

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.

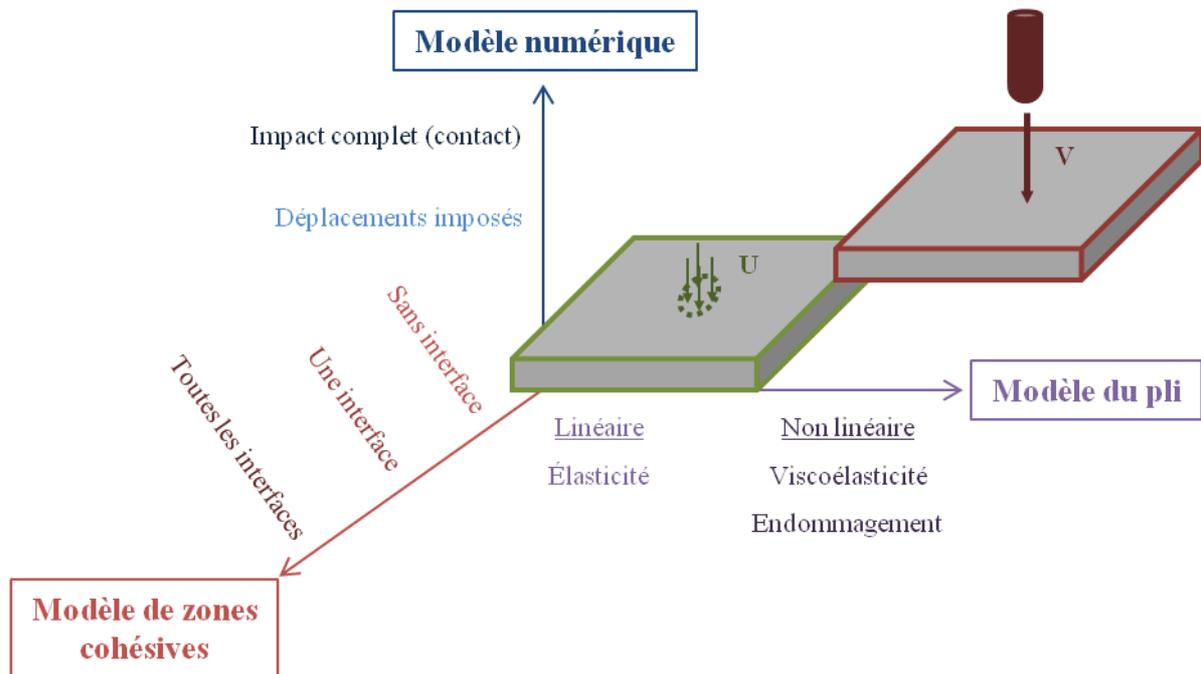


Figure 3.1. Schéma de complexification du problème d'impact. U désigne un champ de déplacements et V la vitesse imposée uniformément à l'impacteur, en dynamique.

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.

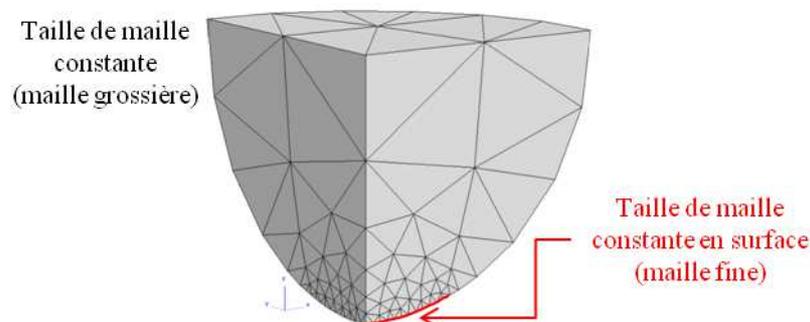


Figure 3.2. Représentation schématique de la fonction de raffinement de l'impacteur

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).

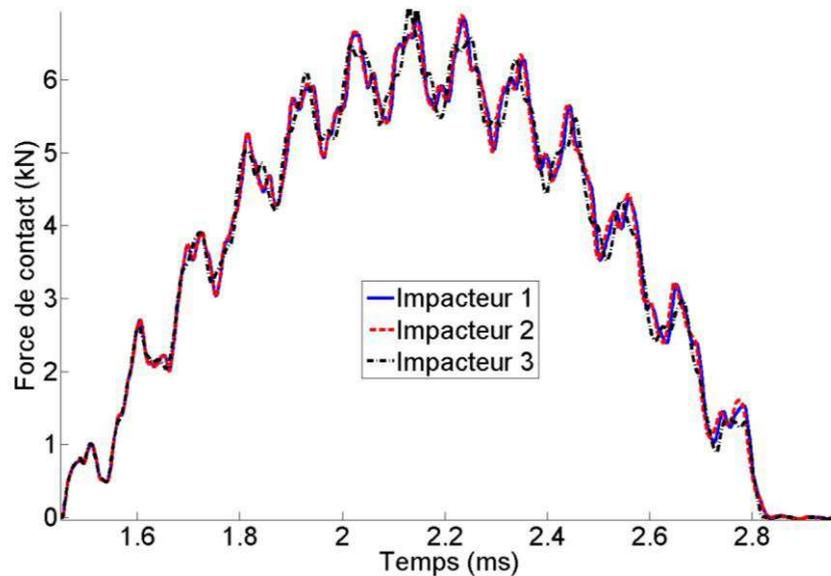


Figure 3.3. Comparaison de l'évolution des forces de contact pour les trois modélisations de l'impacteur

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.

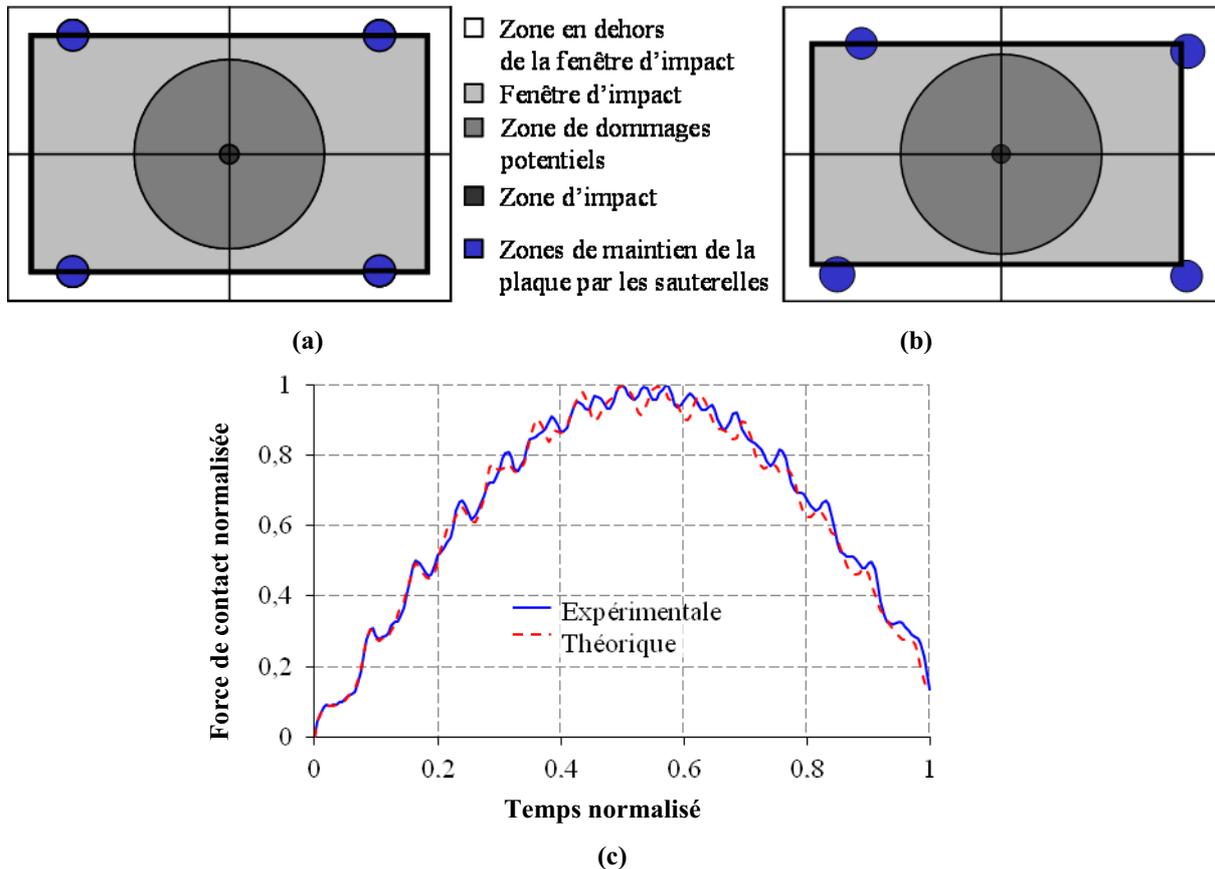


Figure 3.4. Géométrie de référence (a) et géométrie expérimentale (b) de la surface impactée de la cible. L'influence de la position des sauterelles sur la réponse normalisée à un impact est illustrée sur l'évolution de la force de contact (c).

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.

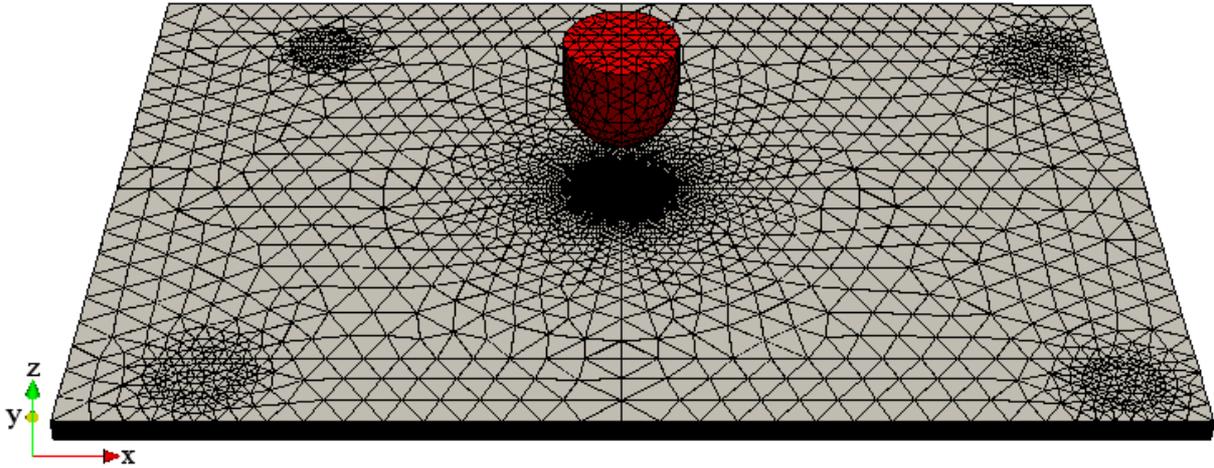


Figure 3.5. Maillages de la plaque et de l'impacteur du standard ASTM D 7136

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.

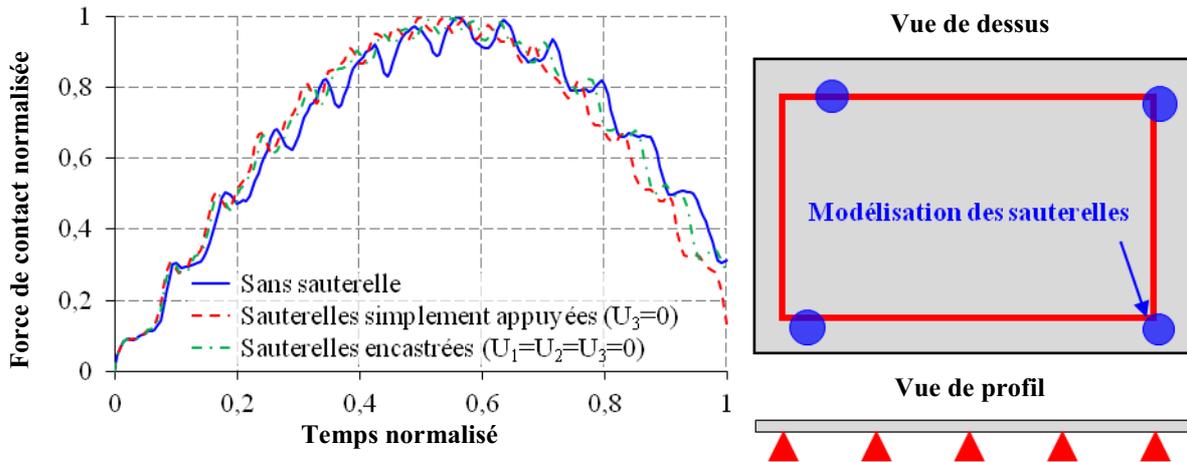


Figure 3.6. Influence de la modélisation des sauterelles sur la réponse d'impact simulée avec l'impacteur 2

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).

