intègrent plus ou moins les différentes caractéristiques du comportement des matériaux composites à matrice organique, au travers du choix et du nombre des variables internes. Dans un premier temps, le dommage est amorcé lorsqu'un critère de rupture, écrit selon le mode, en contrainte ou en déformation, est atteint. Ensuite, les propriétés du stratifié sont dégradées, progressivement ou brutalement, pour caractériser l'effet de l'endommagement sur le comportement du matériau. Dans le cas d'une dégradation progressive, une variable d'endommagement est introduite dans le modèle pour diminuer directement les propriétés élastiques du matériau ou bien les contraintes supportées par le point de Gauss endommagé [Hou, 2001]. Cette variable d'endommagement peut être associée au mode de rupture considéré [Ilyas, 2010] ou bien au type d'endommagement créé (rupture de fibres, matricielle ou délaminage) [Laurin, 2005] [Laurin, 2007] [Charrier, 2011]. Les modes de dégradation varient, selon les auteurs et selon les modes de rupture. Par exemple, Donadon *et al.* [Donadon, 2008] ou encore Faggiani et Falzon [Faggiani, 2010] utilisent des modèles de dégradation linéaire. Dans le cas des modèles de comportement basés sur des critères énergétiques, la régularisation de l'énergie dissipée est faite en introduisant

une longueur caractéristique du modèle élément fini pour s'assurer que l'énergie dissipée calculée correspond à la ténacité du matériau [Donadon, 2008] [González, 2012].

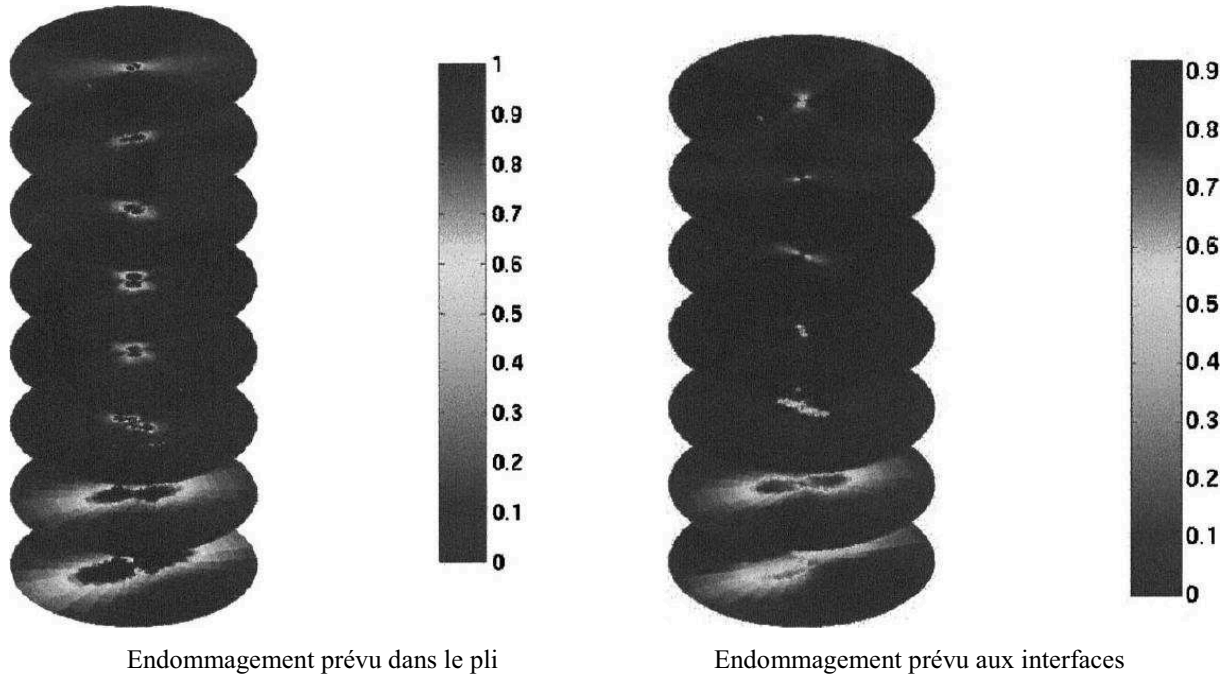


Figure 1.14. Modèle d'endommagement continu avec prise en compte des effets du délaminage dans la loi de comportement du pli [Guinard, 2002]

Certains modèles de comportement du pli incorporent directement les effets du délaminage [Guinard, 2002] [Ilyas, 2010] [Charrier, 2011] [Raimondo, 2012] (Figure 1.14). D'autres passent par l'utilisation de modèles de zones cohésives, puisque le plan de propagation des délaminages est situé à l'interface entre deux plis d'orientations différentes [Lopes, 2009b] [Faggiani, 2010] [González, 2012] (Figure 1.15). Le couplage entre la fissuration matricielle et les délaminages est alors moins évident que dans le cas des modèles dits « discrets » et passe par des variables intermédiaires pour communiquer l'effet de l'endommagement matriciel sur les propriétés de l'interface [Vandellos, 2011].

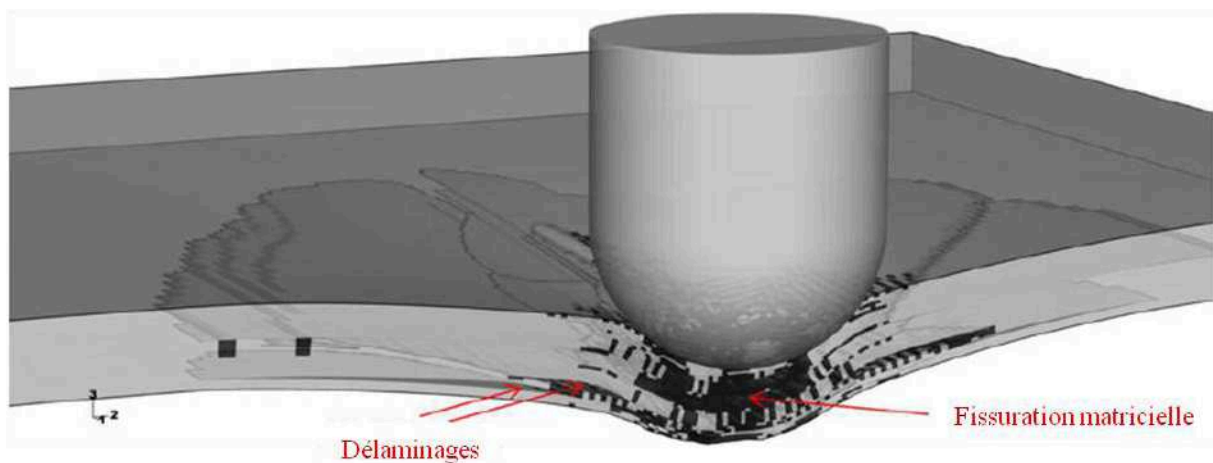


Figure 1.15. Modèle d'endommagement continu du pli où les délaminages sont prévus par des modèles de zones cohésives aux interfaces [Lopes, 2009]

Par ailleurs, la résolution numérique est principalement de type dynamique explicite, ou bien, lorsque l'hypothèse d'équivalence des endommagements obtenus en impact basse

vitesse et en indentation hors plan quasi-statique est faite, implicite. Dans ce dernier cas, l'indentation hors plan est modélisée, et non l'impact à proprement parler. Dans certains cas, la gestion du contact est remplacée par un champ de déplacements [Guinard, 2002] ou de force [de Freitas, 2000], issus des mesures expérimentales, ce qui limite la prédictivité du modèle, ou obtenu à partir de la théorie de Hertz.

Des méthodes complexes sont parfois mises en œuvre pour tenter de réduire les coûts de calcul, comme l'utilisation de la transformée de Fourier dans les travaux de Guinard *et al.* [Guinard, 2002] pour résoudre un problème bidimensionnel pour le transposer ensuite en trois dimensions. Plus récemment, Faggiani et Falzon [Faggiani, 2010] ont préconisé le recours à des grands clusters de calcul pour traiter des cas d'impact sur structures industrielles, comme un panneau raidi. La plupart des calculs sont effectués en intégration réduite, associée à des méthodes de contrôle des modes d'Hourglass inhérentes au code de calcul utilisé [Hou, 2000] [Donadon, 2008] [Ilyas, 2010] [Faggiani, 2010] [González, 2012]. Certains auteurs font également l'usage d'éléments coques [Davies, 1995] [de Freitas, 2000] [Yokoyama, 2010].

Globalement, les auteurs trouvent une correspondance qualitative entre les endommagements mesurés expérimentalement et prévus par le modèle éléments finis. Les modèles sont améliorés au cours des publications pour enrichir les mécanismes modélisés et approcher une correspondance quantitative. Les derniers développements se penchent notamment sur la prévision de l'empreinte résiduelle, qui intéresse les industriels pour la détectabilité d'un endommagement d'impact. Pour Faggiani et Falzon [Faggiani, 2010], ainsi que pour Yokoyama *et al.* [Yokoyama, 2010], l'indentation permanente est capturée par le comportement non-linéaire en cisaillement. D'autres développements en cours privilégient l'utilisation d'une loi viscoplastique pour le comportement de la matrice [Lachaud, 2011], comme dans les travaux de Bouvet *et al.* [Bouvet, 2012] pour les modèles « discrets ». Il est cependant rare que le modèle soit testé sur des empilements utilisés dans l'industrie [Lopes, 2009b] [Ilyas, 2010] [González, 2012] et plus rarement encore sur des pièces industrielles, comme le panneau raidi de Faggiani et Falzon [Faggiani, 2010]. Les validations sont également souvent faites pour une configuration d'impact seulement pour des conditions aux limites particulières, avec un empilement et une énergie d'impact donnée.

1.5. Bilan

Ce chapitre a pour but de donner au lecteur des repères bibliographiques, afin de mieux comprendre la complexité d'un problème d'impact. Il présente les différentes réponses à l'impact rencontrées (indentation, pénétration de l'impacteur et perforation de la cible) et les différents modes de rupture pouvant survenir (fissuration matricielle, délaminage et ruptures de fibres). La nature tridimensionnelle complexe de l'impact le rend sensible à un grand nombre de paramètres : énergie incidente, vitesse incidente de l'impacteur, masse de l'impacteur, conditions aux limites de la cible, géométrie de la cible, propriétés des constituants du stratifié. La dernière partie de ce chapitre évoque les différentes modélisations disponibles dans la littérature. Les modèles analytiques, généralement développés à partir de modèles masse-ressort, permettent de réaliser rapidement des pré-dimensionnements à l'impact. Cependant, la nature complexe du chargement d'impact incite à recourir à la simulation numérique par la méthode des éléments finis. Deux types de modèles se distinguent alors. Dans les modèles « discrets », la structure est discrétisée en volumes élémentaires joints par des éléments endommageables figurant la fissuration matricielle potentielle ou le délaminage. Dans les modèles basés sur la mécanique de l'endommagement continu, les dommages ne sont pas représentés directement mais par leurs effets sur le comportement du matériau. De plus, la majorité des simulations numériques a recours à des

algorithmes de dynamique explicites, qui permettent de gérer plus facilement les non-linéarités liées au chargement d'impact (géométriques, de contact...).

Le prochain chapitre s'intéresse plus particulièrement aux outils qui ont été mis en œuvre dans ces travaux. Les dispositifs expérimentaux utilisés pour disposer de données à comparer aux simulations y sont présentés. Dans un deuxième temps, les modèles matériaux testés pour l'impact sont détaillés. Ensuite, une comparaison des caractéristiques des algorithmes dynamiques explicites, habituellement choisis pour l'impact, et des algorithmes dynamiques implicites, utilisés dans ces travaux, est réalisée afin de mettre en lumière les avantages et les inconvénients de ces deux méthodes de résolution d'un problème éléments finis. Enfin, la gestion du contact par la méthode de flexibilité implémentée dans le code de calcul par éléments finis *Z-set* est brièvement présentée.

Chapitre 2

Matériel et méthodes

L'objectif de ce chapitre est de présenter les dispositifs expérimentaux et les méthodes numériques qui ont été mis en œuvre dans le cadre des travaux présentés dans ce mémoire. Les dispositifs expérimentaux sont décrits, ainsi que les modèles matériaux choisis et leurs identifications. Enfin, un point est fait sur les différences entre la résolution dynamique implicite et la résolution dynamique explicite, pour la méthode des éléments finis.

2.1. Dispositifs expérimentaux

Deux types de dispositifs expérimentaux ont été employés dans le cadre de ces travaux : un dispositif d'impact par masse tombante et un dispositif d'indentation hors-plan du stratifié.

2.1.1. Impact par masse tombante

Le dispositif d'impact par masse tombante utilisé dans le cadre de ces travaux est une tour de chute Dynatup 8250 [Instron, 1999]. Cette machine est initialement conçue pour réaliser des essais d'impact tels que ceux décrits dans la norme ASTM D 7136 [ASTM, 2007]. Cette norme permet de représenter la chute d'un outil sur un élément de peau en composite d'un fuselage, compris entre deux cadres et deux lisses. En effet, le fuselage des avions est constitué d'une peau, métallique ou plus récemment composite, rivetée sur des cadres et des lisses. Les lisses sont des poutres parallèles à l'axe du fuselage. Elles permettent de reprendre les efforts de flexion de la voilure, transmis au fuselage par le caisson central, où sont implantées les ailes. Les cadres sont des anneaux fixés perpendiculairement aux lisses. Ils permettent de donner au fuselage sa forme aérodynamique.

La norme ASTM D 7136 permet de standardiser les essais d'impact par masse tombante et est plus particulièrement adaptée aux applications composites aéronautiques. Elle fixe les dimensions de la plaque à impacter à $(150 \pm 0,25) \times (100 \pm 0,25) \text{ mm}^2$ (Figure 2.1). L'épaisseur de la plaque peut varier, en fonction du matériau et, pour un stratifié, de l'empilement considéré. La cible est centrée sur une fenêtre d'impact de $(125 \pm 1) \times (75 \pm 1) \text{ mm}^2$. Elle est maintenue sur cette fenêtre par quatre sauterelles mécaniques recouvertes d'un embout en caoutchouc, afin de ne pas abîmer la plaque lors du serrage des sauterelles. L'impacteur doit avoir un embout de forme hémisphérique. En effet, dans la littérature [Mitrevski, 2006], c'est cette géométrie d'impacteur qui a engendré le plus de dommages internes, à dommage visible de l'extérieur équivalent. Le diamètre de l'embout est fixé à $(16 \pm 0,1) \text{ mm}$ par la norme. Cet embout est fixé sur une colonne qui glisse le long de deux guides lors de la chute. Ces guides assurent la verticalité de l'impacteur au moment de l'impact. La masse totale de l'impacteur, constitué de l'embout hémisphérique et de la colonne à laquelle est fixé cet embout, doit valoir $(5,5 \pm 0,25) \text{ kg}$. La hauteur de chute, notée h , est réglée de manière à atteindre l'énergie d'impact souhaitée (2.1).

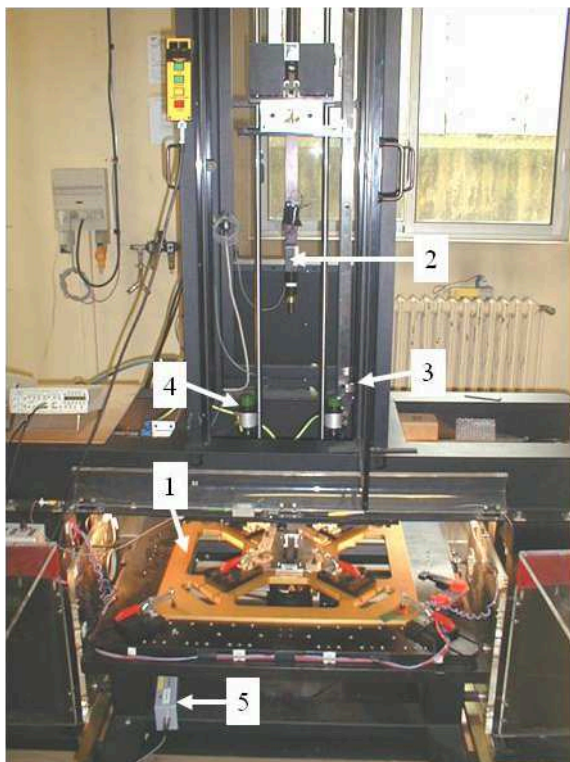
$$h = \frac{E_i}{M_i g} \quad (2.1)$$

E_i est l'énergie d'impact recherchée, M_i la masse de l'impacteur et g la constante de gravité du lieu où l'essai est réalisé.

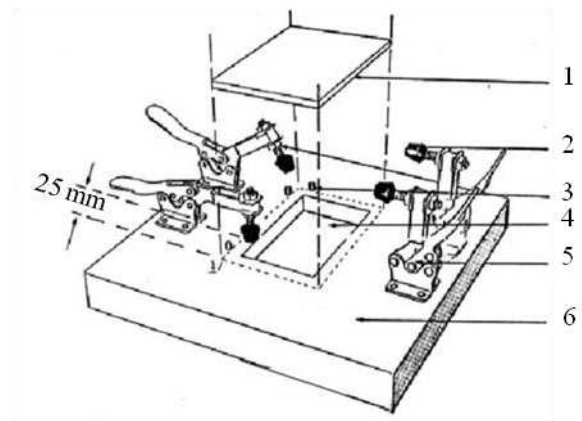
Au cours de l'essai, la vitesse de l'impacteur doit pouvoir être mesurée à un point fixe, juste avant le choc avec la cible. La précision de cette mesure est fixée à 5 mm/s par la norme.

La machine Dynatup 8250 disponible comporte plusieurs éléments :

- un dispositif porte échantillon permettant de réaliser des essais d'impact suivant la norme ASTM D 7136 (repère 1 sur la Figure 2.1 a),
- un équipage mobile de masse variable (2,93 à 45,5 kg) portant un impacteur hémisphérique de diamètre 16 mm équipé d'un capteur de force par pont de jauges permettant de mesurer la force axiale exercée sur l'impacteur pendant la durée de l'impact, jusqu'à 220 kN (repère 2 sur la Figure 2.1 a),
- une cellule photoélectrique équipée d'un réflecteur à double bord permettant de mesurer la vitesse de l'impacteur juste avant l'impact (repère 3 sur la Figure 2.1 a),
- un dispositif anti-rebond, afin d'éviter les impacts multiples sur l'échantillon (repère 4 sur la Figure 2.1 a),
- un capteur de déplacement sans contact par triangulation laser, modèle C1L/20 de ATI, permettant de mesurer les déplacements du point opposé à l'impact, c'est-à-dire le milieu de la face non impactée (repère 5 sur la Figure 2.1 a). Ce capteur possède une sensibilité de 0,5 V/mm.



(a)



(b)

Figure 2.1. Machine d'impact Dynatup (a) et configuration imposée par la norme ASTM D 7136 (b)

Ce dispositif permet d'atteindre, par gravité, des vitesses d'impact allant de 0,7 à 4,7 m/s et des énergies d'impact allant de 0,76 à 500 J. Au cours de l'essai, la vitesse de l'impacteur juste avant l'impact, la force axiale d'impact sur l'impacteur et les déplacements du point opposé à l'impact sont mesurés. L'énergie, au moment de l'impact, est calculée par le logiciel IMPULSE [Instron, 2003] à partir de la force au moment de l'impact et de la vitesse d'impact. Ce logiciel est fourni avec la machine. La vitesse et les déplacements de l'impacteur au cours de l'essai sont calculés en intégrant la force mesurée au cours du temps, par la méthode des trapèzes. De même, une estimation de l'énergie absorbée par le spécimen est calculée par intégration, selon la règle des trapèzes, de la courbe représentant la force mesurée sur l'impacteur en fonction de son déplacement calculé.

2.1.2. Indentation hors-plan

Le dispositif d'indentation hors-plan est réalisé sur une machine de traction/compression (Figure 2.2 a). Cet essai doit permettre de quantifier la part de l'aspect dynamique de l'essai d'impact. Il s'agit de reproduire les mêmes conditions expérimentales en quasi-statique. Ainsi, un embout hémisphérique de diamètre 16 mm est monté sur la traverse de la machine (repère 1 sur la Figure 2.2 a). Les vitesses de déplacement de la traverse portant l'indenteur sont comprises entre $2 \cdot 10^{-8}$ et $8 \cdot 10^{-3}$ m/s. Un capteur de force axiale permet de mesurer la force appliquée sur la traverse, jusqu'à 50 kN. Les déplacements du point opposé à l'indentation sont mesurés par un capteur mécanique linéaire de déplacements (ou capteur LVDT pour Linear Variable Differential Transformer – repère 1 sur la Figure 2.2 b). Pour les plus hautes vitesses de chargement, ce capteur est remplacé, par mesure de sécurité, par le capteur de déplacement sans contact par triangulation laser de la machine d'impact par masse tombante.



Figure 2.2. Dispositif d'indentation hors-plan et instrumentation supplémentaire

L'instrumentation des essais d'indentation hors-plan est enrichie par une chaîne d'émission acoustique (repère 2 sur la Figure 2.2 b). Cette chaîne est constituée de deux capteurs piézoélectriques permettant de capter des signaux de fréquences comprises entre 125 et 750 kHz. La notion de capteurs de garde évitant de considérer les bruits venant des mors n'a pas été utilisée ici. La chaîne d'émission acoustique permet, via le logiciel d'acquisition et de traitement du signal acoustique Mistras, d'accéder aux caractéristiques du signal. La chaîne d'émission acoustique permet d'avoir un suivi de l'endommagement (rupture de fibres, rupture matricielle, délaminage) au cours de l'essai, notamment à travers la notion d'énergie cumulée. L'énergie cumulée correspond à la somme des énergies des signaux acoustiques émis jusqu'à un instant donné.

2.2. Modèles matériaux

L'Onera a développé depuis plusieurs années des modèles tridimensionnels de comportement, d'endommagement et de rupture des matériaux composites stratifiés [Huchette, 2005] [Laurin, 2005] [Laurin, 2007] : la famille de modèles phénoménologiques Onera Progressive Failure Model (OPFM). Ces modèles permettent de prévoir l'amorçage et l'accroissement des dommages. Leurs paramètres sont identifiables par des essais quasi-statiques pour la plupart classiquement réalisés en industrie. Ils ont été validés sur des configurations quasi-statiques planes, tels des essais de traction, de compression ou de cisaillement sur plaques lisses, mais également sur des cas plus complexes, comme la rupture en traction ou en compression de plaques trouées, pour des composites stratifiés [Laurin, 2005].

Les critères de rupture de ces modèles distinguent les différents modes d'endommagement et de rupture observés dans les matériaux composites : les ruptures matricielles (en traction, en compression et en cisaillement) et les ruptures de fibres (en traction et en compression). Les dernières améliorations apportées à ces modèles permettent de prendre en compte l'effet des délaminages dans le comportement du pli [Charrier, 2011].

Les modèles OPFM permettent actuellement de décrire le comportement thermo-viscoélastique non linéaire initial du pli, puis, lorsque surviennent les premières fissures, le comportement endommagé du stratifié. Lorsqu'un mode de rupture catastrophique est atteint, le caractère adoucissant du comportement du stratifié passant de l'état endommagé à sa rupture finale est également traduit (Figure 2.3).

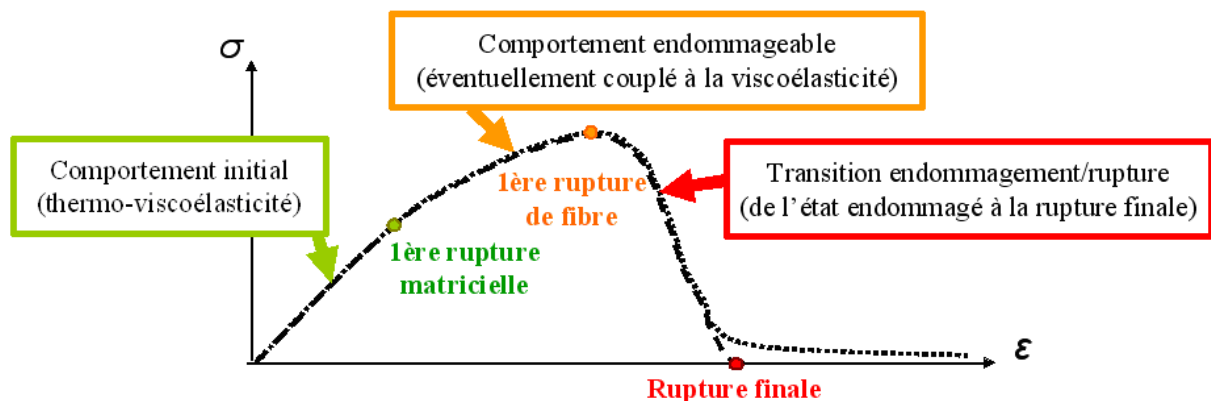


Figure 2.3. Modèle OPFM pour le comportement endommageable et homogénéisé du pli

Les modèles de comportement du pli à matrice organique développés à l'Onera rendent ainsi compte des mécanismes ayant lieu au sein du pli et de leurs effets. Ces mécanismes, de

complexités variables, peuvent être activés ou non, selon leur prépondérance au cours d'un chargement donné.

Le modèle d'endommagement pour les chargements 3D comporte cinquante-six paramètres à identifier pour une résolution statique, auxquels il faut ajouter la masse volumique du pli pour une résolution dynamique. Cette dernière est identifiée d'après les données du fournisseur [Hexcel, 2010] à 1580 kg/m^3 . Les paramètres à identifier apparaissent en gras dans les équations à venir.

À ces modèles de comportement du pli peuvent être associés des modèles de zones cohésives. Ces modèles permettent de décrire à la fois l'amorçage et la propagation des délaminages survenant aux interfaces entre deux plis, le plus souvent, d'orientations différentes.

2.2.1. Modèle de comportement homogénéisé du pli

Afin de modéliser les endommagements survenant sous des sollicitations complexes dans les composites à matrice organique (CMO) stratifiés, il faut tout d'abord modéliser la partie élastique de ce comportement, que l'on considère comme similaires dans les sens autres que le sens fibre et qui diffère d'une couche à l'autre. Pour cela, une loi de comportement matériau isotrope transverse et homogénéisée à l'échelle du pli est appliquée à chaque pli du modèle numérique du stratifié, selon son orientation, pour traduire le caractère multicouche des structures stratifiées. Plusieurs sources de non linéarité sont prises en compte dans ce modèle.

1) Élasticité non linéaire dans le sens longitudinal

a) Loi de comportement

Dans le sens fibre, un comportement non linéaire réversible est observé pour les matériaux composites à fibres de carbone, alors qu'un assouplissement est constaté en compression [Yokozeki, 2006]. De plus, Allix *et al.* [Allix, 1994] ont montré que cet assouplissement correspondait à de l'élasticité non linéaire, puisque la décharge suit le même chemin que la charge. D'autre part, un renforcement est observé en traction pour les composites à fibres de carbone associées à des matrices de troisième génération comportant des nodules thermoplastiques, tel le T700GC/M21 [Huchette, 2005] [Wisnom, 2008]. Afin de décrire cette non linéarité dans la direction longitudinale, une loi élastique non linéaire a été proposée [Laurin, 2009] (Équation (2.2) et Figure 2.4).

$$\tilde{E}_{11} = \eta_{11} E_{11}^t + (1 - \eta_{11}) E_{11}^c \text{ avec } \eta_{11} = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{11} < 0 \end{cases} \quad (2.2)$$

Le module d'Young longitudinal en traction, E_{11}^t , et le module d'Young longitudinal en compression, E_{11}^c , évoluent entre le module d'Young initial E_b , défini pour $\sigma_{11}=0$, et le module d'Young asymptotique E_j^t en traction ou E_j^c en compression (2.3).

$$\begin{aligned} E_{11}^t &= \mathbf{E}_1^t \frac{\sigma_{11} + E^t \boldsymbol{\varepsilon}_0^t}{\sigma_{11} + (E^t + \mathbf{E}_1^t) \boldsymbol{\varepsilon}_0^t} \text{ avec } E^t = \frac{\mathbf{E}_1^t \mathbf{E}_l}{\mathbf{E}_1^t - \mathbf{E}_l} \\ E_{11}^c &= \mathbf{E}_1^c \frac{\sigma_{11} + E^c \boldsymbol{\varepsilon}_0^c}{\sigma_{11} + (E^c + \mathbf{E}_1^c) \boldsymbol{\varepsilon}_0^c} \text{ avec } E^c = \frac{\mathbf{E}_1^c \mathbf{E}_l}{\mathbf{E}_1^c - \mathbf{E}_l} \end{aligned} \quad (2.3)$$

Les déformations associées, $\boldsymbol{\varepsilon}_0^t$ ou $\boldsymbol{\varepsilon}_0^c$ sont celles respectivement obtenues pour $\sigma_{11} = 0$ avec le comportement longitudinal asymptotique en traction ou en compression.

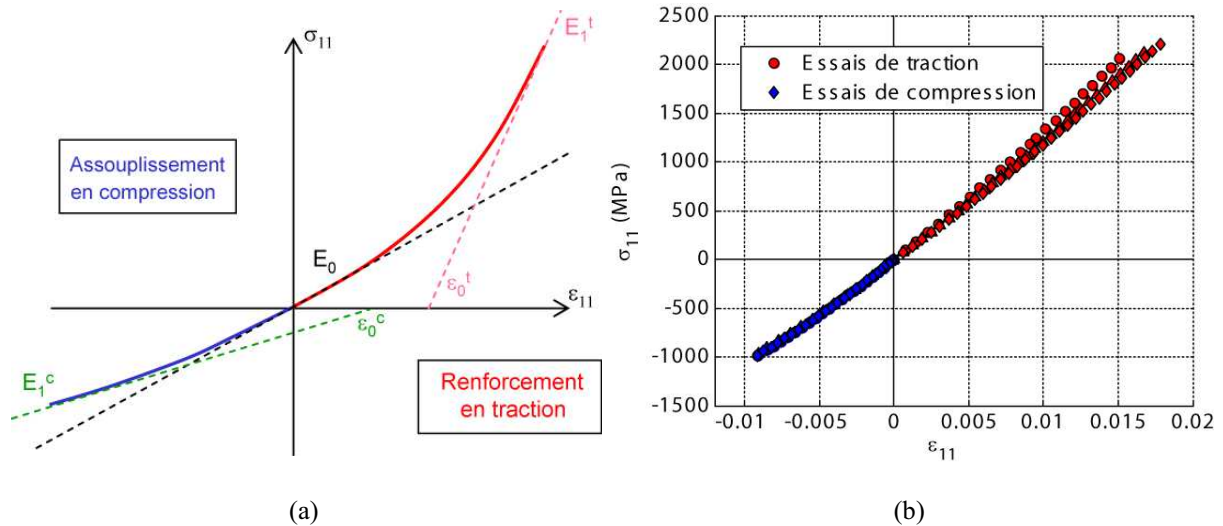


Figure 2.4. Comportement longitudinal élastique non linéaire des composites à fibres de carbone (a) et essais de traction et de compression permettant d'identifier les paramètres de la loi de comportement longitudinal élastique non linéaire (b)

b) Identification

Un essai de traction et un essai de compression sur des plis unidirectionnels orientés à 0° permet d'identifier les trois modules d'Young longitudinaux : initial, E_l , en traction, E_l^t , et en compression, E_l^c (Figure 2.4). L'essai de traction permet également d'identifier le coefficient de Poisson dans le plan du stratifié, ν_{12} . L'hypothèse d'isotropie transverse (renfort unidirectionnel à 0°) implique que les coefficients de Poisson ν_{12} et ν_{13} ont la même valeur. C'est pourquoi ils sont par la suite notés ν_{lt} . Pour le comportement élastique non linéaire dans le sens fibre, le module d'Young initial est calculé par régression linéaire sur les points des courbes contraintes/déformations en traction et en compression, inférieurs à 10 % de contrainte, quand le comportement longitudinal peut encore être considéré comme linéaire. La moyenne des modules d'Young calculés par régression linéaire pour chaque essai est ensuite identifiée comme le module d'Young initial de la loi de comportement élastique non linéaire longitudinale. Les modules d'Young asymptotiques et leurs déformations associées sont identifiés sur la dernière partie des courbes contraintes/déformations en traction et en compression.

Les valeurs des paramètres de l'élasticité non linéaire pour le T700GC/M21 sont reportées dans le tableau 2.1. Dans les tableaux présentant les valeurs identifiées pour chaque paramètre, seules les valeurs moyennes sont indiquées. En effet, dans le cadre du travail réalisé pour cette thèse, seul les capacités de prévision des dommages étaient recherchées. Dans un bureau d'études, il faudrait tenir compte de l'incertitude sur les mesures, notamment l'incertitude sur les résistances, par l'utilisation des valeurs A ou B [Léon-Dufour, 2008], selon la fiabilité recherchée. D'autre part, pour le sens longitudinal, la variabilité observée sur les mesures est faible.

E_l (MPa)	E_l^t (MPa)	E_l^c (MPa)	ε_0^t	ε_0^c	ν_{lt}
115000	308000	41000	0.040	0.24	0.32

Tableau 2.1. Valeurs des paramètres de l'élasticité non linéaire longitudinale et du coefficient de Poisson plan, identifiées pour le T700GC/M21

2) Viscoélasticité de la matrice

a) Loi de comportement

Le caractère viscoélastique de la matrice organique est également pris en compte pour modéliser la réponse non linéaire d'un pli unidirectionnel sous sollicitation de cisaillement et surtout pour considérer la dépendance du comportement vis-à-vis du temps. La viscoélasticité de la matrice est introduite sous la forme d'une déformation viscoélastique, ε_{ve} , qui s'ajoute à la déformation élastique, ε_e (2.4).

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_{ve}, \text{ avec } \dot{\varepsilon}_{ve} = g(\sigma) \sum_{i=1}^N \dot{\xi}_i \quad (2.4)$$

Cette déformation visqueuse est décomposée en un ensemble de mécanismes élémentaires, ξ_i [Maire, 1992]. La fonction non linéarisante $g(\sigma)$ permet de tenir compte du caractère non linéaire de la viscosité des CMO [Schieffer, 2003]. Elle dépend du tenseur des souplesses visqueuses, S^R , et de la contrainte appliquée, σ (2.5). γ et n sont des paramètres à identifier.

$$g(\sigma) = 1 + \gamma \left(\sqrt{\sigma^t : S^R : \sigma} \right)^n$$

$$\text{avec } S^R = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & & & \\ 0 & \beta_{22} S_{22}^0 & \beta_{23} S_{23}^0 & & 0 & \\ 0 & \beta_{23} S_{23}^0 & \beta_{33} S_{33}^0 & & & \\ & & & \beta_{44} S_{44}^0 & 0 & 0 \\ & 0 & & 0 & \beta_{55} S_{55}^0 & 0 \\ & & & 0 & 0 & \beta_{66} S_{66}^0 \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

Les S_{ij}^0 sont des éléments du tenseur des souplesses élastiques initiales, S^0 . Les β_{ij} sont des facteurs d'effet de la viscosité sur ce tenseur. La viscoélasticité étant liée à la matrice, elle n'agit pas sur le sens longitudinal. C'est pourquoi les β_{1j} sont nuls. ξ_i est le $i^{\text{ème}}$ mécanisme visqueux élémentaire de l'ensemble des N mécanismes visqueux élémentaires caractérisant la viscoélasticité de la matrice. À chacun de ces mécanismes est associé un temps de relaxation, τ_i , et un facteur de pondération, μ_i (2.6).

$$\dot{\xi}_i = \frac{1}{\tau_i} (\mu_i g(\sigma) S^R : \sigma + \xi_i) \quad (2.6)$$

Afin de réduire le nombre de degrés de liberté liés à la caractérisation des mécanismes visqueux, un spectre de relaxation gaussien lie les poids des mécanismes élémentaires, μ_i , à leur temps de relaxation respectif, τ_i (2.7). C'est ce spectre gaussien qui est identifié.

$$\tau_i = \exp(i) \text{ et } \bar{\mu}_i = \frac{1}{n_0 \sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{i - n_0}{n_c}\right)^2\right) \text{ avec } \mu_i = \frac{\bar{\mu}_i}{\sum_i \bar{\mu}_i} \quad (2.7)$$

Le spectre gaussien est défini par la moyenne n_0 et par l'écart-type n_c (Figure 2.5). Il est borné par les paramètres n_1 et n_2 , qui sont choisis de manière à ne pas prendre en compte les mécanismes visqueux élémentaires dont le poids est négligeable. La discrétisation du spectre en N mécanismes visqueux élémentaires est ainsi centrée sur la partie du spectre où les mécanismes ont un poids non négligeable.

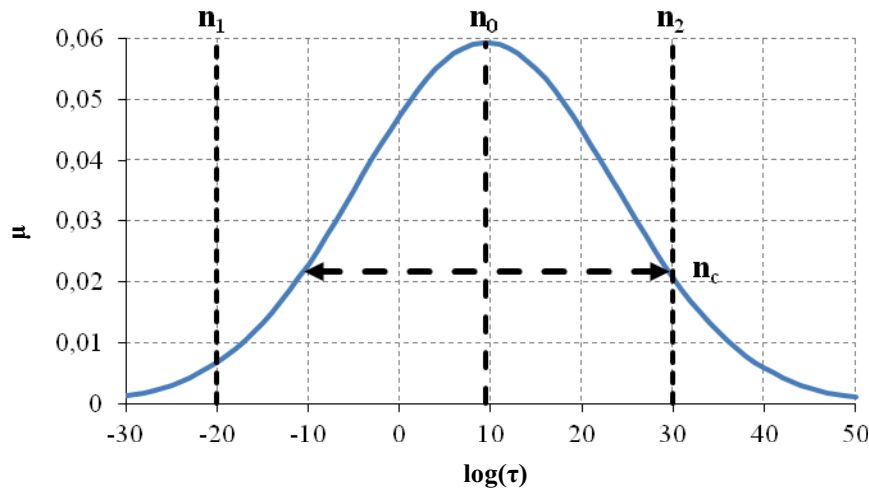


Figure 2.5. Spectre visqueux liant les poids et les temps de relaxation des mécanismes visqueux élémentaires

b) Identification

Les procédures d'identification sont détaillées, pour la partie visqueuse, dans les travaux de [Rémy-Petipas, 2000] et [Lévêque, 2000]. Les paramètres à identifier pour la modélisation de la viscosité du pli, liée à sa matrice, sont ceux du spectre gaussien liant les poids et les temps de relaxation des mécanismes visqueux élémentaires (n_c et n_0), ceux de la fonction non linéarisante (γ et n), les coefficients des composantes non nulles du tenseur des souplesses visqueuses (β_{22} , β_{23} , β_{33} , β_{44} , β_{55} , β_{66}) et le nombre de mécanismes visqueux élémentaires. Les paramètres n_1 et n_2 sont choisis en fonction des valeurs de n_0 et n_c identifiées, de sorte à ne considérer que les mécanismes dont les temps caractéristiques sont de l'ordre de la durée de la sollicitation (pour l'impact à basse vitesse et à faible énergie, la sollicitation est de l'ordre de la milliseconde, soit $\log(\tau) < -3$).

Le nombre de mécanismes visqueux élémentaires est fixé à 50, ce qui est un bon compromis, en résolution statique, entre le coût du calcul et la précision des résultats, d'après Laurin [Laurin, 2005].

Un essai de fluage multiple sur stratifié $\pm 45^\circ$ (Figure 2.6) permet d'obtenir les paramètres n_0 et n_c , à partir de la déformation de fluage normalisée, et les paramètres de la fonction non linéarisante γ et n ainsi que le coefficient β_{66} pour le terme de cisaillement dans le tenseur des souplesses visqueuses, à partir de la déformation totale. Par hypothèse d'isotropie transverse, le coefficient β_{55} est égal au coefficient β_{66} .

Un essai de fluage multiple sur stratifié à 90° permet d'obtenir le coefficient β_{22} pour le terme transverse du tenseur des souplesses visqueuses. Cet essai permet également de valider la fonction non linéarisante obtenue avec l'essai précédent et de la corriger, le cas échéant.

Actuellement, il n'existe pas de moyen pour identifier efficacement les coefficients hors-plan du tenseur des souplesses visqueuses. C'est pourquoi les coefficients β_{23} , β_{33} et β_{44} sont fixés à 0, bien que l'on pressente qu'il y ait un effet visqueux dans ces directions. Le coefficient de Poisson hors-plan, ν_{tt} , est également difficile à identifier. À l'Onera, la mesure de ce coefficient a été réalisée sur un essai de traction sur plis à 90° . En plus de l'instrumentation classique, un suivi du rétreint de la tranche du stratifié a été effectué par corrélation d'images. Cette mesure a ainsi permis de remonter au coefficient de Poisson hors-plan.

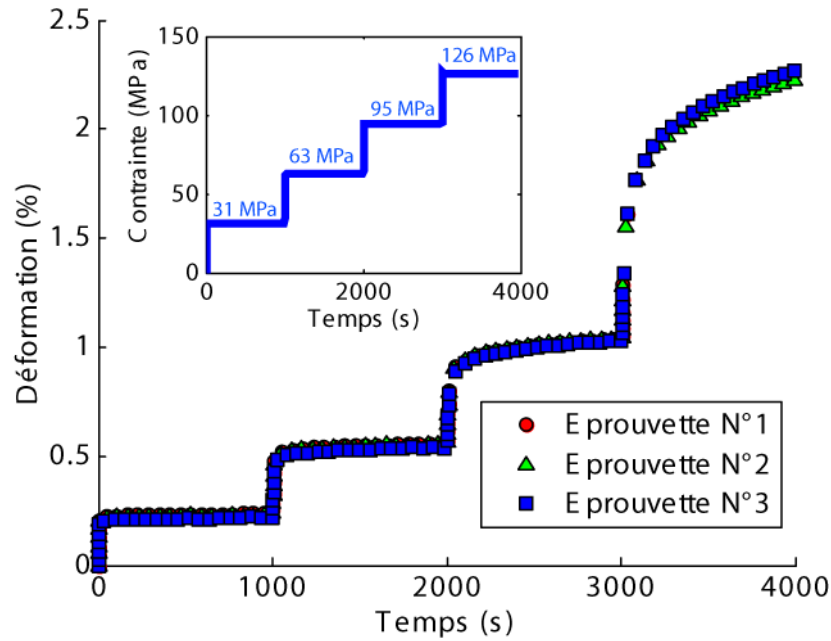


Figure 2.6. Essai de fluage multiple sur stratifié à $\pm 45^\circ$ en T700GC/M21. Chargement et déformation mesurée, mettant en évidence le caractère viscoélastique de la matrice époxy.

Les valeurs de ces paramètres identifiées pour le T700GC/M21 sont reportées dans le tableau 2.2.

Spectre visqueux					Fonction non linéarisante		Tenseur des souplesses visqueuses					
n_1	n_2	N	n_c	n_0	γ	N	β_{22}	β_{23}	β_{33}	β_{44}	β_{55}	β_{66}
-20	30	50	20	9.5	9	2	0.1	0.0	0.0	0.0	1.1	1.1

Tableau 2.2. Valeurs des paramètres visqueux, identifiées pour le T700GC/M21

Le comportement transverse du composite stratifié à matrice organique est viscoélastique, principalement à cause de la viscoélasticité de la matrice organique elle-même. C'est pourquoi l'identification des paramètres de l'élasticité transverse est réalisée en même temps que l'identification des paramètres visqueux. Le pli unidirectionnel étant considéré comme isotrope transverse, les modules d'élasticité transverses E_{22} et E_{33} sont égaux. Ils sont notés par la suite E_t . De même, les modules de cisaillement plan, G_{12} et G_{13} , sont identiques. Ils sont notés par la suite G_{II} et le module de cisaillement hors-plan est noté G_{III} . Il est déduit par la condition d'isotropie suivante (2.8).

$$G_{ttr} = \frac{E_t}{2(1 + \nu_{ttr})} \quad (2.8)$$

Du point de vue de la caractérisation, un essai de traction à rupture sur des plis orientés à 90° permet d'identifier le module d'Young transverse E_t .

Enfin, un essai de torsion sur tube unidirectionnel (0° ou 90°) ou un essai de traction sur un stratifié de plis unidirectionnels à $\pm 45^\circ$ permet d'identifier le module de cisaillement plan G_{II} (Figure 2.7). Pour l'identification de ce dernier, il faut aussi tenir compte des effets de la viscosité de la matrice. En effet, selon la vitesse de chargement, la valeur identifiée pourra être très différente de la valeur élastique recherchée.

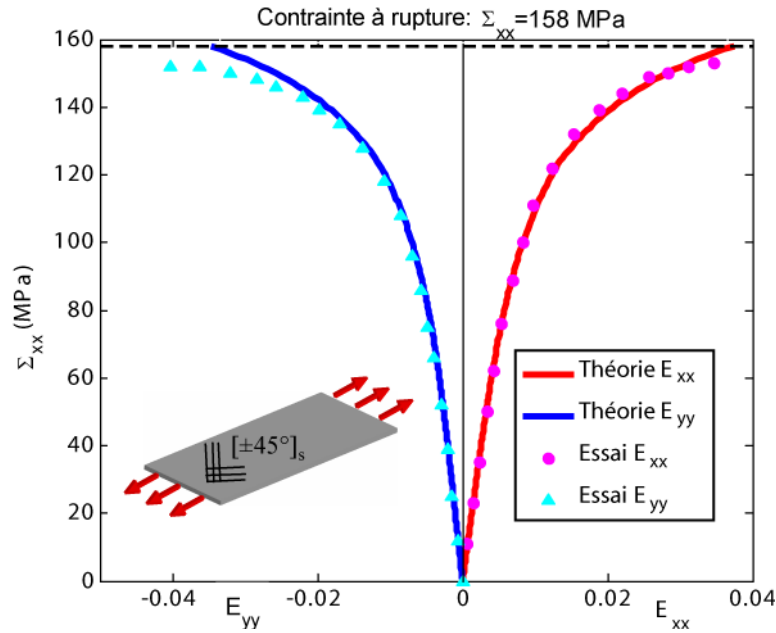


Figure 2.7. Identification des coefficients d'élasticité transverse sur un essai de traction sur stratifié de plis unidirectionnels à $\pm 45^\circ$ en T700GC/M21

Les valeurs identifiées pour les paramètres élastiques du comportement de T700GC/M21, tenant compte de l'isotropie transverse, sont reportées dans le Tableau 2.3.

E_t (MPa)	ν_{tt}	G_{tt} (MPa)	G_{tt} (MPa)
8500	0.51	9000	3696

Tableau 2.3. Valeurs des paramètres du comportement élastique transverse, identifiées pour le T700GC/M21

3) Contraintes résiduelles de cuisson

a) Loi de comportement

Les contraintes résiduelles de cuisson, liées au mode de fabrication du stratifié, ont un effet important sur la prévision du premier endommagement du pli unidirectionnel. C'est pourquoi elles sont prises en compte par l'introduction d'une déformation thermique (2.9).

$$\varepsilon^{th} = \alpha(T - T_0) \text{ avec } \alpha = [\alpha_1 \quad \alpha_2 \quad \alpha_3] \quad (2.9)$$

α est le tenseur des dilatations thermiques du pli, constitué de la dilatation longitudinale, α_1 , et de la dilatations transverse, α_2 , et hors-plan, α_3 . T_0 est la température libre de contraintes du pli.

b) Identification

Un essai de dilatométrie sur pli unidirectionnel permet d'identifier les coefficients de dilatation longitudinale, α_l , et transverse, α_t ($\alpha_2 = \alpha_3$), qui constituent le tenseur des dilatations thermiques. La température de libre contrainte est prise égale à la moitié de la température de cuisson pour tenir compte des effets de l'humidité de l'air ambiant [Puck, 1998] [Tsai, 1998].

Les valeurs de ces paramètres identifiées pour le T700GC/M21 sont reportées dans le tableau 2.4.

α_l	α_t	T_0
$-0,9.10^{-6}$	$31,8.10^{-6}$	90°C

Tableau 2.4. Valeurs des coefficients de dilatation et de la température libre de contrainte, identifiées pour le T700GC/M21

4) Critères de rupture et dégradation des propriétés mécaniques du pli unidirectionnel

a) Loi de comportement

La modélisation de l'endommagement du stratifié est faite dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles et de la mécanique continue de l'endommagement [Lemaitre, 1985] [Maire, 1997]. Les critères de rupture sont basés sur les hypothèses d'Hashin [Hashin, 1973], qui distinguent, dans le plan du composite, la rupture des fibres de la rupture de la matrice, en traction et en compression. Ces critères de rupture en contraintes, dans le plan du pli unidirectionnel, ont été enrichis afin de prendre en compte les couplages entre les modes de sollicitations et les mécanismes de rupture [Laurin, 2005] et de décrire des sollicitations tridimensionnelles plus complexes [Charrier, 2011]. Les critères de rupture de fibres en traction et en compression sont donnés dans le tableau 2.5.

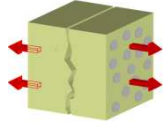
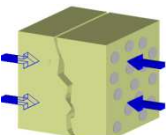
Rupture en traction $(\sigma_{11} \geq 0)$	$f_1^+ = \left(\frac{\sigma_{11}}{\tilde{X}_t(d_2, d_3)} \right)^2 = 1$ <p>avec $\tilde{X}_t = X_t^{UD} e^{-(h_{2r}d_2 + h_{3r}d_3)} + X_t^{dry} (1 - e^{-(h_{2r}d_2 + h_{3r}d_3)})$</p>	
Rupture en compression $(\sigma_{11} < 0)$	$f_1^- = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}^f (1 - p_{12}\sigma_{22})} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}^f (1 - p_{13}\sigma_{33})} \right)^2 = 1$ <p>avec $S_{12}^f = \frac{S_{12}^R}{\sqrt{1 - f_{6 \rightarrow 1}^2}}$ et $S_{13}^f = \frac{S_{13}^R}{\sqrt{1 - f_{5 \rightarrow 1}^2}}$</p>	
<p>X_t^{UD} et X_t^{dry} : résistances en traction longitudinale du pli et des fibres sèches</p> <p>X_c : résistance en compression longitudinale</p> <p>S_{12}^R et S_{13}^R : résistances en cisaillement plan</p> <p>$f_{6 \rightarrow 1}$ et $f_{5 \rightarrow 1}$: paramètres de forme</p> <p>h_{2r} et h_{3r} : paramètres de pondération de l'influence des endommagements matriciels plan et hors-plan</p>		

Tableau 2.5. Critères tridimensionnels de rupture de fibres dans le pli unidirectionnel [Charrier, 2011]

La rupture des fibres dans les plis à 0° d'un stratifié chargé en traction est souvent considérée comme le critère de ruine finale du stratifié. Leroy [Leroy, 1997] a mis en évidence que la résistance en traction d'un toron de fibres T800 était deux fois inférieure à celle obtenue pour un pli unidirectionnel en T800/5250. D'autre part, Lévêque [Lévêque, 2002] a montré que la résistance d'un pli unidirectionnel en T800H/F655-2 était diminuée suite à un vieillissement thermique, bien que ce vieillissement n'affecte que la matrice. Ces études prouvent que l'état de la matrice influe sur la résistance en traction longitudinale du pli. C'est pourquoi la résistance en traction longitudinale dépend de l'état d'endommagement de la matrice, pour la rupture en traction. Les paramètres h_{2r} et h_{3r} permettent de pondérer l'influence de l'endommagement matriciel transverse d_2 et de l'endommagement matriciel hors-plan d_3 (équivalent au délaminage). La valeur de la résistance des fibres sèches est supposée égale à la moitié de la résistance longitudinale du pli unidirectionnel, d'après l'étude de Leroy [Leroy, 1997].

Les effets des cisaillements plan et hors-plan sur la compression longitudinale sont également pris en compte. Les résistances en cisaillement plan S_{12}^f et S_{13}^f sont supérieures aux résistances identifiées, afin de ne pas prévoir une rupture en mode fibre pour un cas de chargement en cisaillement pur. Les paramètres p_{12} et p_{13} permettent de tenir compte du renforcement du matériau en compression.

Les critères de la rupture matricielle transverse sont reportés dans le tableau 2.6.

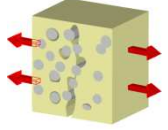
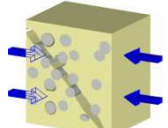
<p>Rupture en traction ($\sigma_{22} \geq 0$)</p>	$f_2^+ = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}^R (1 - p_{12} \sigma_{22})} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}^R (1 - p_{23} \sigma_{33})} \right)^2 = (1 - d_{12f})^2$	
<p>Rupture en compression ($\sigma_{22} < 0$)</p>	$f_2^- = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_c} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}^R (1 - p_{12} \sigma_{22})} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}^R (1 - p_{23} \sigma_{33})} \right)^2 = (1 - d_{12f})^2$	
<p>Y_t : résistance en traction transverse Y_c : résistance en compression transverse S_{12}^R, S_{13}^R et S_{23}^R : résistances en cisaillement plan et hors-plan</p>		

Tableau 2.6. Critères tridimensionnels de rupture transverse de la matrice dans le pli unidirectionnel [Charrier, 2011]

L'effet de la rupture prématurée de fibres est pris en compte dans le seuil du critère transverse, par l'introduction de la variable d_{12f} . Le couplage entre la compression transverse et les cisaillements plan et hors-plan sont également pris en compte. Les variables p_{12} et p_{23} permettent de tenir compte du renforcement du matériau en fort cisaillement et faible compression transverse, ainsi que de l'affaiblissement en fort cisaillement et faible traction transverse.

Les critères de rupture matricielle hors-plan sont reportés dans le tableau 2.7.

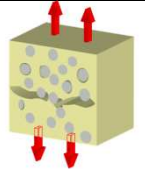
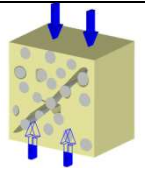
<p>Rupture en traction ($\sigma_{33} \geq 0$)</p>	$f_3^+ = \left(\frac{\sigma_{33}}{\tilde{Z}_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{\tilde{S}_{13}^R (1 - p_{13} \sigma_{33})} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{\tilde{S}_{23}^R (1 - p_{23} \sigma_{33})} \right)^2 = (1 - d_{13f})^2$	
<p>Rupture en compression ($\sigma_{33} < 0$)</p>	$f_3^- = \left(\frac{\sigma_{33}}{\tilde{Z}_c} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{\tilde{S}_{13}^R (1 - p_{13} \sigma_{33})} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{\tilde{S}_{23}^R (1 - p_{23} \sigma_{33})} \right)^2 = (1 - d_{13f})^2$ <p style="text-align: center;">avec $\tilde{Z}_t = \frac{Z_t}{1 + h_{33}^t d_2}$, $\tilde{Z}_c = \frac{Z_c}{1 + h_{33}^c d_2}$, $\tilde{S}_{13}^R = \frac{S_{13}^R}{1 + h_{13} d_2}$ et $\tilde{S}_{23}^R = \frac{S_{23}^R}{1 + h_{23} d_2}$</p>	
<p>Z_t : résistance en traction hors-plan Z_c : résistance en compression hors-plan</p>		

Tableau 2.7. Critères tridimensionnels de rupture hors-plan de la matrice dans le pli unidirectionnel [Charrier, 2011]

Huchette [Huchette, 2005] a montré l'influence des fissures transverses sur les résistances effectives hors-plan. Un couplage entre les endommagements matriciels intralaminaire (d_2) et interlaminaire (d_3) est donc nécessaire. Il est réalisé en utilisant, dans les

critères hors-plan, les résistances effectives. Les paramètres h_{33}^t , h_{33}^c , h_{13} et h_{23} quantifient l'influence des dommages intralaminaires sur les résistances hors-plan.

Chaque mécanisme de rupture, à l'échelle du pli, engendre un mode de dégradation des propriétés élastiques du stratifié. Cette dégradation est prise en compte via un tenseur des souplesses effectives, \tilde{S} (2.10).

$$\tilde{S} = S^0 + d_1 \mathbf{H}_1 + d_2 \mathbf{H}_2 + d_3 \mathbf{H}_3 \quad (2.10)$$

H_1 , H_2 et H_3 sont les tenseurs d'effets associés à ces endommagements respectifs. Ils permettent de prendre en compte des effets de la rupture sur le comportement mésoscopique. Les effets diffèrent en fonction du mode de rupture, d'autant plus si ce mode entraîne la ruine complète du pli. Les tenseurs d'effets des dommages diffèrent également selon le mode de chargement du pli, c'est-à-dire en traction, où les fissures sont ouvertes, et en compression, où les fissures sont fermées (Figure 2.8).

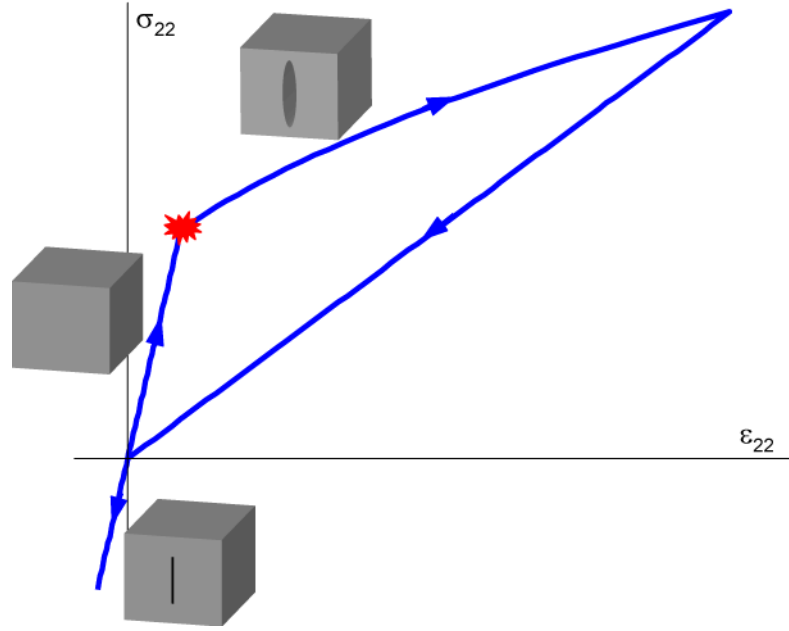


Figure 2.8. Schéma du comportement en traction transverse lors du chargement puis lors de la décharge, où les fissures sont progressivement refermées

d_1 , d_2 et d_3 sont les variables scalaires d'effets des endommagements respectifs des fibres, de la matrice en mode transverse et de la matrice en mode hors-plan (Équations (2.11) – (2.13)). Ces variables conduisent la cinétique de dégradation du pli, qui décrit l'évolution de la rigidité effective du pli, au sein du stratifié et au cours du chargement.

$$d_1 = \alpha \langle \sqrt{f_1} - 1 \rangle^+ \text{ avec } f_1 = \eta_1 f_1^+ + (1 - \eta_1) f_1^-, \eta_1 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{11} < 0 \end{cases} \text{ et } \dot{d}_1 \geq 0 \quad (2.11)$$

$$d_2 = \beta \langle \sqrt{f_2} - 1 \rangle^+ \text{ avec } f_2 = \eta_2 f_2^+ + (1 - \eta_2) f_2^-, \eta_2 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{22} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{22} < 0 \end{cases} \text{ et } \dot{d}_2 \geq 0 \quad (2.12)$$

$$d_3 = \delta \langle \sqrt{f_3} - 1 \rangle^+ \text{ avec } f_3 = \eta_3 f_3^+ + (1 - \eta_3) f_3^-, \eta_3 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{33} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{33} < 0 \end{cases} \text{ et } \dot{d}_3 \geq 0 \quad (2.13)$$

Les coefficients η_i sont les indices d'activation permettant de distinguer la rupture en traction de celle en compression.

b) Identification

Les procédures d'identification sont détaillées, pour la partie endommageable, dans les travaux de Laurin [Laurin, 2007] et Charrier [Charrier, 2011].

Les essais de traction et de compression à rupture sur des plis orientés à 0° , utilisés pour identifier les module d'Young longitudinaux, permettent d'identifier les résistances à rupture longitudinales en traction, X_t , et en compression, X_c .

L'essai de traction à rupture utilisé pour identifier le module d'Young transverse et un essai de compression à rupture sur des plis orientés à 90° permettent d'identifier les résistances à rupture transverses en traction, Y_t , et en compression, Y_c .

L'essai de torsion sur tube unidirectionnel (0° ou 90°) ou l'essai de traction sur stratifié de plis unidirectionnels à $\pm 45^\circ$ sont utilisés pour l'identification de la résistance en cisaillement plan S_{12}^R .

Enfin, un essai de flexion quatre points sur cornière, associé à une simulation par la méthode des éléments finis de cet essai, permet d'estimer la résistance de traction hors-plan Z_t [Charrier, 2011]. Les résistances en cisaillement hors-plan S_{13}^R et S_{23}^R sont déterminées, respectivement, à l'aide d'un essai de pliage de cornière unidirectionnelle $[(0^\circ)_8]_s$ et d'un essai de dépliage sur cornière stratifiée d'empilement $[0_3/45/90_2/-45/0]_s$.

La caractérisation des cinétiques de dégradation est réalisée sur stratifié quasi-isotrope ou orienté, avec plus de plis à 90° et à $\pm 45^\circ$, afin d'observer les effets de l'endommagement matriciel sur le comportement du matériau. En effet, la rupture étant brutale sur un pli unidirectionnel, l'effet de l'endommagement matriciel ne peut être caractérisé. La vitesse de dégradation en mode transverse, β , et les coefficients h_2^r et h_3^r sont ainsi identifiés sur un essai de traction sur stratifié quasi-isotrope, pour le T700GC/M21.

L'endommagement fibre étant considéré comme catastrophique, la vitesse de dégradation en mode longitudinal est maximale. La vitesse de dégradation en mode hors-plan, quant à elle, est calée pour obtenir l'énergie de restitution critique en mode I mesurée lors d'un essai d'ouverture (essai Double Cantilever Beam décrit page 50).

Les tenseurs des effets du dommage sont déterminés par une approche micromécanique basée sur la mécanique de la rupture.

Les valeurs des paramètres des critères de rupture identifiées pour le T700GC/M21 sont reportées dans les tableaux tableau 2.8 à Tableau 2.11.

Sens longitudinal			Sens transverse				Hors-plan		
X_t^{UD}	X_t^{dry}	X_c	Y_t	Y_c	S_{12}^R	S_{13}^R	Z_t	Z_c	S_{23}^R
2000	1000	-1300	76	-260	81	100	51	-220	46

Tableau 2.8. Résistances du pli unidirectionnel (MPa)

Paramètres de forme		Influence des dommages intralaminaires				Influence de l'endommagement matriciel sur la rupture fibre	
$f_{6 \rightarrow 1}$	$f_{5 \rightarrow 1}$	h_{33}^t	h_{33}^c	h_{13}	h_{23}	h_{2r}	h_{3r}
0,8	0,8	0	0	0	0	0,01	0,01

Tableau 2.9. Paramètres de forme et influence des dommages intralaminaires sur les résistances hors-plan

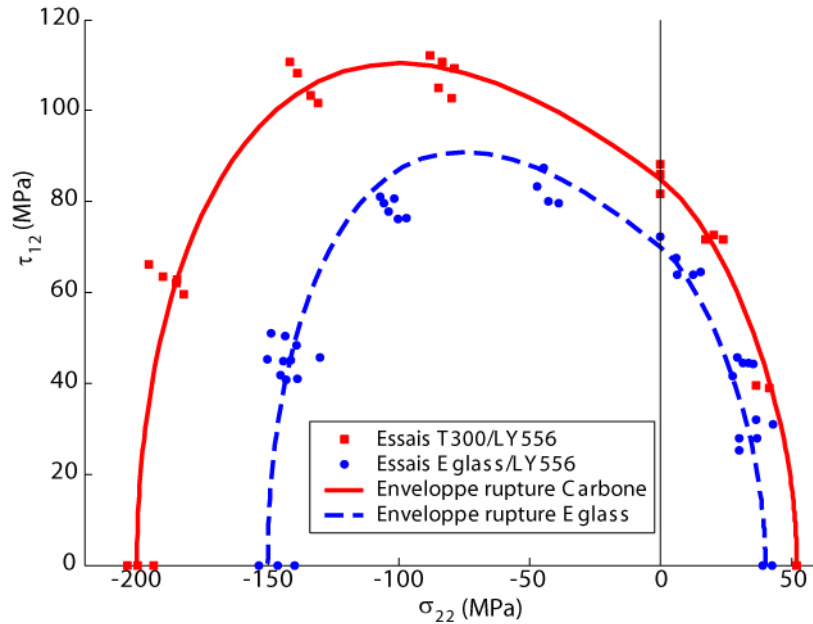
α	β	δ
100	10	50

Tableau 2.10. Cinétiques de dégradation

Tenseur d'effet du dommage fibre H_1				Tenseur d'effet du dommage matriciel H_2				Tenseur d'effet du dommage hors-plan H_3			
h_{11}^t	h_{11}^c	h_{55}	h_{66}	h_{22}^t	h_{22}^c	h_{44}	h_{66}	h_{33}^t	h_{33}^c	h_{44}	h_{55}
2	0	0,085	0,13	1	0	0,28	0,42	1	0	0,28	0,42

Tableau 2.11. Tenseurs d'effets des dommages

Au final, seuls sept essais sont nécessaires à la caractérisation de l'ensemble des paramètres du modèle. Parmi ces sept essais, cinq sont couramment utilisés dans l'industrie aéronautique. Deux essais de fluage plus originaux sont utilisés pour caractériser la viscoélasticité de la matrice. Une fois identifié, le modèle est capable de prévoir les enveloppes de rupture (Figure 2.9).


Figure 2.9. Enveloppe de rupture en cisaillement transverse pour des fibres de carbone T300 et des fibres de verre [Laurin, 2005]. Le modèle prévoit bien un renforcement en compression.

Afin de faciliter l'interprétation des résultats, les variables d'effet des endommagements du modèle OPFM tridimensionnel, d_1 , d_2 et d_3 , qui vont de 0 à l'infini et caractérisent l'assouplissement du pli, sont transformées par le changement de variable des équations (2.14), (2.15) et (2.16) pour tendre vers 1 lorsque l'élément du pli est cassé.

$$d_{1_bis} = \frac{d_1}{(d_1 + 1)} \quad (2.14)$$

$$d_{2_bis} = \frac{d_2}{(d_2 + 1)} \quad (2.15)$$

$$d_{3_bis} = \frac{d_3}{(d_3 + 1)} \quad (2.16)$$

Dans la suite du mémoire, le seuil d'endommagement indiquant une rupture longitudinale, transverse ou hors plan est fixé arbitrairement à 0,9. Cela signifie qu'il y a rupture de fibre, fissuration matricielle ou délaminage lorsque, respectivement, d_{1_bis} , d_{2_bis} ou d_{3_bis} est supérieure à 0,9.

Le caractère multicouche des stratifiés induit une forme supplémentaire d'endommagement, le délaminage. Il s'agit d'une fissure parallèle au plan du stratifié et

localisée le plus souvent à l'interface entre deux plis dont l'orientation des fibres diffère. Dans le modèle OPFM qui vient d'être décrit, l'effet du délaminage est pris en compte directement dans le comportement du pli unidirectionnel, de manière volumique, via la variable d'effet du délaminage, d_3 . Cette variable peut être désactivée en posant δ égal à zéro. Il est ainsi possible d'associer le modèle OPFM à d'autres méthodes de modélisation du délaminage et de sa localisation dans les plans des interfaces du stratifié.

2.2.2. Modèles de zones cohésives

Les principales méthodes permettant de traiter le problème des délaminages sont les critères de rupture, formulés en contrainte ou en déformation, adaptés à la prévision de l'amorçage du délaminage, l'usage de la mécanique élastique linéaire de la rupture pour étudier la propagation de la fissure de délaminage, les bi-critères, qui permettent de prévoir l'amorçage de la fissure de délaminage en vérifiant à la fois un critère en contrainte et un critère en énergie et les modèles de zones cohésives, pour décrire à la fois l'amorçage et la propagation des délaminages. Elder *et al.* [Elder, 2004] ont comparé ces méthodes pour la prévision du délaminage dans le cas d'impacts basses vitesses.

1) Méthodes de prévision du délaminage

Les critères de rupture, tels ceux proposés par Hashin [Hashin, 1980] ou Brewer [Brewer, 1988], sont basés sur la mécanique de l'endommagement. Ils permettent de déterminer s'il y a ou non amorçage du délaminage en fonction du niveau de contrainte ou de déformation. Si celui-ci est supérieur à la résistance interfaciale, c'est-à-dire à la contrainte maximale que peut supporter l'interface, il y a bien amorçage. Les critères de rupture peuvent être utilisés en post-traitement d'un calcul ou bien au cours du calcul. Ils sont faciles à mettre en œuvre mais, en post-traitement, ils ne permettent pas de tenir compte de l'apparition du délaminage et de son influence sur l'état de contrainte ou de déformation. D'autre part, utilisés en cours de calcul, du fait de la rupture brutale qu'ils impliquent, ils peuvent entraîner des problèmes de convergence ou des oscillations importantes de la solution, en dynamique. De plus, leurs performances sont intéressantes dans des cas particuliers, notamment lorsque l'apparition du délaminage entraîne une ruine catastrophique de la structure. Ce n'est pas le cas lors d'un impact basse vitesse, où le délaminage est d'abord amorcé puis croît progressivement.

Un inconvénient majeur lié à l'utilisation des critères de rupture est la nécessité d'utiliser la notion de longueur interne difficile à identifier. Afin de contourner ce problème, Leguillon *et al.* [Leguillon, 2002] ont développé des approches bi-critères. Ce type de critère permet de prévoir l'amorçage du délaminage en vérifiant à la fois un critère en contrainte et un critère en énergie. Cependant, les bi-critères sont difficilement extensibles aux cas tridimensionnels car ils nécessitent d'émettre une hypothèse sur la forme du front de fissure. De plus, cette approche n'est valable qu'avec des comportements linéaires. Or, dans le cas de l'impact, les sollicitations sont tridimensionnelles et présentent de fortes non linéarités (comportement du pli, non linéarités géométriques, contact). De plus, cette méthode étant limitée à l'étude de l'amorçage du délaminage, elle n'est pas adaptée au problème de l'impact, où les délaminages peuvent se propager.

La mécanique élastique linéaire de la rupture permet d'estimer s'il y a propagation ou non de la fissure de délaminage. Elle est basée sur des considérations énergétiques. Le taux de restitution d'énergie par unité de surface doit être supérieur ou égal, pour qu'il y ait rupture, au taux de restitution d'énergie nécessaire à la rupture d'une unité de surface, aussi appelé ténacité de l'interface ou taux de restitution d'énergie critique [Griffith, 1921]. Une méthode

couramment employée pour estimer s'il y a ou non propagation d'un front de fissure est la Virtual Crack Closure Technique (VCCT) [Krueger, 2002]. Cette méthode est simple à mettre en œuvre dans les codes de résolution par éléments finis et son efficacité a été prouvée pour les matériaux métalliques comme pour les matériaux composites [Shen, 2001] [Krueger, 2009]. La mécanique élastique linéaire de la rupture présume cependant de l'existence d'une fissure initiale. Dans le cas de l'impact, le matériau est supposé initialement sain et ne présente pas de fissure. Cette mécanique de la rupture ne semble donc pas adaptée pour décrire les délaminages d'impact.

Les modèles de zones cohésives sont basés sur la mécanique de l'endommagement et permettent à la fois de prévoir l'amorçage du délaminage puis sa propagation dans le plan de l'interface, pour des cas tridimensionnels et en présence de non linéarités géométriques ou liées au comportement du matériau. Le principe des modèles de zones cohésives consiste à décrire la relation entre les sauts de déplacement de deux nœuds initialement superposés et les efforts cohésifs associés à l'aide d'une loi adoucissante. Les modes classiques de la mécanique de la rupture sont décrits au niveau de l'interface : le mode normal ou mode I ou mode d'ouverture et deux modes tangentiels, les modes II et III ou modes de cisaillement (Figure 2.10).

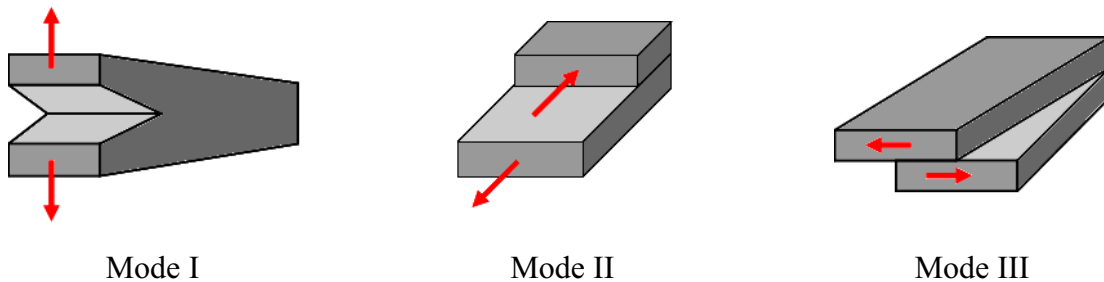


Figure 2.10. Modes de sollicitation de l'interface

Tout comme les bi-critères, les modèles de zones cohésives reposent sur la vérification simultanée d'un critère en contrainte et d'un critère en énergie pour prévoir l'amorçage du délaminage [Carrère, 2005]. En effet, les résistances interfaciales sont utilisées dans le critère en contrainte tandis que les ténacités de l'interface sont utilisées dans le critère énergétique. De plus, les ténacités permettent de décrire la propagation du délaminage par le biais du critère énergétique. Si le principe des modèles de zones cohésives reste le même, leur formulation et leur mise en œuvre peuvent différer d'un code de calcul par éléments finis à l'autre.

2) Mise en œuvre des modèles de zones cohésives dans le code de calcul par éléments finis *Z-set*

Dans le code de calcul par éléments finis utilisés dans cette étude, *Z-set*, les lois de comportement cohésives sont associées à des éléments surfaciques. Les nœuds de ces éléments sont dédoublés et initialement confondus. Lorsqu'un déplacement est appliqué à ces éléments, ils se déforment en accord avec la loi de comportement qui leur est associée, jusqu'à la rupture, où les efforts cohésifs deviennent nuls. Le comportement des éléments en compression hors-plan est maintenu, afin d'empêcher l'interpénétration des bords de la fissure. La variable de mesure de l'endommagement des lois de comportement est calculée aux points de Gauss des éléments cohésifs.

Les modèles de zones cohésives nécessitent une loi de comportement permettant de décrire les relations entre les sauts de déplacements et les efforts cohésifs. Plusieurs modèles de zones cohésives ont été développés dans la littérature [Dugdale, 1960] [Needleman, 1987]

[Allix, 1992] [Xu, 1993] [Ladevèze, 1998] [Crisfield, 2001] [Gornet, 2007]. Deux modèles, implémentés dans le code de calcul par éléments finis *Z-set*, ont été retenus.

3) Lois de comportement cohésives continues et bi-linéaires implémentées dans *Z-set*

Deux modèles intrinsèques, c'est-à-dire avec raideur initiale de l'interface, disponibles dans le code de calcul par éléments finis *Z-set*, ont été initialement retenus : celui de Needleman [Needleman, 1987] et celui proposé par Alfano et Crisfield [Alfano, 2001].

a) Loi de comportement cohésive continue de Needleman [Needleman, 1987]

Needleman [Needleman, 1987] propose un modèle d'endommagement continu de l'interface. L'endommagement de l'interface est décrit par la variable scalaire λ , qui représente l'ouverture de fissure relative (2.17).

$$\lambda = \sqrt{\left(\frac{\langle u_N \rangle}{\delta_N}\right)^2 + \left(\frac{\|\vec{u}_{T_1}\|}{\delta_{T_1}}\right)^2 + \left(\frac{\|\vec{u}_{T_2}\|}{\delta_{T_2}}\right)^2}, \text{ avec } \langle x \rangle = \begin{cases} x & \text{si } x > 0 \\ 0 & \text{si } x \leq 0 \end{cases} \quad (2.17)$$

Le déplacement normal et les déplacements en cisaillement sont notés, respectivement, u_N , pour le mode I, u_{T_1} , pour le mode II, et u_{T_2} , pour le mode III. Les déplacements relatifs pour lesquels l'interface est rompue sont notés, respectivement, δ_N , δ_{T_1} et δ_{T_2} . La variable d'endommagement, λ_{max} , correspond à la valeur maximale de l'endommagement atteinte jusqu'à l'instant courant. Cette variable d'endommagement permet de s'assurer que l'inéquation suivante est toujours vérifiée :

$$\dot{\lambda} \geq 0 \quad (2.18)$$

Cette inéquation exprime l'irréversibilité du dommage. La variable d'endommagement λ_{max} varie de la valeur 0, qui représente l'état non endommagé, à la valeur 1, qui correspond à la rupture de l'interface au point de Gauss considéré. La contrainte de traction cohésive est décomposée en une composante normale à l'interface, T_N , associée au mode I, et deux composantes de cisaillement, T_{T_1} et T_{T_2} , associées, respectivement, aux modes II et III. Ses composantes sont des fonctions de l'état d'endommagement de l'interface et du saut de déplacement associé (Équations (2.19) – (2.21)).

$$\vec{T}_N = \frac{\vec{u}_N}{\delta_N} F(\lambda_{max}) \quad (2.19)$$

$$\vec{T}_{T_1} = \alpha_1 \frac{\vec{u}_{T_1}}{\delta_{T_1}} F(\lambda_{max}) \quad \text{avec } F(\lambda) = \frac{27}{4} \sigma_{max} (1 - \lambda)^2 \quad (2.20)$$

$$\vec{T}_{T_2} = \alpha_2 \frac{\vec{u}_{T_2}}{\delta_{T_2}} F(\lambda_{max}) \quad (2.21)$$

Les constantes α_1 et α_2 représentent les rapports d'amplitude entre la contrainte maximale admissible en mode I, σ_{max} , qui correspond à la résistance en traction hors-plan, Z_t , du modèle OPFM, et, respectivement, les contraintes maximales admissibles en mode II, $\alpha_1 \sigma_{max}$, qui correspond à la résistance en cisaillement plan, S_{13} , du modèle OPFM et en mode III, $\alpha_2 \sigma_{max}$, qui correspond à la résistance en cisaillement hors-plan, S_{23} , du modèle OPFM. Il est à noter que pour ce modèle de comportement de l'interface, la raideur interfaciale est intrinsèque au modèle et ne peut être modifiée. En effet, cette dernière dépend uniquement de la valeur des résistances et des ténacités de l'interface. En compression hors-plan ($u_N < 0$), la

raideur interfaciale en mode I est multipliée par un facteur de pénalisation, α_c , pour tenir compte de la fermeture de la fissure due au délaminage (2.22).

$$\vec{T}_N = \frac{27}{4} \alpha_c \frac{\vec{u}_N}{\delta_N} \sigma_{max} \quad (2.22)$$

Il est à noter que l'interface ne s'endommage pas en compression pure. La loi de comportement et l'évolution du dommage associée sont illustrées sur la Figure 2.11.

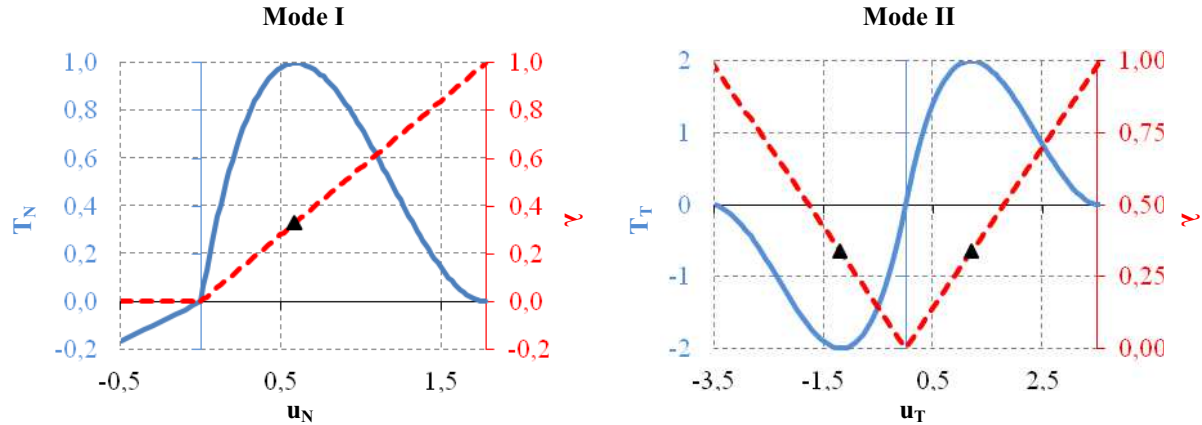


Figure 2.11. Loi de comportement de Needleman [Needleman, 1987] et évolution de l'endommagement associée en ouverture (mode I) et en cisaillement (mode II). Les triangles noirs indiquent la valeur de l'endommagement lorsque la résistance interfaciale est atteinte.

Une difficulté majeure des lois adoucissantes, telles les lois cohésives, est qu'elles peuvent engendrer des sauts de solution. Afin d'illustrer cette notion, un modèle éléments finis à deux dimensions est considéré [Chaboche, 2001]. Ce modèle est constitué d'un élément d'interface relié à un élément surfacique élastique, ABA'B', chargé dans le sens normal à l'interface (Figure 2.12).

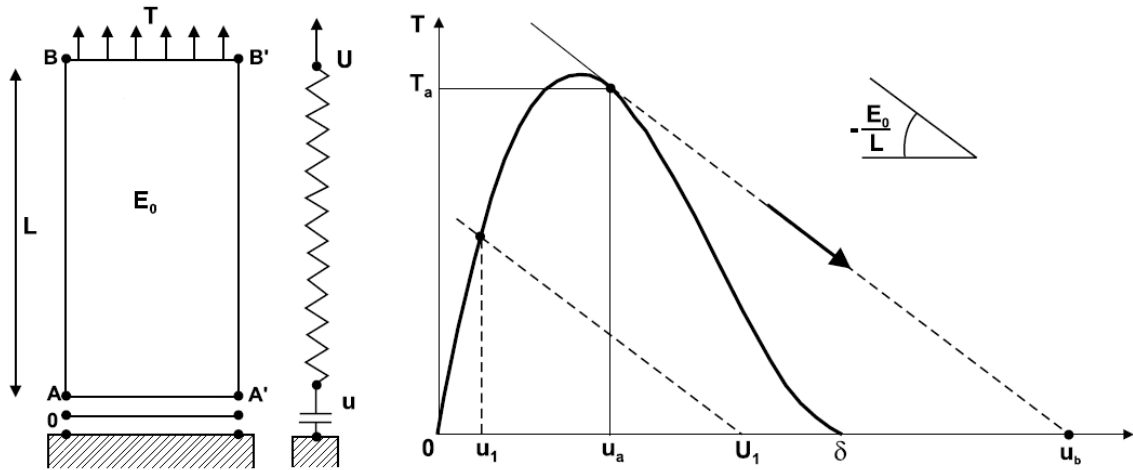


Figure 2.12. Configuration uniaxiale simple illustrant la notion de saut de solution au cours d'une décohésion interfaciale : modèle éléments finis 2D et réponse locale de l'interface [Chaboche, 2001]

Le module d'Young et la longueur de l'élément surfacique sont notés, respectivement, E_0 et L . Le déplacement total de la structure, U , correspond à la somme de l'ouverture de l'interface, notée u , et de la déformation normale élastique de l'élément surfacique (2.23).

$$U = u + \frac{L}{E_0} T \quad (2.23)$$

Le comportement de l'interface, dans le cas de la loi de comportement de Needleman, est donné par l'équation (2.19). Dans le repère des coordonnées locales de l'interface, (T, u) , pour un déplacement imposé U , la réponse de l'interface est donnée par l'intersection de la droite d'équation (2.23) et la relation entre la contrainte reprise par l'interface, T , et son ouverture, u , donnée par la loi de comportement de l'interface (2.19). Au-delà du pic de la courbe de réponse locale de l'interface, deux situations peuvent se présenter. Si la raideur de l'élément élastique (E_0/L) est suffisamment grande pour qu'il y ait une intersection entre la droite d'équation (2.23) et la réponse locale d'équation (2.19), alors la réponse est toujours stable. En revanche, si cette raideur est plus faible que la raideur tangente maximale de la partie adoucissante de la réponse locale de l'interface, alors il peut y avoir un saut de solution (de u_a à u_b ou de T_a à $T=0$ en terme de chargement, sur la Figure 2.12). Dans ce cas, l'énergie dépensée pour rompre l'interface est plus grande que le taux de restitution d'énergie critique et est propagée sous forme d'énergie cinétique.

La continuité du modèle de Needleman permet de limiter la probabilité d'apparition des sauts de solution inhérents aux modèles de comportement discontinus. Elle implique cependant que l'endommagement débute dès que la contrainte appliquée n'est plus nulle. La valeur de la variable d'endommagement vaut 0,33 lorsque la composante normale de la force de traction est maximale, c'est-à-dire à l'amorçage du délaminage. Le fait que l'endommagement débute dès le début du chargement induit une perte de rigidité en flexion du modèle du stratifié bien avant le début avéré de l'endommagement. Or, la rigidité en flexion a une influence importante dans le comportement à l'impact, comme cela a été rappelé dans le chapitre 1. C'est pourquoi un autre modèle de zones cohésives présentant une raideur interfaciale initiale contrôlable a été également utilisé.

b) Loi de comportement cohésive bi-linéaire proposée par Alfano et Crisfield [Alfano, 2001]

Le modèle de zone cohésive bi-linéaire proposé par Alfano et Crisfield [Alfano, 2001] comporte une partie linéaire élastique, dans laquelle l'interface se déforme sans s'endommager. Lorsque la contrainte maximale admissible, soit la résistance interfaciale du mode considéré, est atteinte, l'endommagement est initié. Les efforts cohésifs décroissent alors linéairement, jusqu'à ce que l'énergie nécessaire à la rupture d'une unité de surface soit atteinte. La fissure de délaminage est alors créée pour cette surface.

Le modèle bi-linéaire utilise des variables similaires à celles du modèle de Needleman. Il propose toutefois une première partie linéaire élastique non-endommageable par le biais d'une raideur interfaciale K . Le modèle d'Alfano et Crisfield s'exprime par les équations suivantes (Équations (2.24 – (2.27)).

$$\lambda = \frac{1}{\eta} \frac{\kappa}{1 + \kappa}$$

$$\text{avec } \kappa = \left\langle \sqrt{\left(\frac{\langle u_N \rangle}{u_{0N}}\right)^2 + \left(\frac{\|\vec{u}_{T_1}\|}{u_{0T_1}}\right)^2 + \left(\frac{\|\vec{u}_{T_2}\|}{u_{0T_2}}\right)^2} - 1 \right\rangle \quad (2.24)$$

$$\text{et } \eta = 1 - \frac{u_{0N}}{\delta_N} = 1 - \frac{u_{0T_1}}{\delta_{T_1}} = 1 - \frac{u_{0T_2}}{\delta_{T_2}}$$

$$\vec{T}_N = \begin{cases} \frac{\vec{u}_N}{\mathbf{u}_{0N}} F(\lambda_{max}) \text{ si } u_N \geq 0 \\ \alpha_c \frac{\vec{u}_N}{\mathbf{u}_{0N}} \sigma_{max} \text{ si } u_N < 0 \end{cases} \quad (2.25)$$

$$\vec{T}_{T_1} = \alpha_1 \frac{\vec{u}_{T_1}}{\mathbf{u}_{0T_1}} F(\lambda_{max}) \quad \text{avec } F(\lambda) = \sigma_{max}(1 - \lambda) \quad (2.26)$$

$$\vec{T}_{T_2} = \alpha_2 \frac{\vec{u}_{T_2}}{\mathbf{u}_{0T_2}} F(\lambda_{max}) \quad (2.27)$$

Les paramètres u_{0N} , u_{0T1} et u_{0T2} correspondent aux ouvertures de l'interface pour lesquels la résistance interfaciale est atteinte. Ces paramètres permettent de régler la raideur interfaciale initiale (2.28).

$$K = \frac{\sigma_{max}}{u_{0N}} \quad (2.28)$$

Le modèle bi-linéaire, tel qu'il est implémenté dans *Z-set*, implique que les rapports u_{0N}/δ_N , u_{0T1}/δ_{T1} et u_{0T2}/δ_{T2} soient égaux. La loi de comportement et l'évolution de l'endommagement associée au modèle bi-linéaire sont illustrées sur la Figure 2.13.

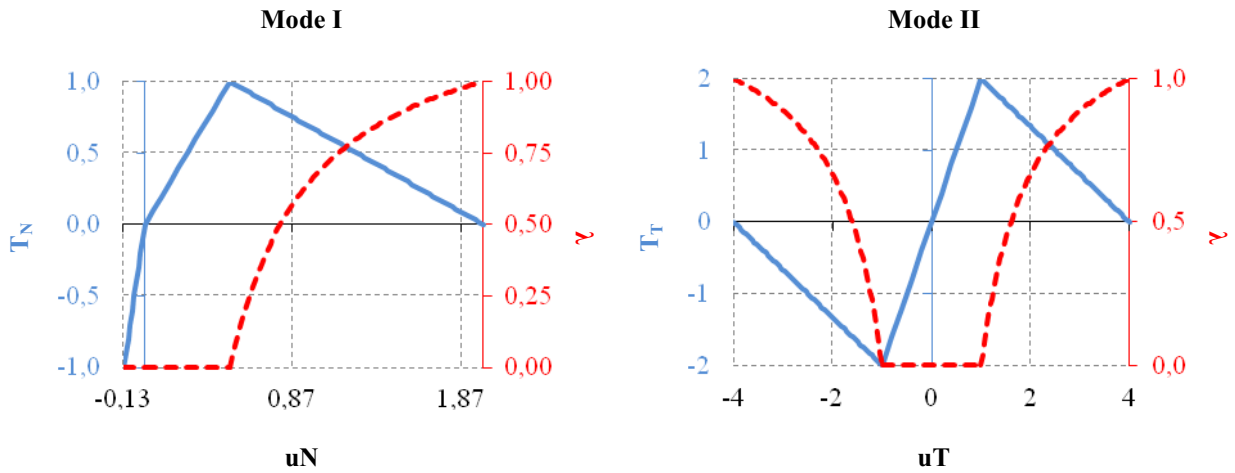


Figure 2.13. Loi de comportement proposée par Alfano et Crisfield [Alfano, 2001] et évolution de l'endommagement associée en ouverture (mode I) et en cisaillement (mode II)

Le modèle bi-linéaire permet d'endommager l'interface uniquement à partir du moment où la contrainte atteint la résistance interfaciale dans le mode considéré. De plus, il est possible d'augmenter la raideur initiale de l'interface, afin de limiter l'assouplissement du modèle numérique du stratifié, lié à la présence des modèles de zones cohésives. Cependant, le caractère bi-linéaire adoucissant du modèle de Crisfield peut entraîner des sauts de solution et des difficultés à converger vers une solution. Son utilisation nécessite de prendre certaines précautions qui sont exposées dans le paragraphe suivant.

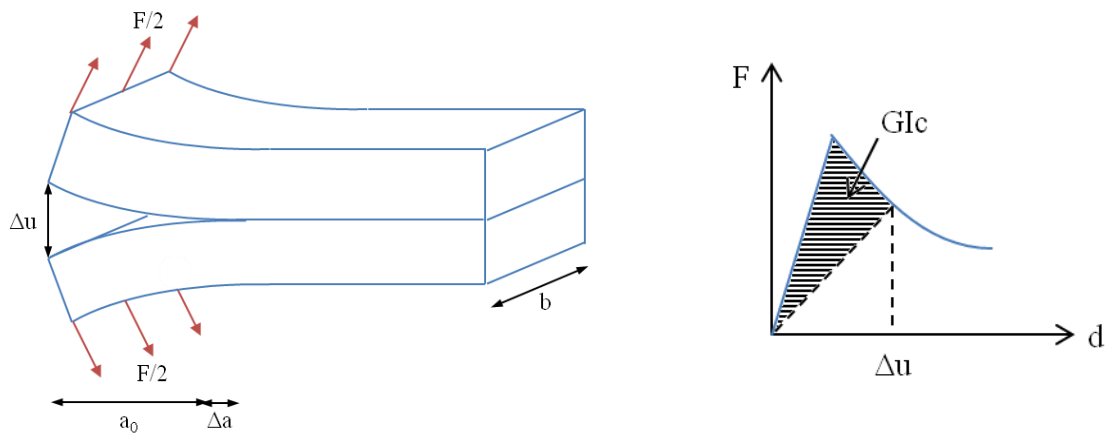
4) Identification des modèles de zones cohésives pour le matériau T700GC/M21

Les résistances interfaciales en traction hors-plan, Z_t , pour le mode I, en cisaillement longitudinal, S_{13} , pour le mode II, et en cisaillement transverse, S_{23} , sont identifiées à partir des mêmes essais que ceux utilisés pour l'identification du modèle de comportement du pli

unidirectionnel OPFM et décrits page 42. Les ténacités de l'interface sont identifiées par des essais de propagation de fissure.

a) Identification des propriétés de l'interface en mode I

Concernant le mode normal ou mode d'ouverture de l'interface ou mode I, l'essai Double Cantilever Beam (DCB) est le plus couramment utilisé [ASTM, 1994]. Au cours de cet essai, les deux bras d'une poutre stratifiée unidirectionnelle préfissurée sont écartés l'un de l'autre de manière incrémentale. Pour chaque incrément de déplacement, l'avancée de la fissure est alors mesurée. Les courbes de la force en fonction du déplacement et de la longueur de fissure en fonction du déplacement permettent de calculer l'énergie restituée par l'avancée de la fissure (Figure 2.14).



