



Étude du comportement statique et dynamique d'un matériau composite textile interlock 3D - caractérisation expérimentale et modélisation numérique

Mémoire

Benjamin Verone

Maîtrise en génie mécanique - avec mémoire
Maître ès sciences (M. Sc.)

Québec, Canada

© Benjamin Verone, 2018

**Étude du comportement statique et dynamique d'un
matériau composite textile interlock 3D
Caractérisation expérimentale et modélisation numérique**

Mémoire

Benjamin Verone

Sous la direction de :

Marie-Laure Dano

Résumé

Ce mémoire présente les travaux de développement d'un outil de simulation numérique du comportement d'un matériau composite textile spécial appelé interlock 3D. Ce tissu composite présente des performances intéressantes de résistance au choc et de tolérance aux dommages. Ces propriétés lui viennent de la présence de torons tissés à travers l'épaisseur. De ce fait, ce matériau peut être une alternative très intéressante aux composites stratifiés conventionnels, qui n'ont que des fibres orientées dans le plan, pour des applications aéronautiques où des éléments sont soumis à des impacts et sujets au délaminage. Ce travail présente une campagne expérimentale qui vise à caractériser le comportement du matériau dans les directions du plan et à travers l'épaisseur. Par la suite des lois de comportement sont développées pour reproduire le comportement dans chaque direction. Mettre en place la mécanique d'endommagement, ainsi que le comportement inélastique ont été les parties les plus complexes. Ce modèle est par la suite implanté dans le logiciel éléments finis ABAQUS/Explicit en utilisant une sous-routine VUMAT. Des simulations du comportement mécanique du matériau sont premièrement réalisées pour valider les prédictions du modèle dans l'ensemble des directions. Ensuite, des essais d'indentation quasi-statique sont effectués et les résultats sont comparés aux prédictions du modèle. Enfin, des simulations dynamiques d'impact sont réalisées sur le composite tissé en utilisant des projectiles rigides et mous ainsi que différentes configurations. Des comparaisons avec des résultats expérimentaux montrent la bonne capacité du modèle à reproduire le comportement du matériau lors de l'impact avec un projectile rigide à faible vitesse. Les hautes énergies d'impact traduisent des lacunes dans la mécanique d'endommagement proche de la rupture. Les résultats d'impact avec un projectile mou à faible vitesse sont encourageants et montrent l'aptitude du modèle à fournir une estimation correcte de la force d'impact, bien que surestimée dans certaines configurations.

Abstract

This study presents the development of a tool for numerical simulation of the behavior of a special textile composite material called interlock 3D. This composite woven fabric exhibits interesting performance in terms of impact resistance and damage tolerance. These properties come from the presence of strands woven through the thickness. As a result, this material can be a very interesting alternative to conventional laminated composite, which have only planar oriented fibers, for aeronautical applications where elements are subjected to impacts and subjected to delamination. This work presents an experimental campaign aimed at characterizing the behavior of the material in the in-plane directions and through the thickness. Subsequently behavior laws are developed to reproduce the mechanical behavior in each direction. Setting up the mechanics of damage, as well as the inelastic behavior were the most complex parts. This model is subsequently implemented in the ABAQUS / Explicit finite element software using a VUMAT subroutine. Simulations of the material mechanical behavior are first performed to validate the predictions of the model in all the directions. Then, quasi-static indentation tests are performed and the results compared to the model predictions. Finally, dynamic impact simulations are carried out on the woven composite using rigid and soft projectiles as well as different configurations. Comparisons with experimental results show the model's good ability to reproduce the behavior of the material during impact with a rigid low-velocity projectile. High impact energies reflect shortcomings in the mechanics of damage close to rupture. Impact results with a soft low-velocity projectile are encouraging and show the ability of the model to provide a correct estimate of the impact force, although overestimated in some configurations.

Table des matières

Résumé	iii
Abstract.....	iv
Table des matières	v
Liste des tableaux	viii
Liste des figures.....	ix
Remerciements.....	xii
1 Introduction	1
1.1 Généralités sur les composites tissés	1
1.2 Revue de littérature	3
1.3 Objectifs des travaux de recherche	9
1.4 Méthodologie.....	10
1.5 Présentation du mémoire	10
2 Développement du modèle de comportement mécanique	12
2.1 Introduction.....	12
2.2 Extension du modèle en 3D	12
2.2.1 Endommagement.....	12
2.2.2 Plasticité.....	16
2.3 Identification des paramètres matériau	18
2.3.1 Synthèse des propriétés et paramètres du modèle à identifier	18
2.3.2 Détermination des propriétés mécaniques obtenues par les essais monotones	19
2.3.3 Détermination des paramètres d'endommagement	20
2.3.4 Détermination des paramètres de plasticité.....	21
2.4 Conclusion.....	23
3 Caractérisation mécanique du matériau et identification des paramètres du modèle	24
3.1 Matériau d'étude.....	24
3.2 Essais de traction dans la direction chaîne	25
3.3 Essais de traction dans la direction trame.....	27
3.4 Essais de cisaillement plan	30
3.5 Essai de compression plan.....	34
3.6 Essai de flexion sur appuis rapprochés.....	39
3.7 Essai de compression dans le sens de l'épaisseur	42

3.8	Étude de l'endommagement.....	47
3.8.1	Méthode d'analyse.....	47
3.8.2	Traction dans le plan.....	49
3.8.3	Flexion trois points.....	57
3.9	Conclusion.....	64
4	Implémentation numérique et validation du comportement statique.....	66
4.1	Implémentation.....	66
4.2	Algorithme de la VUMAT.....	67
4.2.1	Conditions initiales.....	70
4.2.2	Prédiction élastique.....	70
4.2.3	Correction plastique.....	71
4.2.4	Correction de l'endommagement.....	72
4.2.5	Mise à jour des contraintes.....	73
4.2.6	Algorithme de suppression d'élément.....	73
4.3	Gestion de la loi à effet retard.....	74
4.4	Comportement dans le plan.....	76
4.4.1	Simulation.....	76
4.4.2	Comparaison des simulations aux essais expérimentaux.....	77
4.5	Indentation quasi-statique.....	82
4.5.1	Description de l'essai.....	82
4.5.2	Résultats expérimentaux.....	84
4.5.3	Simulation.....	86
4.5.4	Comparaison des simulations avec les essais expérimentaux.....	88
4.6	Conclusion.....	90
5	Validation du comportement en dynamique.....	91
5.1	Essais d'impact dynamique.....	91
5.1.1	Impacteur rigide.....	91
5.1.2	Impacteur mou.....	95
5.2	Simulation des essais d'impact.....	96
5.2.1	Simulation avec l'impacteur rigide.....	96
5.2.2	Simulation avec l'impacteur mou.....	96
5.3	Comparaison des résultats numériques et expérimentaux.....	98
5.3.1	Impacteur rigide.....	98

5.3.2	Impacteur mou	101
5.4	A propos de la loi à effet retard	102
5.5	Conclusion.....	103
6	Conclusion générale	104
	Bibliographie.....	106

Liste des tableaux

Tableau 1 Synthèse des propriétés avec essais correspondants	18
Tableau 2 Propriétés en traction dans la direction chaine extraites des essais monotones	26
Tableau 3 Paramètres d'endommagement pour la traction dans la direction chaine.....	27
Tableau 4 Propriétés en traction dans la direction trame extraites des essais monotones	29
Tableau 5 Paramètres d'endommagement pour la traction dans la direction trame	29
Tableau 6 Paramètres de la fonction seuil de plasticité pour la direction trame	30
Tableau 7 Propriétés en cisaillement plan extraites des essais monotones	33
Tableau 8 Paramètres d'endommagement en cisaillement plan	33
Tableau 9 Paramètres de la fonction seuil de plasticité pour la direction de cisaillement plan	34
Tableau 10 Propriétés en compression dans la direction chaine.....	38
Tableau 11 Propriétés en compression dans la direction trame	38
Tableau 12 Propriétés moyennées pour les essais de compression.....	38
Tableau 13 Paramètres de rupture thermodynamique en compression	39
Tableau 14 Propriétés en flexion sur appuis rapprochés dans la direction chaine	41
Tableau 15 Propriétés en flexion sur appuis rapprochés dans la direction trame.....	41
Tableau 16 Module d'élasticité E_{33} calculé sur la face d'étude chaine.....	45
Tableau 17 Module d'élasticité E_{33} calculé sur la face d'étude trame	45
Tableau 18 Moyennes des modules E_{33}	45
Tableau 19 Niveaux de déformation en traction	49
Tableau 20 Niveaux de déplacements en flexion	58
Tableau 21 Propriétés mécaniques et paramètres du modèle déterminés expérimentalement	64
Tableau 22 Comportement dans les différentes directions programmé dans la Vumat.....	68
Tableau 23 Configurations des essais d'impact réalisés aux laboratoires M3C et I2M	91
Tableau 24 Propriétés de la loi de Mooney-Rivlin.....	97
Tableau 25 Valeurs des paramètres pour les différents essais	102