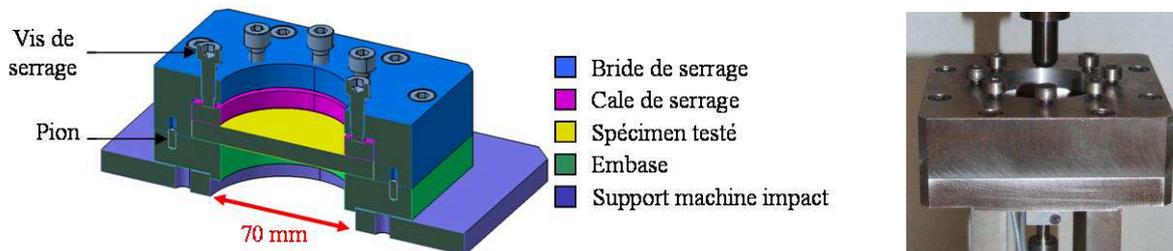


Figure 3.7. Représentation schématique du montage d'encastrement circulaire (à gauche) et photographie du montage adapté au dispositif d'indentation (à droite)

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.

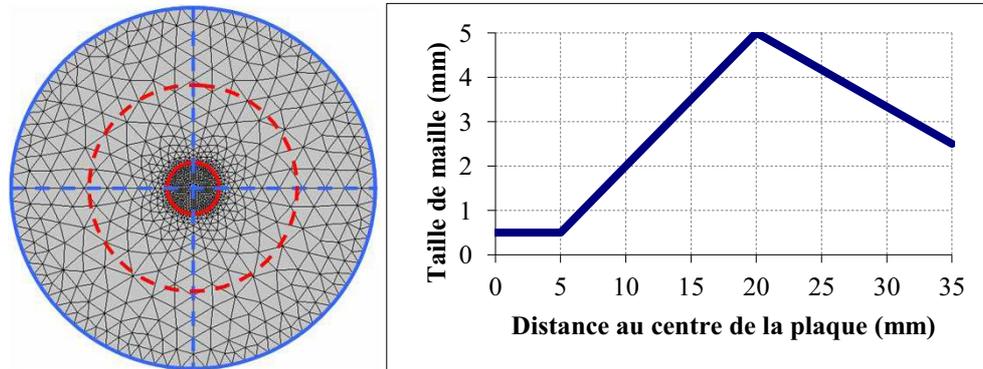


Figure 3.8. Modèle numérique réduit d'un spécimen à tester en impact basse vitesse sur le montage d'encastrement et évolution de la taille en surface des arêtes des éléments du maillage pour ce montage

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.

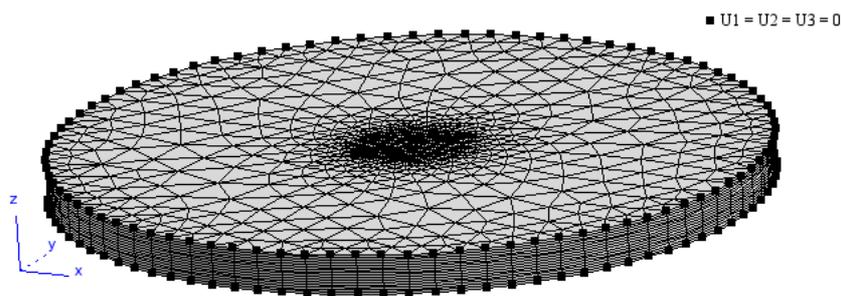


Figure 3.9. Conditions aux limites imposées au modèle numérique d'une plaque encastree

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.

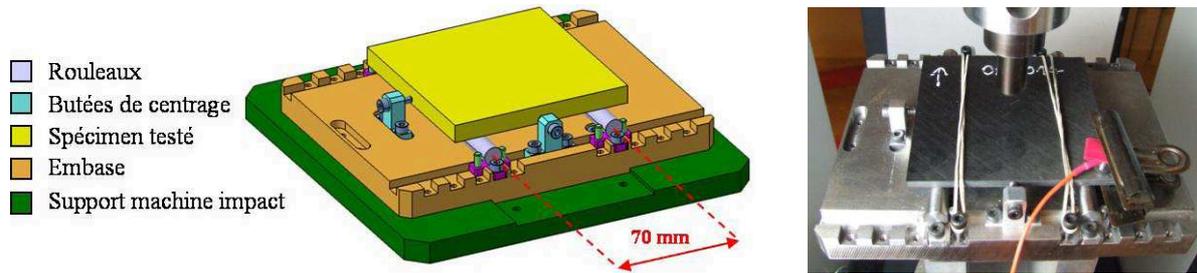


Figure 3.10. Représentation schématique du montage d'encastrement (à gauche) et photographie du montage adapté au dispositif d'indentation (à droite)

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).

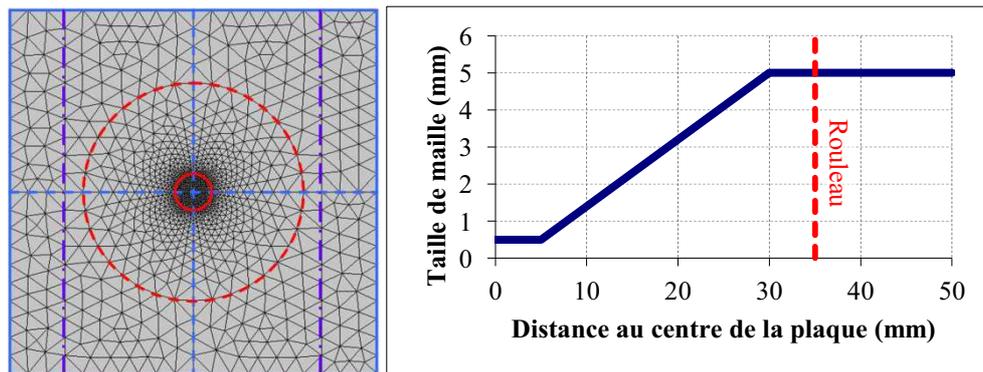


Figure 3.11. Modèle numérique d'un spécimen à tester en impact basse vitesse sur le montage d'appui simple linéique et évolution de la taille de maille pour ce maillage

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.

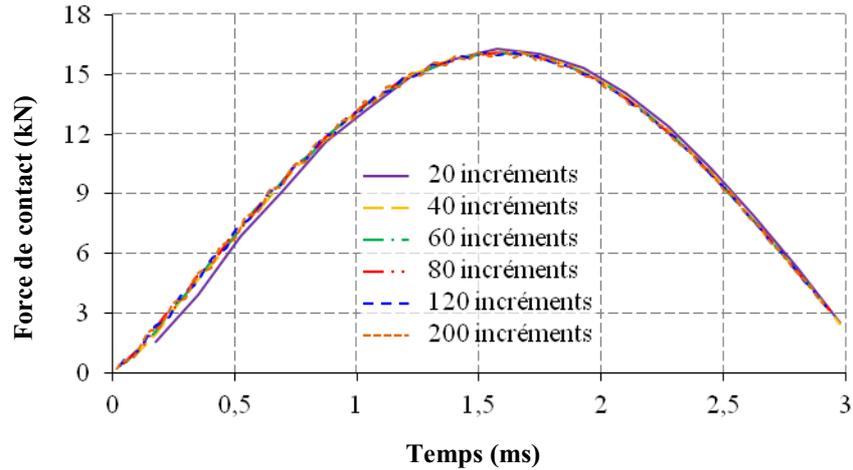
Afin de traduire la condition d'appui simple, les déplacements hors plan des nœuds appartenant aux lignes représentant les rouleaux (en jaune sur la figure 3.11) sont bloqués ($U_3 = 0$), sur la face non impactée de la plaque. Les caractéristiques du modèle numérique pour l'appui simple linéique sont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

3.1.3. Discrétisation temporelle d'un problème d'impact

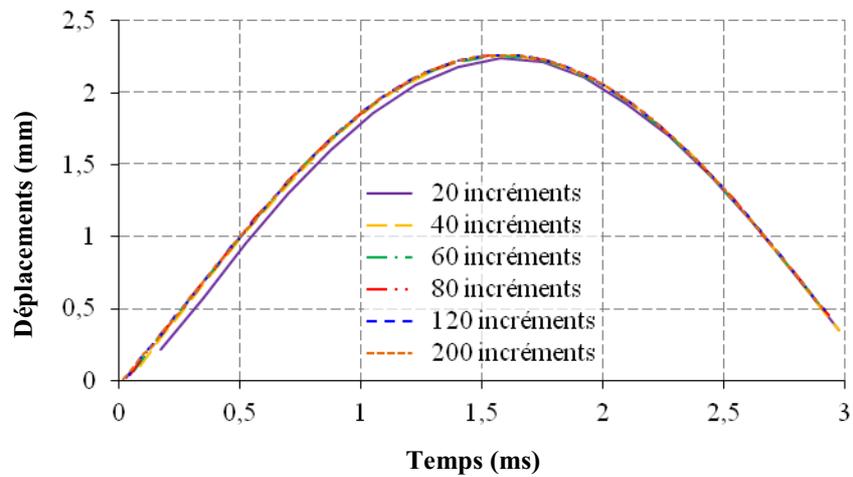
La convergence temporelle change en fonction du problème considéré. Selon la rigidité du problème et l'évolution de l'endommagement, des finesses temporelles différentes peuvent être nécessaires. En parallèle de la discrétisation spatiale, l'influence de la discrétisation temporelle de l'impact est donc 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).

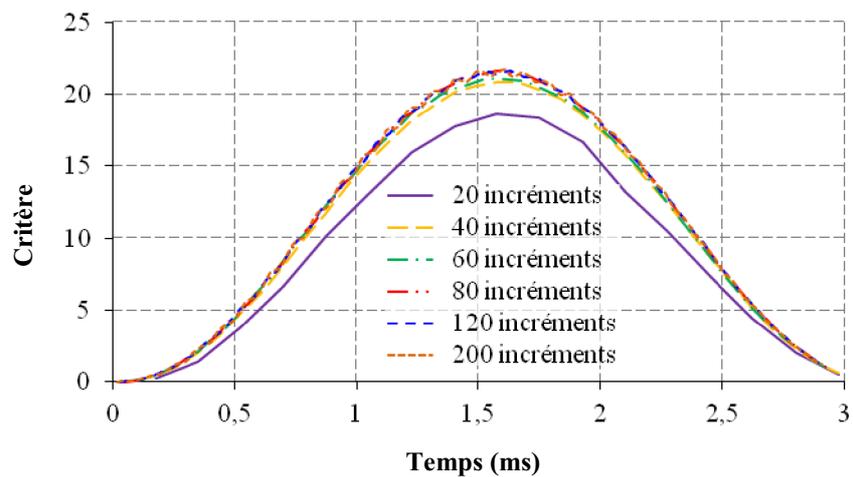
La convergence de la réponse en déplacements est atteinte dès 40 incrémentes, avec un écart inférieur à 2 % par rapport au calcul de référence à 200 incrémentes (soit le calcul le plus fin de la gamme testée). Concernant les forces de contact, la réponse de la plaque converge dès 40 incrémentes également, 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.

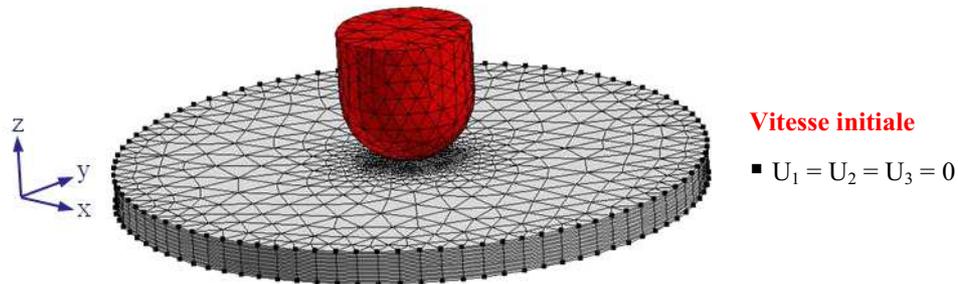


Figure 3.13. Modèle numérique d'impact complet

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.