- a_0 : longueur initiale de la fissure
- Δa : accroissement de la fissure
- Δu : ouverture entre les deux bras
- b : largeur de l'éprouvette
- F : force appliquée

avec $G_{Ic} = \frac{(F \times \Delta u)}{\Delta a \times b}$

G_{Ic} : taux de restitution d'énergie critique en mode d'ouverture de la fissure

(a)

(b)

Figure 2.14. Schéma de l'essai Double Cantilever Beam (a) et mesure de l'énergie de restitution (b)

La mesure du taux de restitution d'énergie critique en mode d'ouverture de la fissure, G_{Ic} , est répétée au moins trois fois (sur la même éprouvette ou sur plusieurs éprouvettes, avant l'apparition de ponts de fibres à l'interface) afin d'estimer la dispersion sur cette mesure. Les valeurs identifiées pour le T700GC/M21 sont de $(400 \pm 100) \text{ J/m}^2$, soit $(0,4 \pm 0,1) \text{ N/mm}$, pour l'énergie de restitution en mode normal. De cette valeur et de la valeur de la résistance en traction hors-plan de l'interface sont déduites les valeurs des ouvertures de l'interface à rupture, δ_N , pour les lois de Needleman (2.29) et de Crisfield (2.30).

$$\delta_N = \frac{16}{9} \frac{G_{Ic}}{\sigma_{max}} \tag{2.29}$$

$$\delta_N = \frac{2G_{Ic}}{\sigma_{max}} \tag{2.30}$$

Dans le cas du modèle bi-linéaire, Turon [Turon, 2007] a montré que la raideur interfaciale initiale, K , devait être très grande pour ne pas influencer sur les propriétés élastiques

effectives du stratifié. En effet, l'expression du module d'Young hors-plan dépend de la raideur interfaciale en mode I (2.31).

$$E_{eff} = E_3 \left(\frac{1}{1 + \frac{E_3}{Ke}} \right) \quad (2.31)$$

Dans l'expression précédente, E_3 est le module d'Young hors-plan du matériau et e est l'épaisseur de la partie supérieure du stratifié qui est adjacente à la zone cohésive. Pour que le module d'Young hors-plan effectif soit proche du module d'Young hors-plan du stratifié, il faut que la raideur de l'interface en mode I soit très grande devant le module d'Young hors-plan du stratifié (2.32).

$$K = \frac{\alpha E_3}{e} \text{ avec } \alpha \gg 1 \quad (2.32)$$

La valeur de la raideur interfaciale est classiquement prise à 10^6 N/mm. Cette valeur présente en effet un bon compromis entre le temps de calcul et la perte de raideur du modèle du stratifié, liée à l'introduction des zones cohésives. De la valeur de la raideur interfaciale et de la contrainte maximale en mode I est déduite la valeur de l'ouverture de l'interface à l'initiation du dommage interfacial (2.33).

$$u_{0N} = \frac{\sigma_{max}}{K} \quad (2.33)$$

b) Identification des propriétés de l'interface en modes de cisaillement

Peu d'essais sont disponibles pour caractériser le mode III et aucun n'est actuellement normalisé. De plus, la ténacité en mode III semble plus grande (entre 6 et 38 % pour un stratifié en fibres de carbone T300 et résine époxy renforcée) que la ténacité en mode II [de Morais, 2009]. C'est pourquoi les propriétés de l'interface en mode III sont classiquement prises égales aux propriétés de l'interface en mode II, afin d'obtenir des résultats conservatifs.

Les propriétés du mode II de l'interface peuvent être identifiées à partir de l'essai End-Notched Flexure (ENF) [Carlsson, 1986]. Cet essai consiste à mettre en flexion une éprouvette préfissurée, afin de faire propager la fissure de l'interface en mode II (Figure 2.15).

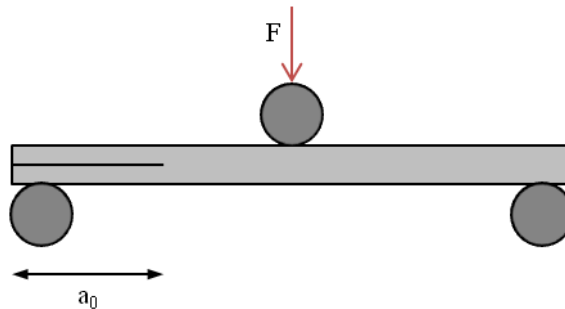


Figure 2.15. Schéma d'un essai End-Notched Flexure (ENF)

Le taux de restitution d'énergie critique de ce mode, G_{IIc} , est évalué comme précédemment, dans le cas du mode d'ouverture. Les valeurs identifiées pour le T700GC/M21 sont de (1200 ± 200) J/m², soit $(1,2 \pm 0,2)$ N/mm. De cette valeur et de celle de la résistance interfaciale en mode II, S_{I3} , sont déduits l'ouverture maximale de fissure en cisaillement, δ_T , pour le modèle de Needleman (2.34) et pour le modèle de Crisfield (2.35), le

rapport des contraintes maximales en mode d'ouverture et en mode de cisaillement, α , et le facteur de pénalisation en compression normale, α_c , classiquement pris égal à dix fois la valeur du rapport α .

$$\delta_{T_1} = \frac{16}{9} \frac{G_{IIc}}{\alpha \times \sigma_{max}} \quad (2.34)$$

$$\delta_{T_1} = \frac{2G_{IIc}}{\alpha \times \sigma_{max}} \quad (2.35)$$

Dans le cas de la loi de comportement bi-linéaire, l'ouverture de l'interface à l'initiation du dommage interfacial en mode II est déterminée à partir de la condition de stabilité du modèle bi-linéaire proposé par Alfano et Crisfield (2.36).

$$u_{0r_1} = \frac{\delta_{T_1} u_{0N}}{\delta_N} \quad (2.36)$$

Les valeurs des paramètres des lois bi-linéaire et de Needleman identifiées pour le T700GC/M21 sont reportées, respectivement, dans les tableaux **Tableau 2.12** et **Tableau 2.13**.

σ_{max} (MPa)	δ_N (mm)	δ_T (mm)	u_{0N} (mm)	u_{0T} (mm)	α	α_c	K (N/mm ³)
46	0,0174	0,0240	0,000460	0,000635	2,17	21,7	10 ⁵

Tableau 2.12. Valeurs des paramètres du modèle bi-linéaire identifiés pour le T700GC/M21

σ_{max} (MPa)	δ_N (mm)	δ_T (mm)	α	α_c
46	0,0155	0,0213	2,17	21,7

Tableau 2.13. Valeurs des paramètres du modèle de Needleman identifiés pour le T700GC/M21

2.3. Méthodes numériques

Les méthodes de résolutions dynamiques d'un problème aux éléments finis peuvent être classées en deux catégories : les résolutions implicites et les résolutions explicites. Dans le cas d'un problème dynamique, les forces d'inertie sont prises en compte et l'équation semi-discrète du mouvement (discrétisée en espace et continue en temps) s'écrit de la manière suivante :

$$Ma(t) + Cv(t) + F_{int}(d(t)) = F_{ext}(t) \quad \text{avec} \quad \begin{aligned} v(t) &= \dot{d}(t) \\ a(t) &= \dot{v}(t) \end{aligned} \quad (2.37)$$

Dans l'équation précédente, $d(t)$, $v(t)$ et $a(t)$ sont, respectivement, les vecteurs des déplacements nodaux, des vitesses nodales et des accélérations nodales. M est la matrice de masse, C la matrice d'amortissement structural, F_{int} et F_{ext} les vecteurs nodaux des forces, respectivement, internes et extérieures. Par la suite, par soucis de clarté dans les explications données, les forces d'amortissement structurales seront négligées. Les schémas d'intégration temporelle de Newmark [Hugues, 1987] seront utilisés pour mettre en évidence les différences entre les deux classes de résolutions dynamiques. Cependant, dans le code de calcul par éléments finis Z-set [Benziane, 2011], la résolution dynamique implicite d'un

problème aux éléments finis est réalisée à l'aide du schéma d'intégration temporelle HHT¹, aussi appelé α -méthode [Hilber, 1976].

2.3.1. Résolution implicite d'un problème aux éléments finis

Les méthodes de la famille de Newmark consistent à discrétiser en temps l'équation (2.37) de la manière suivante :

$$Ma^{t+\Delta t} + F_{int}(d^{t+\Delta t}) = F_{ext}^{t+\Delta t} \quad (2.38)$$

$$\text{avec} \quad d^{t+\Delta t} = \tilde{d}^{t+\Delta t} + \Delta t^2 \beta a^{t+\Delta t} \quad (2.39)$$

$$v^{t+\Delta t} = \tilde{v}^{t+\Delta t} + \Delta t \gamma a^{t+\Delta t} \quad (2.40)$$

Les quantités $\tilde{d}^{t+\Delta t}$ et $\tilde{v}^{t+\Delta t}$ sont, respectivement, les prédicteurs des déplacements et des vitesses nodales, connus de l'incrément temporel précédent (Équations (2.41) et (2.42)).

$$\tilde{d}^{t+\Delta t} = d^t + \Delta t v^t + \frac{\Delta t^2}{2} (1 - 2\beta) a^t \quad (2.41)$$

$$\tilde{v}^{t+\Delta t} = v^t + \Delta t (1 - \gamma) a^t \quad (2.42)$$

Les quantités d^t , v^t et a^t sont, respectivement, les approximations de $d(t)$, $\dot{d}(t)$ et $\ddot{d}(t)$. Les paramètres β et γ déterminent certaines propriétés de l'algorithme, comme, par exemple, sa stabilité et sa précision.

En remplaçant $a^{t+\Delta t}$ par son expression en fonction de $d^{t+\Delta t}$ (2.39), on obtient l'équation suivante à résoudre, pour $\beta \neq 0$:

$$\frac{1}{\beta \Delta t^2} M d^{t+\Delta t} + F_{int}(d^{t+\Delta t}) = F_{ext}^{t+\Delta t} + \frac{1}{\beta \Delta t^2} M \tilde{d}^{t+\Delta t} \quad (2.43)$$

L'équation non-linéaire (2.43) met en lumière le caractère implicite de cette expression. Celle-ci passe par un processus itératif de type Newton et donc par une ou plusieurs linéarisations mettant en œuvre un opérateur tangent. Au cours du processus itératif, on cherche à minimiser le résidu R (2.44), en choisissant une norme et en définissant un critère d'arrêt.

$$R = F_{ext}^{t+\Delta t} - F_{int}(d^{t+\Delta t}) - M a^{t+\Delta t} \quad (2.44)$$

Le processus itératif de type Newton est bien adapté pour des solutions relativement régulières. Lorsque les solutions recherchées ne sont pas assez régulières (contact, lois à seuil...), le taux de convergence peut être dégradé, ce qui conduit à des coûts de calcul importants. Parfois, la convergence n'est pas atteinte.

Suivant le choix des paramètres β et γ , les schémas de Newmark et HHT sont inconditionnellement stables [Hugues, 1987] (Il n'y a jamais de création artificielle d'énergie). Dans la suite de l'étude, les paramètres suivants ont été retenus pour la méthode HHT : $\alpha = 0,05$; $\beta = \frac{(1+\alpha)^2}{4}$; $\gamma = \frac{1}{2} + \alpha$. Le fait d'avoir un schéma inconditionnellement stable ne signifie pas pour autant que la solution obtenue sera nécessairement convergée.

¹ Du nom de ses inventeurs, H.M. Hilber, T.J.R. Hugues et R.L. Taylor.

2.3.2. Résolution explicite d'un problème aux éléments finis

La résolution explicite d'un problème aux éléments finis est adaptée aux phénomènes rapides, comme la propagation d'ondes. L'utilisation des algorithmes explicites est cependant fréquente pour des cas « moins rapides » mais fortement non-réguliers.

Le schéma couramment employé pour la résolution explicite est celui des différences centrées. Il fait partie des schémas d'intégration de Newmark, en posant $\beta=0$ et $\gamma=0,5$. Les déplacements nodaux à l'instant $t+\Delta t$ sont donc directement connus à partir des quantités calculées au pas de temps précédent (Équations (2.39) et (2.41)), ce qui explique le caractère explicite de ces méthodes. Afin d'éviter la résolution d'un système linéaire, la matrice de masse est diagonalisée. On déduit ainsi directement et sans itération les forces internes $F_{int}(d^{t+\Delta t})$, puis les valeurs des accélérations (2.45) et des vitesses (2.40) au pas de temps considéré.

$$a^{t+\Delta t} = M_{diag}^{-1} \left(F_{ext}^{t+\Delta t} - F_{int}(d^{t+\Delta t}) \right) \quad (2.45)$$

L'inconvénient majeur des algorithmes explicites est qu'ils sont conditionnellement stables. Pour des problèmes linéaires, il est montré que le pas de temps doit vérifier une condition CFL² (2.46).

$$\Delta t < \Delta t_c \text{ avec } \Delta t_c = \frac{2}{\omega^h} \quad (2.46)$$

Cela implique que le pas de temps est limité par un pas de temps critique qui est lié à la plus grande fréquence propre de la structure discrétisée, ω^h . Il est montré que cette fréquence est majorée par la fréquence propre de l'élément le plus discriminant du maillage, qui dépend de la taille caractéristique de cet élément, notée h , et de la célérité des ondes dans cet élément, notée c (2.47).

$$\omega^h < \omega_{el}^h \text{ avec } \omega_{el}^h \approx \frac{2c}{h} \quad (2.47)$$

Ce qui implique, en analyse linéaire :

$$\Delta t \lesssim \delta \frac{h}{c} \quad (2.48)$$

δ est un paramètre de sécurité pour la stabilité. Le pas de temps critique pour la stabilité de l'algorithme dépend donc linéairement de la plus petite taille de maille du modèle discrétisé. Ceci signifie que la discrétisation spatiale du problème influence le pas de temps critique de résolution du problème et peut donc pénaliser cette résolution en termes de coût de calcul. Lorsque le maillage est raffiné dans certaines zones, comme en impact, par exemple, cette limitation des méthodes explicites peut s'avérer très coûteuse.

En présence de non-linéarités, la condition de stabilité précédente n'est pas toujours suffisante. C'est pourquoi il est primordial de considérer les résultats obtenus avec précaution. Ainsi, l'utilisation de la résolution explicite nécessite une plus grande expertise de l'utilisateur quant à la cohérence du résultat obtenu.

La résolution explicite ne requiert pas la minimisation d'un résidu. En effet, les forces internes sont calculées de manière directe. Il est généralement considéré que le pas de temps est suffisamment petit pour que l'erreur commise soit suffisamment faible. L'absence de

² R. Courant, K. Friedrichs, H. Lewy [Hugues, 1987]

processus itératif permet également de traiter des problèmes non réguliers, avec les précautions à prendre mentionnées plus haut.

2.3.3. Comparaison des résolutions explicites et implicites

Les différences entre les deux types de résolutions sont résumées dans le Tableau 2.14.

	Implicite	Explicite
Résolution d'un système linéaire (coûteux)	Lorsque le problème n'est pas suffisamment régulier ou est fortement non linéaire, le processus itératif de Newton requiert de nombreuses itérations ou des pas de temps très fins, donc un nombre important de systèmes linéaires à résoudre. Ceci engendre des coûts de calcul parfois rédhibitoires.	Aucune résolution de système linéaire n'est requise. Les quantités recherchées sont obtenues directement. Le coût de calcul par incrément est donc fortement diminué.
Convergence à l'équilibre	La validation d'un incrément passe par la minimisation du résidu. Cela ne signifie pas que la convergence du calcul sera nécessairement atteinte, quel que soit le pas de temps.	On considère souvent que le pas de temps nécessaire à la stabilité du schéma est considéré comme suffisamment faible pour que l'erreur induite par l'absence d'itérations soit compensée. Ce n'est cependant pas toujours le cas. C'est pourquoi la résolution explicite nécessite une grande expertise de l'utilisateur pour comprendre et valider ou non les résultats obtenus.
Stabilité	Les schémas implicites sont inconditionnellement stables, sous réserve d'un choix judicieux de β et γ . Cela permet d'utiliser des pas de temps plus grand qu'en explicite.	Le schéma explicite est conditionnellement stable. $\Delta t < \frac{h}{c}$ Cela peut conduire à un très grand nombre d'incrément et donc rendre le calcul très coûteux.
Solutions non régulières (sauts de solutions...)	Ce type de solution recherchée peut mettre en échec le processus itératif de Newton, lorsque les non-régularités sont trop importantes. La convergence n'est pas assurée dans ce cas.	L'absence de processus itératif permet de traiter de tels problèmes. Cependant, une grande expertise de l'utilisateur est requise pour interpréter et valider les résultats obtenus.

Tableau 2.14. Comparaison des résolutions implicite et explicite

2.4. Résolution du contact dans *Z-set* : méthode de flexibilité

La gestion du contact dans *Z-set* est présentée en détails dans [Troussel, 2009]. Elle utilise un algorithme de reconnaissance d'obstacles, une méthode de résolution des équations d'équilibre en présence de contact et des lois de contact incluant des lois de frottement éventuelles, comme la loi de Coulomb. Son originalité réside dans la méthode de résolution des équations d'équilibre. En effet, plutôt que de calculer les forces de contact en même temps que les forces internes (méthodes de rigidité classiquement utilisées dans les codes de calcul par éléments finis commerciaux), ce calcul s'effectue au début de chaque itération. Les forces de contact sont ensuite considérées comme des forces extérieures appliquées au système. Ce calcul est réalisé par la méthode de flexibilité. Cette méthode consiste à faire un premier calcul des positions finales sans tenir compte du contact, ce qui donne Δx_{lib} , l'écart entre la position initiale et la position finale exprimé dans le repère local, pour tous les nœuds potentiellement en contact. Cela génère des interpénétrations entre l'impacteur et sa cible. Ces interpénétrations sont corrigées par des déplacements, dans le repère local du contact, notés u_c (2.50). Cette correction des positions finales est corrélée aux forces de contact, f_c , calculées dans le repère local du contact par l'intermédiaire de la matrice de flexibilité de la structure, W , qui correspond à l'inverse de la rigidité de la structure (donc à sa flexibilité), condensé aux nœuds potentiellement en contact et transposé dans les repères locaux des éléments de contact (2.49).

$$W = H^T K_t^{-1} H \quad (2.49)$$

H est un opérateur de trace qui permet à la fois de restreindre l'inverse de K_t , la matrice de rigidité de la structure, aux degrés de libertés en contact et d'écrire la matrice de flexibilité restreinte dans les repères locaux du contact. Une fois la matrice de flexibilité calculée, il faut donc résoudre par des itérations locales de contact le système d'équations (2.50), condensées sur la zone potentiellement en contact, les inconnues étant les forces de contact exprimées dans le repère local, f_c . Ce système est écrit dans le cadre d'un problème sans frottement, pour simplifier la compréhension. Pour prendre en compte le frottement, il faudrait ajouter au système (2.50) les conditions de frottement.

$$\left\{ \begin{array}{l} W f_c = u_c \rightarrow \text{flexibilité} \\ x_n \geq 0 \\ f_{c_n} \geq 0 \\ x_n f_{c_n} = 0 \end{array} \right\} \rightarrow \text{condition de Signorini} \quad (2.50)$$

$$x_n = x_n^0 + \Delta x_{lib_n} + u_{c_n}$$

x est le vecteur des positions finales des éléments de contact dans le repère local. Ces positions doivent vérifier la condition de Signorini, qui traduit la non-pénétrabilité de la matière. x^0 est le vecteur des positions initiales des éléments de contact dans le repère local. L'indice n fait référence au $n^{\text{ème}}$ élément de contact du problème.

Les forces de contact ainsi déterminées sont ensuite transposées dans le repère global du problème, via l'opérateur de trace H , et introduites dans les équations d'équilibre à résoudre comme forces extérieures appliquées au système.

$$\left\{ \begin{array}{l} F_{cont} = H f_c \\ K_t \Delta X = F_{ext} + F_{cont} - F_{int} \end{array} \right. \quad (2.51)$$

X , F_{ext} , F_{cont} et F_{int} sont, respectivement le vecteur des positions finales, les forces extérieures appliquées au système, les forces de contact et les forces internes, exprimés dans le repère global du problème.

La méthode de flexibilité nécessite donc une résolution itérative locale supplémentaire au sein de la boucle d'équilibre de Newton. Celle-ci est relativement rapide mais le calcul de la matrice de flexibilité peut s'avérer coûteux, en particulier lorsque les degrés de libertés en contact sont nombreux et lorsqu'il y a de nombreuses itérations dans le calcul. En effet, dès que la matrice tangente de la structure change, la matrice de flexibilité change également et doit être recalculée (il faut faire autant de résolutions du système linéaire global qu'il y a de degrés de libertés sur les nœuds potentiellement en contact). Ceci est très préjudiciable en présence de fortes non-linéarités telles que l'endommagement de la structure.

Chapitre 3

Construction d'un modèle d'impact simplifié pour la prévision des dommages d'impact en dynamique implicite

La première étape, pour pouvoir prévoir les dommages d'impact par simulation éléments finis, est de disposer d'un modèle numérique. Cette dénomination désigne ici les maillages de l'impacteur et de la cible, ainsi que la discrétisation spatiale et en temps, les conditions aux limites imposées à la plaque impactée et la gestion du contact. Dans cette étude, afin de ne pas alourdir le modèle par la gestion de contacts supplémentaires, il a été décidé de traduire simplement le maintien de la cible sur son support au cours de l'impact, sans recourir au maillage explicite de ce dernier. De plus, le modèle numérique doit être paramétré, afin de s'adapter aux variantes de la configuration de référence choisie. Le dispositif d'impact disponible à l'Onera repose sur la norme ASTM D 7136 [ASTM, 2007], décrite au chapitre précédent. C'est pourquoi il a été décidé, en premier lieu, de construire un modèle numérique sur la base de cette norme. Ce modèle permet de montrer les difficultés liées à cette norme, notamment en termes de conditions aux limites. Pour pallier ces difficultés, deux nouveaux montages sont proposés.

Afin de prévoir les dommages produits par l'impact, le modèle numérique est associé à des modèles matériaux décrivant le comportement endommageable du stratifié. Le modèle d'impact, constitué du modèle numérique associé aux modèles matériaux, est construit avant de réaliser les essais, afin d'éviter le recours au recalage des coefficients des modèles matériaux. Le but de ce chapitre est d'identifier, qualitativement, les éléments essentiels que les modèles matériaux doivent posséder pour décrire de manière réaliste la réponse à un impact et les dommages qui en découlent et, dans le cas des modèles de zones cohésives, la sensibilité aux paramètres de la loi bilinéaire d'Alfano et Crisfield [Alfano, 2001] retenue, qui sont difficiles à mesurer expérimentalement.

Pour cela, les modèles matériaux décrits au chapitre 2 sont employés, c'est-à-dire le modèle Onera Progressive Failure Model [Laurin, 2005] [Laurin, 2007] [Charrier, 2011], noté OPFM, et, lorsque la variable d'endommagement associée au délaminage dans OPFM est désactivée, les modèles de zones cohésives. Le modèle OPFM permet en effet de décrire le comportement viscoélastique endommageable du pli sous chargements complexes, comme c'est le cas en impact, par le biais de la mécanique continue de l'endommagement. Dans ce modèle, la variable d'effet du délaminage est volumique et pose des difficultés d'interprétation des résultats obtenus. Les modèles de zones cohésives, quant à eux, permettent de décrire, de manière surfacique, à la fois l'amorçage et la propagation des délaminages, deux phénomènes qui surviennent au cours d'un impact. Ils créent une réelle discontinuité dans le modèle lorsque la loi de comportement de l'interface indique une rupture. L'interprétation des résultats obtenus, en termes d'endommagement, avec les modèles de zones cohésives est également plus simple.

La modélisation de l'impact fait appel à des techniques numériques complexes : gestion du contact entre deux pièces, modèles de zones cohésives, comportements non-linéaires et dynamique. La complexité de cette modélisation implique que chacun de ces éléments soient robustes, afin d'assurer la convergence des calculs mais surtout la qualité des résultats obtenus. Il est donc décidé de considérer différents niveaux de complexité du modèle numérique, afin d'alléger les coûts de calcul lors de la mise en place des différents éléments de la simulation d'impact et d'identifier les éventuels points bloquants. Pour cela, le modèle numérique est décomposé en deux niveaux (Figure 3.1). Le niveau le plus complexe, qui est sensé assurer la meilleure adéquation essais / calculs, intégrera la gestion du contact. Cependant, dans *Z-set*, cette gestion est particulièrement coûteuse. Étant donné le nombre de calculs envisagés initialement, un niveau de complexité moindre est mis en œuvre, où la résolution du problème de contact est supprimée en imposant des déplacements équivalents.

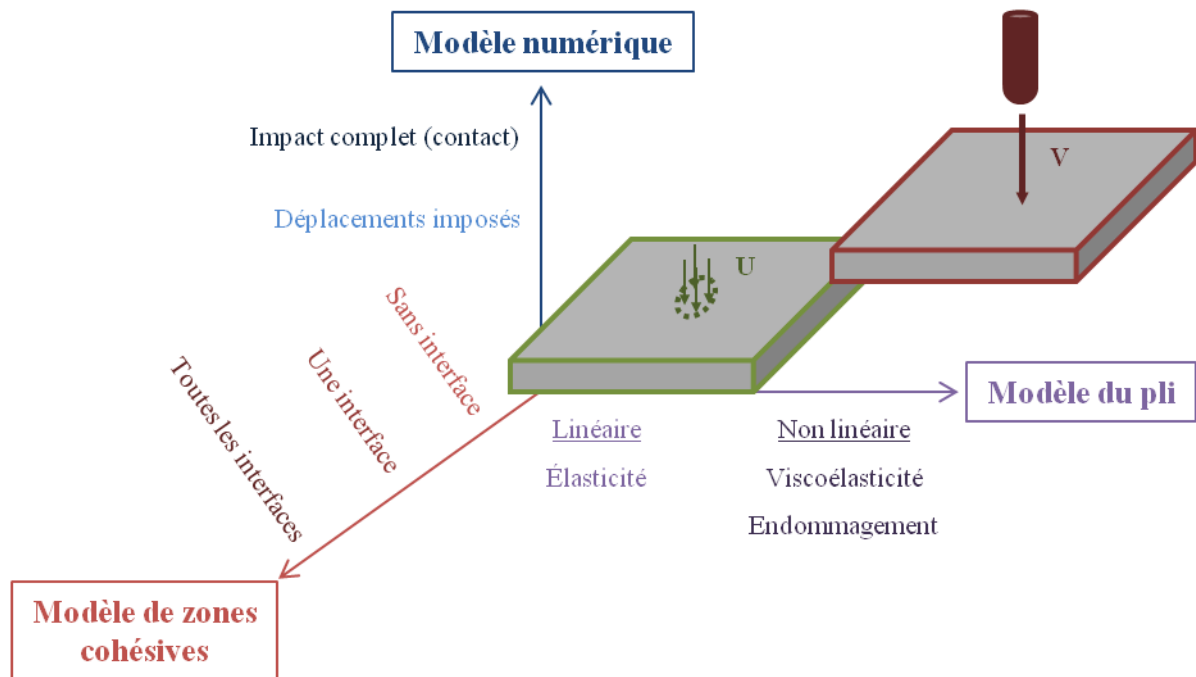


Figure 3.1. Schéma de complexification du problème d'impact. U désigne un champ de déplacements et V la vitesse imposée uniformément à l'impacteur, en dynamique.

D'autre part, le modèle matériau appliqué au pli est progressivement complexifié en passant de l'élasticité linéaire à la prise en compte des dommages couplés à la viscoélasticité de la matrice (Figure 3.1). La complexification du modèle de comportement du pli permet notamment de voir l'apport de chaque partie du modèle sur la réponse à un impact et les dommages induits par celui-ci éventuellement prévus. Enfin, les modèles de zones cohésives sont progressivement introduits dans le modèle. Cela permet notamment de voir l'influence de la position et du nombre d'interfaces sur la réponse à un impact et sur la prévision des délaminages induits par celui-ci.

Les délaminages sont considérés comme étant la forme d'endommagement la plus critique pour les stratifiés. En effet, sous chargement de compression, la rupture par flambement du stratifié est obtenue précocement. C'est pourquoi, une fois les modèles de zones cohésives mis en place, l'accent est porté sur deux études d'influence sur la formation des délaminages. Dans un premier temps une étude d'influence des coefficients des lois cohésives sur la réponse à un impact et les délaminages induits est menée, car ils sont globalement soumis à une plus forte dispersion que ceux du modèle OPFM. Dans un second

temps, l'influence de la loi de comportement du pli sur cette réponse et les délaminages prévus est aussi étudiée.

Plusieurs auteurs ont mis en évidence un couplage entre les fissures intralaminaires et le délaminage dans le cas de l'impact [Chang, 1987] [Richardson, 1996] [Renault, 1994] [Guinard, 2002]. Dans OPFM, ce couplage est réalisé par un abaissement des résistances longitudinales, en traction (X_t , chapitre 2 page 39), et hors-plan (Z_t , Z_c , S_{13}^R et S_{23}^R , chapitre 2 page 40) en fonction de l'endommagement matriciel. Au cours de ses travaux de thèse, Vandellos a implémenté dans *Z-set* une méthode de couplage des paramètres de la loi cohésive avec la variable d'effet de l'endommagement matriciel du modèle OPFM [Vandellos, 2011]. Cette méthode de couplage est utilisée pour évaluer l'influence du couplage inter / intralaminaire sur les dommages induits par un impact.

3.1. Modélisation numérique d'un problème d'impact

3.1.1. Modèle numérique représentant la norme ASTM D 7136

1) Identification et maillage de la géométrie de l'impacteur

La norme ASTM D 7136 cherche à représenter un impact sur un élément de fuselage, compris entre deux cadres et deux lisses. Pour rappel, l'embout de l'impacteur doit être hémisphérique, avec un diamètre de 16 mm. L'essentiel de la masse de l'impacteur est placé en amont de l'embout. Afin de limiter la taille du problème, seul celui-ci est modélisé.

La résolution du contact par le code de calcul par éléments finis implicite *Z-set*, développé par l'Onera, l'École des Mines ParisTech et Northwest Numerics, ne permet pas d'avoir une description analytique de la surface de l'impacteur. De plus, la formulation du problème impose d'en avoir une discrétisation au moins aussi fine que celle de la cible, afin de limiter les problèmes de détection des zones en contact. Afin de limiter néanmoins le nombre d'éléments pour décrire la masse tombante, la taille de maille est optimisée et différentes modélisations sont testées afin d'identifier l'influence de la réduction du maillage de l'impacteur sur la réponse globale à un impact. En effet, plus le modèle numérique de celui-ci comporte de points de calcul (points de Gauss et nœuds), plus le temps de calcul nécessaire pour résoudre le problème aux éléments finis dans l'impacteur sera important. Or, seul ce qui se passe dans la plaque intéresse cette étude, c'est pourquoi il convient de limiter sa discrétisation.

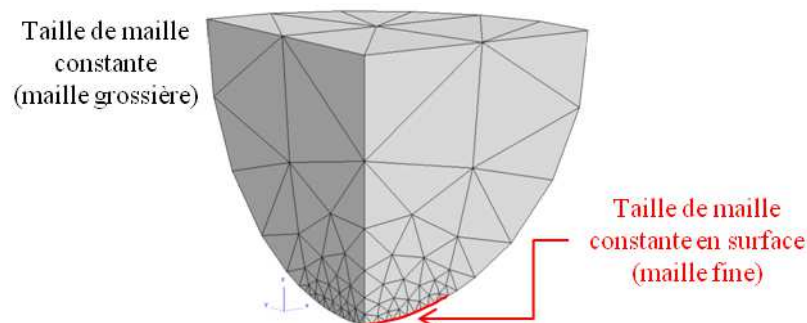


Figure 3.2. Représentation schématique de la fonction de raffinement de l'impacteur

Quelle que soit la modélisation, le maillage de l'impacteur est constitué d'éléments tétraédriques du type « C3D4 ». Ce type d'élément permet d'utiliser les outils de maillage paramétriques du générateur de maillage *BLSurf*, interfacé dans *Z-set* [Benziane, 2011]. Le maillage est ainsi construit automatiquement. La taille des mailles est raffinée au niveau du

point d'impact, en surface et dans l'épaisseur, l'impacteur étant considéré ici comme un solide déformable. La taille de maille croît ensuite linéairement jusqu'à atteindre la taille la plus grossière, qui est constante sur le reste du maillage (Figure 3.2).

En ce qui concerne la modélisation de l'impacteur, trois modèles numériques sont étudiés sur un problème d'impact simple pour tester l'influence de la modélisation numérique de celui-ci sur la réponse globale. Le problème considéré est celui d'un impact sur une plaque homogène et isotrope par une masse de 2 kg à la vitesse de 5,5 m/s, soit 30J. Chaque modèle d'impacteur est constitué d'un hémisphère de 16 mm de diamètre en contact avec la plaque.

Pour deux des modèles, cet hémisphère est associé à un cylindre de hauteur variable (Impacteur 1 et Impacteur 2). Les hémisphères de ces deux modèles ont les mêmes propriétés mécaniques et la masse volumique d'un acier réel, soit 7850 kg/m^3 . Les cylindres associés aux hémisphères sont de hauteur variable : 24,8 mm dans le cas du modèle 1 et 8 mm dans le cas du modèle 2. La masse volumique de ces cylindres est ajustée pour atteindre une masse totale de l'impacteur de 2 kg.

Le matériau du troisième modèle (Impacteur 3) a les propriétés mécaniques d'un acier mais une masse volumique de $1,870 \cdot 10^6 \text{ kg/m}^3$, soit 240 fois la masse volumique d'un acier réel. La masse totale de ce troisième modèle est ainsi de 2 kg, comme pour les autres modèles. À l'issue des trois simulations, les historiques des forces de contact sont similaires pour les deux premières représentations de l'impacteur (Figure 3.3).

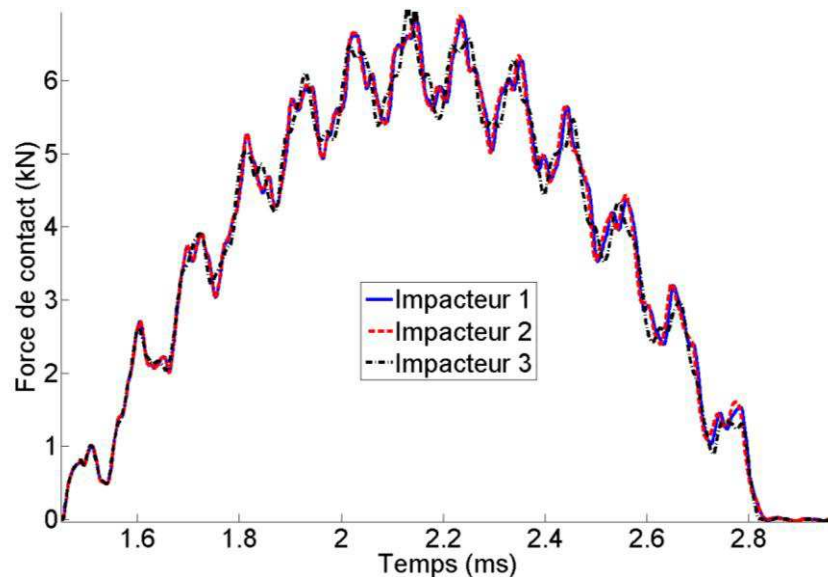


Figure 3.3. Comparaison de l'évolution des forces de contact pour les trois modélisations de l'impacteur

Ces deux premiers modèles sont ceux dont la partie en contact direct avec la cible a la masse volumique d'un acier réel. Dans le cas du troisième modèle, constitué d'une partie unique dont la masse volumique est telle que la masse de l'impacteur modélisé vaut 2 kg, l'historique de l'effort de contact est légèrement différent. L'évolution des déplacements ne montrant pas d'écart significatif entre les trois modèles numériques, le second modèle est choisi, car il permet de limiter la taille du modèle numérique de l'impacteur en limitant la hauteur du cylindre à discrétiser, constituant la partie haute. Afin d'avoir des éléments grossiers peu distordus dans la partie haute de l'impacteur, la hauteur de ce cylindre ne descend pas en dessous de 8 mm.

2) Identification et maillage de la géométrie de la cible

D'après la norme ASTM D 7136, la cible est une plaque de dimension surfacique $150 \times 100 \text{ mm}^2$ et d'épaisseur variable selon le matériau et la séquence d'empilement du stratifié choisi. Cette plaque est centrée sur une fenêtre d'impact de $125 \times 75 \text{ mm}^2$ et maintenue sur ce support par quatre sauterelles mécaniques. Ce dispositif ne permet pas de brider totalement la structure.

Le choix est fait de disposer d'un maillage paramétrique, afin de pouvoir adapter les dimensions par rapport à la configuration de référence et de pouvoir faire varier les tailles de mailles mises en œuvre. Afin de contrôler la taille du modèle numérique de la plaque, celle de la maille des éléments le constituant est raffiné dans les zones d'intérêt. Les éléments prismatiques C3D6 sont choisis, car ils permettent de construire simplement la géométrie de la plaque par extrusion de sa surface, discrétisée à l'aide de *BLSurf*, interfacé dans *Z-set*. Afin d'avoir une bonne description des contraintes au sein de la plaque et pour éviter les problèmes de création artificielle d'énergie liés à l'intégration réduite, les éléments de la plaque sont complets, c'est-à-dire qu'ils possèdent six points de Gauss chacun, répartis dans le volume de l'élément retenu.

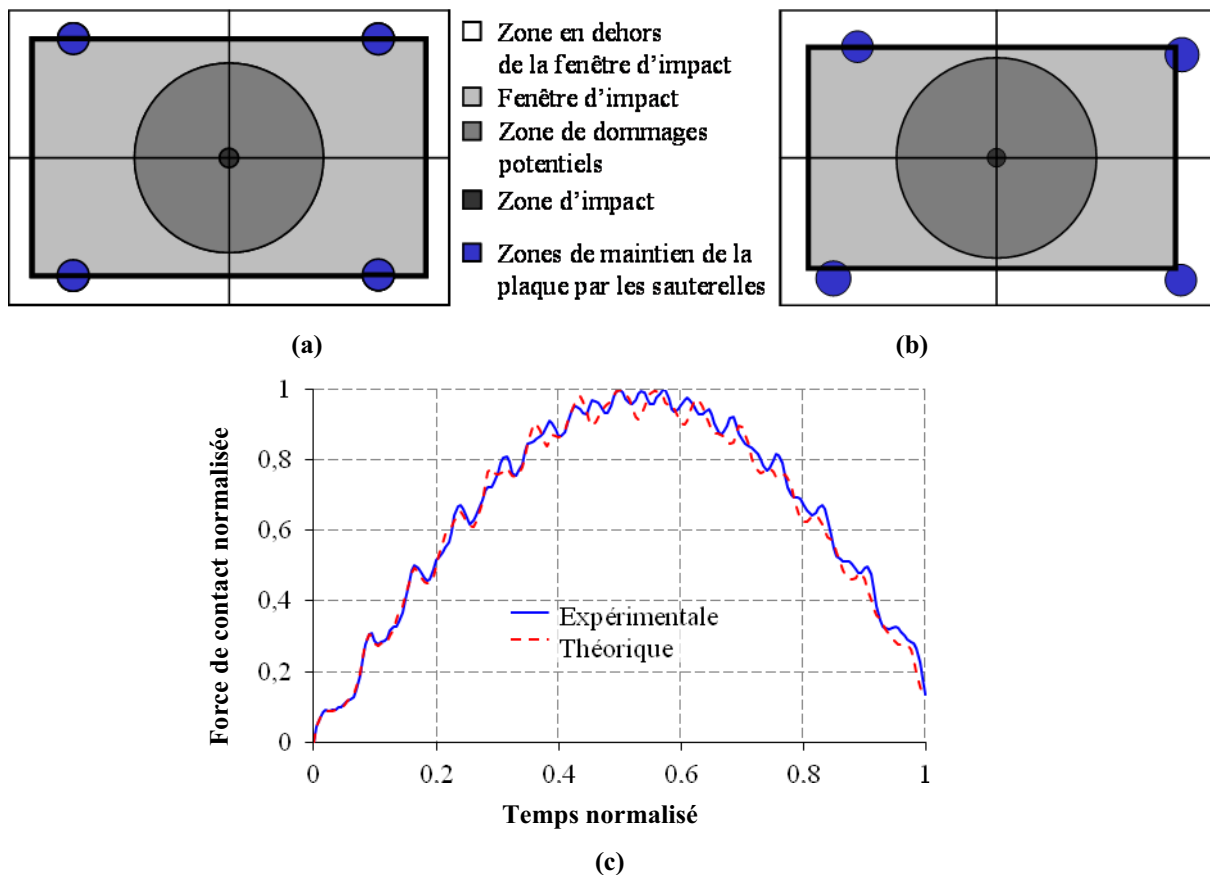


Figure 3.4. Géométrie de référence (a) et géométrie expérimentale (b) de la surface impactée de la cible. L'influence de la position des sauterelles sur la réponse normalisée à un impact est illustrée sur l'évolution de la force de contact (c).

Un cadre aux dimensions de la fenêtre d'impact est dessiné sur la plaque pour pouvoir imposer les conditions d'appui simple sur ce support. Quatre cercles représentent les zones de maintien de la cible sur son support par les sauterelles. Les rayons et les positions des centres de ces cercles tiennent compte des variations de positionnement, par rapport à la norme ASTM D 7136, du dispositif expérimental employé pour les essais dont on disposait (Figure

3.4 b). Ce positionnement a été identifié après que l'ensemble des essais ait été réalisé. C'est pourquoi il est considéré comme étant le même pour tous les essais menés avec le dispositif expérimental de l'Onera. Les variations de position des sauterelles semblent peu influencer sur la réponse en force (Figure 3.4 c) : la force maximale de contact et le temps de contact sont similaires.

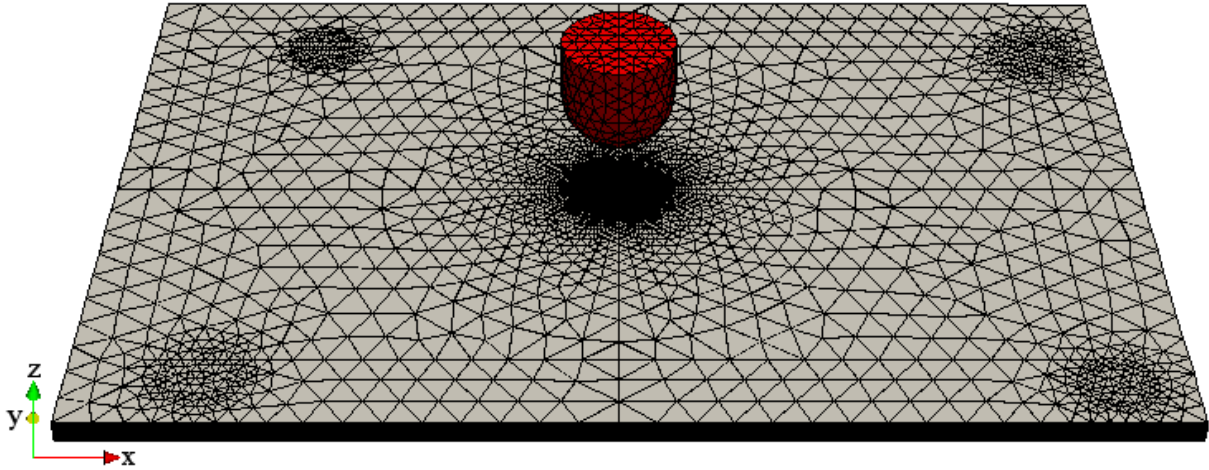


Figure 3.5. Maillages de la plaque et de l'impacteur du standard ASTM D 7136

Une fois la géométrie de la surface impactée établie, elle est maillée de manière à limiter autant que possible la taille du modèle numérique. Dans la zone d'impact, où peut survenir l'amorçage des délaminages, la taille de maille est constante et très fine, afin de pouvoir capter cet amorçage par les modèles de zones cohésives. Elle est choisie pour représenter un bon compromis entre la précision des résultats et le temps de calcul. Dans la zone potentielle de propagation, la taille de maille des éléments croît linéairement, jusqu'à atteindre celle la plus grossière. Au-delà de la zone de propagation, cette taille est à nouveau constante. Dans l'épaisseur, les plis sont représentés par un seul élément, afin de limiter leur nombre dans le modèle numérique d'impact. Celui-ci est constitué de l'impacteur et de sa cible et comprend ainsi 152032 éléments, soit 236676 degrés de liberté (Figure 3.5).

3) Identification des conditions aux limites à imposer à la cible

D'après la norme ASTM D 7136, la plaque est posée sur la fenêtre d'impact et est maintenue par quatre sauterelles mécaniques. Une condition d'appui simple est donc appliquée au cadre représentant les limites de la fenêtre d'impact. Celle-ci se traduit par un déplacement hors plan nul pour les nœuds appartenant à ce cadre tout au long de la simulation (Figure 3.6). L'idéal aurait été d'intégrer du contact mais, afin d'alléger le problème numérique, le support et son interaction avec la cible n'ont pas été explicitement modélisés. La traduction du maintien des sauterelles sur la fenêtre d'impact en termes de conditions aux limites est plus délicate. En effet, au cours de l'impact, les embouts en caoutchouc des sauterelles, qui sont là pour ne pas détériorer la plaque aux points de maintien, vibrent sous l'effet de la déformation de la plaque. La pression appliquée sur la plaque par les sauterelles n'est donc pas constante. De plus, sa valeur et ses variations au cours de l'essai ne sont pas connues et quasi impossibles à quantifier. C'est pourquoi l'influence des conditions aux limites imposées aux zones de maintien de la plaque par les sauterelles sur la réponse globale à un impact a été étudiée. Pour cela, trois simulations ont été réalisées en appliquant des conditions aux limites différentes aux zones de maintien par les sauterelles. Les nœuds de celles-ci sont soit laissés complètement libres (condition « sans sauterelles »), soit ils ne peuvent se déplacer que dans le plan de la plaque (condition « sauterelles simplement appuyées »), soit ils sont tous maintenus à leur position initiale (condition « sauterelles

encastrées »). L'influence de ces trois modélisations sur la réponse de la plaque à l'impact est présentée figure 3.6.

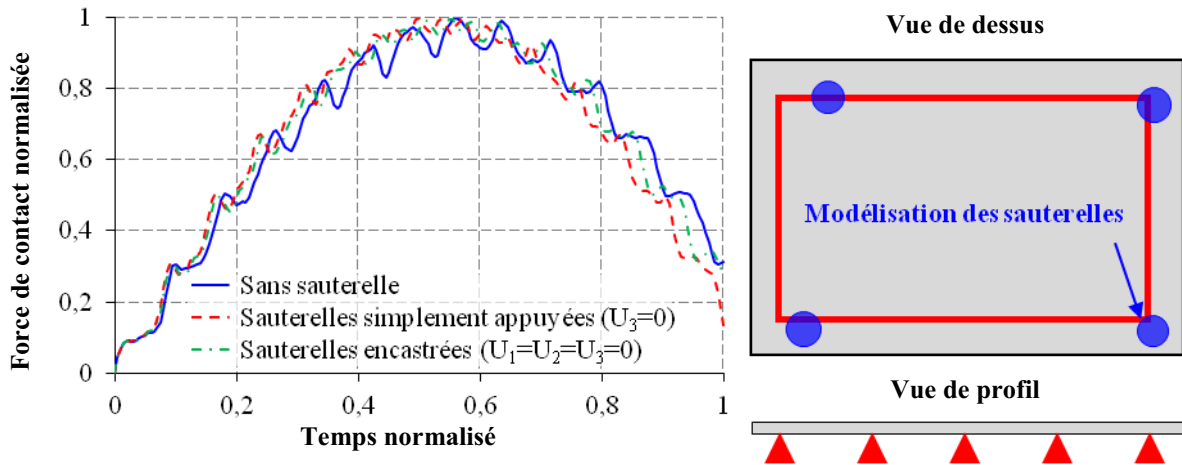


Figure 3.6. Influence de la modélisation des sauterelles sur la réponse d'impact simulée avec l'impacteur 2

La figure 3.6 montre que l'influence des sauterelles mécaniques sur la réponse globale de la plaque à un impact a une légère influence sur la réponse à un impact. La durée du chargement et les efforts appliqués varient d'un modèle à l'autre. Ceci induit une incertitude préjudiciable pour le modèle d'impact. Ceci est d'autant plus gênant qu'il existe une incertitude importante sur la position des sauterelles (Figure 3.4). Le contact de la plaque sur la fenêtre d'impact est également complexe à traduire en termes de conditions aux limites. C'est pourquoi il est décidé de développer de nouveaux montages permettant une modélisation fiable des conditions aux limites du modèle numérique.

3.1.2. Développement de nouveaux montages capables de garantir la validité des conditions aux limites du modèle numérique

Suite à la mise en évidence de l'incertitude liée à la modélisation des conditions aux limites imposées dans la norme ASTM D 7136 [ASTM D 7136, 2007], il est décidé de réaliser de nouveaux montages pouvant être modélisés simplement et de manière plus robuste que dans le cas de la norme ASTM D 7136. De plus, ces nouveaux montages sont choisis pour avoir des conditions de maintien de la plaque aussi éloignées que possible l'une de l'autre, afin de mieux éprouver les modèles matériau par la suite. En outre, les conditions aux limites imposées dans la norme ASTM D 7136 doivent être intermédiaires de celles imposées par les montages choisis.

1) Choix des conditions aux limites à modéliser

Parmi les modélisations mécaniques de conditions aux limites, deux sont classiquement opposées : l'encastrement et l'appui simple. En effet, dans le cas de l'encastrement, la plaque est bridée, tandis que dans le cas de l'appui simple, la plaque est libre de se déformer autour de ses appuis. D'autre part, il a été observé, lors d'essais d'impact antérieurs sur une plaque simplement appuyée sur deux rouleaux, que la plaque restait sur ses appuis, pendant la durée du contact entre la cible et l'impacteur. Cette observation lève *a priori* les doutes liés à un éventuel décollement de la plaque de ses appuis au cours de l'impact. De plus, on considère que, dans la norme ASTM D 7136, la plaque est simplement appuyée sur la fenêtre d'impact et que les sauterelles mécaniques réalisent des encastrements localisés sur cette fenêtre. On choisit donc de réaliser un montage d'encastrement, dans lequel la cible est complètement bridée, et un montage d'appui simple linéique, où la plaque est posée sur des rouleaux.

Afin de ne pas créer de singularités dans le chargement liées à la configuration de l'encastrement, on choisit de réaliser un encastrement circulaire. Il n'y a ainsi pas d'angle où pourrait apparaître une surcontrainte et donc un endommagement qui ne serait pas directement lié à l'impacteur. Le diamètre de l'encastrement est fixé à 70 mm, diamètre maximal dont on disposait sur un montage préexistant. Les dimensions des spécimens testés sont réduites à 100x100 mm.

De même pour l'appui linéique, on choisit de centrer la plaque sur deux rouleaux afin de ne pas créer d'arrête pouvant engendrer des surcontraintes au niveau des appuis et donc de l'endommagement. L'écartement des rouleaux est fixé à 70 mm, par analogie avec le montage d'encastrement, afin de comparer *a posteriori* l'effet des conditions aux limites sur les dommages d'impact (chapitre 5).

2) Réalisation du montage d'encastrement

Le montage d'encastrement est constitué d'une embase, d'une cale de serrage et d'une bride de serrage (Figure 3.7).

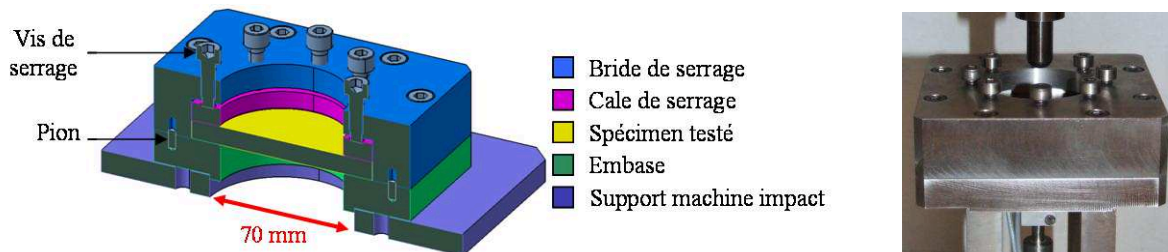


Figure 3.7. Représentation schématique du montage d'encastrement circulaire (à gauche) et photographie du montage adapté au dispositif d'indentation (à droite)

L'embase permet de fixer le montage sur la table de la tour de chute. Elle est constituée notamment d'un trou centré de 68 mm de diamètre avec des congés d'arrête d'un millimètre, ce qui permet d'avoir un diamètre libre de 70 mm au total. Entre le spécimen et la bride de serrage se trouve une cale de 100x100 mm² qui permet de répartir les efforts imposés par les vis sur le spécimen. Cela minimise les zones de surcontraintes dans l'éprouvette. La cale de serrage est également percée en son centre d'un trou de 68 mm de diamètre avec des congés d'arrête de 1 mm. Enfin, la bride est un pavé dans lequel on positionne la cale de serrage et le spécimen à tester, de dimensions 100x100 mm². Elle est également percée en son centre d'un trou de 68 mm². Des plots permettent de centrer les différentes pièces du montage les unes par rapport aux autres. Des vis permettent de serrer la bride sur l'embase.

3) Modélisation du montage d'encastrement

Les principes de construction du modèle numérique établis pour la modélisation du dispositif de la norme ASTM D 7136 ont été repris pour construire le modèle représentant le dispositif d'encastrement. Le cadre représentant la fenêtre d'impact et les disques représentant le maintien de la plaque sur cette fenêtre par les sauterelles, dans le cas de la norme ASM D 7136, sont remplacés par un cercle délimitant la zone libre de mouvement du spécimen testé de sa zone encastree. Afin de réduire les dimensions du modèle éléments finis, le spécimen testé est réduit à sa partie libre, soit un disque de diamètre 70 mm (Figure 3.8).

Outre la géométrie réelle de la plaque, une zone d'amorçage potentiel des délaminages est limitée par un cercle de diamètre 5 mm (en rouge sur la figure 3.8) où la taille de maille est constante et fine. En effet, il faut une taille de maille constante et suffisamment petite pour assurer un bon amorçage des délaminages avec une modélisation par zones cohésives [Turon, 2007]. Pour rester raisonnable en termes de nombre d'éléments, la taille de maille la

plus fine du maillage choisie représente un bon compromis entre le coût de calcul et la description des délaminages.

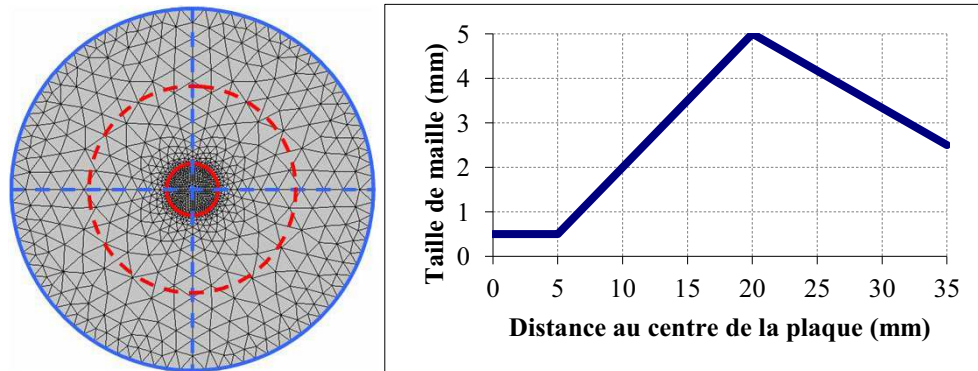


Figure 3.8. Modèle numérique réduit d'un spécimen à tester en impact basse vitesse sur le montage d'encastrement et évolution de la taille en surface des arêtes des éléments du maillage pour ce montage

La condition d'encastrement entraîne une concentration de contraintes aux bords libres de la plaque. Si les éléments situés aux limites du maillage de la plaque sont trop grossiers, cette concentration de contraintes risque d'entrer en compétition avec les contraintes induites par l'impact, au centre de la plaque. C'est pourquoi, contrairement au cas de la norme ASTM D 7136, le maillage du disque est à nouveau raffiné sur ses bords, afin que les contraintes liées à l'encastrement ne perturbent pas celles liées à l'enfoncement de l'impacteur sur la plaque. Le maillage est donc modifié pour augmenter la dimension des éléments jusqu'à une distance fixée à 15 mm (soit trois fois la plus grande taille de maille), symbolisée par une ligne pointillée rouge sur la figure 3.8.

Afin de traduire la condition d'encastrement, les déplacements des nœuds appartenant aux périmètres des surfaces impactées et non impactées sont bloqués dans les trois directions (Figure 3.9). Les caractéristiques du modèle numérique pour l'encastrement sont reportées dans le tableau 3.1.

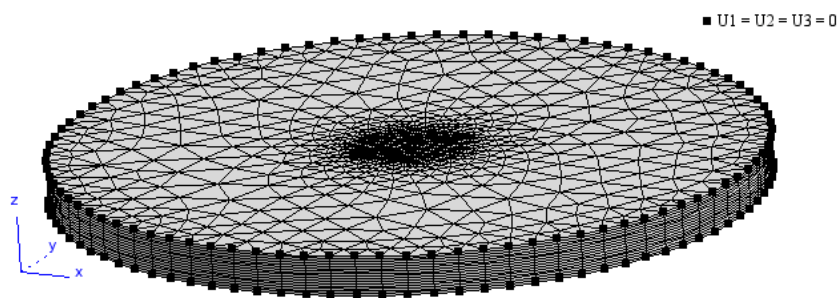


Figure 3.9. Conditions aux limites imposées au modèle numérique d'une plaque encastree

4) Réalisation du montage d'appui simple linéique

Le montage d'appui simple est constitué d'une embase, de rouleaux sur lesquels la plaque est posée et de butées de mise en position (Figure 3.10). L'embase permet de fixer le montage sur la table de la tour de chute. Les rouleaux, de 10 mm de diamètre, sur lesquels vient s'appuyer la plaque sont posés dans des encoches permettant de régler la distance séparant leurs lignes médianes (ici, 70 mm). Ils peuvent tourner sur eux-mêmes en cas de forte déflexion de la plaque, mais ne sont pas lubrifiés. Un trou de diamètre 50 mm a été percé au centre de l'embase afin de pouvoir mesurer les déplacements du point opposé respectivement à l'impact ou à l'indentation (mesurés respectivement par un capteur laser de

déplacement sans contact ou par un capteur mécanique linéaire). Les butées de calage sont fixées à l'embase pour permettre le centrage de la plaque sur le dispositif d'appui linéique.

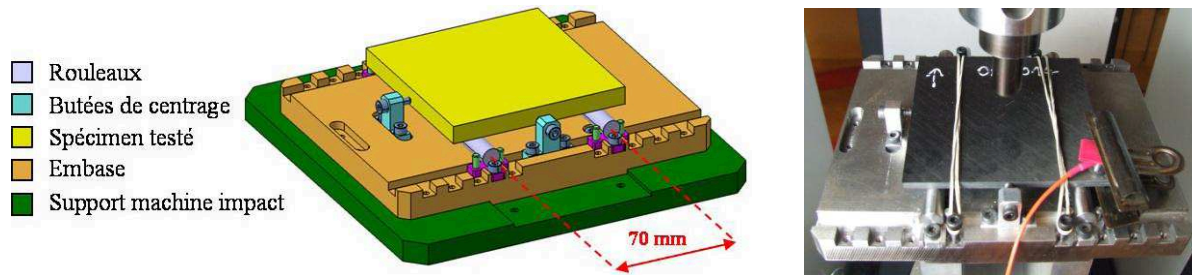


Figure 3.10. Représentation schématique du montage d'encastrement (à gauche) et photographie du montage adapté au dispositif d'indentation (à droite)

5) Modélisation du montage d'appui simple linéique

Les principes de construction du modèle numérique établis pour la modélisation du dispositif de la norme ASTM D 7136 ont été repris pour construire le modèle numérique du dispositif d'appui simple linéique.

Le cadre représentant la fenêtre d'impact est remplacé par deux lignes (pointillés violets sur la figure 3.11) situées de part et d'autre du centre de la plaque et écartées de 70 mm l'une de l'autre. Ces lignes représentent l'appui de la plaque sur les rouleaux (Figure 3.11).

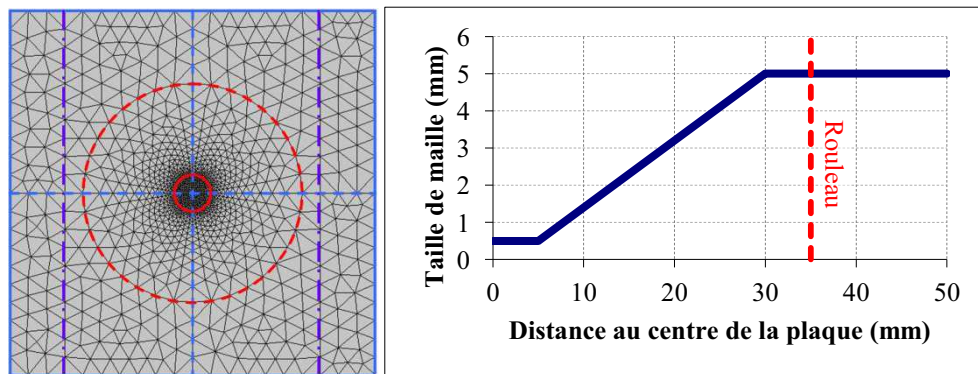


Figure 3.11. Modèle numérique d'un spécimen à tester en impact basse vitesse sur le montage d'appui simple linéique et évolution de la taille de maille pour ce maillage

La taille de maille est raffinée selon le même schéma que le modèle de la plaque de la norme ASTM D 7136. Elle est constante dans la zone d'amorçage potentiel des délaminages, délimitée par un cercle de 5 mm de rayon, afin de capter correctement l'amorçage de l'endommagement. De plus, cette taille doit être suffisamment fine pour éviter une dissipation trop brutale de l'énergie de cohésion. La taille décroît ensuite linéairement, jusqu'à atteindre la valeur la plus grossière du maillage. Elle permet en effet d'avoir une transition assez douce entre la taille de maille la plus fine, celle de la zone d'amorçage, et la plus grossière. Celle-ci est atteinte à la fin de la zone de propagation potentielle des délaminages, matérialisée par un cercle (pointillés rouges sur la figure 3.11) de 30 mm de rayon. Cette zone ne s'étend volontairement pas jusqu'aux appuis afin d'éviter l'apparition de points singuliers au moment du maillage de la géométrie par le logiciel BLSurf.

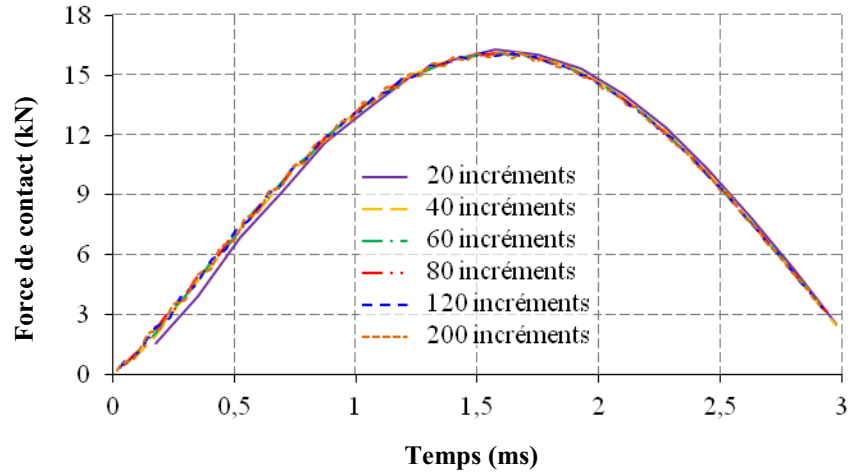
Afin de traduire la condition d'appui simple, les déplacements hors plan des nœuds appartenant aux lignes représentant les rouleaux (en jaune sur la figure 3.11) sont bloqués ($U_3 = 0$), sur la face non impactée de la plaque. Les caractéristiques du modèle numérique pour l'appui simple linéique sont reportées dans le Tableau 3.1.

3.1.3. Discrétisation temporelle d'un problème d'impact

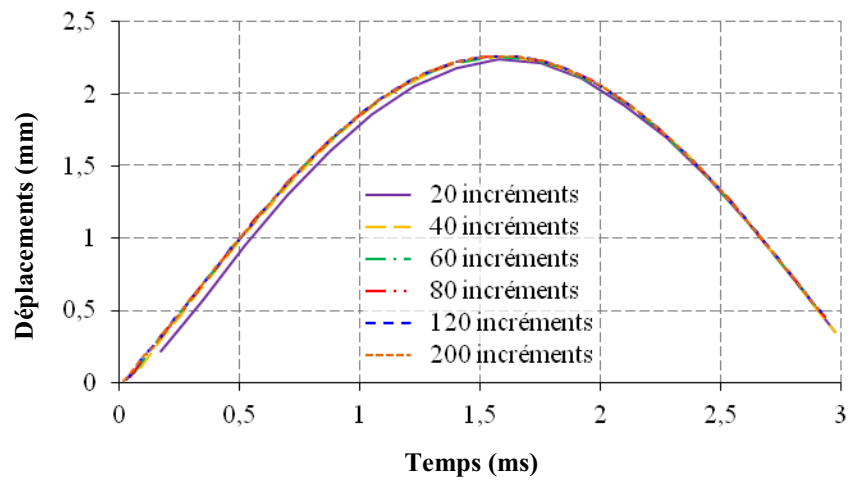
La convergence temporelle change en fonction du problème considéré. Selon la rigidité du problème et l'évolution de l'endommagement, des finesses temporelles différentes peuvent être nécessaires. En parallèle de la discrétisation spatiale, l'influence de la discrétisation temporelle de l'impact est donc étudiée. Dans ce paragraphe, un exemple de la méthodologie qui est utilisée pour déterminer la discrétisation temporelle nécessaire au problème considéré est donné sur un cas simple et arbitraire d'impact (encastrement élastique linéaire en présence de contact). L'impact à 20 Joules, par un impacteur de 16 mm de diamètre et de masse 6,36 kg (masse retenue pour les essais d'impact présentés au chapitre suivant) d'une plaque quasi-isotrope encastrée et impactée à 20 Joules est simulé selon différentes discrétisations temporelles. La plaque et l'impacteur ont des lois de comportement élastiques et linéaires.

L'intervalle de temps considéré est choisi pour visualiser le contact entre l'impacteur et la plaque, jusqu'au moment où celui-ci rebondit. Le nombre d'incrémentes varie entre 20 et 200, ce qui correspond à des pas de temps allant de 17,5 à 175 μ s. Les temps de calcul vont de 28 minutes à 5 heures. A l'issue des calculs, les réponses de la force et du déplacement en fonction du temps au point opposé à l'impact de la plaque, qui sont des grandeurs mesurées au cours d'un essai réel d'impact (chapitre 2, paragraphe 2.1.1), ainsi que l'évolution d'un critère de rupture matricielle en traction d'Hashin à un point de Gauss situé au centre du pli opposé à l'impact, calculé par post-traitement, sont comparées (Figure 3.12).

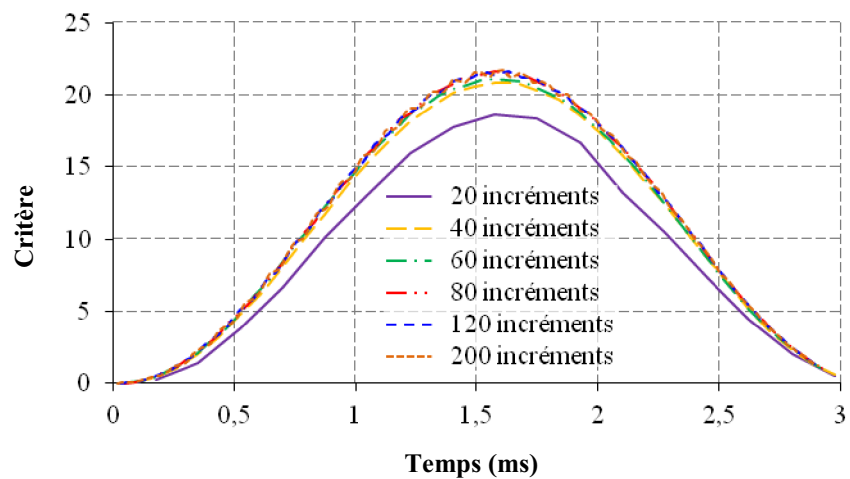
La convergence de la réponse en déplacements est atteinte dès 40 incrémentes, avec un écart inférieur à 2 % par rapport au calcul de référence à 200 incrémentes (soit le calcul le plus fin de la gamme testée). Concernant les forces de contact, la réponse de la plaque converge dès 40 incrémentes également, avec moins de 3 % d'écart au calcul de référence. La convergence de l'évolution du critère de rupture matricielle en traction est un peu plus tardive. L'écart au calcul de référence est en effet inférieur à 3 % à partir de 80 incrémentes. La prévision de l'endommagement d'impact prévalant sur la prévision de la réponse globale, c'est la convergence de l'évolution du critère de rupture qui prévaut. Par sécurité, le nombre d'incrémentes initial nécessaire à la discrétisation d'un problème d'impact avec les lois de comportement endommageables de l'interface et des plis est plus élevé que le nombre d'incrément minimal établi pour les simulations élastiques linéaires. Lorsque les non linéarités liées à l'endommagement de la plaque au cours de la sollicitation deviennent trop néfastes à la convergence du calcul, l'algorithme dynamique implicite réduit automatiquement le pas de temps pour tenter d'améliorer cette convergence.



(a)



(b)



(c)

Figure 3.12. Évolutions temporelles de la force de contact (a), des déplacements du point de la plaque opposé à l'impact (b) et du critère de rupture matricielle en traction à un point de Gauss situé au milieu du pli opposé à l'impact (c), dans le cas d'un impact à 20 Joules sur une plaque quasi-isotrope encadrée, dont le comportement modélisé est élastique linéaire

3.1.4. Complexification progressive du modèle numérique afin d'identifier les limites éventuelles des outils numériques dans l'approche implicite du problème d'impact

La modélisation de l'impact fait appel à des techniques numériques complexes, telles que la résolution du problème de contact ou le caractère adoucissant des lois cohésives. Dans le but d'identifier les limites éventuelles des outils numériques disponibles dans le code de calcul par éléments finis implicite *Z-set*, le modèle numérique d'impact se distingue par deux niveaux de complexités différentes.

1) Problème d'impact complet

Le niveau du modèle numérique le plus complet comprend la résolution du problème de contact entre l'impacteur et sa cible, associée à une résolution dynamique implicite, prenant en compte les effets d'inertie (Figure 3.13). Il s'agit du niveau de complexité du modèle numérique recherché. Il met en jeu les outils numériques essentiels à la résolution d'un problème d'impact : contact et résolution dynamique, ici, implicite. Les caractéristiques du modèle numérique d'impact complet sont reportées dans le tableau 3.1.

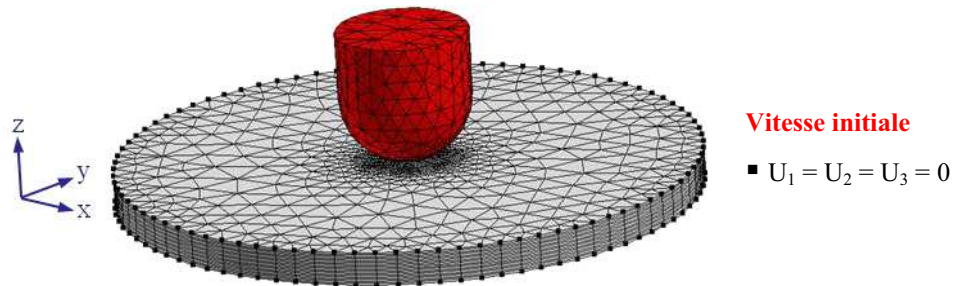


Figure 3.13. Modèle numérique d'impact complet

Le point le plus délicat de ce modèle est la gestion du contact. En effet, la méthode de résolution du contact choisie pour *Z-set* est celle de la matrice de flexibilité, relativement robuste mais coûteuse (paragraphe 2.4 du chapitre 2). Dans le cas de calculs d'impact, le temps de calcul consacré à la résolution du contact avoisine 90 % du temps de calcul total, quelle que soit la complexité de la loi de comportement du pli (Figure 3.14). C'est pourquoi une solution est envisagée pour s'affranchir du problème de contact entre deux corps solides.

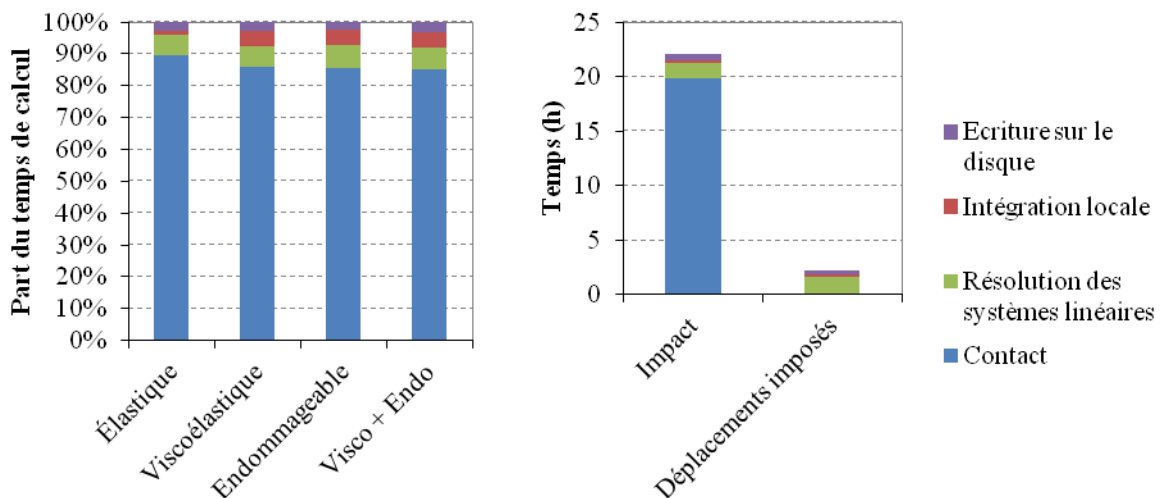


Figure 3.14. Parts du temps de calcul total consacrées aux différentes étapes de la résolution dynamique implicite d'une simulation d'impact à 10 Joules sur une plaque composite quasi-isotrope encadrée en T700GC/M21 selon la loi de comportement des plis choisie (à gauche) et comparaison des temps de calcul

d'une simulation d'impact et d'une simulation à déplacements imposés, pour une loi de comportement élastique linéaire (à droite).

2) Poinçonnement à déplacement équivalent imposé

Le niveau de complexité le plus simple du modèle numérique consiste à remplacer l'impacteur par un déplacement équivalent, afin d'éviter la gestion du contact. Cette solution avait également été choisie par Guinard *et al.* [Guinard, 2002], où le contact était remplacé par un déplacement du type « Hertz ». Les déplacements imposés sont issus de la simulation d'impact du cas considéré, avec résolution du problème de contact, où les plis du stratifié sont élastiques linéaires et où aucune interface n'est modélisée (Figure 3.15). Cela permet notamment d'accéder à la répartition spatiale des déplacements, autour du point d'impact.

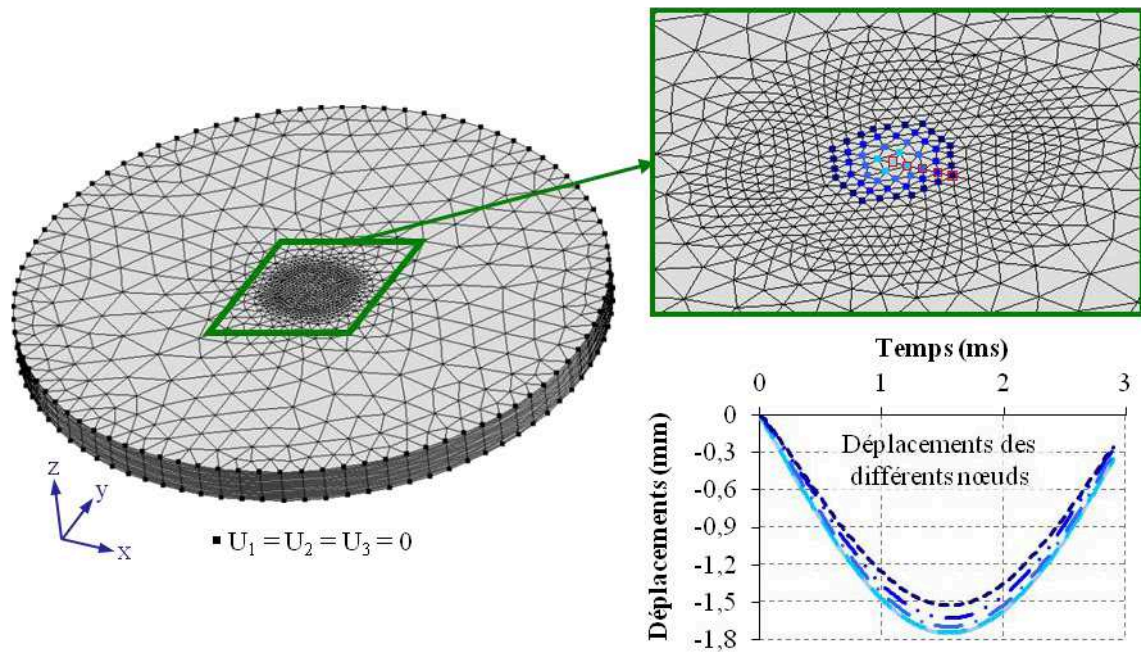


Figure 3.15. Modèle numérique d'impact simplifié. Les nœuds où ont été extraits les déplacements du calcul d'impact élastique linéaire sont entourés de rouge sur le zoom, en haut à droite.

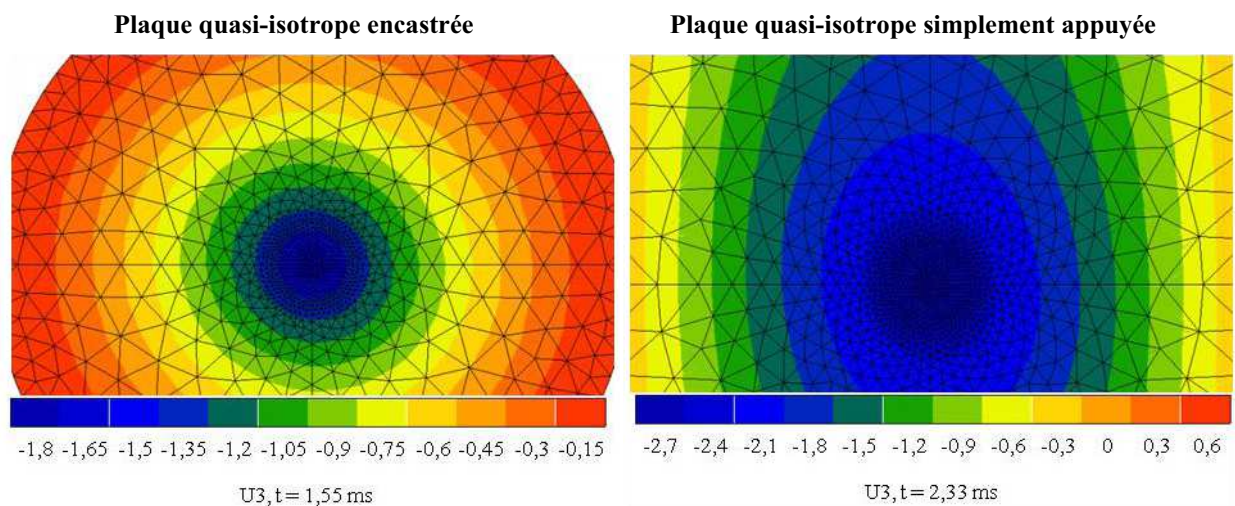


Figure 3.16. Répartition concentrique des déplacements au niveau de la zone de contact (soit un disque de 2 mm de rayon – soit 4 éléments – autour du nœud central de la plaque) pour un impact à 10 Joules

Afin d'alléger la procédure d'application des déplacements, seuls les déplacements des nœuds effectivement en contact au moment où le déplacement de la plaque est maximal, dans

le calcul d'impact élastique linéaire, sont relevés. La simulation élastique linéaire d'un impact montre une répartition concentrique des déplacements au niveau de la zone de contact (Figure 3.16). C'est pourquoi, les nœuds d'où sont extraits les déplacements à imposer appartiennent à la partie positive de l'axe des x du modèle. Ces déplacements sont ensuite appliqués à des couronnes concentriques de largeur équivalente à une taille de maille.

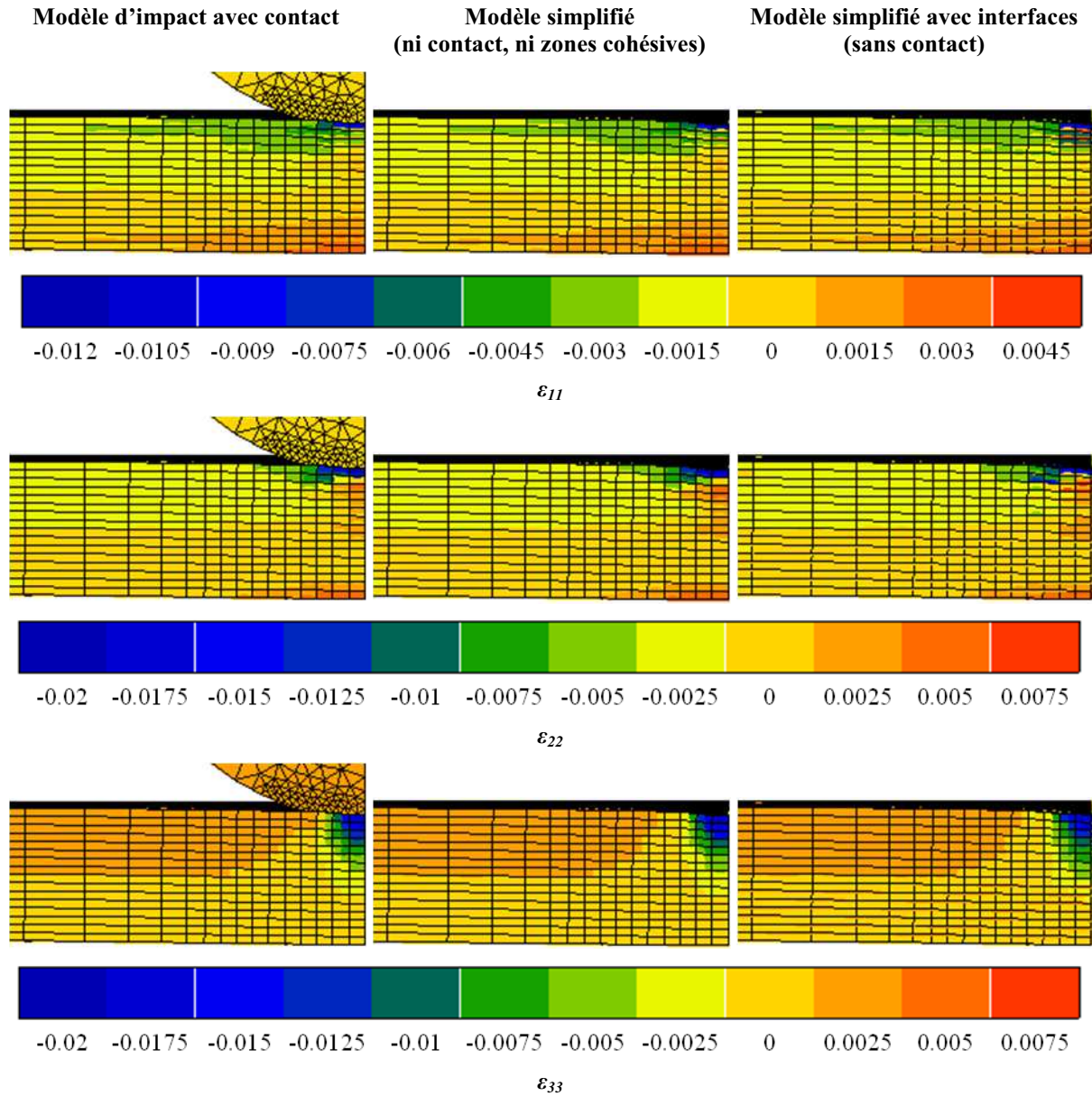


Figure 3.17. Champs de déformations des modèles complet (avec contact) et simplifié (sans contact) : termes diagonaux du tenseur des déformations

Les champs de déformations du modèle complet et du modèle simplifié (sans contact), avec ou sans interfaces modélisées par des zones cohésives, sont confrontés 2,5 ms après le début de l'application du chargement (Figures 3.17 et 3.18). Ce moment est situé avant le seuil d'endommagement significatif pour le signal en force de contact et avant que les délaminages soient amorcés, et cela dans le cas où les interfaces sont modélisées. De plus, le comportement des plis est considéré élastique linéaire. En absence de zones cohésives, le modèle simplifié semble reproduire correctement le champ de déformations dans l'épaisseur du stratifié. En revanche, lorsque les interfaces sont introduites, ce champ est légèrement

modifié pour quelques points de Gauss situés à proximité des interfaces les plus proches du point d'impact.

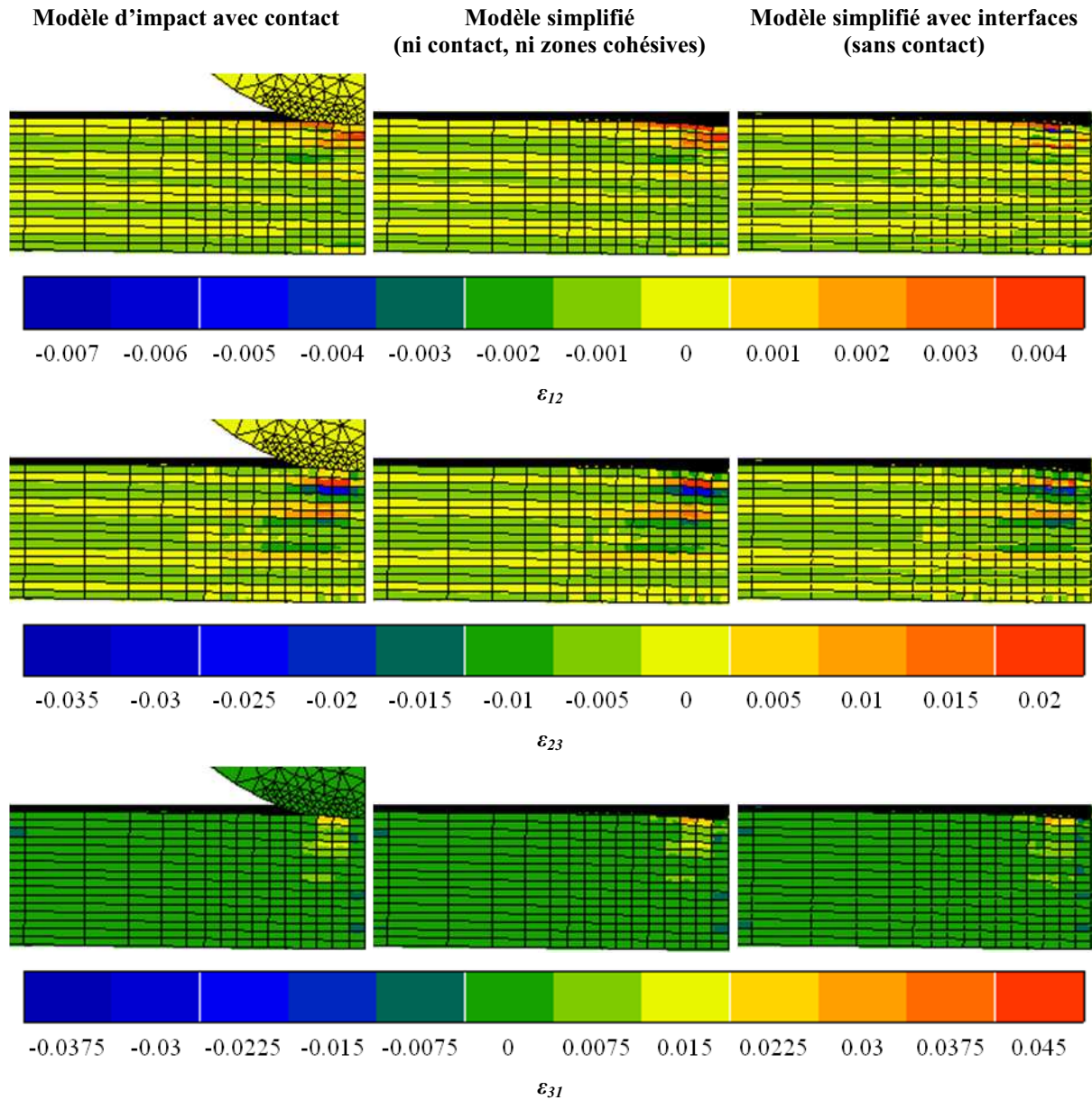


Figure 3.18. Champs de déformations des modèles complet (avec contact) et simplifié (sans contact) : termes liés au cisaillement du tenseur des déformations

La principale limitation de la modélisation sans contact et à déplacements imposés est qu'elle ne prend pas en compte la réactualisation de la raideur de la plaque au cours de l'impact. En effet, les endommagements induits par le choc assouplissent la plaque, ce qui augmente sa réponse en flexion. Le chargement imposé par les déplacements ne correspond donc pas à celui réellement subi en impact.

Le remplacement du contact par une pression équivalente pose le problème de la répartition spatiale de celle-ci. Le calcul élastique de l'impact permet d'accéder directement à cette répartition spatiale pour les déplacements imposés. Pour les efforts appliqués aux nœuds, un programme en Python est développé pour remplacer le contact et réactualiser à chaque carte les efforts aux nœuds dans la zone de contact. Cette technique pose cependant des problèmes lorsque les zones cohésives sont introduites dans le modèle de la plaque et conduit

à une divergence rapide du calcul. Les raisons de cette divergence n'ont pas encore été déterminées. C'est pourquoi le remplacement du contact par des déplacements imposés est maintenu, afin de simplifier le modèle numérique d'impact initial.

Les caractéristiques des différents maillages utilisés dans ces travaux sont reportées dans le tableau 3.1.

	Appui simple linéique			Encastrement		
	Éléments	Nœuds	DDL ¹	Éléments	Nœuds	DDL ¹
Modèle complet (avec impacteur)	47972	24556	73668	40248	19034	57102
Modèle simplifié (sans impacteur)						
- Sans interface	42240	23137	69411	30336	16881	50643
- Avec une interface	44880	24498	73494	32232	17874	53622
- Avec 14 interfaces	79200	42191	126573	56880	30783	92349

Tableau 3.1. Caractéristiques des maillages d'appui simple linéique et d'encastrement en fonction de la modélisation adoptée

Le modèle numérique complet reste l'objectif principal. Cependant, les calculs d'impact complets étant particulièrement coûteux en temps la version simplifiée du modèle sera utilisée notamment lorsque des zones cohésives sont introduites. Afin d'estimer la sensibilité, en termes de réponse à un impact et d'endommagement prévu, aux différentes formulations de la loi de comportement des plis et aux zones cohésives, le modèle matériau viscoélastique endommageable OPFM et le modèle de zones cohésives d'Alfano et Crisfield [Alfano, 2001], qui sera noté par la suite loi bilinéaire, sont associés aux deux niveaux de complexité du modèle numérique retenu. De la même manière que pour ce dernier, les modules de la loi de comportement du pli et les zones cohésives sont progressivement ajoutés, afin d'évaluer la sensibilité à ces lois de la réponse d'impact et des endommagements prévus et d'identifier les éventuels points bloquants.

3.2. Complexification progressive du modèle matériau afin d'identifier les limites numériques éventuelles induites dans l'approche implicite du problème d'impact

3.2.1. Lois de comportement homogénéisé du pli

1) Comportement élastique linéaire du pli

Le premier niveau de complexité pour le comportement homogénéisé du pli est l'élasticité linéaire. Les sources de non linéarités du comportement ne sont pas prises en compte, à ce niveau. Seul le caractère isotrope transverse du pli composite est pris en compte. Ce niveau sert essentiellement à mettre en place les outils numériques utilisés pour le problème d'impact, notamment les modèles de zones cohésives.