Liste des figures

Figure 1 Directions principales pour un pli a) unidirectionnel et b) tissus taffetas.....	1
Figure 2 Classification des matériaux composites 3D	2
Figure 3 Catégories de composite 3DWIC a) 3DWOC-TTT b) 3DWOC-LTL c) 3DWAC-TTT d) 3DWAC-LTL ..	3
Figure 4 Visualisation de la problématique de suppression d'éléments.....	9
Figure 5 Exploitation d'un essai monotone type	19
Figure 6 Détermination de la variable d'endommagement et de la déformation plastique.....	20
Figure 7 Détermination des paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement.....	21
Figure 8 Détermination de la déformation plastique cumulée.....	22
Figure 9 Fonction d'évolution du seuil de plasticité.....	23
Figure 10 Micro-tomographie du matériau [17].....	24
Figure 11 Modélisation de la cellule élémentaire [17].....	25
Figure 12 Courbe contrainte-déformation pour un essai de traction monotone dans la direction chaîne [22] ..	25
Figure 13 Courbe contrainte-déformation pour un essai de traction répété dans la direction chaîne	26
Figure 14 Identification de la loi d'évolution de l'endommagement d_{11} en fonction de \overline{Y}_{11}	27
Figure 15 Courbe contrainte-déformation pour un essai de traction monotone dans la direction trame [22]....	28
Figure 16 Courbe contrainte-déformation pour un essai de traction répété dans la direction trame [22].....	28
Figure 17 Identification des paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement d_{22} en fonction de \overline{Y}_{22} ..	29
Figure 18 Identification des paramètres de la fonction d'évolution du domaine élastique pour la direction trame	30
Figure 19 Schéma des éprouvettes pour l'essai de cisaillement plan	31
Figure 20 Courbe contrainte-déformation pour un essai de cisaillement plan	31
Figure 21 Profil de rupture en cisaillement plan.....	32
Figure 22 Courbe contrainte-déformation pour un essai de cisaillement plan répété	32
Figure 23 Identification des paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement d_{12} en fonction de \overline{Y}_{12} ...	33
Figure 24 Identification des paramètres de la fonction d'évolution du domaine élastique pour la direction de cisaillement plan	34
Figure 25 Photographie du montage de compression	35
Figure 26 Schéma des éprouvettes de compression.....	36
Figure 27 Courbe contrainte-déformation en compression dans la direction chaîne (éprouvette n°1)	36
Figure 28 Courbe contrainte-déformation en compression dans la direction trame (éprouvette n°4).....	37
Figure 29 Profil de rupture de l'éprouvette n°3 en compression dans la direction chaîne	37
Figure 30 Configuration géométrique de l'essai de flexion sur appuis rapprochés.....	39
Figure 31 Méthode d'exploitation des données de flexion rapprochée.....	40
Figure 32 Courbe contrainte-déformation en flexion rapproché dans la direction chaîne	40
Figure 33 Courbe contrainte-déformation en flexion rapproché dans la direction trame	41
Figure 34 Éprouvette de compression à travers l'épaisseur	42
Figure 35 Répartition des découpes d'éprouvettes de compression dans l'épaisseur.....	43
Figure 36 Schéma du montage de compression dans l'épaisseur.....	43
Figure 37 Illustration des faces analysées pour les essais de compression à travers l'épaisseur	43
Figure 38 Visualisation des déformations dans l'épaisseur	44

Figure 39 Courbe contrainte-déformation obtenue lors de l'essai de compression à travers l'épaisseur sur les échantillons D3, G3 et H3 (déformations mesurées sur des faces d'analyse chaîne)	44
Figure 40 Cartographie des modules en GPa en fonction des emplacements de découpe	46
Figure 41 Graphique de variation des modules en fonction de la position.....	47
Figure 42 a) Éprouvette de traction et b) Éprouvette de flexion pour l'étude de l'endommagement.....	48
Figure 43 Endommagement de type 1.....	49
Figure 44 Endommagement de type 2.....	49
Figure 45 Méthode dimensionnelle de quantification des endommagements	49
Figure 46 Courbes contrainte-déformation pour différents niveaux de déformation en traction dans la direction chaîne	50
Figure 47 Micrographies des échantillons testés en traction dans la direction chaîne.....	51
Figure 48 Évolution du nombre de fissures de type 1 lors d'un essai de traction dans la direction chaîne.....	52
Figure 49 Évolution du nombre de fissures de type 2 lors d'un essai de traction dans la direction chaîne.....	52
Figure 50 Évolution de l'endommagement et du nombre de fissures en fonction de la déformation dans la direction chaîne.....	53
Figure 51 Courbes contrainte-déformation pour différents niveaux de déformation en traction dans la direction trame.....	54
Figure 52 Micrographies des échantillons testés en traction dans la direction trame	55
Figure 53 Évolution du nombre de fissures de type 1 lors d'un essai de traction dans la direction trame	56
Figure 54 Évolution du nombre de fissures de type 2 lors d'un essai de traction dans la direction trame	56
Figure 55 Évolution de l'endommagement et du nombre de fissures en fonction de la déformation dans la direction trame	57
Figure 56 Courbe force-déplacement pour des essais de flexion dans la direction chaîne	58
Figure 57 Micrographies des échantillons testés en flexion dans la direction chaîne	59
Figure 58 Évolution du nombre de fissures de type 1 lors d'un essai de flexion dans la direction chaîne	59
Figure 59 Évolution du nombre de fissures de type 2 lors d'un essai de flexion dans la direction chaîne	60
Figure 60 Courbe force-déplacement pour des essais de flexion dans la direction chaîne	61
Figure 61 Micrographies des échantillons testés en flexion dans la direction trame	62
Figure 62 Évolution du nombre de fissures de type 1 lors d'un essai de flexion dans la direction trame	63
Figure 63 Évolution du nombre de fissures de type 2 lors d'un essai de flexion dans la direction trame	63
Figure 64 Implémentation générale	66
Figure 65 Algorithme global de la Vumat.....	69
Figure 66 Subdivision de l'algorithme d'endommagement en traction.....	72
Figure 67 Subdivision de l'algorithme d'endommagement en compression	73
Figure 68 Effet du paramètre a	75
Figure 69 Modélisation des éprouvettes de traction plane.....	76
Figure 70 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de traction dans la direction chaîne	77
Figure 71 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de traction dans la direction trame monotone.....	78
Figure 72 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de traction dans la direction trame répété progressif.....	78
Figure 73 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour des essais de cisaillement monotone	79

Figure 74 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour des essais de cisaillement répété progressif	80
Figure 75 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de compression dans la direction chaîne	81
Figure 76 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de compression dans la direction trame	81
Figure 77 Photo du montage d'indentation quasi-statique	83
Figure 78 Schéma du montage d'indentation quasi-statique	83
Figure 79 Photographie d'une éprouvette après indentation	84
Figure 80 Évolution de la force en fonction du déplacement pour les essais d'indentation quasi-statique	84
Figure 81 Résultats de l'essai n°1 à F=3000 N a) ϵ_{11} b) ϵ_{22} c) déflexion hors plan d) déformation de von Mises	85
Figure 82 Phénomène de localisation de l'endommagement sans loi à effet retard	86
Figure 83 Maillage a) affecté par la localisation b) affranchi de localisation	87
Figure 84 Modélisation de l'essai d'indentation quasi-statique	87
Figure 85 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour l'essai d'indentation quasi-statique	89
Figure 86 Propagation de la rupture pour un essai d'indentation quasi-statique	90
Figure 87 Courbes force-temps obtenues pour des essais d'impact de 20 J effectués au laboratoire M3C	92
Figure 88 Photographies d'une éprouvette impactée avec une énergie de 20 J	92
Figure 89 Courbes force-temps obtenues lors des essais d'impact de 20, 63 et 100 joules	93
Figure 90 Photographies d'une éprouvette impactée à une énergie de 63 J	93
Figure 91 Résultats des essais d'impact à 13 J a) déplacement-temps b) Force-temps c) Force-déplacement	94
Figure 92 Résultats des essais d'impact à 35 J a) déplacement-temps b) Force-temps c) Force-déplacement	95
Figure 93 Résultats des essais d'impact avec impacteur mou extrait de Dau et al.[18] a) Déplacement-temps b) Force-temps	96
Figure 94 Modélisation de l'essai d'impact avec un impacteur mou	97
Figure 95 Courbe déplacement-temps de l'essai d'impact à 13 J	98
Figure 96 Courbe force-temps de l'essai d'impact à 13 J	98
Figure 97 Courbe force déplacement de l'essai d'impact à 13 J	99
Figure 98 Courbe déplacement-temps de l'essai d'impact à 35 J	99
Figure 99 Courbe force-déplacement de l'essai d'impact à 35 J	100
Figure 100 Courbe force-déplacement de l'essai d'impact à 35 J	100
Figure 101 Courbe déplacement-temps pour les essais de Dau et al. [18] à 202 J	101
Figure 102 Courbe force-temps pour les essais de Dau et al. [18] à 202 J	102

Remerciements

Mes remerciements vont tout d'abord à Mme Marie-Laure Dano. De par ses connaissances, sa méthodologie, et son écoute travailler avec Mme Dano a été à la fois efficace et agréable. Sa disponibilité pour échanger et réfléchir sur les problématiques rencontrées a sans doute contribué au succès de ces travaux. Je remercie également M. Frédéric Dau qui malgré la distance s'est toujours rendu disponible pour échanger sur les choix et questions rencontrées au cours de ces deux ans. Mes remerciements vont aussi à M. Augustin Gakwaya qui fut d'une grande aide lors des problématiques de modélisation. Travailler avec vous trois a été très stimulant et formateur. Les multiples vidéoconférences réalisées ensemble furent des moments agréables, conciliant travail professionnel et convivialité. Encore une fois merci de m'avoir confié ce projet qui m'a passionné.

Comment ne pas remercier M. Charles-Olivier Amyot, sans qui les essais expérimentaux ne se seraient pas réalisés de manière aussi efficace. Sa bonne humeur et sa rigueur professionnelle furent très appréciables. Je remercie également mon compagnon de bureau, M. Simon Dousset, qui fut toujours de bons conseils et a rendu le travail au bureau plus qu'agréable. Mes remerciements vont aussi à toute l'équipe du laboratoire M3C de l'université Laval, plus particulièrement à Emna, Mathilde, Kadiata, Aneur, et Justine. Merci pour vos conseils et votre bonne humeur.

Je veux adresser un merci tout particulier à mes amis en France et au Canada pour leur soutien, ainsi qu'à ma copine Alexia pour son appui et sa patience.

Enfin, je voudrais adresser un grand merci à mes parents qui m'ont soutenu durant toutes mes études et qui malgré la distance ont contribué à la réussite de ces travaux. Votre soutien a été sans faille et la source de ma motivation jour après jour.

1 Introduction

1.1 Généralités sur les composites tissés

On définit un matériau composite comme l'association de deux ou plusieurs matériaux de nature différente. Chaque constituant ayant ses propres caractéristiques mécaniques et offrant, une fois combiné, un matériau dont les performances sont supérieures aux constituants de départ [1]. Généralement deux phases sont présentes : la matrice et le renfort. Le rôle de renfort est joué par des fibres longues ou courtes. Ces fibres peuvent être de différents types : verre, carbone ou aramide. De même il existe un grand nombre de matrices différentes. L'assemblage des fibres et de la matrice donne lieu à un pli. L'agencement des fibres est un élément caractéristique des matériaux composites. En effet, on distingue les composites unidirectionnels, tissés surfaciques et tissés multidirectionnels. Comme leur nom l'indique, les composites unidirectionnels ne disposent de fibres orientées que dans une seule direction du pli. La direction de la fibre est communément appelée direction 1 et celle orthogonale direction 2, comme le montre la Figure 1 a). Les composites tissés surfaciques, sont formés de fibres orientées dans les deux directions du plan du pli, ce qui définit dans ce cas la direction chaîne et la direction trame, ces fibres s'agencent et s'entrecroisent alternativement pour former différentes armures comme le montre la Figure 1 b). Dans cette configuration, les faisceaux de fibres qui ont été utilisés pour former le patron de tissage sont appelés les torons. La superposition de différents plis selon des orientations différentes de fibres forme un stratifié.