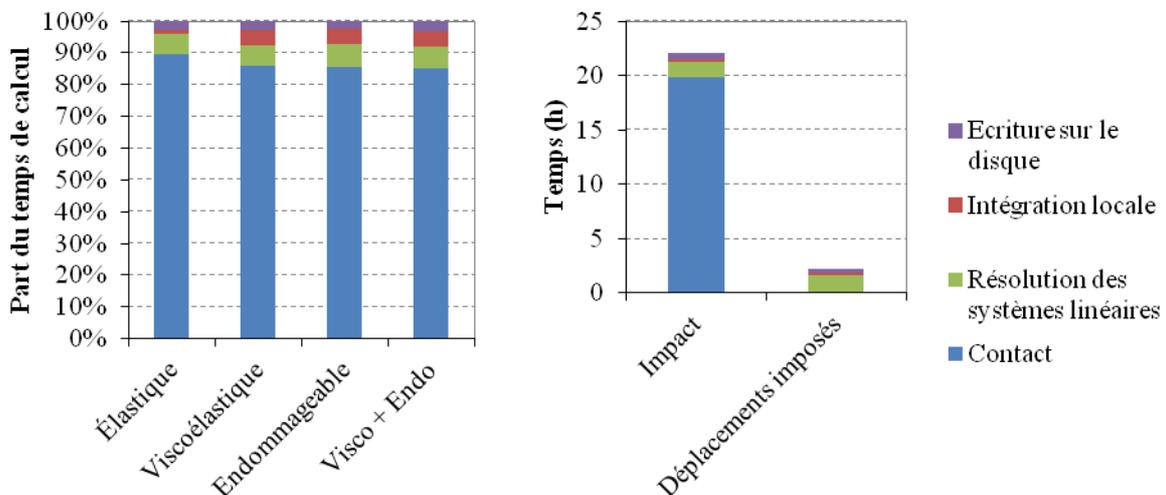


Figure 3.14. Parts du temps de calcul total consacrées aux différentes étapes de la résolution dynamique implicite d'une simulation d'impact à 10 Joules sur une plaque composite quasi-isotrope encadrée en T700GC/M21 selon la loi de comportement des plis choisie (à gauche) et comparaison des temps de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

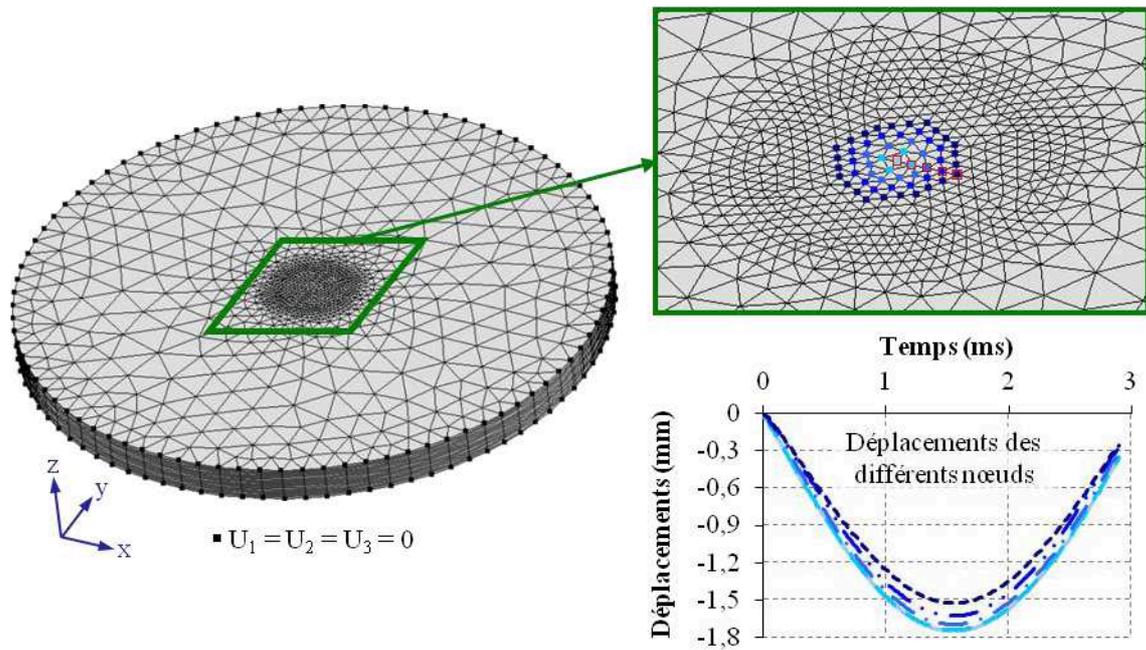


Figure 3.15. Modèle numérique d'impact simplifié. Les nœuds où ont été extraits les déplacements du calcul d'impact élastique linéaire sont entourés de rouge sur le zoom, en haut à droite.

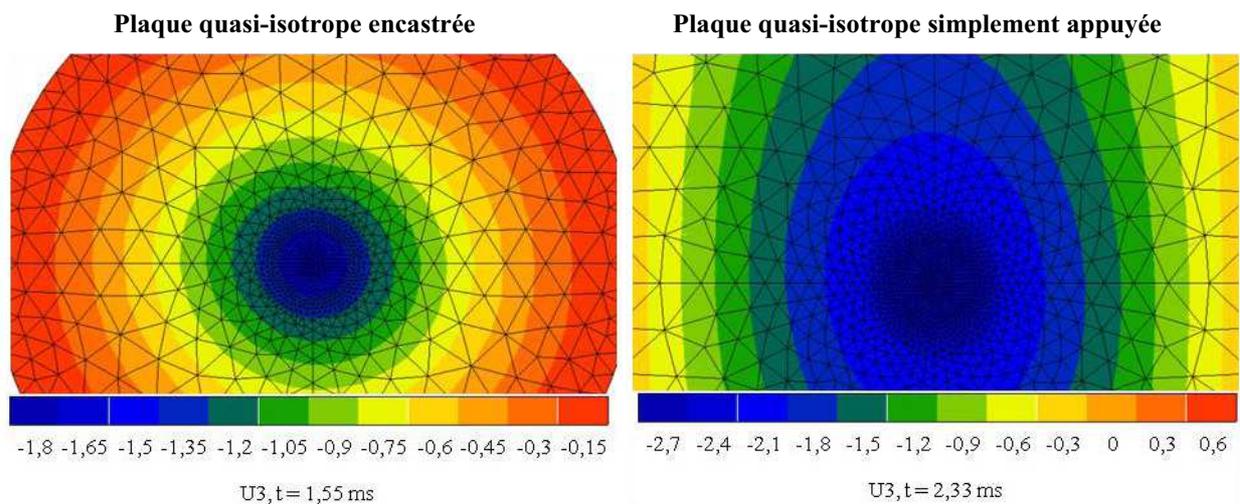


Figure 3.16. Répartition concentrique des déplacements au niveau de la zone de contact (soit un disque de 2 mm de rayon – soit 4 éléments – autour du nœud central de la plaque) pour un impact à 10 Joules

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.

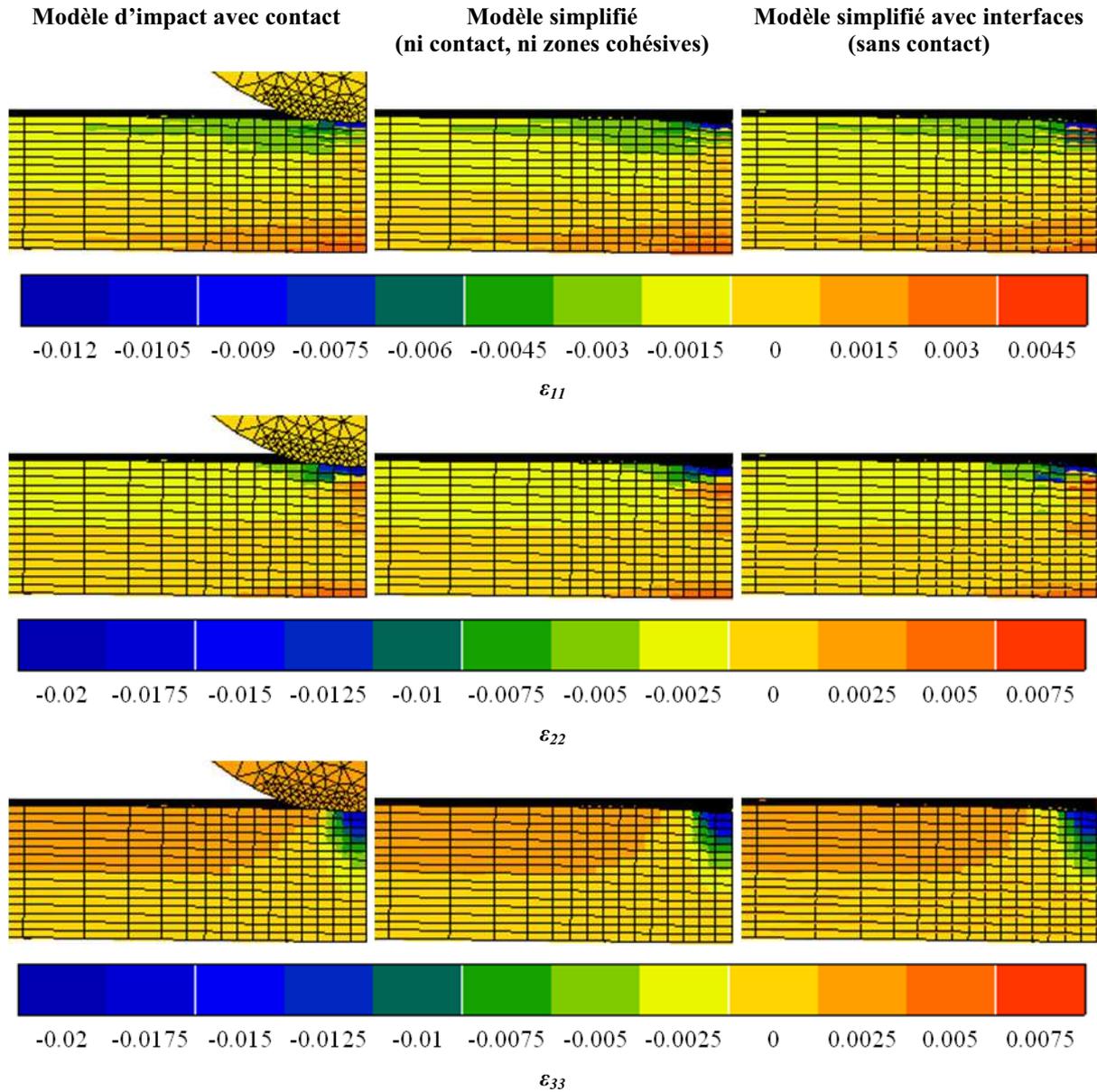


Figure 3.17. Champs de déformations des modèles complet (avec contact) et simplifié (sans contact) : termes diagonaux du tenseur des déformations

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.