2) Comportement non linéaire du pli

Les niveaux suivants de la loi de comportement du pli prennent progressivement en compte toutes les sources de non-linéarités, en commençant par la viscoélasticité de la matrice et en terminant par un comportement viscoélastique endommageable. D'autre part, la loi OPFM étant initialement implémentée dans une version écrite pour des chargements plans, sans prise en compte des effets des contraintes hors plan. Les couplages plan et hors plan

¹ Degrés de liberté du modèle

n'étaient pas disponibles et la variable d'effet du délaminage, d_3 , n'existait pas. Par la suite, l'écriture initiale en contraintes planes du modèle OPFM sera dite « bidimensionnelle » et son écriture plus récente, présentée au chapitre 2, sera dite « tridimensionnelle ». Cette étude a permis de mettre en évidence les apports d'une formulation tridimensionnelle sur les dommages prévus et leur importance dans des chargements complexes tels que ceux d'impact.

3) Influence de la loi de comportement du pli sur la réponse à un impact et sur les endommagements éventuellement prévus

Des simulations d'impact sur les configurations d'encastrement et d'appui simple linéique présentées précédemment ont été réalisées pour différents comportements du pli : élastique linéaire (Él), viscoélastique (Vi), endommageable (En 2D, dans la formulation bidimensionnelle du modèle OPFM), viscoélastique endommageable (VE 2D, dans la formulation bidimensionnelle du modèle OPFM) et viscoélastique endommageable dans la formulation tridimensionnelle du modèle OPFM (VE 3D).

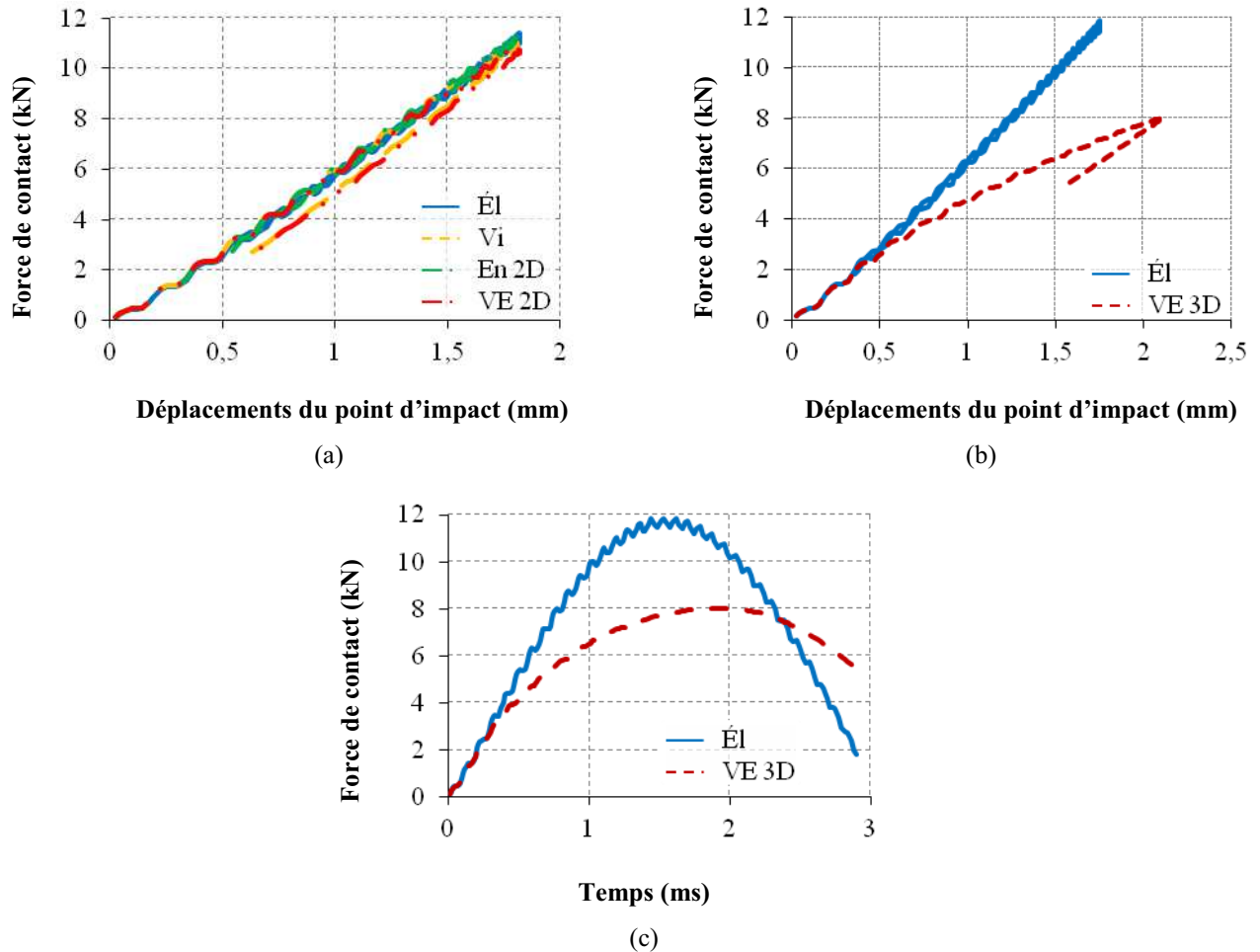


Figure 3.19. Influence de la loi de comportement du pli sur la réponse à un impact basse vitesse à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope encadrée de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$

D'un point de vue global, les différentes lois de comportement du pli donnent des historiques similaires de la force de contact et des déplacements des nœuds milieux des surfaces en contact et opposée au contact (Figure 3.19). Seule la loi de comportement viscoélastique endommageable tridimensionnelle (VE 3D) se distingue des autres lois : les déplacements sont plus importants que dans les autres cas et la force de contact plus faible. Cette loi prévoit la plus grande énergie absorbée. En revanche, elle ne permet pas de capter le

seuil d'endommagement significatif, c'est-à-dire la chute brutale de la force de contact suivie d'une reprise avec une pente plus faible que la pente initiale (Figure 1.2 du chapitre 1), qui correspond à une propagation brutale du délaminage [Davies, 2004] [González, 2012].

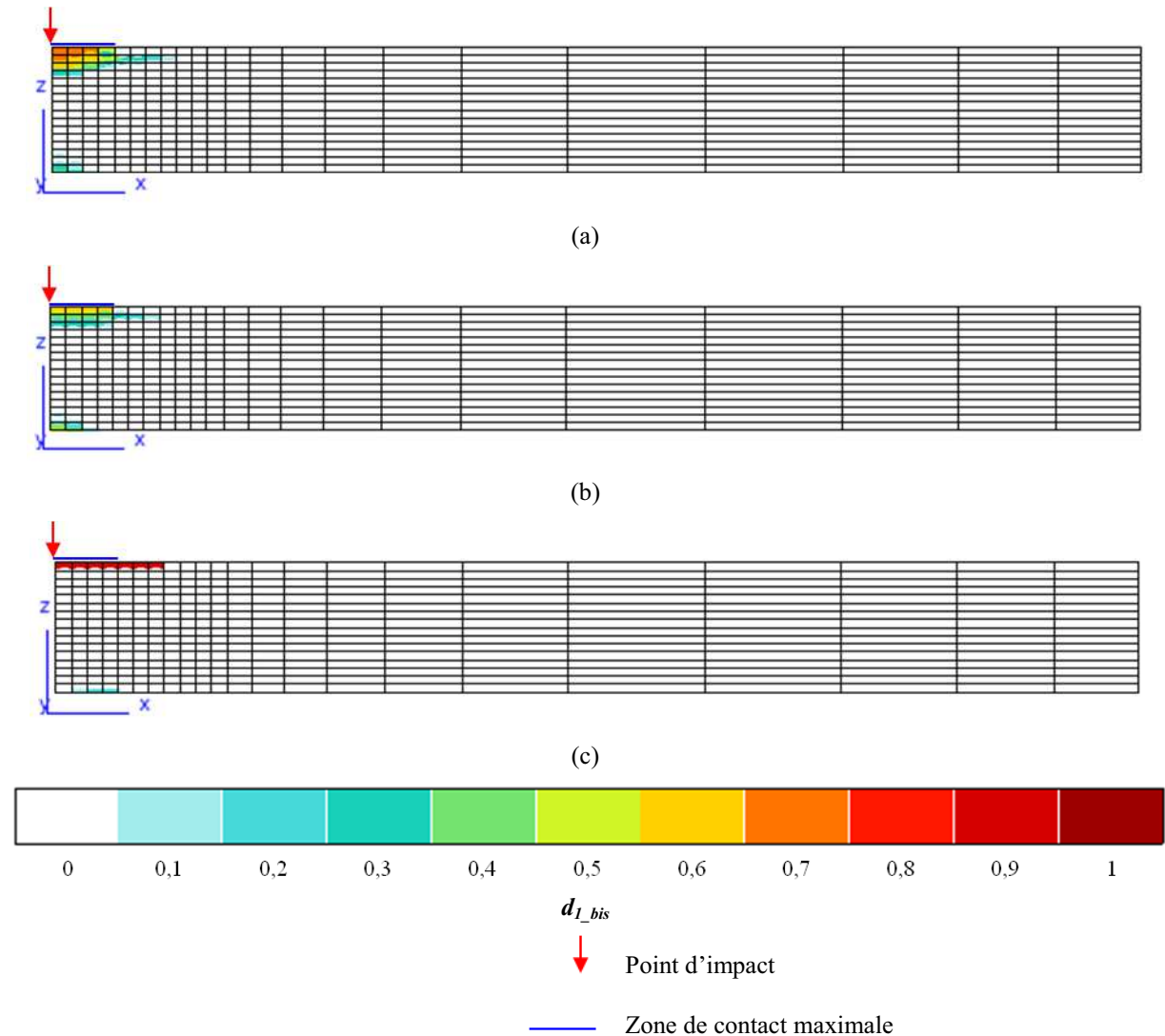


Figure 3.20. Niveau d'endommagement des fibres ($d_{I,bis}^2$) dans l'épaisseur d'un quart de la plaque à la fin des simulations d'impact à 10 Joules ($t_f = 2,9$ ms) sur une plaque quasi-isotrope de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$ encadrée, dont le comportement modélisé des plis est élastique endommageable (a) ou viscoélastique endommageable (b), avec la formulation bidimensionnelle du modèle OPFM, et viscoélastique endommageable, avec la formulation tridimensionnelle du modèle OPFM (c).

Les lois de comportement endommageable et viscoélastique endommageable dans leurs formulations bidimensionnelle ou tridimensionnelle sont confrontées dans leur qualité à prévoir l'endommagement. Quelle que soit la loi de comportement des plis, la rupture de fibres est concentrée aux centres des surfaces libres de la plaque (Figure 3.20). Dans le cas de la loi viscoélastique endommageable formulée en 3D, seule la face impactée présente des ruptures de fibres sous l'impacteur. En revanche, avec la formulation bidimensionnelle, on observe quelques points de Gauss faiblement endommagés dans le sens fibre, en face opposée

² Les variables d'effet de l'endommagement d_i , $i \in \{1,2,3\}$, vont de 0 (état sain) à l'infini pour caractériser l'assouplissement du matériau. Pour simplifier l'analyse des cartes d'endommagements, un changement de variable est effectué : $d_{i,bis} = \frac{d_i}{d_{i+1}}$ avec $d_{i,bis} \in [0;1[$ (chapitre 2, paragraphe 2.2.1).

à l'impact. L'analyse des contraintes au pic de force montre que les contraintes longitudinales, transverses et hors plan sont toutes négatives et de valeur proche. Or, sous l'effet d'une pression hydrostatique, le comportement du matériau montre un renforcement. Ce renforcement n'est pas pris en compte par le modèle, ce qui explique la présence d'endommagement des fibres sous l'impacteur, alors qu'il ne devrait pas y en avoir. C'est actuellement une limitation du modèle OPFM.

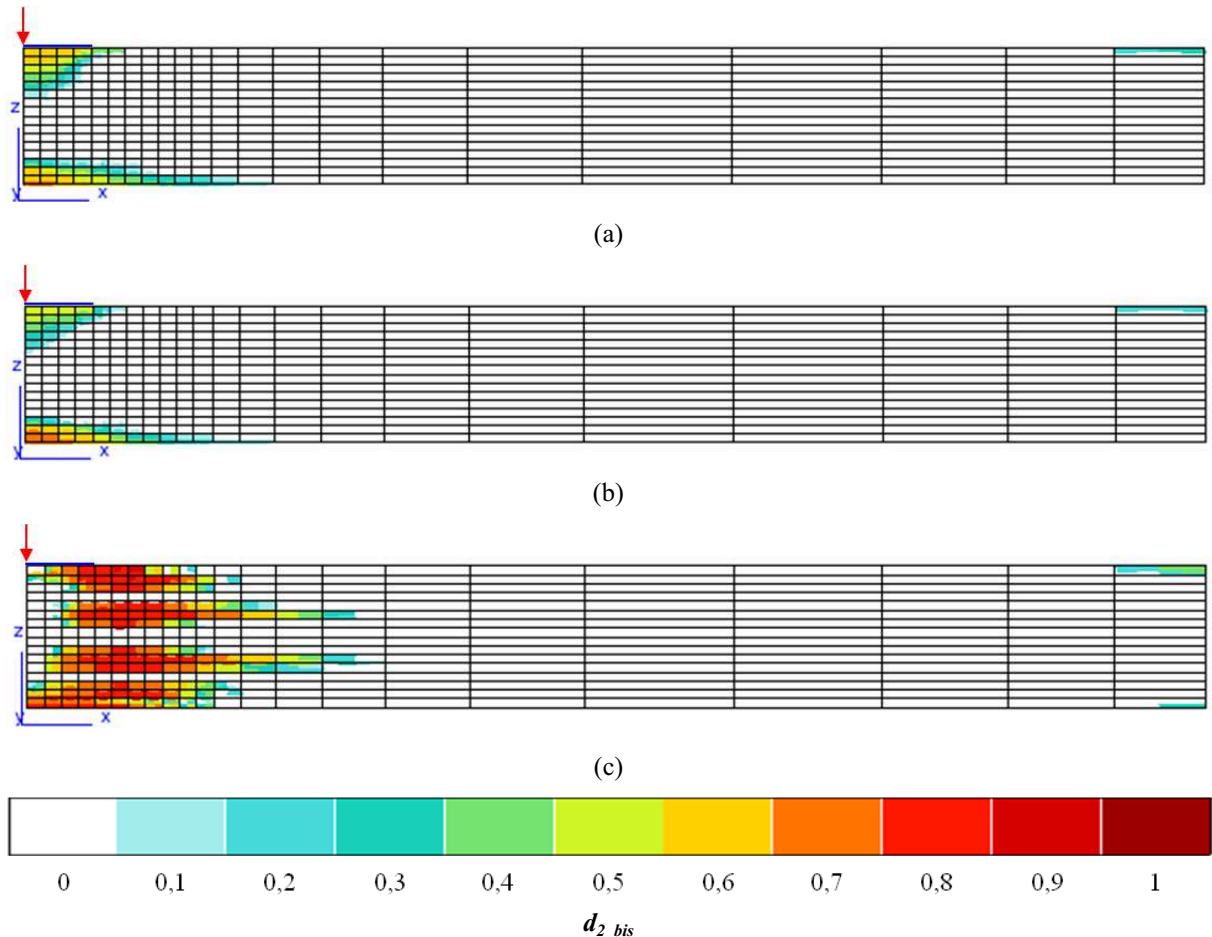


Figure 3.21. Niveau d'endommagement matriciel (d_{2_bis}) dans l'épaisseur d'un quart de la plaque à la fin des simulations d'impact à 10 Joules ($t_f = 2,9$ ms) sur une plaque quasi-isotrope de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$ encadrée, dont le comportement modélisé des plis est élastique endommageable (a) ou viscoélastique endommageable (b), avec la formulation bidimensionnelle du modèle OPFM, et viscoélastique endommageable, avec la formulation tridimensionnelle du modèle OPFM (c). La flèche rouge indique le point d'impact et la ligne bleue la zone de contact maximale.

Avec la formulation bidimensionnelle du modèle OPFM, l'endommagement matriciel à proximité du plan médian du stratifié n'est pas prévu, quel que soit le plan de coupe et l'empilement considéré (Figure 3.21). Pourtant, la présence de fissures matricielles, après un impact, dans l'ensemble de l'épaisseur est observée expérimentalement [Richardson, 1996]. La formulation tridimensionnelle du modèle semble alors nécessaire pour prévoir cet endommagement matriciel. En effet, Charrier [Charrier, 2010] a mis en évidence la présence de fortes contraintes de cisaillement hors plan pour des essais de flexion trois points rapprochés (Interlaminar Shear Stress – ILSS), en particulier à proximité du plan médian du stratifié. La non prise en compte de ces contraintes dans les critères de rupture ne permet donc pas de prévoir les endommagements matriciels médians, qui sont pourtant classiquement observés parmi les dommages d'impact. Une écriture tridimensionnelle des critères de rupture semble donc indispensable pour prévoir correctement l'ensemble des dommages dans

l'épaisseur du stratifié, ce qui est implémenté dans la loi de comportement du pli viscoélastique endommageable dans sa formulation tridimensionnelle (voir les critères de rupture de cette loi présentés au chapitre 2, pages 39 et 40).

D'autre part, la prise en compte du caractère viscoélastique de la matrice semble limiter légèrement l'endommagement de la matrice, à proximité de l'impacteur (Figure 3.21 a et b). En revanche, l'endommagement est plus élevé, face opposée à l'impact, lorsque la viscoélasticité de la matrice est prise en compte. La viscoélasticité semble avoir pour effet de concentrer l'endommagement. Pour le spectre visqueux utilisé, identifié en quasi-statique (chapitre 2 paragraphe 2.2.1), le chargement dynamique, de l'ordre de la microseconde, fait intervenir des mécanismes visqueux dont les poids sont très faibles. Il n'y a donc pas beaucoup d'assouplissement du matériau lié à la viscoélasticité, ce qui explique les faibles différences entre le comportement endommageable et le comportement viscoélastique endommageable. Des travaux sont en cours pour étendre ce spectre à des chargements dynamiques [Berthe, 2012]. La formulation bidimensionnelle du modèle OPFM conduit d'autre part à des niveaux d'endommagement plus faibles que dans le cas de la formulation tridimensionnelle. Une analyse des contraintes dans l'épaisseur permet d'expliquer cette observation.

En effet, l'analyse des contraintes au pic de force montre que les endommagements matriciels externes suivent la contrainte transverse et le cisaillement hors plan τ_{23} . Cela semble expliquer pourquoi les endommagements prévus par la formulation bidimensionnelle du modèle, qui ne prend pas en compte les effets du cisaillement hors-plan dans ses critères de rupture, sont plus faibles que ceux prévus par la formulation tridimensionnelle. Les ruptures matricielles sont liées à la compression, sous l'impacteur, et à la traction, face opposée à l'impact. La rupture de la matrice en compression conduit à des fissures inclinées à 53° , en compression pure, d'après Puck [Puck, 1998]. En revanche, la rupture de la matrice en traction conduit à des fissures transverses droites. Les résultats numériques semblent donc correspondre qualitativement aux observations faites dans la littérature, près de la face impactée (fissures inclinées) et de la face non impactée (fissures droites). Les endommagements matriciels médians semblent suivre le cisaillement hors plan τ_{23} . Ces dommages sont en effet localisés dans les bandes où ce cisaillement est maximal, ce qui leur donne leur forme de cône, dans l'épaisseur. Le raffinement du maillage dans l'épaisseur permettrait de mieux capturer ce gradient de cisaillement hors plan mais s'avère trop coûteux en temps de calcul, pour les problèmes d'impact. C'est pourquoi un seul élément a été conservé par pli, dans l'épaisseur. En formulation bidimensionnelle, la flexion conduit à des contraintes nulles au niveau du plan médian, ce qui ne permet donc pas de prévoir l'endommagement de la matrice. La formulation tridimensionnelle est nécessaire pour prendre en compte les effets du cisaillement hors plan sur les dommages matriciels et hors plan.

Une compétition existe entre l'endommagement transverse, représenté par d_2 , et l'endommagement hors-plan, représenté par d_3 (Figure 3.22) dans le cas viscoélastique endommageable avec une formulation tridimensionnelle. Le niveau d'endommagement est en effet beaucoup plus élevé pour l'endommagement hors plan que pour l'endommagement matriciel. Cela peut s'expliquer par le fait que la cinétique de dégradation renseignée dans le modèle est cinq fois plus rapide pour l'endommagement hors plan, comparé à l'endommagement matriciel, ce qui favorise le développement préférentiel des délaminages. Les paramètres de la loi OPFM pour l'endommagement hors plan soulèvent des questions quant à leur identification. Des études sont menées pour rapprocher ces paramètres de la formulation de zones cohésives. L'interprétation de la variable d'effet de l'endommagement hors plan semble encore délicate. C'est pourquoi le modèle de comportement du pli OPFM

dans sa formulation tridimensionnelle est associé à des modèles de zones cohésives pour pallier aux difficultés d'identification de la cinétique de l'endommagement hors plan.

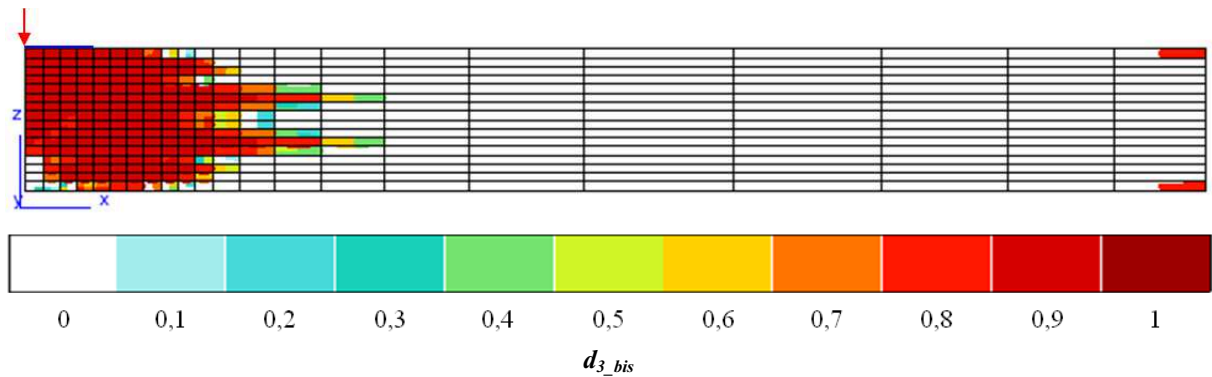


Figure 3.22. Niveau d'endommagement hors plan (d_{3_bis}) à la fin de la simulation d'impact à 10 Joules ($t_f = 2,9$ ms) sur une plaque quasi-isotrope de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$ encastree, dont le comportement des plis est modélisé par la loi viscoélastique endommageable tridimensionnelle. La flèche rouge indique le point d'impact et la ligne bleue la zone de contact maximale.

3.2.2. Introduction explicite des interfaces

Deux modèles de zones cohésives disponibles dans le code de calcul par éléments finis *Z-set* ont été initialement retenus : le modèle de Needleman [Needleman, 1987] et le modèle bilinéaire selon la formulation proposée par Alfano et Crisfield [Alfano, 2001] (paragraphe 2.2.2 du chapitre 2). L'utilisation de ces deux modèles de comportement d'interface, lors d'une simulation d'indentation à déplacements imposés avec un comportement élastique linéaire du pli, a permis de mettre en évidence un point essentiel.

Le modèle de Needleman entraîne un endommagement de l'interface dès que cette dernière est sollicitée. Lorsque toutes les interfaces sont modélisées, cet endommagement artificiel engendre un assouplissement trop important de la structure modélisée, qui conduit à une divergence du calcul. D'autre part, la dissipation d'une partie de l'énergie d'impact par cet endommagement artificiel bride sans doute la rupture des interfaces. Au contraire, le modèle bilinéaire permet de solliciter l'interface de manière élastique pour de faibles chargements, sans qu'il y ait création d'endommagement. La raideur paramétrée de l'interface peut également être plus grande (10^5 N/mm³ initialement dans les cas présentés ici, contre environ 20000 N/mm³ initialement ($\lambda = 0$) pour le modèle de Needleman - soit environ 0,6 fois la raideur d'un pli) ce qui réduit l'assouplissement de la structure et donc limite les risques de divergence liés à une trop grande souplesse de la structure modélisée.

Compte tenu de ce point essentiel, c'est à partir de la loi bilinéaire que des études d'influences ont été menées. Dans la suite, les plis du stratifié modélisé sont numérotés de 0 à 15, en partant de la face non impactée, et les interfaces prennent le numéro du pli adjacent supérieur. Il y a initiation de l'endommagement à l'interface lorsque la contrainte à l'interface atteint la résistance interfaciale. Le délaminage est considéré comme amorcé, si l'interface est antérieurement saine, ou propagé, s'il y a un délaminage préexistant, lorsque, à la fois, la contrainte à l'interface est supérieure à la résistance interfaciale et l'énergie fournie est supérieure à la ténacité de l'interface pour le chargement considéré. Ces deux critères, en contrainte et en énergie, doivent être remplis pour que le délaminage soit amorcé ou propagé.

Les simulations présentées dans cette section ont été réalisées avec le modèle d'impact simplifié, sans contact (l'impacteur est remplacé par des déplacements imposés équivalents).

1) Influence du nombre d'interfaces modélisées sur la réponse à un impact et sur les délaminages induits

La convergence des simulations étant coûteuse, les interfaces ont été introduites une par une dans le modèle numérique, sous forme de zones cohésives. D'autre part, afin de simplifier la représentation des dommages dans les calculs de performances résiduelles, une solution consiste à les représenter sous la forme d'une surface délaminée unique [Hautier, 2010] [Élias, 2012]. Cette solution permettrait, en impact, de simplifier la modélisation et donc de diminuer le temps de calcul. C'est pourquoi plusieurs simulations à déplacements imposés sont lancées pour étudier l'influence du nombre et du positionnement des interfaces modélisées, pour un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque encastrée en T700GC/M21 et quasi-isotrope de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$. Dans cette étude, soit une seule interface est modélisée, mais à des localisations différentes dans l'épaisseur, soit toutes les interfaces potentiellement délaminantes, c'est-à-dire entre deux plis d'orientations des fibres différentes, sont modélisées. Le comportement du pli est choisi élastique linéaire. Les propriétés du pli et de l'interface sont rappelées dans le tableau 3.2. Les propriétés de l'interface ont ici été identifiées à partir d'essais DCB et ENF (voir le paragraphe 4 de la section 2.2.2 du chapitre 2), ce qui explique les écarts aux valeurs de Z_t et S_{I3} identifiées pour le comportement hors plan du modèle OPFM pour le pli.

Propriétés du pli						Propriétés de l'interface				
E_l (MPa)	E_t (MPa)	ν_{lt}	$\nu_{tt'}$	G_{lt} (MPa)	ρ (Kg/mm ³)	K (N/mm ³)	Z_t (MPa)	S_{I3} (MPa)	G_{Ic}^3 (J/m ²)	G_{IIc}^3 (J/m ²)
112000	8000	0,28	0,4	4500	$1,580 \cdot 10^{-6}$	10^5	45	75,15	400 ± 100	1200 ± 200

Tableau 3.2. Propriétés du pli élastique et de l'interface utilisées dans l'étude de l'influence du nombre et de la position des interfaces modélisées sur la réponse à un impact de 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope encastrée en T700GC/M21

Compte tenu de la raideur de l'interface choisie, l'ajout d'une seule interface réduit au maximum la raideur en flexion de la plaque de 0,4 %, à proximité du plan médian de la plaque. La modélisation de toutes les interfaces réduit cette raideur d'environ 4 %. Des éléments cohésifs à rigidité initiale infinie, tels les éléments de Lorentz [Lorentz, 2008], éviteraient l'assouplissement de la structure modélisée. Ces éléments sont actuellement à l'étude, dans *Z-set* [Rakotomalala, 2012], pour des structures métalliques. Leur mise en œuvre n'est cependant pas encore assez mature pour être employés dans des calculs d'impact sur pièces composites.

Du point de vue de la réponse globale, en fonction du positionnement de l'interface unique modélisée, le seuil d'endommagement significatif, caractérisé par une chute brutale de la force de contact, est observé ou non (Figure 3.23). Cependant, lorsque ce seuil est observé, l'interface unique modélisée est pratiquement rompue sur toute sa surface à la fin du calcul (Figure 3.24). D'autre part, la chute brutale de la force survient plus longtemps après le premier point de Gauss rompu, dans le cas d'une unique interface modélisée. Dans les récents travaux de González *et al.* [González, 2012], où toutes les interfaces potentiellement délaminantes sont modélisées, le seuil d'endommagement a été attribué à la propagation brutale du délaminage à plusieurs interfaces dans le stratifié. Cela semble indiquer que, pour obtenir une chute de force significative, il faut qu'une certaine quantité de délaminage se soit développée. La valeur de cette aire délaminée critique semble varier en fonction de la position

³ Identifiés pour des interfaces 0°/0°

de l'interface unique dans l'épaisseur. Dans le cas du calcul avec toutes les interfaces, plusieurs interfaces se sont endommagées simultanément et brutalement, permettant d'atteindre plus rapidement cette aire délamainée critique.

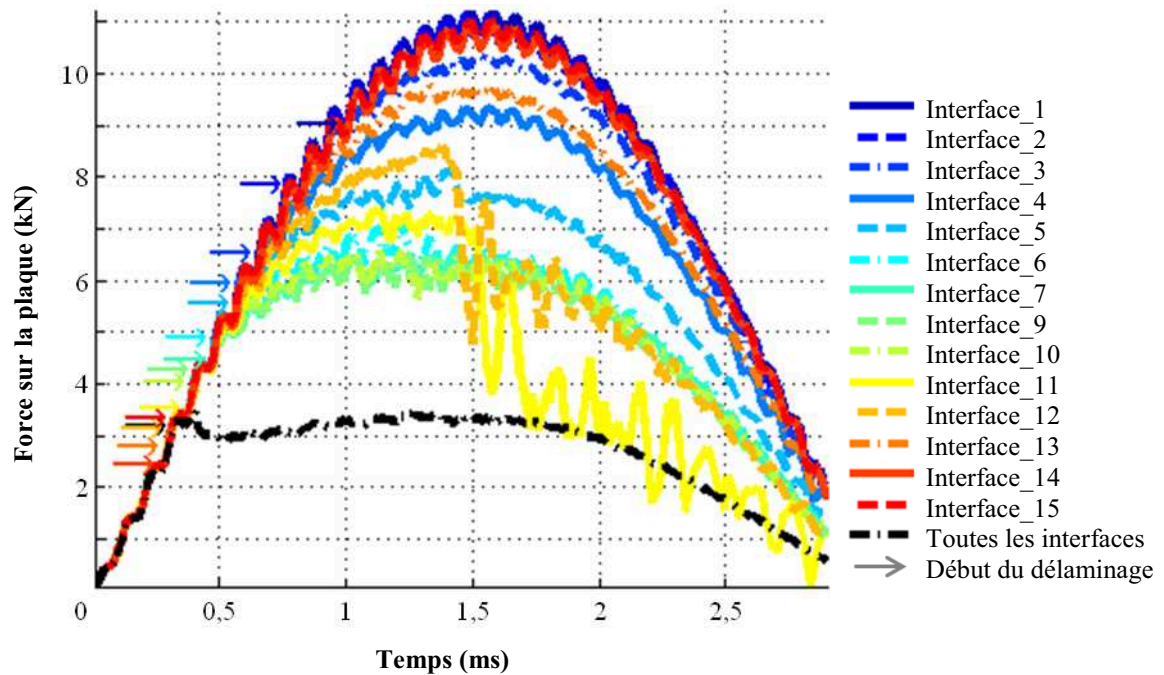


Figure 3.23. Historique de la force de contact en fonction de la position de l'interface unique dans l'épaisseur et du nombre d'interfaces modélisées. Les flèches indiquent le premier point de Gauss rompu dans les interfaces.

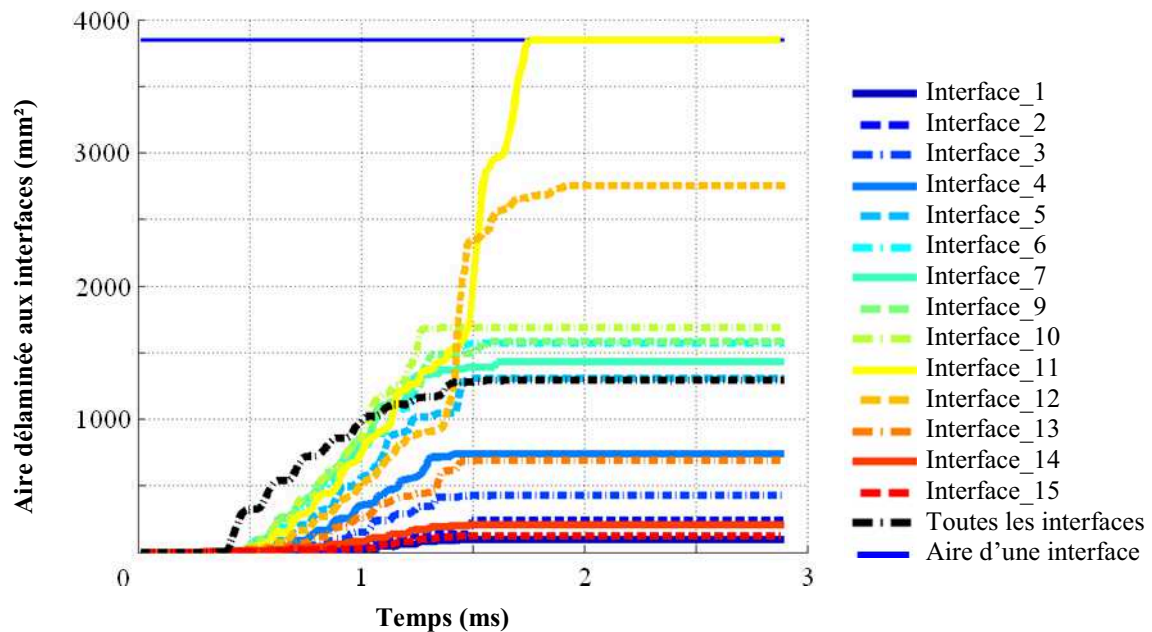


Figure 3.24. Évolution de l'aire délamainée en fonction de la position de l'interface unique dans l'épaisseur et du nombre d'interfaces modélisées. L'aire délamainée aux interfaces pour le calcul avec toutes les interfaces modélisées représente la somme des aires délamainées à chaque interface.

Dans le cas du calcul modélisant toutes les interfaces, le délaminage est réparti sur l'ensemble des interfaces (Figure 3.25) et le seuil d'endommagement significatif est observé. Ce seuil est également observé avec la configuration d'appui simple linéique, lorsque toutes les interfaces sont modélisées, pour un impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope en T700GC/M21. Ainsi, la modélisation de l'ensemble des interfaces dans l'épaisseur semble

nécessaire pour obtenir un comportement à l'impact réaliste ainsi que des délaminages répartis dans l'épaisseur, évitant ainsi une rupture prématurée de la pièce modélisée, comme c'est clairement le cas lorsque seule l'interface numéro 11 est modélisée. La rupture complète de l'interface unique est d'ailleurs prévue par des simulations d'impact, avec contact entre un impacteur et la plaque cette fois-ci, lorsque seule l'interface située juste sous le plan médian, l'interface numéro 7, est modélisée.

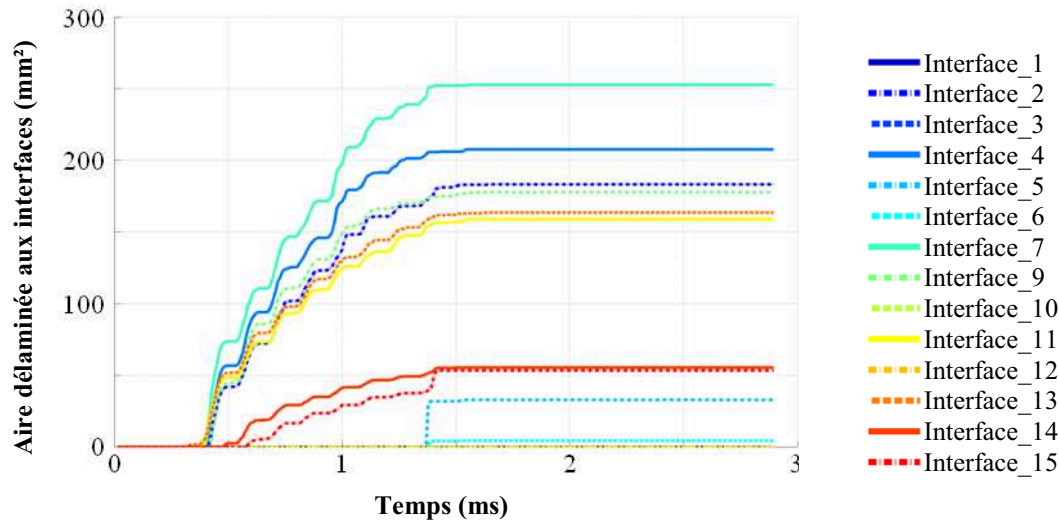


Figure 3.25. Évolution des aires délaminées à chaque interface pour le calcul où toutes les interfaces sont modélisées

Pour conclure sur cette étude de l'influence du nombre et du positionnement des interfaces dans l'épaisseur du modèle du stratifié, il semble indispensable de représenter explicitement l'ensemble des interfaces potentiellement délaminantes, c'est-à-dire entre deux plis d'orientations des fibres différentes, pour prévoir à la fois la réponse à un impact, notamment la chute brutale de la force de contact, et les délaminages induits par cet impact. Cette modélisation permet en effet de répartir l'endommagement sur les différentes interfaces modélisées, comme c'est certainement le cas dans la réalité, alors que la modélisation d'une interface unique peut engendrer un sur-endommagement de cette interface.

2) Influence des paramètres de la loi d'interface sur la réponse globale à un impact et sur les délaminages induits

Les propriétés de l'interface sont difficiles à identifier. La dispersion sur les mesures des ténacités en mode I et en mode II et sur les contraintes à rupture de l'interface peut être importante [Prombut, 2007] [Vandellos, 2012]. De plus, ces paramètres sont souvent identifiés sur des interfaces $0^\circ/0^\circ$, alors que les délaminages sont plutôt observés sur des interfaces entre plis d'orientations différentes. Ceci entraîne une incertitude sur les paramètres identifiés pour la loi de comportement de l'interface. C'est pourquoi une étude d'influence des valeurs des ténacités et des résistances interfaciales est menée. Dans cette étude, on s'intéresse au cas d'un impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope d'empilement $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$ simplement appuyée en T700GC/M21. L'ensemble des interfaces entre deux plis d'orientation des fibres différentes est modélisé, soit 14 interfaces. Le comportement du pli est supposé élastique linéaire. Les propriétés du pli et les propriétés de l'interface de référence, identifiées pour une interface $0^\circ/0^\circ$, sont rappelées dans le tableau 3.2. Afin d'avoir des temps de calcul raisonnables pour cette étude exploratoire, le contact est remplacé par un champ de déplacements imposés. En effet, dans *Z-set*, lorsque toutes les interfaces sont modélisées, un calcul à déplacements imposés coûte environ deux semaines de calcul (plis élastiques), contre plus de six mois lorsque le contact est modélisé.

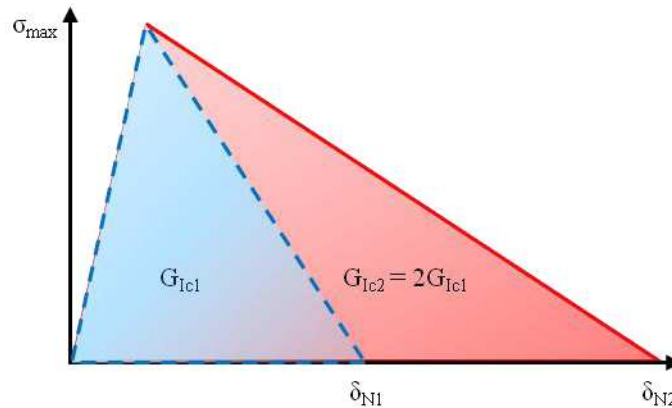


Figure 3.26. Illustration de la méthode de variation des valeurs de ténacité de l'interface (exemple d'un facteur 2 sur la ténacité en mode I)

La première partie de cette étude consiste à estimer l'influence des valeurs des ténacités de l'interface sur la réponse à un impact de 10 Joules et sur les délaminages induits par cet impact. Pour cela, trois couples de ténacités (G_{Ic} , G_{IIc}) sont testés. La ténacité en mode I, G_{Ic} , est progressivement réduite de la valeur de 400 J/m² à la valeur de 300 J/m², afin de rester dans la dispersion sur les mesures. La ténacité en mode II, G_{IIc} , est quant à elle progressivement réduite de la valeur de 1200 J/m² à la valeur de 1100 J/m². Dans ses travaux de thèse, Prombut [Prombut, 2007] a identifié une valeur de 1600 J/m² pour la ténacité en mode II d'une interface 45°/0° en T700/M21. C'est pourquoi les couples (350 J/m², 1600 J/m²) et (400 J/m², 1600 J/m²) sont également testés, afin d'estimer également l'influence de la ténacité en mode I par rapport à la ténacité en mode II. Les valeurs de ténacité de l'interface sont modifiées sans changer les valeurs des résistances interfaciales (Figure 3.26).

Du point de vue de la réponse macroscopique, les ténacités ont peu d'effets sur le comportement en déplacements. En revanche, une influence sur la réponse en force est observée, après avoir atteint le seuil d'endommagement significatif (Figure 3.27).

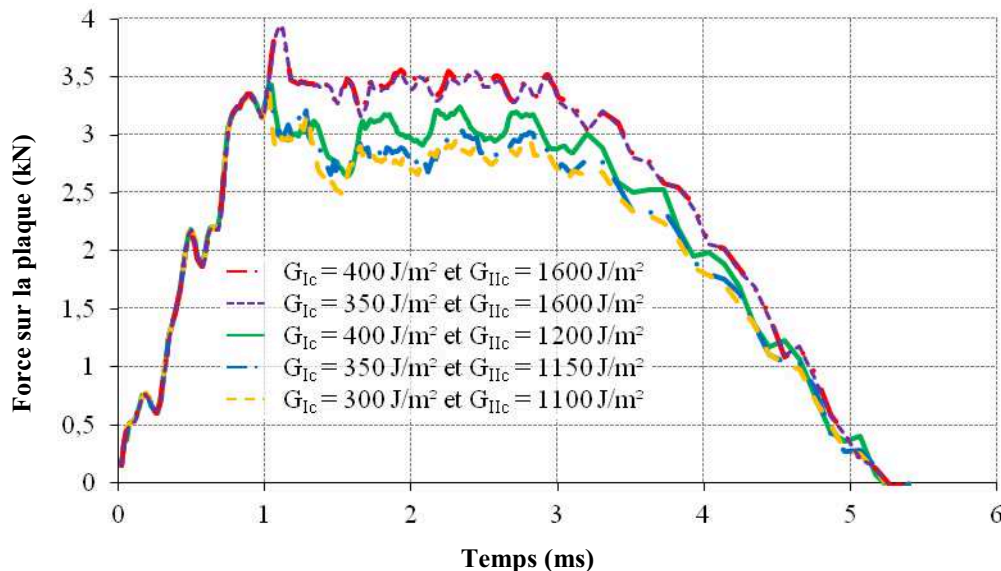


Figure 3.27. Évolutions temporelles des forces de réaction de la plaque quasi-isotrope simplement appuyée et impactée à 10 Joules, selon le couple de valeurs de ténacité en mode I et en mode II choisi pour la loi cohésive bilinéaire

Avant que ce seuil ne soit atteint, les réponses en force sont similaires, quel que soit le couple de ténacité choisi. En revanche, passé ce seuil, qui varie selon le couple de ténacité choisi (Tableau 3.3), les comportements se différencient.

(G_{Ic}, G_{IIc}) (J/m ²)	(300, 1100)	(350, 1150)	(400, 1200)	(350, 1600)	(400, 1600)
Seuil d'endommagement (kN)	3,38	3,42	3,44	3,94	3,94
Écart au seuil de référence (%)	-2	-1	0	14	14

Tableau 3.3. Valeurs du seuil d'endommagement selon le couple de ténacités (G_{Ic} , G_{IIc}) en mode I et en mode II et écarts au calcul de référence, choisi pour les valeurs de ténacités de l'interface 0°/0° (encadré rouge)

En effet, lorsque les ténacités sont diminuées, la force de réaction de la plaque au champ de déplacements imposé est plus faible. Ceci est sans doute lié à un assouplissement plus important de la plaque, les délaminages étant plus étendus dans le cas de ténacités plus faibles. Concernant le seuil d'endommagement significatif sur le signal en force, la diminution simultanée des ténacités en mode I et en mode II entraîne une diminution du seuil d'endommagement. Le mode II étant prépondérant, la ténacité en mode II a cependant une influence sur ce seuil plus importante que la ténacité en mode I. En effet, la diminution de celle-ci (de 400 J/m² à 350 J/m²), tout en maintenant la ténacité en mode II à sa valeur maximale (1600 J/m²) ne modifie pas le seuil d'endommagement. La forte augmentation de la ténacité en mode II entraîne une forte augmentation du seuil d'endommagement.

Du point de vue des délaminages induits par le champ de déplacements imposé, une augmentation de la taille des délaminages est logiquement observée lorsque les ténacités sont diminuées, pour les interfaces localisées au cœur du stratifié (Figure 3.28). En effet, la réduction des ténacités de l'interface entraîne une rupture locale précoce, puisque l'énergie nécessaire pour créer la fissure de délaminage ou pour la faire propager est plus faible. Pour un même niveau de contrainte, la fissure de délaminage se propage donc plus vite pour des propriétés de l'interface dégradées.

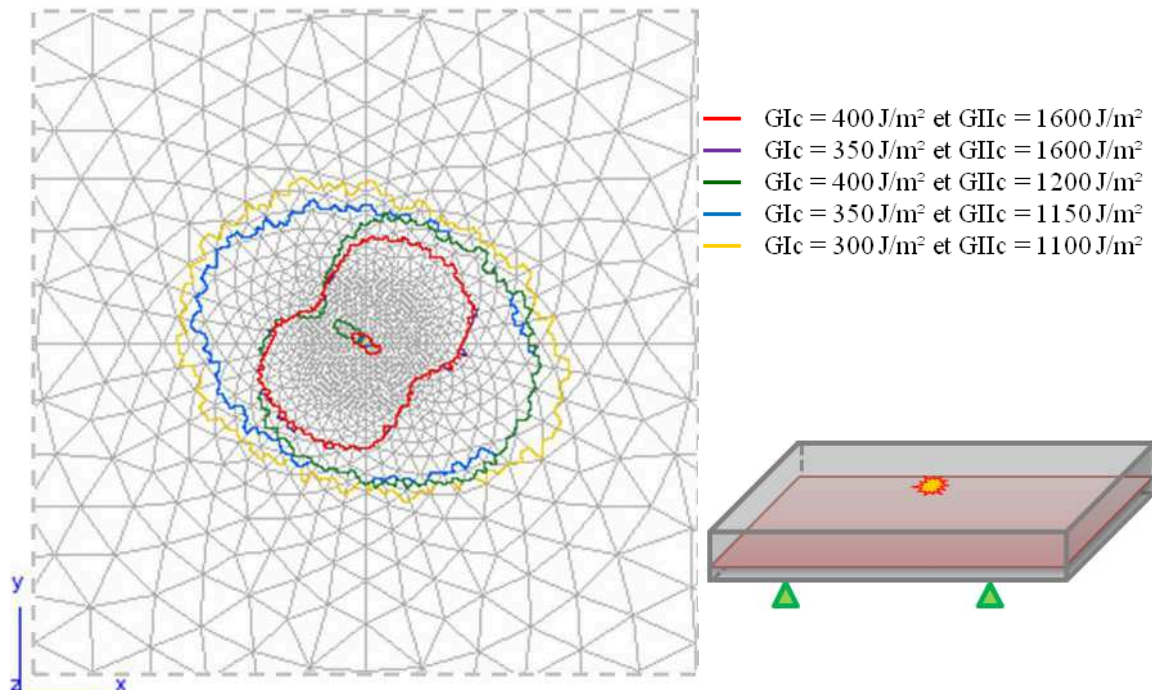


Figure 3.28. Contours des aires délaminées à la quatrième interface (0°/45°), en partant de la surface non impactée, pour un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope simplement appuyée, selon le couple de ténacités en mode I et en mode II choisi pour la loi cohésive bilinéaire

En revanche, pour les deux interfaces les plus proches de la surface impactée et pour les deuxième et quatrième interfaces en partant de l'interface la plus proche de la surface non

impactée, la forme des délaminages diffère, selon le couple de ténacités choisi. Ce changement de direction (+45° pour $G_{IIc} \leq 1200 \text{ J/m}^2$ et -45° pour $G_{IIc} = 1600 \text{ J/m}^2$) est peut-être dû à un changement de mixité de mode en front de fissure, suite au changement de ténacité de l'interface. D'autre part, le délaminage le plus faible, pour les ténacités les plus fortes, est toujours compris dans les délaminages les plus importants. Cela semble donc conforter l'observation précédente.

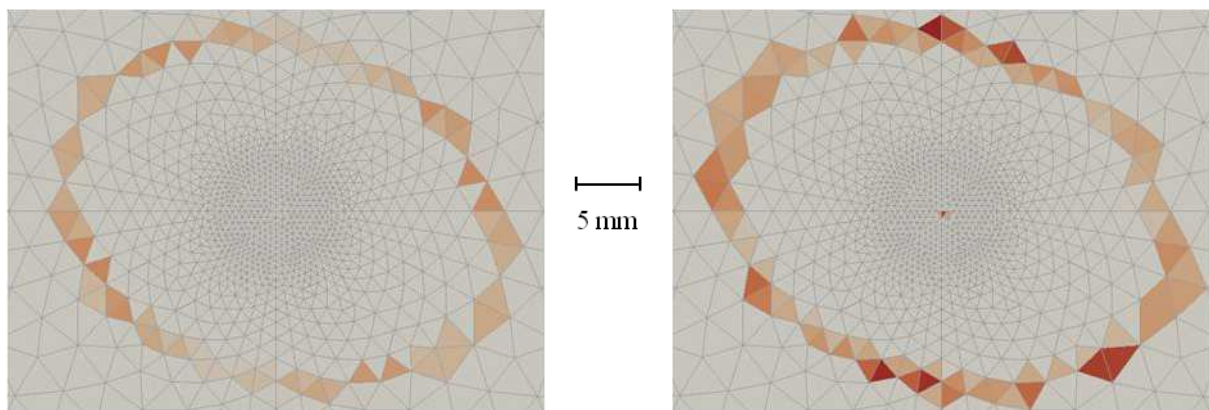
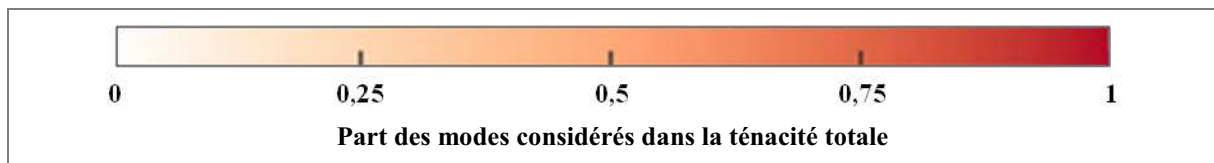
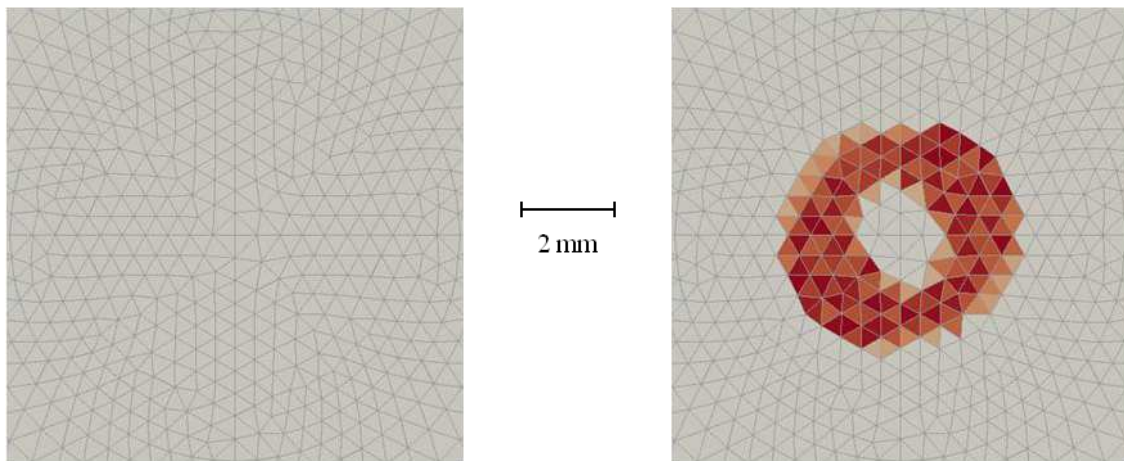
Mode d'ouverture

$$\frac{G_{Ic}}{G_{Ic} + G_{IIc} + G_{IIIc}}$$

Modes de cisaillements

$$\frac{G_{IIc} + G_{IIIc}}{G_{Ic} + G_{IIc} + G_{IIIc}}$$

Au pic de force (également le seuil d'endommagement significatif) : 1 ms



À 2 ms

Figure 3.29. Contribution au délaminage, en front de fissure, des différents modes de rupture de la quatrième interface (0°/45°) en partant de la surface non impactée

Cependant, l'augmentation de la seule ténacité en mode II n'a pas nécessairement le même impact que l'augmentation simultanée des ténacités en mode I et en mode II. Le calcul des mixités de mode au cours de la simulation pour le couple de ténacité (300, 1100) montre une prépondérance des modes de cisaillement (Figure 3.29). Dans le cas de la plaque quasi-isotrope simplement appuyée et impactée à 10 Joules, les interfaces s'endommagent donc

principalement en modes de cisaillement, ce qui explique la forte influence de la ténacité en mode II, par rapport à celle du mode d'ouverture de l'interface.

La seconde partie de l'étude de l'influence des paramètres de la loi cohésive sur la réponse à un impact à 10 Joules d'une plaque quasi-isotrope simplement appuyée et sur les délaminages induits par cet impact concerne la résistance interfaciale. Pour cela, les contraintes d'amorçage du délaminage en mode I et en mode II ont été simultanément réduites à 95 et 85 % de leurs valeurs initiales, tout en maintenant les valeurs de la raideur initiale de l'interface et de sa ténacité (Figure 3.30).

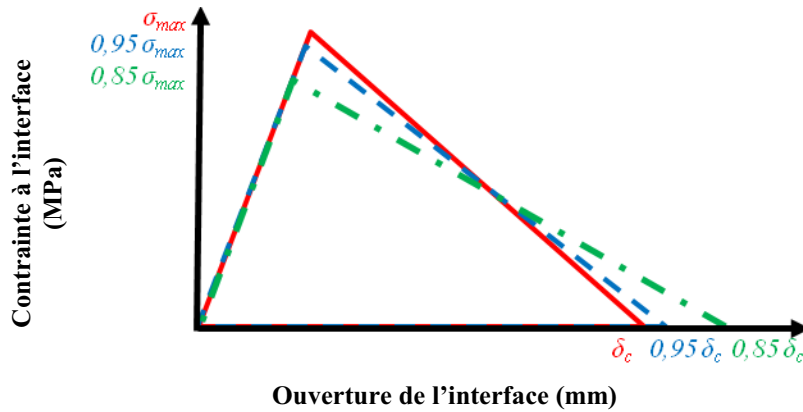


Figure 3.30. Méthode de variation des résistances de l'interface

Du point de vue de la réponse globale à l'impact, les contraintes d'amorçage ne semblent pas influencer sur le comportement macroscopique de la plaque, puisque les réponses sont inchangées, que ce soit en termes de force sur la plaque et de déplacements de la plaque (Figure 3.31). Du point de vue des endommagements obtenus, les ténacités étant conservées, seule l'extension de la zone d'endommagement de l'interface ou « process zone », où $0 < \lambda < 1$, autour de la zone délaminée est attendue. Cela est vérifié pour les interfaces qui n'ont pas ou peu délaminé (Figure 3.32). En revanche, pour les interfaces fortement délaminées, les zones d'endommagement semblent toujours limitées à quelques points de Gauss autour de la surface délaminée.

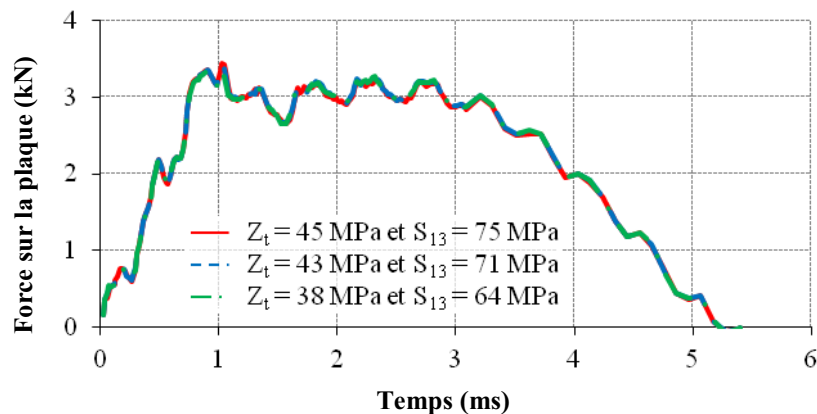


Figure 3.31. Historiques des forces de réaction de la plaque quasi-isotrope simplement appuyée et impactée à 10 Joules, selon le couple de contraintes d'amorçage en mode I et en mode II choisi pour la loi cohésive bilinéaire

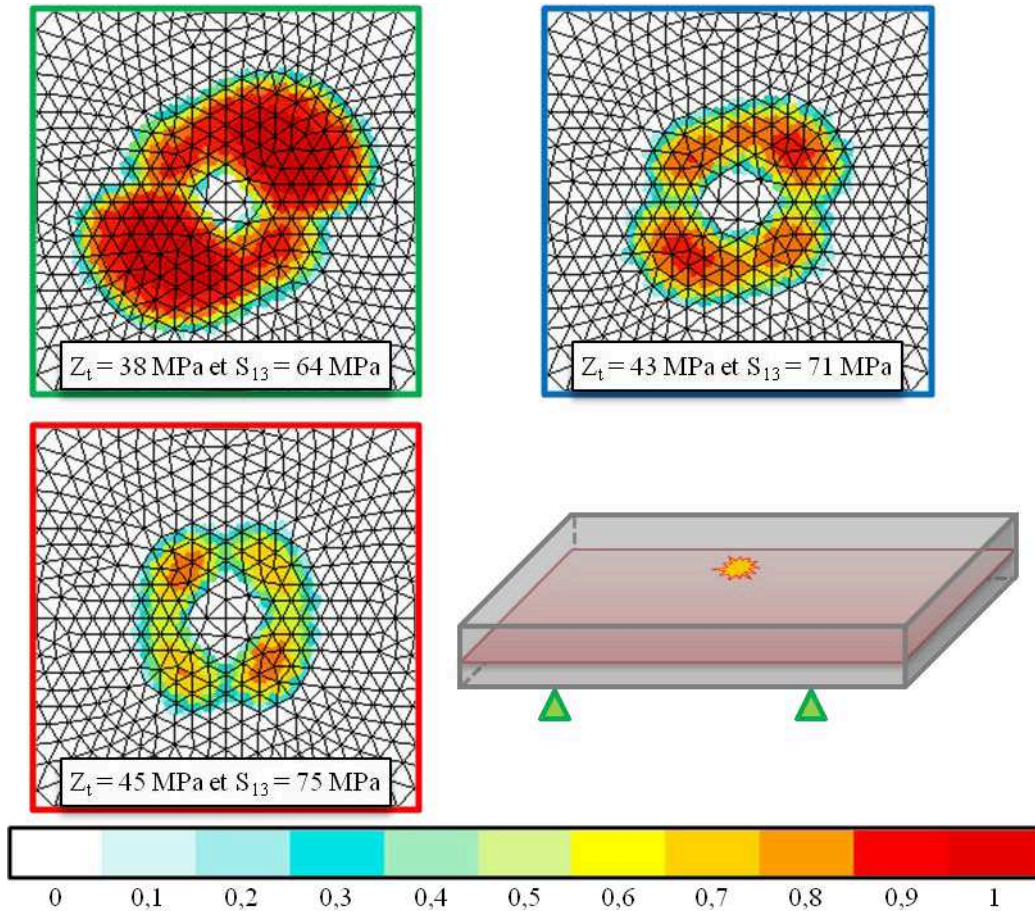


Figure 3.32. État d'endommagement final à la sixième interface ($90^\circ/45^\circ$), en partant de la surface non impactée, pour un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope simplement appuyée, selon le couple de résistances interfaciales (Z_t, S_{13}) en mode I et en mode II choisi pour la loi cohésive bilinéaire

Des différences notables de forme des délaminages sont observées sur les deuxième et quatrième interfaces en partant de la plus proche de la surface non impactée (Figure 3.33). Les formes des délaminages ne sont en effet pas symétriques, dans le cas de référence. Dans leurs travaux, Turon *et al.* [Turon, 2007] rappellent que la process zone, c'est-à-dire la distance entre le front de fissure et un point de Gauss où la résistance interfaciale de l'interface est atteinte, est de la forme :

$$l_{MZC} = ME_t \frac{G_c}{\tau_c^2} \quad (3.1)$$

La longueur de la process zone, notée l_{MZC} , dépend donc du module transverse du stratifié, E_t , de la ténacité de l'interface associée à la mixité de mode qu'elle subit, G_c , de la résistance interfaciale de l'interface associée à cette mixité de mode, τ_c et d'un paramètre adimensionnel, M , dépendant du modèle éléments finis considéré. Pour simplifier l'analyse, le paramètre adimensionnel est considéré égal à 1 (condition de Hillerborg pour les contraintes planes). La longueur de la process zone dépend donc de l'inverse du carré de la résistance interfaciale. Lorsque celle-ci diminue, la process zone augmente donc. Or, afin d'avoir une description correcte des contraintes dans cette process zone, il est nécessaire d'avoir discrétisé cette zone avec suffisamment d'éléments, soit au moins trois. Le nombre d'éléments présents dans la process zone, N_e , peut être défini comme le rapport entre la longueur de la process zone et la taille de maille, l_e :

$$N_e = \frac{l_{MZC}}{l_e} \quad (3.2)$$

Afin de définir la taille de maille minimale requise pour le maillage, la longueur de zone cohésive est calculée à partir des valeurs de ténacité et de résistance interfaciale les plus pénalisantes, soit :

$$l_{MZC} = E_t \frac{G_{Ic}}{S_{13}^2} \quad (3.3)$$

Les longueurs de process zone des cas considérés pour l'étude de l'influence des résistances interfaciales sont reportées dans le tableau 3.4, ainsi que les tailles de maille caractéristiques limites ($M = 1$) correspondantes, pour avoir trois éléments décrivant la process zone.

(Z_t, S_{13}) (MPa, MPa)	(45, 75)	(43, 71)	(38, 64)
l_{MZC} (mm)	0,57	0,63	0,78
l_e (mm)	0,19	0,21	0,26

Tableau 3.4. Valeurs des longueurs de zones cohésives et des tailles de maille minimales en fonction du couple de résistances interfaciales (Z_t, S_{13}). Le cas de référence est encadré en rouge.

La taille de maille valant 0,5 mm dans la zone à proximité du centre de la plaque puis étant augmentée progressivement, le nombre d'éléments dans la longueur de zone cohésive ne respecte pas le nombre minimal fixé de trois éléments. Cela pourrait expliquer pourquoi les délaminages obtenus dans le cas de référence sont dissymétriques (Figure 3.33). En effet, dans le cas d'un maillage trop grossier, l'énergie emmagasinée dans l'élément ne permet pas de propager le délaminage de manière stable et conduit à la rupture brutale d'un grand nombre d'éléments. Pour cette interface particulière, la sensibilité à la taille de maille semble donc mise en évidence. Ce n'est pas le cas pour toutes les interfaces (Figure 3.32).

Les délaminages dissymétriques obtenus à la quatrième interface (Figure 3.33) pourraient signifier que le maillage de la plaque utilisé est trop grossier pour les paramètres de référence et engendrerait des propagations instables des délaminages. Des simulations à contraintes d'amorçage plus élevées que dans le cas de référence et des simulations avec des maillages plus fins permettraient de vérifier cette hypothèse. Une simulation durant un mois avec le maillage actuel, ces simulations n'ont pas pu être réalisées. Un maillage avec le double d'éléments est estimé à au moins deux mois de calcul, ce qui n'était pas envisageable étant donné les délais impartis.

D'autre part, on ne note pas de grande différence entre les aires et les formes de délaminage obtenues lorsque l'on compare les délaminages obtenus pour les cas de contraintes d'amorçage dégradées. Celles-ci ne semblent pas avoir d'effets sur le comportement macroscopique et sur les délaminages obtenus, une solution pour limiter la taille des maillages en présence de modèles de zones cohésives consisterait à diminuer légèrement la contrainte d'amorçage, jusqu'à l'obtention de formes de délaminages en double hélice, classiquement observée pour l'impact. Toutefois, pour confirmer cette hypothèse, une étude de l'influence des contraintes d'amorçage sur un maillage plus fin serait nécessaire.

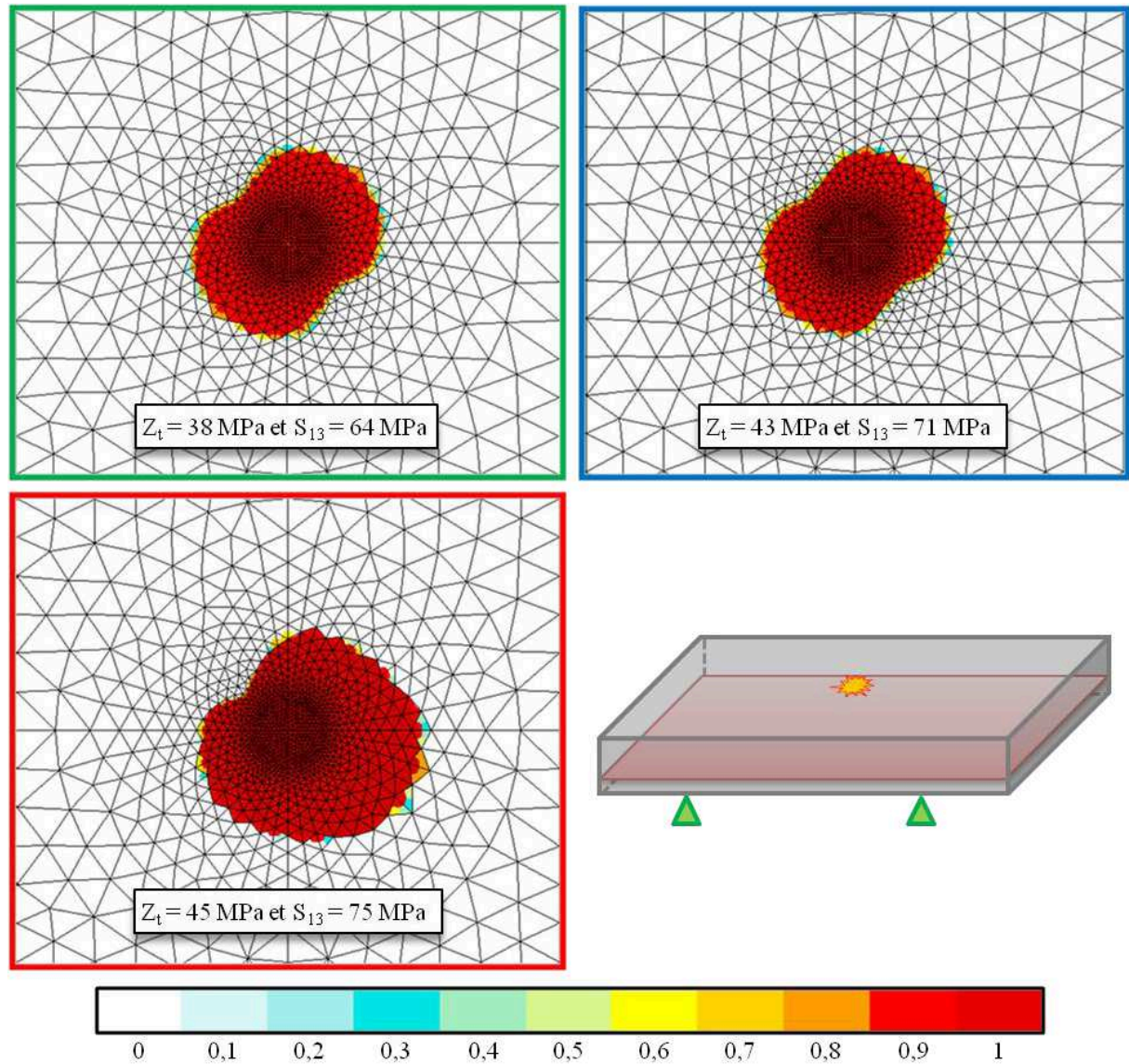


Figure 3.33. Évolution de l'état d'endommagement à la quatrième interface ($0^\circ/45^\circ$), en partant de la surface non impactée, pour un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope simplement appuyée, selon le couple de contraintes d'amorçage du délaminage en mode I et en mode II choisi pour la loi cohésive bilinéaire

Si cette hypothèse s'avérait exacte, l'essai d'impact pourrait alors être un moyen d'identifier les résistances interfaciales, à condition d'avoir accès expérimentalement aux aires délaminées de chaque interface. Cela est possible, par une analyse ultrasonore des faces impactée et opposée à l'impact, pour les interfaces délaminées externes uniquement. En effet, le signal ultrasonore est rapidement atténué, ce qui ne permet pas de distinguer les ruptures d'impédance liées au délaminage des interfaces les plus profondes. Une radiographie aux rayons X permettrait également d'observer la superposition des délaminages dans l'épaisseur. Les radiographies X peuvent être plus précises que les scans ultrasonores. Ce dispositif n'est cependant pas disponible à l'Onera. La tomographie par rayons X [Baruchel, 2000] semble également prometteuse, mais si les délaminages d'impact ne sont pas assez ouverts, leur détection peut ne pas être possible. Il faut, par ailleurs, infiltrer un produit opaque aux rayons X.

3) Influence de la loi de comportement du pli sur les délaminages induits par un impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope encadrée ou simplement appuyée

Le but de cette étude a consisté à mettre en évidence l'influence de la loi de comportement du pli sur les délaminages obtenus. En effet, le champ de contraintes pouvant être modifié par le comportement des plis adjacents à une interface, l'endommagement de l'interface peut en être, de même, modifié. Dans le cadre de cette étude, lorsque la loi de comportement du pli est endommageable, il n'y a pas de couplage entre la variable d'endommagement matriciel du modèle OPFM et les paramètres de la loi d'interface (contraintes à l'amorçage du délaminage, ténacités et/ou ouvertures de l'interface à rupture). Des études antérieures [Richardson, 1996] [Huchette, 2005] [Vandellos, 2011] ont montré une influence des fissures matricielles sur le délaminage. C'est pourquoi la prise en compte du couplage entre les endommagements intralaminaires et les endommagements interlaminaires est introduite dans les modèles les plus récents [Ilyas, 2010] [González, 2012].

Le problème considéré est celui d'un impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$ encadrée. Toutes les interfaces entre deux plis d'orientations des fibres différentes sont modélisées. Le modèle d'impact simplifié est employé, c'est-à-dire qu'il n'y a pas de considération du contact : l'impacteur est remplacé par un champ de déplacements équivalents. Les propriétés du pli élastique (ÉI) et de l'interface sont disponibles dans le tableau 3.2. Les propriétés du pli élastique non linéaire (ÉI NL), viscoélastique non linéaire (Vi NL) et viscoélastique endommageable (VE 3D, dans la formulation tridimensionnelle du modèle OPFM) ont été présentées au chapitre 2.

Du point de vue de la réponse globale, le changement de comportement du pli affecte peu les déplacements du point milieu bas de la plaque et de la force (Figure 3.34). La prise en compte de l'endommagement des plis permet d'atteindre des déplacements légèrement supérieurs. D'autre part, l'endommagement des plis augmente un peu le seuil d'endommagement, qui correspond au pic de force (de 3,48 à 3,55 kN). Le comportement de la plaque après ce seuil diffère, selon la loi de comportement du pli choisie, mais reste du même ordre de grandeur. Ces observations semblent indiquer *a priori* qu'un comportement élastique linéaire du pli associé à des modèles de zones cohésives, pour les interfaces entre deux plis d'orientations des fibres différentes, suffit pour décrire la réponse globale à un impact.

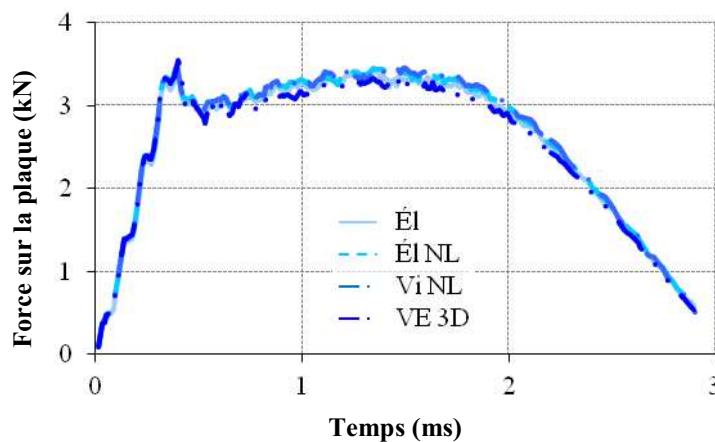


Figure 3.34. Historique de la force calculée sur la plaque quasi-isotrope encadrée impactée à 10 Joules, selon la loi de comportement du pli choisie

Du point de vue local, l'observation de l'évolution du délaminage selon la loi de comportement du pli montre que l'aire délaminée totale varie peu. En revanche, le comportement viscoélastique endommageable, dans sa formulation tridimensionnelle, influe sur l'ordre d'apparition des délaminages dans les différentes interfaces et sur leur criticité (Figure 3.35). En effet, la septième interface en partant de la surface non impactée, qui est la plus critique lorsque les endommagements du pli ne sont pas modélisés, délamine moins que la quatrième interface, qui devient donc la plus critique, dans le cas où les endommagements du pli sont pris en compte. Les différences d'aires délaminées sont principalement observées pour les interfaces situées sous le plan médian du stratifié. En revanche, les formes des délaminages sont peu affectées par la loi de comportement des plis adjacents choisie. Cette étude montre que la prise en compte de l'endommagement des plis a des conséquences importantes sur la criticité des interfaces au sein du stratifié.

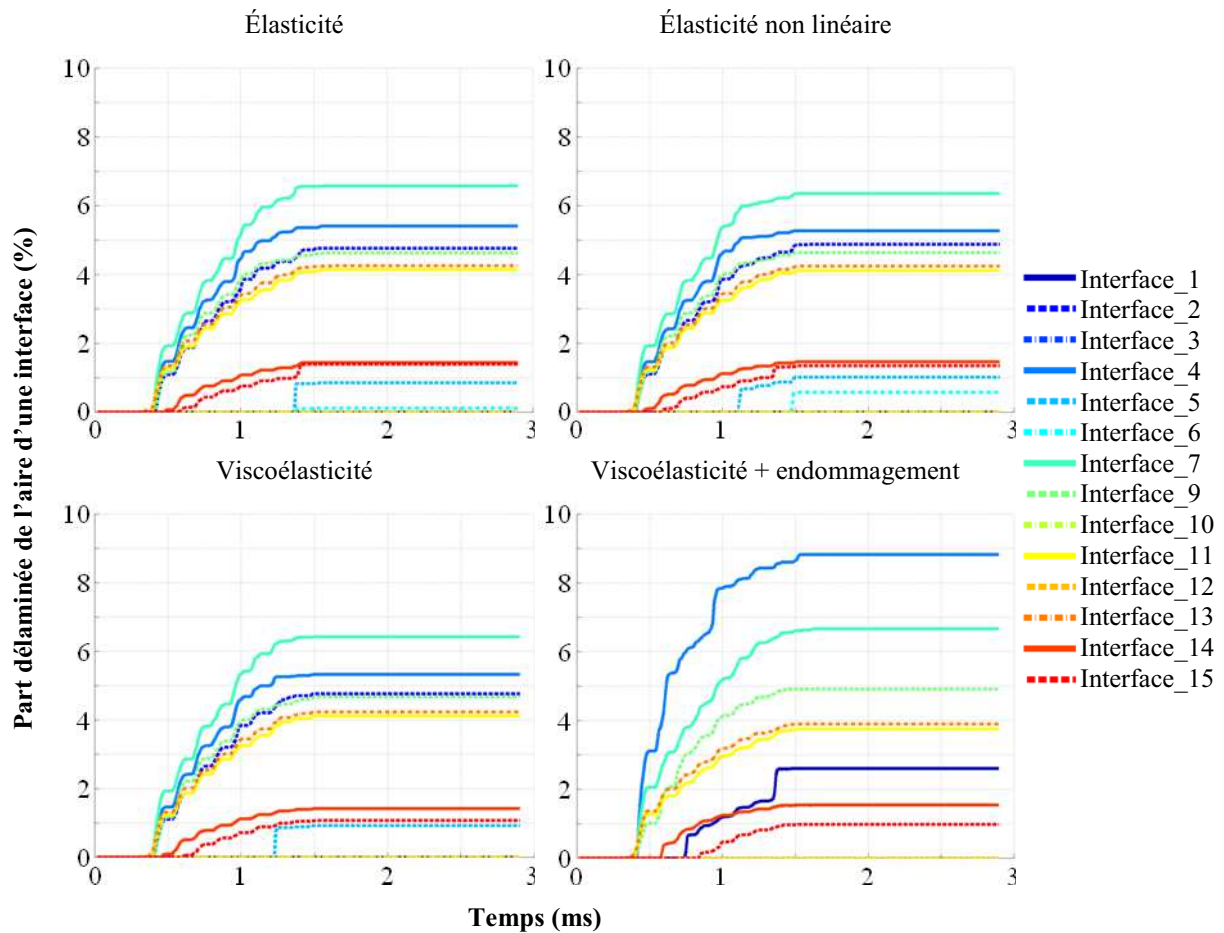


Figure 3.35. Évolution de la part délaminée des interfaces modélisées en fonction de la loi de comportement des plis adjacents

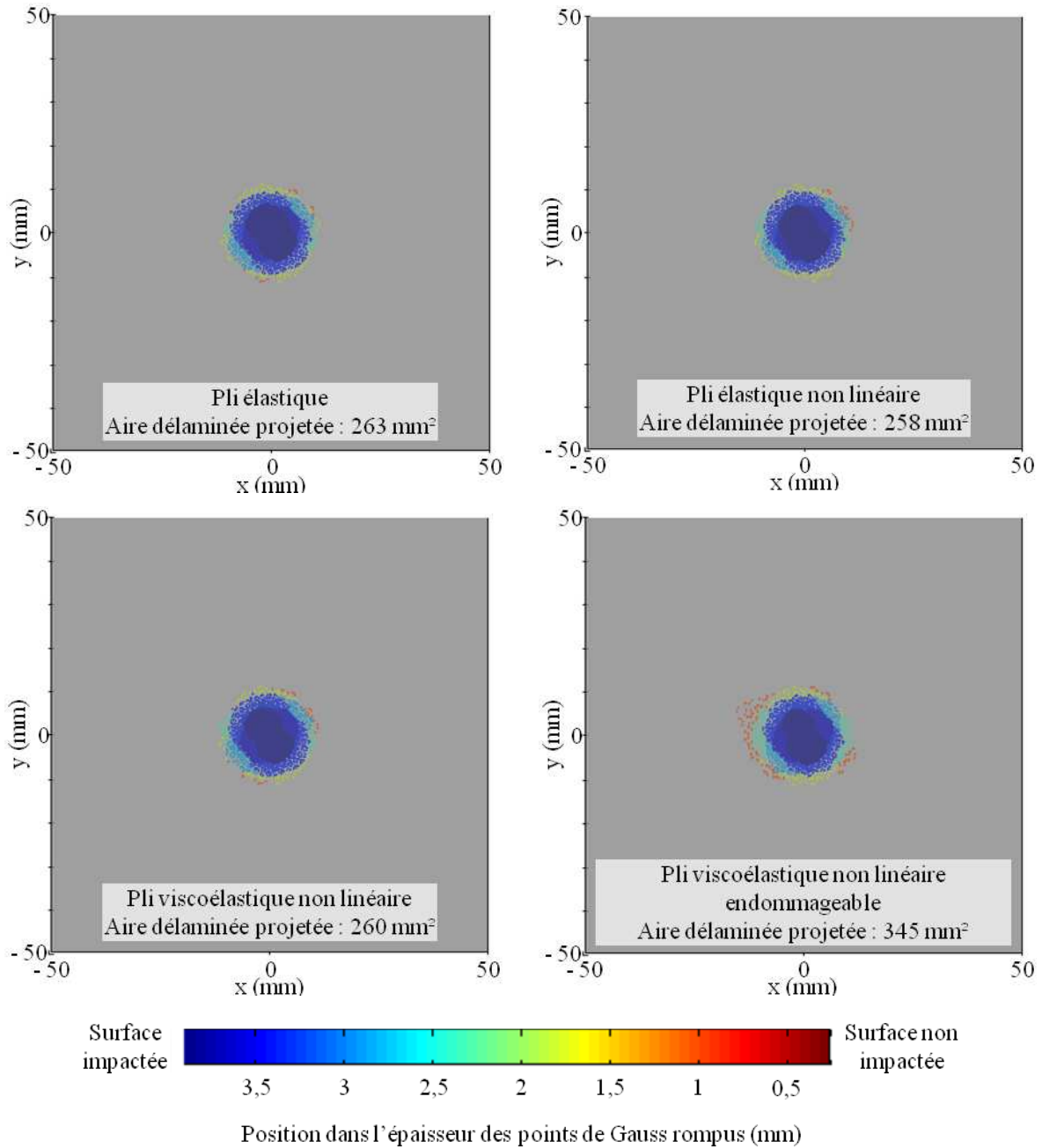


Figure 3.36. Aires délaménées projetées calculées, selon la loi de comportement des plis adjacents choisie

Afin de pouvoir comparer les délaminations calculées à des mesures issues de contrôle non destructif de la plaque impactée, tels des scans ultrasonores, un outil a été développé, dans MATLAB[®] pour calculer l'aire délaminée projetée. Cette aire correspond à la surface occupée par l'ensemble des points de Gauss rompus, quelle que soit leur position dans l'épaisseur du stratifié, et projetée dans le plan du stratifié. Si les aires délaménées totales sont proches, quelle que soit la loi de comportement du pli choisie, l'aire délaminée projetée est en revanche très différente lorsque l'endommagement des plis adjacents est pris en compte (Figure 3.36). En effet, l'interface numéro 4 (0°/45°) s'est plus endommagée dans la configuration viscoélastique endommageable que dans les autres. Cela engendre un délamination plus étendu à cette interface en particulier, qui modifie sensiblement l'aire délaminée projetée.

Les temps de calcul des différentes simulations présentées dans les paragraphes 3.2.1 et 3.2.2 sont présentés dans les tableaux 3.5 à 3.7. La fréquence des processeurs utilisés varie entre 1,4 et 3,16 GHz. De 1 à 8 cœurs ont été utilisés pour réaliser ces calculs. De manière générale, plus il y a d'endommagement, plus les calculs sont coûteux car nécessitant plus d'itérations.

Spécificité de la simulation	Temps de calcul	Nombre total d'incrément	Nombre total d'itérations	Pas de temps initial (ms)	Pas de temps minimal (ms)
Plis élastiques	22 h	500	500	$4,67.10^{-3}$	$4,67.10^{-3}$
Plis viscoélastiques	1,9 jours	500	1000	$4,67.10^{-3}$	$4,67.10^{-3}$
Plis endommageables	2,3 jours	500	1096	$4,67.10^{-3}$	$4,67.10^{-3}$
Plis viscoélastiques endommageables	2,3 jours	500	1079	$4,67.10^{-3}$	$4,67.10^{-3}$
Plis viscoélastiques endommageables avec d_3	26,8 jours	4147	24776	$4,67.10^{-3}$	$2,92.10^{-4}$

Tableau 3.5. Temps de calcul (8 cœurs) pour le modèle d'impact complet, avec contact et sans zones cohésives, pour la condition d'encastrement

Spécificité de la simulation	Temps de calcul	Nombre total d'incrément	Nombre total d'itérations	Pas de temps initial (ms)	Pas de temps minimal (ms)
1 interface Plis élastiques	5 h ⁴ à 6,1 jours ⁵	370 ⁴ à 3528 ⁵	1007 ⁴ à 49547 ⁵	$7,20.10^{-3}$	$(1,13.10^{-4})^6$
14 interfaces Plis élastiques	6,8 jours	3060	42792	$7,20.10^{-3}$	$1,13.10^{-4}$
14 interfaces Plis élastiques non linéaires	9,3 jours	2854	28388	$7,20.10^{-3}$	$1,13.10^{-4}$
14 interfaces Plis viscoélastiques non linéaires	12 jours	2794	30416	$7,20.10^{-3}$	$1,13.10^{-4}$
14 interfaces Plis viscoélastiques endommageables, d_3 désactivé	10,7 jours	4366	36068	$7,20.10^{-3}$	$1,13.10^{-4}$

Tableau 3.6. Temps de calcul pour le modèle d'impact simplifié, sans contact et avec zones cohésives, pour la condition d'encastrement

⁴ Pour l'interface la plus éloignée du point d'impact, qui a le moins délaminé.

⁵ Pour l'interface numéro 11, qui a complètement délaminé.

⁶ Pour les deux interfaces les plus proches du point d'impact.

Spécificité de la simulation	Temps de calcul	Nombre total d'incréments	Nombre total d'itérations	Pas de temps initial (ms)	Pas de temps minimal (ms)
Couple de ténacité (300, 1100)	38,4 jours	5707	61763	$1,03 \cdot 10^{-2}$	$1,62 \cdot 10^{-4}$
Couple de ténacité (350, 1150)	29,6 jours	4715	45597	$1,03 \cdot 10^{-2}$	$1,62 \cdot 10^{-4}$
Couple de ténacité (400, 1200)	29,7 jours	4453	65154	$1,03 \cdot 10^{-2}$	$1,62 \cdot 10^{-4}$
Couple de ténacité (350, 1600)	44 jours	6283	90700	$1,03 \cdot 10^{-2}$	$8,07 \cdot 10^{-5}$
Couple de ténacité (400, 1600)	44,1 jours	5692	82322	$1,03 \cdot 10^{-2}$	$1,62 \cdot 10^{-4}$

Tableau 3.7. Temps de calcul selon le couple de ténacité de l'interface employé, pour le modèle d'impact simplifié, sans contact et avec toutes les interfaces modélisées par des zones cohésives, pour la condition d'appui simple linéique

3.2.3. Influence du couplage inter / intralaminaires

La plupart des modèles éléments finis d'impact utilisent des couplages entre les endommagements inter et intralaminaires [Lachaud, 2011] [González, 2012]. Dans le cas des modèles d'endommagement discrets [Bouvet, 2009], les couplages sont réalisés via le comportement « naturel » des éléments endommageables. Dans le modèle OPFM, ce couplage est réalisé entre les variables d'effets de l'endommagement matriciel, d_2 , et des délaminages, d_3 . Au cours de ses travaux, Vandellos [Vandellos, 2011] a mis en place un couplage entre la variable d'effet de l'endommagement matriciel du modèle OPFM, d_2 , et les paramètres de la loi de comportement cohésive. Pour cela, un lien est fait entre la variable d_2 et le taux de microdélaminage, $\bar{\mu}$ (Équation 3.4 et figure 3.37).

$$\bar{\mu} = a_{\bar{\mu}} d_2^2 + b_{\bar{\mu}} d_2 \quad (3.4)$$

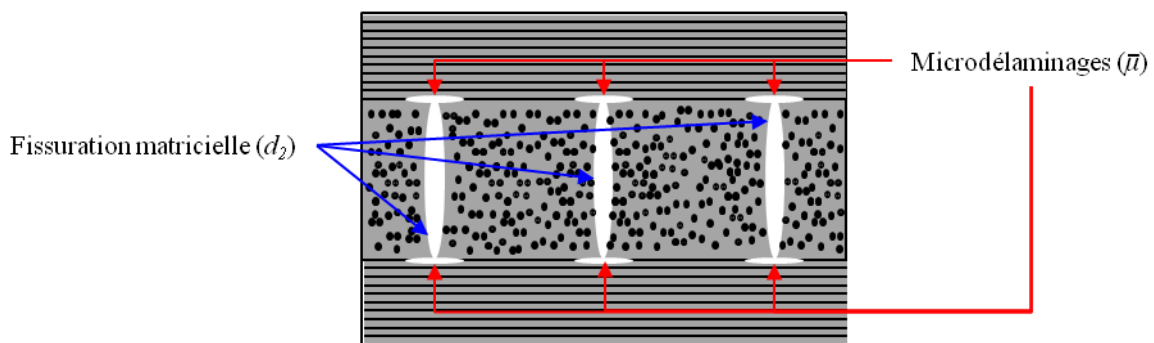


Figure 3.37. Schéma illustrant l'influence de la fissuration matricielle sur les propriétés de l'interface par la création de microdélaminages

Les valeurs des coefficients $a_{\bar{\mu}}$ et $b_{\bar{\mu}}$ identifiés pour le T700GC/M21 sont reportées dans le tableau 3.8.

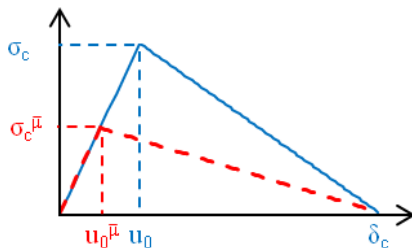
$a_{\bar{\mu}}$	$b_{\bar{\mu}}$
-0,0005	0,0963

Tableau 3.8. Valeurs des coefficients de la relation polynômiale entre la variable d'effet de l'endommagement matriciel du modèle OPFM, d_2 , et le taux de microdélaminages, $\bar{\mu}$, identifiés pour le T700GC/M21 [Vandellos, 2011]

Le taux de microdélaminage permet alors de diminuer les propriétés de l'interface pour tenir compte de leur effet sur l'initiation de l'endommagement à l'interface (c'est-à-dire la résistance interfaciale), ainsi que sur l'amorçage et la propagation des délaminages (c'est-à-dire la ténacité de l'interface). Pour cela, pour chaque point de Gauss de l'interface, le taux de microdélaminage maximal, $\bar{\mu}_{eq}$, est identifié, parmi les valeurs de ce taux dans les plis adjacents à l'interface, $\bar{\mu}_{up}$ dans le pli supérieur et $\bar{\mu}_{down}$ dans le pli inférieur :

$$\bar{\mu}_{eq} = \max(\bar{\mu}_{up}, \bar{\mu}_{down}), \text{ avec } \bar{\mu}_{eq} \in [0 ; 1] \quad (3.5)$$

Deux types de dégradation ont été utilisés pour étudier l'influence du couplage inter/intralaminaires sur la réponse à un impact et sur les délaminages prévus. La première méthode de dégradation consiste à dégrader de la même manière la résistance interfaciale de la mixité de mode considérée, σ_c , et l'ouverture de l'interface correspondante, u_0 , ce qui permet de conserver la raideur interfaciale (Figure 3.38).



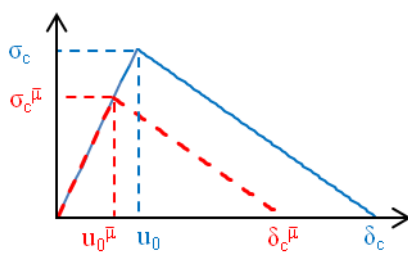
$$\sigma_c^{\bar{\mu}} = (1 - \beta \bar{\mu}_{eq}) \sigma_c \quad \rightarrow \quad G_c^{\bar{\mu}} = (1 - \beta \bar{\mu}_{eq}) G_c$$

$$u_0^{\bar{\mu}} = (1 - \beta \bar{\mu}_{eq}) u_0$$

Figure 3.38. Première méthode de dégradation des propriétés de l'interface en fonction de l'état d'endommagement matriciel des plis adjacents

Dans ses travaux, Vandellos [Vandellos, 2011] considère que prendre comme hypothèse une approche purement géométrique de l'effet des microdélaminages sur les paramètres interfaciaux donne une identification correcte pour la simulation d'un essai de traction sur plaque rainurée. C'est pourquoi, par défaut, le paramètre β est égal à 1. Afin d'éviter une rigidité nulle de l'élément de zone cohésive et donc des problèmes dans la résolution éléments finis, lorsque $\beta \bar{\mu}_{eq}$ est égal à 1 (ce qui reste, en pratique, rare), la valeur dégradée de l'ouverture de l'interface est fixée à 10^{-8} mm.