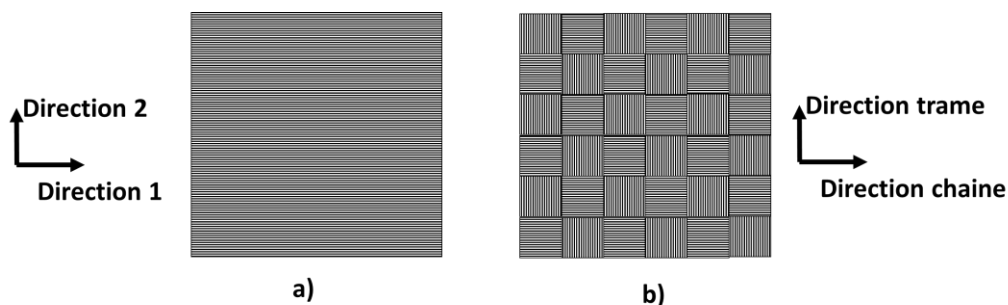


Figure 1 Directions principales pour un pli a) unidirectionnel et b) tissu taffetas

Les tissés multidirectionnels constituent la dernière catégorie de classification des matériaux composites, et le matériau étudié dans ce mémoire fait partie de cette famille. En effet les tissés multidirectionnels disposent d'au moins trois directions de tissage dont une à travers l'épaisseur. Comme le montre la Figure 2, il existe de nombreuses sous catégories pour les différencier [2].

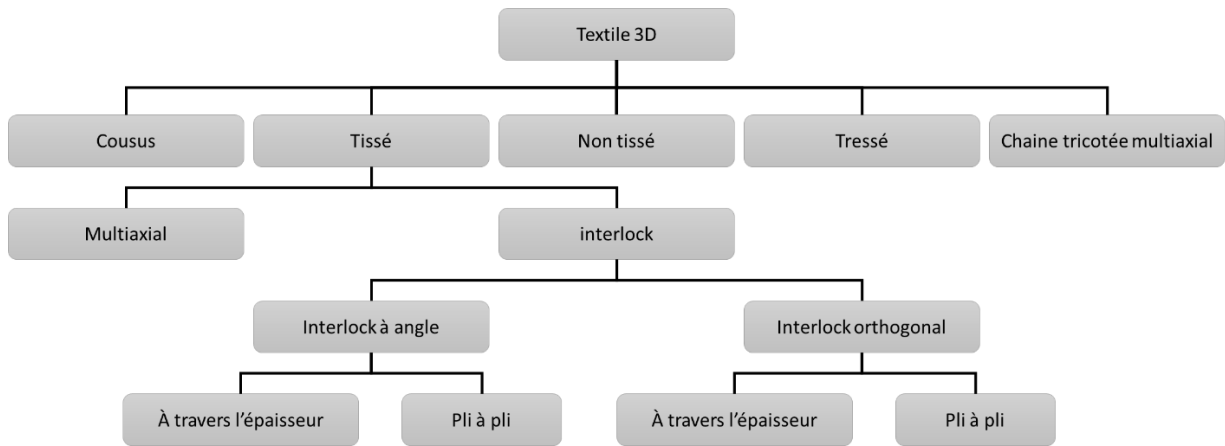


Figure 2 Classification des matériaux composites 3D

Les composites interlock tissés 3D (3DWIC pour 3D Woven Interlock Composite) sont parmi les grands représentants des tissés multidirectionnels. Des torons sont disposés dans le sens trame ainsi que dans le sens chaîne. La particularité des 3DWIC est de faire intervenir aussi des torons à travers l'épaisseur. Ce sont ces torons qui vont venir verrouiller (« interlock ») les torons des directions chaîne et trame. Comme l'illustre la Figure 2, les composites 3DWIC se séparent en deux familles. Une première où les torons liants forment un angle inférieur à 90° avec les torons de chaîne. Et une seconde où les torons liants sont disposés de manière perpendiculaire aux torons de chaîne. Il sera alors distingué les 3DWAC (3D Woven Angle-interlock Composites) et les 3DWOC (3D Woven Orthogonal-interlock Composites). Enfin ces deux catégories se déclinent elles-mêmes en deux selon le type de torons liants. En effet on distingue si ces derniers lient toutes les couches des torons surfaciques dans l'épaisseur ou seulement des couches adjacentes. Il sera alors distingué la famille « à travers l'épaisseur » ou « TTT » (pour Through-The-Thickness) et la famille « pli à pli » ou « LTL » (pour Layer-To-Layer). La Figure 3 illustre ces différentes catégories de tissage. Dans le cas d'un 3DWIC-TTT, bien que plusieurs couches de torons surfaciques soient mises en œuvre, du fait de la présence des torons à travers l'épaisseur, il n'est pas possible de parler de stratifié, mais au contraire d'un pli unique d'épaisseur constante. De plus le phénomène de délaminage est absent sur ce genre de matériaux puisqu'ils ne sont composés que d'un pli. Cependant on pourra retrouver dans la littérature le terme de délamination pour caractériser ce genre de matériaux, en comprenant qu'il s'agit de la décohésion des fibres.

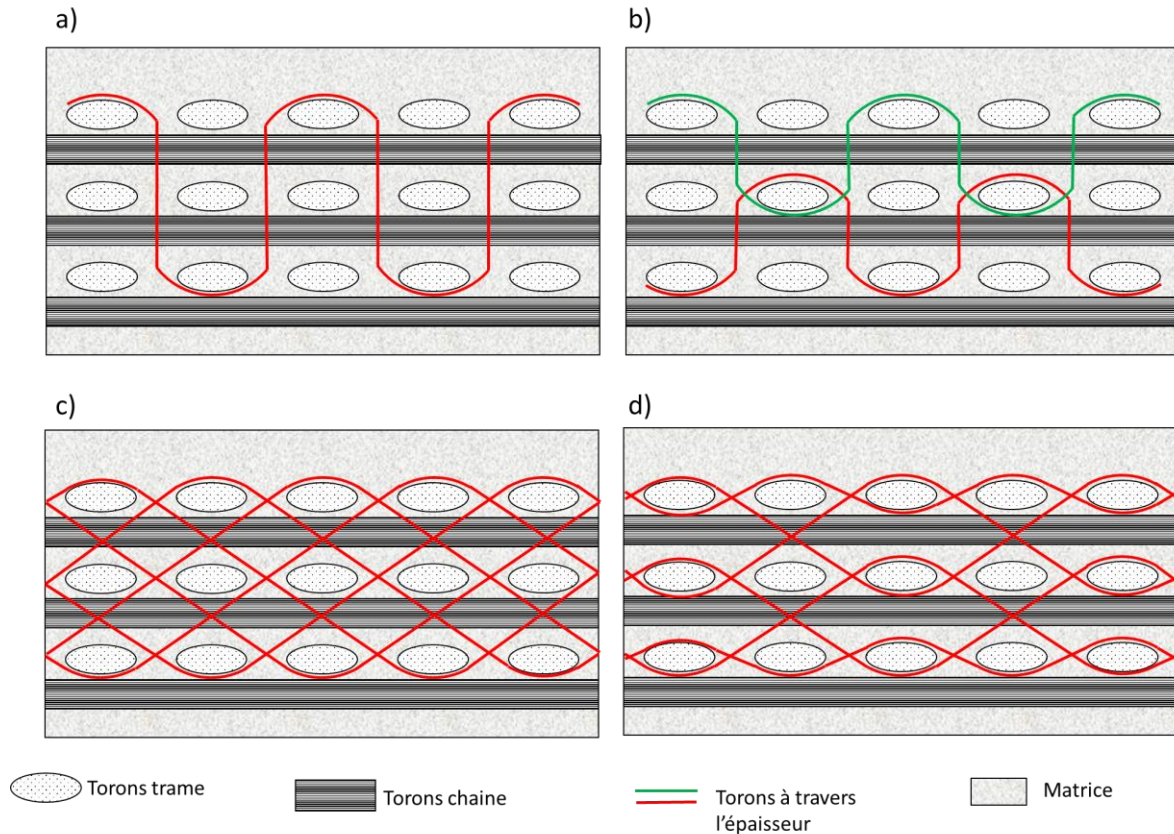


Figure 3 Catégories de composite 3DWIC a) 3DWOC-TTT b) 3DWOC-LTL c) 3DWAC-TTT d) 3DWAC-LTL

1.2 Revue de littérature

Cette section présente un survol de la littérature associée aux composites de type interlock. Il a été montré à la section précédente qu'il pouvait exister de nombreuses configurations de tissage pour former un composite de type interlock ; Boussu et al. [3] propose d'ailleurs des travaux visant à affiner et à développer la manière de définir les composites tissé 3D. La littérature présente ainsi divers travaux qui diffèrent de par leur matériau d'étude. Cependant les problématiques se concentrent généralement sur l'étude mécanique du matériau ou sur le développement d'outils de modélisation numérique performants.