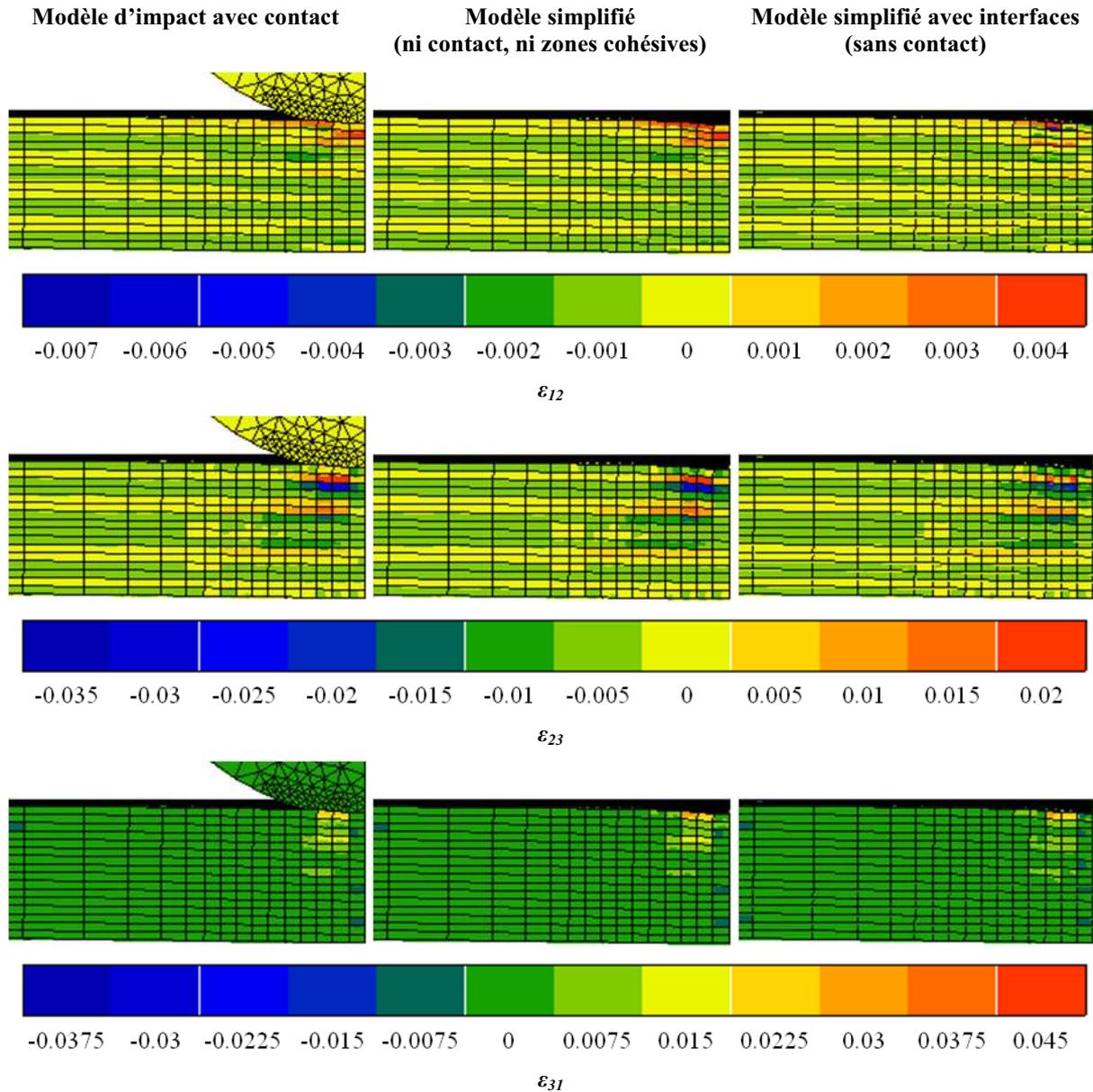


Figure 3.18. Champs de déformations des modèles complet (avec contact) et simplifié (sans contact) : termes liés au cisaillement du tenseur des déformations

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).

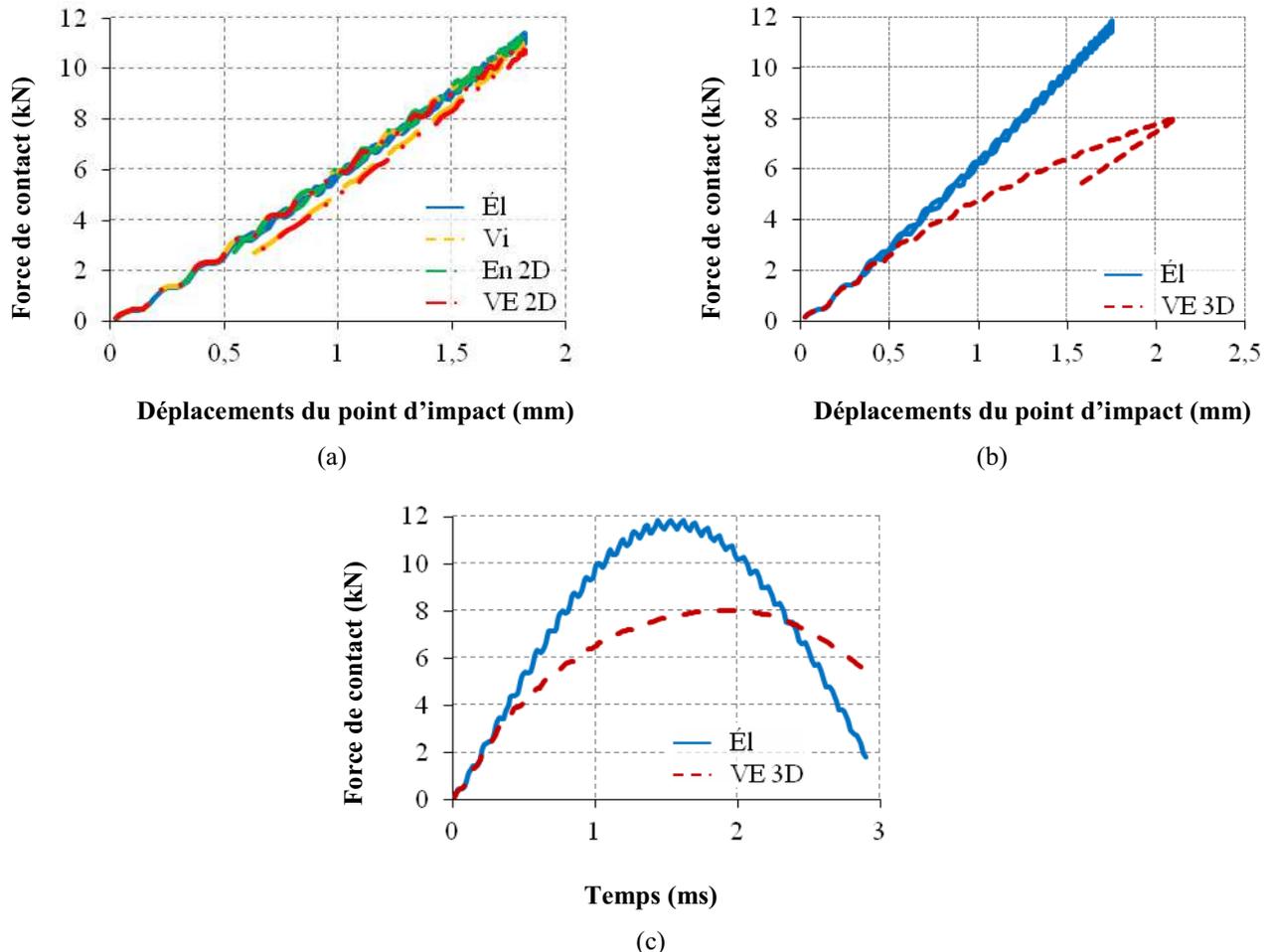


Figure 3.19. Influence de la loi de comportement du pli sur la réponse à un impact basse vitesse à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope encadrée de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$

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].

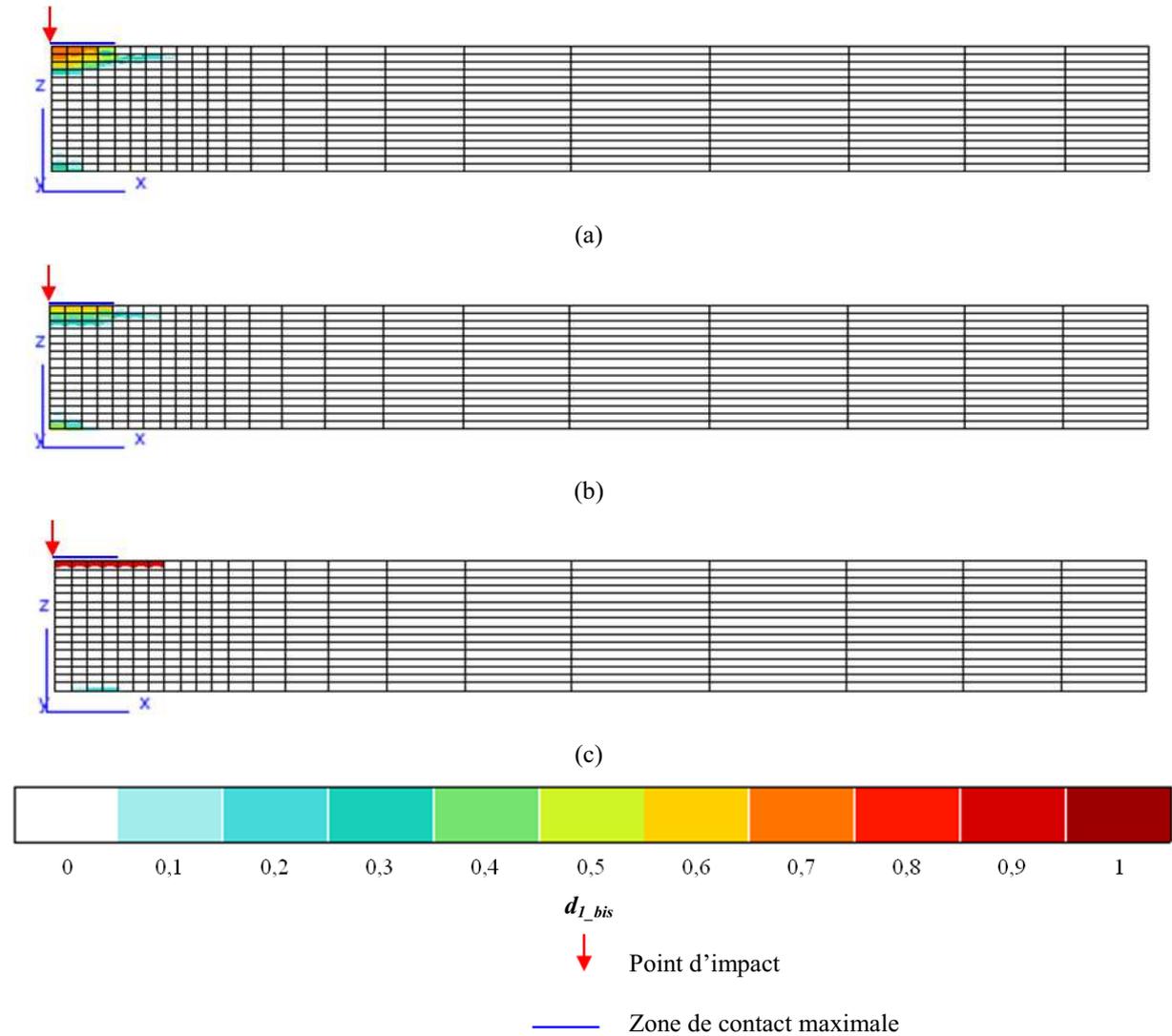


Figure 3.20. Niveau d'endommagement des fibres ($d_{1_bis}^2$) dans l'épaisseur d'un quart de la plaque à la fin des simulations d'impact à 10 Joules ($t_f = 2,9$ ms) sur une plaque quasi-isotrope de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$ encadrée, dont le comportement modélisé des plis 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.