La seconde méthode de dégradation de l'interface consiste à dégrader de la même manière la résistance interfaciale de la mixité de mode considérée, l'ouverture de l'interface correspondante, u_0 , et l'ouverture critique de l'interface, δ_c . La dégradation de ces coefficients est choisie de manière à ce que la dégradation de la ténacité de l'interface, pour la mixité de mode considérée, soit dégradée de la même manière que dans la méthode précédente (Figure 3.39).



$$\left. \begin{aligned} \sigma_c^\mu &= \sqrt{(1 - \beta \bar{\mu}_{eq})} \sigma_c \\ \delta_c^\mu &= \sqrt{(1 - \beta \bar{\mu}_{eq})} \delta_c \\ u_0^\mu &= \sqrt{(1 - \beta \bar{\mu}_{eq})} u_0 \end{aligned} \right\} \rightarrow G_c^\mu = (1 - \beta \bar{\mu}_{eq}) G_c$$

Figure 3.39. Seconde méthode de dégradation des propriétés de l'interface en fonction de l'état d'endommagement matriciel des plis adjacents

L'influence du couplage inter/intralaminare sur le comportement à l'impact d'un stratifié et sur les dommages prévus a été menée sur le cas d'une plaque quasi-isotrope encastrée en T700GC/M21 impactée à 10 Joules. Le contact est remplacé par des déplacements issus d'un calcul d'impact élastique linéaire. Le comportement des plis du stratifié est modélisé par la loi OPFM dans sa formulation tridimensionnelle. Les valeurs des paramètres du modèle OPFM pour le T700GC/M21 sont données dans le chapitre 2, paragraphe 2.2.1. Afin de ne pas être en compétition avec les modèles de zones cohésives, la variable d'effet de l'endommagement hors plan, d_3 , est désactivée. Toutes les interfaces entre deux plis d'orientations des fibres différentes sont modélisées par des éléments cohésifs associés à la loi de Crisfield. Les valeurs initiales des paramètres de la loi de Crisfield pour le T700GC/M21 sont données dans le tableau 3.2. Trois simulations ont été lancées sur ce cas d'impact simplifié : une simulation sans couplage, une simulation avec la première méthode de couplage inter / intralaminare et une simulation avec la seconde méthode de couplage inter / intralaminare. Il est à noter que la première méthode conduit à une divergence du calcul, tandis que la seconde méthode donne une solution à l'ensemble du chargement imposé. La divergence de la première méthode pourrait être liée à un défaut d'implémentation de la loi de Crisfield dans *Z-set*, identifié et corrigé par la suite, qui impose un rapport de u_0/δ_c supérieur à 10^{-4} . La dégradation de u_0 entraîne une diminution de ce rapport, dans la première méthode et peut donc rendre le problème instable, d'où sa divergence.

Concernant la réponse globale, le couplage modifie peu la réponse en termes de déplacements du point opposé au chargement. En revanche, la réponse en force est différente, à partir du seuil d'endommagement, selon la prise en compte ou non du couplage inter / intralaminare (Figure 3.40). En effet, quelle que soit la méthode, la prise en compte de ce couplage entraîne une diminution du seuil d'endommagement significatif sur le signal en force. La force est également diminuée, après ce seuil, par rapport à la simulation sans couplage. La chute de la force semble d'autre part moins brutale dans les cas couplés. La dégradation de la valeur de l'ouverture de l'interface à rupture semble adoucir d'autant plus cette chute. Le temps d'impact ne semble en revanche pas affecté par le couplage inter / intralaminare, dans sa seconde formulation.

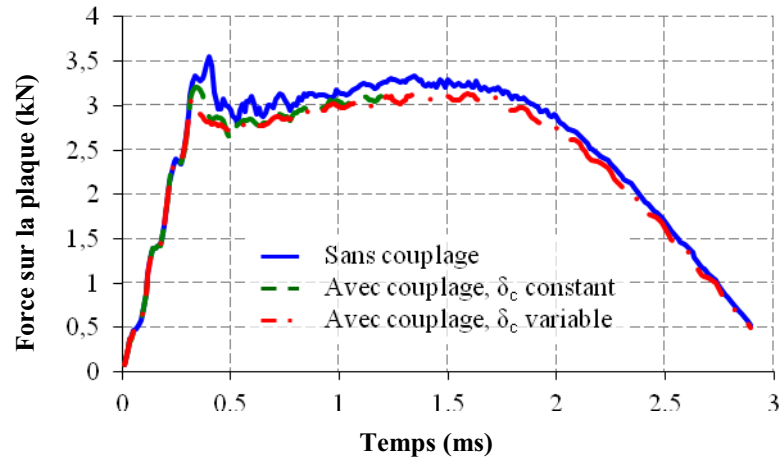


Figure 3.40. Historiques des forces calculées sur la plaque en fonction de la prise en compte ou non du couplage inter / intralaminaires et de la méthode de couplage

Tout comme l'introduction de l'endommagement dans la loi de comportement du pli, le couplage entre l'endommagement matriciel du pli et les paramètres de la loi d'interface semblent modifier la criticité des interfaces (Figure 3.41). Ceci est sans doute lié à la modification des champs de contraintes suite à la dégradation des propriétés des interfaces, en présence d'endommagement matriciel. La comparaison des évolutions des délaminages aux interfaces dans les trois configurations retenues pour l'étude montre que la simulation avec la première méthode de couplage semble diverger lorsque l'interface la plus proche du point d'impact s'apprête à s'endommager. Le taux de microfissuration à cette interface est maximal autour du point d'impact et correspond à une perte de 50 % des propriétés de l'interface. La divergence est peut-être liée à un passage brutal d'éléments de l'état sain ($\lambda = 0$) à l'état rompu ($\lambda = 1$), en bordure de la zone déjà endommagée.

Mise à part cette influence du couplage sur la criticité des interfaces, le couplage inter / intralaminaires modifie peu les formes des délaminages. Le taux de microfissuration dépasse rarement la valeur de 0,5, qui est surtout détectée au centre des interfaces. D'autre part, la répartition du taux de microfissuration ne correspond pas à celle du délaminage, ce qui peut expliquer pourquoi le couplage a peu d'influence sur les formes du délaminage.

S'il ne joue pas sur la localisation des endommagements de fibres et matriciels, le couplage inter / intralaminaires influe en revanche sur la criticité des interfaces, c'est-à-dire leur classement par aire délaminée finale, et sur la valeur maximale d'endommagement atteinte. Les endommagements de fibres sont plus importants de 12 % dans le cas couplé, alors que les endommagements matriciels sont plus faibles de 9 %. Cela peut s'expliquer par le fait qu'une partie de l'endommagement matriciel est reporté sur les interfaces par le biais du couplage inter / intralaminaires.

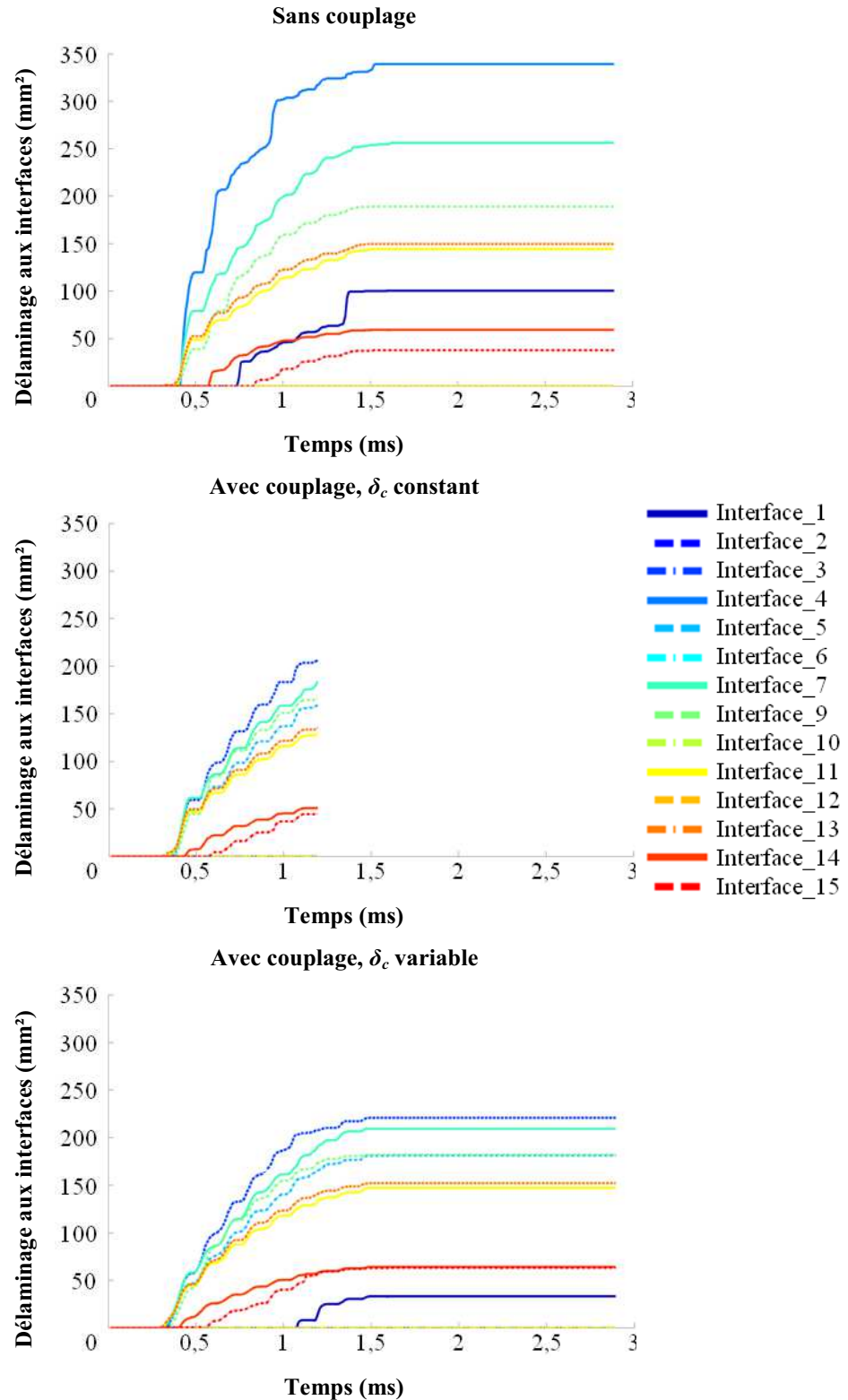


Figure 3.41. Évolution temporelle des délaminages aux interfaces entre deux plis d'orientation des fibres différentes, selon la prise en compte ou non du couplage inter / intralaminaires et selon la méthode de couplage

Le couplage inter / intralaminaires ne modifie pas le temps d'apparition du premier endommagement, détecté dans l'interface la plus proche de la surface sollicitée (Tableau 3.9). Le départ du délaminage, correspondant au premier point de Gauss où la variable d'endommagement de l'interface est égale à 1, est également à peine plus précoce dans les cas

couplés. La seconde méthode de couplage modifie cependant la localisation de ce premier délaminage, qui reste pourtant dans une interface proche du point d'impact.

	Premier endommagement		Départ du délaminage	
	Temps (ms)	Localisation	Temps (ms)	Localisation
Sans couplage	0,036	Interface 15	0,33	Interface 13
Avec couplage, δ_c constant	0,036	Interface 15	0,32	Interface 13
Avec couplage, δ_c variable	0,036	Interface 15	0,29	Interface 15

Tableau 3.9. Date et localisation du premier endommagement et du départ du délaminage en fonction de la prise en compte ou non du couplage inter / intralaminare

Les aires délaminées projetées et finales sont reportées dans le tableau 3.10. La prise en compte du couplage inter / intralaminare réduit les aires délaminées. La valeur totale finale n'a néanmoins pas beaucoup changé, contrairement à l'aire délaminée projetée. Cela signifie *a priori* que certaines interfaces ont délaminé au détriment d'autres, sans doute suite à un affaiblissement plus important de ces interfaces.

	Sans couplage	Avec couplage, δ_c variable	Écart à la configuration sans couplage
Aire délaminée projetée (mm ²)	345	268	-22 %
Aire délaminée totale (mm ²)	1275	1252	-1,8 %

Tableau 3.10. Aires délaminées totale et projetée finale obtenue avec et sans couplage inter / intralaminare. La configuration de référence pour cette étude est encadrée en rouge.

Le couplage inter / intralaminare ne semble pas avoir beaucoup d'influence sur la forme des délaminages, en impact. Pourtant, les couplages proposés ont mis en évidence une influence du taux de microfissuration sur le délaminage dans des cas complexes, comme le matage d'un trou habité ou la traction d'une éprouvette entaillée [Vandellos, 2011]. D'autre part, la méthode de couplage n'influe pas sur le résultat. Le couplage inter / intralaminare dans *Z-set* a donc été validé pour des cas de contraintes planes. Pour l'impact, cette formulation du couplage ne suffit peut-être pas. L'influence du délaminage sur les propriétés des plis adjacents doit peut-être être prise également en compte, comme c'est le cas au sein du modèle OPFM, entre la variable d'effet du délaminage, d_3 , et la résistance effective en traction des fibres.

3.3. Conclusion

L'objectif de ce chapitre a été de construire un modèle numérique d'impact, constitué d'un impacteur et de sa cible, et de l'associer au modèle de comportement homogénéisé du pli OPFM [Laurin, 2005] [Laurin, 2007] [Charrier, 2011] et au modèle bilinéaire de zones cohésives d'Alfano et Crisfield [Alfano, 2001], complété par Vandellos [Vandellos, 2011] pour le couplage inter / intralaminare. Dans un premier temps, une modélisation numérique de l'impact selon la norme ASTM D 7136 a été établie. Les limites de cette norme, notamment la représentation des conditions aux limites imposées, ont conduit à concevoir deux nouveaux montages. Ceux-ci permettent d'avoir des conditions aux limites simples à modéliser numériquement. D'autre part, ces montages ont été choisis pour réaliser deux conditions aussi éloignées l'une de l'autre que possible, afin, par la suite, de mieux éprouver les capacités du modèle matériau OPFM et du modèle bilinéaire de zones cohésives à estimer

les dommages d'impact. Des études de convergence spatiale et temporelle ont été réalisées afin de dimensionner au mieux les modèles d'impact.

Pour cela, deux niveaux de complexité de ces modèles numériques ont été initialement définis. Ces niveaux servent à réduire les coûts de calcul lors de la mise en place des modèles matériaux avec le modèle numérique d'impact et à identifier les éventuels points bloquants de la modélisation complète comprenant : la résolution du contact, la loi de comportement viscoélastique endommageable tridimensionnelle et les modèles de zones cohésives pour les interfaces. Ensuite, la loi de comportement du pli a été progressivement complexifiée, afin d'identifier les apports des différentes parties du modèle OPFM : élasticité, viscoélasticité, endommagement, couplage de la viscoélasticité et de l'endommagement en formulation plane et en formulation tridimensionnelle. D'après les réponses prévues par les simulations, seule la formulation tridimensionnelle apporte un comportement significativement différent. L'étude des dommages matriciels montre que seule la formulation tridimensionnelle du modèle OPFM permet de prévoir des fissures matricielles à proximité du plan médian du stratifié, en prenant notamment en compte les effets du cisaillement hors plan sur l'endommagement. C'est donc cette formulation qu'il convient de retenir, d'après les observations faites dans la littérature [Richardson, 1996].

Une fois l'influence de la loi de comportement du pli sur la réponse à un impact établie, les interfaces entre deux plis d'orientations des fibres différentes ont été modélisées par des éléments d'interface associés à la loi de comportement cohésive bilinéaire. Une seule interface a été initialement introduite dans le modèle numérique initial, afin d'identifier d'éventuels points bloquants. Cela a permis d'étudier l'influence de la position de l'interface unique sur la réponse à un impact, comparée à une simulation où toutes les interfaces sont modélisées. A priori, le seuil d'endommagement classiquement observé sur l'évolution temporelle de la force [Belingardi, 2002] [Davies, 2004] correspond à la propagation brutale du délaminage, lorsqu'une certaine quantité de délaminage est déjà présente. Cela expliquerait en effet pourquoi ce seuil n'est pas systématiquement observé lorsqu'une seule interface est modélisée. D'autre part, la modélisation d'une unique interface peut engendrer des sur-endommagements aux interfaces les plus critiques. Cette modélisation ne permet donc pas de décrire un comportement à l'impact réaliste du stratifié, ni de prévoir des délaminages sans endommager trop ou pas assez l'interface unique. C'est pourquoi la modélisation de toutes les interfaces entre deux plis d'orientation des fibres différentes est nécessaire.

L'influence des propriétés de l'interface sur la réponse à un impact et sur les délaminages obtenus a été étudiée une fois l'ensemble des interfaces modélisées. Les propriétés de l'interface sont en effet difficiles à obtenir. La plupart du temps, elles sont identifiées sur des interfaces $0^\circ/0^\circ$, ce qui engendre une source d'incertitude supplémentaire. Les ténacités de l'interface semblent avoir une influence notable sur le seuil d'endommagement et sur l'étendue des délaminages obtenus. En revanche, les contraintes à l'amorçage des délaminages ne paraissent pas avoir de grande influence sur la réponse à un impact et sur les délaminages obtenus. Les modèles de zones cohésives requièrent des maillages suffisamment fins pour empêcher une propagation trop brutale des délaminages. Lorsque la convergence n'est pas atteinte dans une simulation utilisant des modèles de zones cohésives, une solution consiste à diminuer la contrainte d'amorçage, à ténacité constante, ce qui permet d'augmenter l'ouverture de fissure à rupture. Cette solution a pour effet d'augmenter la process zone en pointe de fissure. Cependant, en impact, lorsque l'interface est effectivement délaminée, cette zone reste négligeable par rapport à la zone effectivement rompue. C'est pourquoi la diminution des contraintes d'amorçage permettrait, en impact, de

diminuer raisonnablement la taille du maillage de la cible et donc les coûts de calcul. L'amorçage du délaminage requiert néanmoins un maillage fin.

Ensuite, l'influence de la loi de comportement du pli en présence de modèles de zones cohésives a été étudiée. Cette étude montre que la loi de comportement du pli influe peu sur la réponse à un impact. En revanche, la prise en compte de l'endommagement des plis modifie la criticité des interfaces et leur ordre d'endommagement. Cependant, l'aire délaminée totale est très peu modifiée, ce qui n'est pas le cas de l'aire délaminée projetée.

Enfin, le couplage entre la variable d'effet de l'endommagement matriciel du pli et les propriétés de l'interface a été établi selon deux méthodes. La comparaison des dommages obtenus avec le couplage inter / intralaminare modifiant l'ouverture critique et des dommages obtenus sans couplage ne montre pas d'influence significative sur la forme des délaminages ni sur la localisation des dommages matriciels et des endommagements de fibres. En revanche, le couplage joue un rôle dans la criticité des interfaces, c'est-à-dire leur classement par aire délaminée finale. Le couplage inter / intralaminare est une implémentation récente dans *Z-set*. Son efficacité sur des cas en contraintes planes a été démontrée mais des études doivent encore être menées pour l'étendre à des cas tridimensionnels complexes, tel l'impact. C'est pourquoi le couplage inter / intralaminare n'a pas été utilisé par la suite.

Le modèle d'impact est disponible dans une version simplifiée, à déplacements imposés, qui permet d'obtenir des résultats dans des temps raisonnables en termes de réponse à un impact et d'endommagements obtenus. Il reste à confronter les résultats numériques à des données expérimentales. Pour cela, la prochaine étape consiste à acquérir des données expérimentales sur les deux configurations développées au chapitre 3.

Chapitre 4

Acquisition d'une base de données expérimentales pour comparaison avec les résultats numériques

Les travaux présentés dans les chapitres précédents ont permis de mettre en place un outil permettant d'estimer les dommages d'impact de manière simplifiée. Pour évaluer les capacités de cet outil à prévoir ces dommages, il est nécessaire de disposer de données expérimentales pour le matériau retenu, le T700GC/M21, constitué de fibres de carbone et d'une matrice époxy de troisième génération, qui comporte notamment des nodules thermoplastiques. Ces données expérimentales, obtenues sur les deux dispositifs expérimentaux développés dans ce projet et décrits au chapitre 3, pourront alors être confrontées aux résultats obtenus par la méthode des éléments finis. Pour cela, des essais d'impact sont réalisés sur des plaques composites stratifiées, avec différents empilements. Pour les faibles énergies d'impact, des études précédentes [Kaczmarek, 1994] [Sutherland, 2012] ont montré une similitude entre les endommagements obtenus par impact basse vitesse et ceux obtenus par indentation. D'autre part, on souhaite élargir la gamme de chargement vers le quasi-statique, pour lequel le modèle d'endommagement du composite stratifié a été développé et validé. C'est pourquoi des essais d'indentation sont réalisés dans des conditions les plus proches possible des essais d'impact. Ce type d'essai permet, en outre, d'avoir une instrumentation plus riche, notamment le suivi de l'endommagement par émission acoustique. L'ensemble de cette base de données riche est ensuite analysé.

4.1. Définition des essais d'impact réalisés

4.1.1. Choix des empilements et fabrication des éprouvettes

L'étude bibliographique sur les paramètres d'impact a mis en évidence une influence de la séquence d'empilement sur les dommages d'impact obtenus [Liu, 1988] [Lopes, 2009a] [González, 2011]. C'est pourquoi il a été décidé de choisir trois empilements différents, à tester en impact et en indentation. Le premier empilement retenu est un empilement quasi-isotrope (QI) standard de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$. Cet empilement respecte les règles classiques de stratification. Il est suffisamment fin pour avoir un modèle numérique de taille raisonnable et suffisamment épais pour être représentatif des pièces composites utilisées en aéronautique. Le second empilement dérive de l'empilement quasi-isotrope standard. Il a été choisi afin d'avoir plus d'interfaces potentiellement délaminantes, où la variation d'orientation des fibres d'un pli à l'autre vaut 90° , et un module de flexion le plus proche possible de l'empilement précédent. Ces interfaces sont aussi éloignées les unes des autres que possible, afin d'éviter d'éventuels problèmes numériques liés à la proximité d'interfaces fortement délaminées. Ce second empilement est dit "quasi-isotrope délaminant" (QId) et a pour séquence $[45^\circ/90^\circ/-45^\circ/45^\circ/0^\circ/0^\circ/90^\circ/-45^\circ]_s$. Le dernier empilement choisi est représentatif d'un empilement utilisé dans l'industrie aéronautique. Il est dit "orienté" (OR)

car il possède plus de plis dans la direction 90° que dans la direction 0° . Sa séquence est $[45^\circ/-45^\circ/90^\circ/0^\circ/90^\circ/90^\circ/-45^\circ/45^\circ]_s$. Tous les empilements sont constitués de 16 plis de 0,26 mm d'épaisseur chacun, soit un stratifié d'environ 4,16 mm d'épaisseur au final. Les modules de ces empilements, estimés par la théorie classique des stratifiés, sont reportés dans le tableau 4.1. Les empilements possédant tous une symétrie miroir, il n'y a pas de couplage du comportement en membrane et du comportement en flexion ($B = 0$).

Empilement	Comportement de membrane			Comportement en flexion		
	A11 (N/mm)	A22 (N/mm)	A66 (N/mm)	D11 (N.mm)	D22 (N.mm)	D66 (N.mm)
QI	231899	292931	27752	985760	1980216	156014
QId	231899	292931	27752	969008	1992174	157101
OR	179183	338837	24910	982197	1983319	155822

Tableau 4.1. Modules des empilements choisis calculés par la théorie classique des stratifiés

Les éprouvettes de $100 \times 100 \text{ mm}^2$ sont découpées dans des plaques de $300 \times 300 \text{ mm}^2$, drapées manuellement et réalisées sous presse au département DMSC de l'ONERA.

4.1.2. Protocole expérimental

La masse totale de l'impacteur a été de 6,36 kg pour tous les essais. La description d'essai d'impact et les mesures effectuées sont détaillées au chapitre 2. Quel que soit le montage, les éprouvettes sont placées de la même manière. Pour le montage d'appui simple linéique, cela signifie que la direction à 0° est parallèle aux directions des rouleaux du montage. Les autres orientations sont définies selon le sens horaire (Figure 4.1).

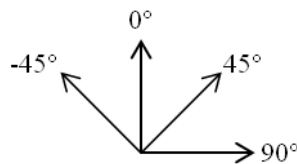


Figure 4.1. Définition des orientations des plis des stratifiés étudiés

A l'issue de chaque essai, la profondeur et la taille de l'empreinte résiduelle du spécimen impacté sont mesurées par corrélation d'images. Les spécimens sont ensuite scannés par ultrasons pour avoir une approximation de l'endommagement créé. Afin de réduire le temps de scan, seule la zone proche du centre de la plaque, où se situent la majorité des dommages, est expertisée. A l'issue du scan, le signal ultrasonore est traité pour en déduire quatre types d'information :

- Le A-scan correspond au signal brut enregistré par le récepteur en chaque point scanné ;
- Le B-scan correspond aux signaux bruts mesurés sur une ligne de la zone scannée ;
- Le C-scan correspond à la cartographie des maxima d'amplitude en chaque points de la zone scannée ;
- Le D-scan correspond à la cartographie des profondeurs où sont détectés les maxima d'amplitude.

Sur les cartographies des profondeurs où la première rupture d'impédance (présence d'un défaut) est rencontrée par les signaux ultrasonores incidents (D-scans) présentées dans ce mémoire, les limites de la plaque sont représentées par un cadre bleu. Lorsque le scan englobe

toute la plaque, ce cadre est blanc, pour éviter les conflits de couleurs. Les conditions aux limites imposées à la plaque sont représentées par un cercle vert figurant l'ouverture des cales de serrage, dans le cas du montage d'encastrement. Dans le cas du montage d'appui simple linéique, les rouleaux sont figurés par deux lignes vertes.

Certaines éprouvettes, majoritairement celles dont l'énergie maximale transmise à la plaque est proche de 20 J, sont ensuite découpées. Les chants internes de ces éprouvettes sont polis pour réaliser des observations plus fines des dommages par microscopie optique. Ces micrographies permettent notamment d'observer les fissures matricielles obtenues, difficilement détectables par scan ultrasonore. Une synthèse des mesures réalisées après un essai d'impact ou d'indentation est disponible sur la figure 4.2.

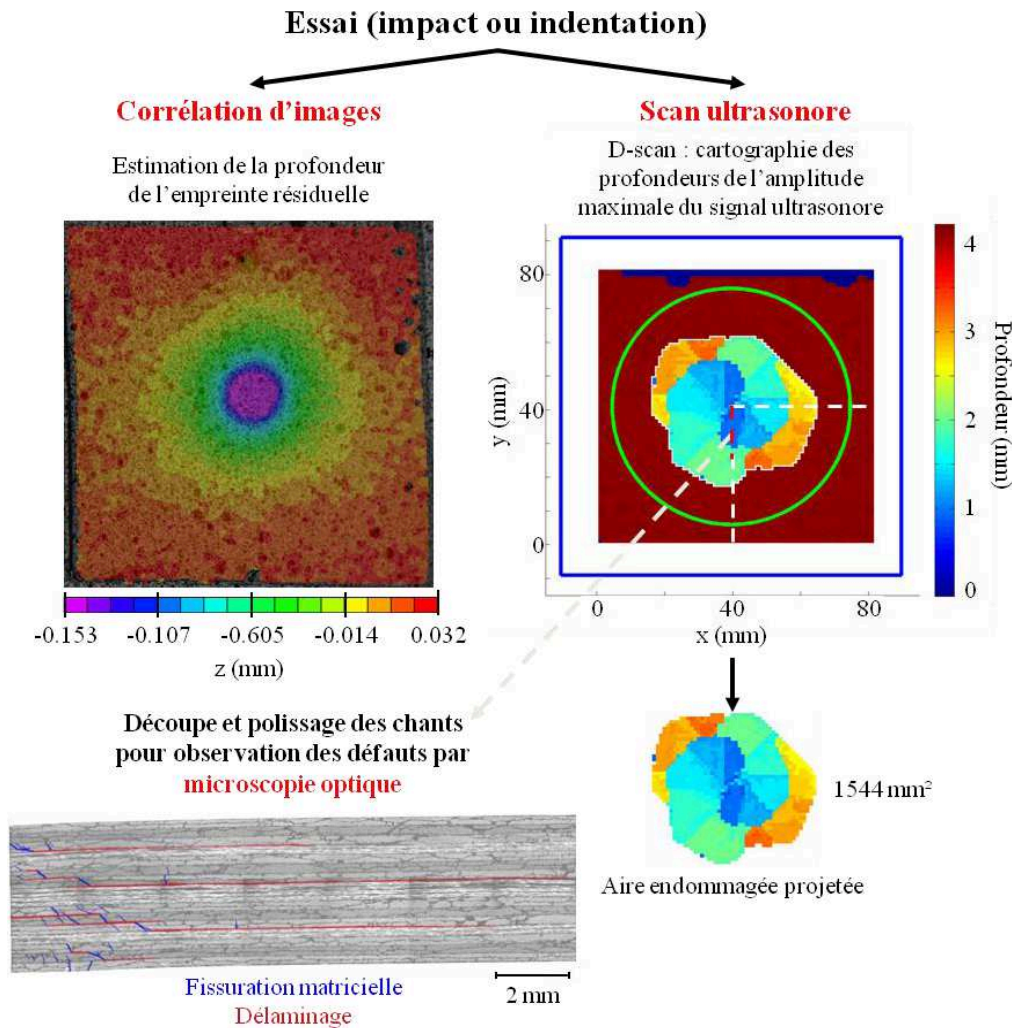


Figure 4.2. Mesures complémentaires réalisées après les essais d'impact ou d'indentation. L'observation par microscopie optique n'est effectuée que pour certaines éprouvettes. Le cas de l'éprouvette QI encastree impactée à 20 Joules est donné en exemple. La coupe micrographique correspond au pointillé rouge, sur le D-scan.

Les D-scans sont utilisées pour estimer les aires projetées des dommages par traitement d'images, à l'aide des logiciels Gimp et IrfanView. L'aire projetée du dommage correspond à l'aire endommagée directement visualisée sur le D-scan. En effet, l'essentiel du signal ultrasonore étant réfléchi au niveau d'un dommage, il n'est souvent plus assez énergétique pour permettre une détection correcte du dommage suivant, donc de l'ensemble des dommages dans l'épaisseur. Dans la littérature, certains auteurs [Bouvet, 2009] [Hautier, 2010] réalisent également un scan ultrasonore de la face non-impactée. Cependant, dans les cas étudiés ici, le délaminage le plus profond est trop étendu et masque les autres

délaminages. Le scan ultrasonore de la face non-impactée n'a donc pas été systématiquement réalisé. L'aire totale des dommages est donc difficile à déterminer, comparée à l'aire projetée, qui sert ici d'indicateur du niveau d'endommagement des stratifiés. Le logiciel Gimp permet de faire un étalonnage en estimant la taille en pixel du scan et donc d'associer une valeur d'aire en mm² par pixel. Les pixels pour lesquels aucun maximum d'amplitude du signal ultrasonore n'a été détecté ou dont la profondeur indique le fond de la plaque sont éliminés du scan pour ne garder que ceux représentant un dommage. Cette procédure n'est pas automatisée du fait que le dispositif de scan ne permet pas d'avoir un parallélisme parfait entre le plan médian du spécimen et la surface du capteur ultrasonore. Cela peut engendrer des étendues non négligeables de pixels légèrement au-dessus de la valeur de la profondeur de la plaque, qui doivent être sélectionnés et éliminés manuellement, au même titre que les pixels précédents. Sur les D-scans présentés dans ce mémoire, les zones considérées pour le calcul de l'aire projetée des dommages sont entourées d'un trait blanc. Une fois la zone endommagée isolée, l'image est transformée en niveaux de gris. Le logiciel IrfanView permet alors d'évaluer le nombre de pixels blancs de l'image résiduelle, via la fonction Histogram. Le nombre obtenu, soustrait au nombre total de pixels du scan, permet de remonter au nombre de pixels endommagés, et donc à l'aire endommagée projetée.

4.1.3. Choix des niveaux d'énergie d'impact

Un premier essai d'impact incrémental est réalisé afin de choisir de manière adéquate les énergies d'impact pour les essais d'impact unique. Lors d'un tel essai la cible est impactée plusieurs fois, les énergies d'impact étant progressivement augmentées, de 5 à 20 Joules pour le montage d'encastrement et de 5 à 28 Joules pour le montage d'appui simple linéique. Les industriels utilisent cet essai afin de déterminer l'énergie d'impact pour laquelle est atteinte la profondeur d'empreinte résiduelle minimale permettant la détection visuelle du défaut de surface. Cette profondeur d'empreinte résiduelle est couramment appelée Barely Visible Impact Damage (BVID).

Entre chaque impact de l'essai incrémental, la plaque est extraite de son montage pour mesurer la profondeur d'empreinte par corrélation d'images. Le spécimen impacté est ensuite scanné par ultrasons puis replacé dans le montage considéré pour l'impact suivant.

A l'issue de ces essais incrémentaux, les différentes profondeurs d'empreintes sont analysées afin de choisir, pour les essais d'impact unique, une énergie inférieure au BVID, une énergie équivalente au BVID et une énergie supérieure au BVID. A titre indicatif, le BVID est fixé par Airbus à une profondeur de 0,3 mm pour une inspection à durée illimitée et à une distance d'inspection de 50 cm et à 1,3 mm pour une inspection de 30 secondes par panneau et à une distance d'un mètre [Léon-Dufour, 2008]. Le tableau 4.2 récapitule l'ensemble des essais d'impacts incrémentaux réalisés.

Montage	Empilement	Énergie (J)	Force maximale (kN)
Encastrement	QI	5	5,8
		10	8,0
		15	10,8
		20	12,9
	QId	5	5,4
		10	7,8
		15	10,5
		20	12,0
	OR	5	5,3
		10	8,0
		15	10,2
		20	11,4
Appui simple linéique	QI	5	4,8
		10	6,0
		15	8,2
		20	9,8
		28	11,0
	QId	5	4,9
		10	5,9
		15	8,0
		20	9,7
		28	9,8
	OR	5	4,8
		10	5,9
15		6,2	
20		9,6	
28		10,7	

Tableau 4.2. Récapitulatif des essais d'impact incrémentaux réalisés

Pour le montage d'encastrement, les mesures de BVID qui font suite aux essais incrémentaux pour les trois empilements considérés sont reportées sur la figure 4.3. Quelle que soit la configuration, le BVID n'est pas atteint ou est à peine dépassé. En revanche, les dommages présents au sein de la plaque ne sont pas négligeables aux énergies les plus élevées (Figure 4.3). Les zones endommagées, visualisées par scan ultrasonore, servent donc à établir les énergies d'impact à appliquer aux essais suivants. Pour le montage d'encastrement, les énergies d'impact sont initialement fixées à 5, 10 et 20 Joules. Les dommages à 5 Joules sont en effet de taille raisonnable pour une détection par ultrasons et les dommages à 20 Joules semblent remplir complètement la zone de dommages potentielle, c'est-à-dire la zone libre de la plaque.

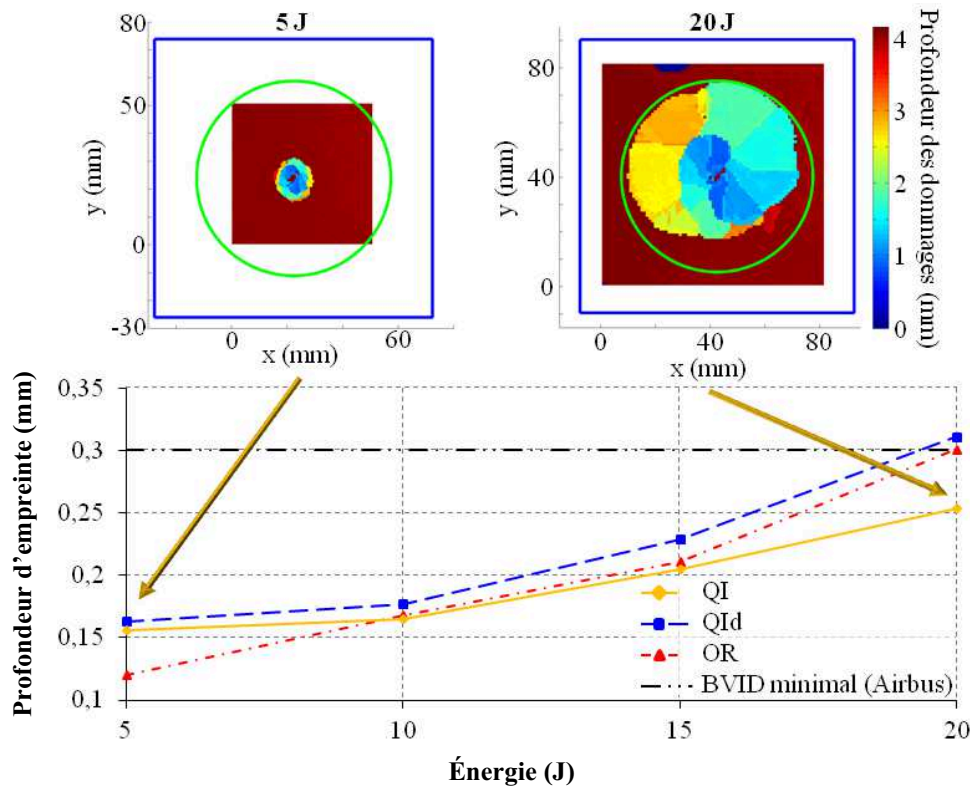


Figure 4.3. Évolution des profondeurs d'empreinte des trois empilements considérés suite aux différents impacts réalisés sur le montage d'encastrement. Les D-scans de l'éprouvette QI encastree après l'impact à 5 Joules et après l'impact à 20 Joules illustrent l'étendue des dommages au cours des impacts incrémentaux.

Pour le montage d'appui simple linéique, l'énergie d'impact est progressivement augmentée de 5 à 28 Joules. Le fait que la plaque puisse absorber de l'énergie en fléchissant permet en effet d'atteindre des énergies plus importantes. Les mesures de BVID qui font suite aux essais incrémentaux pour les trois empilements considérés sont reportées sur la figure 4.4. Ici encore, les profondeurs d'empreinte résiduelle n'atteignent pas la plus petite valeur du BVID prescrite par Airbus. On observe même une saturation de la valeur de la profondeur maximale d'empreinte, aux énergies les plus élevées. Les zones endommagées, mesurées par scan ultrasonore, servent donc à établir les énergies d'impact à appliquer aux essais suivants. Pour le montage d'appui simple linéique, les énergies d'impact retenues sont fixées à 10, 20 et 28 Joules. Les dommages de l'impact à 10 Joules paraissent en effet de taille raisonnable pour une détection par scan ultrasonore. Dans le cas des empilements OR et QI, les dommages causés par l'impact à 28 Joules s'étendent préférentiellement vers le côté gauche, lorsque l'on regarde la plaque par le dessus et dans le sens longitudinal, comparativement aux énergies plus faibles qui présentent des défauts plus symétriques. Cette singularité a conduit à choisir cette énergie maximale, afin de vérifier cette observation sur des impacts uniques.

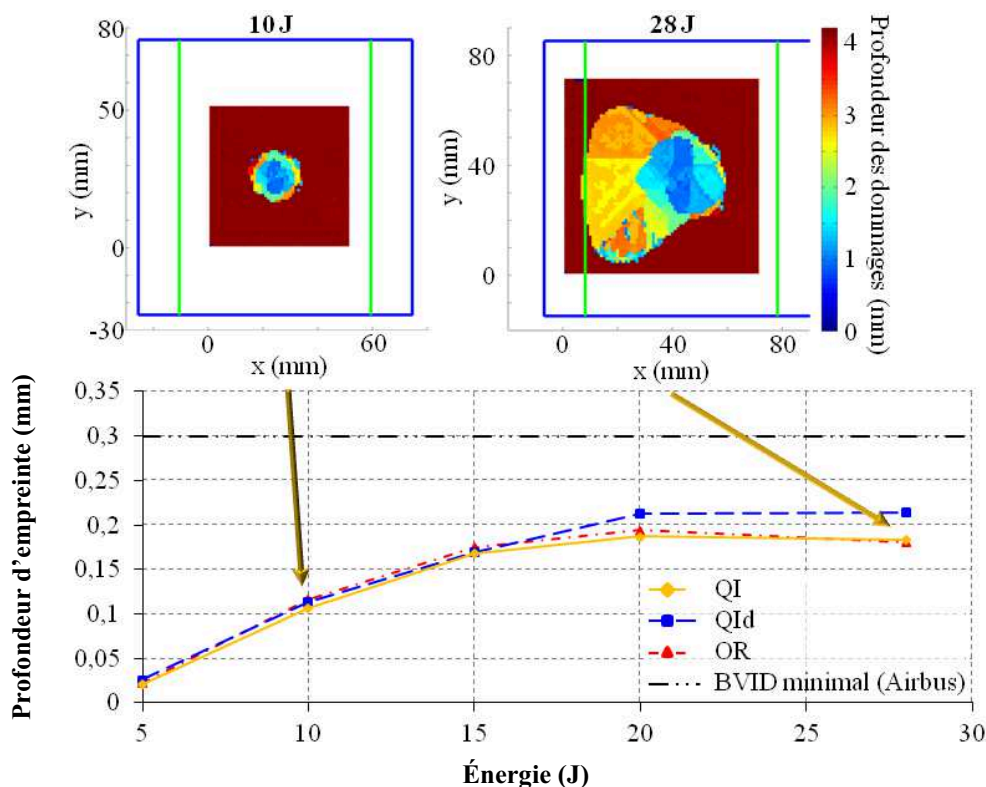


Figure 4.4. Évolution des profondeurs d'empreinte des trois empilements considérés suite aux différents impacts réalisés sur le montage d'appui simple linéique. Les D-scans de l'éprouvette QI simplement appuyée après l'impact à 10 Joules et après l'impact à 28 Joules illustrent l'étendue des dommages au cours des impacts incrémentaux.

4.2. Réalisation et analyse des essais d'impact sur les empilements choisis pour les deux montages définis

Une fois les énergies d'impact fixées pour chaque montage, les essais avec un seul choc sont réalisés sur les trois empilements, pour les trois énergies fixées et pour les deux conditions aux limites. Chaque essai est réalisé une seule fois afin d'économiser la matière. Le but des essais d'impact est en effet d'avoir des tendances et des premières valeurs à confronter aux valeurs numériques. Un essai d'impact à 18 Joules sur l'empilement QI encastéré a néanmoins été répété trois fois afin d'avoir une idée de la dispersion d'un essai. Les mêmes mesures que pour les essais d'impacts incrémentaux sont effectuées.

4.2.1. Analyse des essais d'impact unique sur le montage d'encastrement

Quatre essais d'impact unique à 5, 10, 20 et 28 Joules, respectivement, ont été réalisés par empilement, sur le montage d'encastrement. Les essais à 28 Joules ont été ajoutés aux trois essais initiaux, afin de pouvoir comparer les deux montages à cette énergie, en plus des énergies de 10 et 20 Joules. Trois essais d'impact à 18 Joules sur l'empilement QI ont également été réalisés, afin d'avoir une idée de la dispersion sur les mesures pour un essai donné. Au cours de l'essai d'impact à 10 Joules sur l'empilement QId, le système anti-rebond de l'impacteur n'a pas fonctionné (tentative 1). Il a été décidé d'impacter à nouveau cet empilement à la même énergie (tentative 2). Dans ce cas, le système anti-rebond a fonctionné. Les résultats de la tentative 1 sont présentés mais doivent être interprétés avec précaution. Le tableau 4.3 synthétise l'ensemble des essais d'impact réalisés sur le montage d'encastrement.

Empilement	Énergie (J)	Force maximale (kN)
QI	5	5,6
	10	7,3
	18	10,1
	18	10,1
	18	9,9
	20	10,9
	28	13,0
QId	5	5,7
	10	5,3 & 7,5
	20	10,6
	28	11,2
OR	5	6,5
	10	7,9
	20	11,4
	28	11,9

Tableau 4.3. Récapitulatif des essais d'impact réalisés sur le montage d'encastrement

Les observations faites pour les essais d'impact sur le montage d'encastrement sont celles classiquement faites dans la littérature. Quel que soit l'empilement, le temps d'impact, qui correspond à l'instant pour lequel la force de contact sur l'impacteur s'annule, augmente avec l'énergie d'impact (Figures 4.5 à 4.8). De même, la force maximale de contact au cours de l'impact augmente avec l'énergie.

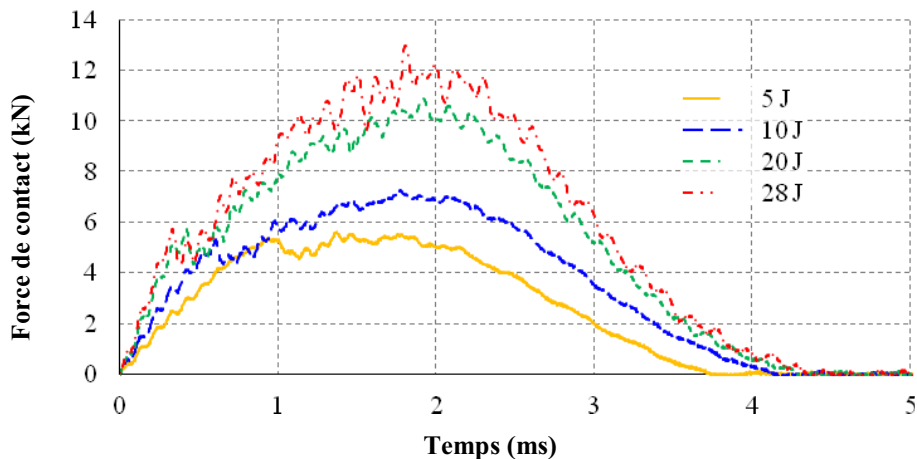


Figure 4.5. Forces de contact mesurées au cours des essais d'impact unique sur le montage d'encastrement, pour les empilements QI impactés à 5, 10, 20 et 28 Joules

Le seuil d'endommagement significatif, qui correspond à la première chute brutale de la force de contact [Belingardi, 2002] [Davies, 2004] est estimé à environ 5,5 kN pour l'empilement QI, à l'exception de l'essai d'impact à 10 Joules, où ce seuil est estimé à 6 kN. Pour l'empilement QId, il est estimé à 5,5 kN à 5 et 20 Joules, à 5 kN à 10 Joules, pour la première tentative d'impact (il n'y a plus de seuil d'endommagement significatif dans le signal force pour la deuxième tentative, comme c'était le cas en impact incrémental), et à 5,7 kN à 28 Joules. Le seuil d'endommagement de l'empilement OR est un peu plus élevé. Il est estimé à 6,3 kN à 5 et 20 Joules et à 6 kN à 10 et 28 Joules. A 5 Joules, la première rupture est suivie d'oscillations plus marquées que pour les autres énergies d'impact. Ce phénomène pourrait être lié au fait que l'impacteur n'a presque plus d'énergie à fournir à la plaque, donc que c'est la plaque qui guide le mouvement et non plus l'impacteur. A 18 Joules, pour l'empilement QI, on constate une bonne concordance des signaux temporels de la force de contact pour les trois répétitions d'essais.

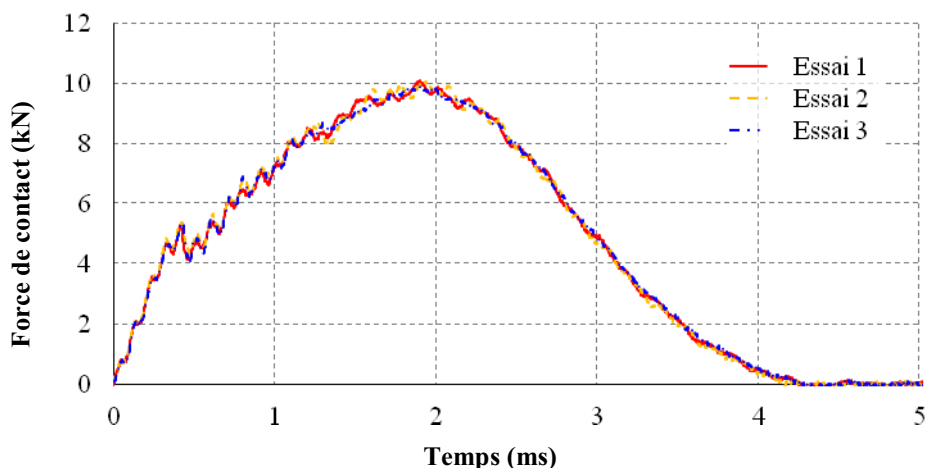


Figure 4.6. Forces de contact mesurées au cours des essais d'impact unique sur le montage d'encastrement, pour les empilements QI impactés à 18 Joules

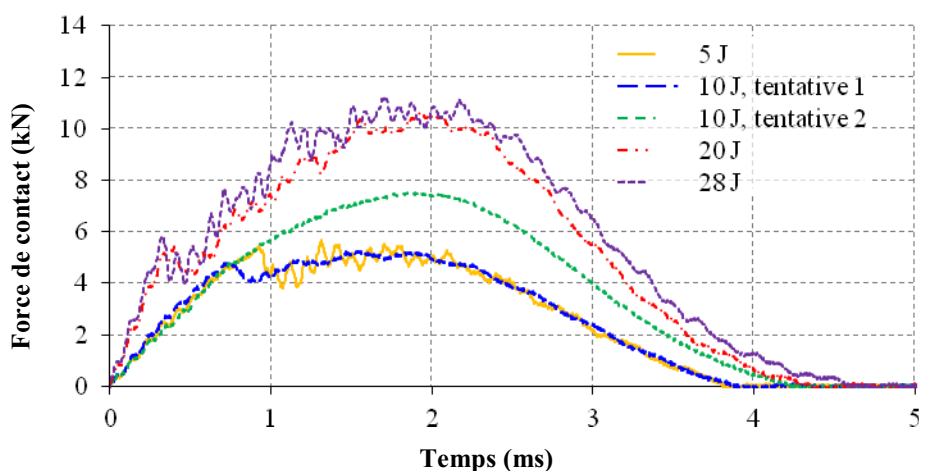


Figure 4.7. Forces de contact mesurées au cours des essais d'impact unique sur le montage d'encastrement, pour les empilements QId impactés à 5, 10, 20 et 28 Joules

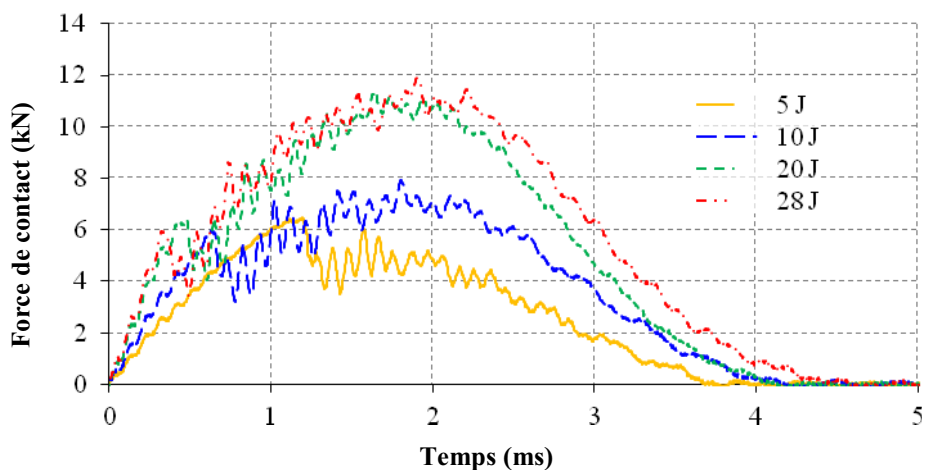


Figure 4.8. Forces de contact mesurées au cours des essais d'impact unique sur le montage d'encastrement, pour les empilements OR impactés à 5, 10, 20 et 28 Joules

Les déplacements maximaux et finaux de la plaque, au point d'impact et au point opposé, face non impactée, augmentent avec l'énergie (Figure 4.9). L'inflexion systématiquement observée à la fin du contact (lorsque la force de contact devient nulle), est peut-être liée à un mouvement vibratoire du bâti. Filmer le déroulement de l'essai par caméra rapide pourrait permettre de vérifier cette hypothèse.

Les déplacements mesurés dans le cas des impacts à 18 Joules montrent une dispersion significative dans la mesure des déplacements opposés à l'impact. Cette dispersion est peut-être liée au délaminage des interfaces proches de la face opposée à l'impact, dont le scénario d'endommagement varie peut-être suffisamment d'un essai à l'autre pour conduire à des mesures des déplacements opposés à l'impact significativement différents. Le délaminage de l'interface la plus proche de la face opposée à l'impact entraîne en effet de fortes oscillations du signal mesuré, pour l'empilement OR impacté à 20 Joules (Figures 4.12 et 4.13). Seule l'éprouvette impactée lors de l'essai 1 a été découpée pour observation par microscopie optique, ce qui ne permet pas de conclure quant à cette hypothèse. Une autre cause de la dispersion entre les mesures peut être le décollement de la pastille réfléchissante permettant de réaliser la triangulation laser pour la mesure du déplacement axial, face opposée à l'impact.

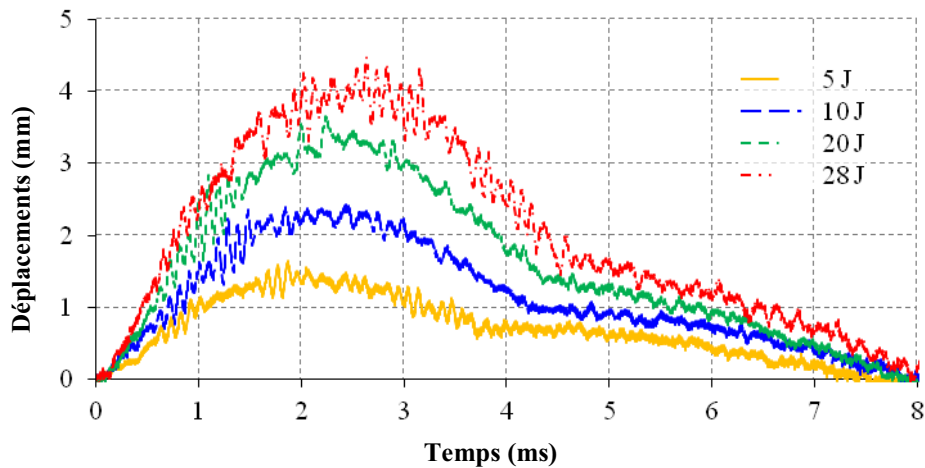


Figure 4.9. Historiques des déplacements du point opposé à l'impact, face non impactée, mesurés au cours des essais d'impact unique à 5, 10, 20 et 28 Joules pour l'empilement QI encastré

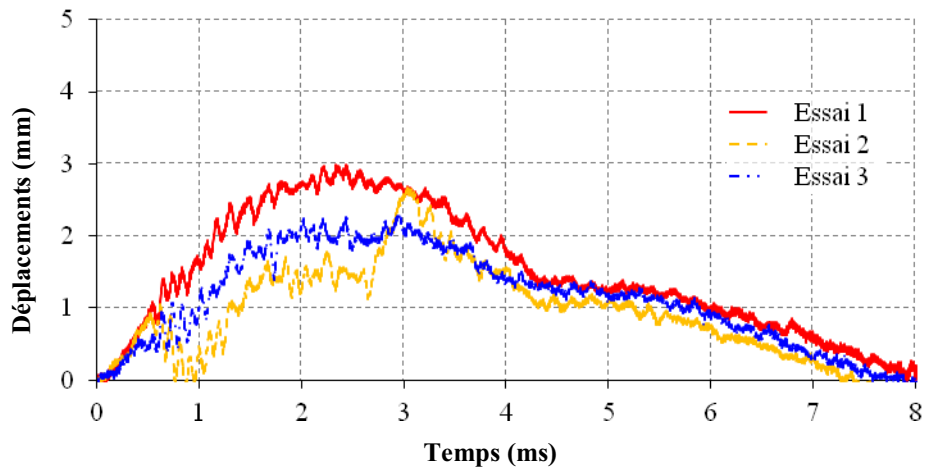


Figure 4.10. Historiques des déplacements du point opposé à l'impact, face non impactée, mesurés au cours des essais d'impact unique à 18 Joules sur l'empilement QI encastré

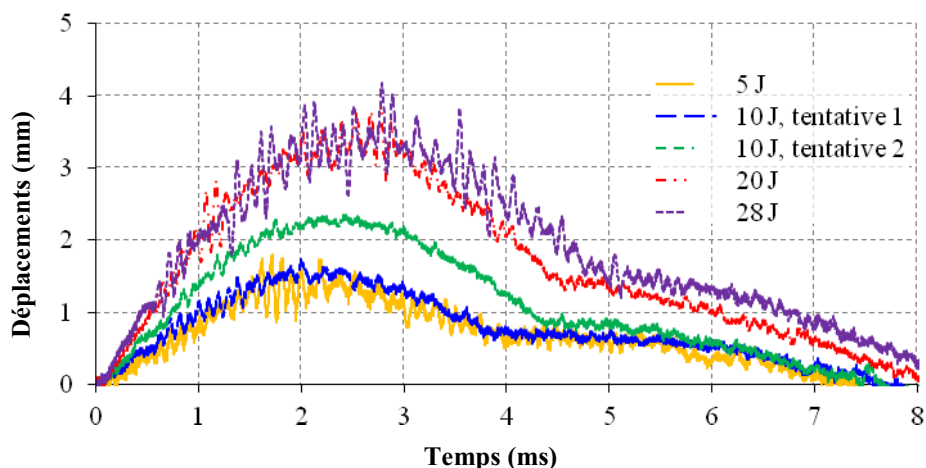


Figure 4.11. Historiques des déplacements du point opposé à l'impact, face non impactée, mesurés au cours des essais d'impact unique sur l'empilement QId encastré

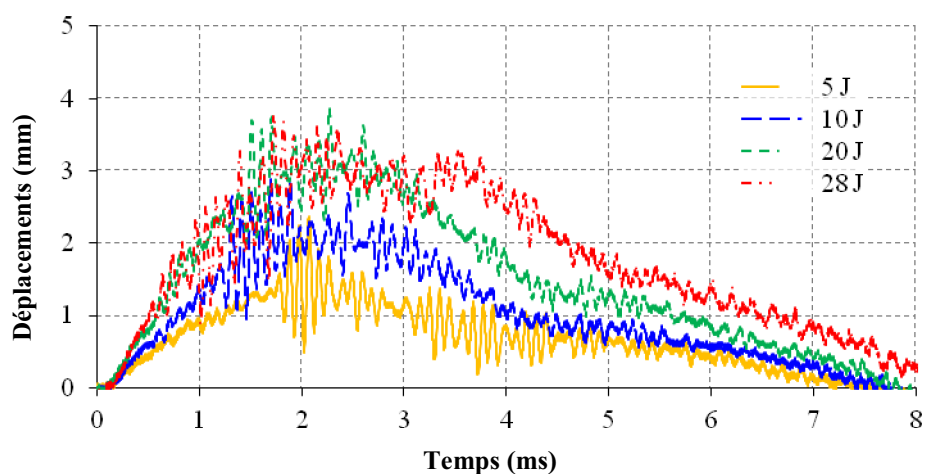


Figure 4.12. Historiques des déplacements du point opposé à l'impact, face non impactée, mesurés au cours des essais d'impact unique sur l'empilement OR encastré

D'autre part, on constate que les mesures comportent des oscillations de plus grandes amplitudes dans le cas de l'empilement OR, comparé aux deux autres empilements. Cela pourrait être un effet du positionnement des interfaces potentiellement plus délaminantes. En effet, dans le cas de l'empilement OR, une telle interface est positionnée proche de la surface du stratifié. Les oscillations observées pourraient donc indiquer un départ du délaminage à cette interface particulière. Cette hypothèse est vérifiée par une observation des dommages par microscopie optique (Figure 4.13). En effet, les coupes micrographiques montrent un fort décollement du pli inférieur. Une partie du pli juste au-dessus a même été arrachée lors des opérations de découpe et de polissage. Ce décollement important du pli inférieur n'est pas visualisé pour les deux autres empilements. Les grandes oscillations observées sur le signal temporel des déplacements axiaux du point opposé à l'impact, face non impactée, traduiraient donc le décollement du pli inférieur de l'empilement OR, dont les modes propres dynamiques diffèrent de ceux du reste du stratifié.

L'énergie absorbée, qui correspond à la part de l'énergie incidente qui n'est pas restituée à l'impacteur et qui est calculée par intégration de la courbe de la force de contact en fonction des déplacements axiaux de l'impacteur (chapitre 2), augmente avec l'énergie d'impact (Figure 4.14). Cela signifie qu'il y a plus d'énergie absorbée par la création d'endommagement, lorsque l'énergie d'impact augmente, ce qui est corrélée par l'évolution de l'aire projetée des dommages, mesurée par ultrasons en immersion, en fonction de

l'énergie d'impact (Figure 4.16). Pour la gamme énergétique considérée, cette croissance semble linéaire.

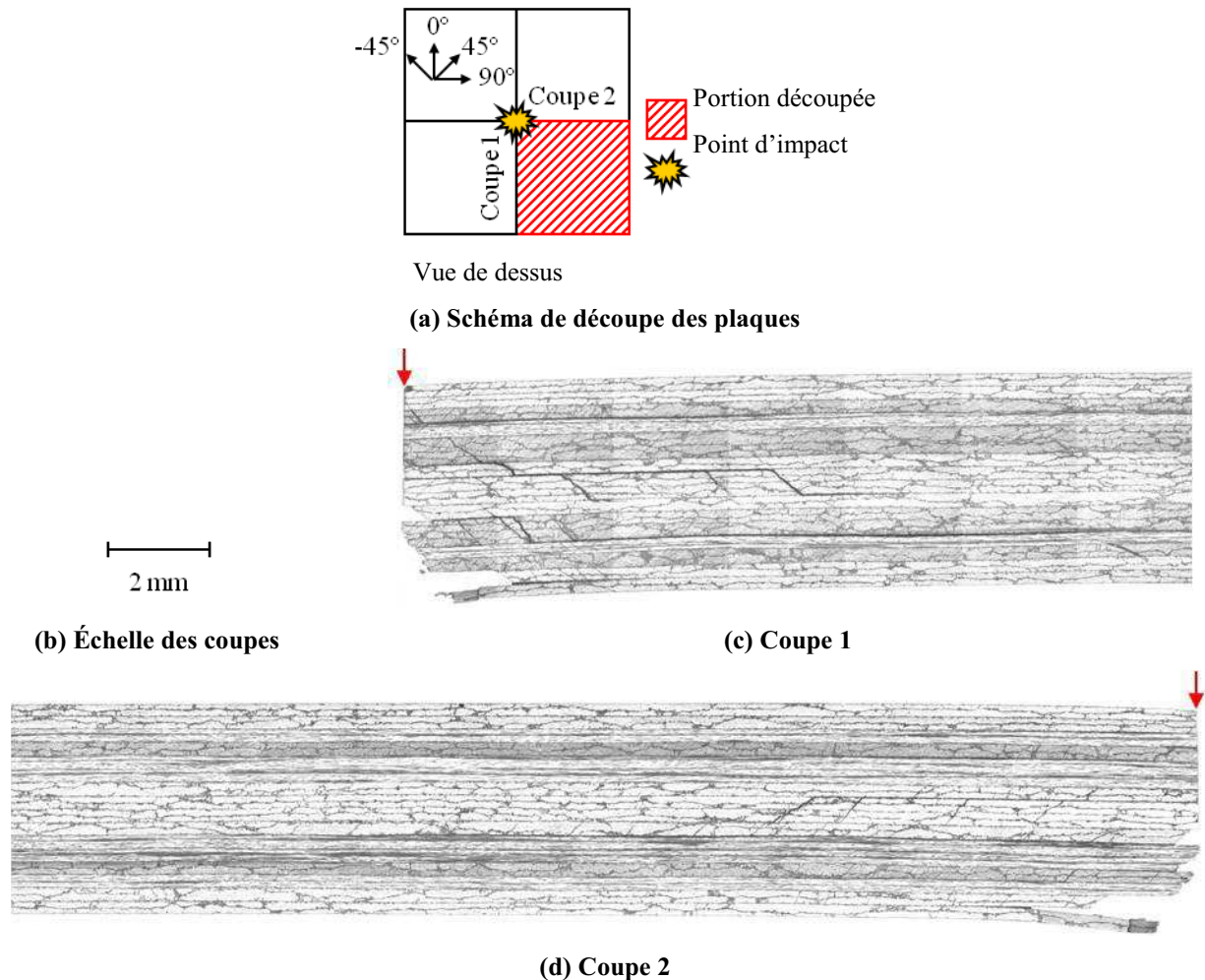


Figure 4.13. Micrographies des dommages induits par l'impact à 20 Joules sur l'empilement OR encastré. La flèche rouge indique le point d'impact.

Les profondeurs d'empreintes résiduelles et les aires projetées des dommages augmentent avec l'énergie d'impact (Figures 4.15 et 4.16). Le BVID minimal, à titre indicatif (la plaque est en effet peu représentative d'une structure industrielle de type panneau raidi, sur laquelle le BVID a été déterminé), est atteint pour les empilements QId et OR impactés à 28 Joules. L'empilement QId présente effectivement une aire projetée des dommages plus grande que dans le cas de l'empilement QI. En revanche, l'empilement OR présente une aire endommagée projetée légèrement plus faible.

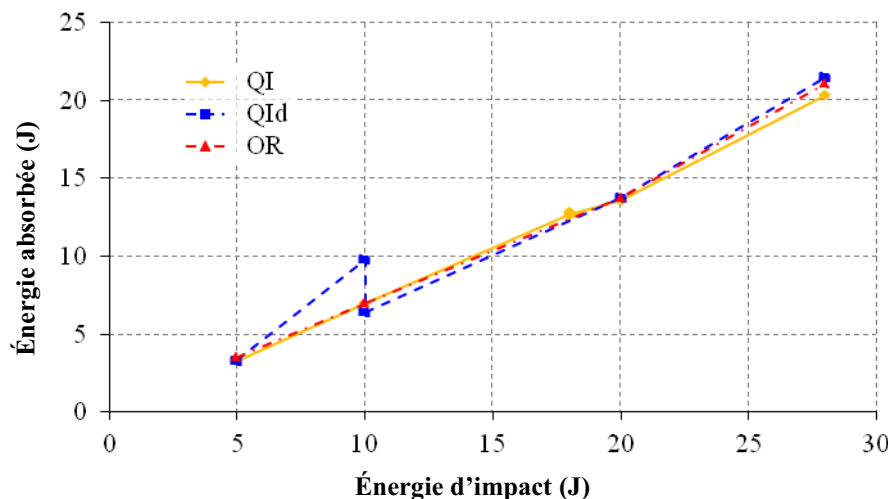


Figure 4.14. Évolution des énergies absorbées en fonction de l'énergie d'impact, pour les impacts uniques sur le montage d'encastrement

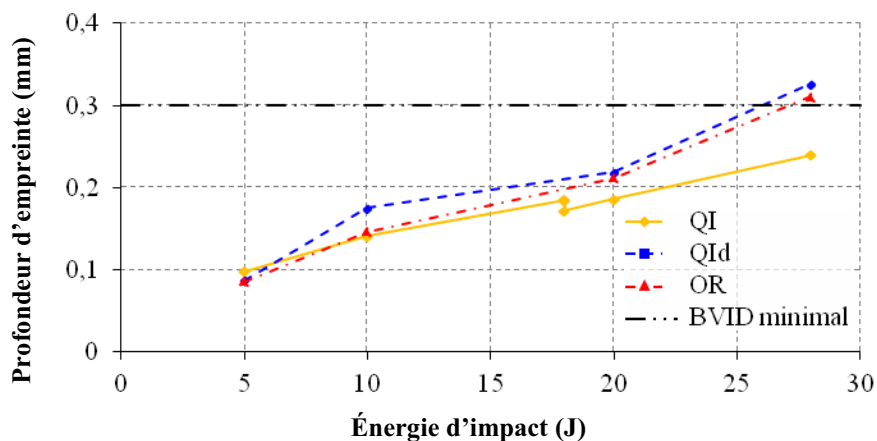


Figure 4.15. Évolution des profondeurs d'empreinte résiduelle en fonction de l'énergie d'impact, à l'issue des essais d'impact unique sur le montage d'encastrement

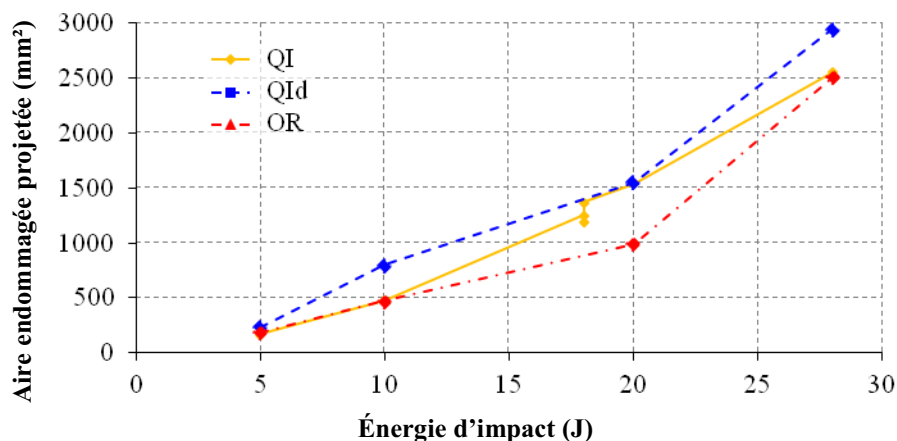


Figure 4.16. Évolution des aires projetées des dommages en fonction de l'énergie d'impact, à l'issue des essais d'impact unique sur le montage d'encastrement

Dans le cas de l'empilement QI encastéré, les spécimens impactés à 10 et 20 Joules et la première éprouvette impactée à 18 Joules ont été découpés pour une observation plus fine des dommages par microscopie optique (Figure 4.17 a, b et c). On constate que, plus l'énergie d'impact est grande, plus les fissures sont ouvertes et plus les dommages, notamment les fissures matricielles, se concentrent vers l'axe d'impact, dans l'épaisseur. Cela signifierait que plus l'énergie d'impact est grande (donc, ici, plus la vitesse d'impact est grande), moins

l'effet de la compression hydrostatique, sous l'impacteur, est important. La zone de compression hydrostatique située sous l'impacteur limite en effet l'endommagement, par incompressibilité de la matière. Cela semble signifier que plus l'énergie d'impact est grande, moins l'état de compression hydrostatique est établi et plus la compression hors plan devient prépondérante, par rapport aux compressions longitudinales et transverses. D'autre part, l'empilement QId semble avoir une marque résiduelle, tandis que les deux autres empilements montrent une flexion résiduelle.

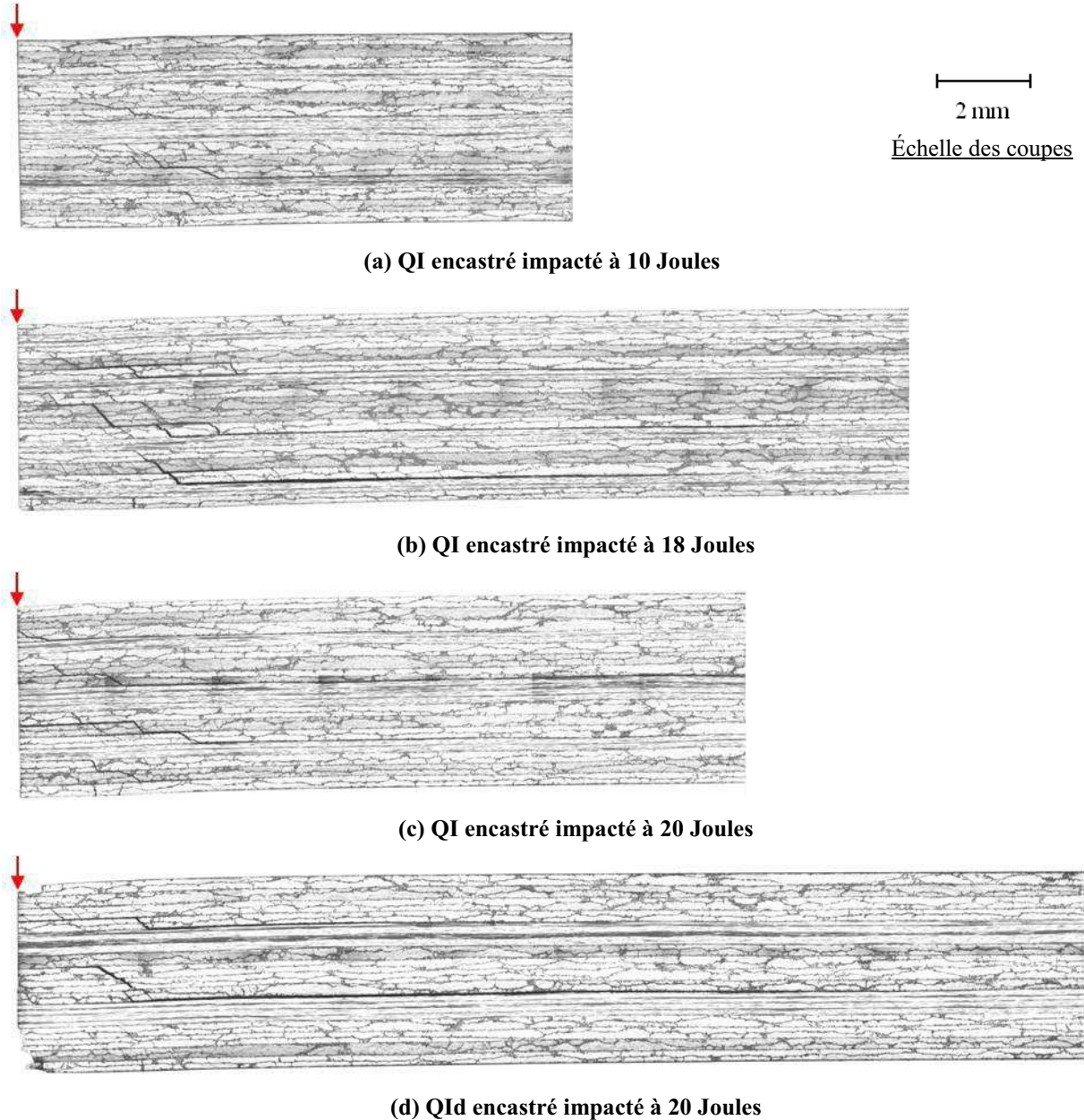


Figure 4.17. Micrographies (coupe 1) des dommages induits par impact de l'empilement QI encastré impacté à 10 Joules (a), 18 Joules (b) et 20 Joules (c) et de l'empilement QId encastré impacté à 20 Joules (d)

4.2.2. Analyse des essais d'impact unique sur le montage d'appui simple linéique

Trois essais d'impact unique à 10, 20 et 28 Joules, respectivement, ont été réalisés par type d'empilement, sur le montage d'appui simple linéique. Comme dans le cas du montage d'encastrement, le système anti-rebond n'a pas fonctionné pour l'essai d'impact à 10 Joules sur l'empilement QId (tentative 1). Cependant, la profondeur d'empreinte résiduelle et les dommages induits par ce premier impact ont cette fois été mesurés avant d'impacter à nouveau le spécimen à 10 Joules (tentative 2). Les mesures d'empreinte résiduelle et des dommages induits sont ensuite réitérées, après le second impact. Dans le cas de l'empilement QI impacté à 28 Joules, le système d'acquisition des mesures au cours de l'essai n'a pas fonctionné, c'est pourquoi les résultats globaux ne sont pas présentés pour ce cas-ci. Un récapitulatif des essais d'impact réalisés sur le montage d'appui simple linéique est donné dans le tableau 4.4.

Empilement	Énergie (J)	Force maximale (kN)
QI	10	6,2
	20	9,0
	28	Pas de mesure
QId	10	5,2 & 6,2
	20	8,7
	28	9,8
	28 (recentré)	10,0
OR	10	6,1
	20	9,2
	28	9,9
	28 (recentré)	10,3

Tableau 4.4. Récapitulatif des essais d'impact réalisés sur le montage d'appui simple linéique

Quel que soit l'empilement, les historiques des forces de contact montrent une augmentation de la force maximale de contact avec l'énergie d'impact (Figures 4.18 à 4.20). Les temps d'impact pour des énergies d'impact de 10 et 20 Joules sont proches mais ce temps est augmenté pour une énergie de 28 Joules, ce qui traduit une diminution significative de la raideur de la plaque. En effet, les modèles analytiques d'impact ont pu mettre en évidence la relation entre la raideur apparente de la plaque et le temps d'impact ou encore la force de contact [Davies, 2004]. Cette diminution de la raideur de la plaque est attribuée à la création de dommages au sein de la plaque, au cours de l'impact. Le seuil d'endommagement est situé aux alentours des 5 kN, pour les empilements QI et QId. Dans le cas de l'empilement OR, le seuil d'endommagement est estimé à 6 kN, à l'exception de l'impact à 28 Joules initial, où ce seuil est plus proche des 5 kN.

Concernant les déplacements, les valeurs maximales des déplacements du point d'impact comme du point opposé à l'impact, face non impactée, augmentent avec l'énergie (Figures 4.21 à 4.23). De même, les valeurs de ces déplacements à la fin de l'impact augmentent lorsque l'énergie augmente. L'énergie absorbée par la cible augmente avec l'énergie incidente. Cette croissance semble linéaire (Figure 4.24).

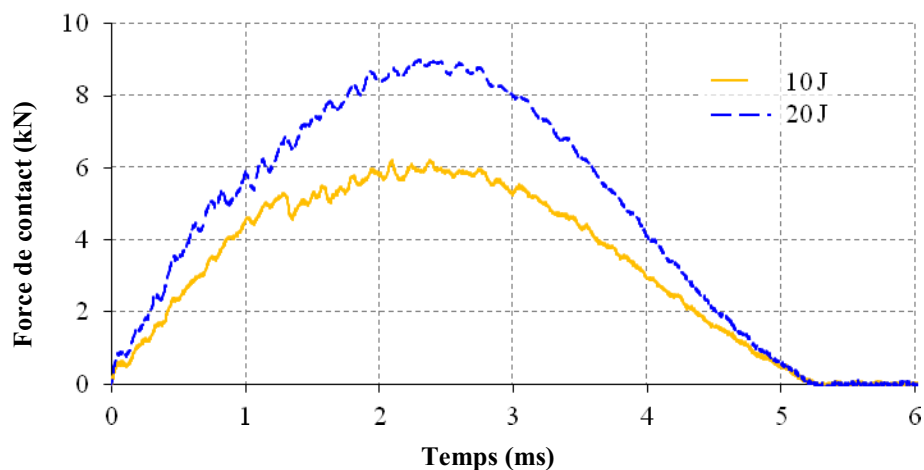


Figure 4.18. Historiques des forces de contact observés pour les impacts uniques sur l'empilement QI simplement appuyé

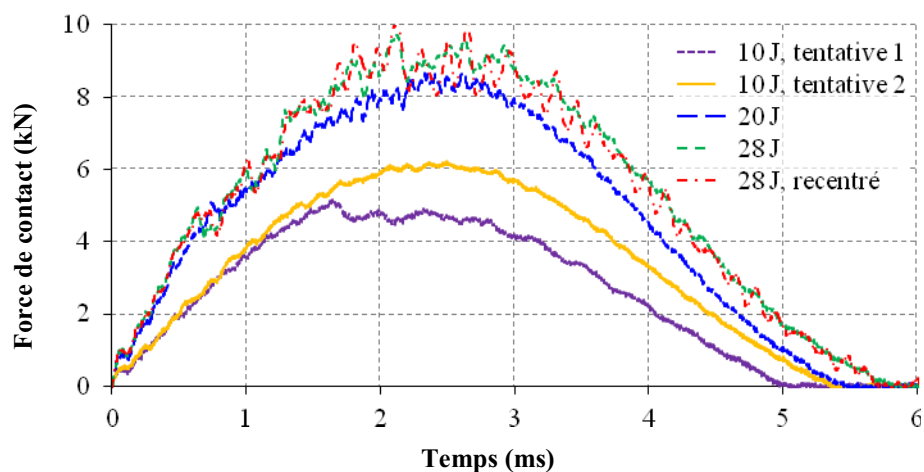


Figure 4.19. Historiques des forces de contact observés pour les impacts uniques sur l'empilement QId simplement appuyé

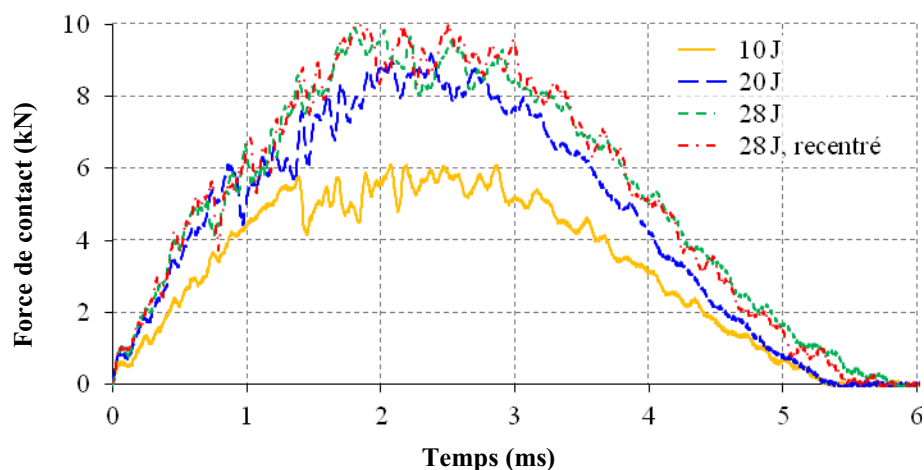


Figure 4.20. Historiques des forces de contact observés pour les impacts uniques sur l'empilement OR simplement appuyé

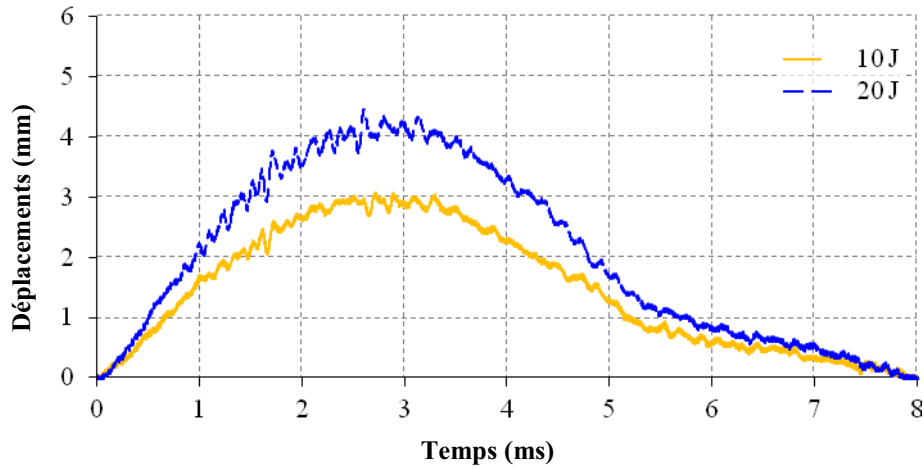


Figure 4.21. Historiques des déplacements axiaux du point opposé à l'impact, mesurés par triangulation laser (chapitre 2), pour les impacts uniques sur l'empilement QI simplement appuyé

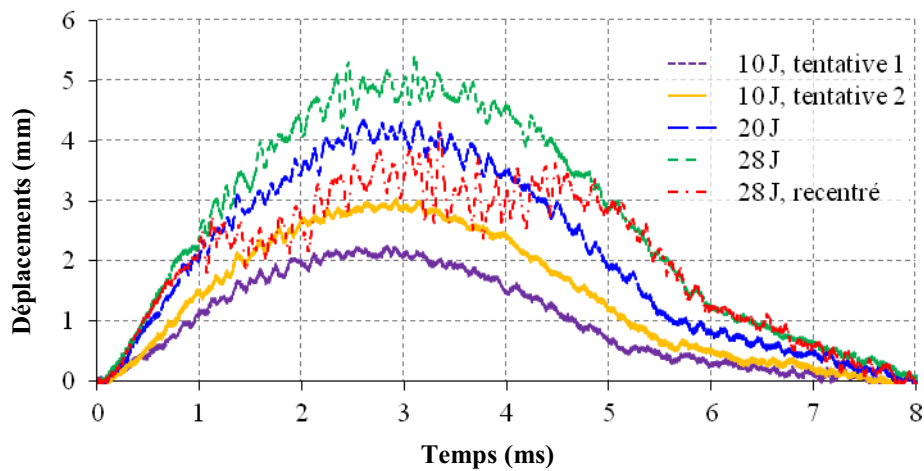


Figure 4.22. Historiques des déplacements axiaux du point opposé à l'impact, mesurés par triangulation laser (chapitre 2), pour les impacts uniques sur l'empilement QId simplement appuyé

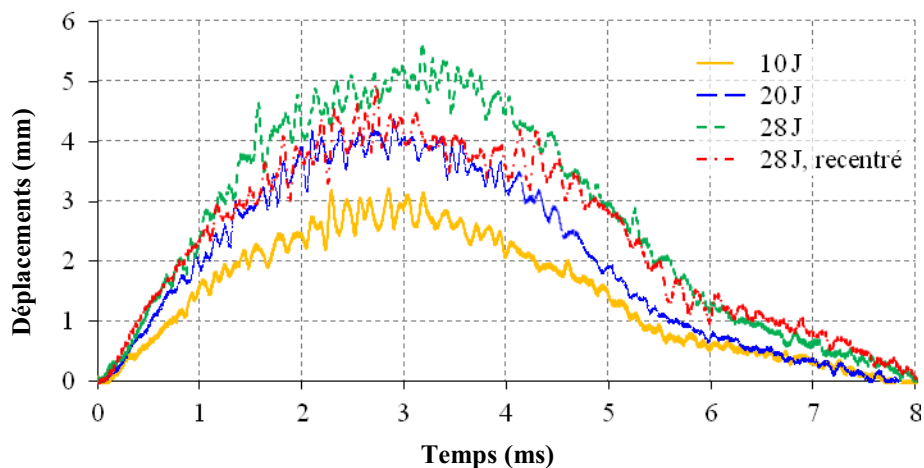


Figure 4.23. Historiques des déplacements axiaux du point opposé à l'impact, mesurés par triangulation laser (chapitre 2), pour les impacts uniques sur l'empilement OR simplement appuyé

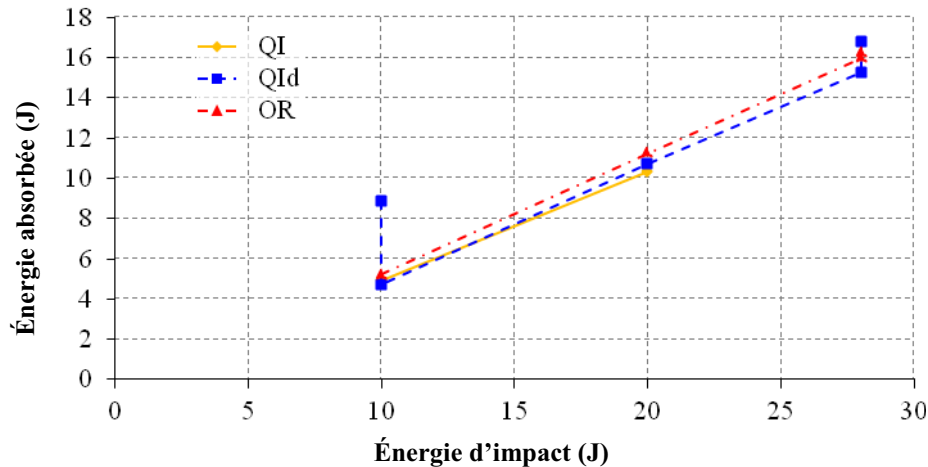


Figure 4.24. Évolution des énergies absorbées par les trois empilements en fonction de l'énergie d'impact, pour le montage d'appui simple linéique

Les profondeurs d'empreintes sont très proches (Figure 4.25). Leurs évolutions en fonction de l'énergie d'impact sont similaires, à l'exception de l'empilement QId qui semble avoir une évolution linéaire, tandis que les deux autres empilements semblent tendre vers une saturation, pour la gamme d'énergies d'impact considérée. L'aire projetée des dommages semble croître fortement, de manière non linéaire, avec l'énergie d'impact, pour la gamme considérée (Figure 4.26). L'aire endommagée projetée ne correspond pas à l'aire endommagée totale, ce qui pourrait expliquer ces différences de comportement. En effet, dans les simulations présentées au chapitre précédent, l'aire totale peut varier d'une configuration à une autre (empilement, loi de comportement des plis...) alors que l'indicateur aire endommagée projetée peut être significativement différente, surtout si une interface a beaucoup plus délaminé que les autres, comme cela semble être le cas à 28 Joules.

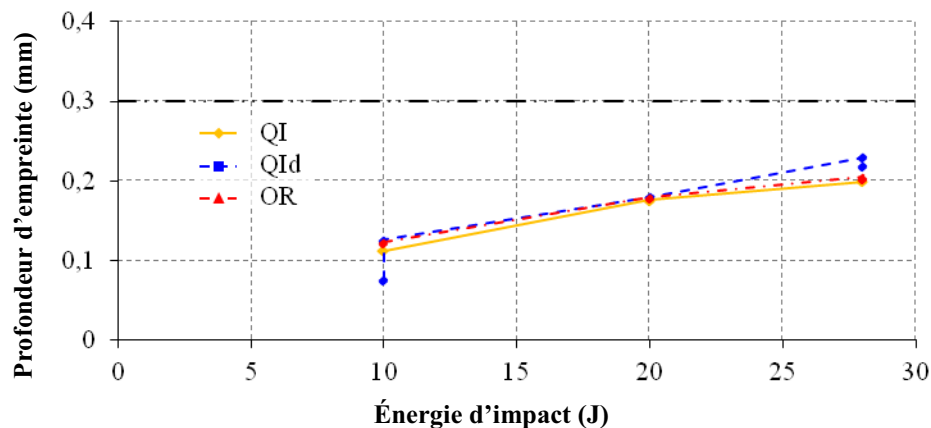


Figure 4.25. Évolution des profondeurs d'empreinte résiduelle en fonction de l'énergie d'impact, pour le montage d'appui simple linéique

Dans le cas des impacts à 28 Joules sur le montage d'appui simple linéique, une direction préférentielle de propagation des dommages à la gauche de la plaque est observée pour tous les empilements (Figure 4.27 en haut). L'hypothèse est faite que cette propagation d'un côté plutôt que de l'autre est dû à un léger décentrage du montage par rapport au point d'impact. Des essais à 28 Joules sont donc réalisés pour les empilements QId et OR sur le montage d'appui simple linéique, où l'impacteur est recentré sur la plaque. Ce recentrage n'a cependant pas d'effet sur la dissymétrie des dommages observés, dans le cas de l'empilement OR (Figure 4.27 en bas, à droite). En revanche, cette dissymétrie est accentuée sur l'empilement QId dans le cas de l'impact à 28 Joules recentré (Figure 4.27 en bas, à gauche).

Ce départ préférentiel pourrait donc être dû à un impacteur légèrement en biais par rapport au plan du stratifié.