La géométrie complexe des composites interlock a donné lieu à des travaux de caractérisation. C'est le cas dans les travaux de Cox et al. [4] qui ont mené des essais mécaniques usuels tel que la traction, compression et flexion, afin de déterminer les mécanismes de rupture pour ce type de matériau. Ils mettent déjà en évidence la bonne capacité des interlock à subir un faible endommagement. De manière similaire Warren et al. [5] ont mené une campagne expérimentale sur des tissés 3D en comparant leurs performances à un tissé 2D. Il ressort que, de par sa configuration, les tissés 3D présentent tout d'abord des comportements non linéaires en traction

dans la direction trame. De plus leurs travaux [5] montrent qu'un interlock orthogonal à travers l'épaisseur a des meilleures performances qu'un interlock à angle de type pli à pli en traction et équivalente en compression. Dai et al. [6] ont mené dans ce sens une étude caractérisant l'influence de l'architecture des fibres selon différents composites tissés interlock. Ces travaux montrent que les tissés interlock à angle à travers l'épaisseur présentent les meilleures performances dans les trois chargements (traction, compression, flexion). Les travaux de Guénon et al. [7] viennent confirmer cette tendance en démontrant que les fibres à travers l'épaisseur augmentent de 25% les performances à la rupture pour les chargements dans le plan en traction. Les travaux de Fishpool et al. [8] comparent la résistance à la décohésion des fibres des tissés interlock. Il ressort que les tissés orthogonaux sont les plus performants pour lutter contre la décohésion des fibres et que les interlock à angle présentent des performances plus faibles. L'ensemble de ces travaux amène le fait que, de par sa configuration, les tissés interlock présentent des performances intéressantes vis-à-vis des essais d'impact. Dans leurs travaux, Potluri et al. [9] analyse l'influence de l'architecture des fibres lors d'essais d'impact en comparant différents tissés interlock. Ses travaux montrent que l'endommagement des tissés interlock est grandement réduit et plus localisé en comparaison aux tissus unidirectionnels, et que les tissés interlock à angle semblent moins s'endommager dans le sens où la zone affectée est plus réduite. Les travaux de Gras et al. [10] s'intéressent à la détermination expérimentale des propriétés de cisaillement hors plan et présentent une méthode d'identification. Les résultats de recherche présentés précédemment montrent que les tissés interlock ont tout d'abord un comportement plus complexe que les tissés 2D de par leur comportement non linéaire en traction dans la direction trame. Il a été montré que ces matériaux présentent des performances intéressantes vis-à-vis de la résistance à la décohésion des fibres et de la propagation de l'endommagement, ce qui en fait des matériaux performants vis-à-vis de la résistance aux d'impacts.

Au-delà de la caractérisation expérimentale des tissés interlock, des travaux proposent des modèles afin de décrire le comportement de ces matériaux de manière numérique. Hochard et al. [11] proposent une modélisation à partir d'un programme WovLam par une approche éléments finis pour un composite tissé 2D. Les paramètres du modèle sont déterminés à partir d'essais expérimentaux dans les directions du plan, mettant ainsi en place un modèle d'endommagement. Les résultats montrent que ce modèle est performant dans le plan. Hu et al. [12] mettent en place avec une approche similaire un modèle pour un composite tissé 2D qu'ils soumettent à l'impact. La courbe force-temps obtenue est satisfaisante. Ces modèles se retrouvent chez Kashani et al. [13] qui synthétisent bien les modèles d'endommagement et de plasticité pour les composites tissés. Cependant bien que performants, ces modèles n'ont pas été appliqués à des tissés de type interlock. C'est néanmoins le cas pour les travaux de Tan et al. [14] qui proposent un modèle éléments finis pour un tissé interlock 3D, et arrivent à obtenir des résultats satisfaisants. Enfin les travaux de Li et al. [15] ainsi que de Sun et al. [16] mettent en place une modélisation à partir d'une loi matériau programmée dans une sous-routine de l'utilisateur implémentée dans le code d'éléments finis Abaqus utilisé pour des simulations d'impact. Pour Li et al

[15] les simulations se basent sur une cellule élémentaire soumise à l'impact d'un projectile cylindrique avec une extrémité hémisphérique en acier. Une sous-routine a été développée pour être exploitée par le logiciel d'éléments finis Abaqus. Un critère de rupture lié à une aire d'endommagement critique a été mis en place, ce qui permet de reproduire le comportement du matériau soumis à de l'impact. Une démarche similaire est suivie dans Sun et al. [16] pour fournir une sous-routine écrite en Fortran et intégrée dans Abaqus afin de prédire des essais d'impact de diverses énergies et les comparer à des essais expérimentaux. Cependant ces deux modèles n'intègrent pas de modélisation de la plasticité que l'on retrouve dans les cas de composites tissés interlock. La plasticité étant ici vue comme un comportement non linéaire causée par la fissuration de la matrice et aux réarrangements de fibres.

Enfin des travaux antérieurs ont déjà été réalisés sur le matériau étudié de ce mémoire. En effet le 3DWAC-TTT 3X 55%, dont les caractéristiques seront décrites plus loin, a été étudié dans les travaux de Heimbs et al. [17] dans le cadre du projet VULCOMP (Vulnerability of Composite Structures, 2007-2010). Ce projet avait pour but d'étudier les performances des textiles 3D vis-à-vis d'essais d'impact. Dans [17], les matériaux 3DWAC-TTT 3X 55% et 3DWAC-TTT 3X 100% sont soumis expérimentalement à des impacts avec un impacteur mou en caoutchouc. Les travaux font intervenir différents types d'impacteurs mous ayant des rigidités différentes. L'impacteur est préalablement caractérisé sur une plaque en aluminium. Une loi de Mooney Rivlin est utilisée pour simuler le comportement hyper élastique de l'impacteur. L'interlock est lui caractérisé en traction monotone dans les directions chaîne et trame, puis des essais répétés de traction sont menés dans le cisaillement plan. Enfin les essais d'impact avec un impacteur mou sont présentés pour des énergies de 50 et 100 joules. Par la suite ces travaux proposent une modélisation numérique du matériau composite et de l'impacteur. La modélisation du composite est approchée par un modèle méso et par un modèle macro. Le modèle macro est développé pour fournir la réponse du matériau vis-à-vis des essais de traction dans le plan. Les courbes obtenues reproduisent le comportement global mais des approximations vis-à-vis de la plasticité et de l'endommagement persistent. La simulation des essais d'impact avec un impacteur mou donne toutefois des résultats corrects. Ces travaux permettent de mettre en avant à la fois les performances de l'interlock 3DWAC-TTT 3X 55% et aussi de se rendre compte du potentiel important des outils de simulation numérique mis en place.

Les travaux de Dau et al. [18] s'inscrivent dans la lignée de [17] en investiguant les mécanismes d'endommagement au sein de l'interlock 3DWAC-TTT 3X 55% lors de tests d'impact avec un impacteur mou. Ces travaux présentent de nouveaux essais d'impact pour des énergies de 202 à 272 joules. Une étude de variabilité du matériau est menée ainsi qu'une étude de l'effet du couple masse/vitesse sur la réponse du matériau. L'étude de variabilité montre que ce matériau peut présenter des endommagements différents pour

des essais identiques. L'étude nuance cet aspect en mettant en avant les sources de variabilité dues au montage mais rappelle que de par sa géométrie et sa réalisation, ce matériau est très hétérogène et que la cellule unitaire est très large et qu'ainsi sa position vis-à-vis du lieu de l'impact peut influencer la réponse. L'étude du couple masse/vitesse permet de comparer l'influence de la masse de l'impacteur sur la réponse du matériau pour une même énergie. L'étude montre que plus la masse augmente, plus la force de contact est importante. L'étude présente de plus des micrographies de l'endommagement interne du matériau dans ces différents cas. Il est montré que les mécanismes d'endommagement (rupture des fibres, rupture le long des fibres, micro fissures de la matrice) sont aussi influencés par le couple masse/vitesse.

Enfin ce mémoire s'inscrit dans la continuité de travaux réalisés sur l'interlock 3DWAC-TTT 3X 55% durant les dernières années dans le cadre de différents projets et stages de fin d'étude, tout d'abord avec les travaux de Guignan [19], puis de Faivre [20] et Castex [21]. Les travaux de Guignan [19] posent les premières bases des modèles d'endommagement et de plasticité utilisés pour l'interlock, et décrivent de plus comment identifier les paramètres des modèles mis en place vis-à-vis des essais expérimentaux. Des essais expérimentaux en traction dans les directions chaîne et trame réalisés antérieurement [22] sont exploités afin d'établir des lois de comportement pour ces deux directions, en particulier pour la direction trame qui présente un comportement non linéaire.

Le comportement en traction monotone dans la direction chaîne est considéré comme linéaire élastique bien qu'un comportement non linéaire semble s'inscrire proche de la rupture. Des essais de traction répétés dans cette direction confirment l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire endommageable jusqu'à la rupture. Le comportement en traction dans la direction trame est non linéaire, avec l'apparition d'un plateau à partir de 375 MPa. Cette évolution plastique est bien visible lors d'essais répétés. Le comportement en direction trame sera donc considéré comme plastique endommageable.

Dans les travaux de Heimbs et al [17], des essais de cisaillement plan monotone et répétés ont été réalisés sur l'interlock 3DWAC-TTT 3X 55%. Les essais ont montré que le comportement en cisaillement est aussi plastique endommageable. Cependant, pour les essais répétés, les déformations n'ont été mesurées qu'avant et après la décharge. De ce fait l'acquisition de données supplémentaires dans la direction de cisaillement plan sera l'un des objectifs de ce mémoire.

Afin de reproduire de manière numérique ces courbes expérimentales, un modèle est mis en place dans les travaux de Guignan [19] et Faivre [20]. Le modèle d'endommagement intègre la variable d , afin de rendre compte de la dégradation du module de rigidité dans les trois directions du plan :

$$\begin{aligned}
d_1 &= 1 - \frac{E_1}{E_{10}} \\
d_2 &= 1 - \frac{E_2}{E_{20}} \\
d_{12} &= 1 - \frac{G_{12}}{G_{120}}
\end{aligned} \tag{1.1}$$

où E_1^0 , E_2^0 représentent respectivement les modules d'élasticité initiaux dans la direction chaîne et dans la direction trame et G_{12}^0 représente le module de cisaillement plan initial.