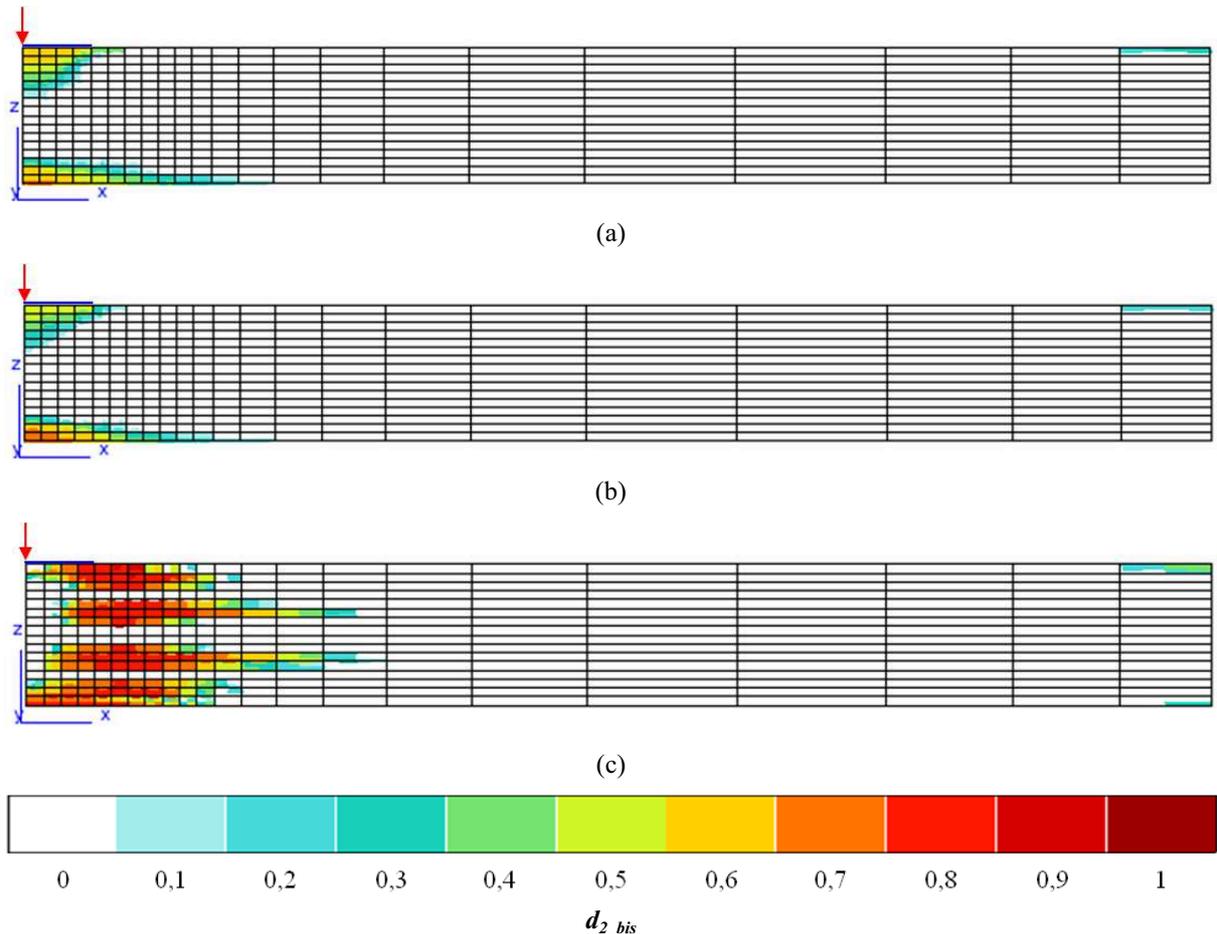


Figure 3.21. Niveau d'endommagement matriciel (d_{2_bis}) dans l'épaisseur d'un quart de la plaque à la fin des simulations d'impact à 10 Joules ($t_f = 2,9$ ms) sur une plaque quasi-isotrope de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$ encadrée, dont le comportement modélisé des plis est 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.

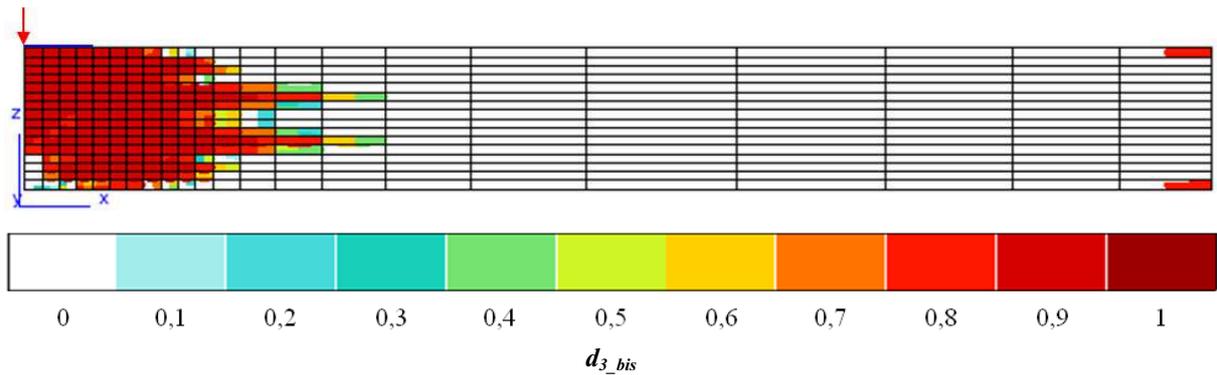


Figure 3.22. Niveau d'endommagement hors plan (d_{3_bis}) à la fin de la simulation d'impact à 10 Joules ($t_f = 2,9$ ms) sur une plaque quasi-isotrope de séquence $[(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ)_2]_s$ encastree, dont le comportement des plis est modélisé par la loi viscoélastique endommageable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

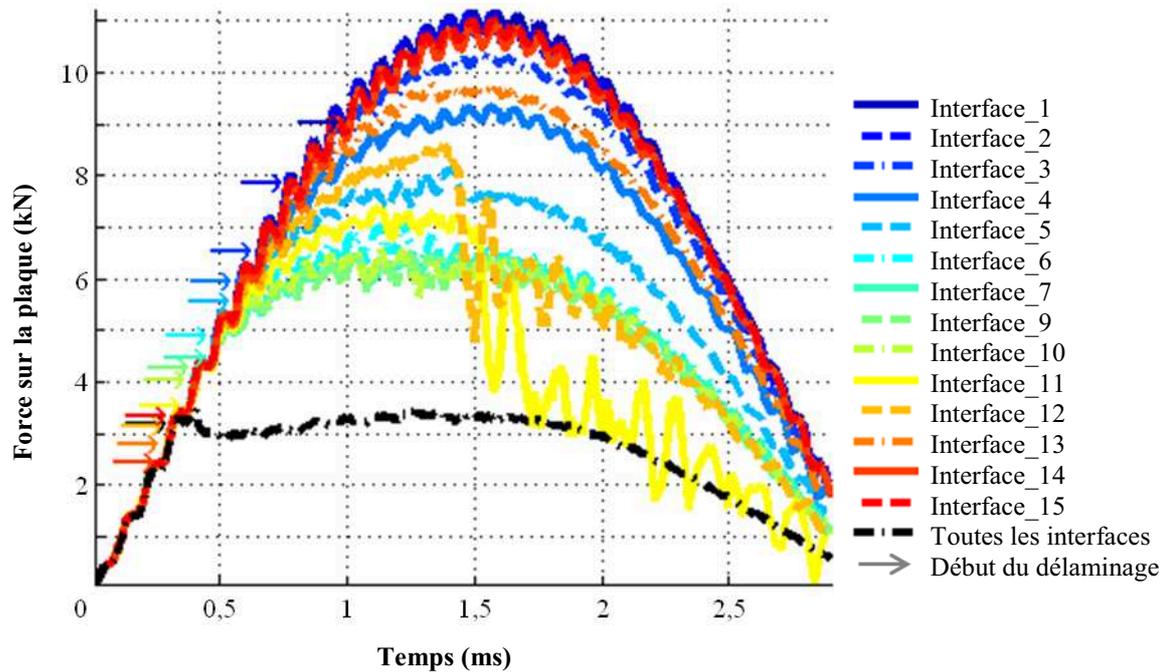


Figure 3.23. Historique de la force de contact en fonction de la position de l'interface unique dans l'épaisseur et du nombre d'interfaces modélisées. Les flèches indiquent le premier point de Gauss rompu dans les interfaces.

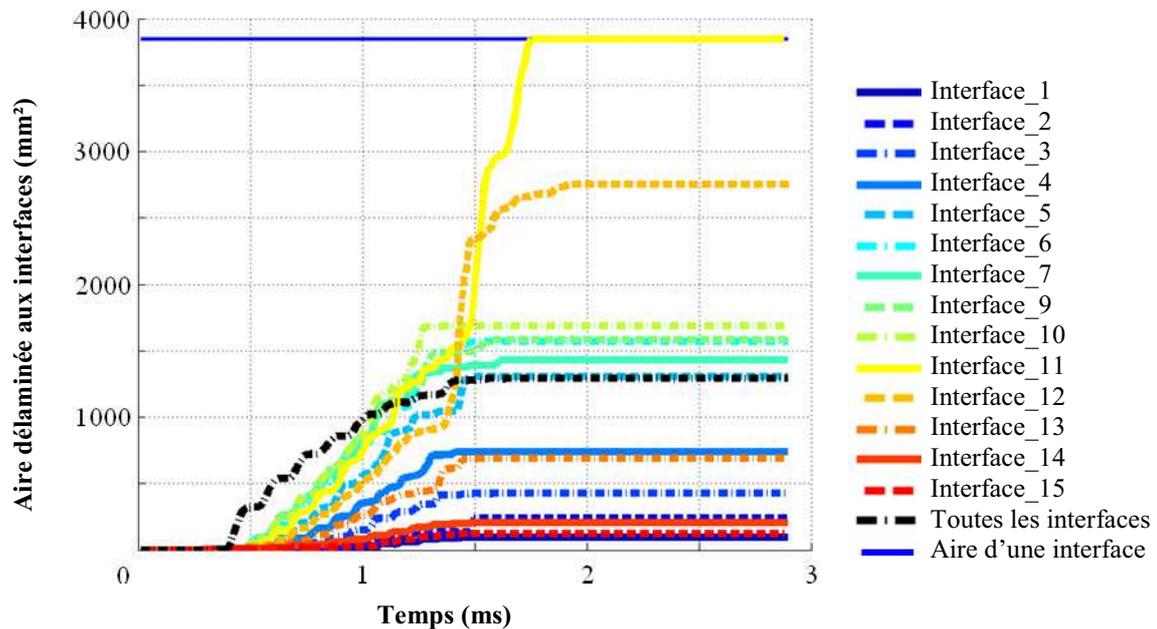


Figure 3.24. Évolution de l'aire délamainée en fonction de la position de l'interface unique dans l'épaisseur et du nombre d'interfaces modélisées. L'aire délamainée aux interfaces pour le calcul avec toutes les interfaces modélisées représente la somme des aires délamainées à chaque interface.

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.

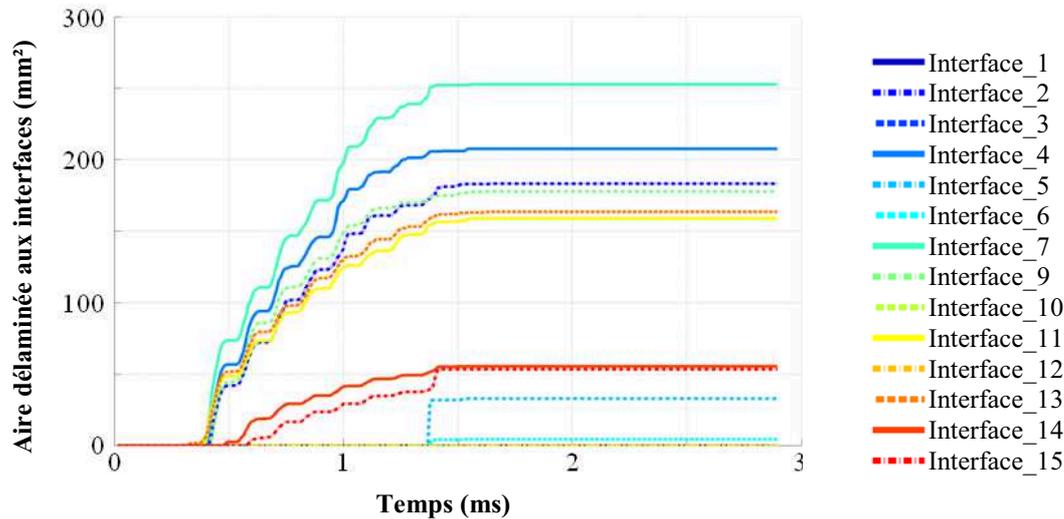


Figure 3.25. Évolution des aires délaminées à chaque interface pour le calcul où toutes les interfaces sont modélisées

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.