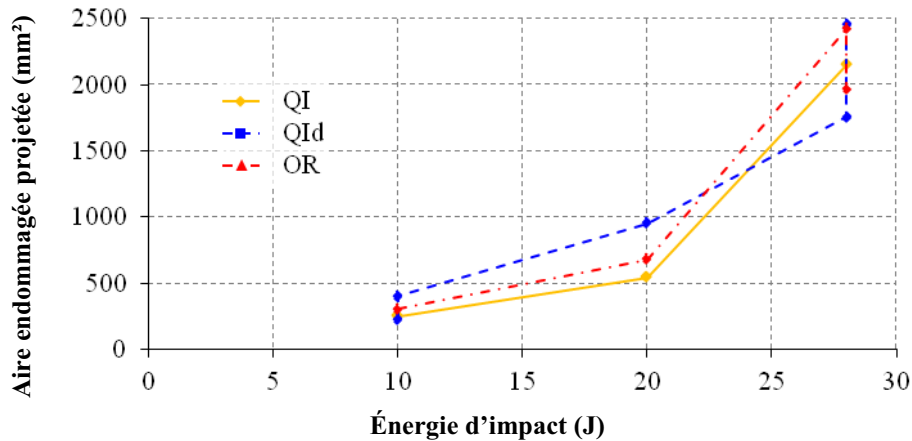
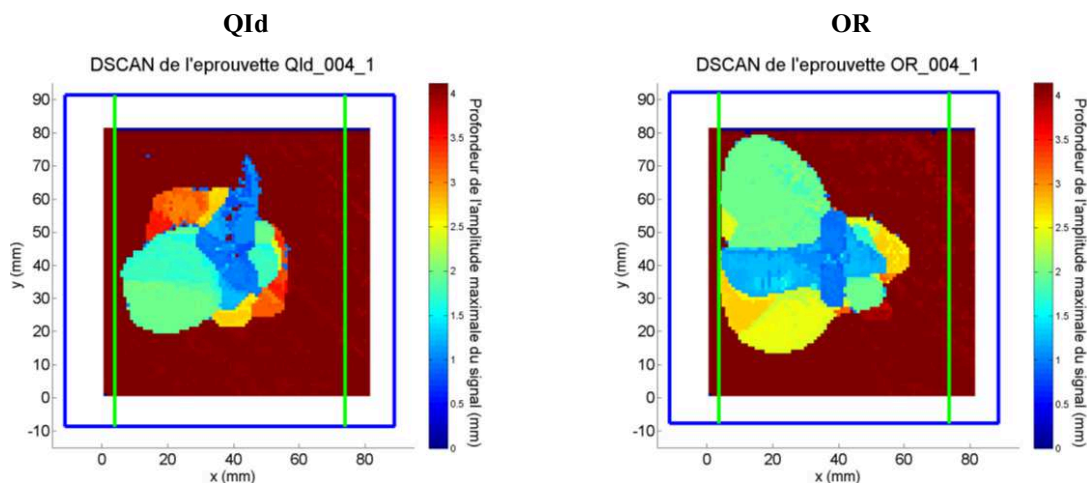
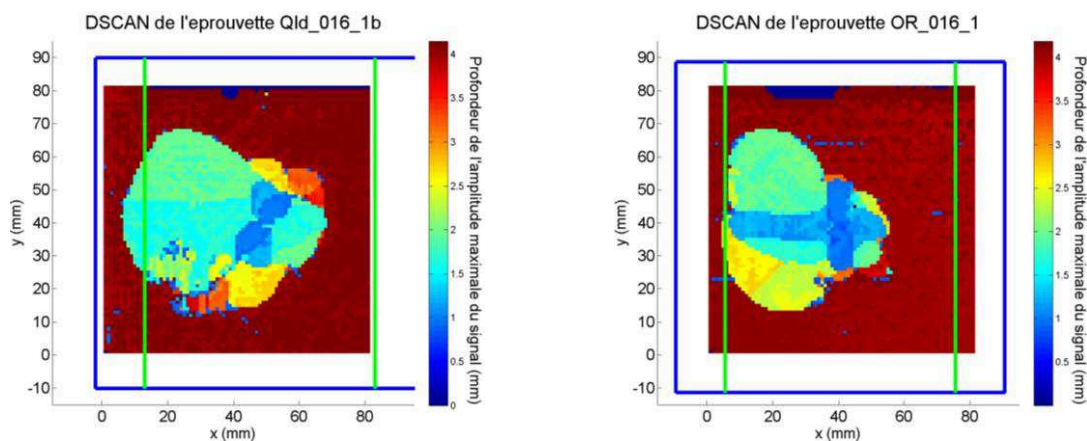


Figure 4.26. Évolution des aires projetées des dommages en fonction de l'énergie d'impact, pour le montage d'appui simple linéique



(a) Sans recentrage de l'impacteur



(b) Avec recentrage de l'impacteur

Figure 4.27. D-scans des empilements QId et OR impactés à 28 Joules, dans la configuration initiale (a) et avec recentrage de l'impacteur sur la plaque (b)

Les empilements QI et OR impactés à 10 et 20 Joules, ainsi que l'empilement QId impacté à 20 Joules, sont découpés pour une observation plus fine des dommages par

microscopie optique. L'analyse de ces micrographies amène aux mêmes conclusions que celles faites pour le montage d'encastrement.

4.3. Réalisation et analyse des essais d'indentation sur les empilements choisis pour les deux montages définis

Afin de vérifier l'analogie entre dommages d'impact et dommages induits par une sollicitation quasi-statique hors plan du stratifié, des essais d'indentation sont réalisés. A partir des forces maximales mesurées lors des essais d'impact, des consignes en force maximale d'indentation sont déterminées. Les forces de consigne ne correspondent pas exactement aux forces maximales d'impact afin de pouvoir comparer les empilements et les montages entre eux, pour la sollicitation quasi-statique d'indentation (les mêmes forces maximales de consigne sont ainsi imposées à tous les empilements). Au cours de l'essai, la vitesse de déplacement de la traverse est fixée à une vitesse intermédiaire de la gamme de vitesse de l'appareil (0,6 mm/min, soit 10^{-5} m/s – la vitesse des impacts à basse vitesse et à faible énergie est de l'ordre du mètre par seconde). Cette vitesse est maintenue constante, jusqu'à atteindre la force maximale de consigne. Le sens de déplacement de la traverse est alors inversé et le retour du poinçon se fait à la même vitesse.

4.3.1. Analyse des résultats obtenus en indentation sur le montage d'encastrement

Pour le montage d'encastrement, les forces maximales de consigne sont initialement fixées à 5, 8 et 10 kN. Pour l'empilement QI, deux essais à 7,3 kN sont ajoutés, où la force maximale de consigne correspond exactement à la force maximale mesurée au cours de l'essai d'impact à 10 Joules sur l'empilement QI encasté. L'essai à 10 kN pour cet empilement est réalisé à trois reprises avec trois vitesses différentes (10^{-2} , 10^{-5} et 10^{-7} m/s) pour mettre en évidence des éventuels effets de la vitesse de chargement. L'ensemble des essais d'indentation réalisés est synthétisé dans le tableau 4.5.

Empilement	Énergie (J)	Force maximale (kN)
QI	3	5,0
	9	7,3
	11	8,0
	16 (fluage)	10,0
	16 (10^{-2} m/s)	10,0
	17	10,0
	17 (10^{-7} m/s)	10,0
QId	4	5,0
	11	8,0
	17	10,0
OR	5	8,0
	12	5,0
	17	10,0

Tableau 4.5. Récapitulatif des essais d'indentation réalisés sur le montage d'encastrement

Du fait de l'asservissement du poinçon, la consigne est triangulaire. C'est pourquoi les historiques des forces de contact mesurées sur l'impacteur sont également triangulaires (Figure 4.28). Sur les historiques des forces de contact, un décrochage de la force de contact, aux alentours de 5 kN, comme en impact, est observé vers les 100 secondes. Pour les empilements OR indentés à 5 et 8 kN, ce décrochage survient aux alentours des 4 kN, contre

environ 6 kN en impact. Ce décrochage peut être considéré comme le seuil d'endommagement, pour l'essai d'indentation.

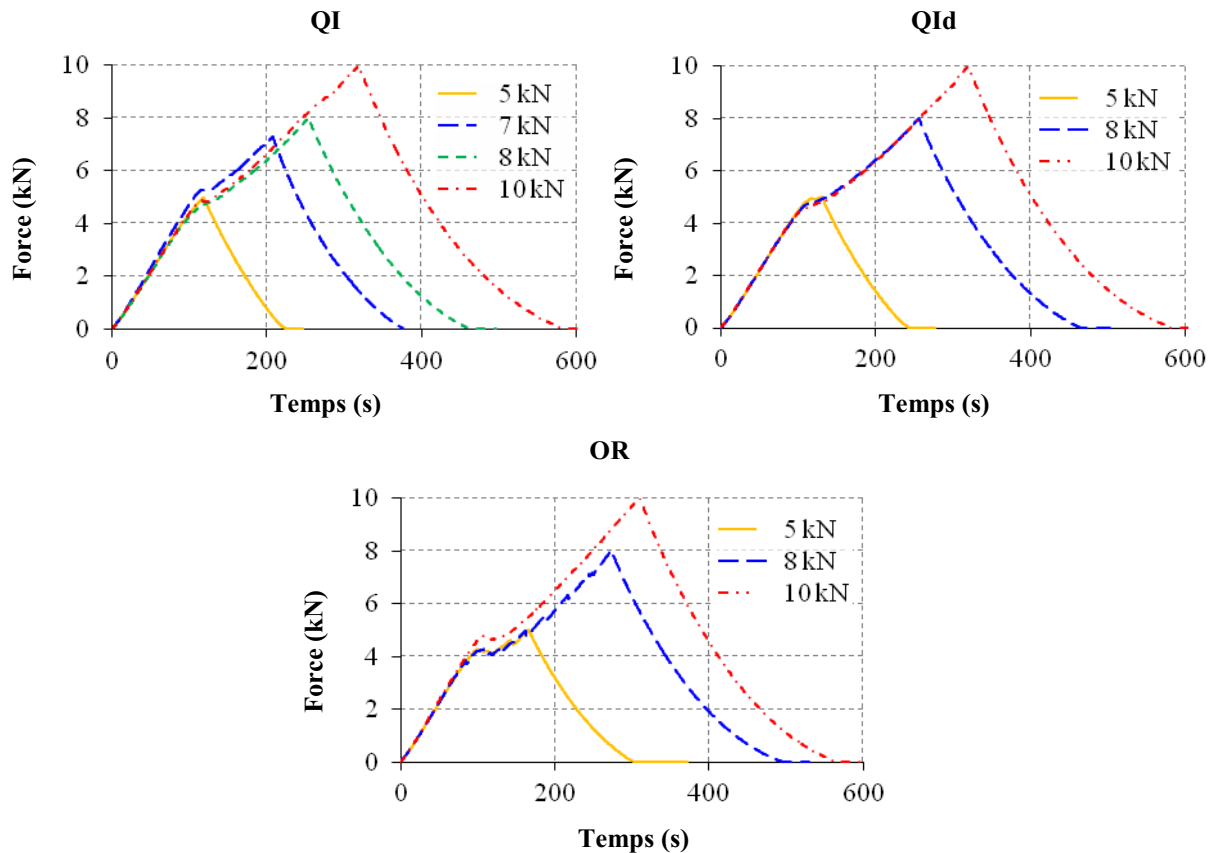


Figure 4.28. Historiques des forces de contact des essais d'indentation sur le montage d'encastrement

Les déplacements maximaux du point de contact et du point opposé augmentent lorsque la force maximale de consigne, donc l'énergie maximale transmise à la plaque, augmente. Les historiques des déplacements du point opposé au contact présentent une légère inflexion au début de la descente du poinçon sur la plaque. Le tracé de la différence entre les déplacements axiaux du poinçon et ceux mesurés sur la face opposée au poinçonnement met en évidence l'écrasement dans l'épaisseur lié au contact (Figure 4.29). Une forte non linéarité survient au même instant que le décrochage de la force de contact, ce qui semble indiquer un changement de comportement important.

L'énergie absorbée, calculée *a posteriori* par intégration (méthode des trapèzes) de la force de contact en fonction des déplacements axiaux du poinçon, augmente avec la force maximale de contact, donc avec l'énergie maximale transmise à la plaque (Figure 4.30). Cette croissance semble linéaire, quel que soit l'empilement.

Pendant les essais d'indentation, l'émission acoustique permet de suivre l'évolution de l'endommagement en fonction de la force appliquée sur la plaque, en cumulant les énergies acoustiques de chaque événement (Figure 4.31). Globalement, le niveau d'endommagement augmente avec l'énergie maximale transmise à la plaque. Seul l'empilement OR indenté à 8 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 12 Joules, présente un niveau de dommages plus importants que dans le cas de l'empilement OR indenté à 10 kN, soit une énergie maximale transmise de 17 Joules.

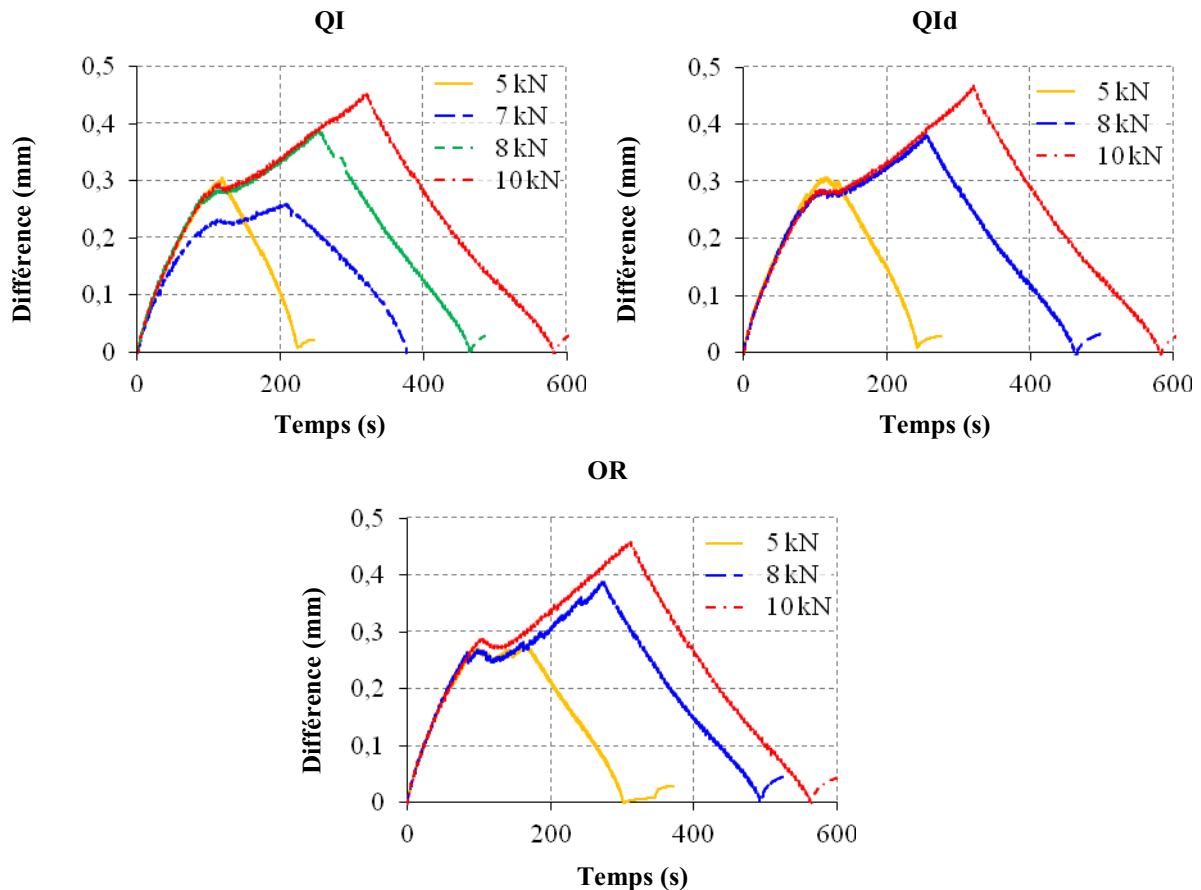


Figure 4.29. Évolutions temporelles des différences des déplacements axiaux du point de contact et du point opposé au contact dans les essais d'indentation sur montage encastré

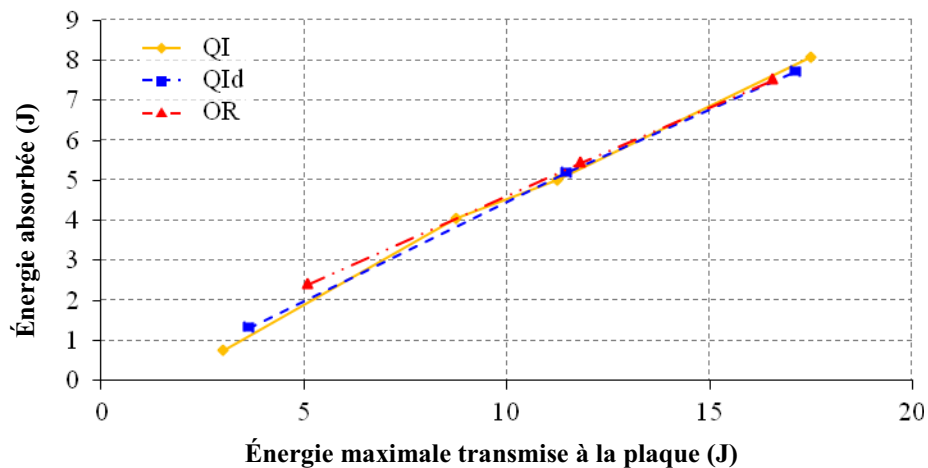


Figure 4.30. Évolution de l'énergie absorbée par la plaque en fonction de l'énergie maximale qui lui est transmise, pour le montage d'encastrement

Les courbes de l'énergie cumulée en fonction de la force appliquée mettent en évidence un retard des dommages. En effet, on constate que, peu après le début de la remontée du poinçon, alors que la force de contact commence à diminuer, les derniers événements très énergétiques surviennent. Les événements suivants sont de faibles énergies et pourraient être liés à des frottements des lèvres de fissures. Afin de vérifier ce possible retard de l'endommagement, un essai de fluage en indentation hors plan est réalisé sur l'empilement QI, où le déplacement du poinçon est maintenu constant pendant 1000 secondes lorsque la force maximale de consigne, de 10 kN, est atteinte (Figure 4.32). Cet essai montre que des

événements acoustiques d'énergie importante ont encore lieu, ce qui semble induire une décroissance de la force de contact. Cela peut alors indiquer des endommagements tardifs.

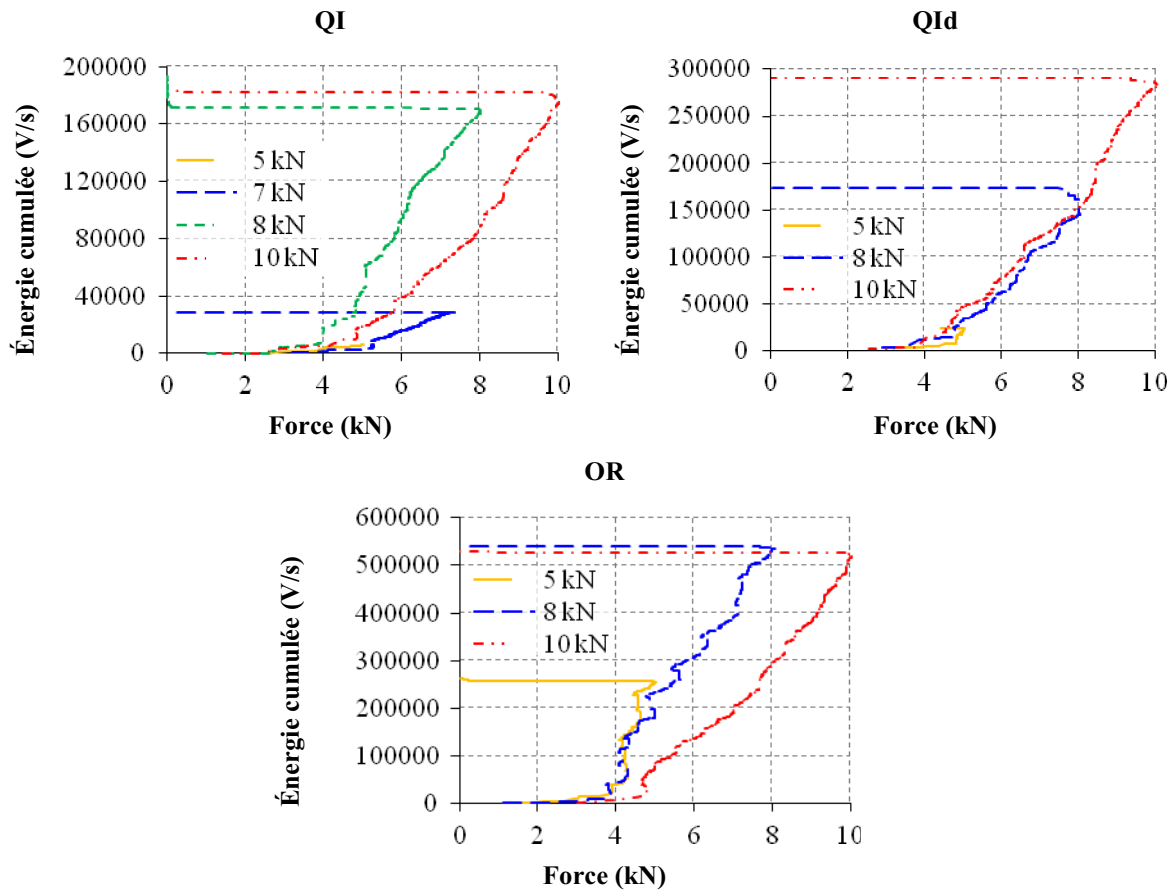


Figure 4.31. Évolution des énergies acoustiques cumulées en fonction des forces de contact pour les essais d'indentation sur le montage d'encastrement

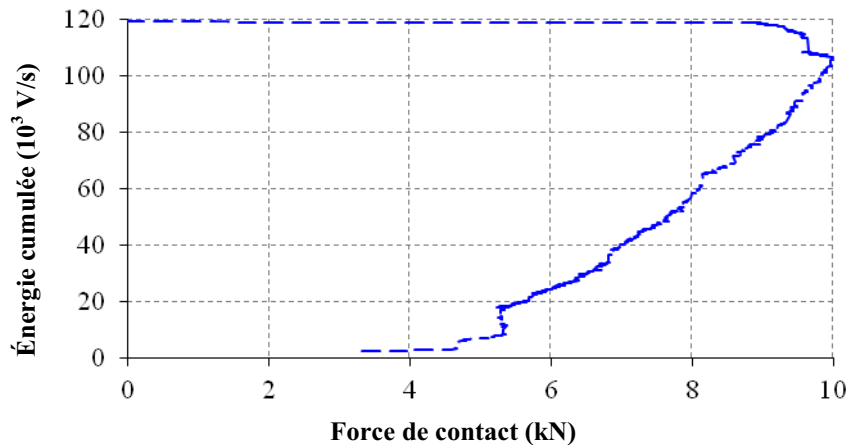


Figure 4.32. Évolutions de l'énergie acoustique cumulée en fonction de la force de contact pour l'essai de fluage sur l'empilement QI encastéré

Les profondeurs des empreintes résiduelles augmentent avec la force maximale de contact (Figure 4.33a). Ces profondeurs ont des valeurs proches, entre les empilements, pour les valeurs les plus importantes de la force maximale de contact. De même, les aires endommagées croissent avec la force de contact (Figure 4.33b).

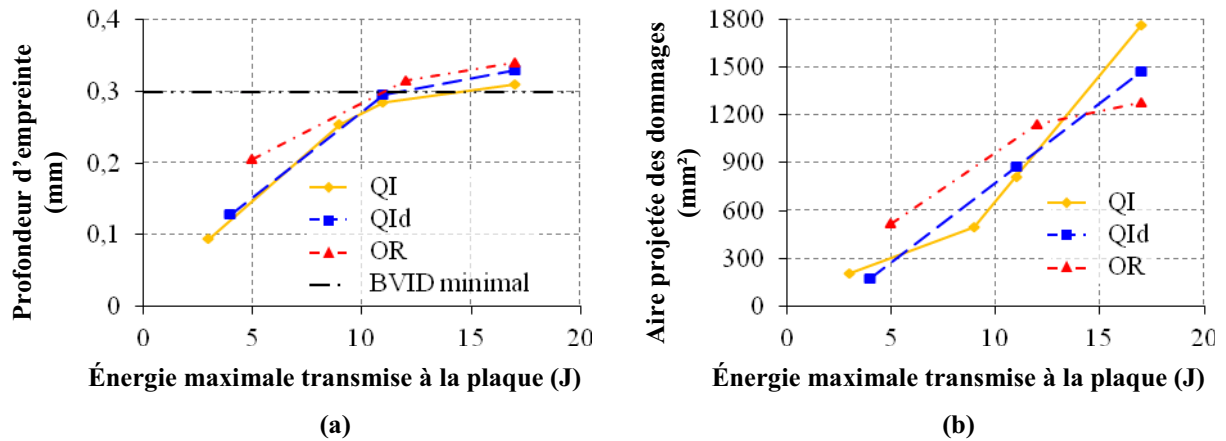


Figure 4.33. Évolutions des profondeurs d'empreinte résiduelle (a) et des aires projetées des dommages (b) pour les essais d'indentation sur le montage d'encastrement

L'empilement OR semble atteindre une saturation de l'indicateur aire projetée des dommages. Cependant, le scan par ultrasons en immersion indique que la zone libre de l'encastrement, située dans le cercle vert sur le D-scan, n'est pas complètement endommagée (Figure 4.34). Il s'agit donc peut-être d'un effet de la projection des dommages : le délaminage a sans doute augmenté dans l'ensemble des interfaces mais cette croissance est masquée par les interfaces qui ont le plus délaminé.

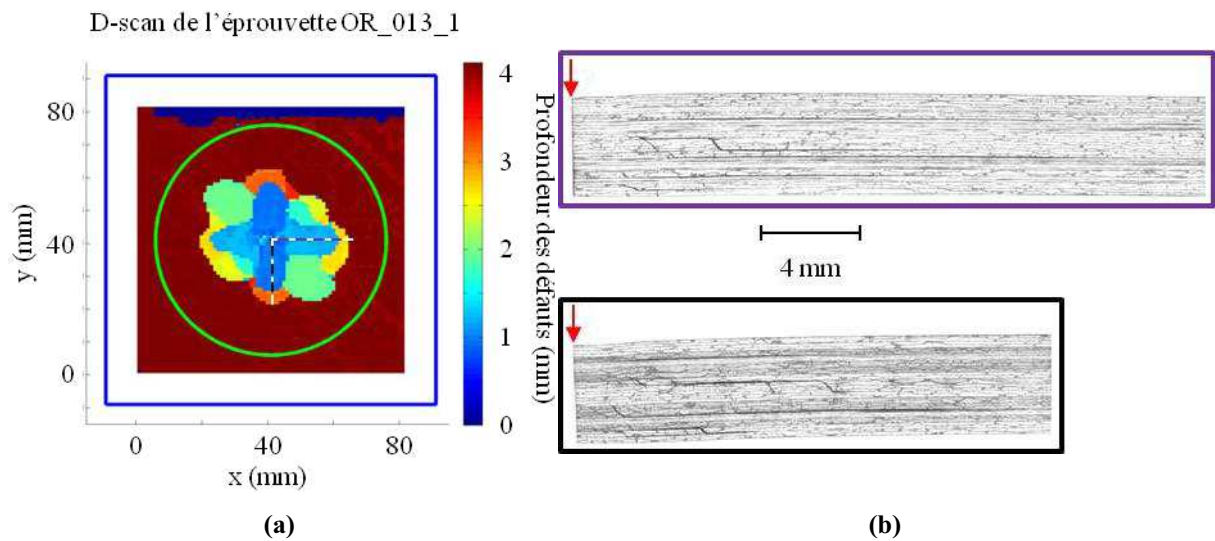


Figure 4.34. D-scan (a) et micrographies (b) de l'empilement OR encastré indenté à 10 kN

Afin d'avoir une idée des effets de la vitesse du chargement sur l'endommagement et la profondeur d'empreinte résiduelle, deux empilements QI sont à nouveau sollicités à 10 kN, avec deux vitesses supplémentaires de déplacement du poinçon, différentes de la vitesse initiale (10^{-5} m/s) et inférieures à la vitesse d'impact, de l'ordre du mètre par seconde. Le décrochage de la force de contact est plus marqué dans l'essai à 10^{-5} m/s que dans l'essai à 10^{-7} m/s (Figure 4.35). À la vitesse de 10^{-2} m/s, l'historique de force ressemble à une courbe de fluage. La consigne imposée à cette vitesse ressemble en effet plus à un fluage qu'à une consigne en triangle. Les courbes forces / déplacements montrent d'ailleurs des comportements très différents entre les vitesses les plus faibles et la vitesse la plus rapide (Figure 4.36).

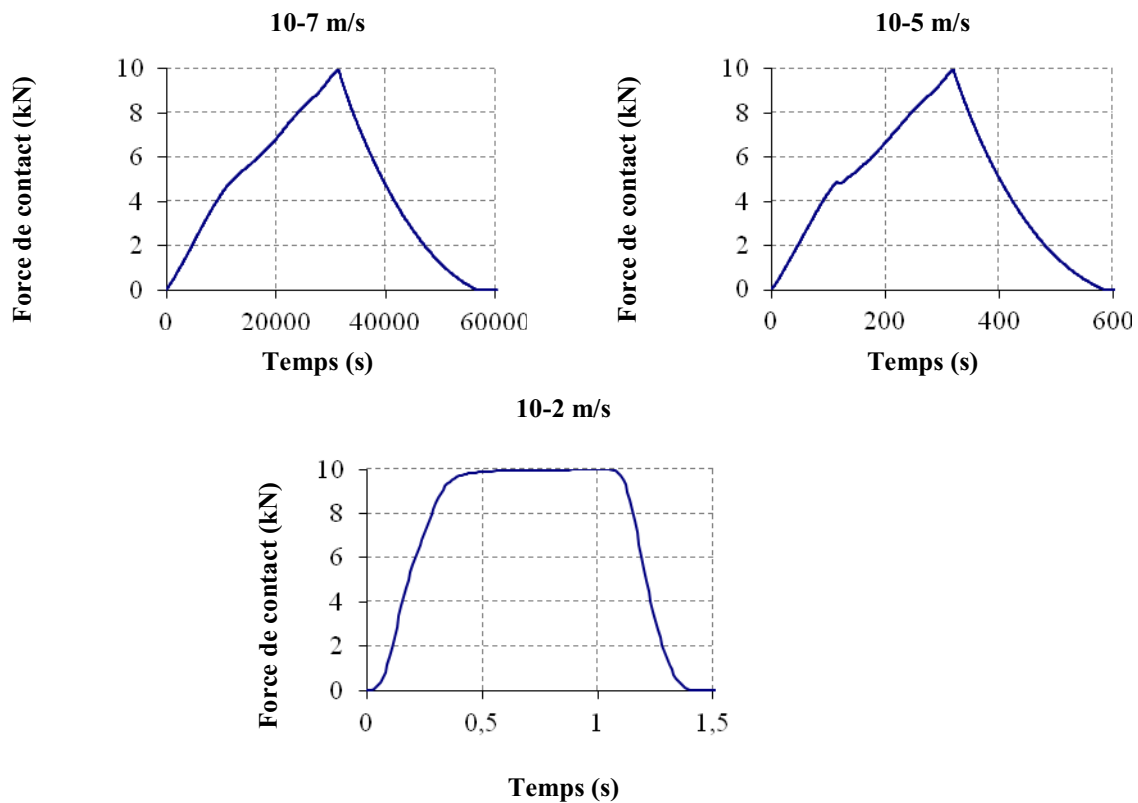


Figure 4.35. Historiques des forces de contact des essais d'indentation à 10 kN, soit une énergie transmise maximale de 17 Joules, sur l'empilement QI encastré, selon la vitesse de déplacement du poinçon

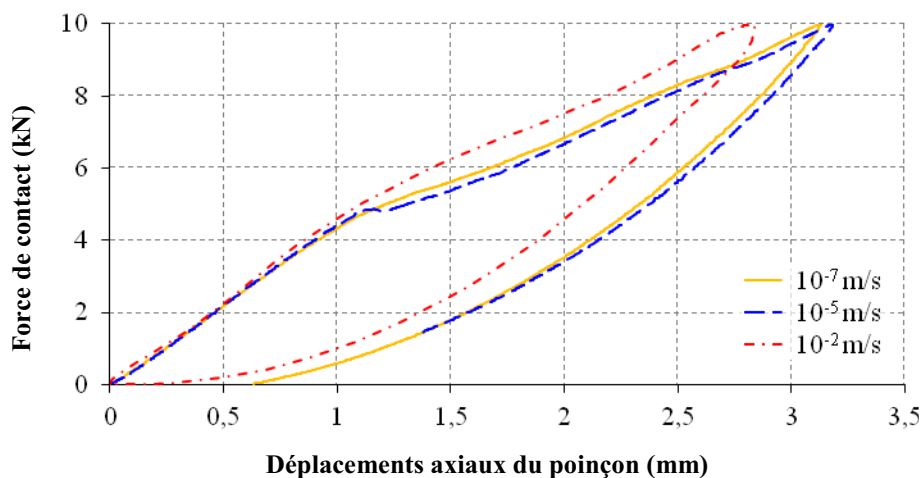


Figure 4.36. Courbes force – déplacements des empilements QI encastrés indentés à 10 kN (17 J), selon la vitesse de déplacement du poinçon

L'énergie absorbée, la profondeur d'empreinte résiduelle, l'aire projetée des dommages et l'énergie acoustique cumulée diminuent lorsque la vitesse de chargement augmente (Figures 4.37 à 4.39). Cela signifierait que plus la vitesse de chargement est lente, plus la plaque a le temps de s'endommager. Les mécanismes visqueux semblent plus actifs également, puisque la profondeur d'empreinte résiduelle est plus grande.

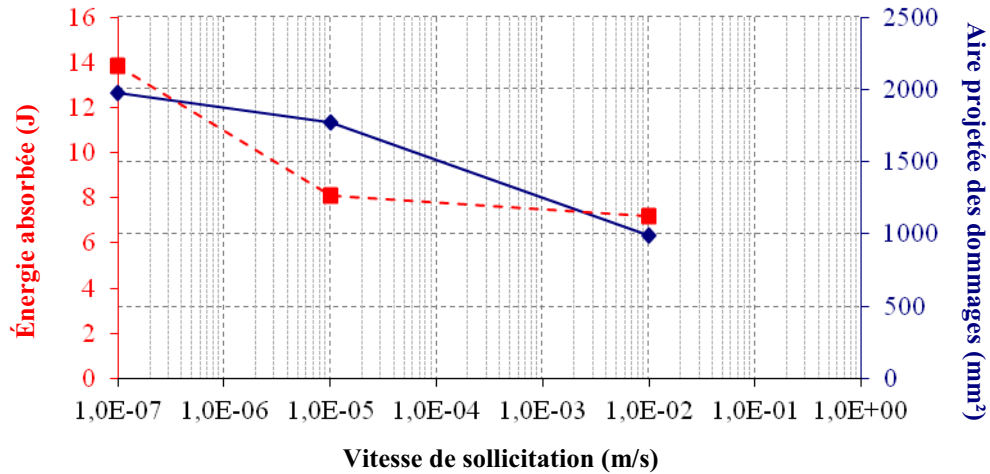


Figure 4.37. Évolutions de l'énergie absorbée et de l'aire projetée des dommages en fonction de la vitesse de sollicitation, dans le cas de l'empilement QI indenté à 10 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 17 Joules

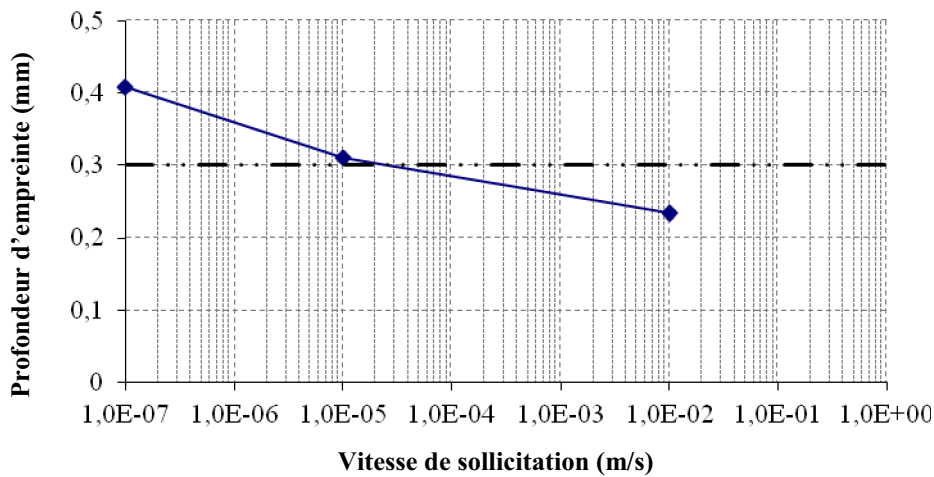


Figure 4.38. Évolution de la profondeur d'empreinte résiduelle en fonction de la vitesse de sollicitation, dans le cas de l'empilement QI indenté à 10 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 17 Joules

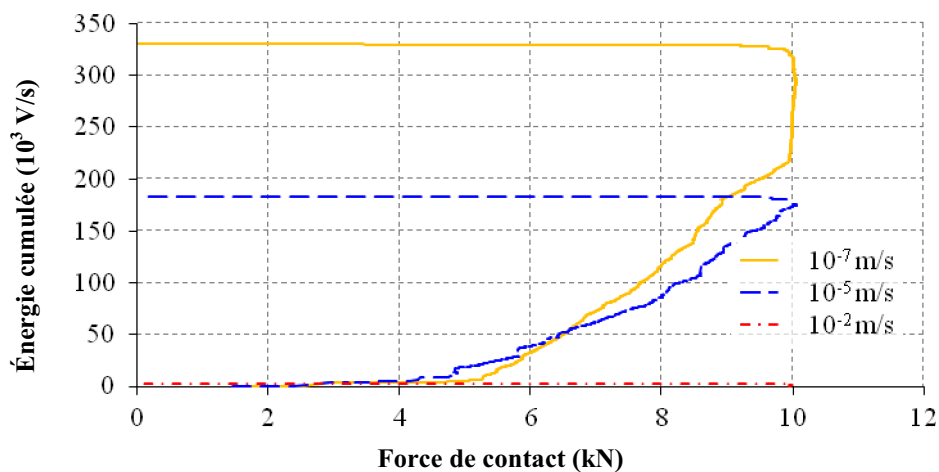


Figure 4.39. Évolutions de l'énergie absorbée, de l'aire projetée des dommages et de la profondeur d'empreinte résiduelle en fonction de la vitesse de sollicitation, dans le cas de l'empilement QI indenté à 10 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 17 Joules

4.3.2. Analyse des résultats obtenus en indentation sur le montage d'appui simple linéique

Pour le montage d'appui simple linéique, les forces maximales de contact sont initialement imposées à 5, 8 et 10 kN, comme dans le cas du montage d'encastrement. La valeur de 10 kN est proche des forces maximales mesurées lors des essais d'impact à 28 Joules sur le montage d'appui simple linéique. Cependant, l'éprouvette OR rompt en indentation avant d'atteindre cette charge. Les valeurs des forces maximales consignes en indentation, pour le montage d'appui simple linéique, sont donc revues à 6 kN, 7,5 kN et 9 kN. Le tableau 4.6 récapitule l'ensemble des essais d'indentation réalisés sur ce montage.

Empilement	Énergie (J)	Force maximale (kN)
QI	9	6,0
	14	7,5
	21	9,0
QId	9	6,0
	15	7,5
	21	9,0
OR	10	6,0
	14	7,5
	31	9,0

Tableau 4.6. Récapitulatif des essais d'indentation réalisés sur le montage d'appui simple linéique

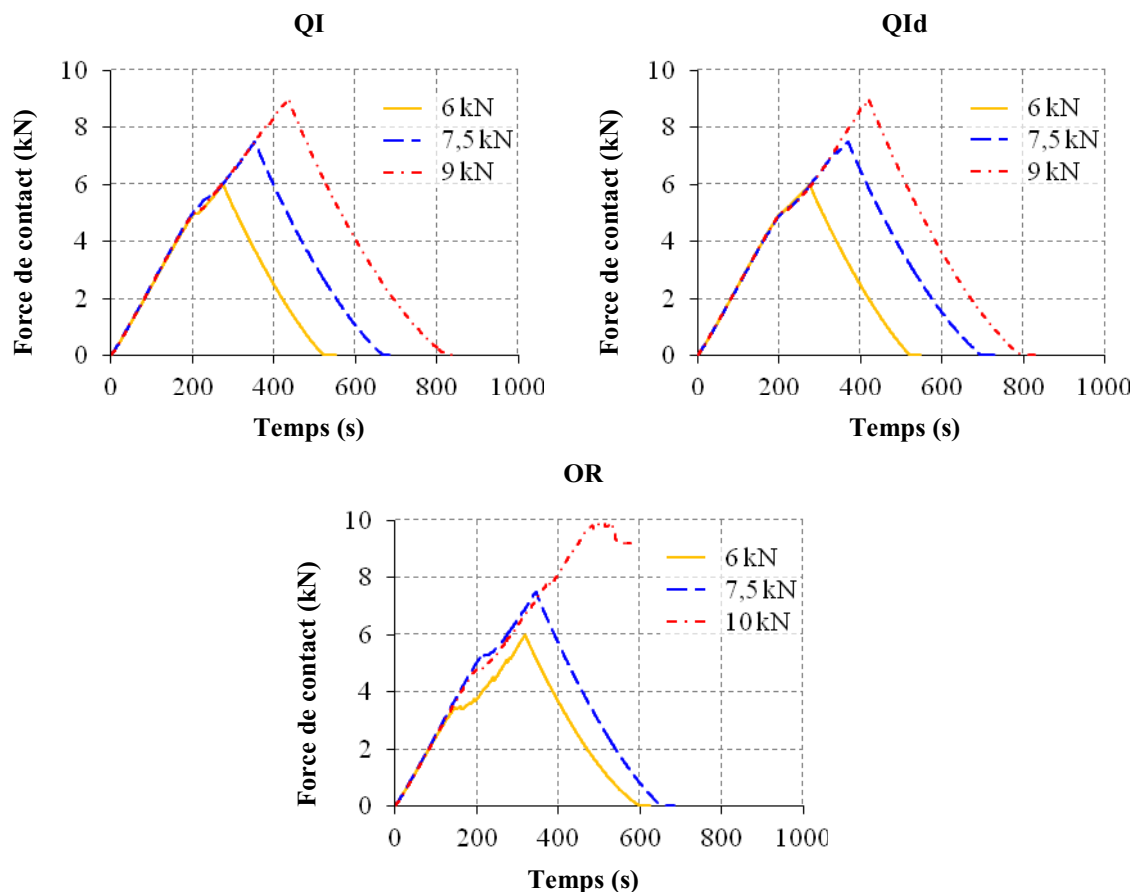


Figure 4.40. Historique des forces de contact dans le cas des essais d'indentation sur le montage d'appui simple linéique

Le déplacement imposé étant triangulaire, la force de contact l'est aussi dans la phase linéaire (Figure 4.40). Les historiques des forces de contact présentent un décrochage autour de 5 kN pour les empilements QI et QId, comme en impact, ainsi que pour l'empilement OR indented à 7,5 kN. L'empilement OR indented à 6 kN présente en revanche un décrochage plus faible, vers 4 kN, contre environ 6 kN en impact.

Comme pour le montage d'encastrement, les déplacements maximaux et l'énergie absorbée augmentent avec la force de contact, donc avec l'énergie maximale transmise à la plaque (Figure 4.41). L'augmentation de l'énergie absorbée semble être linéaire pour l'empilement QI, alors que l'empilement QId semble atteindre un palier.

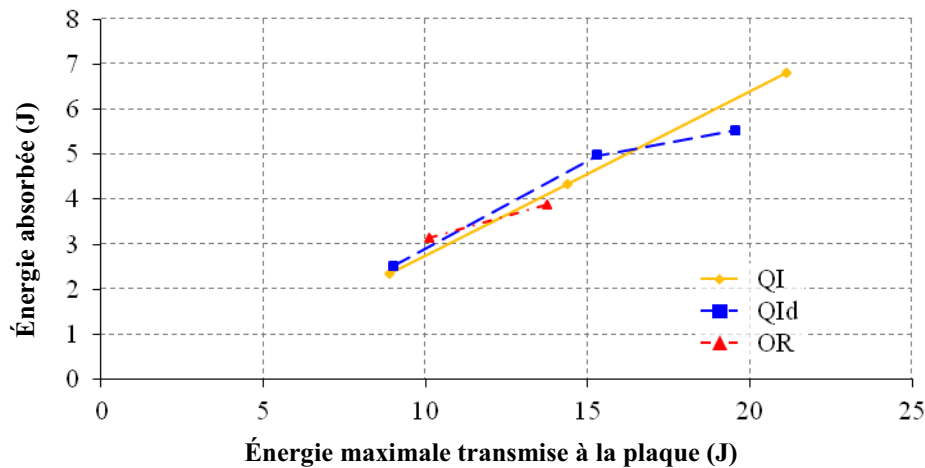


Figure 4.41. Évolution de l'énergie absorbée par la plaque en fonction de l'énergie maximale qui lui a été transmise, dans le cas des essais d'indentation sur le montage d'appui simple linéique

L'émission acoustique montre que l'augmentation de la force maximale de contact n'entraîne pas nécessairement une augmentation de l'énergie cumulée, pour le montage d'appui simple linéique (Figure 4.42). Pour l'empilement QId, l'essai à 7,5 kN crée plus d'endommagement que l'essai à 9 kN. De même, pour l'empilement OR, l'essai à 6 kN crée plus d'endommagement qu'à 7,5 kN.

On observe sur les courbes d'évolution de l'énergie acoustique cumulée en fonction de la force de contact des endommagements tardifs, comme en encastrement. En effet, des événements de forte énergie acoustique ont encore lieu alors que la force de contact a commencé à diminuer. Ensuite, ces endommagements sont remplacés par des événements acoustiques de faible énergie, qui doivent correspondre aux frottements des lèvres des fissures créées, qui sont en train de se refermer.

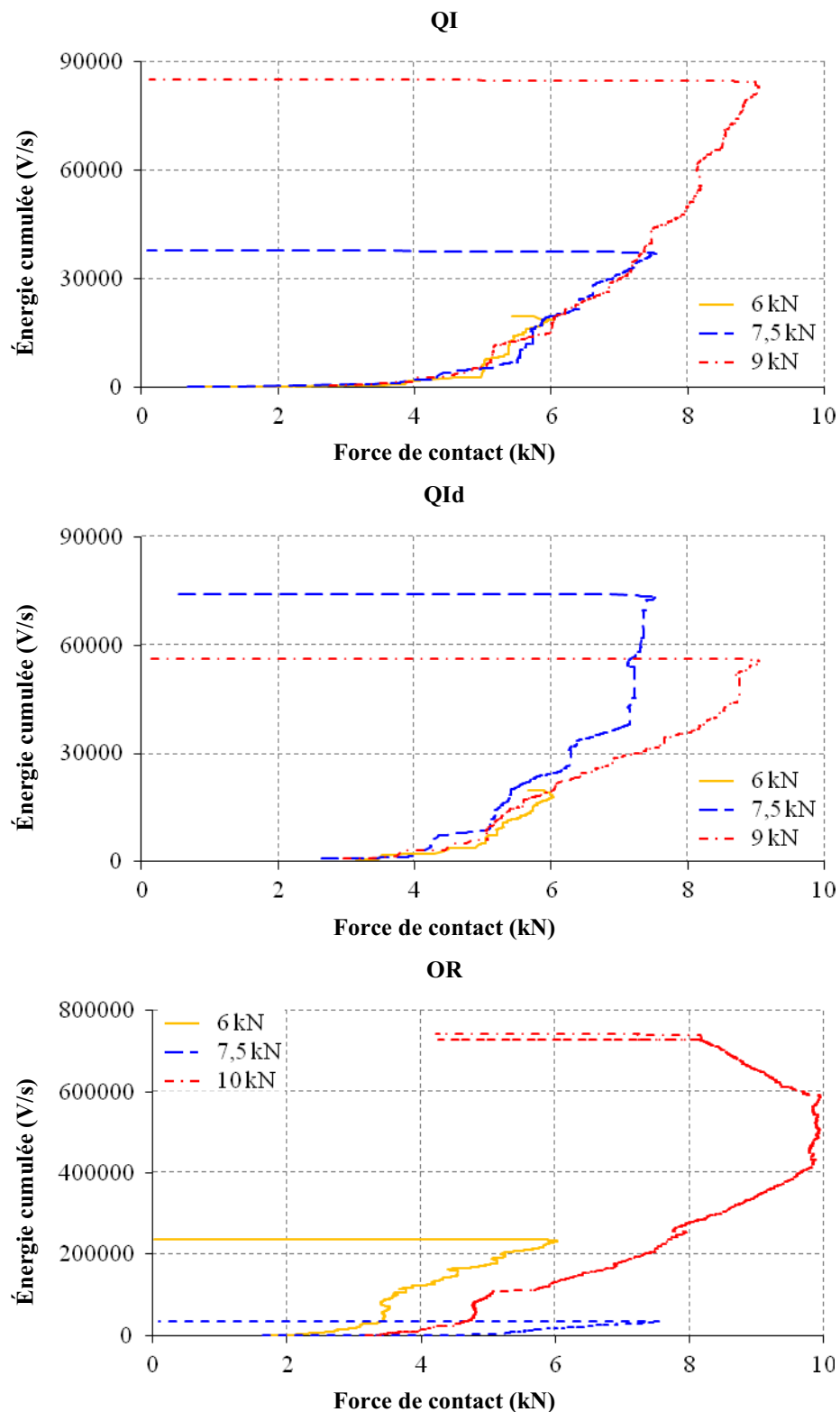


Figure 4.42. Évolution de l'énergie acoustique cumulée en fonction de la force de contact appliquée, dans le cas des essais d'indentation sur le montage d'appui simple linéique

Les profondeurs des empreintes résiduelles augmentent avec la force maximale de contact, donc avec l'énergie maximale transmise à la plaque, à l'exception de l'empilement OR entre 6 et 7,5 kN (Figure 4.43). L'empilement OR a notamment marqué plus que les deux autres empilements, à 6 kN.

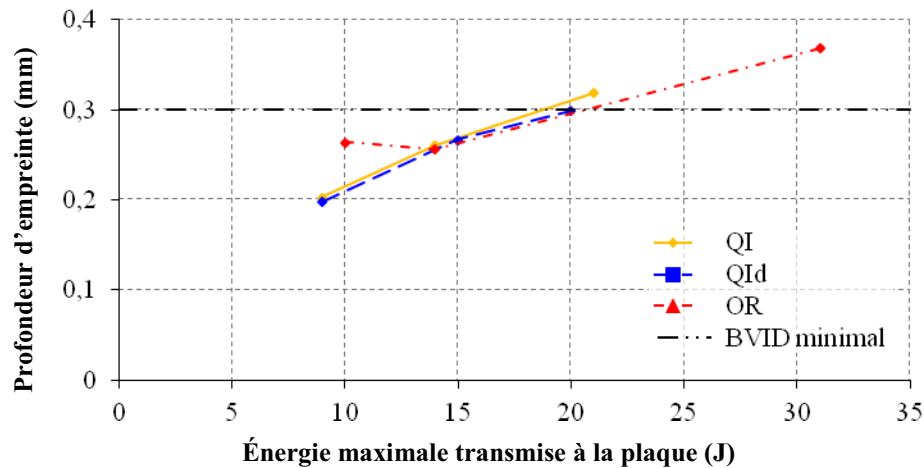


Figure 4.43. Évolution de la profondeur d'empreinte résiduelle en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, dans le cas des essais d'indentation sur le montage d'appui simple linéique

En regardant les aires projetées des dommages obtenues, on constate que l'empilement OR indenté à 6 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 10 Joules, s'est plus endommagé que les deux autres empilements et que l'empilement OR indenté à 7,5 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 14 Joules (Figure 4.44). Cela pourrait expliquer la différence de profondeur d'empreinte observée et le fait que l'énergie acoustique cumulée soit plus grande à 6 kN qu'à 7,5 kN, pour cet empilement. Mis à part ce cas particulier, l'aire endommagée semble croître avec la force maximale de contact, donc avec l'énergie maximale transmise à la plaque.

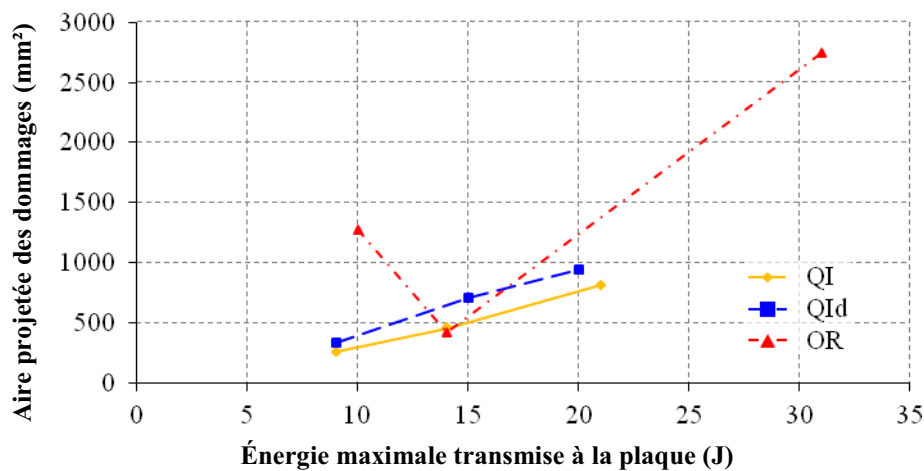


Figure 4.44. Évolution de l'aire projetée des dommages en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, dans le cas des essais d'indentation sur le montage d'appui simple linéique

4.4. Conclusion

Des essais d'impact et d'indentation ont été réalisés sur les montages développés dans le but d'avoir des conditions aux limites plus simples à modéliser. L'ensemble de ces essais constituent une base de données expérimentales pour le T700/M21, un matériau identifié sur le modèle OPFM, développé à l'Onera pour les composites stratifiés. L'ensemble de ces essais ont permis de faire un certain nombre d'observations, dans des gammes de vitesse assez lentes (du mètre par seconde à 10^{-7} m/s).

On note tout d'abord une réponse à l'impact classique de la part du T700/M21. Lorsque l'énergie d'impact augmente (donc, ici, lorsque la vitesse d'impact augmente), la force de contact et les déplacements augmentent. De même, plus l'énergie d'impact est grande, plus le niveau d'endommagement est important. Les endommagements observés sont constitués de fissurations matricielles et de délaminages.

Les différents empilements testés ont des réponses similaires. Cette similitude est probablement liée aux modules de flexion proches des trois empilements, comme c'était le cas dans l'étude de Lopes *et al.* [Lopes, 2009a]. On note cependant des endommagements plus sévères dans le cas de l'empilement OR que sur les deux autres empilements, sans doute à cause du nombre plus élevé d'interfaces potentiellement plus délaminantes, c'est-à-dire dont les plis adjacents ont des orientations différentes de 90°.

La base de données d'essais réalisés est très riche. Des comparaisons sont effectuées entre les différents types d'essai dans le chapitre suivant, entre impacts incrémentaux et impacts uniques d'une part, entre impact et indentation d'autre part, afin de vérifier la similitude des dommages obtenus, et, enfin, entre la condition d'encastrement et la condition d'appui simple linéique, afin d'établir la sensibilité aux conditions aux limites du T700GC/M21 impacté. Ces tendances permettront d'analyser qualitativement les capacités du modèle numérique d'impact et des modèles matériaux associés à reproduire les dommages d'impact, dans le chapitre 6.

Chapitre 5

Sensibilité du T700GC/M21 à l'impact

Dans le chapitre précédent, une base de données expérimentale a été constituée. L'objectif de ce chapitre est d'extraire de cette base la sensibilité du T700GC/M21 à certains paramètres de l'impact. Pour cela, l'ensemble des données expérimentales obtenues peut être confronté sous plusieurs aspects. Le choix a été fait de comparer, dans un premier temps, les résultats des essais d'impact uniques avec les résultats des essais incrémentaux, afin d'identifier un éventuel cumul d'endommagement lié à la répétition des impacts et de valider le protocole de détermination des énergies des impacts uniques. Ensuite, les données des essais d'indentation sont confrontées aux données des essais d'impacts uniques, afin de vérifier s'il y a une analogie des dommages obtenus sous les deux types de chargement. Enfin, les résultats des essais d'impact et d'indentation sur le montage d'encastrement sont confrontés aux résultats de ceux réalisés sur le montage d'appui simple linéique, afin de mettre en évidence et quantifier l'influence des conditions aux limites imposées par ces deux montages sur les réponses et les dommages produits par les différents empilements.

Les comparaisons effectuées sont réalisées d'un point de vue global et d'un point de vue local. D'un point de vue global, les historiques des énergies (pour l'impact), des forces et des déplacements ainsi que les courbes force – déplacements sont confrontées. D'un point de vue local, les profondeurs d'empreinte résiduelle, les cartographies ultrasonores, les aires endommagées et, éventuellement, les coupes micrographiques sont également confrontées.

5.1. Comparaison des résultats obtenus entre les essais d'impacts incrémentaux et les essais d'impact unique

Les essais d'impacts incrémentaux et d'impact unique permettent d'observer les effets d'un seul choc et de plusieurs chocs d'énergies croissantes. En effet, les essais d'impacts incrémentaux consistent à impacter plusieurs fois, à énergies d'impact croissantes, une même plaque. Pour les essais d'impact unique, en revanche, la plaque considérée n'est impactée qu'une seule fois, à une énergie définie.

5.1.1. Encastrement

Les essais d'impacts incrémentaux ont été réalisés, pour le montage d'encastrement, à des énergies successives de 5, 10, 15 et 20 Joules. Les confrontations entre les essais d'impacts incrémentaux et les essais d'impact unique sont faites, pour les empilements QI et OR, pour les énergies d'impact de 5, 10 et 20 Joules. Pour l'empilement QId, la comparaison ne concerne que les impacts d'énergies 5 et 20 Joules, le système anti-rebond de l'impacteur n'ayant pas fonctionné pour l'impact à 10 Joules. Les impacts incrémentaux réalisés sur le montage d'encastrement ont été effectués avec l'ancien système d'acquisition associé à la machine d'impact par masse tombante utilisée à l'Onera, qui a été remplacé courant 2011. L'ancien système présente notamment un offset de la force de contact mesurée à la fin de l'impact. Cet offset est absent du nouveau système, comme en témoignent les essais

incrémentaux réalisés avec le nouveau système d'acquisition sur le montage d'appui simple linéique (Figures 5.8, 5.9 et 5.10). Cela explique les différences de réponse en fin d'impact, entre les impacts incrémentaux et les impacts uniques, pour le montage d'encastrement (Figures 5.1, 5.2 et 5.3). Ainsi, les temps d'impact, définis ici comme les temps auxquels la force de contact redevient constante (négative avec l'ancien système et nulle avec le nouveau), peuvent être considérés comme proches, quel que soit l'empilement et l'énergie choisis, entre un impact unique et un impact incrémental.

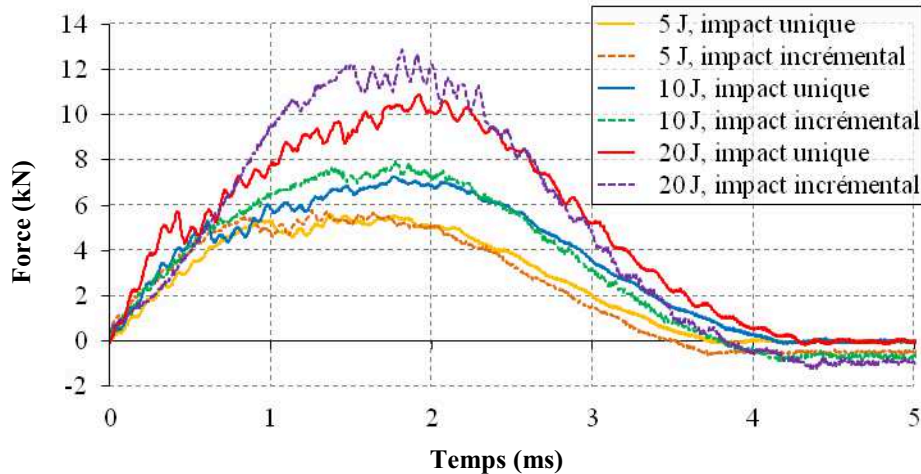


Figure 5.1. Historiques des forces de contact des impacts uniques et incrémentaux pour l'empilement QI encastré

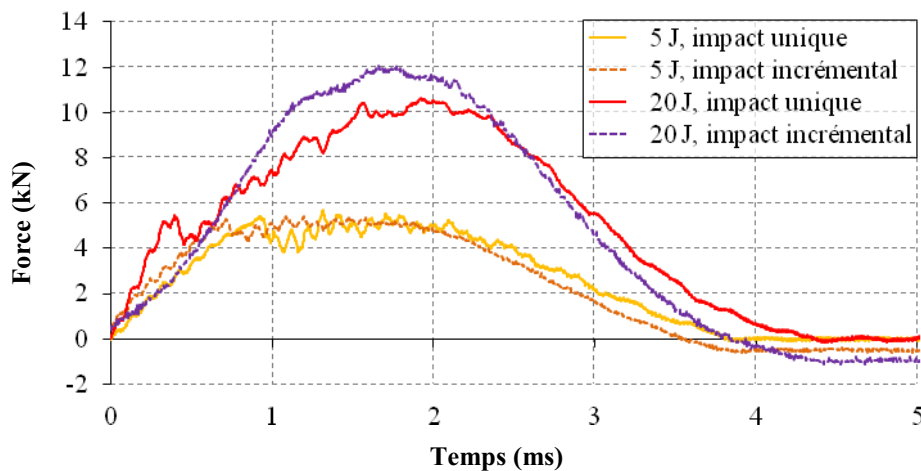


Figure 5.2. Historiques des forces de contact des impacts uniques et incrémentaux pour l'empilement QId encastré

Les réponses des empilements QI et QId sont similaires pour les plus faibles énergies d'impact, que ce soit en termes d'historique des forces de contact ou de déplacements de l'impacteur (non présentés ici). Les déplacements de l'impacteur sont calculés à partir de la mesure de la force axiale par le logiciel associé à la machine d'impact (voir le chapitre 2, paragraphe 2.1.1). En revanche, à 20 Joules, leurs réponses sont très différentes, notamment en termes de force et de déplacements maximaux de l'impacteur atteints (3,30 mm en impact unique contre 3,58 mm en impact incrémental pour l'empilement QI et 3,37 mm en impact unique contre 3,68 mm en impact incrémental pour l'empilement QId). Dans le cas de l'impact incrémental, ces deux grandeurs sont plus importantes. D'autre part, on peut noter, pour ces deux empilements et à 20 Joules, dans le cas incrémental, une pente initiale de l'historique des forces de contact plus douce. Cet effet des impacts incrémentaux est

également visible sur les historiques des énergies de l'impacteur, calculés par intégration de la courbe force de contact / déplacements de l'impacteur (chapitre 2, paragraphe 2.1.1). Ceci montre l'influence de l'endommagement induit par les impacts précédents sur la raideur effective du matériau. On voit particulièrement bien cet effet sur la figure 5.2.

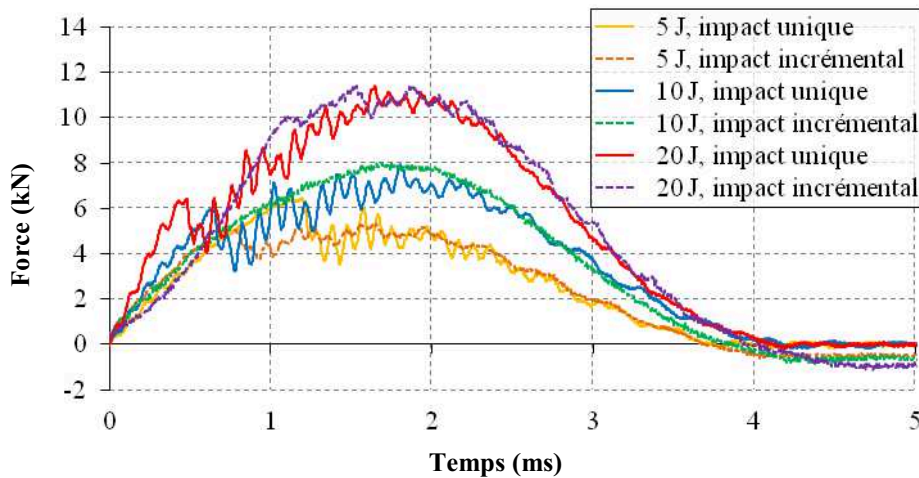


Figure 5.3. Historiques des forces de contact des impacts uniques et incrémentaux pour l'empilement OR encastré

Le renforcement, c'est-à-dire la force maximale de contact plus élevée, n'est pas observé, pour l'empilement OR, sur les historiques des forces de contact. En revanche, le déplacement maximal de l'impacteur est bien plus élevé en impact incrémental qu'en impact unique (Tableau 5.1). La perte de module initiale est visible dès 10 Joules, dans le cas incrémental, pour cet empilement.

	Impact unique	Impact incrémental
5 Joules	1,39 mm	1,48 mm
10 Joules	2,24 mm	2,33 mm
20 Joules	3,21 mm	3,80 mm

Tableau 5.1. Déplacements maximaux de l'impacteur calculés à partir de la mesure de la force de contact lors des essais d'impact unique et d'impact incrémental sur l'empilement OR

Le seuil d'endommagement significatif disparaît pour les impacts incrémentaux, dès le deuxième impact, à mesure que l'énergie de l'impact est augmentée. Ceci est sans doute lié au fait que le seuil d'endommagement significatif de la plaque a été atteint lors des impacts précédents.

Quels que soient l'empilement et l'énergie d'impact, les déplacements mesurés du point opposé à l'impact, face non impactée, sont similaires. Les signaux des essais d'impact unique présentent néanmoins des oscillations de plus grandes amplitudes que les signaux des essais d'impacts incrémentaux (Figure 5.4). Ceci pourrait être dû à une création brutale d'endommagement lors des impacts uniques alors que ces endommagements sont déjà présents dans le cas des impacts incrémentaux.

L'énergie absorbée est calculée impact par impact, dans le cas incrémental, et non cumulée, afin de voir la capacité d'absorption du matériau déjà endommagé. Cette énergie est légèrement plus grande dans les cas d'impacts uniques, pour la plus grande énergie d'impact, surtout pour les empilements QI et QId (Figure 5.5).

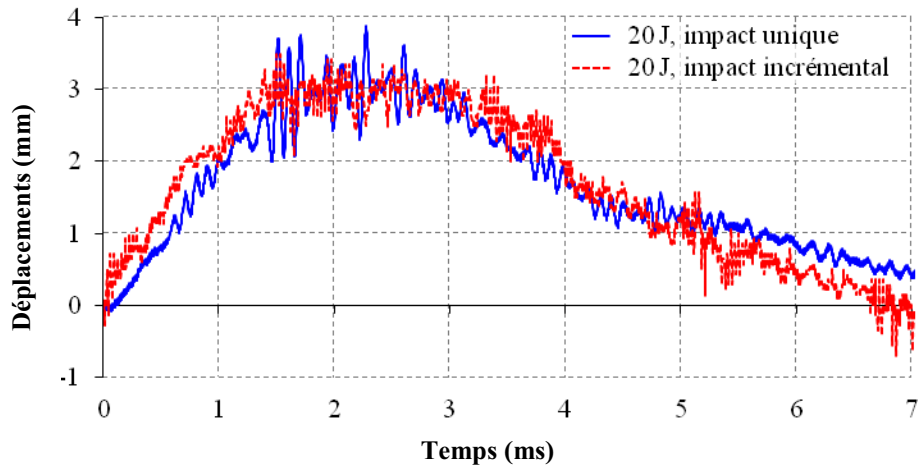


Figure 5.4. Historiques des déplacements du point opposé à l'impact dans le cas de l'empilement OR impacté à 20 Joules, de manière unique ou après trois impacts à 5, 10 et 15 Joules

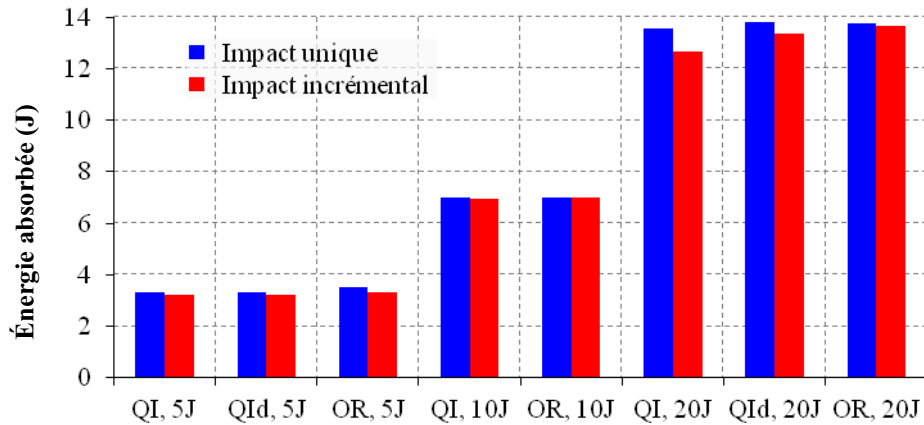


Figure 5.5. Évolution de l'énergie absorbée par la cible en fonction de l'énergie d'impact incidente, pour le montage d'encastrement

Quel que soit l'empilement, les profondeurs d'empreintes résiduelles sont plus importantes dans le cas des impacts incrémentaux que dans le cas des impacts uniques (Figure 5.6). Ceci est sans doute lié au cumul de l'endommagement dans les cas incrémentaux et à la plastification progressive de la matrice sous l'impacteur.

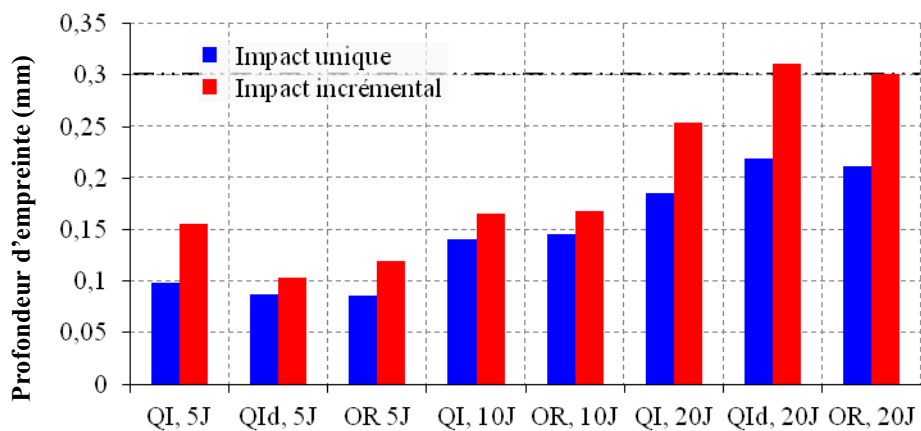


Figure 5.6. Comparaison des profondeurs d'empreinte résiduelle des essais d'impact unique et des essais d'impacts incrémentaux, pour le montage d'encastrement

De même, quel que soit l'empilement, les aires endommagées projetées sont plus importantes dans le cas incrémental que dans le cas d'un impact unique (Figure 5.7). C'est

particulièrement le cas pour la plus forte énergie d'impact de l'essai incrémental, où le cumul de l'endommagement est particulièrement notable.

Les formes et les orientations des dommages sont similaires, d'après les cartographies des profondeurs des défauts détectés (Figure 5.7). Les hélices des dommages sont plus étendues dans le cas incrémental et semblent bloquées par les cales de bridage du montage d'encastrement.

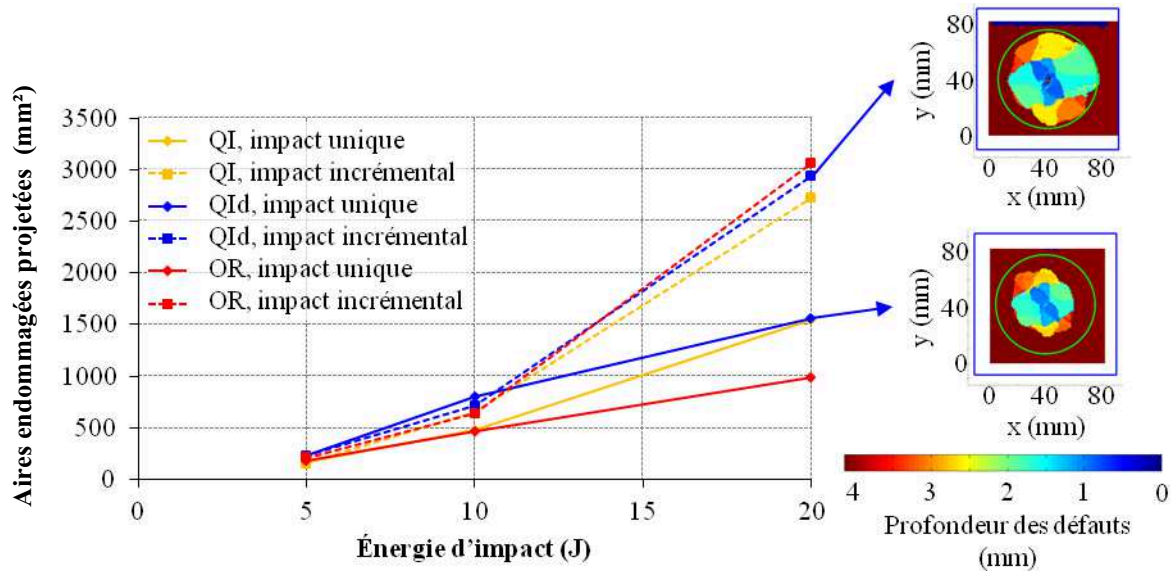


Figure 5.7. Évolution des aires endommagées projetées des essais d'impact unique et des essais d'impacts incrémentaux en fonction de l'énergie incidente de l'impact considéré, pour le montage d'encastrement

5.1.2. Appui simple linéique

Les essais d'impacts incrémentaux ont été réalisés, pour le montage d'appui simple linéique, à des énergies successives de 5, 10, 15, 20 et 28 Joules. Dans le cas du montage d'appui simple linéique, les comparaisons sont effectuées, pour l'empilement QI, sur les énergies d'impact de 10 et 20 Joules. Pour l'empilement QId, les résultats des essais à 20 et 28 Joules sont confrontés. Enfin, pour l'empilement OR, les comparaisons sont réalisées sur les énergies de 10, 20 et 28 Joules.

Pour le montage d'appui simple linéique, les temps d'impact sont les mêmes pour les cas d'essais uniques et incrémentaux, quels que soient l'empilement et l'énergie d'impact considérés (Figures 5.8 à 5.10). Seul l'empilement QId impacté de manière incrémentale à 28 Joules présente un temps d'impact plus faible que celui dans l'essai d'impact unique. L'empilement QId s'avère être le seul empilement à ne pas présenter de dommages asymétriques, dans le cas incrémental, à 28 Joules (Figure 5.14).

Quels que soient l'empilement et l'énergie considérés, les réponses en termes de force de contact sont proches. On note néanmoins une diminution de la pente initiale et une force de contact maximale plus élevée dans le cas incrémental, à 20 et à 28 Joules, comme observé précédemment pour le montage d'encastrement, sur les spécimens impactés de manière répétée, pour l'énergie d'impact de 20 Joules. Les différences entre les forces maximales de contact sont néanmoins moins importantes à 28 Joules, pour l'empilement QId. Ici encore, les signaux sont plus oscillants dans le cas des impacts uniques, comparés à ceux des impacts incrémentaux. Les oscillations semblent donc dues à la première rupture brutale ayant lieu au sein du stratifié. Les plaques déjà endommagées présentent une raideur de contact affaiblie qui est due à la dégradation de la matière localement, sous le point d'impact. Par ailleurs, elles

ont une capacité d'amortissement plus grande, sans doute à cause du frottement des lèvres des fissures déjà présentes dans la plaque au moment de l'impact.

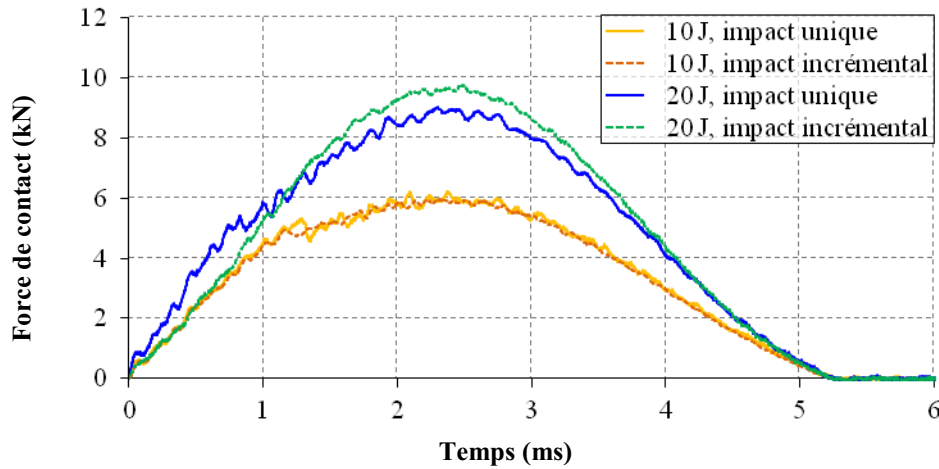


Figure 5.8. Historiques des forces de contact des impacts uniques et incrémentaux pour l'empilement QI simplement appuyé

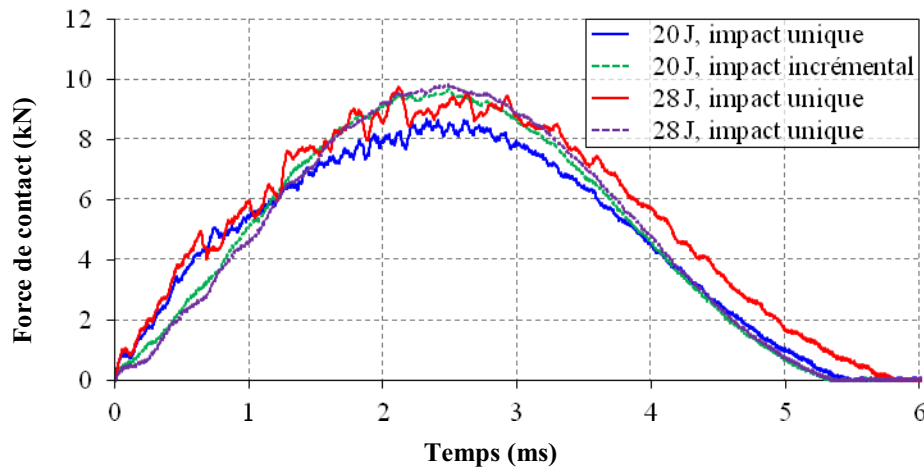


Figure 5.9. Historiques des forces de contact des impacts uniques et incrémentaux pour l'empilement QId simplement appuyé

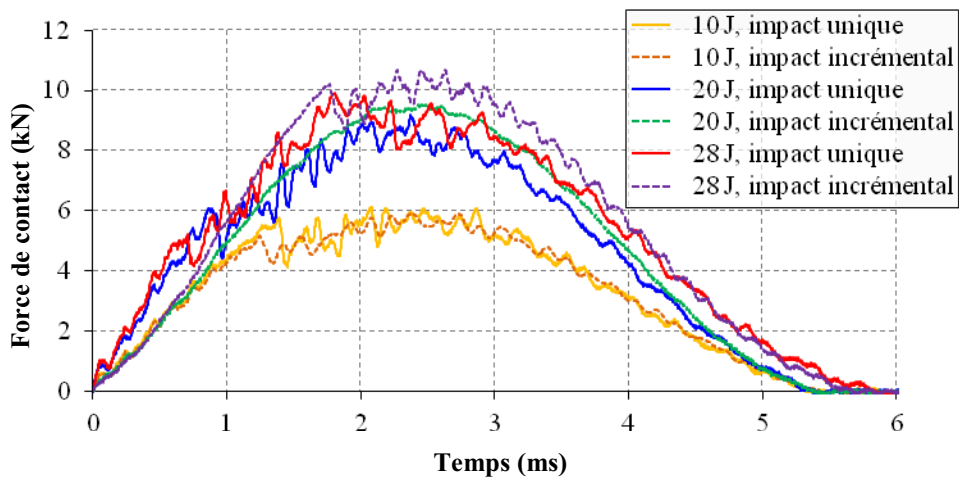


Figure 5.10. Historiques des forces de contact des impacts uniques et incrémentaux pour l'empilement OR simplement appuyé

Quels que soient l'empilement et l'énergie, les déplacements axiaux de l'impacteur sont plus importants dans le cas incrémental que dans le cas de l'impact unique. Ceci est d'autant plus vrai aux plus hautes énergies d'impact. Les mesures des déplacements axiaux du point opposé à l'impact, face non impactée, montrent des réponses similaires entre les impacts uniques et les impacts incrémentaux, à l'exception de l'empilement QId impacté à 28 Joules (Figure 5.11). Cet empilement présente notamment un déplacement maximal plus élevé en impact unique qu'en impact incrémental. En comparant les cartographies des dommages induits par chacun de ces impacts, on remarque notamment que l'impact unique a engendré plus de défauts que l'impact incrémental (Figure 5.14). Ceci a probablement induit un assouplissement plus élevé de la plaque impactée. Cela pourrait expliquer le déplacement plus important observé dans le cas unique, ainsi que le temps d'impact plus grand.

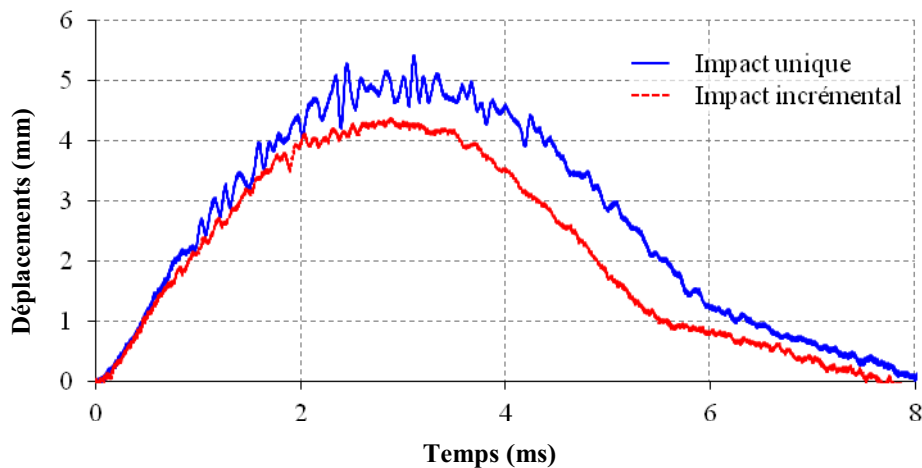


Figure 5.11. Historiques des déplacements du point opposé à l'impact en impact unique et en impact incrémental de 28 Joules sur l'empilement QId

Les énergies absorbées sont proches, entre l'impact unique et l'impact incrémental (Figure 5.12). L'empilement QId impacté à 28 Joules présente une énergie absorbée lors de l'impact incrémental plus grande. Pourtant, cet empilement a subi plus de dommages lors de l'impact unique à 28 Joules que lors de l'impact incrémental à la même énergie. Un autre mode d'absorption de l'énergie est peut-être mis en œuvre lors de l'impact incrémental à 28 Joules, qui permet d'absorber plus d'énergie en créant moins de dommages, comme le mode de vibration de la plaque.

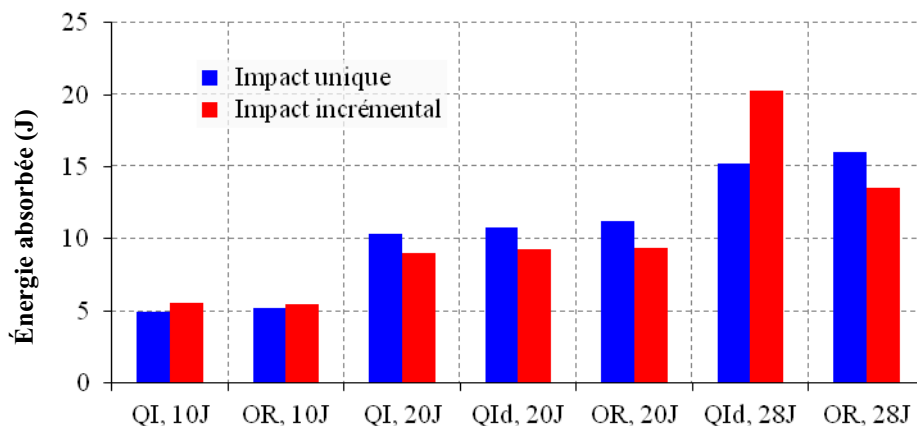


Figure 5.12. Comparaison des énergies absorbées par la plaque lors d'un impact unique ou incrémental pour le montage d'appui simple linéique

Quel que soit l'empilement, les profondeurs d'empreintes sont plus importantes en impact unique qu'en impact incrémental, à 10 Joules et à 28 Joules (Figure 5.13). À 20 Joules,

les profondeurs d'empreintes sont plus élevées pour les impacts uniques. Cela peut révéler aussi une certaine variabilité dans la réponse des structures. Dans le cas des impacts incrémentaux, on observe d'autre part une sorte de saturation de la profondeur d'empreinte. Des essais d'impacts incrémentaux vers de plus hautes énergies permettraient de confirmer cette tendance.

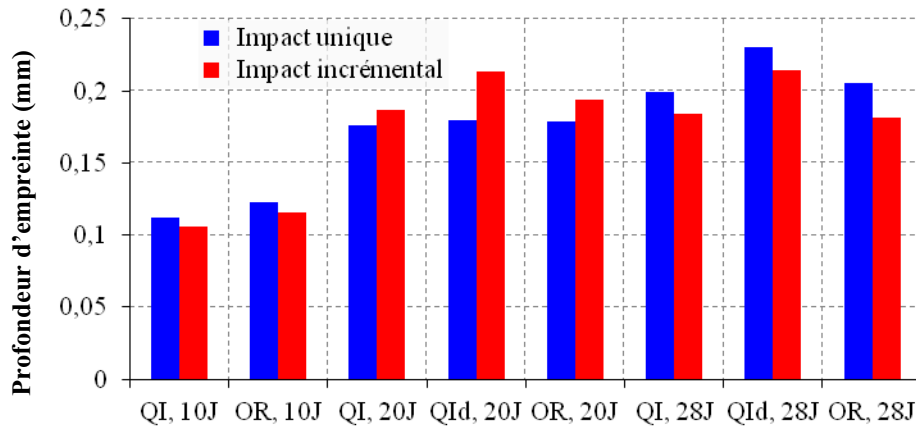


Figure 5.13. Évolution des profondeurs d'empreinte résiduelle des essais d'impact unique et des essais d'impacts incrémentaux en fonction de l'énergie d'impact incidente, pour le montage d'appui simple linéique

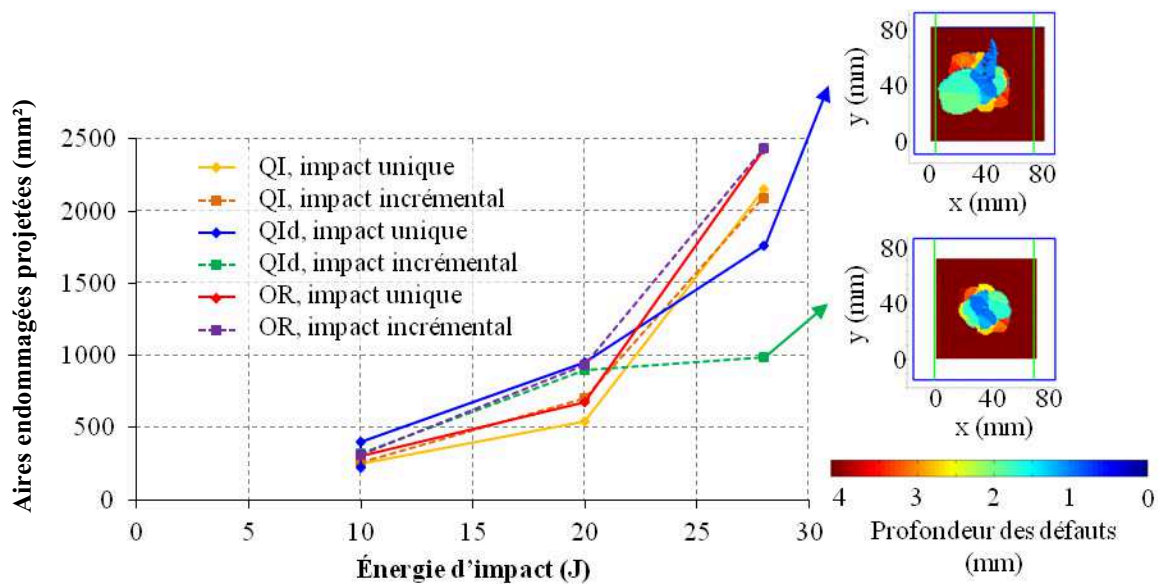


Figure 5.14. Évolution des aires endommagées projetées des essais d'impacts uniques et des essais d'impacts incrémentaux en fonction de l'énergie incidente de l'impact considéré, pour le montage d'appui simple linéique

Contrairement à la configuration d'encastrement, les aires endommagées projetées sont similaires, que ce soit en impact unique ou en impact incrémental (Figure 5.14). Seul l'empilement QId déroge à cette observation. La plaque impactée une seule fois à 28 Joules s'est en effet plus endommagée que la plaque impactée successivement à 5, 10, 15, 20 et 28 Joules. La cartographie des profondeurs des défauts détectés par ultrasons (Figure 5.14 en haut, à droite) montre que le défaut le plus proche de la surface impactée (en bleu) a commencé à s'étendre parallèlement aux appuis. Sur l'empilement OR simplement appuyé et indenté à 10 kN, qui avait commencé à rompre (chapitre 4, paragraphe 4.3.2), le défaut le plus proche de la surface impactée s'étendait tout le long de l'éprouvette, parallèlement aux appuis. Les défauts observés pour l'empilement QId impacté une unique fois à 28 Joules pourraient donc indiquer un début de rupture.

5.2. Comparaison entre les essais d'impact unique et les essais d'indentation

Dans la littérature, des études ont montré une similitude pour les réponses globales et les délaminages induits [Kaczmarek, 1994] entre un impact à basse vitesse et faible énergie et une indentation quasi-statique [Sutherland, 2012]. Ces études ont montré une évolution similaire de l'endommagement et des comportements globaux équivalents pour des composites à fibres de verre et résine polyester. La rupture de fibres semble cependant plus précoce en indentation qu'en impact [Sutherland, 2012]. Les aires délaminées projetées sont également proches, pour des composites à fibres de carbone et résine époxy. La forme des délaminages et leur évolution dans l'épaisseur sont similaires, l'indentation étant légèrement plus endommageante dans la phase de progression lente des délaminages [Kaczmarek, 1994]. Les essais d'impact et d'indentation sont donc comparés en fonction de la force de sollicitation maximale mesurée ou de l'énergie maximale transmise à la plaque au cours des essais, afin de vérifier cette similitude pour le T700/M21, dans la gamme d'énergie considérée. L'énergie transmise à la plaque au cours de l'essai d'indentation est calculée de la même manière que l'énergie transmise à la plaque au cours de l'essai d'impact, à savoir par la méthode des trapèzes pour le calcul de l'aire sous la courbe force de contact – déplacement calculé du poinçon ou de l'impacteur.

5.2.1. Encastrement

Pour le montage d'encastrement, les comparaisons sont faites, pour l'empilement QI, entre l'impact à 10 Joules et les indentations à 7 et 8 kN et entre les impacts à 18 Joules et l'indentation à 10 kN. Pour l'empilement QId, seul l'impact à 20 Joules et l'indentation à 10 kN sont comparés. Enfin, pour l'empilement OR, les impacts à 5, 10 et 20 Joules sont comparés, respectivement, aux indentations à 5, 8 et 10 kN.

Le chargement en indentation, où les déplacements sont imposés, est de forme triangulaire en temps, tandis qu'elle est quasiment sinusoïdale en impact. Dans les conditions d'encastrement, la raideur apparente initiale de la plaque est plus élevée en impact qu'en indentation (Figures 5.15 à 5.17).