La modélisation repose sur une loi 2D comme le montre l'équation suivante :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_{12}^{el} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{(1-d_1)E_1^0} & -\frac{\nu_{12}}{E_1^0} & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_2^0} & \frac{1}{(1-d_2)E_2^0} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_{12})2G_{12}^0} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \tag{1.2}$$

L'énergie de déformation est ainsi introduite :

$$\phi = \frac{1}{2} \left(\frac{(\sigma_1)^2}{E_1^0(1-d_1)} + \frac{(\sigma_2)^2}{E_2^0(1-d_2)} - 2 \frac{\nu_{12}}{E_1^0} \sigma_1 \sigma_2 + \frac{(\sigma_{12})^2}{G_{12}^0(1-d_{12})} \right) \tag{1.3}$$

et permet de déterminer les forces thermodynamiques dans les trois directions du plan :

$$\begin{aligned}
Y_{11} &= \frac{\partial \phi}{\partial d_1} = \frac{\sigma_1^2}{2E_1^0(1-d_1)^2}, & Y_{22} &= \frac{\partial \phi}{\partial d_2} = \frac{\sigma_2^2}{2E_2^0(1-d_2)^2} \\
Y_{12} &= \frac{\partial \phi}{\partial d_{12}} = \frac{\sigma_{12}^2}{2G_{12}^0(1-d_{12})^2}
\end{aligned} \tag{1.4}$$

Ces forces thermodynamiques permettent de déterminer la valeur de d_i selon l'équation suivante :

$$d_i = \begin{cases} 0 & \text{si } (\bar{Y}_i < Y_{i0}) \\ \alpha_i(\bar{Y}_i - Y_{i0}) & \text{si } (Y_{i0} < \bar{Y}_i < Y_{ic}) \\ d_i \max & \text{si } (\bar{Y}_i > Y_{ic}) \end{cases} \quad (1.5)$$

où l'on définit α_i , Y_{i0} , Y_{ic} comme des paramètres caractéristiques de l'évolution de l'endommagement du matériau et \bar{Y}_i comme la valeur maximale de la force thermodynamique Y_i atteinte pendant le chargement au temps $t = \tau$:

$$\bar{Y}_{ij}(t) = \max_{\tau \leq t} \sqrt{Y_{ij}(\tau)} \quad (1.6)$$

Pour tenir compte des déformations inélastiques observées expérimentalement, Guignan [19] a défini une fonction d'écoulement pour le comportement du matériau en cisaillement plan basé sur les travaux de Hu et Zhang [12]. Ensuite, Faivre [20] a ajouté une loi de plasticité pour la direction trame. Les lois de plasticité proposées sont gouvernées par des fonctions d'écoulement f qui s'écrivent :

$$f_i(\bar{\sigma}, \tilde{\varepsilon}^p) = \tilde{\sigma}(\bar{\sigma}_i) - R_i(\tilde{\varepsilon}_i^p) - R_i^o \leq 0 \quad (i = 22, 12) \quad (1.7)$$

où les valeurs $R_{22}^o = \bar{\sigma}_{22}^o$ et $R_{12}^o = \bar{\sigma}_{12}^o$ sont des paramètres matériaux caractérisant la contrainte à laquelle le comportement inélastique commence à se développer, $\tilde{\sigma}(\bar{\sigma}_i) = |\bar{\sigma}_i|$, $\bar{\sigma}_i = \sigma_i / (1 - d_i)$ et $R_i(\tilde{\varepsilon}_i^p)$ sont les fonctions d'écrouissage isotrope dépendant de la déformation inélastique équivalente $\tilde{\varepsilon}_i^p$ supposant $R_i(0) = 0$. Une loi en puissance est généralement mise en place dépendant de deux paramètres A_i et m_i :

$$R_i(\tilde{\varepsilon}_i^p) = A_i (\tilde{\varepsilon}_i^p)^{m_i} \quad (i = 22, 12) \quad (1.8)$$

Cette modélisation a été traduite par Guignan [19] puis Faivre [20] dans une sous-routine Fortran intégrée dans le logiciel éléments finis Abaqus. Suite aux améliorations de programmation et d'exploitation des données expérimentale de Faivre [20], les courbes de comportement en traction et cisaillement dans le plan sont correctement reproduites par cet algorithme. Faivre [20] a développé par la suite une modélisation afin de reproduire les essais d'impact dynamique avec un impacteur mou réalisés par Heimbs et al [17]. Les résultats présentent des problèmes de modélisation puisque de nombreux éléments sont supprimés de manière aléatoire lors de l'essai comme l'illustre la Figure 4.

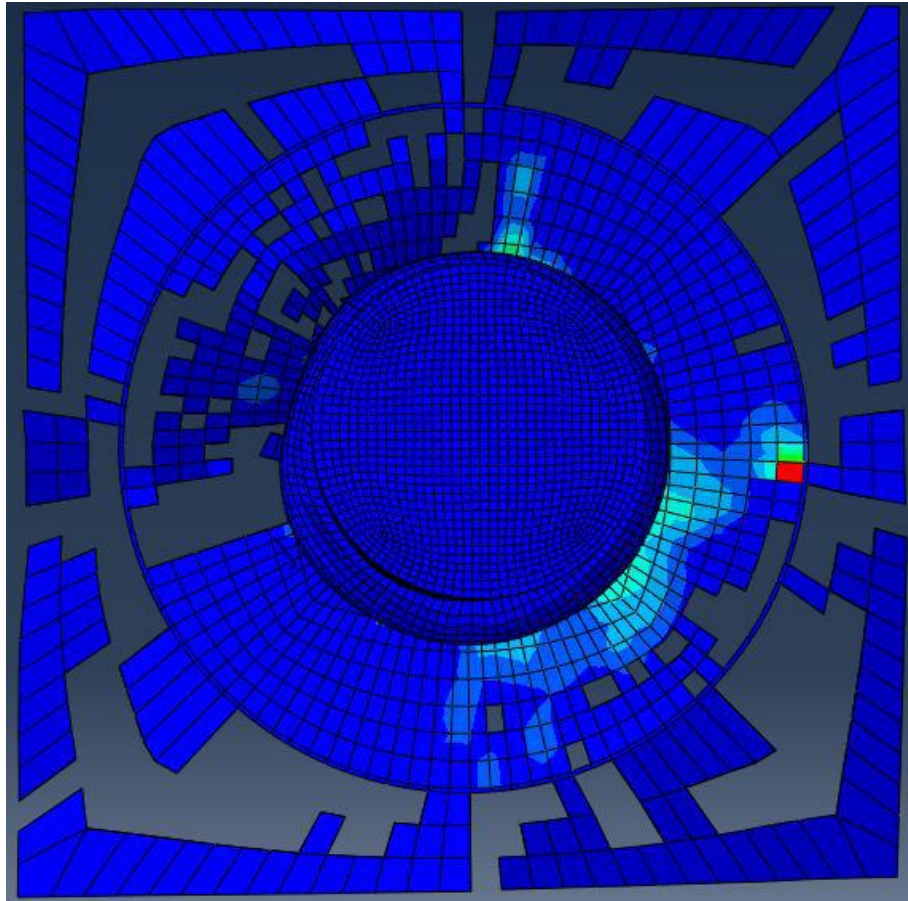


Figure 4 Visualisation de la problématique de suppression d'éléments

Le modèle développé ne permet ainsi pas d'avoir des sollicitations pluridirectionnelles de type impact. Faivre [20] énonce les pistes d'améliorations possible dans son rapport, et évoque l'amélioration du critère de fragmentation des éléments ainsi que le passage de la vumat 2D vers une vumat 3D afin de rendre plus compte du comportement global du matériau, ce qui sera l'objet d'étude de ce mémoire.

1.3 Objectifs des travaux de recherche

L'objectif général de ces travaux de maitrise est d'avoir une compréhension et une caractérisation la plus complète d'un matériau composite interlock. Cette caractérisation permettra de développer des outils numériques prédictifs et des méthodes avancées pour analyser et dimensionner des structures composites vis-à-vis des agressions de type impact. Plus précisément, les objectifs spécifiques de ces travaux de maitrise sont de :

- procéder à une caractérisation 3D du matériau composite interlock
- étudier le processus d'endommagement du matériau

- compléter et valider le développement du modèle numérique en 3D
- procéder à la vérification de la capacité prédictive du nouveau modèle en l'appliquant à l'analyse du comportement du composite tissé lors de chargement de type impact faible vitesse en 3D

1.4 Méthodologie

La démarche adoptée pour atteindre les objectifs est la suivante :

- réaliser des essais numériques à partir du modèle existant en traction monotone dans les directions chaîne et trame pour une prise en main initiale du modèle
- effectuer les essais en cisaillement plan pour bien caractériser le comportement non linéaire de ce matériau
- réaliser des essais permettant d'étudier le processus d'endommagement en traction et flexion
- effectuer des essais supplémentaires pour étendre le modèle existant en 3D
 - o Essai de compression à travers l'épaisseur et dans le plan
 - o Essai de flexion sur appuis rapprochés
 - o Essai d'indentation quasi statique
 - o Essai d'impact sur tour de chute
- Développer le modèle numérique en 3D
- Etudier les performances de prédiction du modèle
- Traiter le problème de localisation

1.5 Présentation du mémoire

Afin de respecter cette méthodologie, ce mémoire s'articule en six chapitres :

- Le chapitre 1 vise à introduire le sujet et sa problématique en présentant une revue de littérature et en décrivant les objectifs de recherche et la méthodologie.
- Le chapitre 2 présente les développements réalisés au niveau du modèle de comportement mécanique, décrivant ainsi l'extension en 3D de l'endommagement et de la plasticité. Ce chapitre décrit aussi les méthodes d'identification des paramètres matériau du modèle.
- Le chapitre 3 présente l'analyse phénoménologique du matériau au travers de divers essais mécaniques standards ainsi qu'une analyse du processus d'endommagement.

- Le chapitre 4 met en place l'implémentation numérique du modèle et propose une validation du comportement statique du matériau. Des essais expérimentaux standards sont ainsi confrontés au modèle.
- Le chapitre 5 vient quant à lui valider le comportement du modèle lors d'essais d'impact dynamique. Il sera ici étudié différents types d'impacteurs mou et rigide.
- Enfin le chapitre 6 viendra tirer les conclusions de cette étude.

2 Développement du modèle de comportement mécanique

2.1 Introduction

Ce chapitre a pour but dans une première partie de présenter les développements apportés au modèle présenté précédemment notamment son extension en 3D, l'objectif principal étant d'explicitier le modèle pour les équations d'endommagement et de plasticité. Pour cela une série d'hypothèses sont mises en place :

- Les modes d'endommagement sont découplés
- La loi d'évolution de l'endommagement est différente en traction et en compression
- La loi d'évolution de l'endommagement est différente dans les directions chaîne et trame
- La loi de plasticité est découplée pour le cisaillement plan et la direction trame
- L'évolution de la loi d'endommagement dépend de la valeur maximale \overline{Y}_i de la force thermodynamique Y_i atteinte pendant le chargement
- La vitesse de déformation n'intervient pas dans les lois d'évolution
- Le matériau est considéré comme homogène et orthotrope

Enfin la deuxième partie du chapitre a pour objectif de décrire de manière complète les méthodes d'identification des paramètres matériau requis pour le modèle.