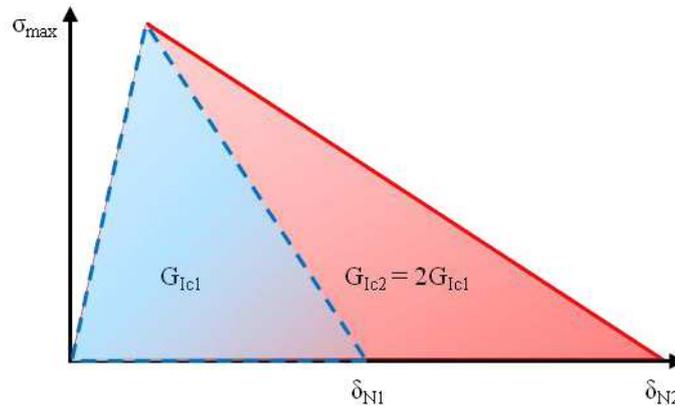


Figure 3.26. Illustration de la méthode de variation des valeurs de ténacité de l'interface (exemple d'un facteur 2 sur la ténacité en mode I)

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).

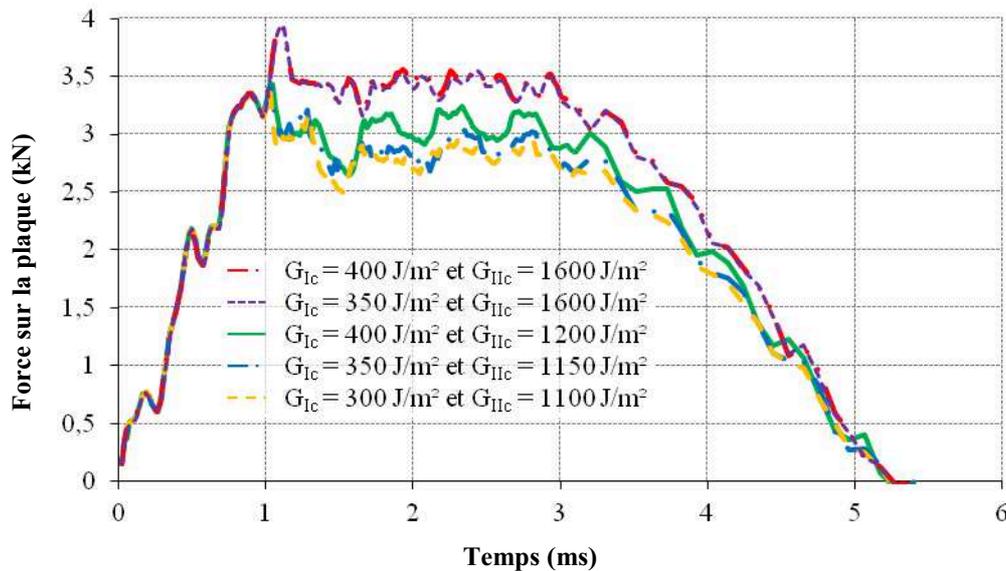


Figure 3.27. Évolutions temporelles des forces de réaction de la plaque quasi-isotrope simplement appuyée et impactée à 10 Joules, selon le couple de valeurs de ténacité en mode I et en mode II choisi pour la loi cohésive bilinéaire

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.

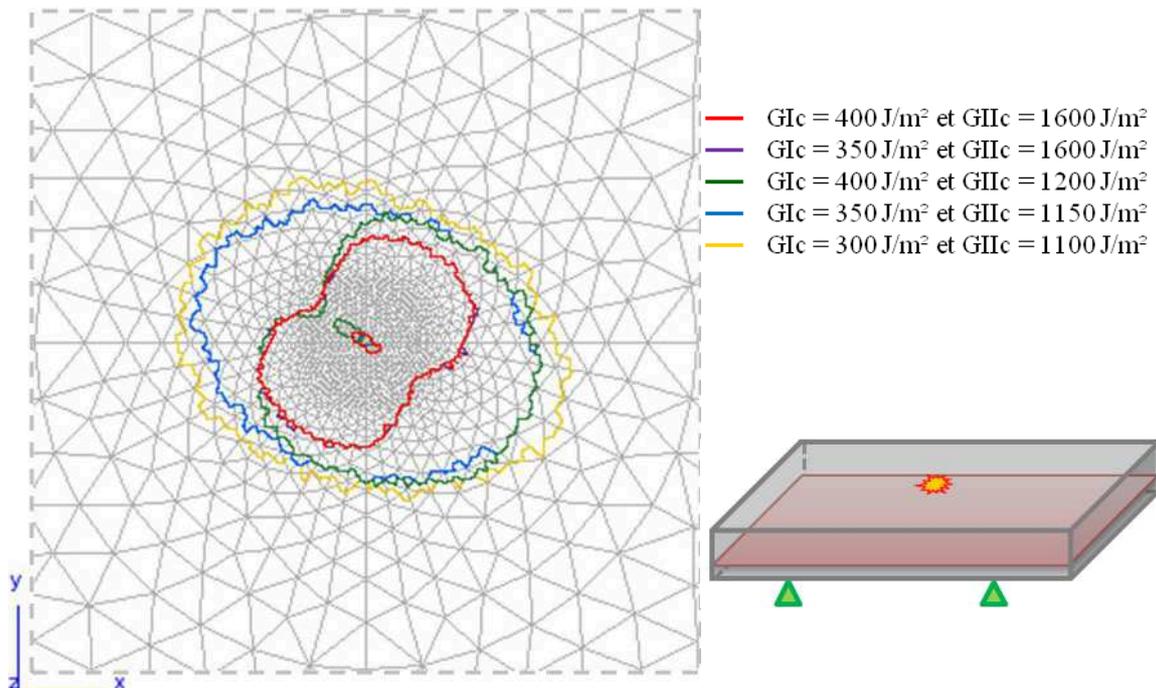


Figure 3.28. Contours des aires délaminées à la quatrième interface (0°/45°), en partant de la surface non impactée, pour un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope simplement appuyée, selon le couple de ténacités en mode I et en mode II choisi pour la loi cohésive bilinéaire

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.

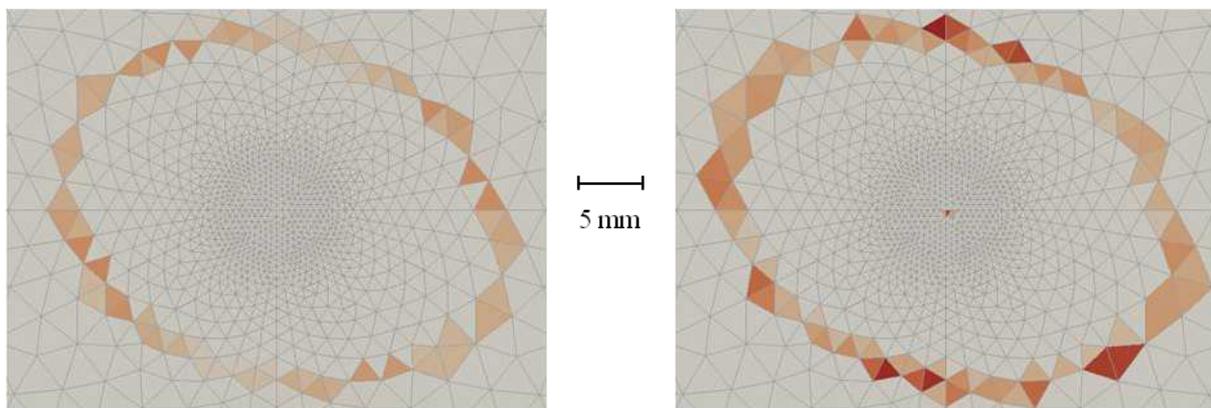
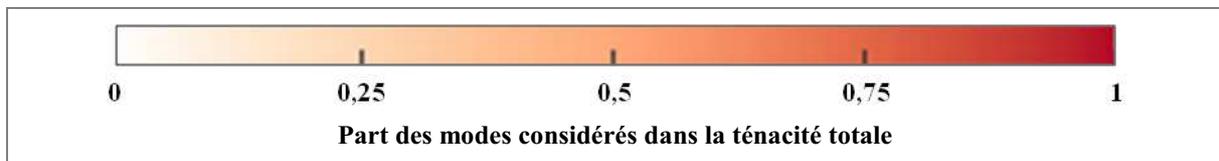
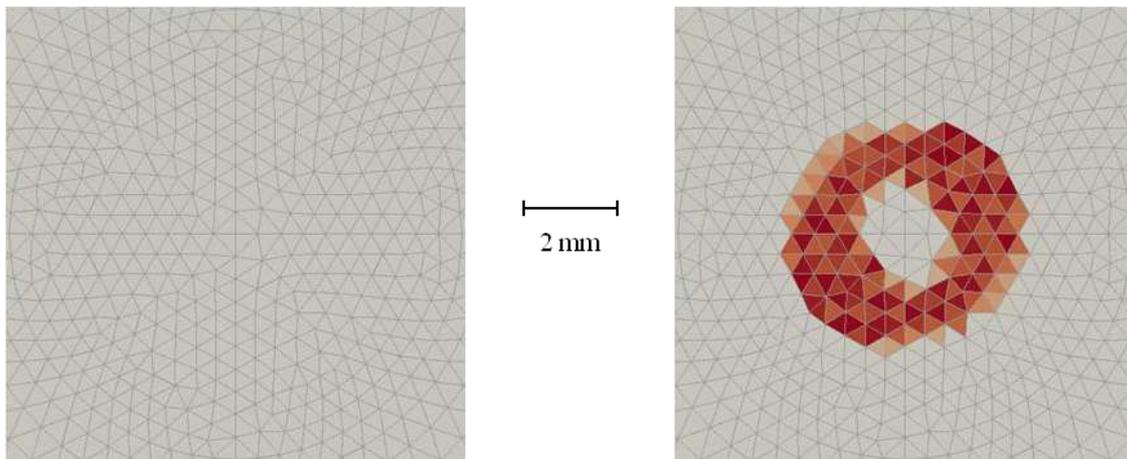
Mode d'ouverture

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

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).

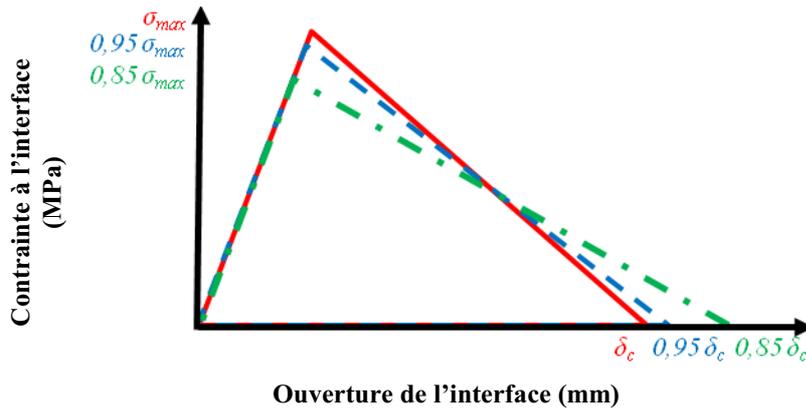


Figure 3.30. Méthode de variation des résistances de l'interface

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.