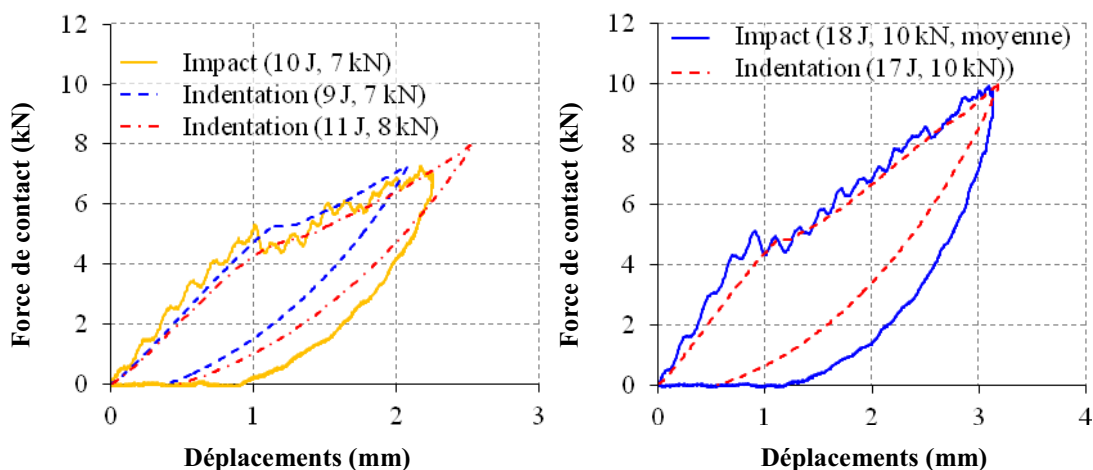


Figure 5.15. Évolution des forces de contact mesurées sur l'impacteur (impact) ou sur le poinçon (indentation) en fonction des déplacements axiaux de l'impacteur ou du poinçon, pour l'empilement QI encasturé

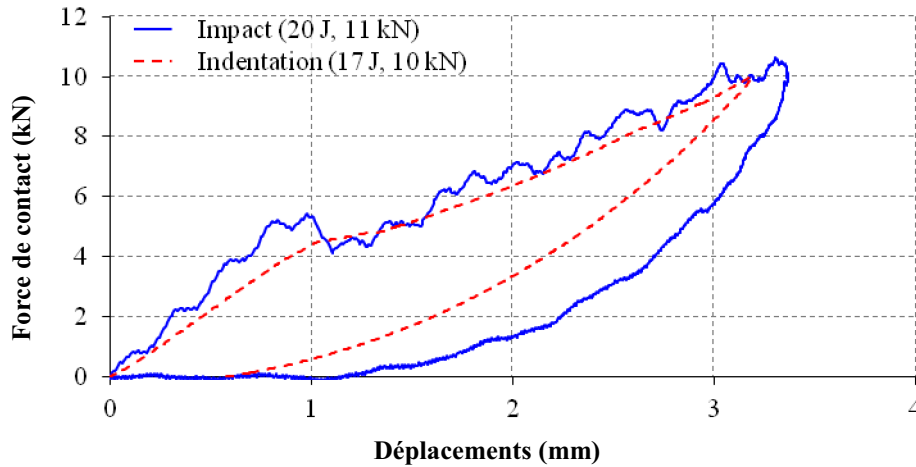


Figure 5.16. Évolution des forces de contact mesurées sur l'impacteur (impact) ou sur le poinçon (indentation) en fonction des déplacements axiaux de l'impacteur ou du poinçon, pour l'empilement QId encastré

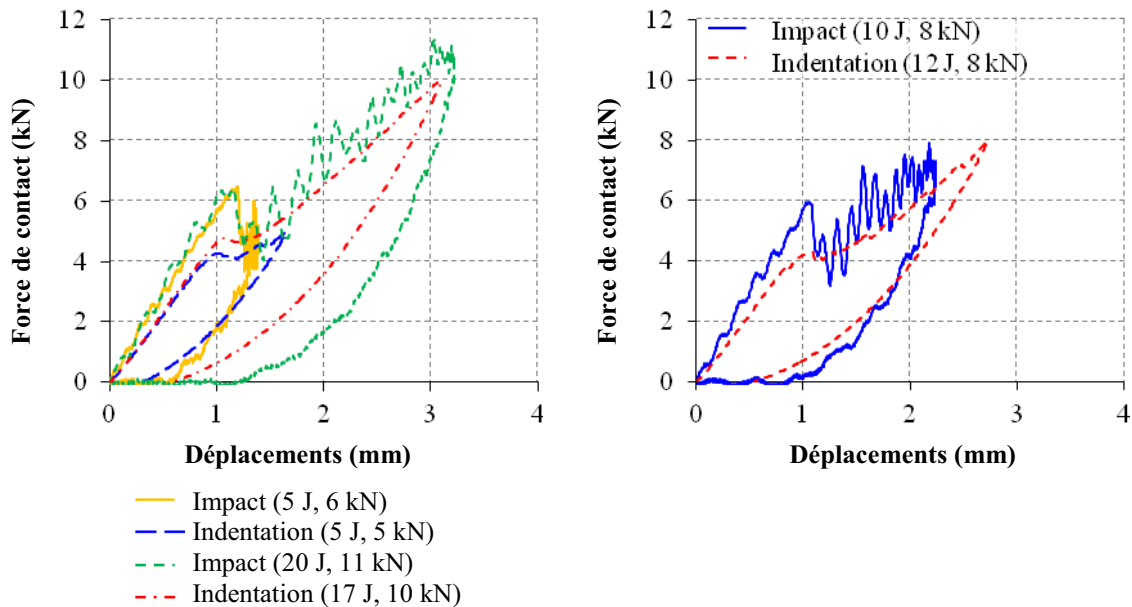


Figure 5.17. Évolution des forces de contact mesurées sur l'impacteur (impact) ou sur le poinçon (indentation) en fonction des déplacements axiaux de l'impacteur ou du poinçon, pour l'empilement OR encastré

Quel que soit l'empilement, à force maximale de contact équivalente, le déplacement résiduel est également plus faible en indentation qu'en impact. En impact, la mise en mouvement de la plaque semble entraîner une absorption supplémentaire de l'énergie incidente par des modes de vibration, par exemple.

Pour une force de contact similaire à celle mesurée en impact, l'énergie maximale transmise à la plaque est très légèrement plus faible en indentation, pour les empilements QI et QId (Figure 5.18). Cela permet de valider la correspondance entre la force maximale de contact et l'énergie d'impact, pour ces empilements. Dans le cas de l'empilement OR, en revanche, l'énergie maximale transmise à la plaque est un peu plus forte en indentation qu'en impact, pour les plus faibles forces maximales de sollicitation.

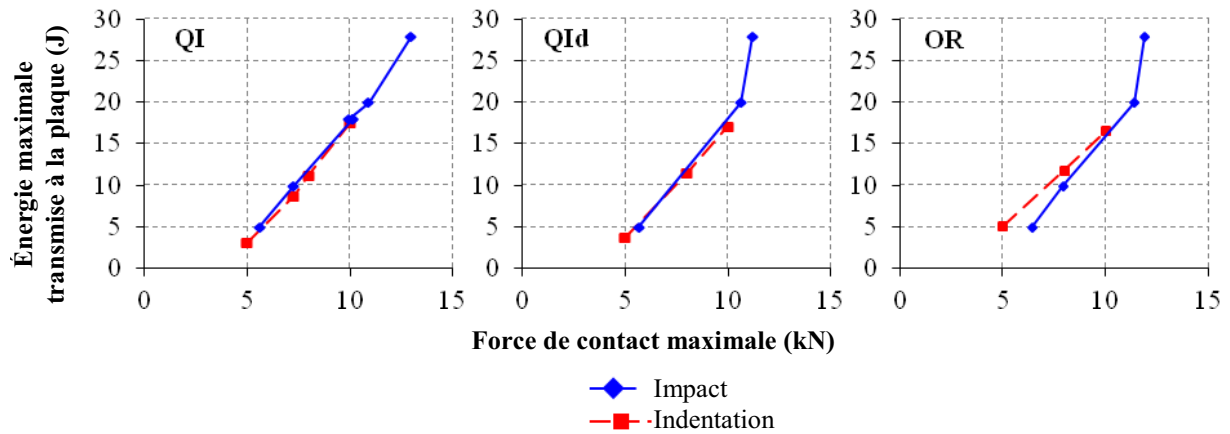


Figure 5.18. Correspondance des forces de contact maximales avec les énergies maximales transmises à la plaque, en impact et en indentation, sur le montage d'encastrement

L'énergie absorbée est plus faible en indentation qu'en impact (Figure 5.19). Une partie de l'énergie incidente est sans doute transmise à la plaque impactée sous forme d'énergie cinétique, par la mise en mouvement de la plaque (vibrations). La progression de cette énergie absorbée en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque semble linéaire dans les deux cas, pour la gamme d'énergies considérée.

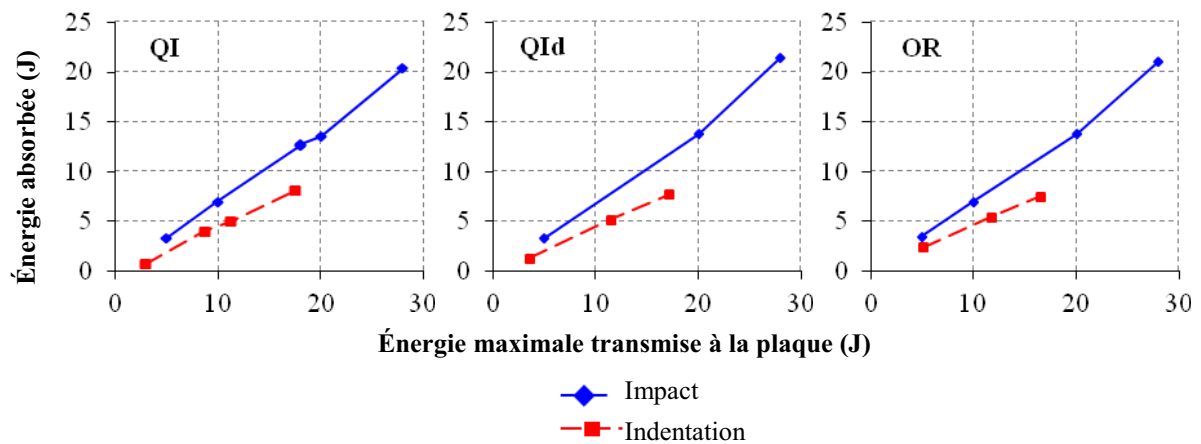


Figure 5.19. Évolution de l'énergie absorbée par la plaque en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, en impact et en indentation, pour le montage d'encastrement

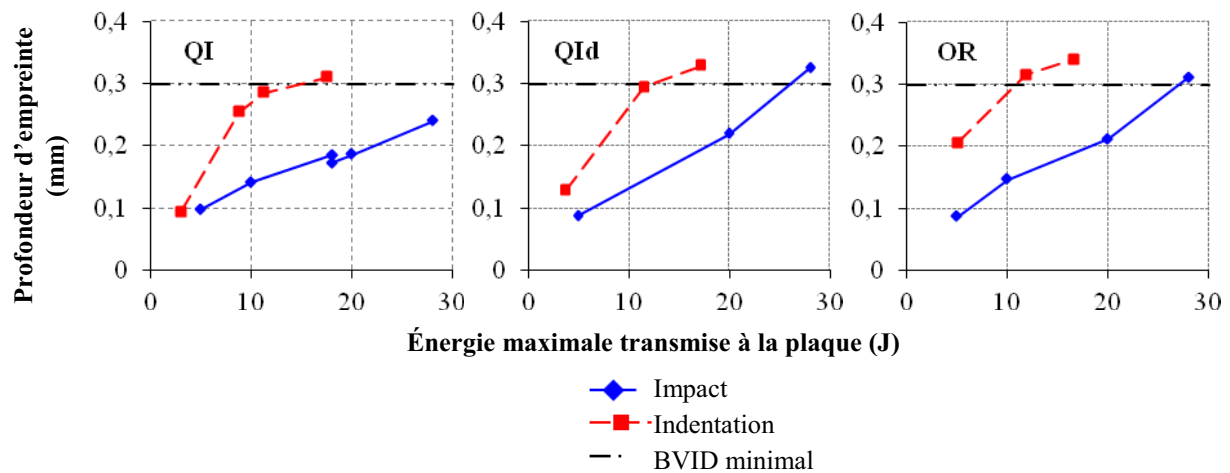


Figure 5.20. Évolution des profondeurs d'empreinte résiduelle en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, en impact et en indentation, pour le montage d'encastrement

Les profondeurs d'empreinte résiduelle sont globalement plus importantes en indentation qu'en impact (Figure 5.20). Leurs évolutions diffèrent également : en indentation, la profondeur d'empreinte semble atteindre un plateau, aux énergies les plus grandes, tandis qu'en impact, elles semblent continuer à croître. L'aire projetée des dommages d'impact semble globalement plus faible qu'en indentation mais reste du même ordre de grandeur, comme l'avait observé Kaczmarek [Kaczmarek, 1994] pour des niveaux de forces d'environ 2 kN sur des stratifiés en fibres de carbone et matrice époxy (Figure 5.21).

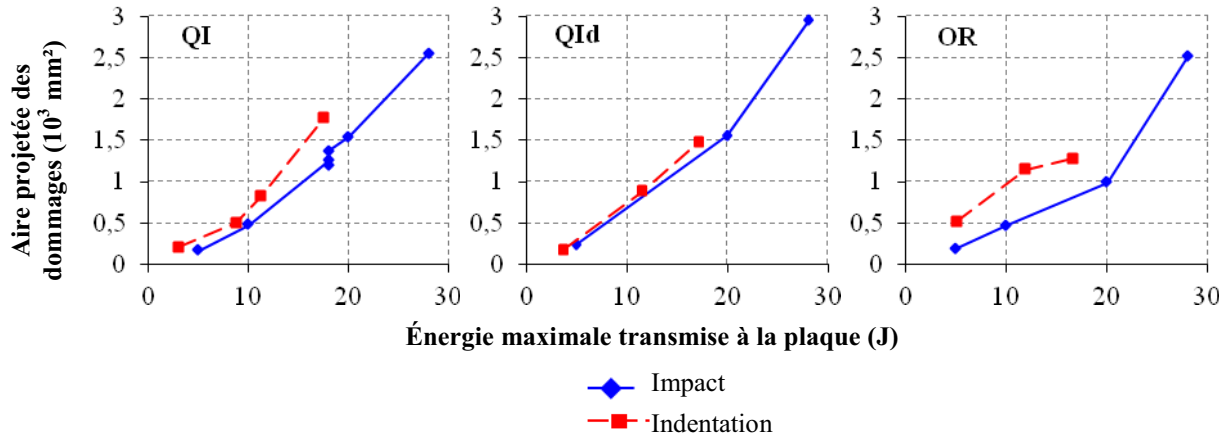


Figure 5.21. Évolution des aires projetées des dommages en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, en impact et en indentation, pour le montage d'encastrement

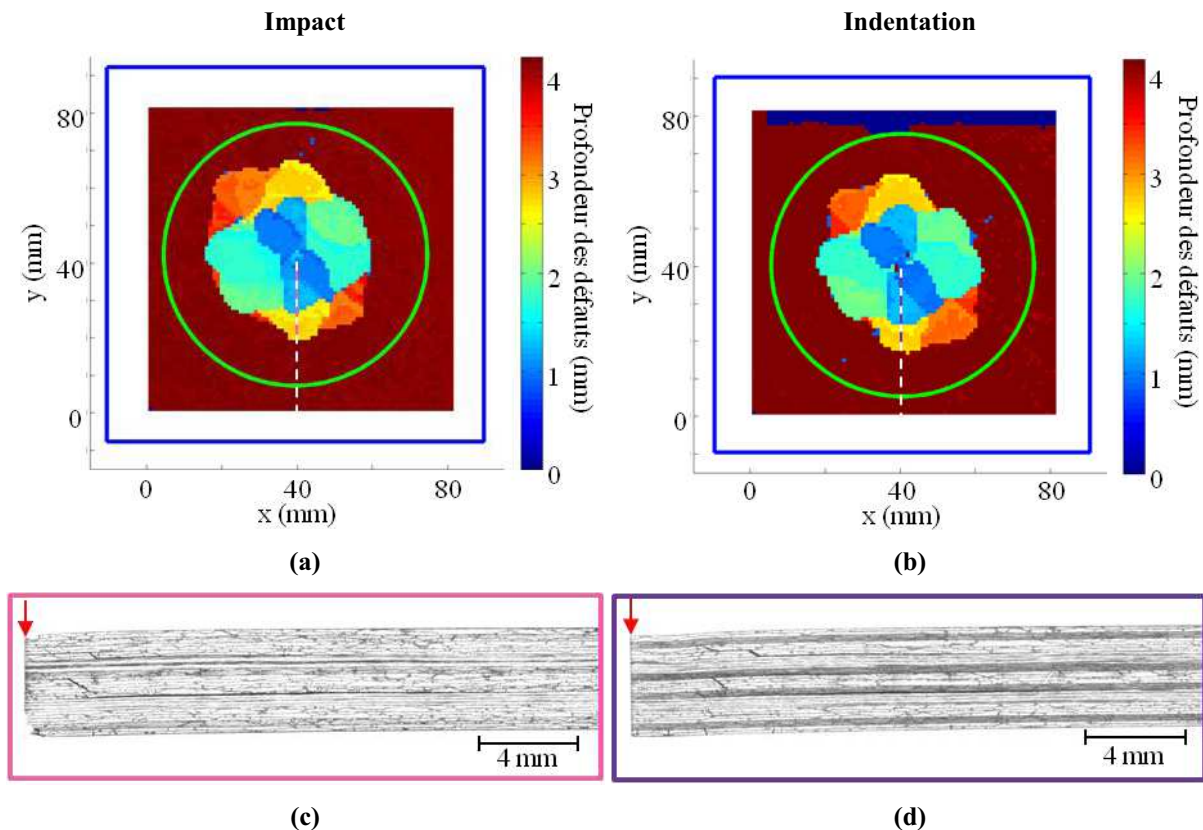


Figure 5.22. D-scans et micrographies de l'empilement QId encasturé impacté à 20 Joules (a et c) et indenté à 10 kN, soit une énergie maximale transmise de 17 Joules (b et d)

Le fait d'avoir une vitesse de chargement plus faible semble laisser le temps à la plaque de s'endommager d'avantage. Ceci est peut-être lié à la viscosité de la matrice, dont les mécanismes dépendent de la vitesse de chargement. D'autre part, les formes des dommages sont proches : les délaminages ont bien une forme hélicoïdale en indentation, comme en impact, et s'orientent en fonction de l'orientation des fibres du pli inférieur (Figure 5.22 a et b).

Les coupes micrographiques montrent une marque résiduelle plus importante en indentation qu'en impact, où cette marque correspond plus à un fléchissement résiduel global de la plaque. Les fissures les plus importantes, qu'elles soient inter ou intralaminaires, sont situées aux mêmes endroits dans l'épaisseur (Figure 5.22 c et d). En revanche, ces fissures sont plus éloignées du centre de la plaque, où est axé le chargement, en indentation qu'en impact. Cela pourrait signifier qu'en dynamique, la pression hydrostatique sous l'impacteur, qui retarde l'endommagement, est plus concentrée qu'en indentation, la déflexion maximale de la plaque étant plus élevée en impact qu'en indentation. Les densités de fissures et l'ouverture des fissures diffèrent également légèrement, entre les deux types de chargement.

Dans le cas de l'empilement OR impacté à 20 Joules, on constate que la face opposée à l'impact est très abîmée. Des pans du pli inférieur sont partis lors de la découpe. Dans ce cas particulier, les dommages d'impact semblent beaucoup plus sévères que les dommages d'indentation, puisque l'empilement OR indenté à 10 kN est resté intègre, suite à la découpe.

Pour le montage d'encastrement, une similitude sur la forme des endommagements induits par impact et par indentation est donc mise en évidence. On note cependant qu'en indentation, des défauts diffus peuvent être créés en surface et loin du point d'indentation. Ces défauts ont, par exemple, été observés sur le D-scan de l'empilement OR indenté à 8 kN (Figure 5.23).

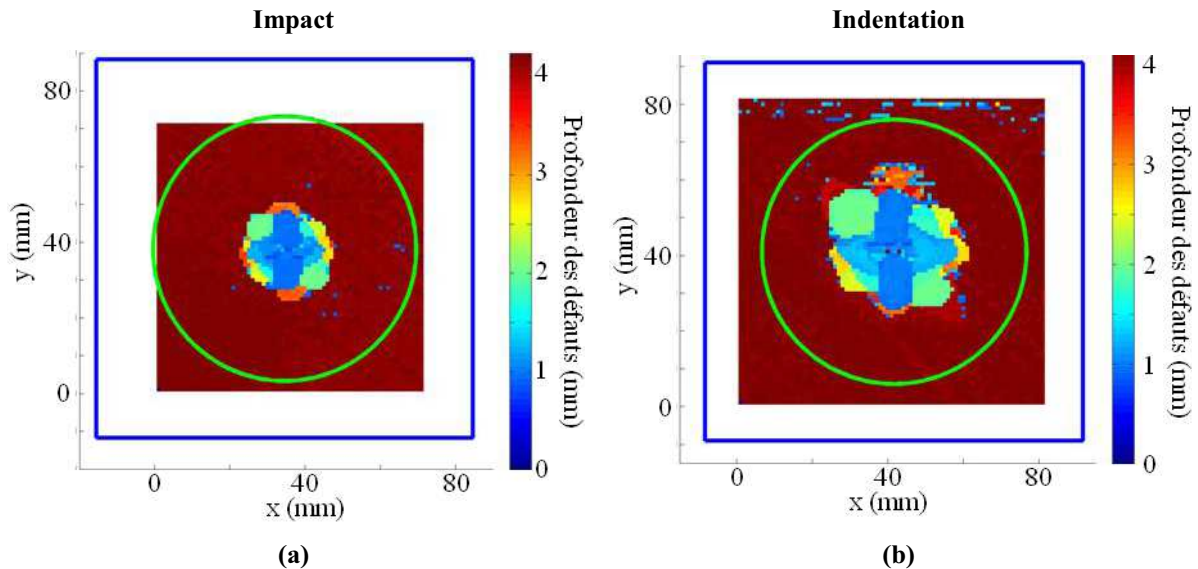


Figure 5.23. D-scans de l'empilement OR encasté impacté à 10 Joules (a) et indenté à 8 kN (b)

La présence de ces défauts diffus n'est cependant pas systématique, en indentation. Les coupes micrographiques montrent, d'autre part, que les fissures induites par indentation et par impact se situent aux mêmes endroits dans l'épaisseur de l'éprouvette. Elles sont, par contre, plus éloignées du centre du chargement, en indentation, et légèrement plus ouvertes.

5.2.2. Appui simple linéique

Pour le montage d'appui simple linéique, les comparaisons sont réalisées, pour l'empilement QI, entre les impacts à 10 et 20 Joules et les indentations à 6 et 9 kN, respectivement. Pour l'empilement QId, l'impact à 20 Joules est confronté à l'indentation à 9 kN. Enfin, pour l'empilement OR, l'impact à 10 Joules est comparé à l'indentation à 6 kN.

Comme pour le montage d'encastrement, le déplacement résiduel est plus faible en indentation qu'en impact (Figure 5.24). Dans le cas du montage d'appui simple linéique, la raideur apparente initiale de la plaque est cependant similaire, en impact et en indentation.

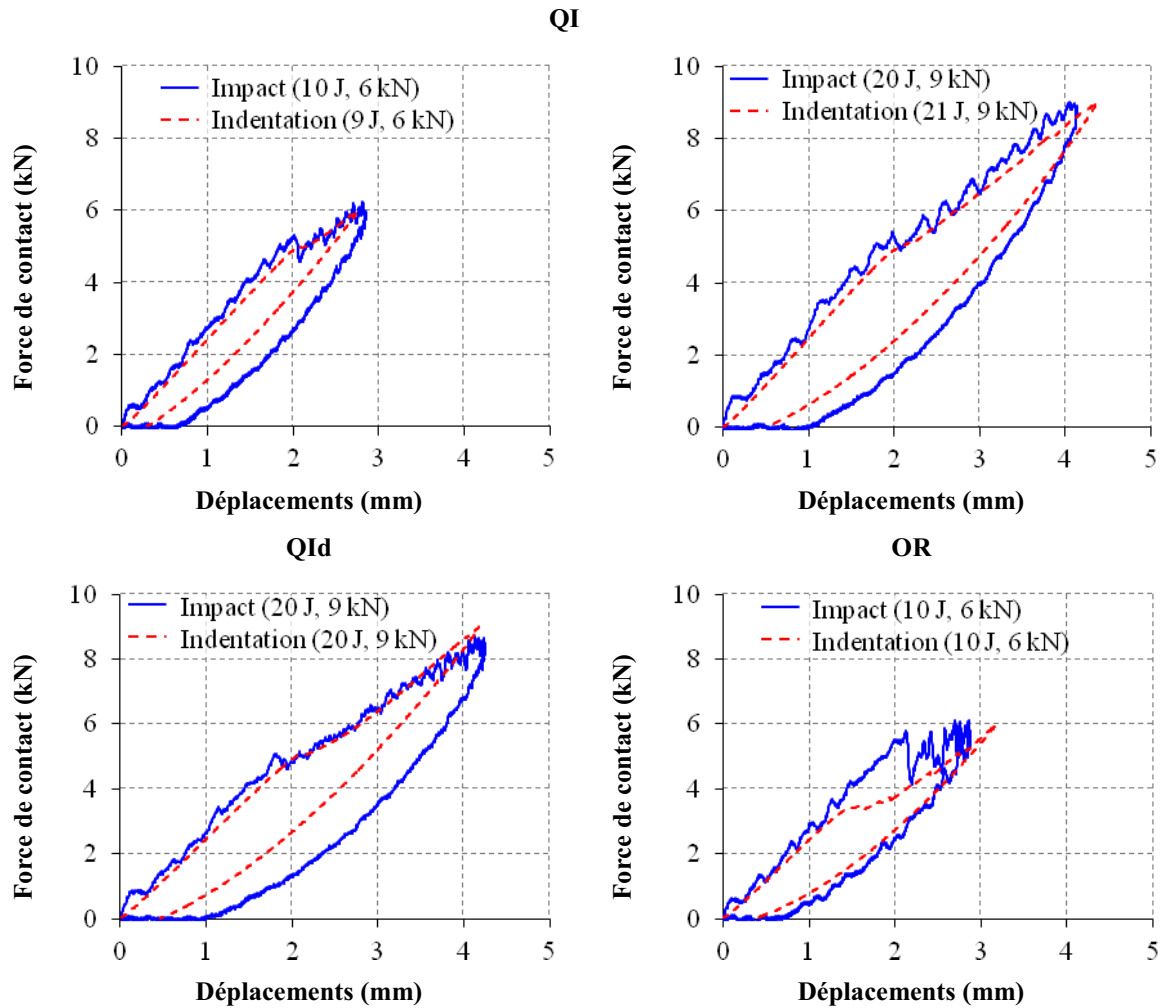


Figure 5.24. Évolution des forces de contact mesurées sur l'impacteur (impact) ou le poinçon (indentation) en fonction des déplacements axiaux calculés de l'impacteur ou du poinçon, pour le montage d'appui simple linéique

Les énergies absorbées sont plus faibles en indentation qu'en impact (Figure 5.25). Ceci signifie sans doute qu'une partie de l'énergie transmise est absorbée par la mise en mouvement de la plaque impactée, comme cela a été remarqué dans le cas précédent.

Comme pour le montage d'encastrement, les profondeurs des empreintes résiduelles sont plus importantes en indentation qu'en impact (Figure 5.26).

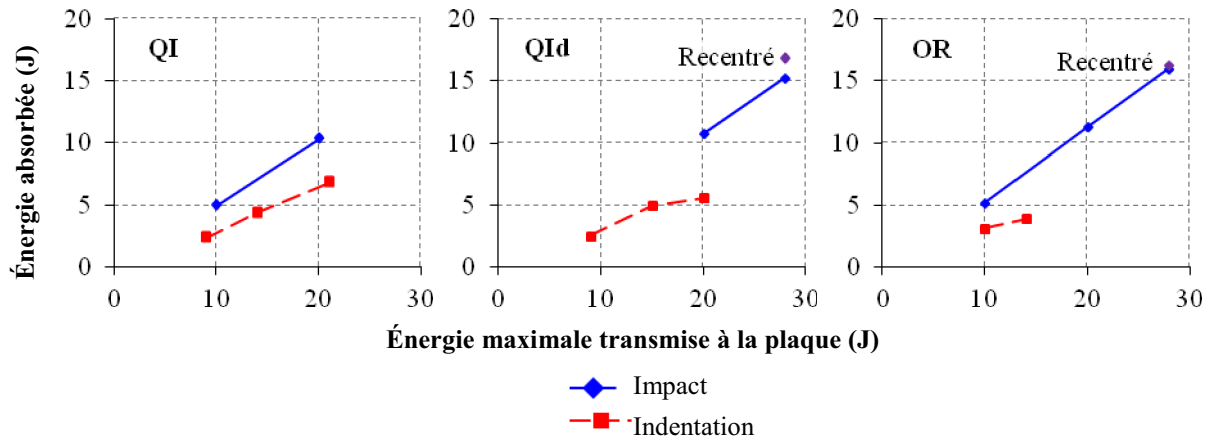


Figure 5.25. Évolution de l'énergie absorbée en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, en impact et en indentation, pour le montage d'appui simple linéique

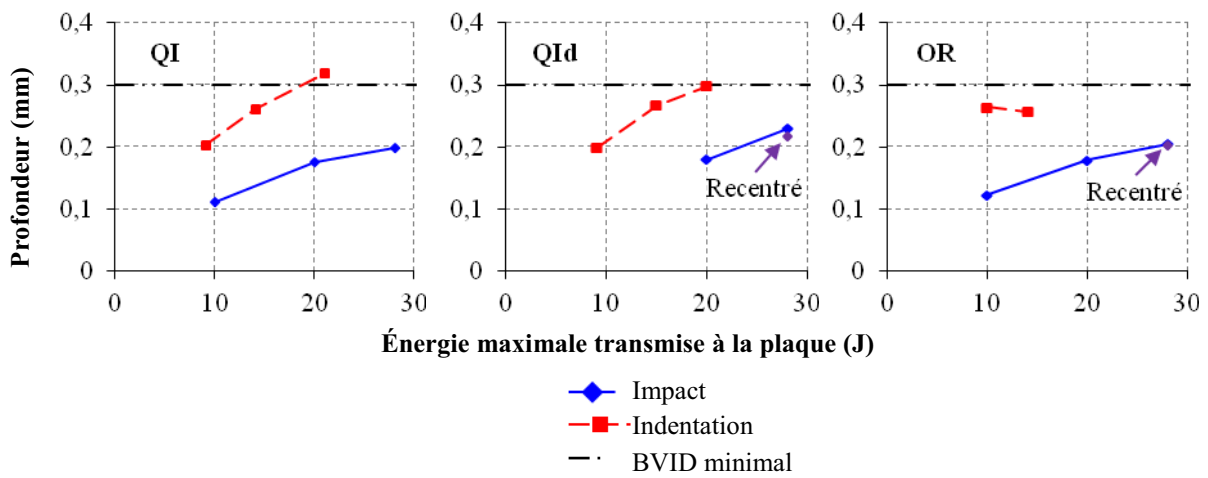


Figure 5.26. Évolution des profondeurs d'empreinte résiduelle en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, en impact et en indentation, pour le montage d'appui simple linéique

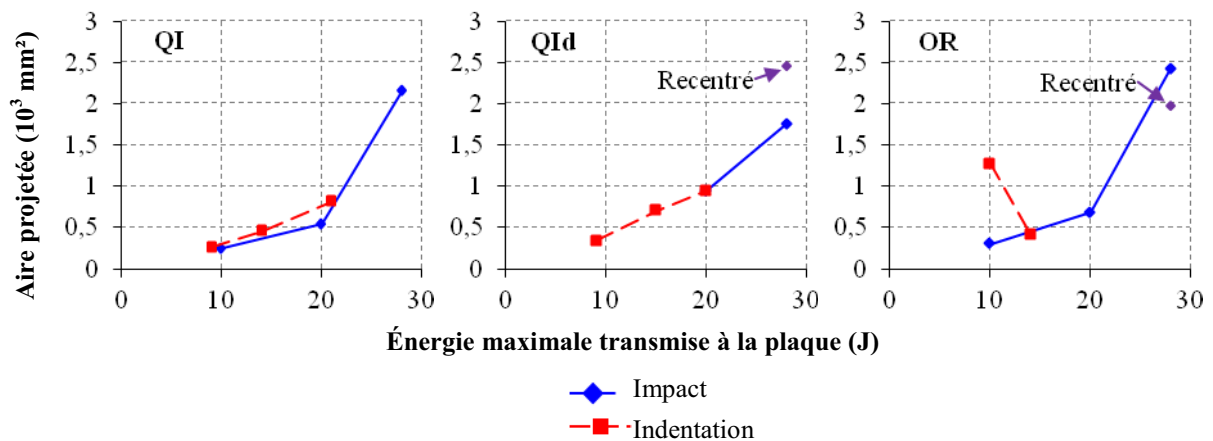


Figure 5.27. Évolution des aires projetées des dommages en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque

Comme dans le cas du montage d'encastrement, les aires projetées des dommages sont proches, entre l'indentation et l'impact (Figure 5.27). Seul l'empilement OR s'est beaucoup plus endommagé en indentation qu'en impact, pour la plus faible énergie maximale de chargement (Figure 5.27, à droite). En considérant les D-scans, on note une forte présence d'endommagement diffus en surface, pour l'empilement OR indenté à 6 kN. Comme pour le

montage d'encastrement, cette forme d'endommagement spécifique à l'indentation n'est pas systématique.

D'après les D-scans, la forme et l'orientation des dommages est similaire, en indentation et en impact. Seul l'empilement QI indenté à 9 kN présente une première hélice de délaminage plus étendue qu'en impact (Figure 5.28 b). Le D-scan de l'empilement OR indenté à 10 kN, qui a rompu, présente la même singularité. Cela pourrait signifier que l'empilement QI indenté à 9 kN a commencé à rompre.

Les micrographies montrent une similitude des dommages, entre un essai d'impact basse vitesse et basse énergie et un essai d'indentation quasi-statique (Figure 5.28 c et d). Les dommages d'impact présentent néanmoins plus de fissures matricielles et des délaminages moins ouverts qu'en indentation. Les fissures se situent aux mêmes profondeurs dans les deux cas. Néanmoins, elles sont plus éloignées du centre de la plaque en indentation qu'en impact. D'autre part, les délaminages s'étendent plus dans le cas d'un chargement quasi-statique que dynamique. C'est particulièrement le cas pour l'empilement OR indenté à 6 kN (soit une énergie maximale transmise à la plaque de 10 Joules), comparé à l'empilement OR impacté à 10 Joules (pour une force maximale de contact de 6 kN).

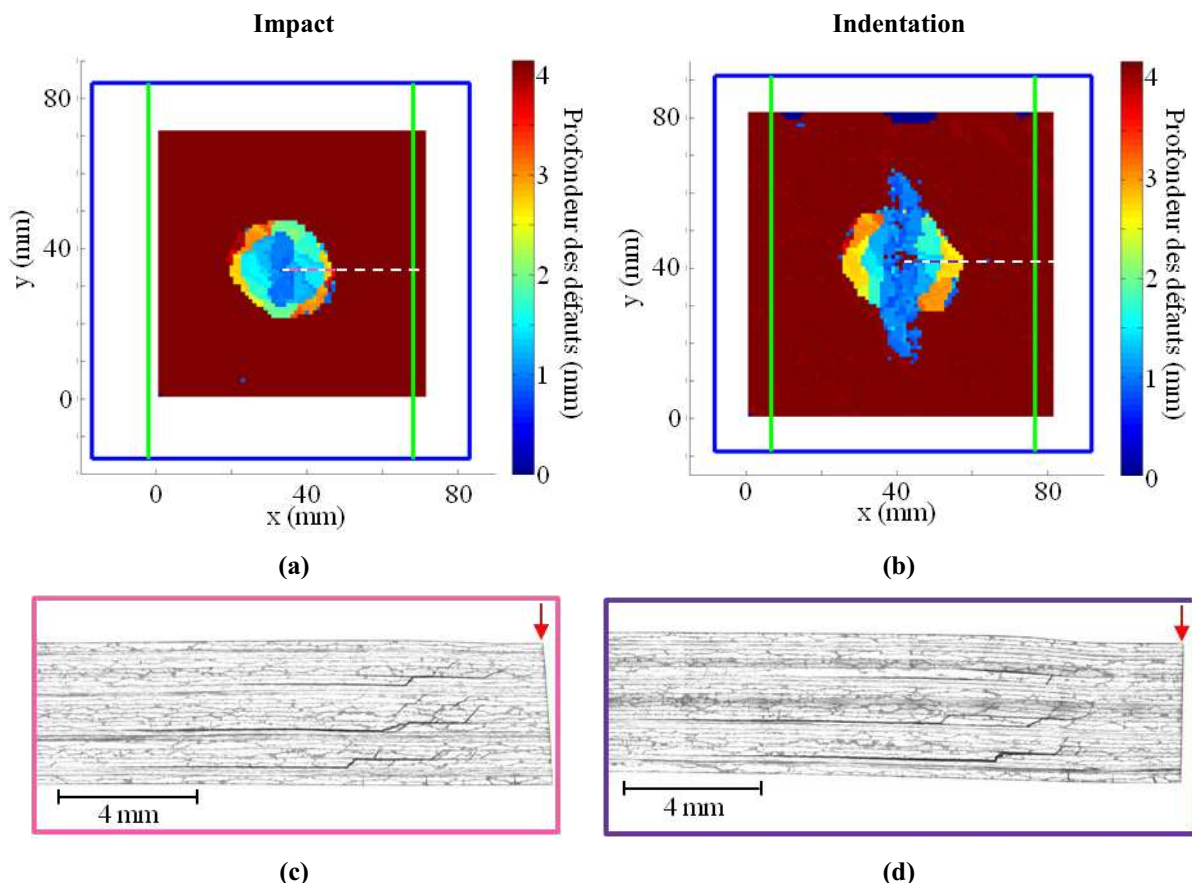


Figure 5.28. D-scans et micrographies de l'empilement QI simplement appuyé impacté à 20 Joules (a et c) et indenté à 9 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 21 Joules (b et d)

Pour le montage d'appui simple linéique, on constate donc une similitude de la forme et de la localisation des dommages d'indentation avec les dommages d'impact. Les délaminages sont néanmoins plus étendus en indentation qu'en impact, tandis que les dommages d'impact présentent plus de fissures matricielles.

5.2.3. Conclusion

Du point de vue du comportement global, dans les conditions d'encastrement, la raideur produite par la structure pendant le chargement est plus importante en impact. En revanche, ces raideurs sont similaires avec le montage d'appui simple linéique. Quel que soit le montage, les profondeurs d'empreinte résiduelle mesurées sont globalement plus importantes en indentation mais les énergies absorbées sont plus faibles. Pour ces dernières, la mise en mouvement de la plaque en impact est probablement responsable d'une partie de l'absorption de l'énergie incidente. Cependant, les aires projetées des dommages sont proches. De plus, la localisation dans l'épaisseur et la forme des dommages sont similaires, en impact et en indentation. Ils sont cependant plus éloignés de l'axe de la sollicitation en indentation qu'en impact. Les fissures matricielles d'indentation sont légèrement plus ouvertes et, pour le montage d'appui simple linéique, les délaminages sont plus étendus en indentation.

5.3. Comparaison entre les essais sur montage d'encastrement et les essais sur montage d'appui simple linéique

Le but de ces comparaisons est de quantifier l'influence des conditions aux limites imposées à la plaque, pour les deux configurations choisies. Les résultats présentés sont cohérents avec les observations faites par Minak et Ghelli [Minak, 2008] sur des plaques stratifiées en carbone / époxy encastrees ou simplement appuyées.

5.3.1. Impact

En impact, les comparaisons sont effectuées sur les énergies d'impact de 10, 20 et 28 Joules. Le système anti-rebond n'ayant pas fonctionné dans le cas des impacts uniques à 10 Joules sur l'empilement QId, ceux-ci ne sont pas pris en compte. De même, le système d'acquisition des mesures n'ayant pas fonctionné dans le cas de l'impact à 28 Joules sur l'empilement QI simplement appuyé, la comparaison n'est pas faite entre les montages, pour cet empilement, à cette énergie d'impact.

Quel que soit l'empilement, le temps de contact et le déplacement maximal du point opposé à l'impact, face non impactée, sont plus importants dans le cas du montage d'appui simple linéique que dans le cas du montage d'encastrement, alors que la force maximale de contact est plus grande dans le cas du montage d'encastrement (Figures 5.29 à 5.31 et figures 5.32 à 5.34). En effet, la plaque encastree ne peut se déformer autant que la plaque simplement appuyée, ce qui rend la raideur apparente de la plaque plus importante dans le cas du montage d'encastrement (la raideur apparente initiale de la plaque quasi-isotrope encastree est en effet 1,4 fois plus grande que la raideur apparente initiale de la plaque simplement appuyée). Cela entraîne une augmentation du temps de contact, donc du temps d'impact, qui est 1,2 fois plus grand en encastrement, ce qui correspond à la racine carrée du rapport de raideur entre les deux montages. Ceci génère également une augmentation du déplacement maximal puisque ceux-ci dépendent, de manière approximée par les modèles dynamiques masses-ressorts (voir le paragraphe 1.3.3 du chapitre 1), de l'inverse de la racine carrée de la raideur du système impacté. En revanche, la force maximale de contact varie, elle, en fonction de la racine carrée de la raideur apparente de la cible. Elle est donc plus grande en encastrement qu'en appui simple linéique. Du point de vue des seuils d'endommagement significatif, caractérisés par une chute brutale de la force de contact, les valeurs sont proches, pour la plus faible énergie d'impact, entre les deux montages (Figures 5.32 à 5.34). D'après

Olsson [Olsson, 2001], cela signifie que la déflexion de la plaque est suffisamment faible pour qu'il n'y ait pas influence des conditions aux limites. Pour les énergies plus élevées (20 ou 28 Joules), ces seuils deviennent plus élevés en encastrement.

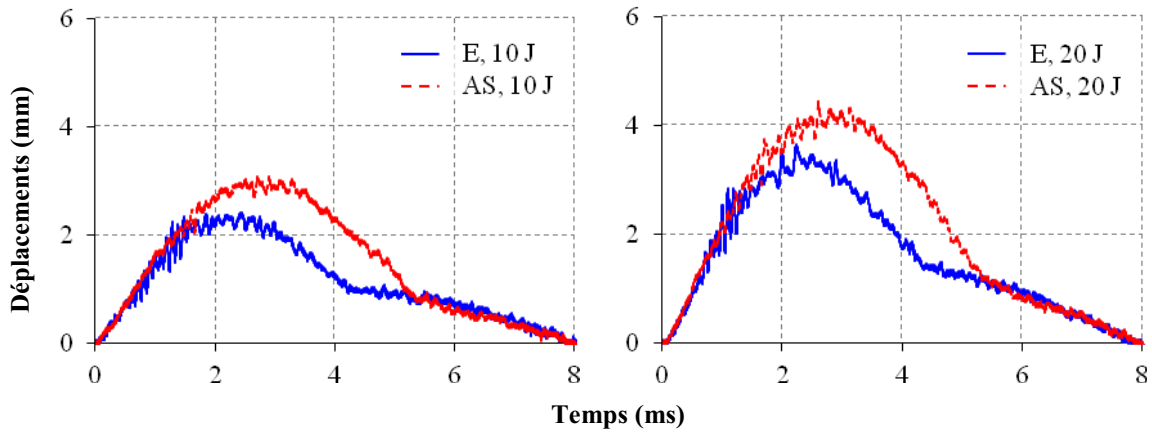


Figure 5.29. Historiques des déplacements axiaux du point opposé à l'impact, face non impactée, pour l'empilement QI encasté (E) ou simplement appuyé (AS), en impact

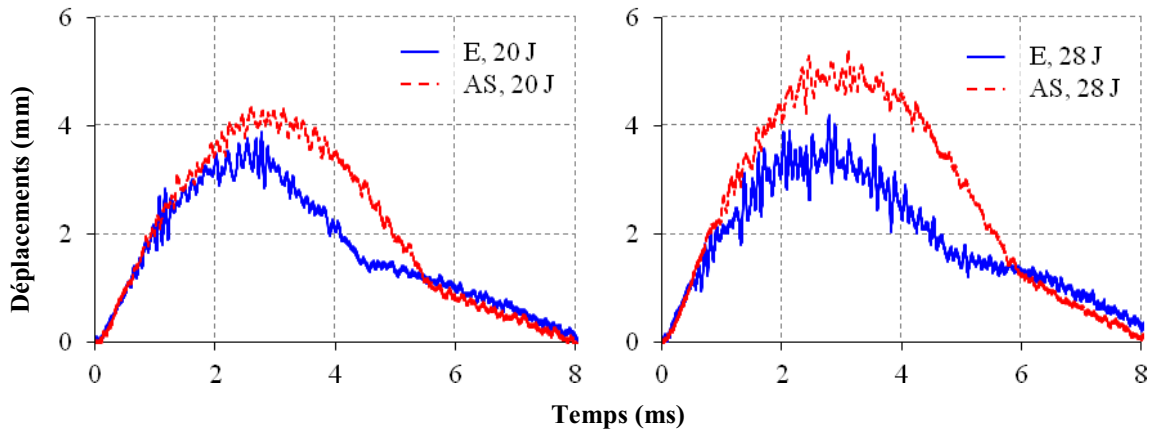


Figure 5.30. Historiques des déplacements axiaux du point opposé à l'impact, face non impactée, pour l'empilement QId encasté (E) ou simplement appuyé (AS), en impact

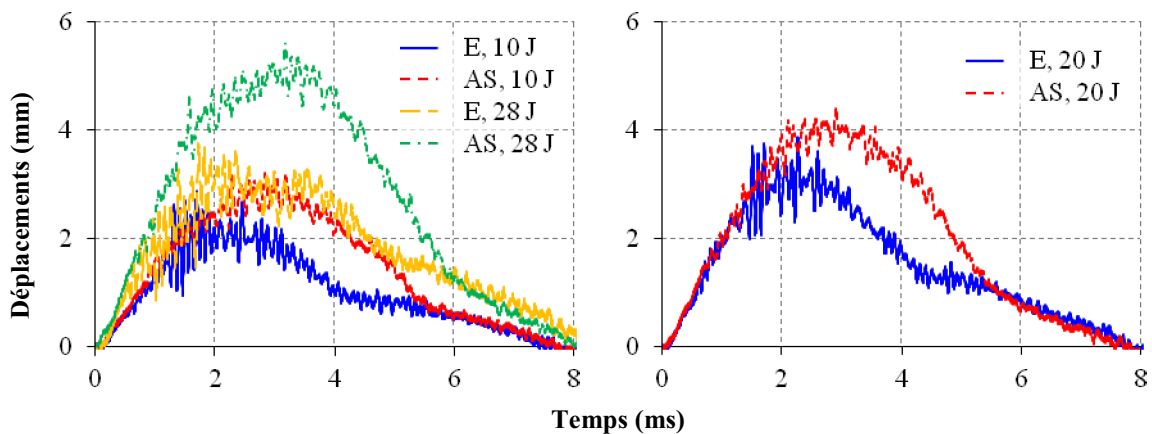


Figure 5.31. Historiques des déplacements axiaux du point opposé à l'impact, face non impactée, pour l'empilement OR encasté (E) ou simplement appuyé (AS), en impact

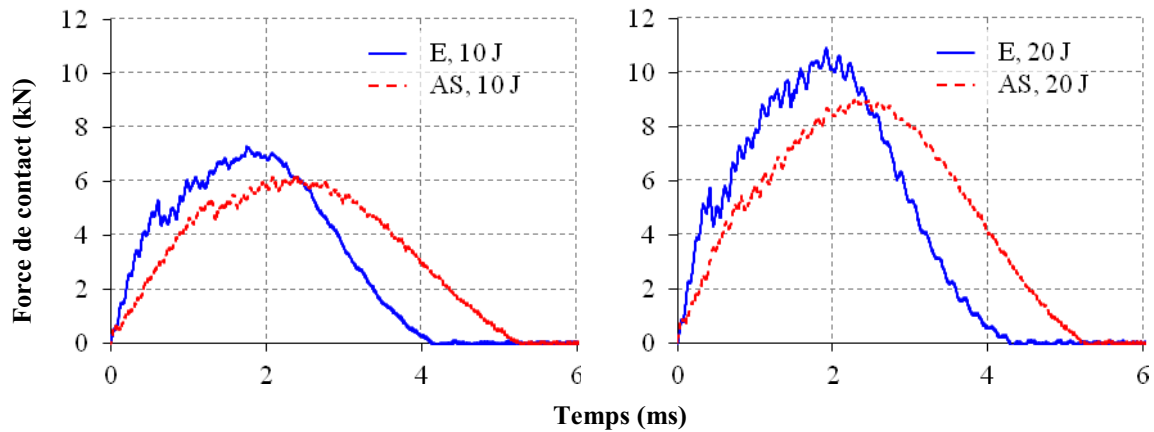


Figure 5.32. Historiques des forces de contact pour l'empilement QI encastred (E) ou simplement appuyé (AS), en impact

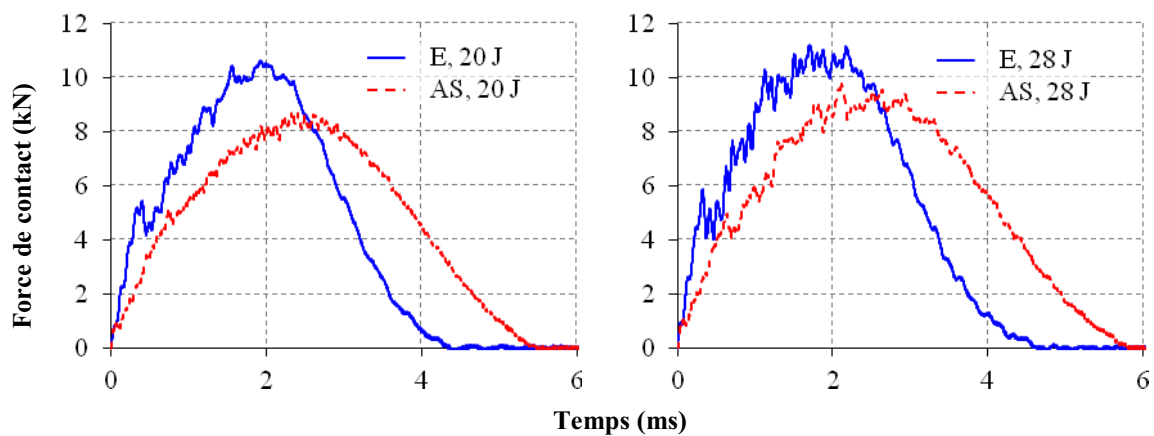


Figure 5.33. Historiques des forces de contact pour l'empilement QId encastred (E) ou simplement appuyé (AS), en impact

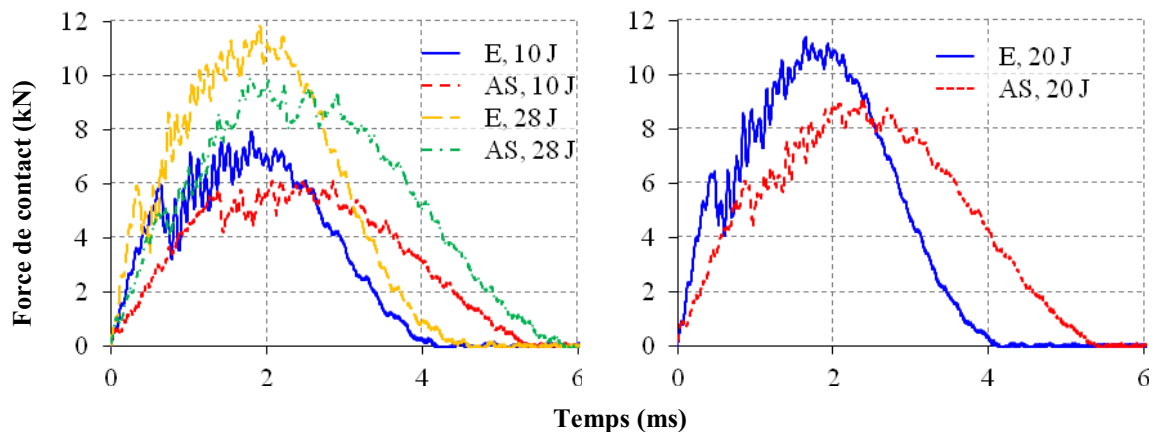


Figure 5.34. Historiques des forces de contact pour l'empilement OR encastred (E) ou simplement appuyé (AS), en impact

L'énergie absorbée dans le cas du montage d'encastrement est plus importante que dans le cas du montage d'appui simple linéique (Figure 5.35). En effet, la plaque pouvant se déformer de manière plus importante dans le cas du montage d'appui simple, elle peut donc absorber plus d'énergie sous forme de déformation élastique que dans le cas du montage d'encastrement. Dans cette dernière configuration, la plaque étant maintenue par des cales d'acier, elle ne peut emmagasiner autant d'énergie sous forme de déformation élastique que dans le cas précédent. Il en résulte qu'une plus grande partie de l'énergie transmise à la plaque n'est pas restituée.

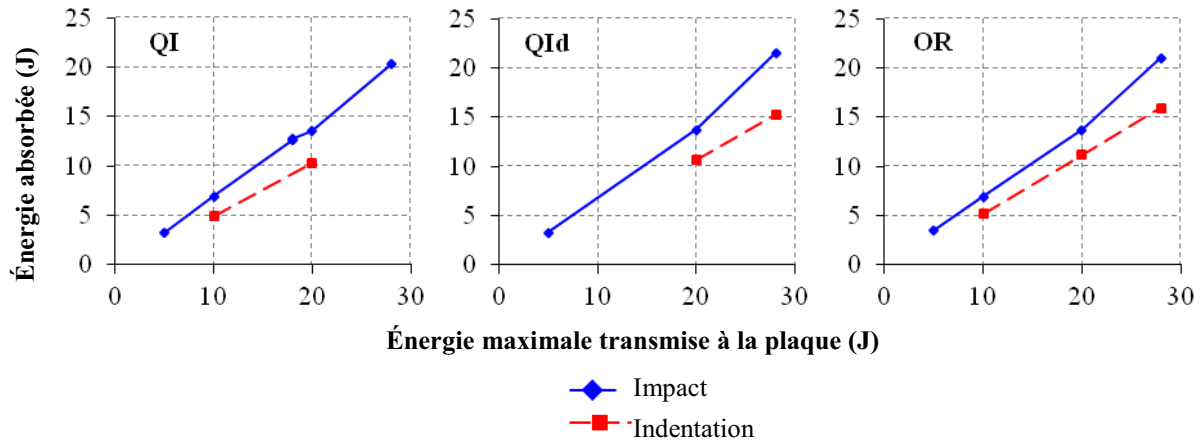


Figure 5.35. Évolution de l'énergie absorbée en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, pour les montages d'encastrement (E) et d'appui simple linéique (AS), en impact

Les profondeurs d'empreinte résiduelle sont plus grandes dans le cas du montage d'encastrement que dans le cas du montage d'appui simple linéique (Figure 5.36). La force maximale de contact étant plus grande dans le cas du montage d'encastrement, elle entraîne une indentation plus importante de l'impacteur. Le montage d'encastrement est d'ailleurs le seul à permettre d'atteindre le BVID minimum fixé par les industriels.

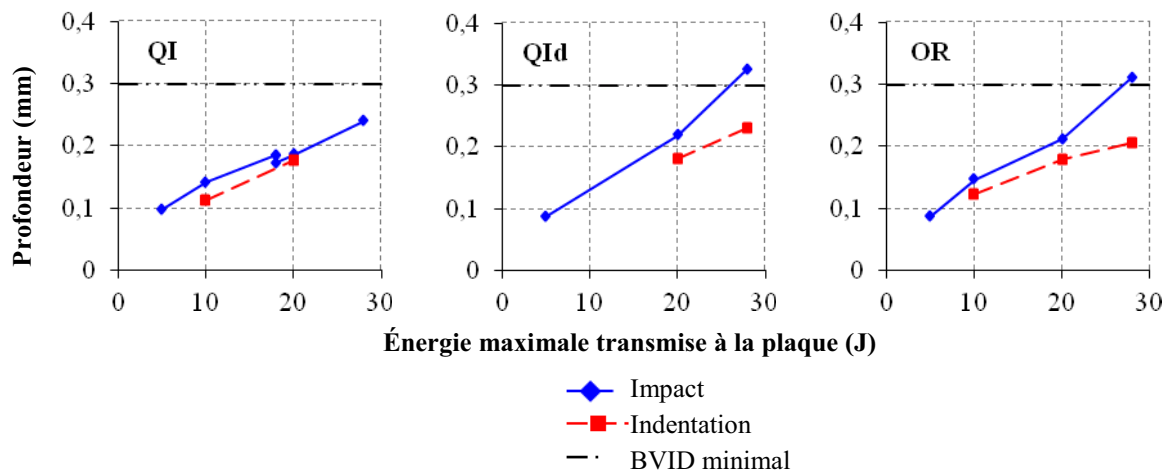


Figure 5.36. Évolution des profondeurs d'empreinte résiduelle en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque pour les montages d'encastrement (E) et d'appui simple linéique (AS), en impact

Quel que soit l'empilement, les aires projetées des délaminages sont plus grandes en encastrement qu'en appui simple linéique (Figure 5.37). Cette observation confirme l'hypothèse émise à partir de l'observation des énergies d'impact. La plaque encastree ne pouvant transformer l'énergie qui lui est transmise en énergie élastique autant que dans le cas du montage d'appui simple linéique, cette énergie est consommée par des endommagements.

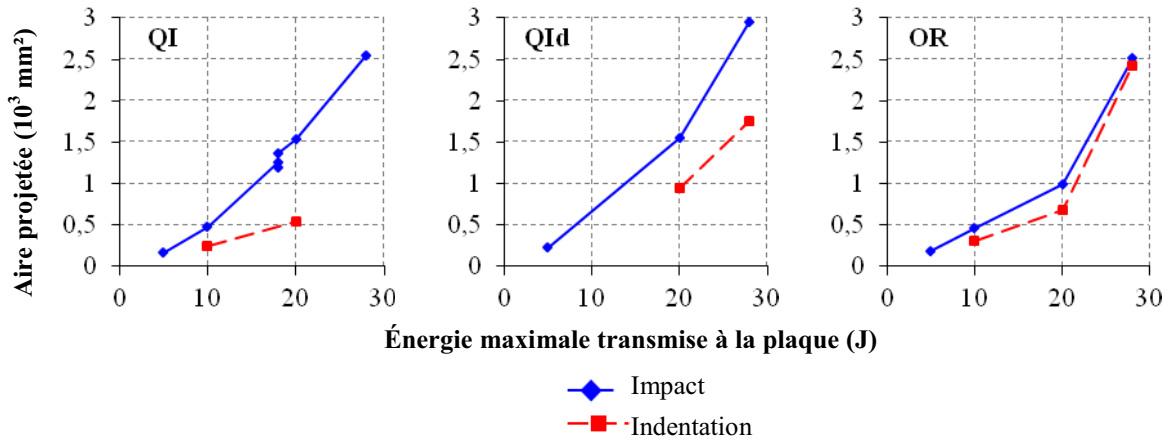


Figure 5.37. Évolution de l'aire projetée des dommages en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, pour les montages d'encastrement (E) et d'appui simple linéique (E), en impact

En revanche, les doubles hélices, orientées selon la direction des fibres du pli inférieur de chaque interface, et les localisations des défauts dans l'épaisseur sont les mêmes dans les deux configurations (Figure 5.38 a et b). Les hélices sont plus étendues dans le cas des plaques encastrees. Dans le cas des plaques simplement appuyées, les hélices s'étendent préférentiellement vers la gauche, surtout à 28 Joules.

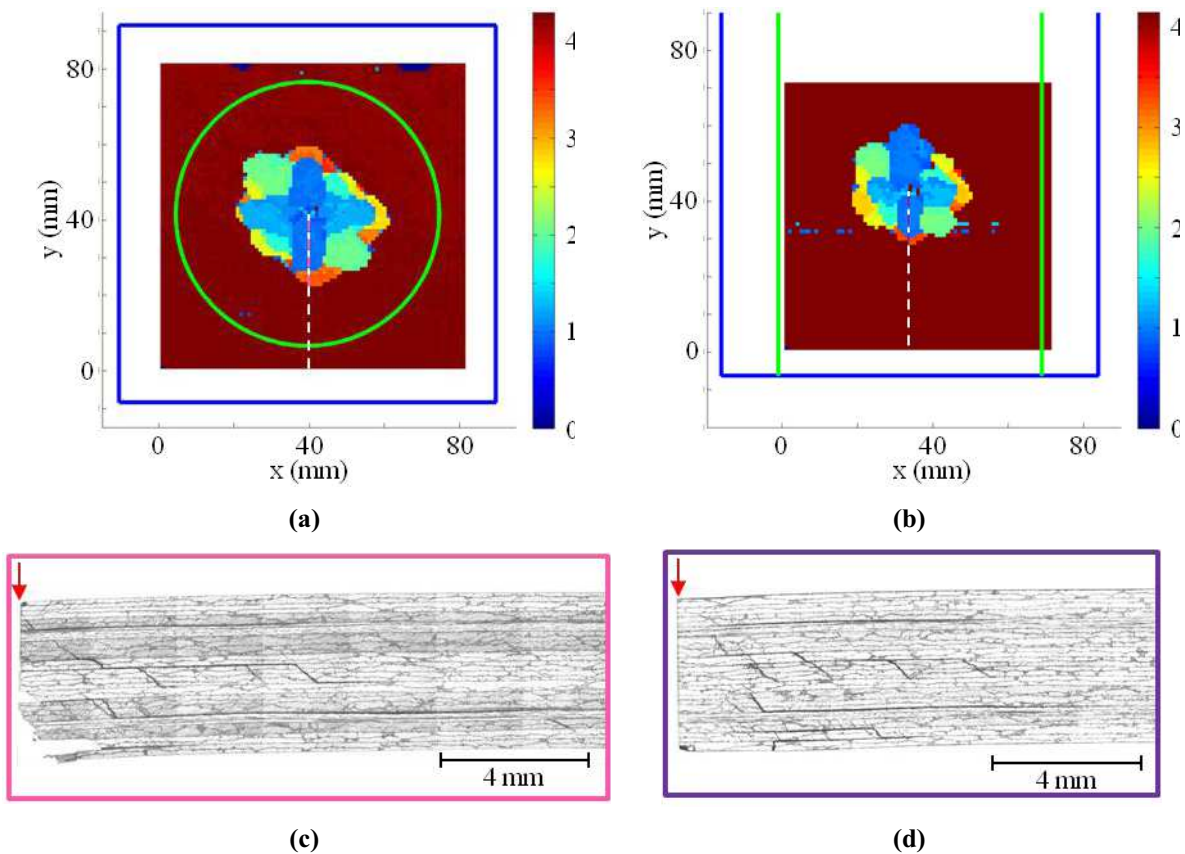


Figure 5.38. D-scans et micrographies de l'empilement OR impacté à 20 Joules, sur le montage d'encastrement (a et c) et sur le montage d'appui simple linéique (b et d)

Les micrographies montrent des dommages similaires dans les deux configurations (Figure 5.38 c et d). Les fissures matricielles et les délaminages se situent aux mêmes endroits, que ce soit dans l'épaisseur ou dans le plan de coupe. Les fissures sont légèrement moins ouvertes avec le montage d'appui simple linéique. De même, les délaminages sont beaucoup moins étendus en appui simple linéique qu'en encastrement. Cette différence de

croissance des délaminages semble accentuée par l'augmentation de l'énergie d'impact. Pour les empilements QId et OR impactés à 20 J, les éprouvettes encastées présentent des dommages importants des plis superficiels.

5.3.2. Indentation

En indentation, les comparaisons sont effectuées, pour l'empilement QI, sur les forces maximales de 5, 7, 8 et 10 kN en encastrement et de 6, 7,5 et 9 kN en appui simple linéique, respectivement. Pour l'empilement QId, les indentations sur le montage d'encastrement à 5, 8 et 10 kN sont confrontées aux indentations sur le montage d'appui simple linéique à 6, 7,5 et 9 kN. Enfin, pour l'empilement OR, les indentations à 5, 8 et 10 kN sur le montage d'encastrement sont comparées aux indentations à 6 et 8 kN en appui simple linéique. Une première remarque, au vu de ces valeurs, est que, pour une force maximale de chargement proche, l'énergie maximale transmise à la plaque en indentation sur le montage d'appui simple linéique est supérieure à celle sur le montage d'encastrement.

Le temps nécessaire pour atteindre la force maximale de consigne est plus élevé en appui simple linéique qu'en encastrement (Figures 5.39 à 5.41). Ceci doit être lié au fait que la plaque simplement appuyée peut se déformer plus librement que la plaque encastree. La force appliquée par le poinçon est donc moins grande, à déplacement égal, dans le cas du montage d'appui simple linéique que dans le cas du montage d'encastrement. Les seuils d'endommagement, repérés par le brusque changement de forme de l'historique de la force de contact, sont similaires, pour les empilements QI et QId, dans les deux configurations. Ils se situent aux alentours de 5 kN. En revanche, les seuils diffèrent entre les deux montages, pour l'empilement OR. Le seuil d'endommagement est notamment plus faible dans le cas de l'appui simple linéique avec pour force de consigne 6 kN, que dans le cas des empilements OR encastrés indentés aux forces maximales de consigne les plus faibles.

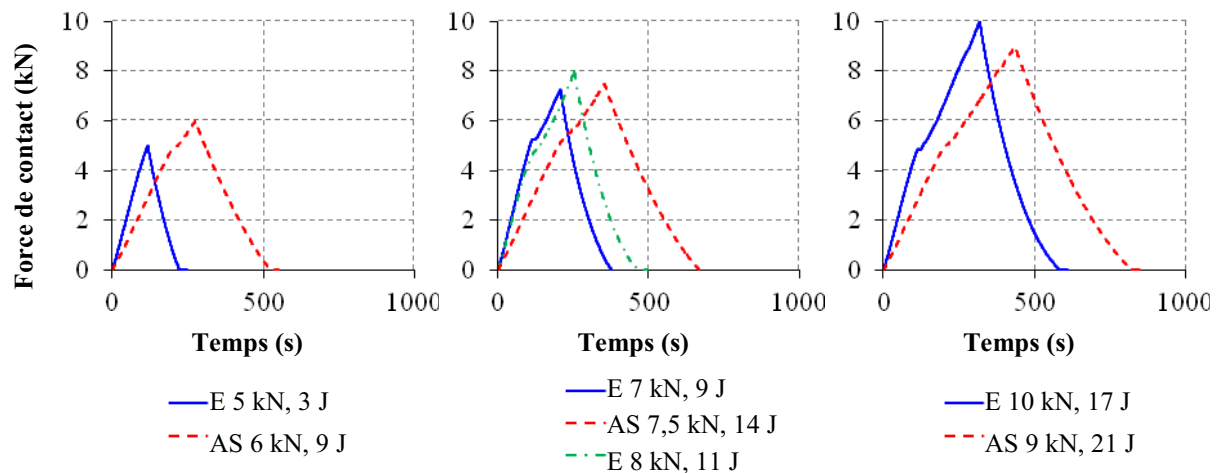


Figure 5.39. Historiques des forces de contact pour l'empilement QI encasté (E) ou simplement appuyé (AS), en indentation

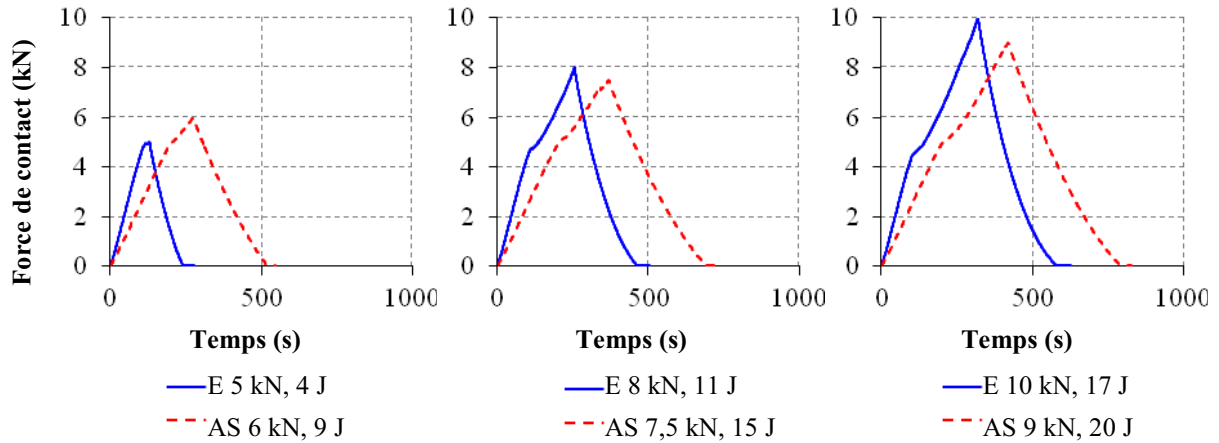


Figure 5.40. Historiques des forces de contact pour l'empilement QId encastred (E) ou simplement appuyé (AS), en indentation

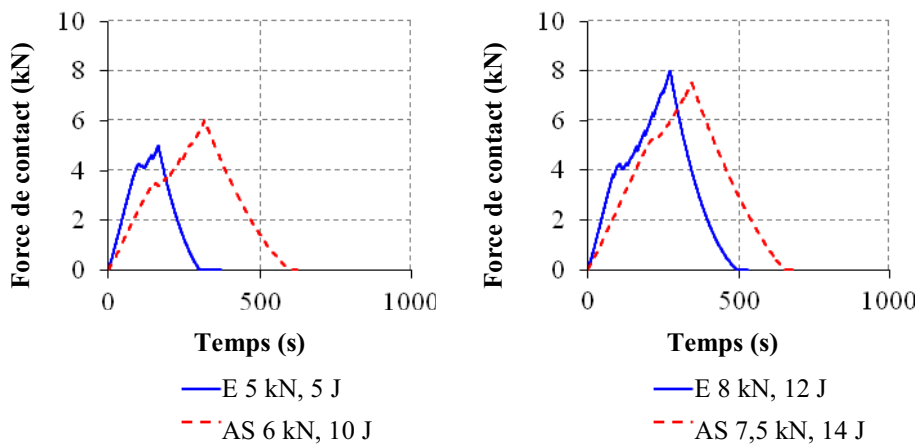


Figure 5.41. Historiques des forces de contact pour l'empilement OR encastred (E) ou simplement appuyé (AS), en indentation

Les déplacements maximaux atteints en appui simple linéique sont plus grands que ceux atteints en encastrement (Figures 5.42 à 5.44). La plaque simplement appuyée étant plus souple que la plaque encastred, elle peut en effet atteindre un déplacement maximal du point opposé à l'impact plus grand en appui simple linéique qu'en encastrement.

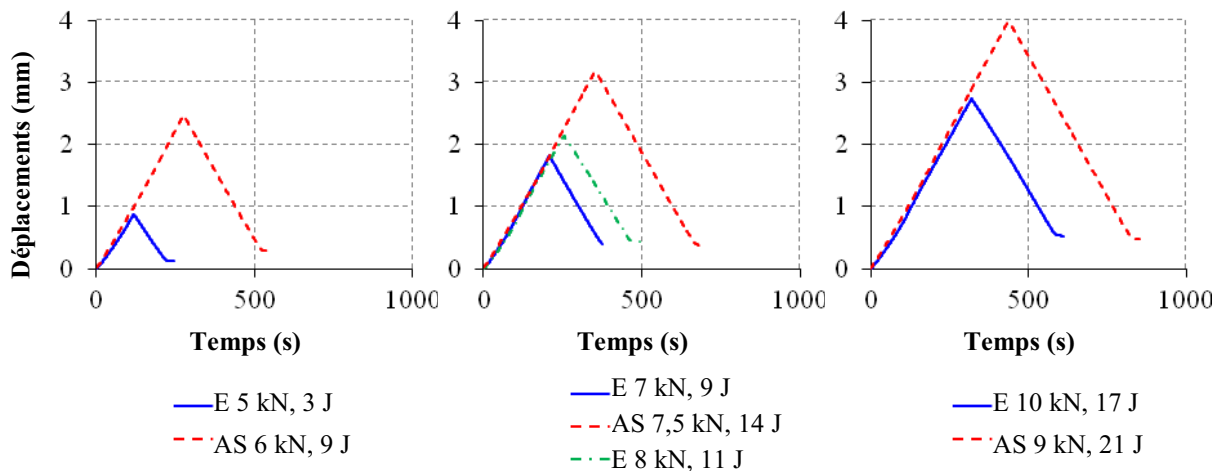


Figure 5.42. Historiques des déplacements du point opposé au poinçon, face non poinçonnée, pour l'empilement QI encastred (E) ou simplement appuyé (AS), en indentation

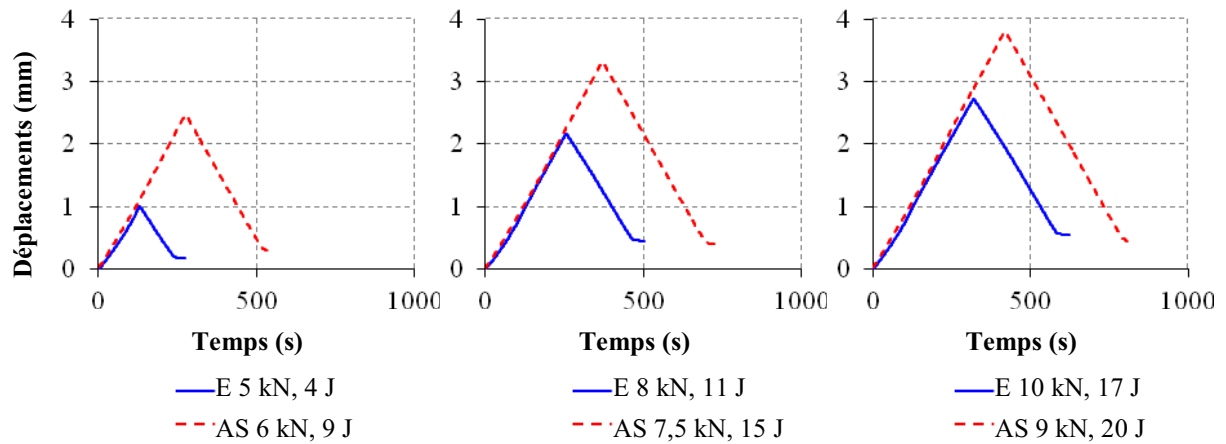


Figure 5.43. Historiques des déplacements du point opposé au poinçon, face non poinçonnée, pour l'empilement QId encastrement (E) ou simplement appuyé (AS), en indentation

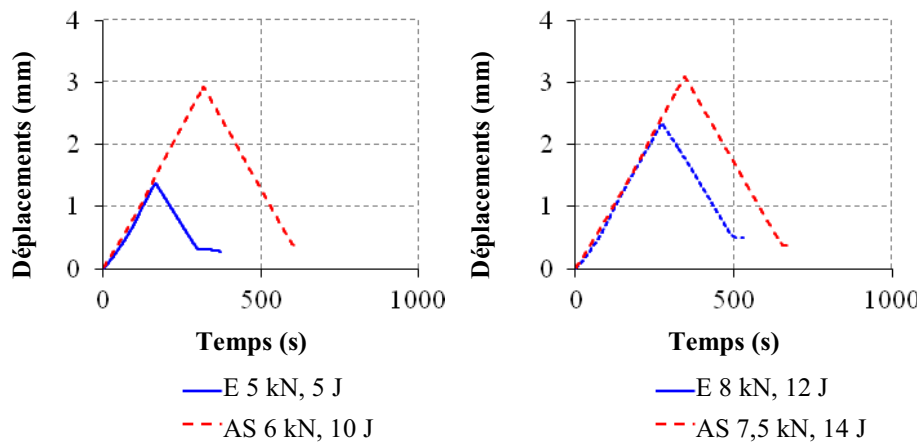


Figure 5.44. Historiques des déplacements du point opposé au poinçon, face non poinçonnée, pour l'empilement OR encastrement (E) ou simplement appuyé (AS), en indentation

Les énergies absorbées sont plus importantes en encastrement qu'en appui simple linéique (Figure 5.45). Encore une fois, la plaque encastree ne pouvant se déformer autant que la plaque simplement appuyée, elle doit absorber une plus grande partie de l'énergie transmise sous forme d'endommagement.

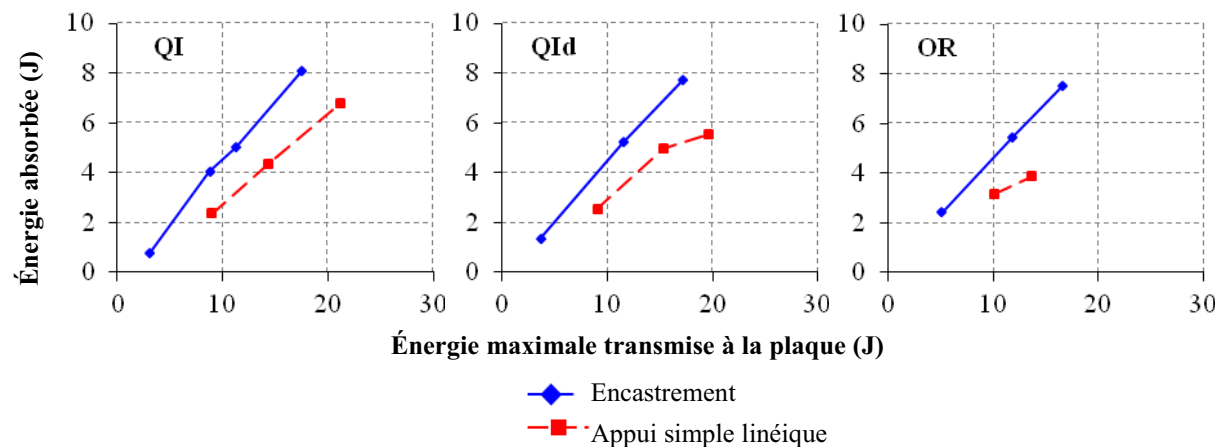


Figure 5.45. Évolution de l'énergie absorbée en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, pour les montages d'encastrement et d'appui simple linéique, en indentation

Les profondeurs d'empreintes résiduelles sont plus grandes en encastrement qu'en appui simple linéique (Figure 5.46). La force de contact étant plus grande en encastrement

qu'en appui simple linéique, l'indentation du poinçon dans la plaque est, elle aussi, plus grande, d'après la loi de contact de Hertz, ce qui semble entraîner une marque résiduelle plus profonde.

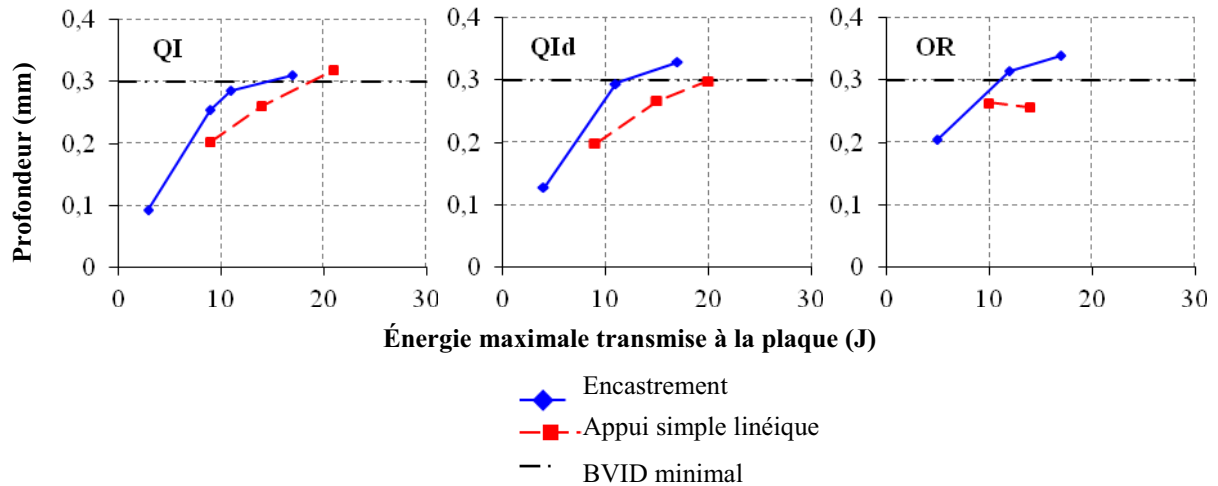


Figure 5.46. Évolution des profondeurs d'empreinte résiduelle en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, pour les montages d'encastrement et d'appui simple linéique, en indentation

Les aires endommagées sont plus grandes en encastrement qu'en appui simple linéique, à énergie maximale transmise à la plaque égale (Figure 5.47). Cela corréle l'hypothèse que la plaque encadrée absorbe plus d'énergie sous forme d'endommagement que la plaque simplement appuyée. Seul l'empilement OR simplement appuyé et indenté à 6 kN, soit une énergie maximale transmise de 10 Joules, s'est plus endommagé que l'empilement OR encadré indenté à 8 kN, soit une énergie maximale transmise de 12 Joules. Le D-scan de l'empilement OR simplement appuyé et indenté à 6 kN (non illustré ici) présente un grand nombre de dommages diffus et superficiels, comparé aux autres éprouvettes, ce qui tend à expliquer son aire endommagée projetée plus importante.

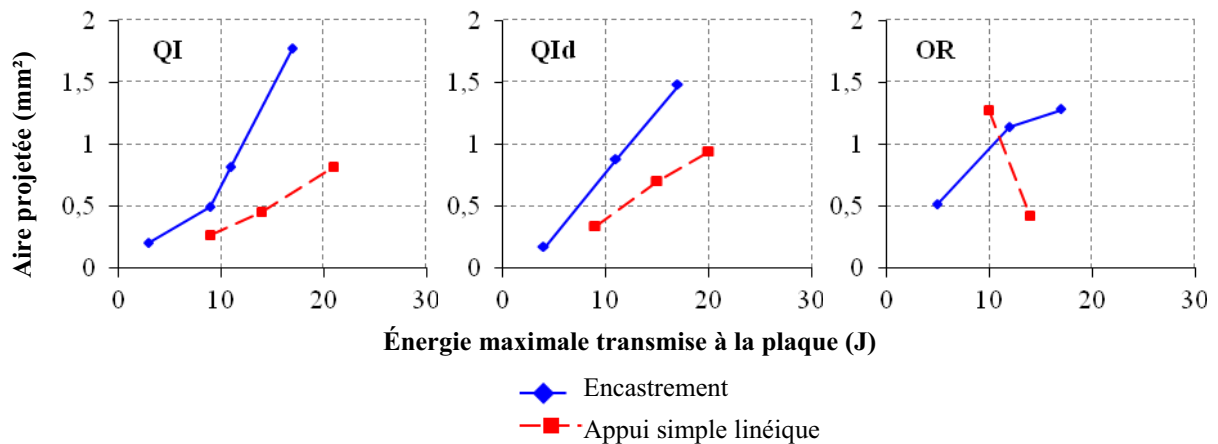


Figure 5.47. Évolution de l'aire projetée des dommages en fonction de l'énergie maximale transmise à la plaque, pour le montage d'encastrement et pour le montage d'appui simple linéique, en indentation

Les dommages détectés par ultrasons sont de formes, d'orientations et de localisations similaires (Figure 5.48 a et b). Les hélices de délaminage sont plus étendues en encastrement qu'en appui simple, ce qui corrobore l'hypothèse d'une part plus grande de l'énergie absorbée par endommagement.

Les micrographies montrent des fissures et des délaminages localisés aux mêmes endroits, dans les deux configurations (Figure 5.48 c et d). Les fissures semblent plus marquées en encastrement qu'en indentation. Les délaminages sont également plus étendus en

encastrement. L'empilement QI simplement appuyé indenté à 9 kN semble avoir subi de lourds dommages superficiels : une partie des deux plis supérieurs a été éjectée lors du polissage du chant dans le sens longitudinal.

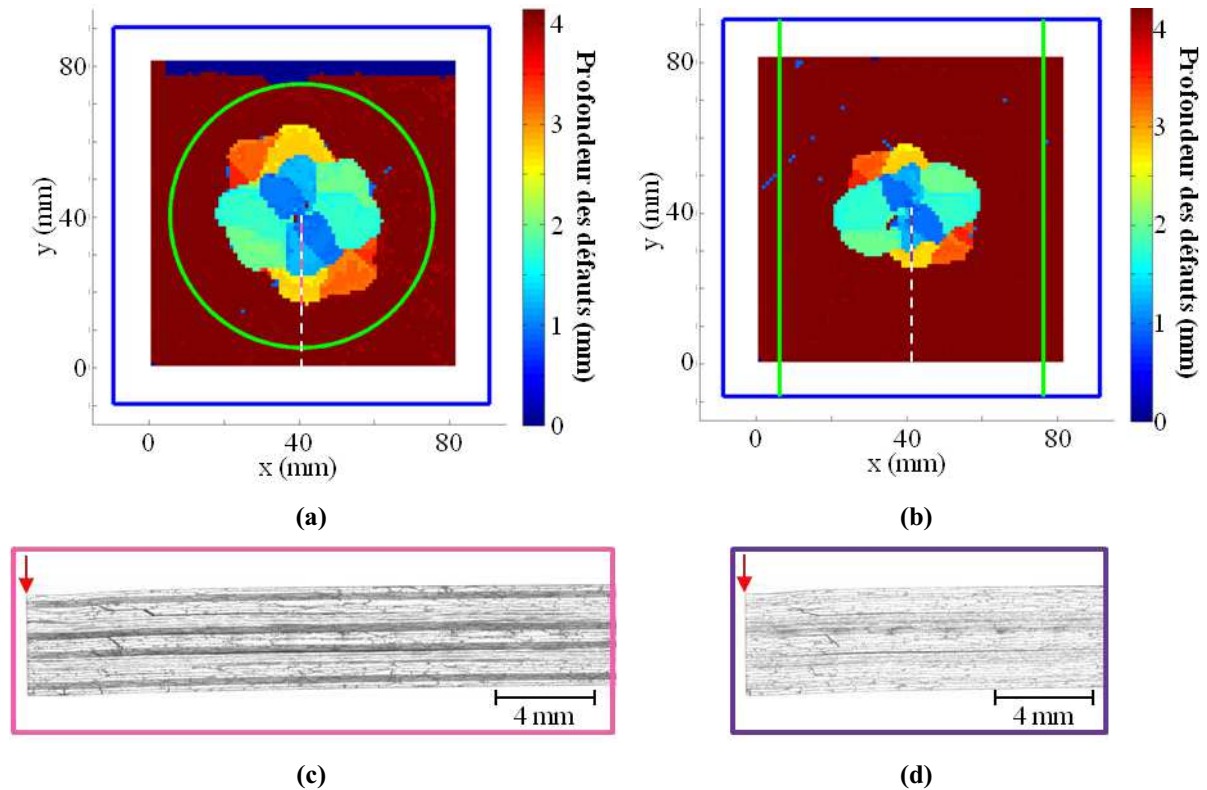


Figure 5.48. D-scans et micrographies de l'empilement QId encastred indenté à 10 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 17 Joules (a et c) et de l'empilement QId simplement appuyé indenté à 9 kN, soit une énergie maximale transmise à la plaque de 20 Joules (b et d)

5.4. Conclusion

Les résultats des essais d'impact et d'indentation analysés dans le chapitre précédent ont été utilisés pour déterminer la sensibilité du T700GC/M21 à l'impact. La confrontation des réponses et des endommagements lors d'un impact unique ou d'impacts incrémentaux, c'est-à-dire d'impacts à énergie croissante sur une même plaque, permet de mettre en évidence l'effet de plusieurs impacts à basse vitesse et à faible énergie sur la réponse à l'impact. Quel que soit l'empilement, la raideur apparente initiale de la plaque est diminuée lorsque la plaque a été préalablement impactée. Le seuil d'endommagement significatif, c'est-à-dire la chute brutale dans le signal en force disparaît également dès le deuxième impact consécutif. La cible déjà impactée absorbe en général un peu moins d'énergie que la plaque impactée une seule fois. La profondeur d'empreinte résiduelle, en encastrement, et les dommages induits, quel que soit le montage, sont cependant plus importants dans le cas incrémental, ce qui laisse supposer que la plaque déjà endommagée transforme une quantité plus faible de l'énergie incidente en énergie cinétique (vibrations de la plaque consécutives à l'impact). Il est à noter que les impacts à 5 Joules semblent montrer une dispersion plus faible des mesures sur le montage d'appui simple linéique que sur le montage d'encastrement.

Les réponses et les dommages, en impact et en indentation, ont également été comparés. Le comportement global est un peu différent selon le mode de chargement : le déplacement du poinçon à la fin du contact (force nulle) est plus faible, en indentation, que celui de

l'impacteur. L'énergie absorbée par la plaque indentée est également plus faible qu'en impact, alors que les aires délaminées projetées sont en général plus grandes en indentation. Cela semble indiquer qu'une part importante de l'énergie incidente est absorbée par mise en mouvement de la cible, en impact. Les dommages d'impact et d'indentation sont similaires : les dommages détectés par ultrasons ont la même forme hélicoïdale. Les micrographies montrent également des fissures réparties de la même manière dans l'épaisseur. Les densités de fissures diffèrent cependant, entre l'impact et l'indentation. En indentation, les délaminages sont également plus étendus, notamment en appui simple linéique, et plus reculés, par rapport au centre de la plaque. Il n'y a donc pas une similitude exacte entre les dommages d'impact et ceux d'indentation. La substitution des essais d'indentation aux essais d'impact dépend de ce qui doit en être fait, comme le signalaient Sutherland et Guedes Soares [Sutherland, 2012]. Par exemple, dans les travaux de Hautier [Hautier, 2010], les essais d'indentation ont permis de créer des endommagements similaires aux dommages d'impact pour tester une technique de réparation par infiltration de résine. Cependant, si ce sont les dommages induits par un impact en tant que tels ou les performances résiduelles suite à un impact qui intéressent, cette substitution devient plus discutable.

Le montage d'encastrement induit des délaminages plus étendus que le montage d'appui simple linéique. Ceci est logiquement dû à la raideur de flexion plus grande de la cible, en encastrement. En revanche, les conditions aux limites imposées à la plaque ne semblent pas modifier la position ou la forme des dommages, aux énergies les plus basses.

La base de données d'essais constituée et les tendances qui en sont dégagées peuvent à présent servir à confronter les modèles numériques d'impact et les modèles matériaux associés aux résultats expérimentaux afin de valider, ou non, la capacité des modèles choisis à reproduire les dommages d'impact. C'est l'objet du chapitre suivant.

Chapitre 6

Capacité du modèle d'impact implicite à prévoir les dommages d'impact

Dans les deux chapitres précédents, une riche base de données expérimentales a été acquise pour comparaison avec les résultats numériques. La sensibilité à l'impact du matériau retenu, le T700GC/M21, a également été établie en fonction de la séquence d'empilement, de l'énergie d'impact et des conditions aux limites appliquées à la plaque impactée. Les résultats numériques des simulations d'impact sur les configurations d'appui simple linéique et d'encastrement, présentées au chapitre 3, paragraphe 3.2, peuvent à présent être confrontés aux résultats expérimentaux, afin d'estimer les capacités du modèle de comportement du pli Onera Progressive Failure Model (OPFM) [Laurin, 2005] [Laurin, 2007] [Charrier, 2011] et du modèle bilinéaire de zones cohésives proposé par Alfano et Crisfield [Alfano, 2001] à prévoir les dommages d'impact. L'objectif de ce chapitre est de montrer les qualités et défauts des modèles mis en place et quels sont les éléments essentiels à intégrer à la modélisation de l'impact (modèle numérique et complexité des lois de comportement matériau) pour avoir une estimation correcte des dommages.

Parmi les différentes configurations d'essai présentées au chapitre 4, les moins coûteuses, en termes de temps de calcul, concernent les impacts à 10 Joules. En effet, cette configuration engendre des déplacements d'amplitudes faibles. Cela permet de conserver l'hypothèse des petits déplacements et d'avoir des incréments de temps plus grands, tout en assurant la convergence de l'algorithme de contact, ce qui réduit notablement les temps de calcul. D'autre part, les temps de calcul les plus courts sont obtenus pour le modèle d'encastrement car il comporte moins d'éléments que le modèle d'appui simple et il limite également l'amplitude des déplacements de la plaque. C'est pourquoi les comparaisons entre les résultats expérimentaux et numériques prennent une place plus importante pour l'impact des spécimens encastres à 10 Joules.

Deux modélisations d'impact sont utilisées dans ce chapitre. Dans le premier cas, le modèle numérique complet, construit au chapitre 3, paragraphe 3.1.4, est associé à la loi de comportement du pli OPFM, dans sa formulation tridimensionnelle, présentée au chapitre 2, paragraphe 2.1.1. Dans ce premier modèle, les effets des délaminages sont directement pris en compte dans la loi de comportement du pli et aucune interface n'est modélisée par des zones cohésives. La seconde modélisation utilise le modèle d'impact simplifié présenté au chapitre 3, paragraphe 3.1.4. Dans ce cas, le contact avec l'impacteur est remplacé par des déplacements équivalents, afin de réduire les temps de calcul (deux mois contre plus de six pour un calcul d'impact complet comportant des modèles de zones cohésives, sur quatre processeurs de 2,66 GHz de fréquence). Cette simplification permet d'intégrer des zones cohésives pour modéliser les interfaces entre deux plis d'orientations différentes. Ces zones cohésives sont associées au modèle bilinéaire et les plis à la loi OPFM dans sa formulation tridimensionnelle, en annulant la cinétique d'endommagement hors plan, ce qui a pour effet de ne pas prendre en compte les effets du délaminage dans la loi de comportement du pli. Cette méthode évite la compétition entre les deux modèles d'endommagement hors plan. Le

couplage entre l'endommagement matriciel du pli et les propriétés de l'interface n'est pas pris en compte.

Afin d'évaluer les capacités des modèles à reproduire le comportement lors d'un impact et les dommages qui en résultent, la confrontation entre les résultats d'essais et les résultats des simulations s'effectue en deux temps. Dans un premier temps, les réponses globales de la plaque impactée sont comparées, en termes de forces et de déplacements. Ensuite, les endommagements sont étudiés plus en détail. Pour cette analyse, il y a rupture de fibres, fissuration matricielle ou délaminage lorsque, respectivement, d_{1_bis} , d_{2_bis} ou d_{3_bis} ¹ est supérieure à 0,9, ce qui correspond à une dégradation de 90 % des propriétés au point de Gauss considéré, pour le modèle OPFM (Chapitre 2, paragraphe 2.2.1). Les endommagements des fibres et de la matrice obtenus par simulation sont ainsi confrontés aux observations microscopiques réalisées. Les délaminages prévus numériquement sont comparés aux scans ultrasonores et aux micrographies. L'évaluation du modèle d'impact est ainsi réalisée de manière qualitative et quantitative. Pour rappel, les essais confrontés aux résultats numériques n'ont pas été répétés. Les valeurs expérimentales présentées sont donc brutes et leur variabilité n'est pas prise en compte.

6.1. Comparaison des réponses globales

Le premier aspect de la confrontation du modèle d'impact aux essais concerne la prévision de la réponse globale de la structure impactée. En effet, si le modèle parvient à retranscrire la réponse d'une plaque à un impact, cela permet de conforter les conclusions qui sont issues de la comparaison des dommages obtenus numériquement et expérimentalement. La confrontation des réponses globales est réalisée en termes de force de contact, d'historique des déplacements et d'énergie dissipée, visualisée sur les courbes force / déplacement de l'impacteur.