2.2 Extension du modèle en 3D

2.2.1 Endommagement

Lorsqu'il est soumis à des contraintes, un matériau ne garde pas nécessairement les mêmes propriétés pendant le chargement. En effet l'apparition de dommages comme des fissures, des ruptures de fibre ou des décohésions, peuvent affecter les propriétés initiales du matériau. Cependant le matériau est modélisé comme étant un matériau équivalent homogène et orthotrope. En prenant pour référence le système d'axe local, la chaîne est la direction 1, la trame est la direction 2, et la direction à travers l'épaisseur est la direction 3. En se basant sur travaux de Ladevèze et al. [23, 24], l'énergie complémentaire de déformation s'exprime dans le cas d'un composite stratifié par :

$$E_D = \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma_{11}^2}{E_{11}^o(1-d_{11})} - 2 \frac{\nu_{12}^o}{E_{11}^o} \sigma_{11} \sigma_{22} + \frac{\sigma_{22}^2}{E_{22}^o(1-d_{22})} + \frac{\sigma_{33}^2}{E_{33}^o(1-d_{33})} \right. \\ \left. - 2 \frac{\nu_{23}^o}{E_{22}^o} \sigma_{22} \sigma_{33} - 2 \frac{\nu_{13}^o}{E_{11}^o} \sigma_{11} \sigma_{33} + \frac{\sigma_{12}^2}{G_{12}^o(1-d_{12})} + \frac{\sigma_{23}^2}{G_{23}^o(1-d_{23})} + \frac{\sigma_{13}^2}{G_{13}^o(1-d_{13})} \right] \quad (2.1)$$

Cette énergie fait intervenir les variables d_{ij} , qui sont des variables internes directement reliées à la dégradation des modules élastiques respectifs.

Les coefficients de Poisson suivent le même schéma de dégradation :

$$\nu_{ij}/E_{ii} = \nu_{ij}^o(1-d_{ii})/E_{ii}^o(1-d_{ii}) = \nu_{ij}^o/E_{ii}^o \quad (2.2)$$

Le modèle différencie un endommagement causé par un état de compression à celui causé par un état de traction. Ainsi, les variables d'endommagement d_{11} et d_{22} peuvent prendre différentes valeurs en fonction du signe de $tr(\boldsymbol{\varepsilon}) = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}$.

A partir des essais expérimentaux qui seront présentés au chapitre 3, il ressort que pour le niveau de chargement appliqué, le composite interlock 3D étudié ne présente pas de mécanisme d'endommagement dans les directions 3, 13 et 23, ce qui se traduit par $d_{33} = d_{13} = d_{23} = 0$. Les variables considérées dans le modèle d'endommagement simplifié sont donc d_{11} , d_{22} et d_{12} . Les variables d_{11} et d_{22} quantifient l'endommagement respectivement dans la direction chaîne et dans la direction trame. La variable d_{12} quantifie l'endommagement en cisaillement. Les équations constitutives du comportement élastique sont définies à partir de l'énergie de déformation selon :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^e = \frac{\partial E_D}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{S} \boldsymbol{\sigma} \quad (2.3)$$

où $\boldsymbol{\varepsilon}^e = (\varepsilon_{11}^e, \varepsilon_{22}^e, \varepsilon_{33}^e, 2\varepsilon_{23}^e, 2\varepsilon_{13}^e, 2\varepsilon_{12}^e)^T$, $\boldsymbol{\sigma} = (\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sigma_{23}, \sigma_{13}, \sigma_{12})^T$ et \mathbf{S} est la matrice de souplesse élastique qui peut être explicitée selon :

$$S = \begin{pmatrix} 1/E_{11}^o(1-d_{11}) & -\nu_{12}^o/E_{11}^o & -\nu_{13}^o/E_{11}^o & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}^o/E_{11}^o & 1/E_{22}^o(1-d_{22}) & -\nu_{23}^o/E_{22}^o & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}^o/E_{11}^o & -\nu_{23}^o/E_{22}^o & 1/E_{33}^o(1-d_{33}) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23}^o(1-d_{23}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13}^o(1-d_{13}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12}^o(1-d_{12}) \end{pmatrix} \quad (2.4)$$

où les variables d'endommagement d_{11} et d_{22} peuvent prendre différentes valeurs en traction en fonction du signe de $tr(\boldsymbol{\varepsilon})$. Les variables d'endommagement sont associées intrinsèquement aux forces thermodynamiques Y_{11} , Y_{22} et Y_{12} , que l'on peut interpréter comme des énergies de restitution et sont déterminées à partir de l'énergie de déformation selon :

$$\begin{aligned} Y_{11} &= \frac{\partial E_D}{\partial d_{11}} = \frac{\sigma_{11}^2}{2E_{11}^o(1-d_{11})^2}, & Y_{22} &= \frac{\partial E_D}{\partial d_{22}} = \frac{\sigma_{22}^2}{2E_{22}^o(1-d_{22})^2} \\ Y_{12} &= \frac{\partial E_D}{\partial d_{12}} = \frac{\sigma_{12}^2}{2G_{12}^o(1-d_{12})^2} \end{aligned} \quad (2.5)$$

Dans le but d'exprimer l'évolution des variables d'endommagement, les relations entre ces dernières et les forces thermodynamiques associées doivent être mises en place.

Ainsi, on définit la valeur maximale \bar{Y}_{ij} de la force thermodynamique Y_{ij} atteinte pendant le chargement au temps $t = \tau$ par :

$$\bar{Y}_{ij}(t) = \max_{\tau \leq t} \sqrt{Y_{ij}(\tau)} \quad (2.6)$$

Les variables d'endommagement évoluent selon les fonctions suivantes :

$$d_{11} = \begin{cases} 0 & \text{pour } (\bar{Y}_{11} < Y_{11o}^+ \text{ et } tr\boldsymbol{\varepsilon} > 0) \text{ ou } (\bar{Y}_{11} < Y_{11c}^- \text{ et } tr\boldsymbol{\varepsilon} < 0) \\ \alpha_{11}(\bar{Y}_{11} - Y_{11o}^+) & \text{pour } Y_{11o}^+ < \bar{Y}_{11} < Y_{11c}^+ \text{ et } tr\boldsymbol{\varepsilon} > 0 \\ 1 & \text{pour } (\bar{Y}_{11} > Y_{11c}^+ \text{ et } tr\boldsymbol{\varepsilon} > 0) \text{ ou } (\bar{Y}_{11} > Y_{11c}^- \text{ et } tr\boldsymbol{\varepsilon} < 0) \end{cases} \quad (2.7)$$

$$d_{22} = \begin{cases} 0 & \text{pour } (\bar{Y}_{22} < Y_{22o}^+ \text{ et } \text{tr}\boldsymbol{\varepsilon} > 0) \text{ ou } (\bar{Y}_{22} < Y_{22c}^- \text{ et } \text{tr}\boldsymbol{\varepsilon} < 0) \\ \alpha_{22}(\bar{Y}_{22} - Y_{22o}^+) & \text{pour } Y_{22o}^+ < \bar{Y}_{22} < Y_{22c}^+ \text{ et } \text{tr}\boldsymbol{\varepsilon} > 0 \\ 1 & \text{pour } (\bar{Y}_{22} > Y_{22c}^+ \text{ et } \text{tr}\boldsymbol{\varepsilon} > 0) \text{ ou } (\bar{Y}_{22} > Y_{22c}^- \text{ et } \text{tr}\boldsymbol{\varepsilon} < 0) \end{cases} \quad (2.8)$$

$$d_{12} = \begin{cases} 0 & \text{pour } \bar{Y}_{12} < Y_{12o} \\ \alpha_{12}(\bar{Y}_{12} - Y_{12o}) & \text{pour } Y_{12o} < \bar{Y}_{12} < Y_{12c} \\ 1 & \text{pour } \bar{Y}_{12} > Y_{12c} \end{cases} \quad (2.9)$$

où Y_{ijc}^+ , Y_{ijc}^- et Y_{12o} sont les paramètres seuils qui caractérisent l'initiation de l'endommagement respectivement en tension, compression et cisaillement et α_i est un paramètre caractéristique du matériau.

Les paramètres Y_{ijc}^+ , Y_{ijc}^- et Y_{12c} sont les limites des paramètres matériaux qui sont déterminées expérimentalement selon la méthode décrite dans la section suivante. Le second principe de la thermodynamique impose que pour chacune des variables d'endommagement $\dot{d}_{ij} \geq 0$, signifiant que l'endommagement ne peut décroître, et qu'il n'y a pas de réparation possible. Remarquez que des modèles d'endommagement avancés proposent des équations non linéaires [27] pour tenir compte d'une plus large gamme de chargement possible comme par exemple des cas d'impacts balistiques.

Pour prévenir des problèmes de localisation de l'endommagement et de dépendance du maillage, qui sont des problèmes classiques et récurrents [28] dans ce type de modélisation de l'endommagement par éléments finis, une loi à effet retard est introduite dans l'évolution de l'endommagement [29]. La loi d'évolution de l'endommagement s'écrit :

$$\dot{d}_{ij} = \frac{1}{\tau_c} (1 - e^{(-\alpha(d_{ij}^s(\bar{Y}_{ij}) - d_{ij}))}) \quad (2.10)$$

où τ_c est un paramètre matériau qui correspond à l'inverse de la vitesse d'endommagement maximal en seconde et α est un paramètre qui pilote l'aspect plus ou moins fragile de la rupture, celle-ci étant plus brutale pour α élevé, d_{ij} est la valeur de la variable d'endommagement et d_{ij}^s est la valeur de la variable d'endommagement calculée à partir des équations (2.7-2.9) correspondant à la valeur de cette dernière sans effet retard. L'équation (2.10) calcule donc la vitesse de la variable d'endommagement.

2.2.2 Plasticité

Le comportement plastique ou inélastique des matériaux métalliques a largement été étudié dans la littérature. Il a été mis en évidence que ce comportement résulte d'un réarrangement atomique de la structure cristalline du matériau. De par leur structure, ce mécanisme n'est pas directement transposable aux matériaux composites. Cependant ces derniers présentent des réarrangements de fibres, conséquences de fissurations internes, qui amènent à un comportement non linéaire ou inélastique. De ce fait, des lois de modélisation similaires à de la plasticité métallique seront utilisées, et reflètent correctement le comportement non linéaire des matériaux composites [29, 30, 34,35].