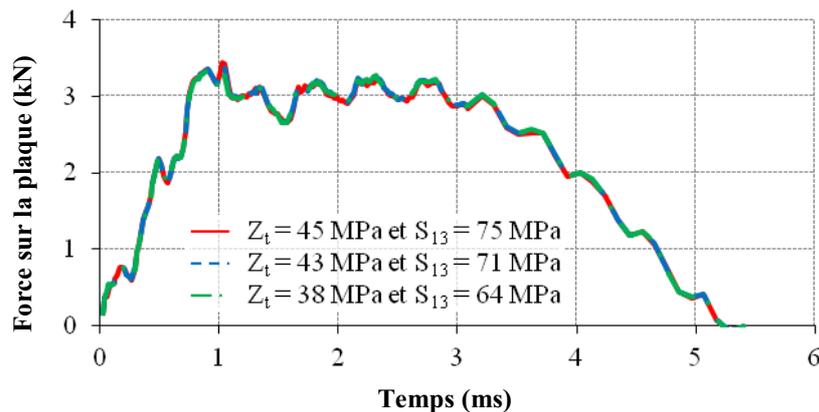


Figure 3.31. Historiques des forces de réaction de la plaque quasi-isotrope simplement appuyée et impactée à 10 Joules, selon le couple de contraintes d'amorçage en mode I et en mode II choisi pour la loi cohésive bilinéaire

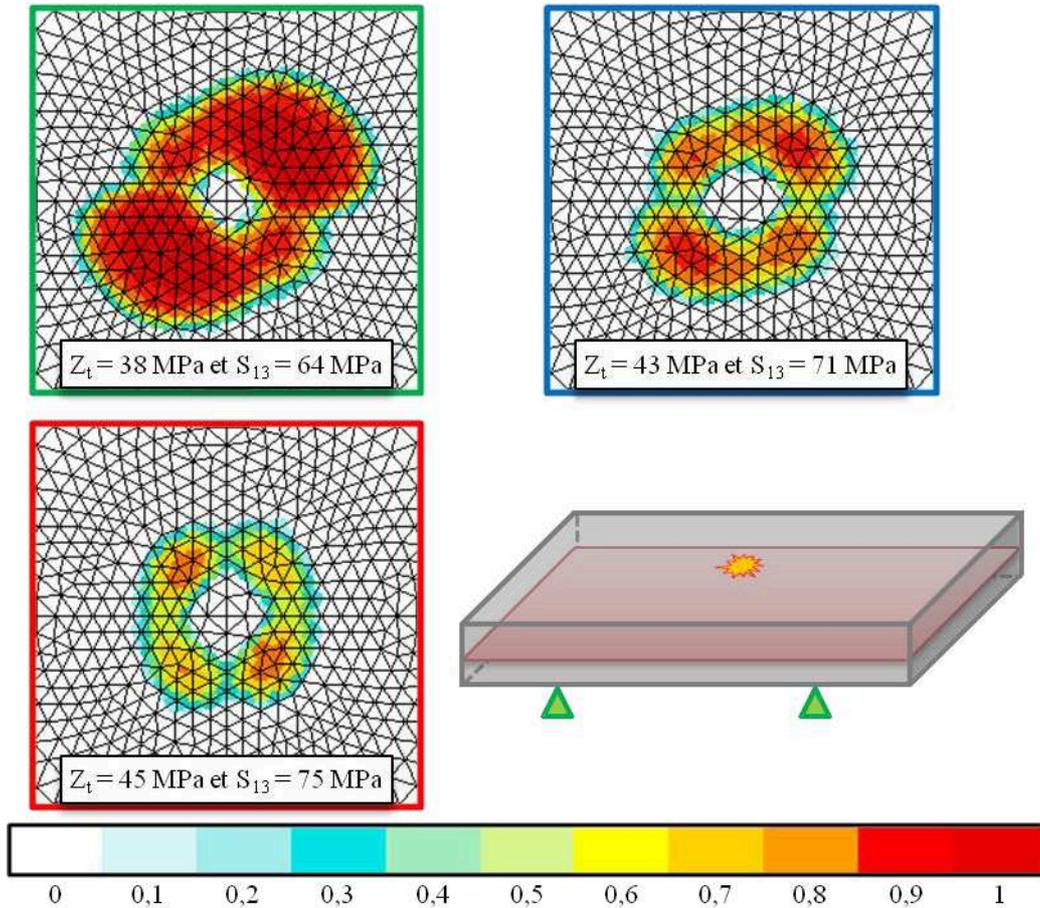


Figure 3.32. État d'endommagement final à la sixième interface ($90^\circ/45^\circ$), en partant de la surface non impactée, pour un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope simplement appuyée, selon le couple de résistances interfaciales (Z_t , S_{13}) en mode I et en mode II choisi pour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

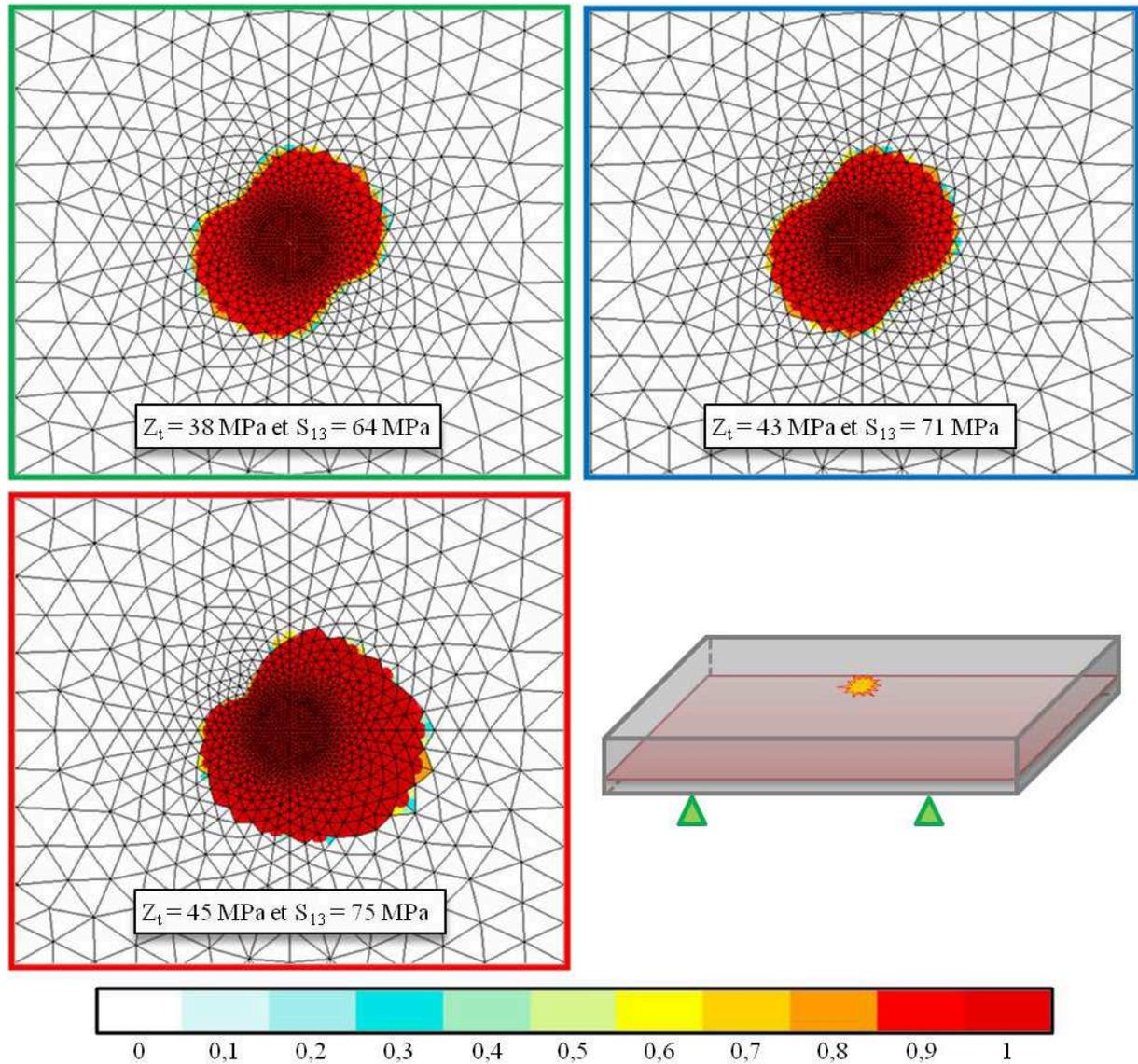


Figure 3.33. Évolution de l'état d'endommagement à la quatrième interface (0°/45°), en partant de la surface non impactée, pour un cas d'impact à 10 Joules sur une plaque quasi-isotrope simplement appuyée, selon le couple de contraintes d'amorçage du délaminage en mode I et en mode II choisi pour la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

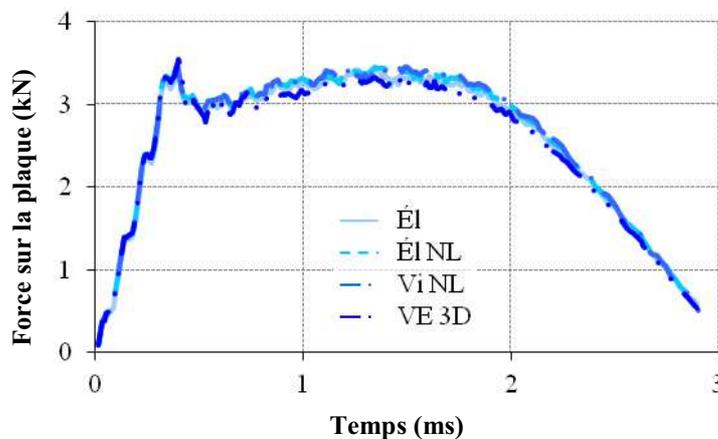


Figure 3.34. Historique de la force calculée sur la plaque quasi-isotrope encadrée impactée à 10 Joules, selon la loi de comportement du pli choisie

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.

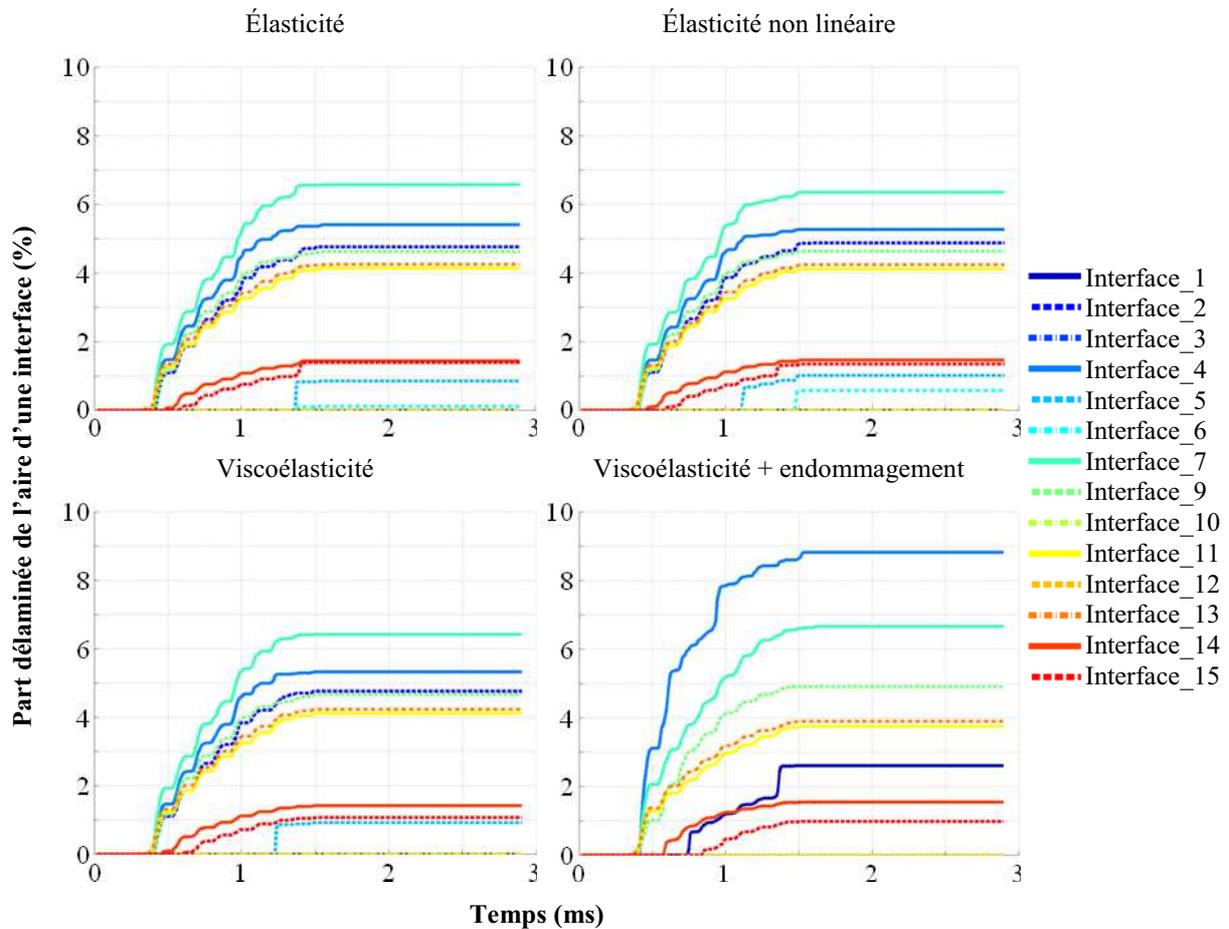


Figure 3.35. Évolution de la part délaminée des interfaces modélisées en fonction de la loi de comportement des plis adjacents