6.1.1. Appui simple linéique

La prévision de la sensibilité du T700GC/M21 à l'énergie d'impact est analysée à l'aide des simulations à 10, 20 et 28 Joules sur une plaque quasi-isotrope (QI) simplement appuyée. Le comportement des plis est représenté par la loi OPFM dans sa formulation tridimensionnelle, c'est-à-dire avec modélisation de l'effet des délaminages sur le comportement moyen du pli (d_3) et avec prise en compte des effets des cisaillements hors-plan (τ_{13} et τ_{23}) dans les critères d'endommagement (chapitre 2, paragraphe 2.2.1). Aucune interface n'est modélisée par des zones cohésives. Les résultats numériques montrent une augmentation de la force de contact et des déplacements avec l'énergie d'impact, comme c'est le cas expérimentalement. Les calculs à 20 et 28 Joules ont divergés. L'analyse de ces calculs montre que, pour le dernier incrément convergé, les niveaux d'endommagement sont environ trois fois plus élevés qu'à la fin de l'impact à 10 Joules. Cette observation laisse supposer qu'une trop forte présence d'endommagement, entraînant de fortes non linéarités, empêche la convergence des calculs, à 20 et 28 Joules.

Les réponses à l'impact de 10 Joules, en termes de force de contact comme de déplacements, sont comparées selon l'empilement de la plaque impactée simplement appuyée (Figure 6.1). Pour cela, les résultats des simulations d'impact complet (avec contact, sans

¹ Les variables d'effet de l'endommagement d_i , $i \in \{1,2,3\}$, vont de 0 (état sain) à l'infini pour caractériser l'assouplissement du matériau. Pour simplifier l'analyse des cartes d'endommagements, un changement de variable est effectué : $d_{i_bis} = \frac{d_i}{d_{i+1}}$ avec $d_{i_bis} \in [0;1[$ (chapitre 2, paragraphe 2.2.1).

zone cohésive et avec la variable d'endommagement hors-plan de la loi OPFM tridimensionnelle activée), à 10 Joules et sur les trois empilements, sont utilisés. Les trois empilements ont des réponses similaires, comme c'est le cas expérimentalement pour les empilements QI et OR² (Figure 6.1). Les mesures expérimentales sur l'empilement OR sont un peu plus perturbées que celles obtenues avec l'empilement QI. Cela est sans doute lié à la première et à la dernière interface de l'empilement OR, potentiellement plus délaminantes que les interfaces de l'empilement QI. La loi OPFM ne permet pas de capturer ces ruptures d'interfaces, ce qui rend impossible le changement de modes propres de la plaque et de ses décollements, et donc l'apparition des vibrations observées expérimentalement (elles ne sont pas introduites par les endommagements, au plus ceux-ci modifient les valeurs des fréquences). Ce constat semble indiquer l'importance de la modélisation des interfaces par des zones cohésives capables de créer ces dissociations des plis, localisées sous l'impacteur au cours de l'impact.

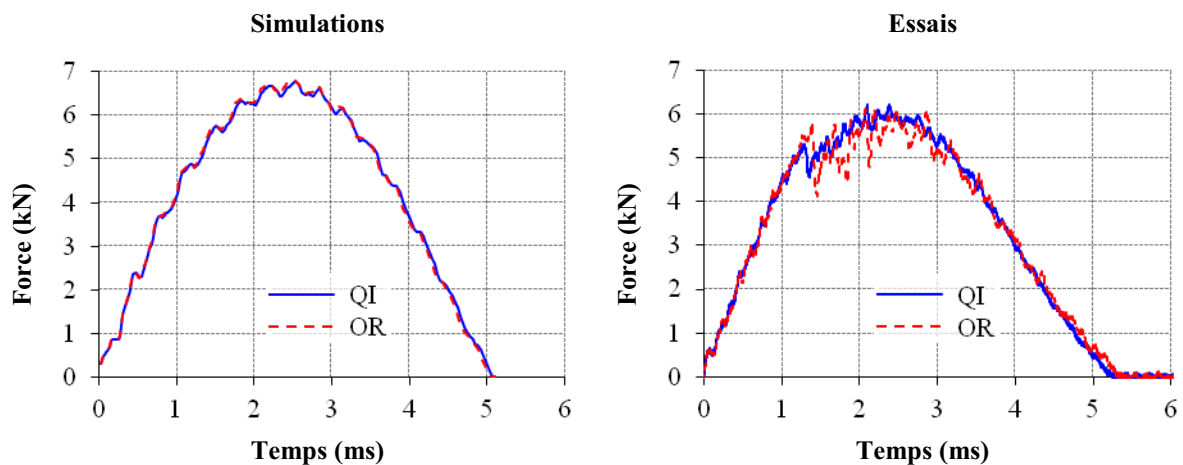


Figure 6.1. Historiques des forces de contact des simulations d'impact complet, sans zones cohésives et avec contact, à 10 Joules sur les empilements QI et OR simplement appuyés. Dans ses simulations, le comportement des plis est représenté par la loi OPFM tridimensionnelle.

Les données expérimentales et les résultats numériques sont plus particulièrement confrontés dans le cas de l'impact à 10 Joules sur la plaque quasi-isotrope simplement appuyée. Pour le modèle d'impact complet les résultats sont en bonne adéquation jusqu'à ce que le seuil d'endommagement significatif soit atteint, dans le cas expérimental (Figure 6.2). Ce seuil correspond à une extension brutale des premiers délaminages [Davies, 2004] [González, 2012]. Le modèle OPFM ne permet pas de le prévoir, sans doute à cause de l'absence de discontinuité introduite dans le modèle numérique de la plaque ou de caractère adoucissant. Ce dernier est en cours de développement et implique des difficultés numériques supplémentaires liées à la dépendance au maillage. Il est également difficile, actuellement, d'identifier les caractéristiques du comportement adoucissant hors plan [Elias, 2012]. Mis à part ce point, le modèle OPFM semble capable de reproduire le comportement global : la force maximale de contact est plus élevée de seulement 9 %, le temps d'impact très légèrement plus court de 3 %, les déplacements du point d'impact et du point opposé à l'impact sont plus faibles (respectivement, de 3 et 13 % - ce dernier chiffre est peu représentatif compte tenu de la variabilité des mesures et la nature fortement perturbée du signal constatées au chapitre 4, figure 4.9).

² Il est rappelé que l'essai d'impact à 10 Joules sur l'empilement QI simplement appuyé n'est pas exploitable, suite à une défaillance du système anti-rebond.

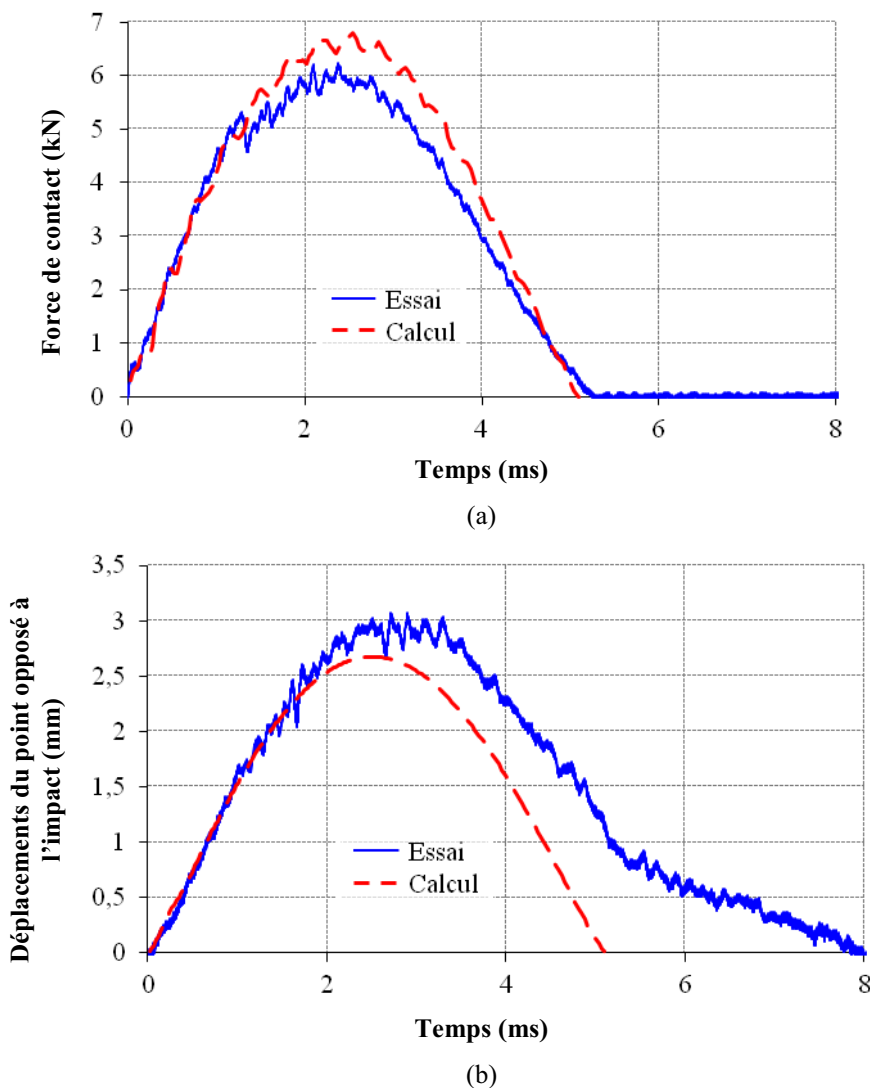


Figure 6.2. Historiques expérimentaux et numériques de la force de contact (a) et des déplacements du point opposé (b) à un impact de 10 Joules sur un empilement quasi-isotrope (QI) simplement appuyé

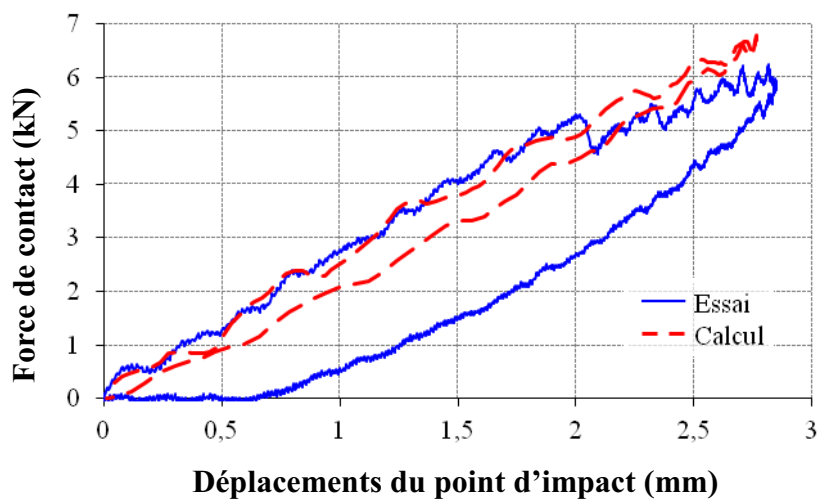


Figure 6.3. Évolutions expérimentale et numérique de la force de contact en fonction des déplacements du point d'impact. Ces déplacements sont calculés sur l'impacteur, expérimentalement.

Du point de vue de l'énergie absorbée, l'aire sous la courbe force/déplacements est plus faible numériquement par rapport aux mesures expérimentales (1 Joule contre 5

expérimentalement - Figure 6.3). Elle est notamment plus étroite. Le même écart en énergies absorbées est constaté pour l'empilement OR.

Le caractère adoucissant de l'endommagement des plis, par nature beaucoup plus dissipatif, est sûrement responsable d'une partie de l'absorption de l'énergie d'impact, qui ne peut donc être représentée dans la version actuelle du modèle OPFM. D'autre part, expérimentalement, il y a un décalage entre la fin du contact (quand la force redevient nulle) et le moment où l'impacteur repasse par sa position au moment de l'impact (le déplacement de l'impacteur est alors nul). Ce décalage suggère que des déformations résiduelles sont présentes au niveau du point d'impact, sur la cible. Une piste d'amélioration du modèle OPFM consisterait alors à introduire la viscoplasticité de la matrice dans le modèle de comportement du pli OPFM. Elle permettrait d'autre part de capturer une profondeur d'empreinte résiduelle à confronter aux mesures effectuées par stéréo-corrélation d'images, suite aux essais d'impact (chapitre 4). Bouvet *et al.* [Bouvet, 2012] utilisent par ailleurs des lois plastiques pour modéliser l'effet des débris de matrice sur la refermeture des fissures. Dans le modèle OPFM, l'effet d'éventuels débris, qui sont observés dans des cas très particuliers (composites fortement orientés) pour des énergies plus élevées, interviendrait dans des déformations résiduelles. Cela pose la question de l'identification de la création d'un débris et de sa taille, ainsi que celle de l'effet de ce débris sur le comportement du pli, sans avoir recours à un recalage par rapport aux observations expérimentales.

Dans le chapitre 3, au paragraphe 3.2.2, il a été montré que la modélisation de l'ensemble des interfaces entre deux plis d'orientations différentes permettait de répartir l'endommagement à ces interfaces et de capturer un seuil d'endommagement significatif dans le signal en force. C'est pourquoi les données expérimentales sont également confrontées à la simulation d'un impact à 10 Joules sur plaque quasi-isotrope, où le contact a été remplacé par des déplacements équivalents, issus d'un calcul d'impact élastique.

Si la réponse en termes de forces de contact ne correspond pas entièrement à la réponse mesurée au cours de l'essai (Figure 6.4), l'évolution temporelle de la force est cependant correctement décrite jusqu'au seuil d'endommagement significatif. L'insertion des zones cohésives adoucissantes permet donc de capturer un tel seuil. La visualisation dynamique de l'évolution de l'endommagement montre que ce seuil est associé à une propagation rapide des délaminages. Cette notion de vitesse d'endommagement n'est peut-être pas suffisamment présente dans le modèle OPFM. Par ailleurs, le seuil d'endommagement prévu est plus faible que le seuil expérimental (32% d'écart entre les deux valeurs). Après avoir atteint le seuil d'endommagement significatif numérique, la force sur la plaque est maintenue autour de 3 kN, soit deux fois moins que la force maximale mesurée expérimentalement. Cet écart est certainement lié à la simplification du modèle : il n'y a, en effet, pas d'interaction entre les déplacements imposés et l'endommagement créé au sein de la plaque. Ces derniers ne sont pas actualisés en fonction de cet état d'endommagement. Le modèle simplifié met ainsi en évidence le caractère fondamental de la représentation explicite du contact.

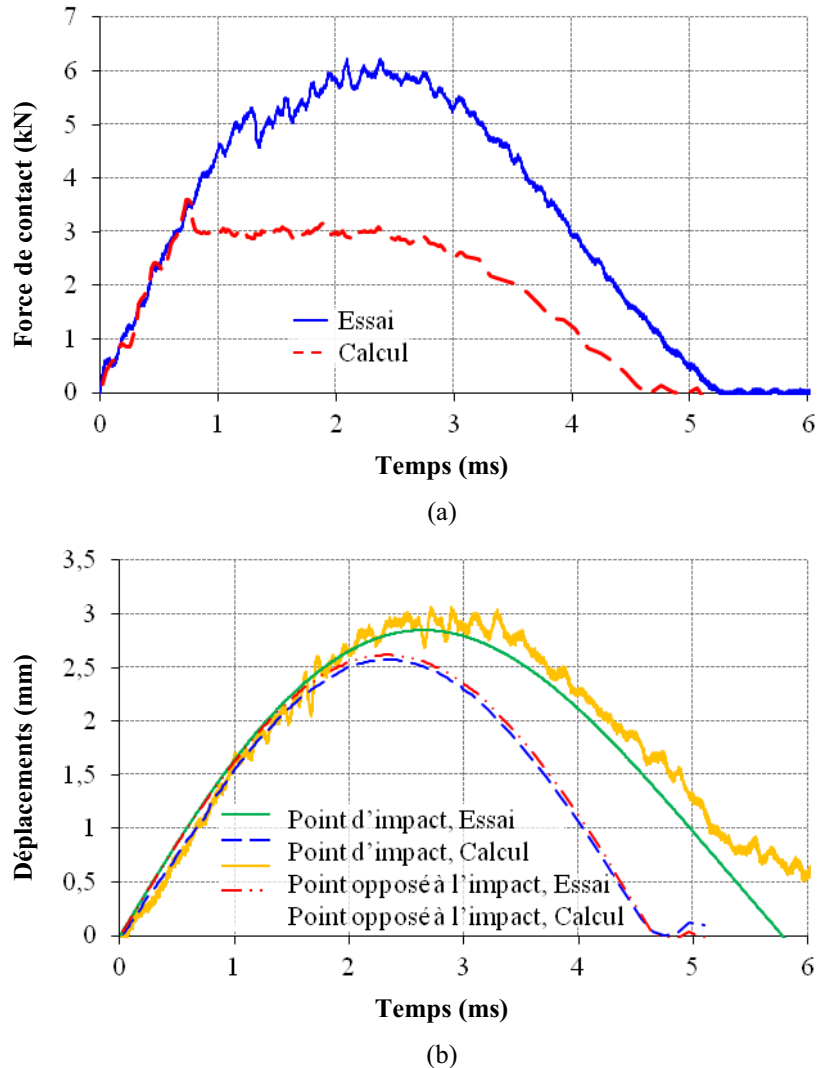


Figure 6.4. Historiques expérimentaux et numériques des forces (a) et des déplacements du point d'impact et de son opposé (b) pour l'impact à 10 Joules sur empilement QI. La simulation utilise le modèle d'impact simplifié (modélisation des interfaces par zones cohésives mais pas d'algorithme de contact).

Les courbes force/déplacements du point d'impact ne correspondent pas non plus (Figure 6.5), mais une amélioration du comportement numérique, comparativement à celui obtenu en impact avec OPFM, est à noter. L'aire sous la courbe est en effet plus large à son sommet, à cause du plateau de force (hystérésis). L'écart en termes d'énergie absorbée par mise en mouvement et par endommagement de la plaque n'est plus que de 3 Joules numériquement contre 5 expérimentalement. Il faut toutefois noter que l'énergie maximale transmise à la plaque dans la simulation n'est que de 6 Joules, contre 10 expérimentalement. Cependant, la proportion d'énergie absorbée par rapport à l'énergie incidente semble mieux respectée que dans le cas du modèle complet (contact, loi OPFM tridimensionnelle et pas de zones cohésives). Cela semble indiquer l'importance de l'endommagement hors plan, notamment de son caractère adoucissant, dans les mécanismes d'absorption de l'énergie incidente. D'autre part, la déformation résiduelle de la plaque n'est toujours pas prévue. La viscoplasticité de la matrice semble alors être une piste importante d'amélioration du modèle OPFM.

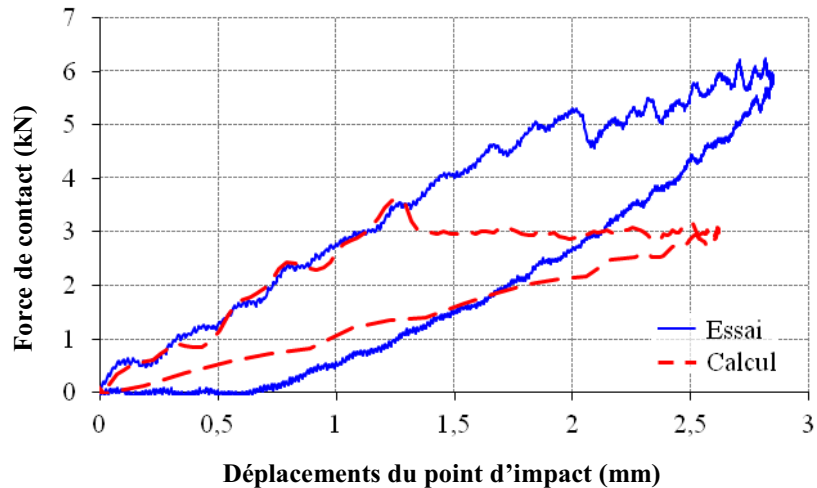


Figure 6.5. Évolutions expérimentale et numérique de la force de contact en fonction des déplacements du point d'impact. La simulation utilise le modèle d'impact simplifié. Toutes les interfaces sont modélisées par des zones cohésives.

6.1.2. Encastrement

La prévision de la sensibilité du T700GC/M21 à l'énergie d'impact pour le montage d'encastrement est analysée à l'aide des simulations d'impacts à 10, 20 et 28 Joules sur une plaque quasi-isotrope. Pour ces simulations, le comportement des plis est représenté par la loi OPFM dans sa formulation tridimensionnelle et aucune interface n'est modélisée par des zones cohésives. Les résultats numériques montrent alors que la force de contact et les déplacements du point d'impact et du point opposé augmentent avec l'énergie incidente, comme c'est le cas expérimentalement.

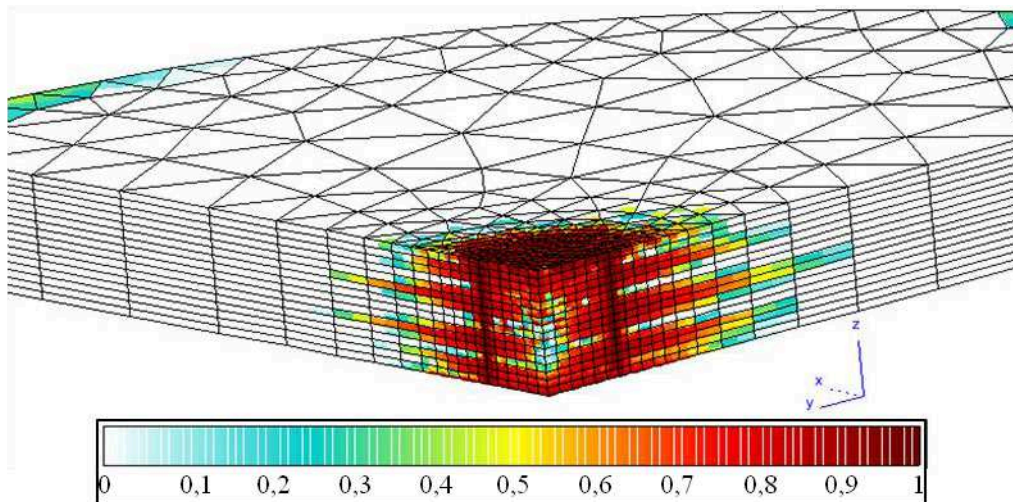


Figure 6.6. État d'endommagement matriciel au dernier incrément convergé ($t = 1,14$ ms) du calcul d'impact à 20 Joules sur l'empilement QI encasté, avec la loi OPFM tridimensionnelle

Cependant, les calculs à 20 et 28 Joules ont divergés avant d'atteindre la force maximale de contact. L'analyse des endommagements pour le dernier incrément convergé a montré des niveaux d'endommagements beaucoup plus élevés dans le cas de ces impacts à plus fortes énergies que dans le cas de l'impact à 10 Joules (jusqu'à 185 fois plus d'effet de l'endommagement des fibres à 20 Joules et environ 10 fois plus d'effets des endommagements à 28 Joules). Le dernier incrément convergé de la simulation à 20 Joules montre une bande d'endommagement matriciel dans l'épaisseur du stratifié, comme si la

matrice située sous l'impacteur avait été « détachée » du reste de la plaque (Figure 6.6). Cela pourrait expliquer l'origine des divergences des calculs à 20 et 28 Joules.

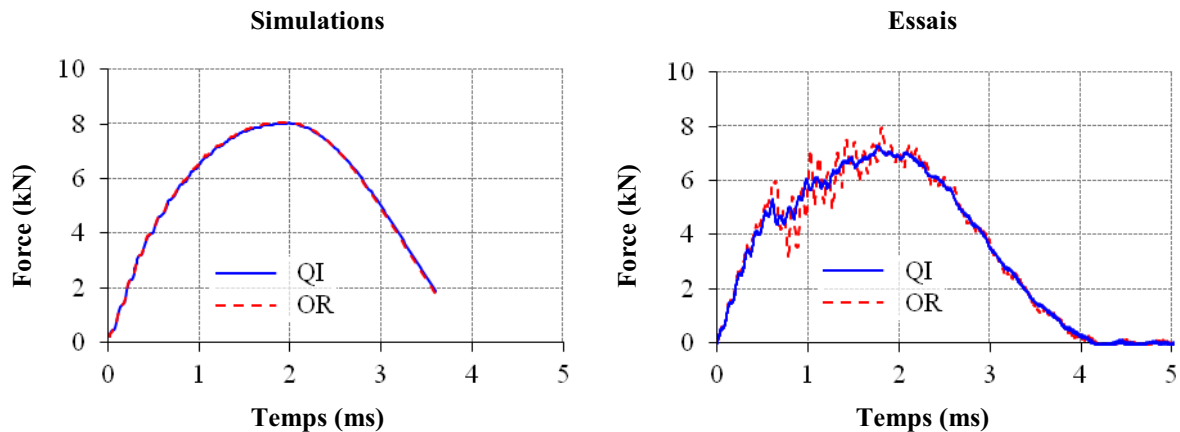


Figure 6.7. Historiques expérimentaux et numériques des forces de contact dans le cas d'un impact à 10 Joules sur plaque encastrée, pour les empilements QI et OR

Concernant la sensibilité à l'impact du T700GC/M21 selon la séquence d'empilement, les simulations d'impact à 10 Joules sur les trois empilements, avec le modèle d'impact complet (contact mais pas de zones cohésives) sont confrontées. Ces trois simulations sont réalisées avec la loi OPFM tridimensionnelle, où la variable d'effet de l'endommagement hors plan est activée pour représenter les effets des délaminages sur le comportement des plis. Les réponses, en termes de force de contact, de déplacements du point d'impact ou du point opposé et d'énergie dissipée, sont les mêmes quel que soit l'empilement considéré (Figure 6.7).

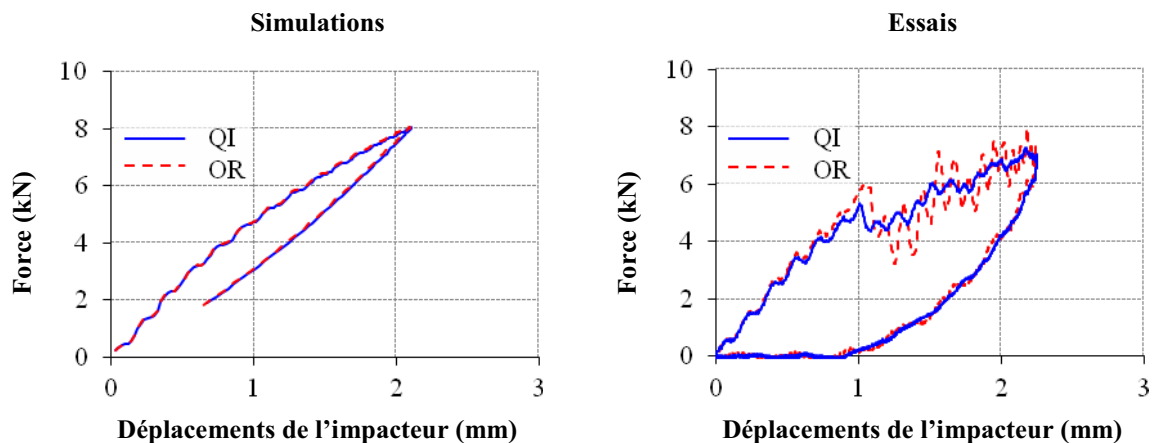


Figure 6.8. Évolutions expérimentales et numériques des forces de contact en fonction des déplacements de l'impacteur, dans le cas d'un impact à 10 Joules sur plaque encastrée, pour les empilements QI et OR

Si les réponses expérimentales entre les empilements QI et OR³ à 10 Joules sont similaires jusqu'au seuil d'endommagement, les mesures expérimentales sur l'empilement OR sont en revanche beaucoup plus perturbées que celles obtenues avec l'empilement QI, comme c'était le cas pour l'appui simple linéique. Cela semble confirmer l'importance de la modélisation des interfaces par des zones cohésives, si ces perturbations doivent être représentées. On retrouve en revanche bien le fait que l'énergie absorbée est proche, entre les deux empilements (Figure 6.8).

³ Il est rappelé que l'essai d'impact à 10 Joules sur l'empilement QI n'est pas exploitable, suite à une défaillance du système anti-rebond.

Comme pour la configuration d'appui simple linéique, la modélisation de l'impact à 10 Joules sur l'empilement QI par le modèle OPFM reproduit bien le comportement global, compte-tenu de la dispersion observée expérimentalement pour l'impact à 18 Joules sur l'empilement QI encasté et de la variabilité des propriétés liées à l'endommagement. Les niveaux de force de contact sont en effet plus élevés de seulement 10 % et les déplacements sont légèrement plus faibles (de 6 % pour le point d'impact et de 16 % pour le point opposé), comparativement aux essais.

L'énergie absorbée par le modèle OPFM tridimensionnel est plus faible que l'énergie absorbée expérimentalement (2 Joules absorbés contre 7 expérimentalement - Figure 6.8). Cela semble confirmer l'hypothèse qu'il manque un mécanisme majeur dans ce modèle pour obtenir une dissipation réaliste de l'énergie d'impact. L'absence de caractère adoucissant pourrait à nouveau expliquer la perte d'énergie manquante dans le modèle d'impact. Une autre part de l'énergie dissipée pourrait être associée à la viscoplasticité de la matrice, qui n'apparaît pas comme mécanisme dans le modèle OPFM. Cette viscoplasticité permettrait, d'autre part, d'estimer la profondeur d'empreinte résiduelle et donc le décalage entre le moment où l'impacteur n'est plus en contact avec la plaque (force nulle) et le moment où l'impacteur revient à sa position initiale (déplacement nul).

Afin de prendre en compte les discontinuités liées aux délaminages, les interfaces de l'empilement QI situées entre deux plis d'orientations des fibres différentes sont modélisées par des zones cohésives. Le contact est remplacé par un déplacement équivalent, pour limiter les problèmes de convergence des simulations. Le champ de déplacements est initialement issu d'un calcul préliminaire d'impact avec un comportement élastique linéaire des plis et sans zones cohésives. L'application des déplacements de l'impacteur calculés pendant l'essai plutôt que ceux issus du calcul d'impact élastique est également testée. L'évolution temporelle des déplacements expérimentaux est peut-être, en effet, mieux adaptée à l'évolution de l'état d'endommagement de la plaque. Comme dans le cas simplement appuyé, les évolutions temporelles de la force et des déplacements sont correctement approximées, jusqu'au seuil d'endommagement significatif (Figure 6.9).

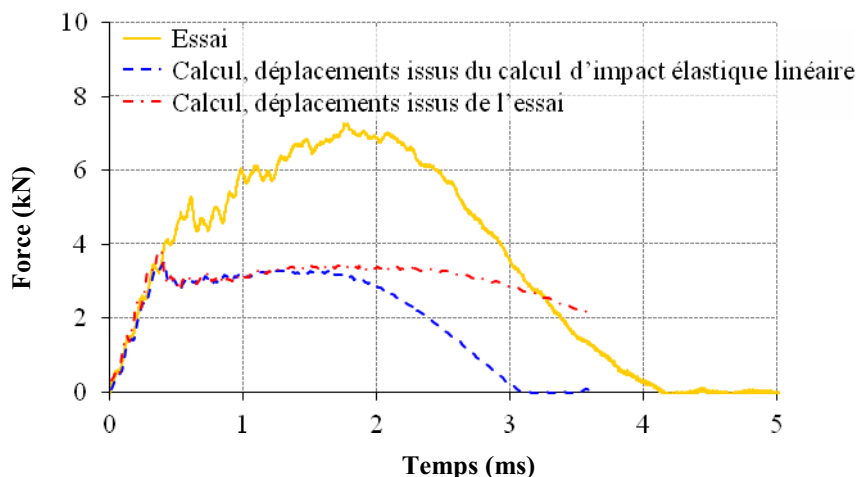


Figure 6.9. Historiques expérimental et numériques des forces sur la plaque (calculs d'impact simplifiés) et de l'impacteur (essai) pour un cas d'impact à 10 Joules sur plaque quasi-isotrope encastée. Les simulations sont réalisées avec le modèle d'impact simplifié (zones cohésives, pas de contact).

Celui-ci survient trop tôt dans les simulations (vers 0,4 ms contre 0,7 ms expérimentalement) et a une valeur trop faible (3,54 kN contre 5,32 kN expérimentalement). Le fait d'imposer les déplacements de l'impacteur, calculés pendant l'essai par intégration du signal en force, plutôt que les déplacements issus du calcul d'impact élastique, permet de relever légèrement ce seuil (de 3,54 à 3,84 kN), mais cela reste insuffisant. Après la chute

brutale de la force, le niveau de force augmente à nouveau, comme c'est le cas expérimentalement, ce qui constitue une amélioration par rapport à la simulation du cas simplement appuyé. Cependant, cette augmentation reste négligeable par rapport à celle observée expérimentalement.

Les valeurs des énergies absorbées obtenues numériquement restent inférieures à la valeur expérimentale (2 Joules avec les déplacements issus du calcul d'impact élastique et 3 avec les déplacements expérimentaux de l'impacteur, contre 7 Joules absorbés expérimentalement - Figure 6.10). Il est à noter que les simulations à déplacements imposés entraînent une diminution de l'énergie maximale transmise à la plaque (5 Joules à déplacements issus du calcul élastique et 6 Joules à déplacements issus de l'essai, contre 10 Joules expérimentalement). Le rapport entre l'énergie absorbée et l'énergie incidente est cette fois moins bien retranscrit que dans le cas de l'appui simple (60 % de l'énergie est absorbée lorsque les déplacements imposés sont issus du calcul et 50 % lorsqu'ils sont issus de l'essai, contre 30 % d'énergie absorbée expérimentalement). Ici encore, le plateau de force est responsable de l'élargissement (hystérésis) de la courbe force / déplacements après le seuil d'endommagement. Cela semble souligner l'importance du comportement adoucissant hors plan pour la description du comportement à l'impact.

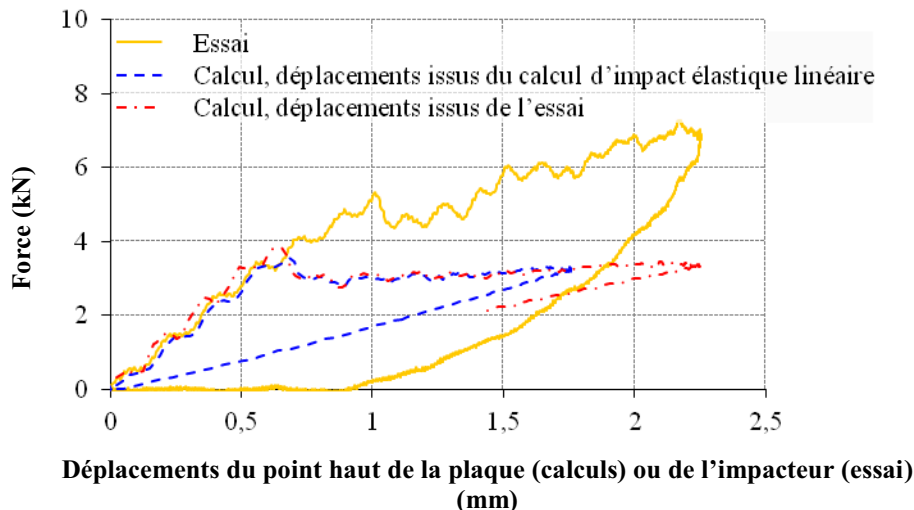


Figure 6.10. Évolutions expérimentale et numériques des forces en fonction des déplacements appliqués (calculs) ou des déplacements de l'impacteur (essai) pour un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope encastree. Les simulations sont réalisées avec le modèle d'impact simplifié (sans contact et avec zones cohésives).

D'autre part, le déplacement de l'impacteur montre un décalage entre le moment où il n'est plus en contact avec la plaque (force nulle) et le moment où il revient à son point de départ (déplacement nul). La viscoélasticité de la matrice ne suffit pas à expliquer ce décalage. Sa viscoplasticité est sans doute un mécanisme majeur en impact, qu'il est nécessaire de prendre en compte, ce qui n'est pas le cas actuellement dans le modèle OPFM.

6.1.3. Prévision de la réponse à un impact du T700GC/M21 selon les conditions aux limites

Afin de mieux éprouver les modèles d'impact complet et simplifié, des simulations sur les configurations d'appui simple linéique et d'encastrement ont été menées. Le modèle d'impact complet est associé à la loi matériau OPFM dans sa formulation tridimensionnelle. Le contact est pris en compte et il n'y a pas de zones cohésives pour modéliser explicitement

les interfaces. Les effets des délaminages sur le comportement du pli sont représentés par la variable d'effet de l'endommagement hors plan, d_3 , du modèle OPFM tridimensionnel. Le modèle d'impact simplifié, sans contact et avec zones cohésives, est lui associé à cette même loi pour le comportement endommageable des plis, l'endommagement hors plan, d_3 , étant désactivé. Des interfaces, situées entre deux plis d'orientations différentes, sont insérées à la place de cet endommagement continu et leur comportement est modélisé par la loi bilinéaire de zones cohésives. La confrontation des résultats obtenus avec ces deux modélisations permet ainsi de vérifier que les modèles d'impact permettent de traduire la sensibilité de la structure aux conditions aux limites. Pour cela, les simulations d'impact à 10 Joules sur l'empilement quasi-isotrope sont comparées pour estimer la capacité du modèle d'impact complet et du modèle d'impact simplifié à reproduire le comportement global du T700GC/M21 en fonction des conditions aux limites appliquées à la plaque.

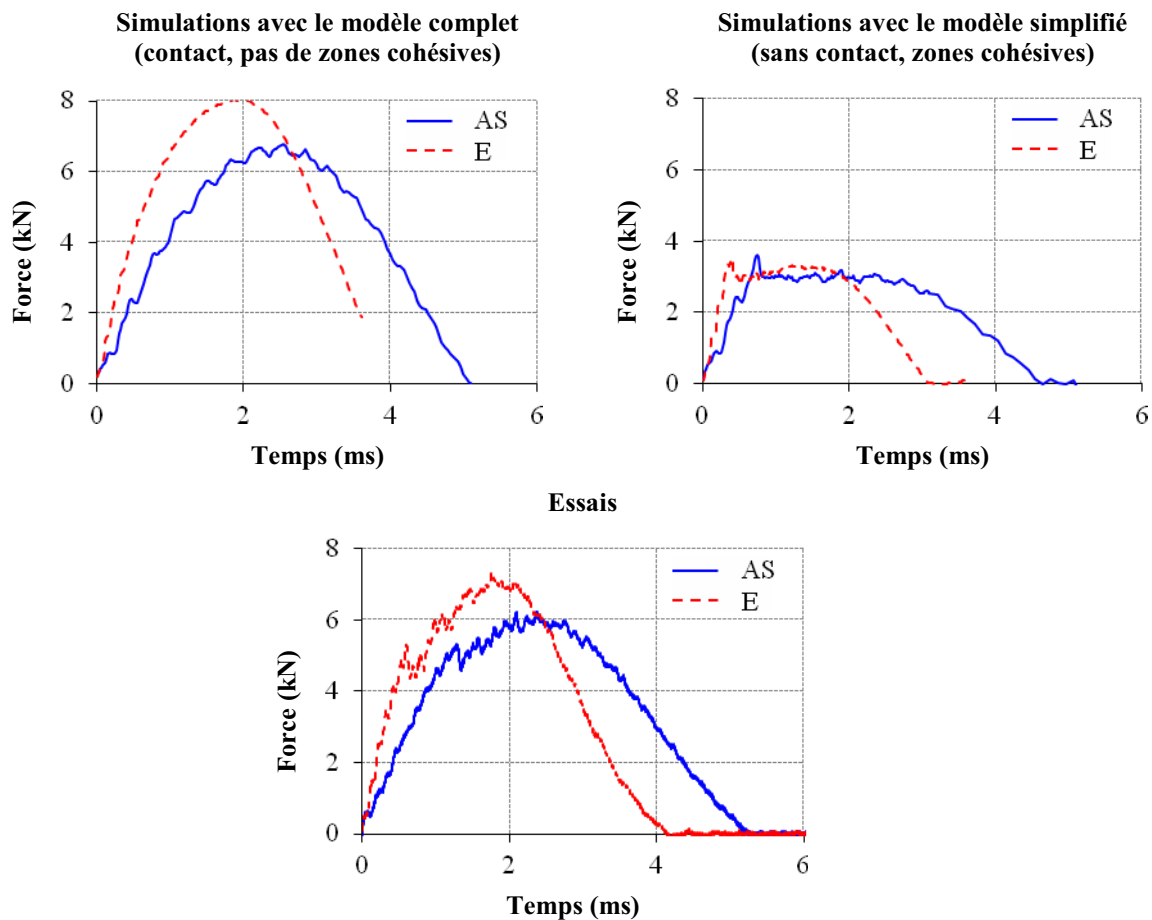


Figure 6.11. Historiques numériques et expérimentaux des forces dans un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope encastree (E) ou simplement appuyée (AS). Le modèle d'impact est soit complet (impact), soit simplifié (déplacements imposés issus du calcul élastique).

Dans les deux configurations de modélisation, la sensibilité de la structure aux conditions aux limites est bien reproduite (Figure 6.11). La plaque simplement appuyée est plus flexible, ce qui induit une force maximale de contact plus faible de 15 %, contre 14 % d'écart entre les deux configurations, expérimentalement (dans le cas de la modélisation complète uniquement), et des déplacements maximaux plus élevés de 24 % pour le point d'impact, contre 20 % expérimentalement. Les seuils d'endommagements significatifs prévus par le modèle d'impact simplifié dans les deux configurations, bien qu'inférieurs aux seuils expérimentaux, ont des valeurs similaires (3,54 kN en encastrement et 3,6 kN en appui

simple), ce qui est également observé expérimentalement (5,32 kN en encastrement et 5,31 kN en appui simple linéique).

Dans le modèle d'impact complet, l'énergie absorbée en appui simple est également plus faible de 50 % que l'énergie absorbée en encastrement, contre 28 % d'écart expérimentalement (Figure 6.12). La condition d'encastrement ne permet pas à la plaque d'absorber autant d'énergie d'impact par déformation que dans le cas de l'appui simple. Cela conduit donc à une énergie dissipée par endommagement plus grande en encastrement. En revanche, le modèle d'impact simplifié conduit à une énergie dissipée en appui simple plus grande de 50 % qu'en encastrement. Les déplacements imposés en appui simple sont plus importants que ceux imposés en encastrement, ce qui semble engendrer, numériquement, une plus grande absorption de l'énergie fournie par le chargement. La comparaison des délaminages créés au sein de la plaque montre en effet que l'empilement QI simplement appuyé a plus délaminé que l'empilement QI encastrement (Figure 6.27).

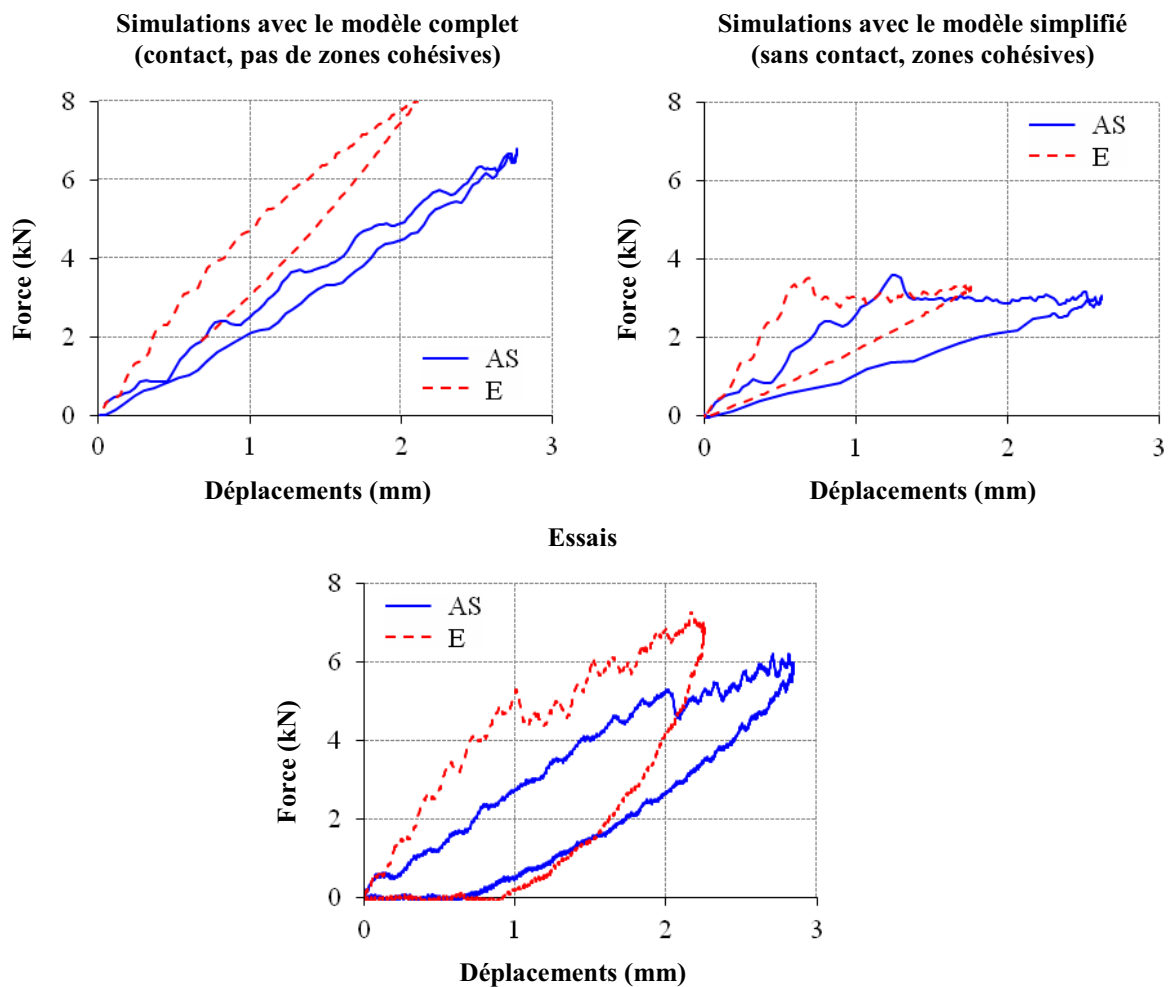


Figure 6.12. Évolutions expérimentales et numériques des forces en fonction des déplacements du nœud haut de la plaque (calculs) ou de l'impacteur (essais), dans un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope encadrée (E) ou simplement appuyée (AS).

Le modèle d'impact complet et le modèle d'impact simplifié permettent de reproduire qualitativement la sensibilité aux conditions aux limites de la plaque stratifiée en T700GC/M21. Pour reproduire quantitativement la réponse à un impact, ces travaux montrent que des mécanismes semblent manquer au modèle OPFM, en particulier le caractère adoucissant, notamment en hors plan, et la viscoplasticité de la matrice. Du point de vue du

modèle numérique, cette première partie montre, grâce au modèle d'impact simplifié, l'importance de la gestion du contact dans la modélisation.

Ces analyses sur le comportement numérique global sont nécessaires pour comprendre les endommagements obtenus par rapport à la littérature et pour estimer les capacités actuelles du modèle OPFM tridimensionnel et du modèle bilinéaire à prévoir les dommages d'impact. Des pistes d'amélioration de ces lois de comportement pourront ainsi être proposées à la suite de ces estimations, en évitant le recours au recalage à l'expérience. Pour cela, dans un premier temps, les endommagements de fibres obtenus numériquement et expérimentalement sont comparés. Les simulations d'impact pour des énergies supérieures à 10 Joules n'ayant pas abouti, les endommagements finaux à 10 Joules sont comparés aux résultats expérimentaux.

6.2. Capacité du modèle OPFM à prévoir les endommagements de fibres

En appui simple linéique comme en encastrement, pour l'impact à 10 Joules, quel que soit l'empilement, les ruptures de fibres prévues par le modèle complet (avec contact, sans zones cohésives et avec le modèle OPFM tridimensionnel où la variable d'effet de l'endommagement hors plan, d_3 , est activée) sont limitées à quelques points de Gauss situés directement sous l'impacteur (Figure 6.13). Les micrographies réalisées sur les trois empilements, encastres ou simplement appuyés et impactés à 20 Joules et sur l'empilement QI, encastres ou simplement appuyés et impactés à 10 Joules (Schémas des figures 6.15 et 6.17) ne montrent cependant pas de ruptures de fibres situées sous l'impacteur. Cela met en évidence une amélioration à apporter au modèle OPFM, déjà signalée au chapitre 3, paragraphe 3.2.1., concernant la prise en compte de l'effet d'une pression hydrostatique. En effet, sous l'effet de cette pression, le comportement de la matrice est modifié et retarde l'endommagement des fibres en compression (kinking). Ce renforcement n'est actuellement pas pris en compte dans les critères de ruptures en compression du modèle OPFM, ce qui engendre des ruptures de fibres irréalistes.

Dans le cas de l'empilement QI, encastres ou simplement appuyés et impactés à 10 J, la simulation d'impact simplifiée (sans contact mais avec zones cohésives et la loi OPFM tridimensionnelle où la variable d'effet de l'endommagement hors plan, d_3 , est désactivée), à déplacements imposés, introduit des ruptures de fibres supplémentaires dans l'épaisseur du stratifié, alors qu'aucune rupture de fibres n'est observée sur les coupes micrographiques réalisées. Les ruptures de fibres observées dans ce calcul sont majoritairement liées à la compression longitudinale.

L'introduction des zones cohésives pourrait modifier le champ de contraintes, lorsque celles-ci sont rompues. Cependant, les interfaces délaminées sont situées à proximité de la surface non impactée (Figure 6.27), ce qui ne correspond pas à la localisation des ruptures de fibres. Une autre hypothèse est que les ruptures de fibres observées sont sans doute liées au chargement imposé, qui s'avère trop sévère pour ces ruptures, comparativement à l'impact.

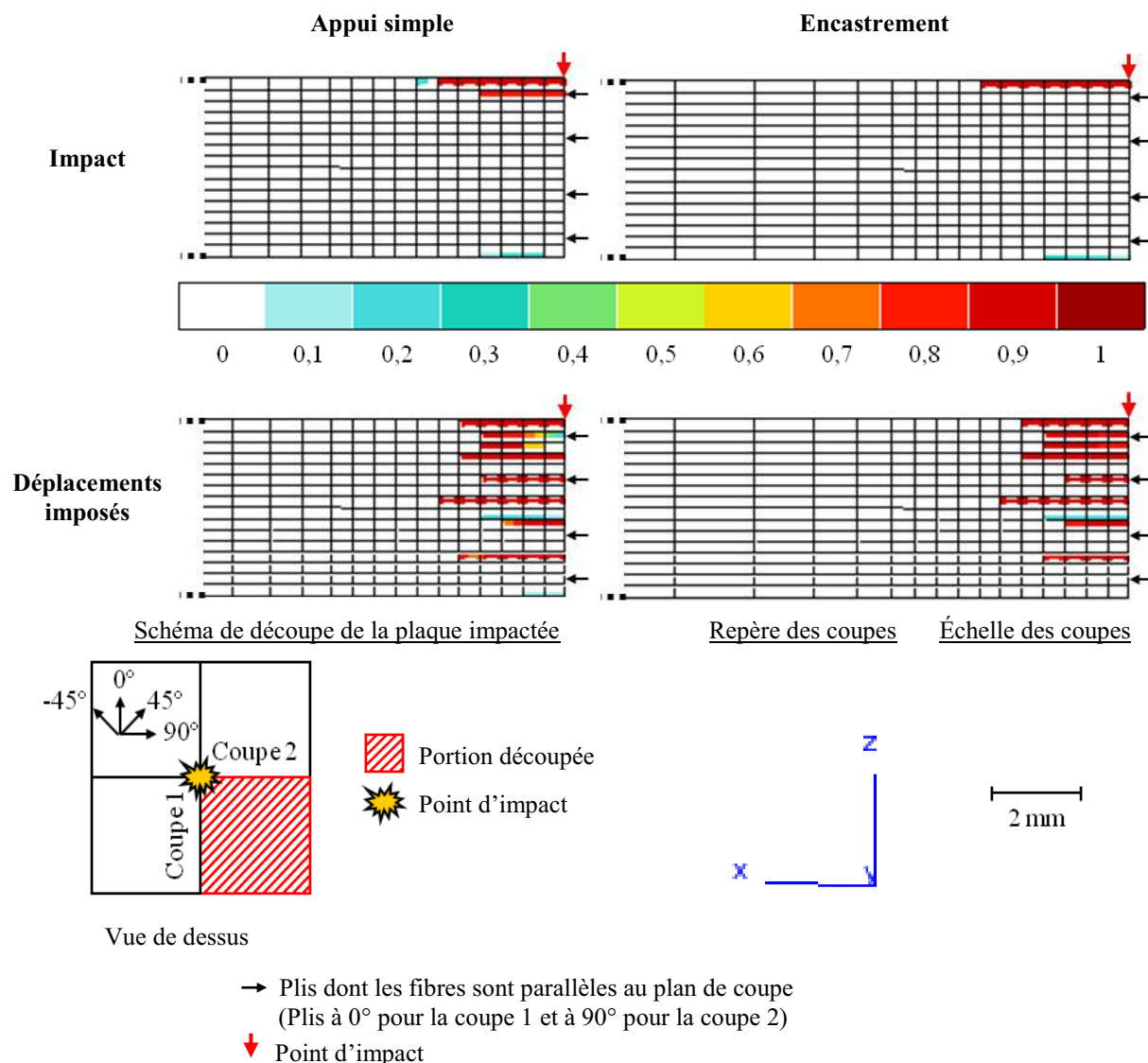


Figure 6.13. Endommagements des fibres, d_{1_bis} , prévus par la loi OPFM tridimensionnelle seule (Impact) ou associée au modèle bilinéaire de zones cohésives (Déplacements imposés), pour les impacts à 10 Joules sur l'empilement QI encastré ou simplement appuyé. Les coupes micrographiques associées aux cartographies des endommagements de fibres (Coupe 2) sont reportées (Micrographie).

Les capacités actuelles du modèle OPFM à reproduire les ruptures de fibres induites par un impact à 10 Joules ont été établies. Dans le paragraphe suivant, la capacité des modèles d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) et simplifié (sans contact et avec zones cohésives) à prévoir les endommagements matriciels est étudiée.

6.3. Capacité du modèle OPFM et des modèles de zones cohésives à prévoir les dommages intralaminaires

6.3.1. Appui simple linéique

En appui simple linéique et quel que soit l'empilement, la fissuration matricielle prévue par le modèle OPFM tridimensionnel est répartie dans l'épaisseur, comme c'est le cas expérimentalement (Figure 6.14). L'analyse des champs de contrainte indique que celle située directement sous l'impacteur est liée à la compression transverse. D'après Puck [Puck, 1998],

cela indique des fissures inclinées d'environ 53° , pour la compression pure. Cela semble correspondre aux inclinaisons observées sur les coupes micrographiques (Figure 6.15). Dans le pli inférieur, face opposée à l'impact, les contraintes transverses indiquent une rupture en traction, ce qui correspond à des fissures droites. Ce type de fissure est effectivement présent à cet endroit, sur les coupes micrographiques. Le cisaillement transverse τ_{12} semble critique sous le plan médian tandis que le cisaillement hors plan τ_{23} semble prépondérant pour les ruptures matricielles dans l'épaisseur. Ce dernier semble être responsable de l'étendue des ruptures matricielles, selon les axes plans principaux. Cela indique des fissures matricielles inclinées, comme cela est observé dans l'épaisseur, sur les coupes micrographiques.

Les endommagements matriciels prévus par le modèle OPFM, en impact, sont comparés entre empilements (Figure 6.14). Les plis non endommagés correspondent aux plis dont les fibres sont parallèles au plan de coupe. Sur les coupes micrographiques des trois empilements impactés à 20 Joules, aucune fissure n'est effectivement visible dans ces plis.

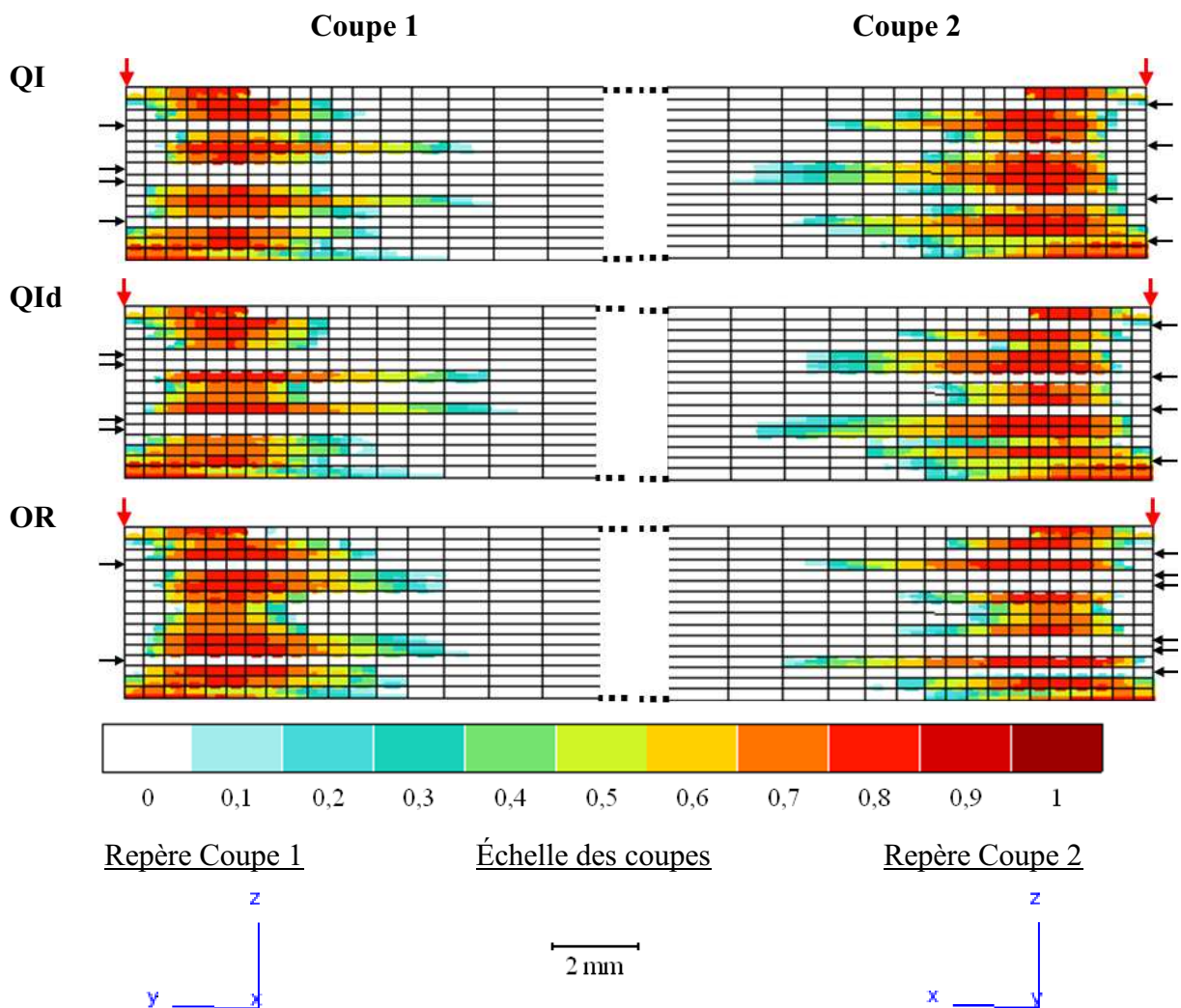


Figure 6.14. Endommagements matriciels, d_{2_bis} prévus par le modèle OPFM pour des impacts à 10 Joules sur les trois empilements, pour les deux plans de coupe du quart de plaque découpé expérimentalement. Les flèches rouges indiquent le point d'impact et les flèches noires indiquent les plis dont les fibres sont orientées dans la direction du plan de coupe.

D'autre part, l'empilement QId présente moins de fissures larges (donc moins de défauts intenses) que dans le cas des deux autres empilements, pour la face 1 du quart de plaque considéré. Pour la face 2, c'est l'empilement OR qui est le moins endommagé. Ces observations semblent reprises par le modèle OPFM. Ce modèle semble donc permettre de

prévoir qualitativement les endommagements matriciels pour le T700GC/M21, sur les trois empilements avec la condition aux limites simplement appuyée.

Les coupes micrographiques de l'empilement QI simplement appuyé et impacté à 10 Joules sont confrontées aux endommagements matriciels prévus par le modèle d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) et par le modèle numérique d'impact simplifié (sans contact et avec zones cohésives). Le premier constat est que ce dernier entraîne un sur-endommagement matriciel (Figure 6.15). En effet, celui-ci est présent dans toute l'épaisseur du stratifié, ce qui n'est pas le cas sur les coupes micrographiques. Cela semble montrer que le chargement à déplacements imposés est trop sévère pour l'endommagement matriciel, comme c'était le cas pour les ruptures de fibres. En effet, les zones cohésives ne semblent pas en cause, puisque les interfaces rompues ne sont pas réparties dans l'épaisseur mais concentrées à proximité de la face non impactée (Figure 6.21).

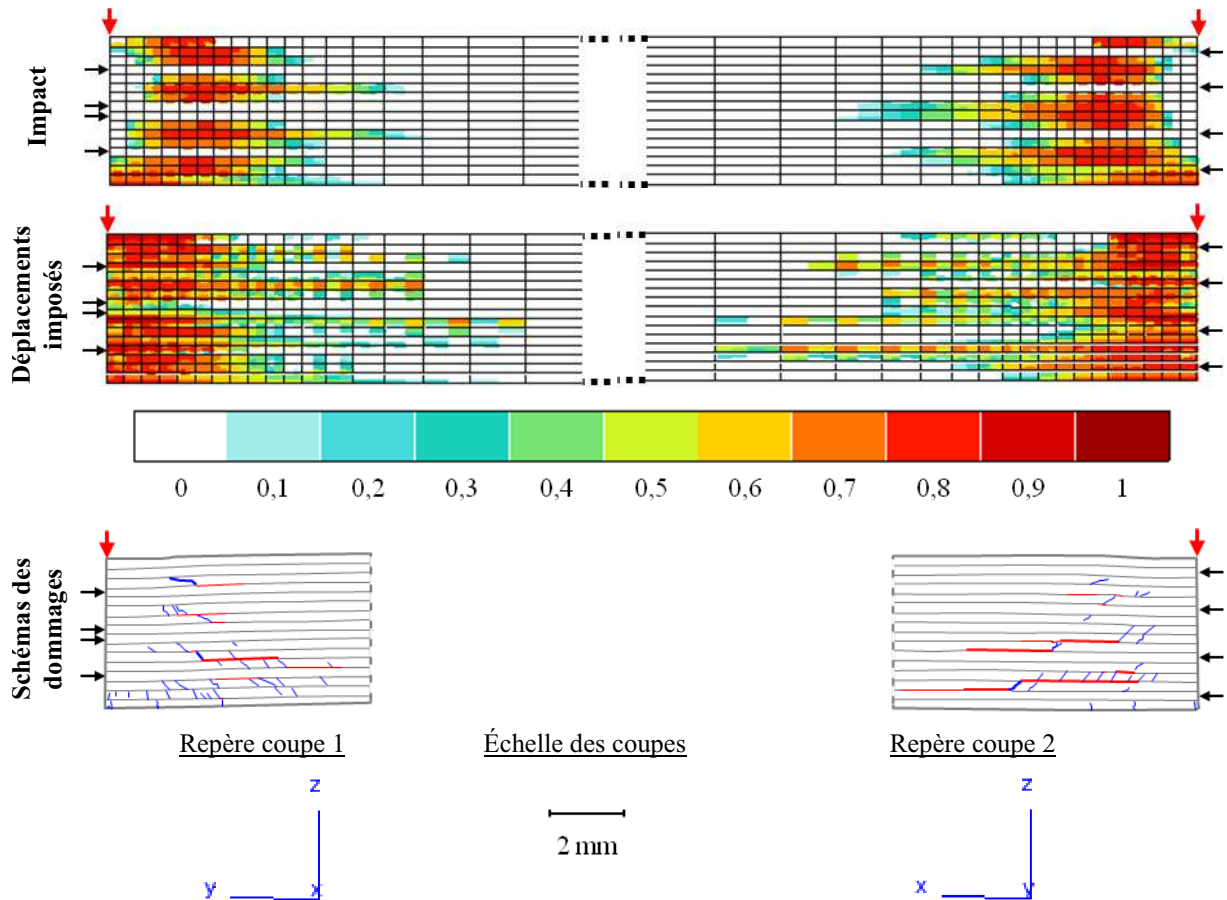


Figure 6.15. Endommagements matriciels, d_{2_bis} , prévus par le modèle OPFM avec le modèle d'impact complet (Impact) et par le modèle OPFM associé aux zones cohésives avec le modèle d'impact simplifié (Déplacements imposés). Sur les schémas des dommages observés sur les coupes micrographiques, les fissurations matricielles sont représentées en bleu et les délaminages en rouge. Le cas étudié est celui de l'empilement QI simplement appuyé impacté à 10 Joules. Les flèches rouges indiquent le point d'impact et les flèches noires indiquent les plis dont les fibres sont orientées dans la direction du plan de coupe.

Les deux types de simulation prévoient un endommagement du pli en surface impactée qui n'est pas visible sur les coupes micrographiques. Ceci est sans doute lié, encore une fois, à la non prise en compte de l'effet de la pression hydrostatique. Mis à part ce pli, les plis endommagés dans la simulation avec le modèle d'impact complet présentent des fissurations matricielles sur la micrographie. La répartition de cet endommagement prévu semble respecter celle observée, avec des endommagements matriciels proches de l'axe d'impact,

dans les deux plis les plus proches de la face opposée à l'impact (surtout sur la coupe 1 et pour le dernier pli de la coupe 2). Du point de vue de la densité de fissures, c'est-à-dire du nombre d'éléments où la variable $d_{I\ bis}$ a atteint la valeur de 0,9 par pli, le quatrième pli en partant de la face opposée à l'impact est effectivement parmi les plus endommagés, sur la coupe 2, dans la simulation, avec cinq éléments qui peuvent être considérés comme rompus. Les densités dans les autres plis sont plus discutables. Les plis inférieurs de la coupe 1 semblent sous-endommagés, tandis que les autres plis de la coupe 2 semblent sur-endommagés, par rapport à la densité de fissures observées sur la micrographie, si la règle de la valeur de 0,9 est observée strictement. Cependant, ces prévisions de la fissuration matricielle semblent globalement correctes par rapport à la variabilité de l'endommagement et de sa localisation.

6.3.2. Encastrement

Comme dans le cas de l'appui simple linéique, la fissuration matricielle prévue par le modèle d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) est répartie dans l'épaisseur (Figure 6.16). L'analyse des champs de contrainte indique que la fissuration située directement sous l'impacteur semble liée à la compression transverse, ce qui correspond à des fissures inclinées d'environ 53° , comme sur les coupes micrographiques (Figure 6.17). Dans le pli inférieur, face opposée à l'impact, les contraintes transverses indiquent une rupture en traction, ce qui correspond à des fissures droites, comme observées sur les coupes micrographiques. D'autre part, dans le cas de l'encastrement, le cisaillement transverse τ_{12} semble être le plus critique au-dessus du plan médian et dans les plis externes, en bordure de la zone de contact avec l'impacteur, tandis que le cisaillement transverse τ_{23} semble prépondérant pour les ruptures matricielles survenant au cœur du stratifié. Ce dernier semble être responsable de l'étendue des ruptures matricielles, selon les axes plans principaux. Cela indique des fissures matricielles inclinées, comme cela est observé dans l'épaisseur, sur les coupes micrographiques.

Comme dans le cas de l'appui simple linéique, les simulations d'impacts complètes (avec contact et sans zones cohésives) à 10 Joules sur les trois empilements prévoient un endommagement plus faible de l'empilement QId par rapport aux deux autres empilements, sur la face 1 du quart de plaque considéré expérimentalement, et de l'empilement OR, sur la face 2 (Figure 6.16). Les plis non endommagés correspondent à ceux pour lesquels la direction des fibres est parallèle à l'axe de la coupe. Effectivement, les micrographies n'indiquent pas de fissuration dans ses plis, quel que soit l'empilement. Le modèle OPFM semble tenir compte de cette absence de fissuration. En encastrement comme en appui simple linéique, le modèle d'impact complet semble donc capable de prévoir qualitativement les endommagements matriciels issus d'un impact

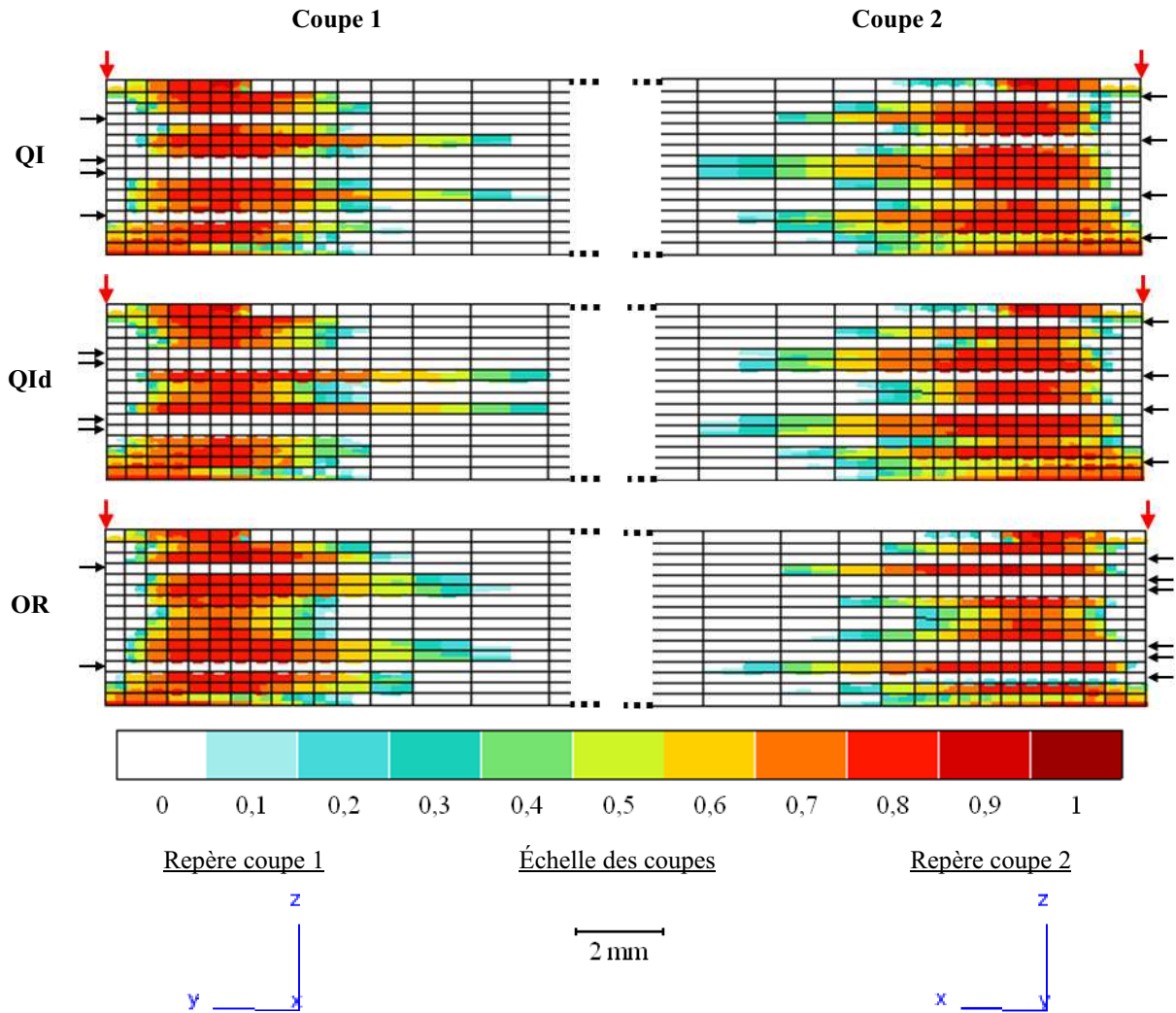


Figure 6.16. Endommagements matriciels, d_{2_bis} prévus par le modèle d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) pour des impacts à 10 Joules sur les trois empilements encastrés. Les flèches rouges indiquent le point d'impact et les flèches noires indiquent les plis dont les fibres sont orientées dans la direction du plan de coupe.

Les résultats des simulations d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) et d'impact simplifié (sans contact et avec zones cohésives) sont confrontés aux coupes micrographiques de l'empilement QI encastré et impacté à 10 Joules (Figure 6.17). Comme dans le cas de l'appui simple linéique, la sollicitation imposée dans la modélisation d'impact simplifiée s'avère trop sévère, vis-à-vis des endommagements matriciels. Tous les plis sont endommagés, dans l'épaisseur, y compris les plis dont les fibres sont parallèles au plan de coupe. Les endommagements prévus ne sont donc pas réalistes, dans cette configuration. Ce sur-endommagement ne semble pas lié aux délaminages, concentrés dans les parties inférieure (coupes 1 et 2) et médiane (coupe 1) du stratifié (Figure 6.25), et semble expliquer les saturations observées dans la réponse globale en force (Figure 6.9). Le modèle d'impact simplifié permet néanmoins de mettre en évidence, encore une fois, l'importance de la gestion du contact dans la modélisation de l'impact, à la fois pour la prévision de la réponse globale, mais aussi pour la prévision des endommagements induits. Cela sous-entend que la modélisation idéale de l'impact, avec contact, zones cohésives et comportement adoucissant du pli, atteint les limites des algorithmes implicites, du fait du trop grand nombre de non-linéarités du problème.

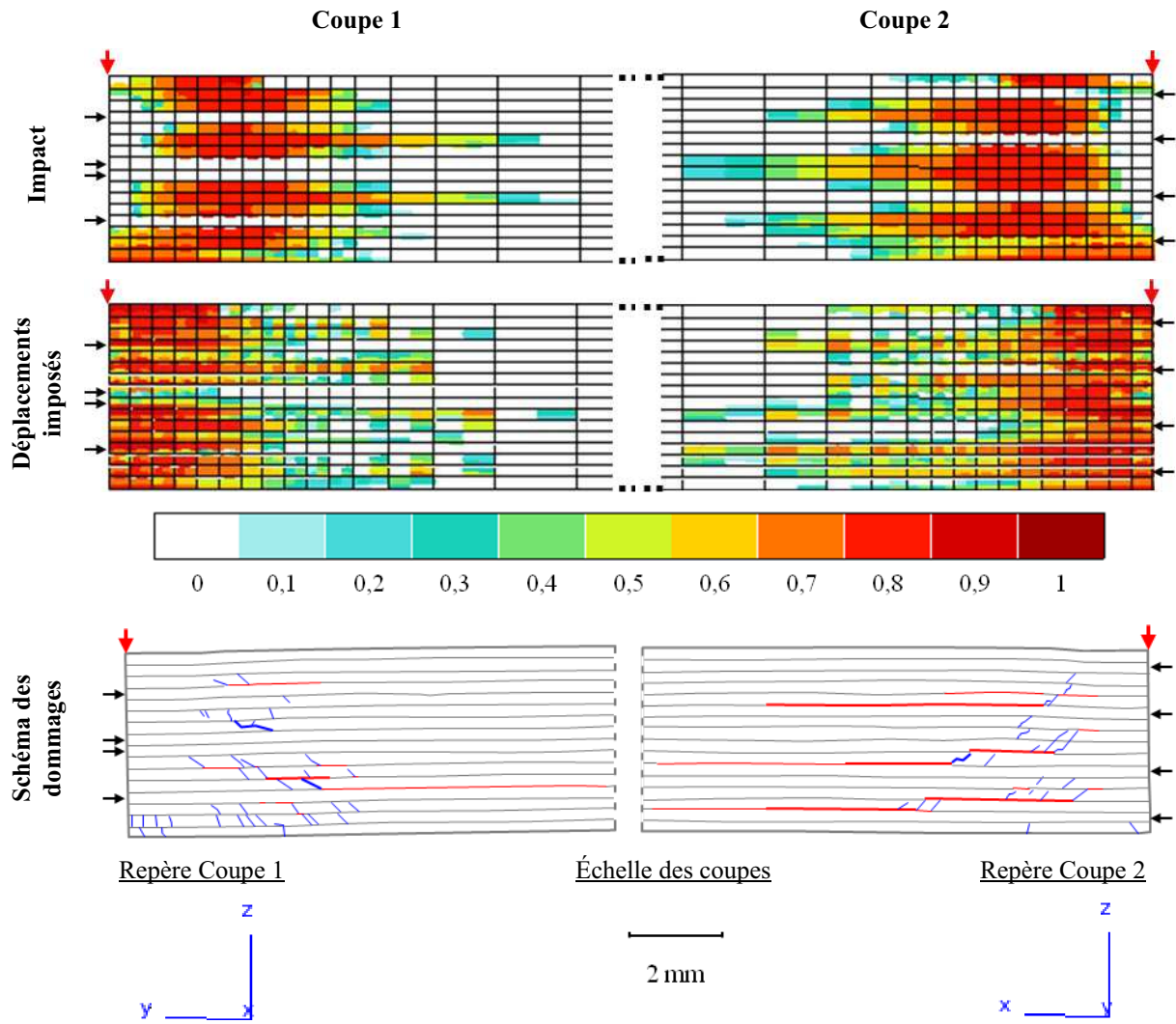


Figure 6.17. Endommagements matriciels, d_{2_bis} , prévus par le modèle OPFM avec le modèle numérique d'impact complet et sans zones cohésives (Impact) et avec le modèle d'impact simplifié (sans contact) et le modèle bilinéaire de zones cohésives (Déplacements imposés), pour l'impact à 10 Joules sur empilement QI encasté. Les schémas des dommages représentent les fissurations matricielles (en bleu) et les délaminages (en rouge) observés sur les micrographies des coupes correspondantes. Les flèches rouges indiquent le point d'impact et les flèches noires indiquent les plis dont les fibres sont orientées dans la direction du plan de coupe.

Comme dans le cas de l'appui simple linéique, seule la simulation d'impact complet, avec prise en compte du contact et sans zones cohésives, donne donc des endommagements matriciels réalistes, avec une absence de fissures dans les plis dont les fibres sont parallèles au plan de coupe. Quelle que soit la modélisation, complète ou simplifiée, les simulations prévoient un endommagement des deux plis les plus proches de la surface impactée, qui n'est pas visible sur les coupes micrographiques. Ceci est sans doute lié, encore une fois, à la non prise en compte de l'effet de la pression hydrostatique. Mis à part ces plis, les plis endommagés dans la simulation d'impact complet présentent une fissuration matricielle sur la micrographie. La répartition de cet endommagement prévu semble respecter celle observée, avec de l'endommagement matriciel dans l'axe d'impact, pour les plis opposés à l'impact. Du point de vue de la densité de fissures, c'est-à-dire du nombre d'éléments où d_{2_bis} est supérieur à 0,9 par pli, le quatrième pli en partant de la face non impactée du stratifié, sur la coupe 2, est effectivement parmi les plus endommagés, dans la simulation, avec cinq éléments qui peuvent être considérés comme rompus. Les densités des autres plis sont plus discutables, si la règle de la valeur 0,9 est strictement respectée. Cependant, les prévisions de

l'endommagement matriciel semblent globalement satisfaire aux observations réalisées expérimentalement, compte tenu de la variabilité du matériau en termes d'endommagements.

6.3.3. Prévision de l'endommagement matriciel du T700GC/M21 suite à un impact selon les conditions aux limites

Les endommagements matriciels prévus par le modèle OPFM avec le modèle d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) sont comparés aux micrographies, selon les conditions aux limites imposées à la cible (Figure 6.18). Numériquement comme expérimentalement, les endommagements matriciels sont plus importants en encastrement qu'en appui simple linéique. Il y a en effet plus d'éléments rompus ou plus de fissures en encastrement, quel que soit le pli considéré. La plaque encadrée ne pouvant se déformer autant que la plaque simplement appuyée, il y a moins d'énergie élastique disponible et une plus grande part de l'énergie d'impact est alors absorbée sous forme d'endommagement. Le modèle OPFM reproduit donc bien cette sensibilité aux conditions aux limites.

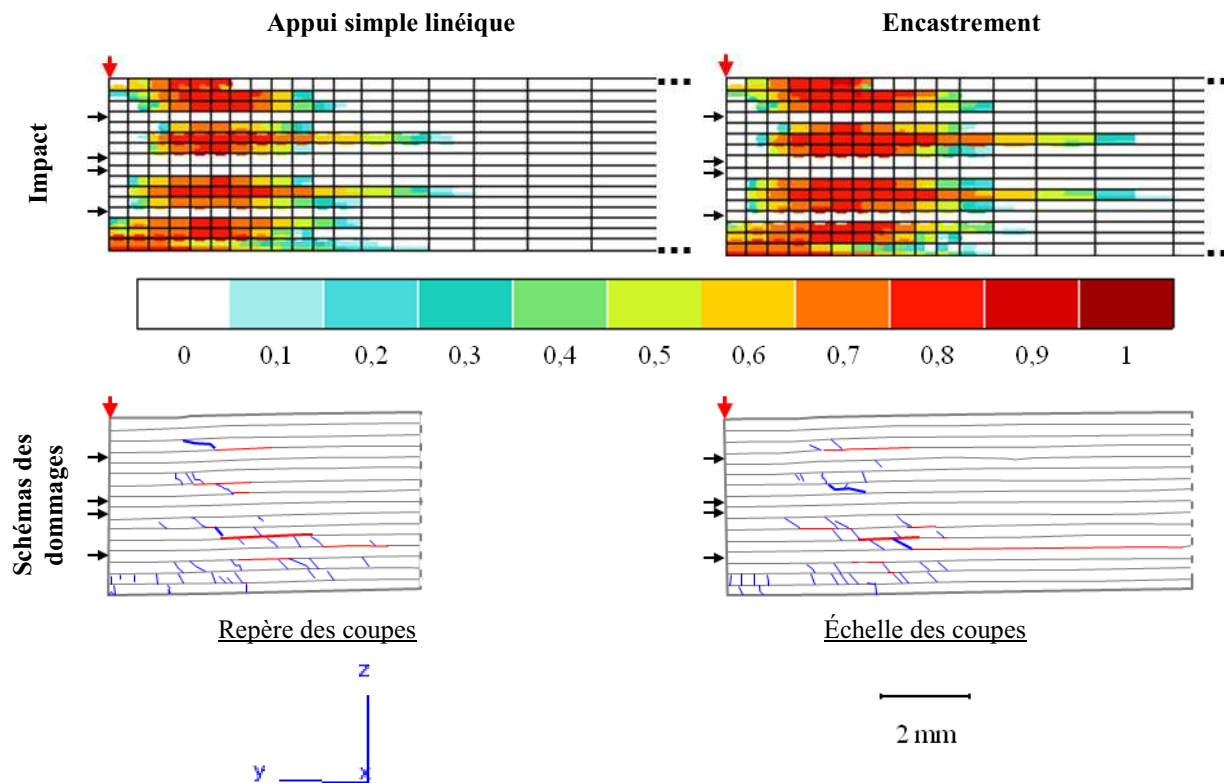


Figure 6.18. Endommagements matriciels, d_{2_bis} , prévus par le modèle OPFM en impact complet sur plaque quasi-isotrope encadrée ou simplement appuyée et schémas des dommages (fissuration matricielle en bleu et délaminages en rouge) observés sur les coupes 1 associés. Les flèches rouges indiquent le point d'impact et les flèches noires indiquent les plis dont les fibres sont orientées dans la direction du plan de coupe.

Les endommagements matriciels prévus ont été confrontés aux résultats expérimentaux. Le modèle OPFM semble prévoir qualitativement les endommagements matriciels, quel que soit l'empilement ou les conditions aux limites. En revanche, quantitativement, ce modèle a tendance à trop endommager les plis supérieurs. La non prise en compte de l'effet de la pression hydrostatique est sans doute, une fois de plus. Mise à part cette amélioration à apporter au modèle OPFM, il semble capable de prévoir correctement les endommagements matriciels dans des configurations très éloignées.

Afin de parfaire l'analyse des capacités des modèles d'impact complet et simplifié à prévoir les dommages d'impact, il reste à confronter, dans le prochain paragraphe, les délaminages prévus par les simulations à ceux observés expérimentalement.

6.4. Capacité du modèle OPFM et du modèle bilinéaire de zones cohésives à prévoir les délaminages

Le modèle OPFM écrit pour les chargements tridimensionnels permet de prévoir un effet de l'endommagement hors-plan sur le comportement du pli. La variable d'effet de l'endommagement hors-plan est alors calculée aux points de Gauss de l'élément. Cette modélisation évite l'usage de modèles de zones cohésives coûteux pour introduire explicitement la fissure mais rend difficile l'interprétation des résultats. En effet, il est difficile d'attribuer l'endommagement prévu à un point de Gauss à l'interface située au-dessus de l'élément considéré ou à celle située en-dessous. D'autre part, la cinétique d'endommagement hors-plan du modèle OPFM est actuellement à perfectionner. Des travaux sont menés au sein du département Matériaux et Structures Composites de l'Onera pour corréliser cette cinétique aux ténacités des interfaces en modes d'ouverture et de cisaillement. Dans cette partie, les endommagements hors-plan du modèle OPFM associé au modèle numérique d'impact complet seront donc exploités pour estimer la capacité de ce modèle à prévoir qualitativement les délaminages. Les aires délaminées projetées pour l'impact complet, sans zones cohésives et avec le modèle OPFM tridimensionnel, sont estimées par traitement d'image, à la manière des aires délaminées projetées expérimentales, estimées à partir des D-scans des éprouvettes impactées (chapitre 4, paragraphe 4.1.2).

6.4.1. Appui simple linéique

En appui simple linéique, dans le cas d'impacts complets (avec contact et sans zones cohésives) à 10 Joules sur les trois empilements, les aires délaminées projetées prévues par simulation sont proches (Figure 6.19 en bas), l'empilement OR semblant s'être légèrement plus endommagé que les deux autres empilements (Figure 6.19 en haut). Ce constat a également été fait expérimentalement, pour les empilements QI et OR simplement appuyés et impactés à 10 Joules. En revanche, la forme des délaminages obtenus est la même dans les deux rangées de points de Gauss d'un même pli et ne permet donc pas de distinguer l'interface représentée par ces points.

L'orientation des délaminages semble correspondre à celle des fibres du pli où ils sont calculés, ce qui laisserait supposer que les endommagements hors-plan calculés dans un pli correspondent aux délaminages de l'interface située au-dessus de ce pli. Les délaminages prendraient ainsi la direction des fibres du pli situé en-dessous de l'interface, comme cela est classiquement observé en impact et expliqué mécaniquement par Renault [Renault, 1994]. Cependant, les dommages hors-plan alors prévus dans le pli supérieur ne correspondent alors plus à une interface, ce qui ne permet pas de les attribuer au délaminage d'une interface particulière. Les critères d'endommagement hors-plan du modèle OPFM ne sont peut-être pas assez fins pour distinguer les effets des délaminages adjacents au pli. Une formulation non locale du critère d'endommagement hors plan, prenant en compte les effets d'un pli sur l'autre, permettrait sans doute d'améliorer la description des effets des délaminages.

Superposition des contours des aires délaminiées projetées

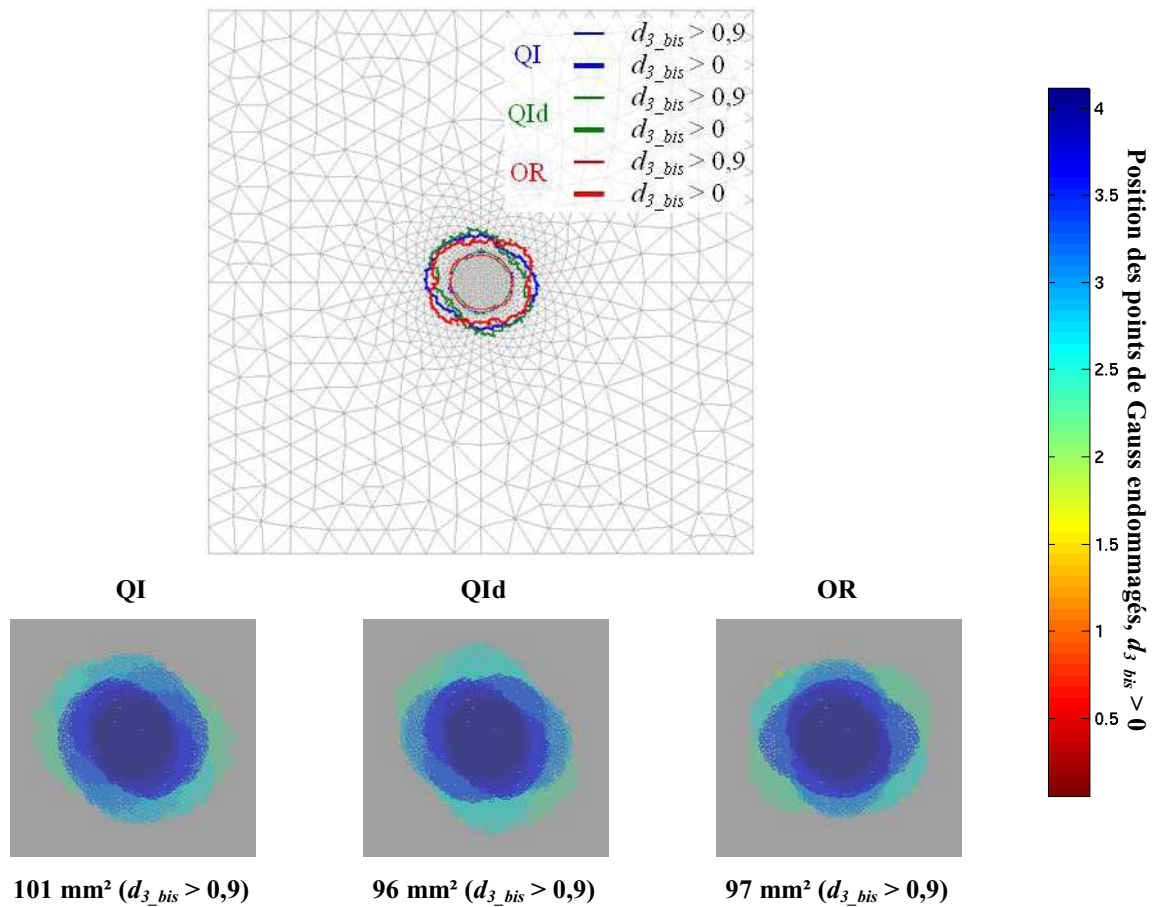
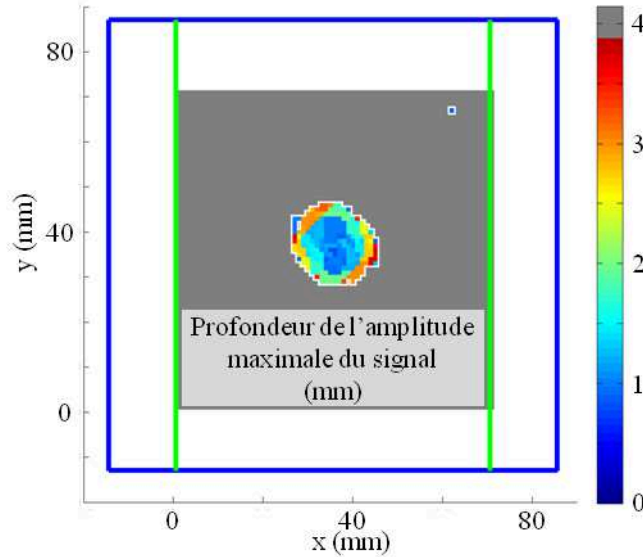


Figure 6.19. Aires délaminiées projetées prévues par le modèle OPFM associé au modèle numérique d'impact complet, sans zones cohésives et avec contact, pour les trois empilements simplement appuyés et impactés à 10 Joules

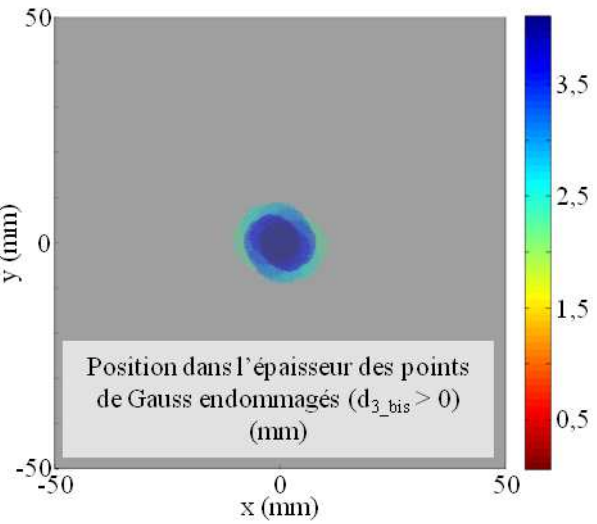
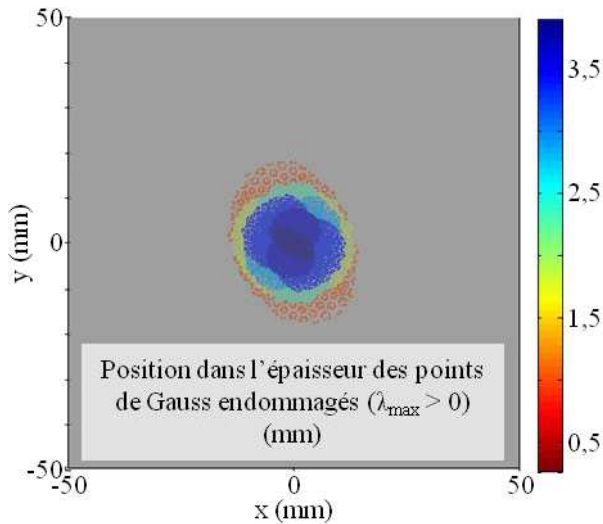
Les délaminationes prévues par le modèle d'impact simplifié (sans contact et avec zones cohésives), utilisé pour un impact à 10 Joules, sont confrontées aux observations faites suite à l'essai d'impact à 10 Joules sur l'empilement QI simplement appuyé. La comparaison des aires délaminiées indique que l'orientation des ellipses des délaminationes, réparties dans l'épaisseur du stratifié, semblent avoir les bonnes orientations, par rapport aux essais (Figure 6.20). Cette observation indique que les zones cohésives sont capables de prendre naturellement en compte l'aspect non local du délamination, qui semble manquer au comportement hors plan du modèle OPFM. En revanche, l'étendue des délaminationes est trop grande, par rapport à celle observée sur la cartographie des profondeurs des défauts détectés par ultrasons. L'aire délaminiée projetée est également beaucoup trop grande (+ 159 %), par rapport à l'aire expérimentale.