Dans le cadre de chargements quasi-statiques ou d'impacts basse vitesse, l'étude phénoménologique a montré que l'interlock présentait un comportement inélastique seulement dans certaines directions. En effet, dans ces directions, une déformation inélastique est observée lorsque le matériau est complètement déchargé. La réponse élastique est traduite par l'équation suivante :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \mathbf{S} : \dot{\boldsymbol{\sigma}} \quad (2.11)$$

Le couplage entre l'endommagement et ce comportement inélastique est mis en place en utilisant la contrainte effective et le taux de déformation inélastique effectif qui sont définis par la relation d'équivalence énergétique suivante :

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} : \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (2.12)$$

La contrainte effective et le taux de déformation inélastique effectif sont donnés pour la direction trame ($i=22$) et le cisaillement plan ($i=12$) par :

$$\bar{\sigma}_i = \frac{\sigma_i}{1 - d_i}, \quad \bar{\varepsilon}_i^p = \dot{\varepsilon}_i^p (1 - d_i), \quad (i = 22, 12) \quad (2.13)$$

En se basant sur les travaux de [26], les lois de plasticité et d'écrouissage peuvent être exprimées à partir de la contrainte effective $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$, de la déformation plastique équivalente $\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$, et de la contrainte équivalente $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$. Pour décrire le comportement inélastique dans la direction trame et en cisaillement plan, deux fonctions f_i ($i=22, 12$) sont mises en place dépendant de la contrainte effective $\bar{\sigma}_i$ et de de la déformation plastique équivalente $\tilde{\varepsilon}_i^p$. Ces fonctions sont reprises des travaux précédents de Guignan [19] et Faivre [20] et s'expriment selon :

$$f_i(\bar{\boldsymbol{\sigma}}, \tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}^p) = \tilde{\boldsymbol{\sigma}}(\bar{\sigma}_i) - R_i(\tilde{\varepsilon}_i^p) - R_i^o \leq 0 \quad (i = 22, 12) \quad (2.14)$$

où les valeurs $R_{22}^0 = \bar{\sigma}_{22}^o$ et $R_{12}^0 = \bar{\sigma}_{12}^o$ sont des paramètres matériaux caractérisant la contrainte à laquelle le comportement inélastique commence à se développer, $\tilde{\sigma}(\bar{\sigma}_i) = |\bar{\sigma}_i|$ et $R_i(\tilde{\varepsilon}_i^p)$ sont les fonctions d'écrouissage isotrope dépendant de la déformation inélastique équivalente $\tilde{\varepsilon}_i^p$ supposant $R_i(0) = 0$. Une loi en puissance est généralement mise en place dépendant de deux paramètres A_i et m_i :

$$R_i(\tilde{\varepsilon}_i^p) = A_i(\tilde{\varepsilon}_i^p)^{m_i} \quad (i = 22, 12) \quad (2.15)$$

Les lois d'écrouissage s'expriment selon [23, 24, 25] par :

$$\begin{aligned} \dot{\bar{\varepsilon}}_{22}^p &= \dot{\lambda}_{22}^p \frac{\partial f_{22}}{\partial \bar{\sigma}_{22}} & \tilde{\varepsilon}_{22}^p &= -\dot{\lambda}_{22}^p \frac{\partial f_{22}}{\partial R_{22}} \\ \dot{\bar{\varepsilon}}_{12}^p &= \frac{\dot{\lambda}_{12}^p}{2} \frac{\partial f_{12}}{\partial \bar{\sigma}_{12}} & \tilde{\varepsilon}_{12}^p &= -\dot{\lambda}_{12}^p \frac{\partial f_{12}}{\partial R_{12}} \end{aligned} \quad (2.16)$$

où $\dot{\lambda}_i^p$ est le paramètre de cohérence plastique suivant la condition : si $f_i < 0$ ($i=22, 12$) alors $\dot{\lambda}_i^p = 0$ et si $f_i=0$ ($i=22, 12$) alors $\dot{\lambda}_i^p > 0$. Par conséquent à chaque instant les conditions $\dot{\lambda}_i^p f_i = 0$ ($i=22, 12$) sont respectées. Le cas $f_i > 0$ est interdit et la condition $\dot{f}_i = 0$ doit être satisfaite.

On déduit des équations (2.14), (2.15) et (2.16) :

$$\tilde{\varepsilon}_{22}^p = \dot{\lambda}_{22}^p = |\dot{\bar{\varepsilon}}_{22}^p| = \dot{\bar{p}}_{22} \quad \tilde{\varepsilon}_{12}^p = \dot{\lambda}_{12}^p = 2|\dot{\bar{\varepsilon}}_{12}^p| = \dot{\bar{p}}_{12} \quad (2.17)$$

où \bar{p}_{22} et \bar{p}_{12} sont les déformations plastiques effectives cumulées qui peuvent être déterminées selon :

$$\bar{p}_{22} = \int_0^{\varepsilon_{22}^p} (1 - d_{22}) d|\varepsilon_{22}^p| \quad \bar{p}_{12} = \int_0^{\varepsilon_{12}^p} 2(1 - d_{12}) d|\varepsilon_{12}^p| \quad (2.18)$$

2.3 Identification des paramètres matériau

2.3.1 Synthèse des propriétés et paramètres du modèle à identifier

Le Tableau 1 présente l'ensemble des propriétés du matériau ainsi que pour chacune d'entre elles l'essai correspondant dont elles sont extraites.

Tableau 1 Synthèse des propriétés avec essais correspondants

Propriétés	Unité	Essai correspondant
E_{11}	MPa	Traction monotone dans la direction chaîne
ν_{12}	-	Traction monotone dans la direction chaîne
α_1	$\frac{1}{\sqrt{MPa}}$	Traction répétée dans la direction chaîne
Y_{11o}^+	\sqrt{MPa}	Traction répétée dans la direction chaîne
Y_{11c}^+	\sqrt{MPa}	Traction répétée dans la direction chaîne
ε_{11}^r	-	Traction monotone dans la direction chaîne
E_{22}	MPa	Traction monotone dans la direction trame
ν_{21}	-	Traction monotone dans la direction trame
α_2	$\frac{1}{\sqrt{MPa}}$	Traction répétée dans la direction trame
Y_{22o}^+	\sqrt{MPa}	Traction répétée dans la direction trame
Y_{22c}^+	\sqrt{MPa}	Traction répétée dans la direction trame
ε_{22}^r	-	Traction monotone dans la direction trame
σ_{22}^o	MPa	Traction répétée dans la direction trame
A_{22}	MPa	Traction répétée dans la direction trame
m_{22}	-	Traction répétée dans la direction trame
G_{12}	MPa	Cisaillement plan monotone
α_{12}	$\frac{1}{\sqrt{MPa}}$	Cisaillement plan répété
Y_{12o}	\sqrt{MPa}	Cisaillement plan répété
Y_{12c}	\sqrt{MPa}	Cisaillement plan répété
γ_{12}^r	-	Cisaillement plan monotone
σ_{12}^o	MPa	Cisaillement plan répété
A_{12}	MPa	Cisaillement plan répété
m_{12}	-	Cisaillement plan répété
E_{11comp}	MPa	Compression monotone dans la direction chaîne

ε_{11comp}^r	-	Compression monotone dans la direction chaîne
E_{22comp}	<i>MPa</i>	Compression monotone dans la direction trame
ε_{22comp}^r	-	Compression monotone dans la direction trame
E_{33}	<i>MPa</i>	Compression à travers l'épaisseur
G_{23}	<i>MPa</i>	Flexion sur appuis rapprochés dans le plan 2-3
G_{13}	<i>MPa</i>	Flexion sur appuis rapprochés dans le plan 1-3
V_{13}	-	Flexion sur appuis rapprochés dans le plan 1-3
V_{23}	-	Flexion sur appuis rapprochés dans le plan 2-3
Y_{11c}^-	\sqrt{MPa}	Compression monotone dans la direction chaîne
Y_{22c}^-	\sqrt{MPa}	Compression monotone dans la direction trame

2.3.2 Détermination des propriétés mécaniques obtenues par les essais monotones

Un essai monotone uniaxial permet de déterminer dans une direction donnée le module d'élasticité E_{ij}^0 , la contrainte à la rupture σ_{ij}^r et la déformation à la rupture ε_{ij}^r . La Figure 5 schématise la détermination de ces paramètres.

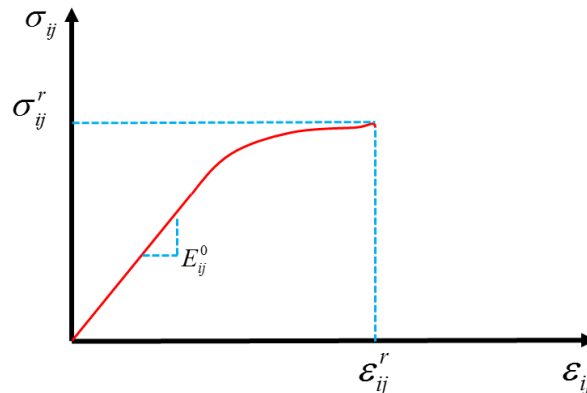


Figure 5 Exploitation d'un essai monotone type

Le module d'Young est déterminé en réalisant une régression linéaire pour les contraintes et déformations prises dans la partie linéaire de la courbe. Cinq essais identiques sont réalisés pour moyennner ces valeurs et réduire

l'erreur. Dans le cas des modules de cisaillement G_{12} , G_{23} et G_{13} , la méthodologie sera la même mais en traçant les contraintes en fonction de γ , où $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$.