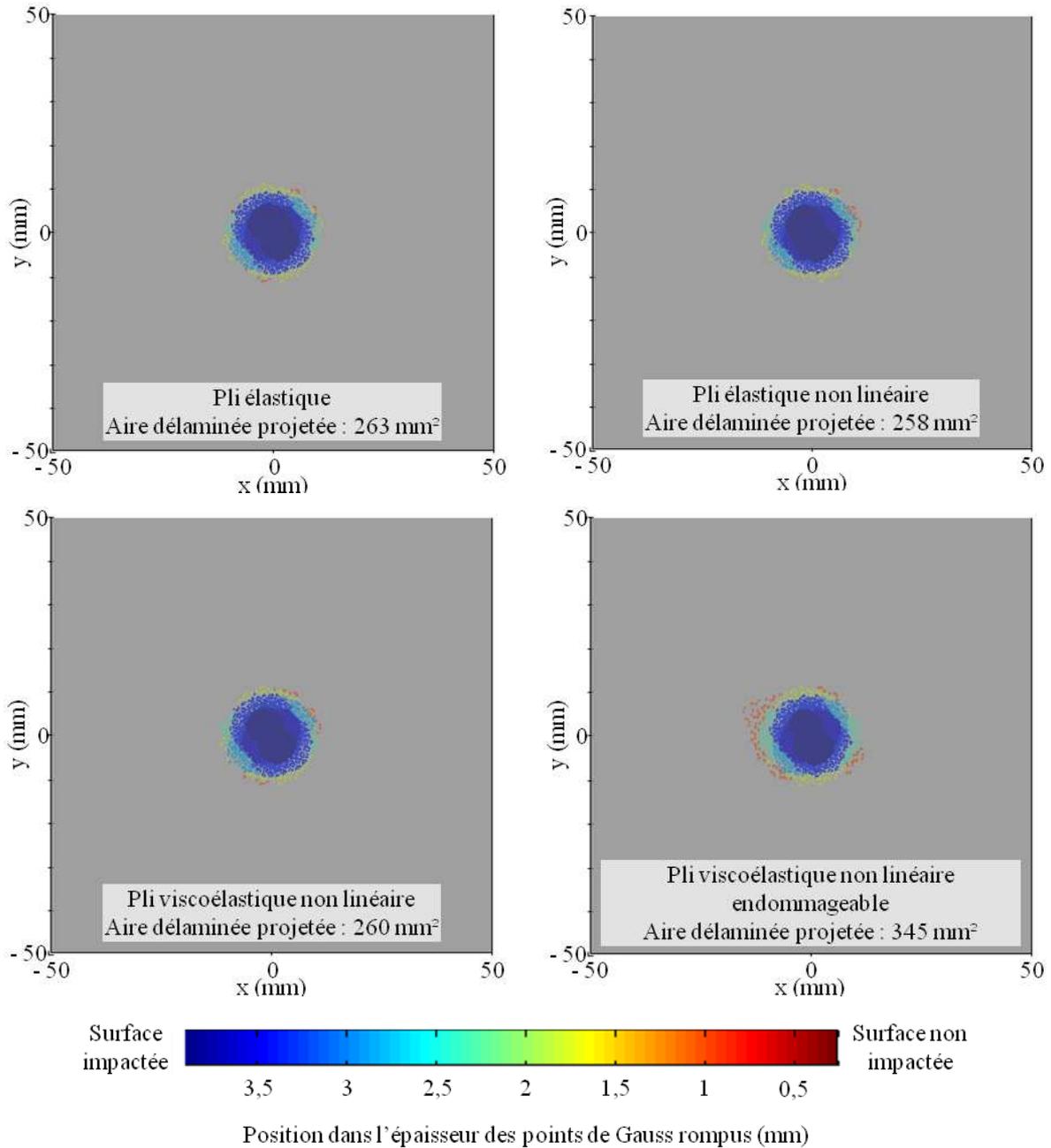


Figure 3.36. Aires délaménées projetées calculées, selon la loi de comportement des plis adjacents choisie

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'incréments	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'incréments	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).

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

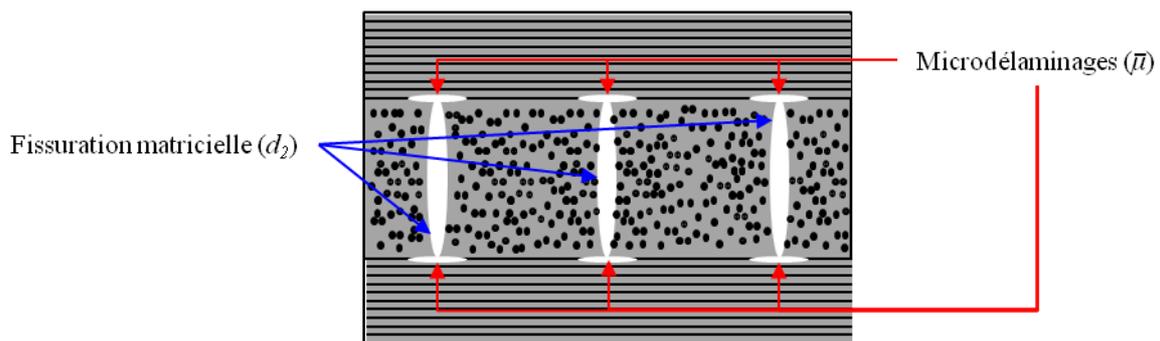


Figure 3.37. Schéma illustrant l'influence de la fissuration matricielle sur les propriétés de l'interface par la création de microdélaminages

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/intralaminaire 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).

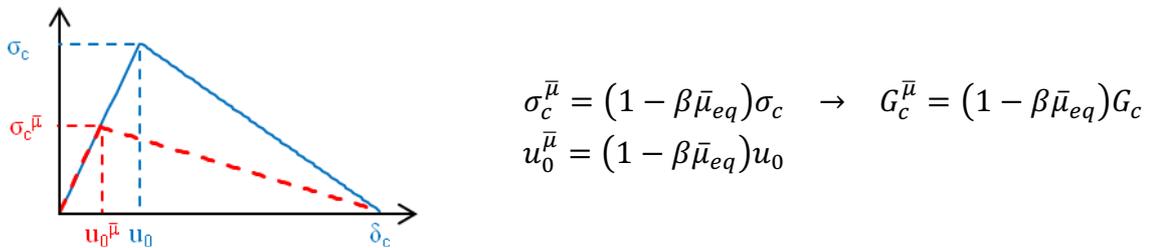
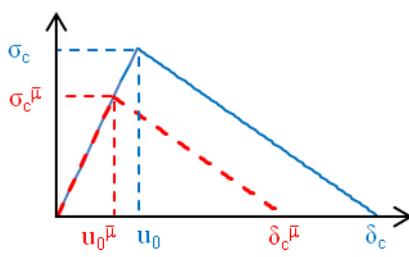


Figure 3.38. Première méthode de dégradation des propriétés de l'interface en fonction de l'état d'endommagement matriciel des plis adjacents

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).



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

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.

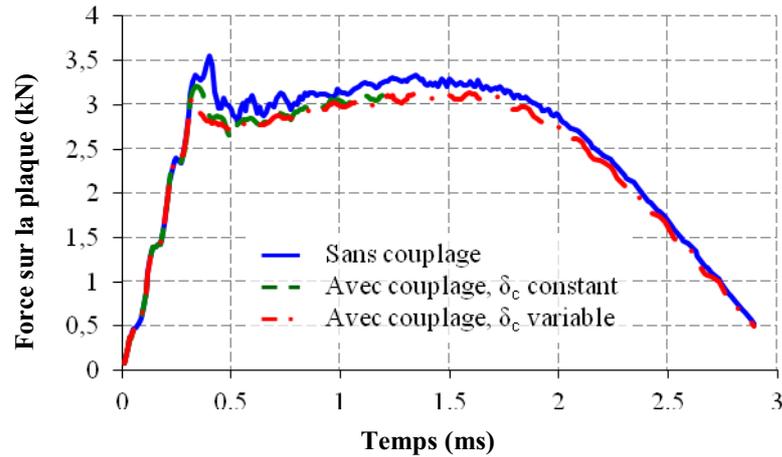


Figure 3.40. Historiques des forces calculées sur la plaque en fonction de la prise en compte ou non du couplage inter / intralaminaires et de la méthode de couplage

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.

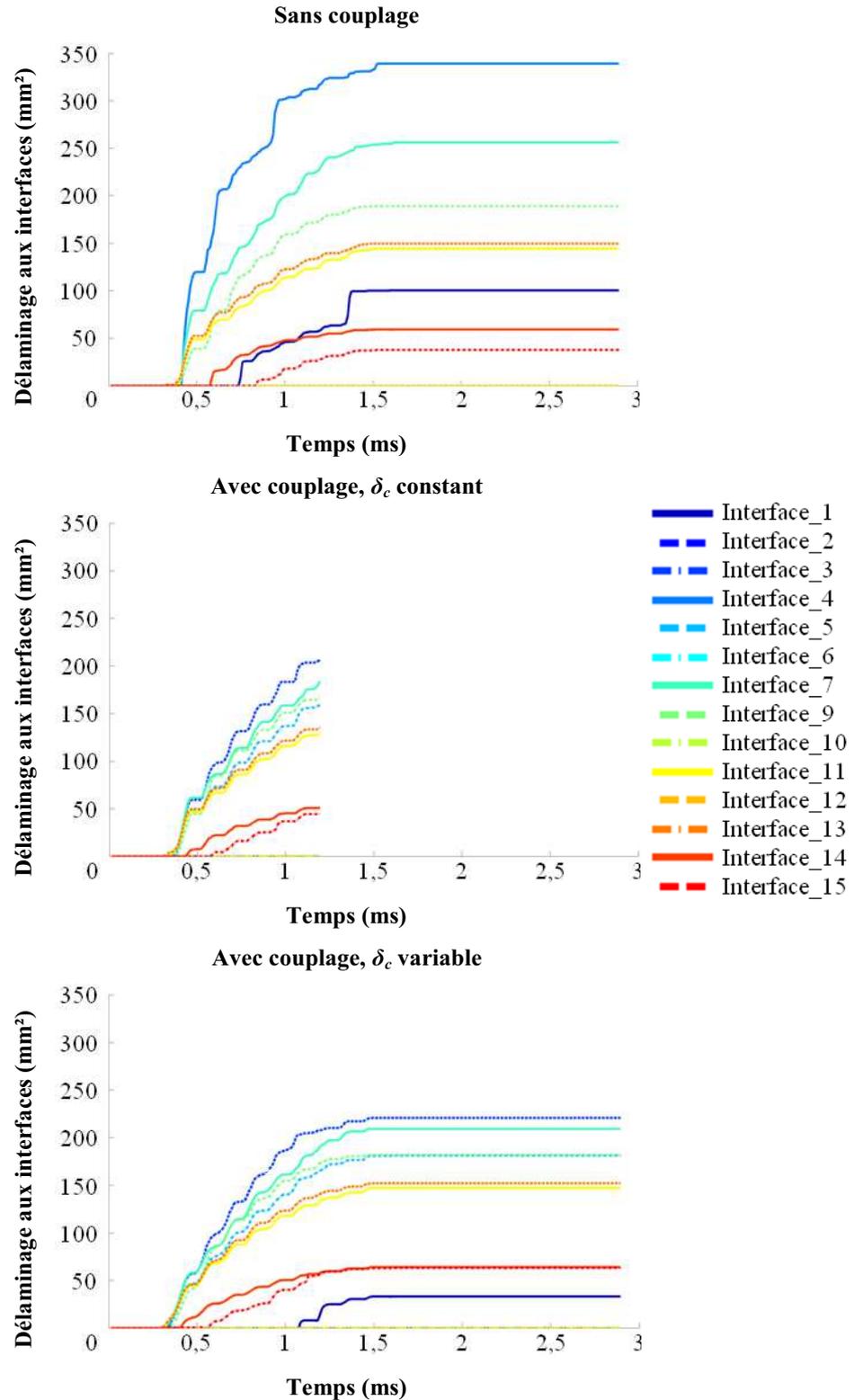


Figure 3.41. Évolution temporelle des délaminages aux interfaces entre deux plis d'orientation des fibres différentes, selon la prise en compte ou non du couplage inter / intralaminaires et selon la méthode de couplage

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.