Aire délaminée projetée expérimentale : 251 mm²

Déplacements imposés (zones cohésives : λ_{max})

Impact (OPFM : d_{3_bis})



Aire délaminée projetée ($\lambda_{max} = 1$): 650 mm²

Aire délaminée projetée ($d_{3_bis} > 0,9$): 101 mm²

Figure 6.20. Aires délaminées expérimentale et numériques prévues par le modèle d'impact simplifié, avec zones cohésives et sans contact (déplacements imposés) et par le modèle d'impact complet, sans zones cohésives et avec contact (impact), pour l'empilement QI simplement appuyé et impacté à 10 Joules

Dans le chapitre 3, paragraphe 3.2.2, il a été montré que l'augmentation de la ténacité en mode II de l'interface permettait de diminuer les aires délaminées aux interfaces, en les renforçant. Or, l'identification des propriétés de l'interface en mode II montre une variabilité importante de ces propriétés [Prombut, 2007]. Le passage de cette ténacité à la valeur de 1600 J/m², identifiée par Prombut sur des interfaces 0°/45°, permettrait sans doute de diminuer partiellement l'aire délaminée projetée finale. D'autre part, dans ce même chapitre, au paragraphe 3.2.3, il a été montré que le couplage de l'endommagement matriciel de la loi OPFM tridimensionnelle avec les propriétés de l'interface avait le même effet sur l'aire délaminée projetée finale, pour la configuration d'encastrement. La prise en compte de ce couplage permettrait peut-être de réduire un peu plus l'aire délaminée projetée finale de l'empilement QI simplement appuyé et impacté à 10 Joules.

La simulation d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) a, quant à elle, donné une aire délaminée projetée plus raisonnable (plus faible de 60 %), bien que le modèle

OPFM ne soit pas encore correctement identifié pour la cinétique de dégradation hors-plan (Figure 6.20 en bas, à droite).

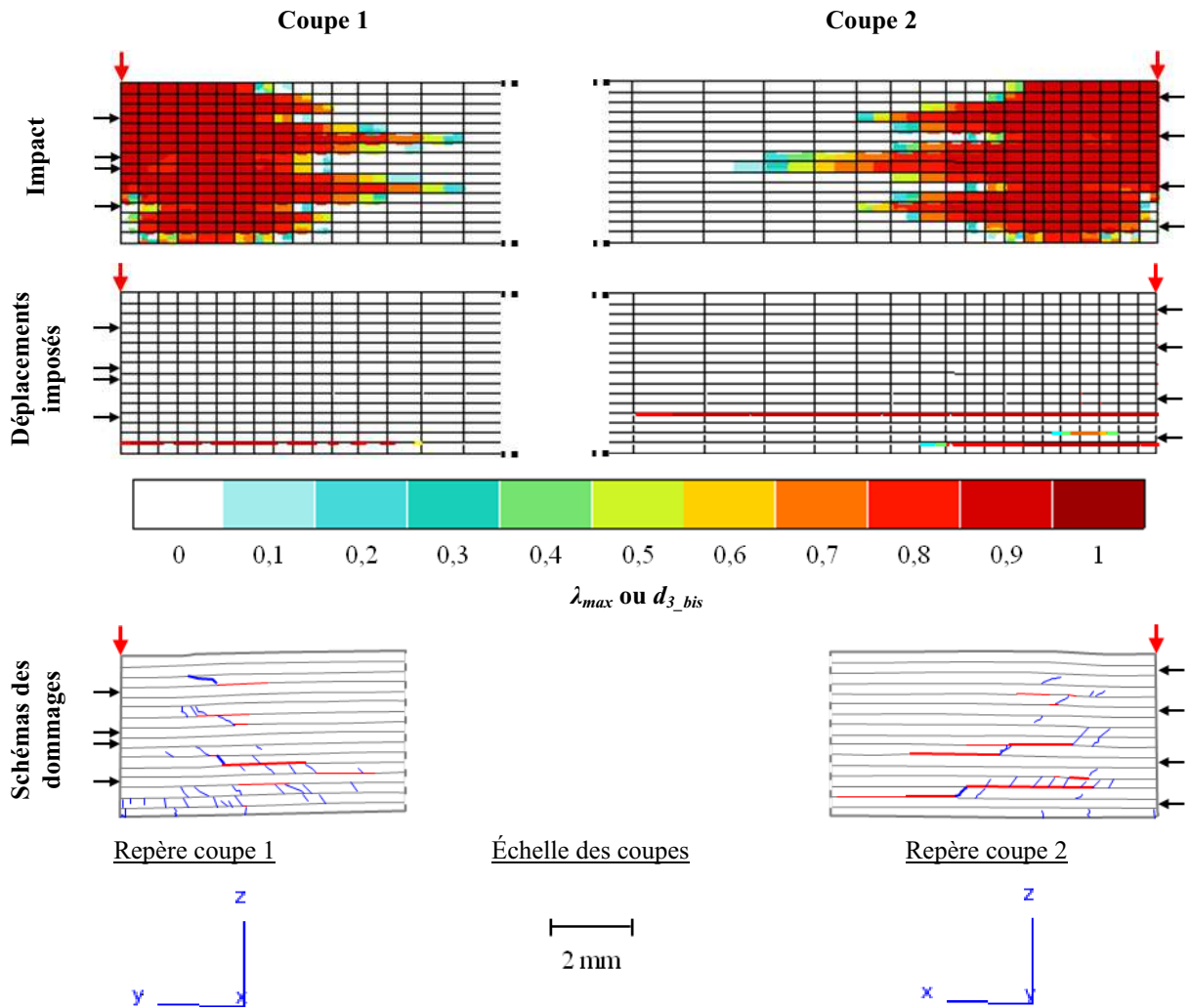


Figure 6.21. Délaminages prévus dans l'épaisseur avec le modèle d'impact complet, sans zones cohésives et avec contact (impact), et avec le modèle d'impact simplifié, avec zones cohésives et sans contact (déplacements imposés), par rapport aux dommages observés sur les coupes micrographiques de l'empilement QI simplement appuyé impacté à 10 Joules. Les flèches rouges indiquent le point d'impact et les flèches noires indiquent les plis dont les fibres sont orientées dans la direction du plan de coupe.

D'autre part, les délaminages prévus sur les coupes numériques correspondantes aux coupes micrographiques montrent qu'en appui simple linéique, ils sont mal prévus par le modèle d'impact simplifié (Figure 6.21). En effet, seules une ou deux interfaces, selon la face considérée, ont délaminé. De plus, ces délaminages sont trop étendus, sur la coupe 2. *A contrario*, le modèle OPFM associé au modèle complet prévoit des délaminages à tous les plis, ce qui semble trop sévère. Ceci est sans doute lié à l'identification imparfaite de la cinétique d'endommagement hors plan.

6.4.2. Encastrement

En encastrement, comme en appui simple linéique, les aires délaminiées projetées prévues par le modèle OPFM tridimensionnel pour les simulations d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) à 10 Joules sur les trois empilements sont proches (Figure 6.22). Cela semble correspondre à l'observation qui a été faite expérimentalement sur les empilements QI et OR encastrés et impactés à 10 Joules.

Superposition des contours des aires délaminiées projetées

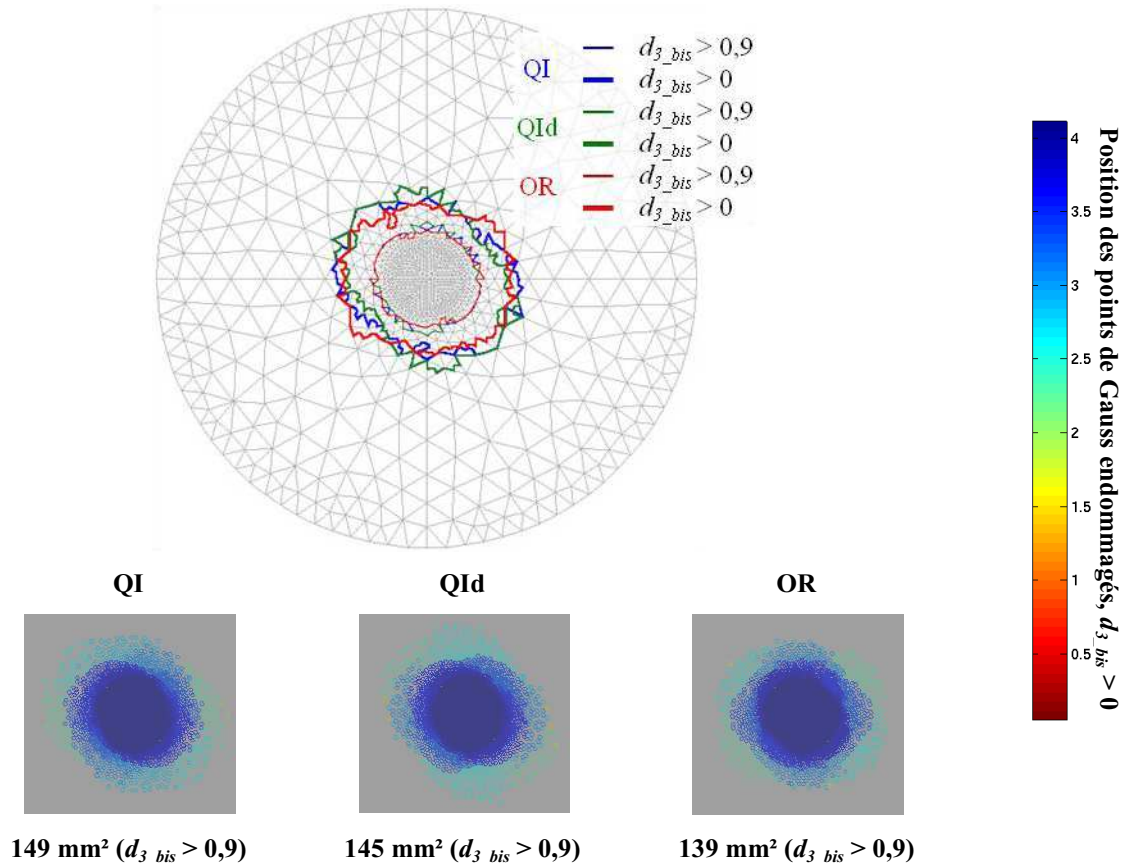


Figure 6.22. Aires délaminiées projetées prévues par le modèle OPFM associé au modèle numérique d'impact complet, avec contact, pour les trois empilements encastrés et impactés à 10 Joules

Comme en appui simple linéique, à l'exception des plis extérieurs, où les délaminages prévus sont circulaires, ceux-ci sont orientés dans la direction des fibres du pli où ils sont calculés et non dans la direction des fibres du pli situé sous l'interface. Cela semble confirmer le fait qu'il manque une information de type non local dans le modèle de comportement OPFM pour qu'il y ait influence de l'endommagement des plis adjacents sur l'endommagement du pli considéré et ainsi orienter les hélices de délamination en fonction du pli situé sous l'interface que les points de Gauss sont sensés représenter. En encastrement, pour les trois empilements, des effets de bord sont observés (Figure 6.23) : de fines bandes de points de Gauss endommagés sont prévues à proximité des conditions d'encastrement, dans les plis supérieurs. Expérimentalement, aucun délaminage n'est observé à ces endroits. L'usage des modèles de zones cohésives, dans le cas du modèle d'impact simplifié (sans contact), n'a pas montré d'effets de bords, ce qui présente un avantage de ces modèles par rapport au comportement hors plan du modèle OPFM, sans doute trop sensible aux surcontraintes à proximité de l'encastrement.

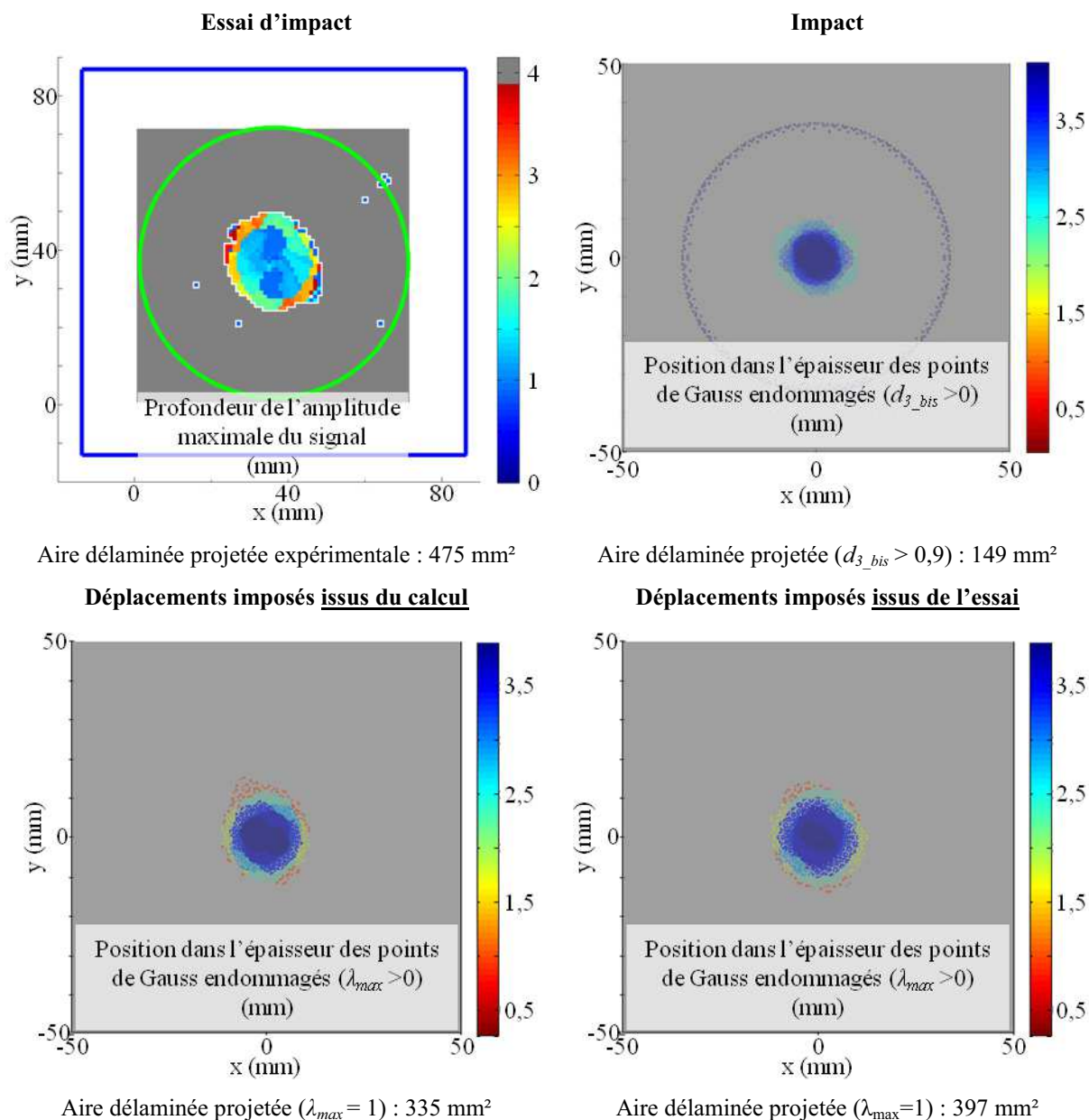


Figure 6.23. Aires délaminiées expérimentale et numériques prévues par les modèles d'impact complet (impact), avec contact et sans zones cohésives, et simplifié (déplacements imposés), sans contact et avec zones cohésives, pour l'empilement QI encastéré et impacté à 10 Joules

Les délaminages prévus par le modèle d'impact simplifié (sans contact et avec zones cohésives), utilisé pour un impact à 10 Joules, sont confrontés aux observations faites suite à l'essai d'impact à 10 Joules sur l'empilement QI encastéré. Contrairement au cas de l'appui simple linéique, l'orientation des premières hélices de délaminage semble un peu moins bien prévue (Figure 6.23). D'autre part, l'aire délaminiée projetée estimée par la simulation est inférieure de 29 % à son estimation expérimentale. Cette estimation semble néanmoins plus proche que dans le cas de l'appui simple. Ceci est sans doute lié au fait que les déplacements imposés sont moins importants en encastrement, donc moins sévères pour le délaminage des interfaces prévu par le modèle d'impact simplifié. Dans le cas de la simulation d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives), l'orientation des hélices de délaminages correspond à celle des fibres du pli où l'endommagement hors plan, d_3 , est calculé et non à celle des fibres du pli inférieur. Le caractère non local de la rupture hors plan semble donc manquer dans la formulation tridimensionnelle actuelle du modèle OPFM. L'étendue des

délaminages médians ne correspond pas non plus aux étendues détectées par scan ultrasonore et masque les délaminages inférieurs.

Le modèle d'encastrement ne reprend peut-être pas correctement les conditions aux limites imposées à la plaque réelle. Des calculs préliminaires élastiques linéaires pour différentes techniques d'encastrement numérique (encastrement des périmètres des faces impactées et non impactées – configuration retenue ; encastrement du bord du disque ; encastrement d'une partie des faces impactées et non impactées, pour une modélisation complète de la plaque - Figure 6.24) n'avaient pourtant pas conduit à des différences notables en termes de réponse globale et de champ de contrainte. D'autre part, l'aspect non local sans doute à l'origine des délaminages n'est pas pris en compte dans le modèle OPFM, comme supposé suite aux confrontations essai / calculs sur le cas de l'empilement QI simplement appuyé, ce qui pourrait expliquer la mauvaise orientation des hélices de délaminage.

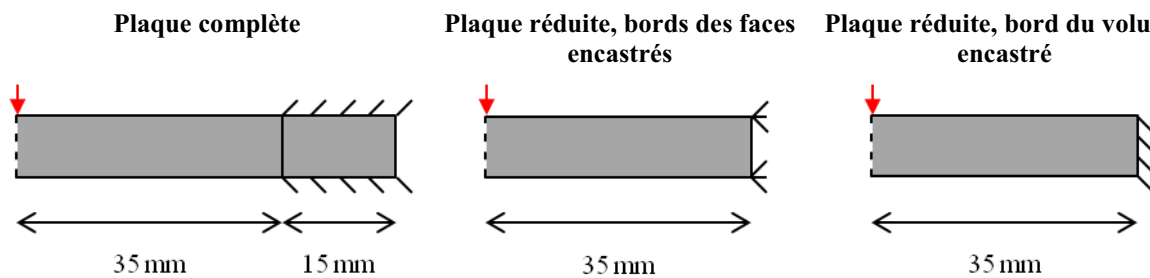


Figure 6.24. Méthodes numériques d'encastrement testées

Afin de tenter de s'approcher des aires délaminées projetées expérimentales, un calcul supplémentaire à déplacements imposés issus de l'essai d'impact à 10 Joules sur l'empilement QI encastres a été réalisé. Le fait d'imposer les déplacements de l'impacteur, calculés pendant l'essai à partir de la mesure de la force, entraîne une légère augmentation des délaminages prévus par les simulations. L'écart par rapport à l'aire mesurée expérimentalement est alors de 16 %, contre 29 % en appliquant les déplacements issus du calcul d'impact élastique linéaire. Le modèle d'impact simplifié, en encastrement, s'avère un peu plus satisfaisant pour la prévision des aires délaminées projetées, contrairement aux autres types d'endommagements. Ce constat présente donc un avantage de la modélisation des délaminages par zones cohésives, par rapport à une modélisation continue qui implique des formulations non locales plus complexes.

La localisation des interfaces délaminées dans l'épaisseur n'est cependant pas satisfaisante (Figure 6.25). Le modèle d'impact simplifié ne prévoit pas les délaminages aux bons endroits dans l'épaisseur, comparativement aux micrographies, tandis que le modèle d'impact complet en prévoit partout, sans doute à cause de l'identification imparfaite de la cinétique d'endommagement hors-plan du modèle OPFM. Les déplacements issus de l'essai ne font qu'étendre la process zone des interfaces, sans doute parce qu'ils ont une amplitude plus grande que celle des déplacements issus du calcul d'impact élastique. La mauvaise localisation des interfaces endommagées dans l'épaisseur semble donc liée au chargement imposé par le modèle d'impact simplifié.

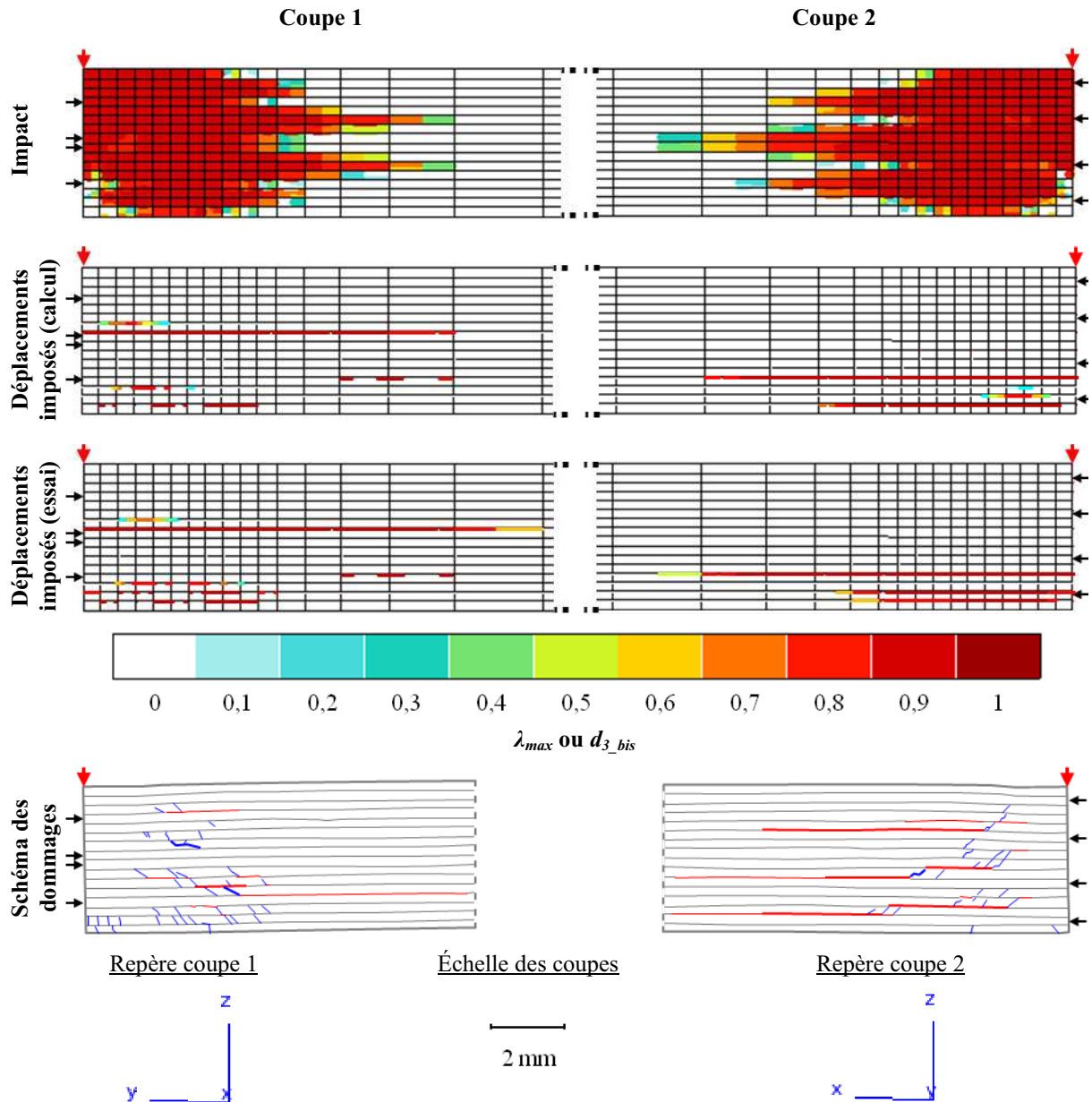


Figure 6.25. Délaminages prévus dans l'épaisseur par le modèle d'impact complet (sans zones cohésives et avec contact – impact) et par le modèle d'impact simplifié (avec zones cohésives et sans contact) dans l'épaisseur du stratifié quasi-isotrope encastré et impacté à 10 Joules selon la nature des déplacements imposés : issus du calcul d'impact élastique linéaire (calcul) ou des données expérimentales (essai). Les schémas des dommages observés dans les coupes micrographiques réalisées sur l'empilement QI encastré impacté à 10 Joules permettent de comparer les résultats numériques à l'expérience. Les flèches rouges indiquent le point d'impact et les flèches noires indiquent les plis dont les fibres sont orientées dans la direction du plan de coupe.

6.4.3. Prédiction des délaminages induits par un impact pour le T700GC/M21 selon les conditions aux limites

Le modèle d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) montre une aire délaminée projetée plus grande de 47 % en encastrement qu'en appui simple linéique (Figure 6.26), comme cela est observé expérimentalement (475 mm² mesurés sur la plaque QI encadrée contre 251 mm² mesurés sur la plaque QI simplement appuyée, à 10 Joules). En revanche, le modèle d'impact simplifié (sans contact mais avec zones cohésives) ne permet pas de retrouver cette tendance, puisque l'aire délaminée projetée obtenue en appui simple linéique est supérieure de 94 % à celle obtenue en encastrement. Cela est sans doute lié au fait que les déplacements imposés en appui simple linéique ont une amplitude plus grande qu'en encastrement, ce qui induit des contraintes de cisaillement plus importantes au sein du stratifié.

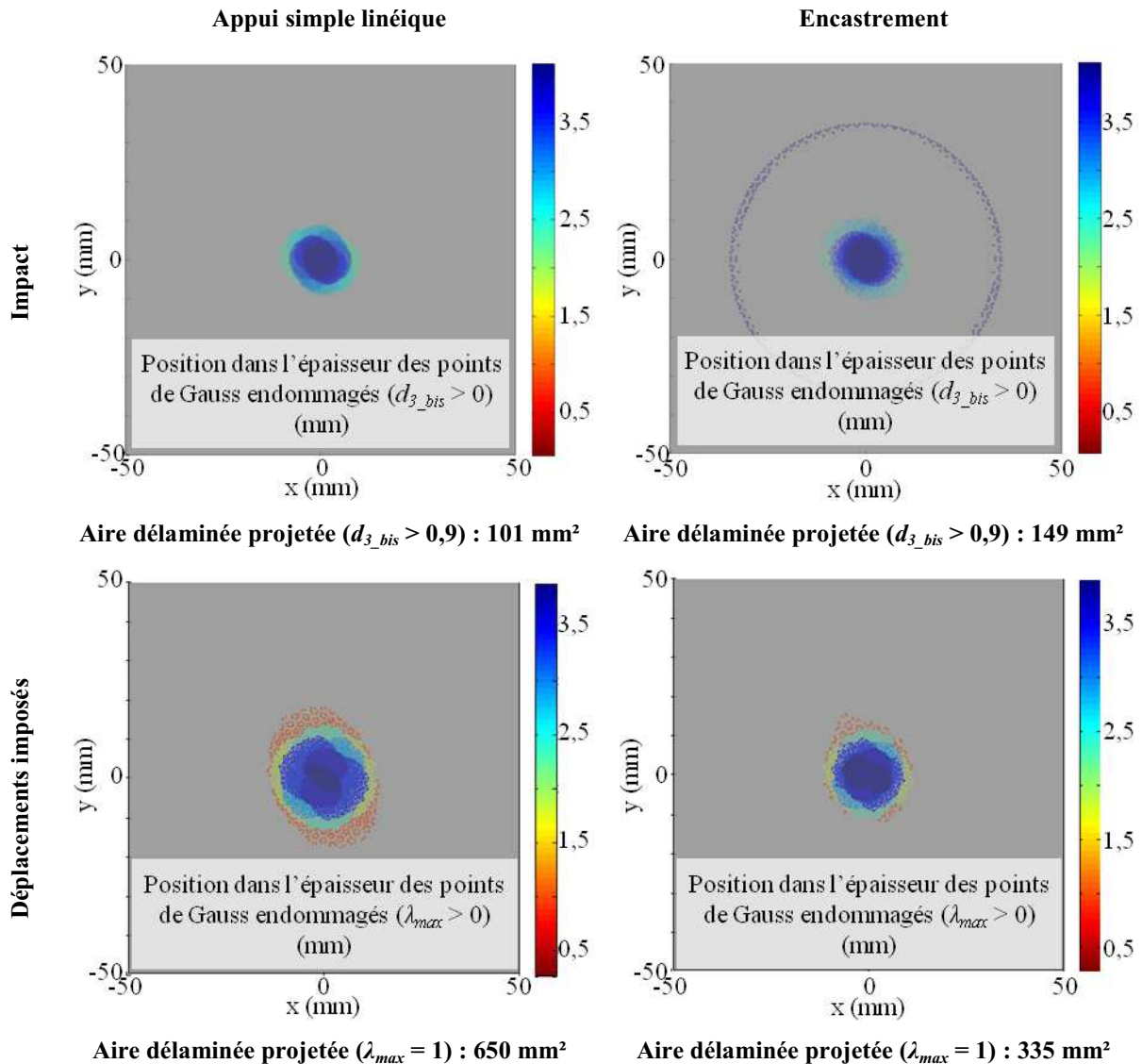


Figure 6.26. Aires délaminées prévues en appui simple et en encastrement par le modèle d'impact complet, avec contact, associé au modèle OPFM et par le modèle d'impact simplifié, sans contact, associé au modèle OPFM et au modèle bilinéaire de zones cohésives

Sur les coupes, le modèle d'impact complet montre des délaminages moins étendus en appui simple qu'en encastrement, comme c'est le cas expérimentalement (Figure 6.27). En revanche, pour la face 2, le modèle d'impact simplifié prévoit des délaminages plus étendus

en appui simple qu'en encastrement, ce qui ne correspond pas aux observations. Le modèle d'impact simplifié ne permet pas de prévoir la sensibilité aux conditions aux limites pour le délaminage du T700GC/M21.

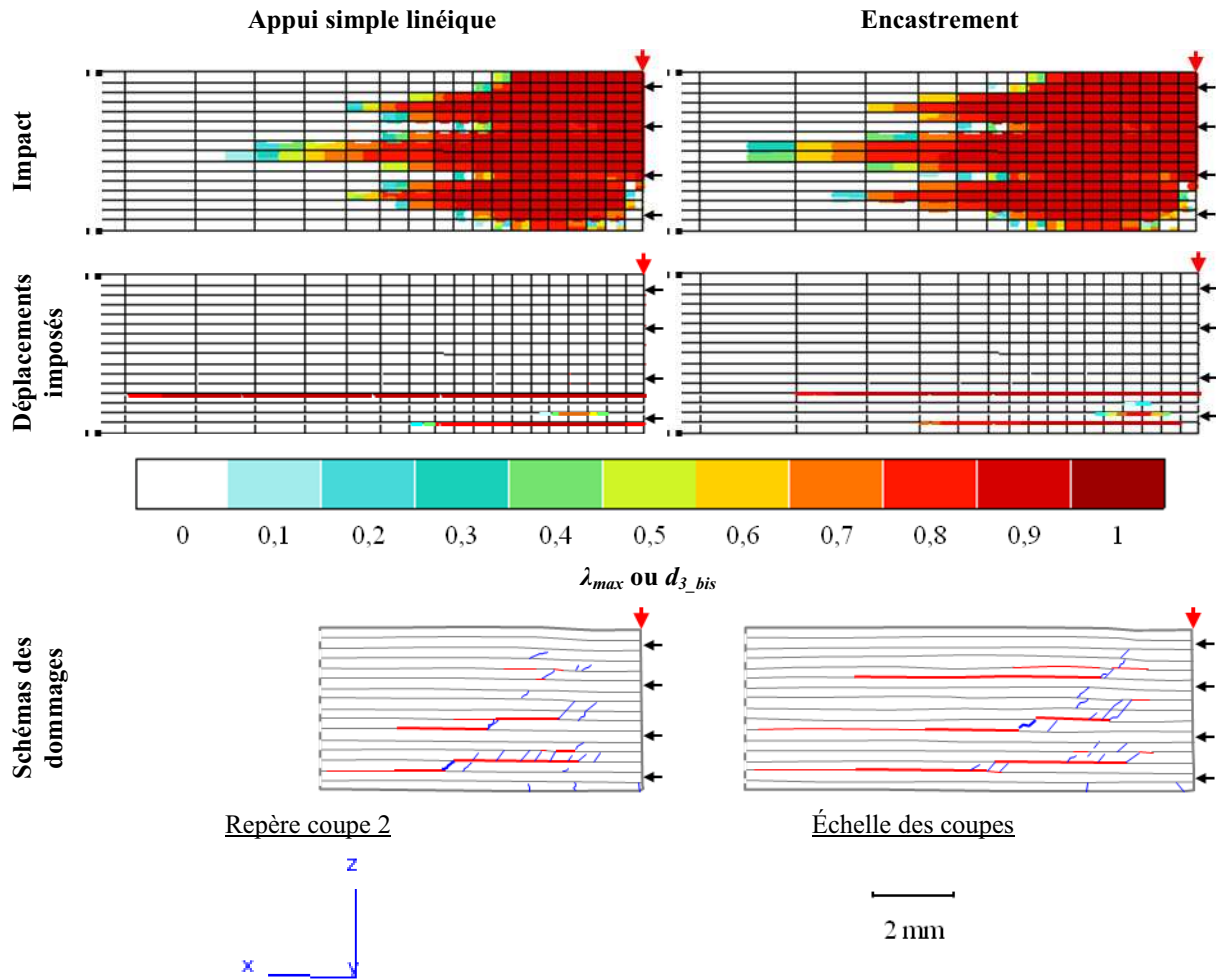


Figure 6.27. Délaminages prévus sur la coupe 2, en appui simple et en encastrement, dans l'épaisseur du stratifié quasi-isotrope impacté à 10 Joules, selon la modélisation

6.5. Conclusion

L'analyse des réponses globales montre que le modèle OPFM dans sa formulation tridimensionnelle permet de prévoir correctement le comportement des plaques stratifiées en T700GC/M21 à l'impact, en termes de sensibilité à l'énergie et à la vitesse d'impact incidente, aux conditions aux limites et à la séquence d'empilement. Il est cependant à noter qu'il ne permet pas de capter le seuil d'endommagement, c'est-à-dire la première propagation brutale des délaminages. Il n'endommage pas assez, par rapport au comportement expérimental, et ne dissipe pas suffisamment d'énergie. L'absence d'adoucissement dans l'implémentation actuelle du modèle pourrait être la cause de cet endommagement insuffisant pour la réponse globale et d'une partie manquante de l'absorption de l'énergie, notamment en hors plan. Le modèle d'impact simplifié montre en effet que l'introduction de lois cohésives adoucissantes permet une absorption supplémentaire d'énergie. Quant à l'énergie dissipée, il semble manquer un autre mécanisme majeur dans le modèle matériau, qui pourrait être la prise en compte de la viscoplasticité de la matrice.

Pour intégrer les modèles de zones cohésives, qui semblent pertinents pour la simulation des délaminages induits par un impact et pour éviter les problèmes de convergence liés au solveur global, un modèle d'impact simplifié, sans contact, a été proposé. Cette simplification permet de se concentrer sur l'objectif de ce chapitre, à savoir identifier les éléments nécessaires pour une bonne description des dommages d'impact. Dans ce cas, le modèle d'impact simplifié permet d'évaluer les capacités des modèles de zones cohésives pour la représentation des délaminages. Le remplacement du contact par des déplacements imposés n'autorise cependant pas une adaptation du chargement à l'état d'endommagement de la plaque. Il faudrait disposer dans *Z-set* d'une méthode de gestion du contact moins chronophage. Malgré ces difficultés, la représentation des interfaces par le modèle bilinéaire de zones cohésives permet de capturer un seuil d'endommagement, ce que le modèle OPFM ne permet pas actuellement. Cette observation semble indiquer que la description du caractère adoucissant de l'endommagement hors plan permettrait peut-être de capturer ce seuil avec OPFM.

L'analyse des ruptures de fibres prévus par le modèle OPFM, associé ou non aux zones cohésives, avec les coupes micrographiques présentées au chapitre 4 montre que le modèle OPFM prévoit des ruptures de fibres sous l'impacteur, alors qu'aucune rupture de fibres n'est observée sur les coupes micrographiques. Cette sévérité du modèle vis-à-vis de l'impact semble liée à la non prise en compte de l'effet de la pression hydrostatique sous l'impacteur. En effet, la matrice est sensible à cette pression et son comportement est modifié sous l'effet d'un tel chargement. En étant ainsi comprimée et en ne s'endommageant pas, la matrice vient retarder l'endommagement par kinking des fibres en compression. Le critère de rupture des fibres en compression, tout comme le critère de rupture de la matrice en compression, ne tiennent pas compte, pour le moment, de cet effet indirect de la pression hydrostatique sur l'endommagement des fibres. Il s'agit là d'une piste d'amélioration du modèle.

Mis à part ce point, concernant les endommagements matriciels, la sensibilité à la séquence d'empilement et aux conditions aux limites du T700GC/M21 sont correctement prévues par le modèle OPFM, en impact complet. Ce modèle donne une prévision correcte de la fissuration matricielle, avec les bonnes localisations de l'endommagement.

Enfin, du point de vue des aires délaminées projetées prévues, la sensibilité du T700GC/M21 à la séquence de l'empilement impacté semble bien reproduite pour les deux types de modèles d'impact. Les délaminages prévus dans l'épaisseur par le modèle OPFM associé au modèle d'impact complet (avec contact et sans zones cohésives) sont trop importants, par rapport aux délaminages observés. Cela est sans doute lié à l'identification de la cinétique d'endommagement hors plan, qui est à améliorer. Des travaux sont en cours au sein du Département Matériaux et Structures Composites de l'Onera pour assimiler cette cinétique aux ténacités des modes d'ouverture et de cisaillement des interfaces. L'absence d'information non locale pour caractériser l'influence de l'endommagement des plis adjacents sur le pli considéré pourrait également améliorer les performances du modèle OPFM, notamment concernant l'orientation des hélices de délaminages prévue via la variable d'effet de l'endommagement hors-plan du modèle OPFM. Les modèles de zones cohésives semblent cependant mieux représenter les délaminages. Elles prennent naturellement mieux en compte les effets de l'orientation des plis adjacents, ce qui permet de prévoir des hélices de délaminage plus réalistes. Elles semblent également mieux décrire la cinétique de l'endommagement, notamment la propagation rapide des délaminages responsable du seuil d'endommagement significatif.

Pour conclure, ce chapitre met en évidence les éléments essentiels à intégrer dans la modélisation pour une simulation correcte de l'impact, et donc des pistes d'amélioration à

apporter au code de calcul par éléments finis *Z-set* et aux modèles de comportement matériau. La gestion du contact est essentielle pour avoir une description correcte du chargement, et donc prévoir des endommagements réalistes. La méthode de contact proposée dans *Z-set* est actuellement un frein à la modélisation de l'impact. De plus, les limites des codes implicites semblent être atteintes. Ceux-ci ont en effet du mal à donner une solution lorsque les problèmes deviennent trop peu réguliers, comme expliqué au chapitre 2, paragraphe 2.3.1. Du point de vue de la description du comportement endommageable du stratifié, les critères de rupture doivent prendre en compte toutes les composantes du tenseur des contraintes et ne peuvent pas être réduits aux seules contraintes planes. Le caractère adoucissant et la viscoplasticité de la matrice semblent eux aussi être incontournables pour prévoir une absorption suffisante de l'énergie d'impact. La représentation des interfaces par des modèles de zones cohésives, malgré les difficultés numériques qu'elle soulève, paraît être la manière la plus simple de prévoir les délaminages. En effet, ces modèles permettent de prendre naturellement en compte les effets de l'orientation des plis sur celle des hélices de délaminage et semblent pouvoir prévoir des étendues cohérentes des délaminages, grâce à leur corrélation plus directe aux propriétés des interfaces.

Conclusions et perspectives

Synthèse

Le but de cette étude a été de proposer un modèle d'impact à basse vitesse et faible énergie pour la simulation numérique par la méthode des éléments finis dynamique implicite capable de prévoir les dommages induits. Les modèles de comportement matériaux retenus pour cette étude ont été le modèle Onera Progressive Failure Model (OPFM) [Laurin, 2005] [Laurin, 2007] [Charrier, 2011] pour le comportement du pli homogénéisé d'un stratifié, développé à l'Onera pour des sollicitations quasi-statiques, et le modèle bilinéaire de zones cohésives proposé par Alfano et Crisfield [Alfano, 2001].

Dans un premier temps, un modèle numérique d'impact sur plaque composite stratifiée a été construit. Ce modèle a été initialement réalisé sur la base de la norme ASTM D 7136 pour la caractérisation expérimentale d'un matériau à l'impact. Cependant, les limites de cette norme pour la modélisation numérique ont été établies. En effet, les conditions aux limites imposées à la cible dans la norme ASTM D 7136, notamment la condition de maintien de la plaque sur son support par les sauterelles mécaniques, se sont avérées difficiles à traduire simplement dans le modèle numérique. C'est pourquoi deux nouveaux montages ont été développés pour faciliter la modélisation des conditions aux limites imposées à la plaque dans le modèle numérique. Ces deux montages ont été choisis pour réaliser des conditions aux limites aussi éloignées l'une de l'autre que possible, afin de mieux éprouver le modèle d'impact complet (modèle numérique associé aux modèles de comportement matériau). L'un des montages réalise une condition d'appui simple linéique, en centrant la cible sur deux rouleaux cylindriques, tandis que l'autre montage réalise un encastrement circulaire, en plaçant la cible entre deux pièces en acier maintenues l'une contre l'autre par une bride boulonnée.

Une fois les nouvelles conditions aux limites définies et modélisées, des tests d'influence des composantes du modèle OPFM (viscoélasticité, caractère endommageable couplé ou non à la viscoélasticité, formulation tridimensionnelle du modèle) et des modèles de zones cohésives ont été menés. L'étude de l'influence des composantes du modèle OPFM sur la réponse à un impact et sur les dommages induits a permis de montrer qu'une formulation du modèle de comportement du pli du stratifié intégrant les effets des contraintes hors plan dans les critères d'endommagement était nécessaire pour capturer l'endommagement matriciel au sein de la plaque. En effet, l'endommagement interne s'avère être principalement piloté par le fort gradient de cisaillement hors plan au sein de la plaque. La prévision correcte de l'endommagement au sein du stratifié nécessite donc de prendre en compte les effets de l'ensemble des contraintes normales et des cisaillements dans les critères de rupture.

D'autre part, l'étude de l'influence du nombre d'interfaces modélisées au sein du stratifié a permis de mettre en évidence la nécessité de les modéliser toutes pour obtenir une réponse à l'impact et des délaminages réalistes. En effet, la modélisation d'une seule interface, selon la localisation de l'interface dans l'épaisseur, conduit à un sur-endommagement de l'interface, pour les interfaces les plus critiques. D'autre part, la

modélisation des interfaces par des zones cohésives, qui induisent une discontinuité dans le modèle de la plaque lorsque survient une rupture, permet de capturer le seuil d'endommagement, caractérisé par une chute brutale de la force, comme cela peut se voir expérimentalement. La visualisation dynamique de l'évolution des dommages montre que ce seuil est associé à une propagation rapide des délaminages aux interfaces. La prise en compte des délaminages par une variable continue homogénéisée dans le pli dans le modèle d'endommagement OPFM ne permet pas, actuellement, de capturer ce seuil.

L'étude de l'influence des paramètres de l'interface sur la réponse à un impact montre que la ténacité en mode II a une forte influence sur la réponse de la plaque simplement appuyée et sur l'aire délaminée projetée obtenue. Celle-ci décroît en effet lorsque la ténacité est augmentée. Le calcul des mixités de mode en front de fissure a montré que le délaminage était en effet essentiellement lié au mode II. D'autre part, la diminution des résistances interfaciales de 5 ou 15 % n'a pas induit de grandes différences dans les délaminages obtenus. En revanche, pour certaines interfaces, la forme des délaminages était différente de celle du cas de référence. D'après Turon [Turon, 2007], la taille de maille nécessaire pour une description correcte de l'amorçage et de la propagation du délaminage dépend des propriétés de l'interface. En particulier, cette taille de maille dépend de l'inverse du carré de la résistance interfaciale. Le fait de diminuer légèrement cette résistance permettrait donc d'utiliser des maillages plus grossiers pour prévoir les délaminages, sans affecter outre mesure les délaminages prévus.

Enfin, l'influence du couplage entre le dommage intralaminare lié à la matrice et les propriétés de l'interface sur la réponse à un impact et sur les dommages d'impact a été étudiée. Ce couplage a été récemment mis en place entre la variable d'effet de l'endommagement matriciel d'OPFM et les propriétés de l'interface pour le modèle bilinéaire [Vandellos, 2011]. Le couplage semble amorcer l'endommagement de l'interface. Le délaminage est ensuite propagé par la loi cohésive, ce qui modifie peu les formes de délaminages obtenues. Du point de vue de la réponse à l'impact, le couplage semble avoir pour effet de diminuer légèrement le seuil d'endommagement du modèle de la plaque, ainsi que les efforts vus par la cible après ce seuil. La chute de force est notamment moins brutale, en présence de couplage inter / intralaminare. D'autre part, l'aire délaminée projetée est diminuée de 22 % en présence de couplage inter / intralaminare. Ceci est notamment lié à la plus faible étendue du délaminage dans l'interface la plus critique, en présence de couplage inter / intralaminare. En revanche, l'aire délaminée totale, c'est-à-dire la somme des aires délaminées de chaque interface, est presque inchangée. Enfin, le couplage entre l'endommagement matriciel des plis adjacents et les propriétés de l'interface modifie la criticité des interfaces, tout comme le faisait la prise en compte du caractère endommageable du pli, sans couplage.

Afin de confronter les résultats numériques obtenus avec des données expérimentales pour les deux montages développés, une matrice d'essais a été mise en place. Les dommages d'impact sont influencés par un grand nombre de paramètres. Afin d'éprouver au mieux les capacités des modèles matériau à prévoir ces dommages, il a été décidé d'effectuer des essais d'impact sur trois empilements différents et pour différentes énergies incidentes. Le comportement du T700GC/M21 a ainsi pu être testé en impact en fonction de l'énergie, de la séquence d'empilement et des conditions aux limites imposées à la cible. D'autre part, la similitude entre dommages d'impact basse vitesse et basse énergie et dommages d'indentation quasi-statique ayant été établie par plusieurs auteurs [Kaczmarek, 1994] [Sutherland, 2012], des essais d'indentation ont également été réalisés, pour des forces maximales de consigne similaires à celles mesurées en impact. L'indentation quasi-statique a permis d'acquérir des

informations supplémentaires sur l'évolution de l'endommagement au cours de l'essai, à l'aide d'un capteur d'émissions acoustiques.

Afin d'extraire un maximum d'informations sur les dommages induits par impact ou par indentation, plusieurs mesures ont été effectuées à la suite des essais. Tout d'abord, l'empreinte résiduelle a été mesurée par stéréo-corrélation d'images. Cette mesure permet notamment d'accéder à la profondeur d'empreinte résiduelle, qui permet de caractériser la détectabilité du défaut induit par l'impact. En effet, en-dessous d'un certain seuil, le Barely Visible Impact Damage (BVID), défini en fonction des conditions d'examen de la pièce composite [Léon-Dufour, 2008], les dommages d'impact sont considérés comme indétectables et les pertes de performances résiduelles liées à ces dommages doivent être prises en compte dans le dimensionnement de la structure composite.

Ensuite, les spécimens impactés ou indentés ont été soumis à un scan par ultrasons afin d'estimer les dommages créés au sein du stratifié. Un outil a été mis en place pour quantifier l'aire délaminée projetée à partir de la cartographie des profondeurs des maxima des signaux ultrasonores renvoyés au capteur acoustique lorsqu'il y a une rupture d'impédance, comme c'est le cas en présence d'une fissure. Cette aire délaminée projetée a ainsi pu être comparée à celles prévues par simulation. Enfin, quelques plaques, impactées ou indentées, ont été découpées et polies pour une observation plus fine des dommages par microscopie optique.

A l'issue de ces essais, des confrontations ont été effectuées entre données d'essais, dans le but de vérifier certaines hypothèses prises *a priori* et d'extraire les tendances comportementales du T700GC/M21 selon les conditions aux limites imposées. Dans un premier temps, les résultats des essais d'impacts incrémentaux, qui servent à déterminer les énergies d'impact unique, ont été confrontés aux résultats des impacts uniques. Cette comparaison a permis de valider la méthode utilisée pour définir les énergies des impacts uniques et surtout de mettre en évidence les effets de chocs répétés. Ceux-ci entraînent un changement de la réponse globale du stratifié ré-impacté, sans doute à cause des frottements des lèvres de fissures pré-existantes, qui pourraient expliquer l'atténuation des perturbations des signaux mesurés. Le cumul des impacts entraîne également des endommagements plus importants, en particulier dans le cas du montage d'encastrement.

Ensuite, les dommages d'impact ont été confrontés aux dommages d'indentation quasi-statique, afin de vérifier la similitude de ces dommages. Les dommages d'impact et d'indentation s'avèrent être effectivement de même nature. En revanche, les dommages d'indentation sont un peu plus éloignés du centre de la plaque, ce qui semble indiquer un effet plus important du champ de compression sous l'impacteur qu'en impact. Les délaminages sont également un peu plus étendus en indentation qu'en impact (les aires délaminées projetées sont entre quelques dizaines et quelques centaines de mm² plus élevées en indentation). Les profondeurs d'empreinte se sont révélées plus élevées en indentation qu'en impact. Les mécanismes visqueux actifs en indentation ont sans doute des poids plus importants que les mécanismes visqueux activés en impact, comme le suggère le spectre des mécanismes visqueux du modèle OPFM, identifié pour des sollicitations quasi-statiques.

Enfin, les résultats expérimentaux sur le montage d'appui simple linéique ont été confrontés aux résultats expérimentaux sur le montage d'encastrement. Cette confrontation a permis de déduire les tendances comportementales du T700C/M21 en fonction des conditions aux limites qui sont imposées à la plaque. Le montage d'encastrement raidissant la cible, une plus grande part de l'énergie d'impact est consommée sous forme d'endommagements. En revanche, en appui simple linéique, la plaque est libre de se déformer, ce qui permet d'absorber plus d'énergie par déformation élastique de la cible et donc limite l'endommagement, comparativement à l'encastrement, pour les énergies considérées.

L'analyse des données expérimentales a permis d'établir les capacités du modèle OPFM et du modèle bilinéaire de zones cohésives à prévoir les dommages d'impact. Le modèle OPFM, dans sa formulation tridimensionnelle et en utilisant la variable d'effet du délaminage au lieu des zones cohésives pour les interfaces, permet une bonne capture de la réponse à un impact. L'énergie dissipée par le modèle reste trop faible par rapport à celle dissipée expérimentalement, sans doute à cause du caractère adoucissant de la rupture progressive, qui n'est pas encore implémenté dans *Z-set*. Il semble néanmoins manquer un mécanisme de dissipation de l'énergie d'impact supplémentaire. En effet, le décalage observé expérimentalement entre la position de l'impacteur à la fin du contact (force nulle) et le retour de l'impacteur à sa position d'origine (déplacement de l'impacteur nul) laisse supposer que la viscoplasticité de la matrice joue un rôle important dans la dissipation de l'énergie d'impact.

D'autre part, le modèle OPFM prévoit des ruptures de fibres sous l'impacteur, alors qu'aucune rupture de fibres n'est observée expérimentalement. Ceci est attribué au fait que le modèle ne prend pas en compte les effets d'une pression hydrostatique. En effet, sous l'impacteur, le matériau est comprimé dans les trois directions principales, ce qui correspond à une pression hydrostatique. Or, sous l'effet de cette pression, le comportement de la matrice est modifié. Son endommagement est retardé et, sous l'effet de la compression de la matrice, les ruptures de fibres par micro-flambement (kinking) le sont également. La prise en compte de l'effet d'une pression hydrostatique dans le comportement du pli éviterait la prévision erronée d'endommagement des fibres sous l'impacteur.

L'endommagement matriciel prévu par le modèle OPFM semble cohérent. Seule la formulation du modèle prenant en compte les effets des contraintes hors plan, notamment des contraintes de cisaillement permet de répartir cet endommagement dans l'épaisseur du stratifié. L'identification imparfaite du comportement hors plan semble être, d'autre part, responsable d'un sur-endommagement hors-plan du stratifié. Un couplage non local entre les comportements des plis semble également manquer, notamment pour prendre en compte l'orientation des hélices de délaminage avec la variable d'endommagement hors plan, continue et homogénéisée dans le pli. Ceci constitue une piste d'amélioration du modèle OPFM pour la description des dommages d'impact.

Les modèles de zones cohésives n'ont pas pu être intégrés au modèle d'impact complet. En effet, en présence de zones cohésives, la force maximale d'impact n'est pas atteinte au bout de six mois de calculs. Comparativement, un calcul d'impact complet, comprenant la phase de rebond de l'impacteur, avec le modèle OPFM tridimensionnel complet, « coûte » environ trente-huit jours, pour un impact à 10 Joules sur un empilement quasi-isotrope simplement appuyé, ce qui est déjà non négligeable. La multiplication des comportements non réguliers (contact, loi endommageable du pli, loi cohésive adoucissante) semble montrer les limites de la résolution implicite d'un problème d'impact. L'algorithme de contact dans *Z-set* a été identifié comme étant particulièrement chronophage, c'est pourquoi une solution a consisté à remplacer l'impacteur par les déplacements des nœuds effectivement en contact dans un calcul d'impact élastique. Cette méthode permet, d'une part, d'avoir accès à la répartition des déplacements sur les nœuds effectivement en contact au moment où la déflexion maximale de la plaque est atteinte (un chargement appliqué au seul centre de la plaque conduisait à des déformations irréalistes de la surface impactée). D'autre part, cette méthode permet de ne pas avoir recours aux mesures réalisées au cours d'essais d'impact.

Cependant, le modèle d'impact simplifié met en évidence la nécessité de prendre en compte l'interaction entre l'impacteur et sa cible. En effet, les dommages prévus sont beaucoup trop sévères, par rapport aux dommages observés et même à ceux prévus par le

modèle OPFM en impact complet. Ce modèle permet néanmoins de montrer les avantages de l'utilisation des zones cohésives pour l'impact. Celles-ci permettent en effet de tenir compte naturellement du caractère non local de l'endommagement des interfaces manquant dans le comportement hors plan d'OPFM. L'usage de zones cohésives aux interfaces entre deux plis d'orientations différentes permet également de capturer un seuil d'endommagement significatif dans le signal en force. Ce seuil semble lié, d'après la visualisation dynamique de l'évolution des dommages dans la plaque, à une propagation rapide des délaminages que le modèle OPFM n'est actuellement pas en mesure de capturer.

L'étude des capacités du modèle OPFM à reproduire les dommages d'impact montre que celui-ci est capable de reproduire qualitativement l'endommagement matriciel. Il nécessite cependant quelques améliorations :

- La prise en compte de l'effet d'une pression hydrostatique sur le comportement du pli (renforcement) ;
- L'implémentation du caractère adoucissant permettant la transition entre l'état endommagé et la rupture finale du pli ;
- La corrélation de la cinétique d'endommagement hors-plan du pli avec les ténacités de l'interface, selon le mode de chargement ;
- La modélisation du comportement viscoplastique de la matrice, qui semble être un important mécanisme d'absorption de l'énergie incidente.

Une fois ces modifications prises en compte, il sera sans doute possible de mener, comme pour le modèle bilinéaire de zones cohésives, une étude de l'influence des paramètres de la loi OPFM sur la réponse à l'impact et les dommages prévus.

Cette étude montre d'autre part les limites d'une modélisation implicite de l'impact. En effet, la multiplication des sources de non régularité met à défaut les algorithmes de Newton. Or, ces travaux montrent que la modélisation de l'impact nécessite de prendre en compte l'interaction entre l'impacteur et sa cible (contact) mais également des lois de comportement endommageables adoucissantes, qui sont de puissantes sources de non linéarités.

Perspectives

La modélisation de l'impact reste, actuellement, difficilement exportable au milieu industriel, en dynamique implicite comme en dynamique explicite. Les coûts de calcul sont en effet prohibitifs pour que le calcul d'impact avec un comportement endommageable du matériau soit envisageable. C'est pourquoi, une première perspective à ces travaux consiste à réduire les temps de calcul par l'utilisation d'outils numériques spécifiques, comme des bascules et des couplages entre algorithmes implicite et explicite, des schémas d'intégration en temps différents selon la zone d'intérêt de la structure [Chantrai, 2012] ou bien des algorithmes d'impact plus rapides, voire permettant une parallélisation du contact [Yastrebov, 2011] ou une parallélisation du problème en sous-domaines d'intérêt [Bordeu-Weldt, 2012]. D'autre part, de nouveaux outils numériques permettraient de mieux représenter la structure, comme les éléments cohésifs à raideur initiale infinie de Lorentz [Lorentz, 2008] [Rakotomalala, 2012]. Ces éléments éviteraient en effet l'assouplissement artificiel de la plaque, lié à l'introduction de zones cohésives à raideur finie, et amélioreraient la convergence du problème.

Le modèle développé dans ces travaux représente un impact sur une plaque stratifiée. Bien que les empilements choisis soient représentatifs de ceux utilisés dans l'industrie, la

structure plane, sans précontrainte, n'est pas très représentative d'une structure réelle, encore moins d'une structure réelle en fonctionnement ou vieillie. C'est pourquoi, une fois le modèle OPFM amélioré et validé sur la structure plaque, il serait intéressant de simuler des impacts sur des plaques pré-contraintes, ainsi que des impacts sur pièces complexes, tels des panneaux courbés [Ballère, 2008], des aubes ou des pâles d'hélicoptères. Le modèle d'impact pourrait d'autre part être un outil puissant pour étudier les effets d'échelle sur les dommages d'impact.

D'autre part, ce modèle d'impact présente des résultats encourageants pour les petits chocs. En revanche, ce modèle ne permet peut-être pas d'atteindre des impacts plus « rapides ». Pour cela, la loi de comportement OPFM nécessite sans doute des modifications. La dépendance aux vitesses, présente dans la viscoélasticité de la matrice, est notamment en cours d'extension pour la dynamique rapide [Berthe, 2012].

Les matériaux composites stratifiés représentent seulement une partie des types de composites constitutifs des structures aéronautiques. Les composites tissés et les structures sandwich entrent également dans la constitution de pièces parfois critiques pour la tenue structurale. Ces types de composites ont des architectures différentes de celle des composites stratifiés et donc des comportements différents. C'est pourquoi des modèles d'impact pour les composites tissés [Iannucci, 2006] [Marguet, 2007a] [Elias, 2012] et pour les structures sandwich [Marguet, 2007b] doivent également être établis.

Le modèle d'impact développé dans ces travaux ne représente que la première étape d'une méthode d'évaluation des performances résiduelles. L'idée serait d'utiliser la cible endommagée numériquement par impact pour réaliser une simulation quasi-statique permettant d'établir les performances résiduelles de la cible. Les résultats de ces travaux mènent à une question ouverte : la représentation des dommages par un modèle d'endommagement continu suffit-elle pour estimer la perte de performance résiduelle ou bien la représentation des dommages sous forme d'une discontinuité est-elle nécessaire pour capturer cette perte de performance et comprendre les phénomènes physiques engendrés ? En effet, la présence de zones cohésives aux interfaces du stratifié a été montrée comme étant essentielle pour déterminer un seuil d'endommagement numérique. La présence de discontinuité dans le modèle de la plaque est certainement nécessaire pour décrire correctement le comportement en présence d'endommagements. La vision discrète de l'endommagement semble alors être la solution appropriée pour modéliser correctement le comportement à l'impact. Cependant, cette approche reste difficile à implémenter dans des codes de calcul industriels. Elle induit également un assouplissement artificiel de la structure modélisée, du fait du grand nombre d'interfaces à prendre en compte. Enfin, actuellement, la prise en compte de l'inclinaison des fissures matricielles dans les plis n'est pas envisageable, ce qui limite l'utilisation des modèles discrets à des stratifiés épais, où l'épaisseur du pli est négligeable par rapport à celle du stratifié. D'autre part, le fait de ne pas incliner la fissure modifie peut-être le comportement après impact de la structure, notamment en compression. L'idéal serait d'introduire la fissure dans le maillage lorsque le critère d'endommagement serait atteint, ce qui est possible dans *Z-set* pour les matériaux métalliques [Feld-Payet, 2010] mais encore à l'étude pour les matériaux composites.

Cependant, si l'objectif consiste à prévoir les pertes de performances résiduelles uniquement, et non le comportement en présence d'endommagement, les modèles d'endommagement continu peuvent suffire. En effet, ceux-ci tiennent compte des effets de l'endommagement sur le comportement du matériau, en dégradant intelligemment ses propriétés initiales. Dès lors, ces modèles sont peut-être suffisamment efficaces pour prévoir les résistances du matériau en présence de dommages d'impact.

Références

- [Abdallah, 2009] Abdallah E.A., Bouvet C., Rivallant S., Broll B., Barrau J.-J. *Experimental analysis of damage creation and permanent indentation on highly oriented plates*. Composites Science and Technology, vol. 69, p. 1238-1245, 2009.
- [Aboissière, 2003] Aboissière J. *Propagation de dommages d'impact dans un matériau composite stratifié à fibres de carbone et résine époxyde*. Thèse de Doctorat de l'université de Toulouse, 2003.
- [Abrate, 1998] Abrate S. *Impact on composite structures*. Cambridge University Press, 1998.
- [Abrate, 2001] Abrate S. *Modeling of impacts on composite structures*. Composite Structures, Vol. 51, p. 129-138, 2001.
- [Aktaş, 2009] Aktaş M., Atas C., İçten B.M., Karakuzu R. *An experimental investigation of the impact response of composite laminates*. Composite Structures, vol. 87, p. 307-313, 2009.
- [Alfano, 2001] Alfano G., Crisfield M.A. *Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites : mechanical and computational issues*. International Journal of Numerical Methods Engineering, vol. 50, p. 1701-1736, 2001.
- [Allix, 1992] Allix O., Ladevèze P. *Interlaminar interface modeling for the prediction of laminate delamination*. Composite Structures, vol. 22, p. 235-242, 1992.
- [Allix, 1994] Allix O., Ladeveze P., Vittecoq E. *Modelling and identification of the mechanical behavior of composite laminates in compression*. Composites Science and Technology, vol. 51, p. 35-42, 1994.
- [ASTM, 1994] ASTM D 5528-94a. *Standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fibre-reinforced polymer matrix composites*. 1994.
- [ASTM, 2007] ASTM D 7136/D 7136M. *Standard test method for measuring the damage resistance of a fibre-reinforced polymer matrix composite to a drop-weight impact event*. 2007.
- [Ballère, 2008] Ballère L. *Tolérance aux dommages par impacts de structures courbes composites – Effets d'échelles*. Thèse de doctorat de l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2008.
- [Baruchel, 2000] Baruchel J., Buffière J.-Y., Maire E., Merle P., Peix G. *X-RAY tomography in material science*. Éditions Hermes, 2000.

- [Belingardi, 2002] Belingardi G., Vadori R. *Low-velocity impact tests of laminate glass-fiber-epoxy matrix composite material plates*. International Journal of Impact Engineering, vol.27, p. 213-229, 2002.
- [Benzeggagh, 1996] Benzeggagh M.L., Kenane M. *Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus*. Composites Science and Technology, vol. 56, p. 439-449, 1996.
- [Benziane, 2011] Benziane D.M., Chiaruttini V., Garaud J.D., Feyel F., Foerch R., Osipov N., Quillici S., Rannou J., Roos A., Ryckelynck D. *Z-set/ZeBuLoN : une suite logicielle pour la mécanique des matériaux et le calcul de structures*. Comptes rendus du 10^{ème} Colloque National en Calcul des Structures, Giens, 2011.
- [Berthe, 2012] Berthe J., Brieu M., Deletombe E. *Improved viscoelastic model for laminate composite under static and dynamic loadings*. Journal of Composite Materials, en cours de publication, 2012.
- [Berthelot, 1992] Berthelot J.-M. *Matériaux composites : comportement mécanique et analyse des structures*. Éditions Masson, 1992.
- [Bordeu-Weldt, 2012] Bordeu-Weldt F.E. *Calcul à l'échelle méso avec interface non locale des composites stratifiés*. Thèse de Doctorat de l'École nationale supérieure de Cachan, 2012.
- [Bouvet, 2009] Bouvet C., Castanié B., Bizeul M., Barrau J.-J. *Low velocity impact modelling in laminate composite panels with discrete interface elements*, International Journal of Solids and Structures, vol. 46, p. 2809-2821, 2009.
- [Bouvet, 2012] Bouvet C., Rivallant S., Barrau J.-J. *Low velocity impact modeling in composite laminates capturing permanent indentation*, Composites Science and Technology, en cours de publication, 2012.
- [Brewer, 1988] Brewer J.C., Lagace P.A. *Quadratic stress criterion for initiation of delamination*. Journal of Composites Materials, vol. 22, p. 2809-2821, 2009.
- [Cantwell, 1989] Cantwell W.J., Morton J. *Geometrical effects in the low velocity impact response of CFRP*. Composite Structures, vol. 12, p. 39-59, 1989.
- [Cantwell, 1991] Cantwell W.J., Morton J. *The impact resistance of composite materials – A review*. Composites, vol. 22, p. 347-360, 1991.
- [Carlsson, 1986] Carlsson L.A., Gillespie J.W., Pipes R.B. *On the analysis and design of the end notched flexure (ENF) specimen for mode II testing*. Journal of Composite Materials, vol. 20, p. 594-604, 1986.
- [Carrère, 2005] Carrère N., Martin E., Leguillon D., Huchette C. *Amorçage de la décohésion interfaciale : comparaison d'un critère mixte et d'un modèle de zone cohésive*. Comptes rendus des 14^{èmes} Journées Nationales sur les Composites, Compiègne, 2005.

- [Chaboche, 2001] Chaboche J.-L., Feyel F., Monerie Y. *Interface debonding models: a viscous regularization with a limited rate dependency*. International Journal of Solids and Structures, vol. 38, p. 3127-3160, 2001.
- [Chang, 1987] Chang F.-K., Chang K.-Y. *A progressive damage model for laminated composites containing stress concentrations*. Journal of Composite Materials, vol. 21, p. 834-855, 1987.
- [Chang, 1990] Chang F.-K., Choi H.Y., Jeng S.-T. *Study on impact damage in laminated composites*. Mechanics of Materials, vol. 10, p. 83-95, 1990.
- [Chantrait, 2012] Chantrait T. *Méthodes multiéchelles en espace et en temps pour la tolérance aux dommages dans les structures composites*. Résumés des 9èmes Journées des Doctorants de la Branche Matériaux et Structures de l'ONERA, 26-27 janvier 2012.
- [Charrier, 2010] Charrier J.-S., Carrère N., Laurin F., Bretheau T., Goncalves-Novo E., Mahdi S. *Proposition of 3D progressive failure approach and validation on test cases*. 14th European Conference on Composite Materials, Budapest, Hungary, 2010.
- [Charrier, 2011] Charrier J.-S., Carrère N., Laurin F., Goncalves-Novo E., Mahdi S. *Proposition d'une méthode d'analyse dédiée aux structures composites soumises à des sollicitations hors-plan*. Comptes rendus des 17^{èmes} Journées Nationales sur les Composites, Poitiers, 2011.
- [Choi, 1992] Choi H.Y., Chang, F.-K. *A model for predicting damage in graphite/epoxy laminated composites resulting from low-velocity point impact*. Journal of Composites Materials, vol. 26, p. 2134-2169, 1992.
- [Davies, 1995] Davies G.A.O., Zhang X. *Impact damage prediction in carbon composite structures*. International Journal of Impact Engineering, vol. 16, p. 149-170, 1995.
- [Davies, 2004] Davies G.A.O., Olsson R. *Impact on composite structures*, The Aeronautical Journal, vol. 108, p. 541-563, 2004.
- [Donadon, 2008] Donadon M.V., Iannucci L., Falzon, B.G., Hodgkinson J.M., de Almeida S.F.M. *A progressive failure model for composite laminates subjected to low velocity impact damage*. Computers & Structures, vol. 86, p. 1232-1252, 2008.
- [de Freitas, 2000] de Freitas M., Silva A., Reis L. *Numerical evaluation of failure mechanisms on composite specimens subjected to impact loading*. Composites: Part B, vol. 31, p. 199-207, 2000.
- [de Morais, 2009] De Morais A.B., Pereira A.B., de Moura M.F.S.F., Magalhães A.G. *Mode III interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates using the edge crack torsion (ECT) test*. Composites Science and Technology, vol. 69, p. 670-676, 2009.
- [de Moura, 2004] De Moura M.F.S.F., Gonçalves J.P.M. *Modelling the interaction between matrix cracking and delamination in carbon-epoxy laminates under low velocity impact*. Composites Science and Technology, vol. 64, p. 1021-1027, 2004.

- [Dugdale, 1960] Dugdale D.S. *Yielding of steel sheets containing slits*. Journal of Mechanics and Physics of Solids, vol. 8, p. 100-104, 1960.
- [Elder, 2004] Elder D.J., Thomson R.S., Nguyen M.Q., Scott M.L. *Review of delamination predictive methods for low speed impact of composite laminates*. Composite Structures, vol. 66, p. 677-683, 2004.
- [Élias, 2012] Élias A. *Admissibilité des défauts initiaux et induits par impact pour les structures composites tissées interlock CMO*. Résumés des 9èmes Journées des Doctorants de la Branche Matériaux et Structures de l'ONERA, 26-27 janvier 2012.
- [Faggiani, 2010] Faggiani A., Falzon B.G. *Predicting low-velocity impact damage on a stiffened composite panel*. Composites: Part A, vol. 41, p. 7376-749, 2010.
- [Feraboli, 2006] Feraboli P. *Modified SDOF models for improved representation of the impact response of composite plates*. Journal of Composite Materials, vol. 40, p. 2235-2255, 2006.
- [González, 2011] González E.V., Maimí P., Camanho P. P., Lopes C.S., Blanco N. *Effects of ply clustering in laminated composite plates under low-velocity impact loading*. Composites Science and Technology, vol. 71, p. 805-817, 2011.
- [González, 2012] González E.V., Maimí P., Camanho P. P., Turon A., Mayugo J. A. *Simulation of drop-weight impact and compression after impact tests on composite laminates*. Composite Structures, vol. 94, p. 3364-3378, 2012.
- [Gornet, 2011] Gornet L., Ijaz H. *High cycle fatigue damage model for delamination crack growth in CF/epoxy composite laminates*. International Journal of Damage Mechanics, vol. 20, p. 783-807, 2011.
- [Griffith, 1921] Griffith A.A. *The phenomena of rupture and flow in solids*. Philosophical Transactions of the Royal Society, vol. 221, p. 163-198, 1921.
- [Guillaumat, 2000] Guillaumat L. *Reliability of composite structures – Impact loading*. Computers & Structures, vol. 76, p. 163-172, 2000.
- [Guinard, 2002] Guinard S., Allix O., Guédra-Degeorges D., Vinet A. *A 3D damage analysis of low-velocity impacts on laminated composites*. Composites Science and Technology, vol. 62, p. 585-589, 2002.
- [Hashin, 1973] Hashin Z., Rotem A., *A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials*. Journal of Composite Materials, vol. 7, p. 448-464, 1973.
- [Hashin, 1980] Hashin Z. *Failure criteria for unidirectional composites*. Journal of Applied Mechanics, vol. 47, p. 329-334, 1980.
- [Hautier, 2010] Hautier M. *Analyse des réparations des matériaux composites : mise en œuvre d'un procédé par infiltration et étude du comportement mécanique*. Thèse de doctorat de l'université de Toulouse réalisée à l'Onera, 2010.

- [Herszberg, 2006] Herszberg I., Weller T. *Impact damage resistance of buckled carbon/epoxy panels*. Composite Structures, vol. 73, p. 130-137, 2006.
- [Hexcel, 2010] HEXCEL, *HexPly[®] M21, Epoxy Matrix (180°C/356°F curing matrix)*, Product Data, 2010.
- [Hilber, 1976] Hilber H.M., Hugues T.J.R., Taylor R.L. *Improved numerical dissipation for time integration algorithms in structural dynamics*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, vol. 5, p. 283-292, 1976.
- [Hou, 2000] Hou J.P., Petrinic N., Ruiz C., Hallett S.R. *Prediction of impact damage in composite plates*. Composites Science and Technology, vol. 60, p. 273-281, 2000.
- [Hou, 2001] Hou J.P., Petrinic P., Ruiz C. *A delamination criterion for laminated composites under low-velocity impact*. Composites Science and Technology, vol. 61, p. 2069-2074, 2001.
- [Huchette, 2005] Huchette C. *Sur la complémentarité des approches expérimentales et numériques pour la modélisation des mécanismes d'endommagement des composites stratifiés*. Thèse de doctorat de l'université Paris 6 réalisée à l'Onera, 2005.
- [Hugues, 1987] Hugues T.J.R. *The finite element method : linear static and dynamic finite element analysis*. Prentice-Hall, 1987.
- [Iannucci, 2006] Iannucci L. *Progressive failure modelling of woven carbon composite under impact*. International journal of impact engineering, vol. 32, p. 1013-1043, 2006.
- [Icten, 2009] Icten B.M., Cesim A., Aktas M., Karakuzu R. *Low temperature effect on impact response of quasi-isotropic glass/epoxy laminated plates*. Composite Structures, vol. 91, p. 318-323, 2009.
- [Ilyas, 2010] Ilyas M. *Damage modeling of carbon epoxy laminated composites submitted to impact loading*. Thèse de doctorat de l'Université de Toulouse, 2010.
- [Instron, 1999] *Instron Dynatup 8250 Drop Weight Impact Tester, Operating instructions*. M14-13655-EN, 1999.
- [Instron, 2003] *Instron Dynatup Système d'essai d'impact Impulse, Instructions d'utilisation*. M14-14066-FR Révision A, 2003.
- [Kaczmarek, 1994] Kaczmarek, H. *Impact basse-vitesse et indentation statique*. La revue des Laboratoires d'Essais, n° 39, p. 7-9, 1994.
- [Kim, 2008] Kim J.-H. *Identification de cartes d'endommagement de plaques composites impactées par la méthode des champs virtuels*. Thèse présentée à l'École Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2008.
- [Krueger, 2002] Krueger R. *The Virtual Closure Technique : History, Approach and Applications*. NASA/CR-2002-21628, ICASE, Hampton, Virginia, 2002.

- [Krueger, 2009] Krueger R., Ratcliffe J.G., Minguet P.J. *Panel stiffener debonding analysis using a shell/3D modeling technique*. Composites Science and Technology, vol. 69, p. 2352-2362, 2009.
- [Kulkarni, 2011] Kulkarni M.D., Goel R., Naik N.K. *Effect of back pressure on impact and compression-after-impact characteristics of composites*. Composite Structures, vol. 93, p. 944-951, 2011.
- [Lachaud, 2011] Lachaud F. *Contribution à l'analyse multi échelle du comportement mécanique non linéaire matériau des structures composites*. Habilitation à Diriger des Recherches de l'Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 2011.
- [Ladevèze, 1998] Ladevèze P., Allix O., Gornet L., Lévêque D., Perret L. *A computational damage mechanics approach for laminates: Identification and comparison with experimental results*. Damage Mechanics in Engineering Materials, vol. 46, p. 481-500, 1998.
- [Lammerant, 1996] Lammerant L., Verpoest I. *Modelling of the interaction between matrix cracks and delaminations during impact of composite plates*. Composites Science and Technology, vol. 56, p. 1171-1178, 1996.
- [Laurin, 2005] Laurin F. *Approche multiéchelle des mécanismes de ruine progressive des matériaux stratifiés et analyse de la tenue de structures composites*, Thèse de doctorat de l'Université de Franche-Comté réalisée à l'Onera, 2005.
- [Laurin, 2007] Laurin F., Carrère N., Maire J.-F. *A multiscale progressive failure approach for composite laminates based on thermodynamical viscoelastic and damage models*, Composites: Part A, vol. 38, pp. 198-209, 2007.
- [Laurin, 2009] Laurin F., Carrère N., Maire J.-F., Mahdi S. *Validation sur différents cas tests industriels d'une méthode simplifiée d'analyse de la tenue de structures perforées*. Comptes-rendus des 16^{èmes} Journées Nationales sur les Composites, Toulouse, France, 10-12 juin 2009.
- [Leguillon, 2002] Leguillon D. *Strength or toughness ? A criterion for crack onset at a notch*. European Journal of Mechanics A/ Solids, vol. 21, p. 61-72, 2002.
- [Lemaitre, 1985] Lemaitre J., Chaboche J.-L. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 1985.
- [Lévêque, 2001] Lévêque D. *Étude d'une procédure simplifiée d'évaluation de la résistance en compression après impact de composites carbone/résine*. Rapport Technique ONERA, RT 1/00364 DMSC, 2001.
- [Léon-Dufour, 2008] Léon-Dufour J.-L. *Composite structure certification and stress dossier*. Cours ISAE/ENSICA de Mécanique des Structures Stratifiées, 2008.
- [Leroy, 1997] Leroy F.-H. *Rupture des composites unidirectionnels à fibres de carbone et matrice thermodurcissables : approche micro-macro*. Thèse de doctorat de l'Université de Bordeaux I, 1997.

- [Lévêque, 2000] Lévêque D., Mavel A., Petipas C., Maire J.-F., Schieffer A. *Prévision de la durée de vie et performances résiduelles des composites carbone / résine*. Rapport technique Onera n° RT 66/7086 DMSC/Y, p. 12-20, 2000.
- [Lévêque, 2002] Lévêque D., Schieffer A., Mavel A., Chemineau N., Maire J.-F. *Analyse multiéchelle des effets du vieillissement sur la tenue mécanique des composites à matrice organique*. Revue des composites et des matériaux avancés, vol. 12, p. 139-162, 2002.
- [Liu, 1987] Liu D., Malvern L.E. *Matrix cracking in impacted glass/epoxy plates*. Journal of Composite Materials, vol. 21, p. 594-609, 1987.
- [Liu, 1988] Liu D. *Impact-induced delamination – a view of bending stiffness mismatching*. Journal of Composite Materials, vol. 22, p. 674-692, 1988.
- [Liu, 1993] Liu S., Kutlu Z. et Chang F.-K. *Matrix cracking and delamination in laminated composite beams subjected to a transverse concentrated line load*. Journal of Composite Materials, vol. 27, p. 557-584, 1993.
- [Liu, 1998] Liu K.S., Tsai S.W. *A progressive quadratic failure criterion for a laminate*. Composites Science and Technology, vol. 58, p. 1023-132, 1998.
- [Liu, 1998] Liu D., Raju B.B., Dang X. *Size effects on impact response of composite laminates*. International Journal of Impact Engineering, vol. 21, p. 837-854, 1998.
- [Lopes, 2009a] Lopes C.S., Seresta O., Coquet Y., Gürdal Z., Camanho P.P., Thuis B. *Low-velocity impact damage on dispersed stacking sequence laminates. Part I: Experiments*. Composites Science and Technology, vol. 69, p. 926-936, 2009.
- [Lopes, 2009b] Lopes C.S., Camanho P.P., Gürdal Z., Maimí P., González E.V. *Low-velocity impact damage on dispersed stacking sequence laminates. Part II: Numerical simulations*. Composites Science and Technology, vol. 69, p. 937-947, 2009.
- [Lorentz, 2008] Lorentz E. *A mixed interface finite element for cohesive zone models*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 198, p. 302-317, 2008.
- [Maire, 1992] Maire J.-F. *Études théorique et expérimentale du comportement de matériaux composites en contraintes planes*. Thèse de doctorat de l'Université de Franche-Comté, 1992.
- [Maire, 1997] Maire J.-F., Chaboche J.-L. *A new formulation of continuum damage mechanics (CDM) for composite materials*. Aerospace Science and Technology, vol. 1, p. 247-257, 1997.
- [Marguet, 2007a] Marguet S., Rozycki P., Gornet L. *A rate dependant constitutive model for carbon-fiber reinforced plastic woven fabrics*. Mechanics of Advanced Materials and Structures, vol. 14, p. 619-631, 2007.

- [Marguet, 2007b] Marguet S. *Contribution à la modélisation du comportement mécanique des structures sandwich soumises à l'impact*. Thèse de Doctorat de l'École Centrale de Nantes et de l'Université de Nantes, 2007.
- [Minak, 2008] Minak G., Ghelli D. *Influence of diameter and boundary conditions on low velocity impact response of CFRP circular laminated plates*. Composites: Part B, vol. 39, p. 962-972, 2008.
- [Mitrevski, 2005] Mitrevski T., Marshall I.H., Thomson R., Jones R., Whittingham B. *The effect of impactor shape on the impact response of composite laminates*. Composite Structures, vol. 67, p. 139-148, 2005.
- [Mitrevski, 2006] Mitrevski T., Marshall I.H., Thomson R., Jones R. *Low-velocity impacts on preloaded GFRP specimens with various impactor shapes*. Composite Structures, vol. 76, p. 209-217, 2006.
- [Needleman, 1987] Needleman A. *A continuum model for void nucleation by inclusion debonding*. Journal of Applied Mechanics, vol. 54, p. 525-531, 1987.
- [Olsson, 2000] Olsson R. *Mass criterion for wave control impact response of composite plates*. Composites: Part A, vol. 31, p. 879-887, 2000.
- [Olsson, 2001] Olsson R. *Analytical prediction of large mass impact damage in composite laminates*, Composites: Part A, vol. 32, p. 1207-1215, 2001.
- [Olsson, 2006] Olsson R., Donadon M.V., Falzon B.G. *Delamination threshold load for dynamic impact on plates*. International Journal of Solids and Structures, vol. 43, p. 3124-3141, 2006.
- [Olsson, 2010] Olsson R. *Analytical model for delamination growth during small mass impact on plates*. International Journal of Solids and Structures, vol. 47, p. 2884-2892, 2010.
- [Prombut, 2007] Prombut P. *Caractérisation de la propagation de délaminage des stratifiés composites multidirectionnels*. Thèse de doctorat de l'Université de Toulouse, 2007.
- [Puck, 1998] Puck A., Schurmann H. *Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models*. Composites Science and Technology, vol. 58, p. 1045-1067, 1998.
- [Raimondo, 2012] Raimondo L., Iannucci L., Robinson P., Curtis P.T. *A progressive failure model for mesh-size-independent FE analysis of composite laminates subject to low-velocity impact damage*. Composites Science and Technology, vol. 72, p. 624-632, 2012.
- [Rakotomalala, 2012] Rakotomalala N. *Modélisation numérique de l'écaillage des barrières thermiques avec couplage thermo-mécanique*. Résumés des 9èmes Journées des Doctorants de la Branche Matériaux et Structures de l'ONERA, 26-27 janvier 2012.

- [Rémy-Petipas, 2000] Rémy-Petipas C., *Analyse et prévision du comportement à long terme des composites fibres de carbone / matrice organique*. Thèse de Doctorat de l'Université de Franche-Comté réalisée à l'Onera, 2000.
- [Renault, 1994] Renault M. *Compression après impact d'une plaque stratifiée : étude expérimentale et modélisation éléments finis associée*. Thèse de doctorat de l'École Centrale de Nantes, 1994.
- [Richardson, 1996] Richardson M.O.W., Wisheart M.J. *Review of low-velocity impact properties of composite materials*. Composites: Part A, vol. 27, p. 1123-1131, 1996.
- [Robinson, 1992] Robinson P. et Davies G.A.O. *Impactor mass and specimen geometry effects in low velocity impact of laminated composites*. International Journal of Impact Engineering, vol. 12, p. 189-207, 1992.
- [Rouchon, 1995] Rouchon J. *Fatigue and damage tolerance aspects for composite aircraft structures*. Delft, 1995.
- [Sánchez-Sáez, 2007] Sánchez-Sáez S., Barbero E., Navarro C. *Analysis of the dynamic flexural behaviour of composite beams at low temperature*. Composites Science and Technology, vol. 67, p. 2616-2632, 2007.
- [Schieffer, 2003] Schiffer A. *Modélisation multiéchelle du comportement mécanique des composites à matrice organique et effets du vieillissement thermique*. Thèse de Doctorat de l'Université de Technologie de Troyes, 2003.
- [Shen, 2001] Shen F., Lee K.H., Tay T.E. *Modeling delamination growth in laminated composites*. Composites Science and Technology, vol. 61, p. 1239-1251, 2001.
- [Shivakumar, 1985] Shivakumar K.N., Elber W., Illg W. *Prediction of low-velocity impact damage in thin circular laminates*. AIAA Journal, vol. 23, p. 442-449, 1985.
- [Sjöblom, 1988] Sjöblom P.O., Hartness J.T., Cordell T.M. *On low-velocity impact testing of composite materials*. Journal of Composite Materials, vol. 22, p. 30-52, 1988.
- [Srinivasan, 1992] Srinivasan K., Jackson W.C., Smith B.T., Hinkley J.A. *Characterisation of damage modes in impacted thermoset and thermoplastic composites*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, vol. 11, p. 1111-1126, 1992.
- [Staszewski, 2004] Staszewski W., Boller C., Tomlinson, G.R. *Health monitoring of aerospace structures: smart sensor technologies and signal processing*. Editions Wiley, 2004.
- [Sun, 1977] Sun C.T. *An analytical method for evaluation of impact damage energy of laminated composites*. Composite Materials: Testing and Design (Fourth conference), ASTM STP 617, American Society for Testing and Materials, p. 427-440, 1977.

- [Sun, 1995] Sun C.T., Jih C.J. *Quasi-static modeling of delamination crack propagation in laminates subjected to low-velocity impact*. Composites Science and Technology, vol. 54, p. 185-191, 1995.
- [Sutherland, 2012] Sutherland L.S., Guedes Soares C. *The use of quasi-static testing to obtain the low-velocity impact damage resistance of marine GRP laminates*. Composites : Part B, vol. 43, p. 1459-1467, 2012.
- [Troussset, 2009] Troussset E. *Prévision de l'endommagement induit par un impact sur structures composites*. Projet de fin d'études, ISAE/ENSICA, 2009.
- [Turon, 2007] Turon A., Dávila C.G., Camanho P.P., Costa J. *An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models*. Engineering Fracture Mechanics, vol. 74, p. 1665-1682, 2007.
- [Vandellos, 2011] Vandellos T. *Développement d'une stratégie de modélisation du délaminage dans les structures composites stratifiées*. Thèse de Doctorat de l'université Bordeaux I réalisée à l'Onera, 2011.
- [Vandellos, 2012] Vandellos T., Hautier M., Carrère N., Huchette C. *Development of a new fracture test to identify the critical energy release rate: the Tensile Flexure test on Notched Specimen*. Engineering Fracture Mechanics, vol. 96, p. 641-655, 2012.
- [Violeau, 2007] Violeau, D. *Une stratégie de calcul pour l'analyse à l'échelle « micro » des endommagements jusqu'à rupture des composites stratifiés*. Thèse de Doctorat de l'École Normale Supérieure de Cachan, 2007.
- [Whittingham, 2004] Whittingham B., Marshall I.H., Mitrevski T., Jones R. *The response of composite structures with pre-stress subject to low velocity impact damage*. Composite Structures, vol. 66, p. 685-698, 2004.
- [Xu, 1993] Xu X.P., Needleman A. *Void nucleation by inclusion debonding in a crystal matrix*. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, vol. 1, p. 111-132, 1993.
- [Yastrebov, 2011] Yastrebov V.A. *Computational contact mechanics : geometry, detection and numerical techniques*. Thèse de Doctorat de l'École nationale supérieure des mines de Paris, 2011.
- [Yokoyama, 2010] Yokoyama N.O., Donadon M.V., de Almeida S.F.M. *A numerical study on the impact resistance of composite shells using an energy based failure model*. Composite Structures, vol. 93, p. 142-152, 2010.
- [Yokozeki, 2006] Yokozeki T., Ogasawara T., Ishikawa T. *Nonlinear behavior and compressive strength of unidirectional and multidirectional carbon fiber composite laminates*. Composites: Part A, vol. 37, p. 2069-2079, 2006.
- [Zhang, 2006] Zhang Y., Zhu P., Lai X. *Finite element analysis of low-velocity impact damage in composite plates*. Materials & Design, vol. 27, p. 513-519, 2006.

PRÉVISION DES DOMMAGES D'IMPACT BASSE VITESSE ET BASSE ÉNERGIE DANS LES COMPOSITES À MATRICE ORGANIQUE STRATIFIÉS

RÉSUMÉ : Afin de mieux comprendre et de mieux quantifier la formation des dommages d'impact et leurs conséquences sur la tenue de la structure composite, le recours à la simulation numérique semble être un complément indispensable pour enrichir les campagnes expérimentales. Cette thèse a pour objectif la mise au point d'un modèle d'impact pour la simulation numérique par éléments finis dynamique implicite, capable de prévoir les dommages induits.

La première étape du travail a consisté à élaborer un modèle s'appuyant sur le modèle de comportement du pli « Onera Progressive Failure Model » (OPFM) et sur le modèle bilinéaire de zones cohésives proposé par Alfano et Crisfield, puis d'évaluer la sensibilité aux différentes composantes des lois de comportement de la réponse à un impact et des dommages prévus. Des essais d'impact et d'indentation sur des plaques stratifiées en carbone/époxy ont ensuite été réalisés, analysés et enfin confrontés aux résultats numériques, afin d'évaluer les performances à l'impact du modèle OPFM et ses limites.

Ces travaux permettent d'aboutir à trois principales conclusions. Premièrement, l'usage de modèles de zones cohésives semble nécessaire pour prévoir la chute de force caractéristique de l'impact sur stratifiés. Deuxièmement, la prise en compte des contraintes hors plan, notamment les cisaillements, est indispensable pour prévoir correctement l'endommagement d'impact. Enfin, si le modèle OPFM est capable de prévoir qualitativement les dommages d'impact, l'absence de caractère adoucissant ou de viscoplasticité semble cependant limiter leur prévision quantitative.

Mots clés : composites stratifiés, impact, indentation hors plan, éléments finis, dynamique implicite, essais virtuels.

LOW VELOCITY AND LOW ENERGY IMPACT DAMAGE PREDICTION IN THERMOSET COMPOSITE LAMINATES

ABSTRACT: In order to improve the understanding and the quantification of the impact damage formation and of their consequences on the composite structure behavior, numerical simulation seems to be a necessary complement to experiments. This thesis aims at designing an impact model suited for a dynamic implicit finite element numerical simulation, able to predict the induced damages.

The first step of the work consisted in building an impact model using the ply behavior law "Onera Progressive Failure Model" (OPFM) and the bilinear cohesive law defined by Alfano and Crisfield, then in evaluating the impact response and the predicted damage sensitivity to the different parameters of the behavior laws. Impact and indentation tests on carbon/epoxy laminate plates have then been performed, analyzed and compared with the numerical results, in order to evaluate the impact performance of OPFM and its limits.

This work points out three key results. First, the use of cohesive zone models seems necessary to predict the typical load drop. Secondly, the out-of-plane constraints, especially the shearing, must be taken into account to correctly predict impact damages. Finally, even if the OPFM model is able to qualitatively predict impact damages, the lack of softening or viscoplasticity seems to limit their quantitative prediction.

Keywords : composite laminates, impact, out-of-plane indent, finite element analysis, implicit dynamics, virtual testing.