2.3.3 Détermination des paramètres d'endommagement

La détermination expérimentale des paramètres d'endommagement requiert des essais répétés uniaxiaux. L'endommagement se traduit par une diminution du module d'élasticité dans la direction du chargement. La Figure 6 traduit de manière visuelle cette détermination. Le module d'élasticité mesurée pour chaque cycle k permet de déterminer la variable d'endommagement d_{ij}^k selon l'équation :

$$d_{ij}^k = 1 - \frac{E_{ij}^k}{E_{ij}^0} \quad (2.19)$$

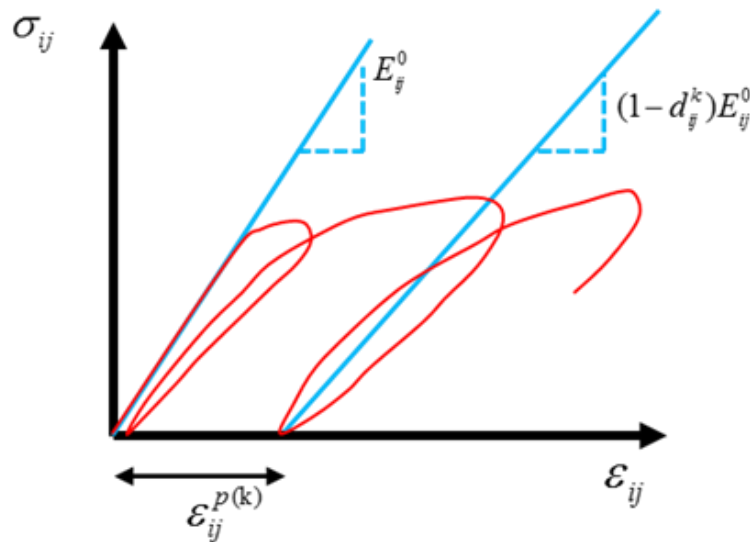


Figure 6 Détermination de la variable d'endommagement et de la déformation plastique

Par la suite les paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement, α_{ij} et Y_{ij0} , sont déterminés. \bar{Y}_{ij} est calculé dans le cas d'un chargement uniaxial, selon :

$$\begin{aligned}\bar{Y}_{ij}(t) &= \max_{\tau \leq t} \sqrt{Y_{ij}(\tau)} = \max \sqrt{\frac{\sigma_{ij}^2}{2E_{ij}^o(1-d_{ij})^2}} = \max \sqrt{\frac{(E_{ij}^o(1-d_{ij})\varepsilon_{ij}^e)^2}{2E_{ij}^o(1-d_{ij})^2}} \\ &= \max \sqrt{\frac{E_{ij}^o(\varepsilon_{ij}^e)^2}{2}}\end{aligned}\quad (2.20)$$

Le graphique d_{ij} en fonction de \bar{Y}_{ij} est ainsi tracé comme l'illustre la Figure 7. α_{ij} est le coefficient directeur de la courbe obtenue. \bar{Y}_{ij0} est obtenu pour $d_{ij}=0$ et \bar{Y}_{ijc} s'obtient en calculant directement :

$$Y_{ijc} = \sqrt{\frac{E_{ij}^o(\varepsilon_{ij}^r)^2}{2}}\quad (2.21)$$

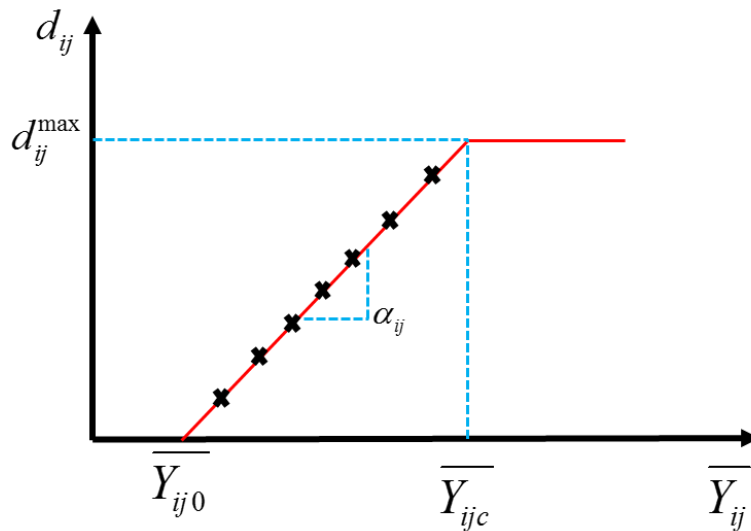


Figure 7 Détermination des paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement

2.3.4 Détermination des paramètres de plasticité

La détermination des paramètres de plasticité, A_i et m_i , s'appuie sur des essais répétés dans la direction étudiée. Pour chaque cycle k , la déformation plastique est déterminée comme étant la déformation permanente résultante lors de la décharge complète de la contrainte. La Figure 6 illustre cette détermination.

A partir de ces données les déformations plastiques effectives cumulées \bar{P}_{22} et \bar{P}_{12} peuvent être obtenues.

Pour déterminer la déformation plastique cumulée de manière expérimentale, le graphique $(1-d_{ij}^k)$ en fonction de $\varepsilon_{ij}^{p(k)}$ est tracé comme l'illustre la Figure 8. Chaque couple de valeur $(1-d_{ij}^k)$ et $\varepsilon_{ij}^{p(k)}$ forme une aire A_k , qui en les sommant permet d'obtenir \bar{p}_i^k , en utilisant l'expression :

$$\bar{p}_i^k = \sum_0^{n=k} A_{(n)} \quad (i = 22,12) \quad (2.22)$$

Les valeurs $R_{22}^0 = \bar{\sigma}_{22}^o$ et $R_{12}^0 = \bar{\sigma}_{12}^o$ intervenant dans l'équation (1.7) correspondent à la valeur de la contrainte à l'amorçage de l'écoulement plastique.

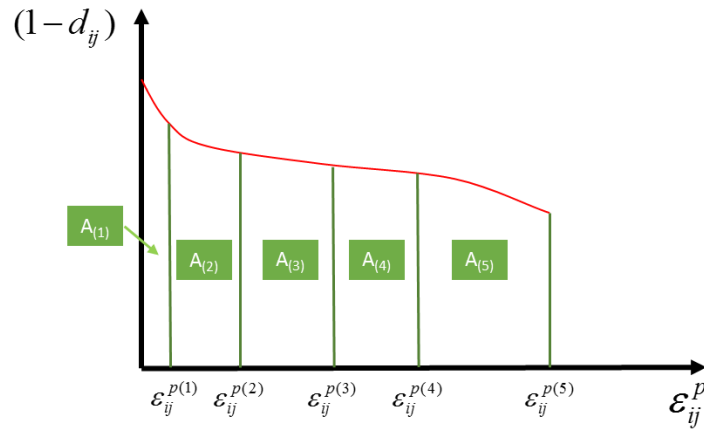


Figure 8 Détermination de la déformation plastique cumulée

Enfin pour déterminer les paramètres de plasticité A_i et m_i , le graphique $(|\bar{\sigma}_i| - \bar{\sigma}_i^o)$ en fonction de \bar{p}_i est tracé. Comme l'illustre la Figure 9. La courbe obtenue peut être approximée par une courbe de puissance du type $y = Ax^b$ dont on identifie les paramètres.

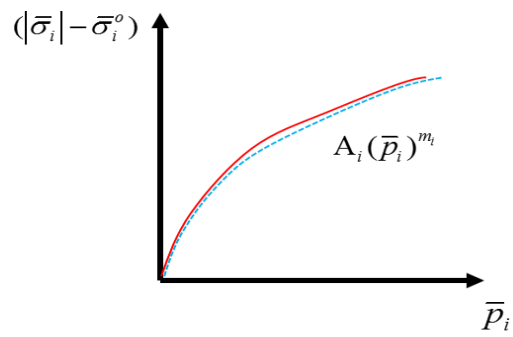


Figure 9 Fonction d'évolution du seuil de plasticité

2.4 Conclusion

Les améliorations apportées aux modèles de comportement ont été explicitées. Les modèles améliorés devraient être capables de reproduire les comportements de plasticité et d'endommagement observés pour l'interlock. De plus l'identification des paramètres a été explicitée pour pouvoir exploiter les essais, ce qui sera l'objectif du chapitre suivant.

3 Caractérisation mécanique du matériau et identification des paramètres du modèle

Cette section est consacrée à la caractérisation mécanique du matériau et à l'identification des paramètres du modèle défini dans les chapitres précédant. Ainsi le matériau d'étude y sera décrit avant de réaliser et d'exploiter les essais de traction, de cisaillement, de flexion, et de compression. Une dernière section viendra étudier l'endommagement du matériau lors d'essais de traction et de flexion.

3.1 Matériau d'étude

Le matériau étudié dans ce projet de maitrise est un matériau composite tissé 3D de type 3DWAC-TTT. Sa dénomination complète est 3DWAC-TTT 3X 55%. Le « 55% » représente le ratio entre le nombre de torons chaîne traversant l'épaisseur par rapport au nombre de torons chaîne restant dans le plan. Les fibres de ce matériau sont des fibres de carbone Tenax-E HTS 40F13 12K fabriquées par la société CTMI située à La Sône (France) et imprégnées de résine époxy Hexcel RTM6 par procédé RTM (Résine Transfert Moulding) au CRIT de Toulouse (France). La densité surfacique du matériau final est de 2766 g/m², pour une épaisseur de plaque constante de 2.7 mm. L'épaisseur du tissu sec avant injection et pressage est de 10 mm [18]. Les dimensions utiles des plaques obtenues par le procédé RTM sont de 500 mm x 500 mm. La Figure 10 représente une micro-tomographie du matériau.

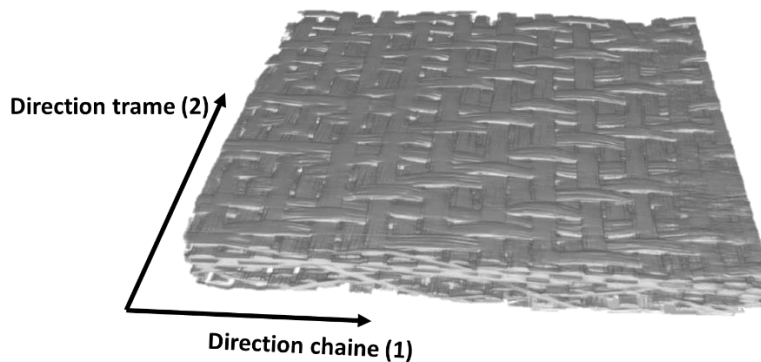


Figure 10 Micro-tomographie du matériau [17]

La cellule élémentaire de ce matériau est délimitée par un parallélépipède dont les dimensions sont selon la direction chaîne de 50 mm, selon la direction trame de 10 mm et 2.7 mm d'épaisseur. Cette cellule est illustrée à la Figure 11 .

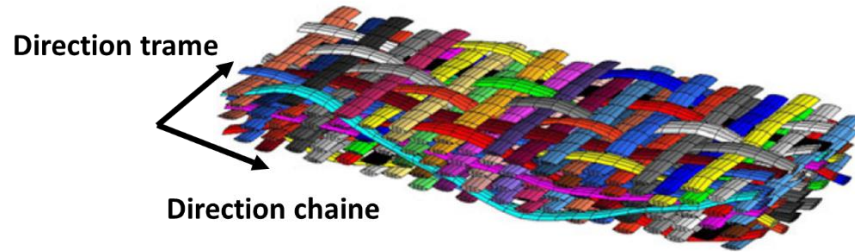


Figure 11 Modélisation de la cellule élémentaire [17]

3.2 Essais de traction dans la direction chaîne

Des essais de caractérisation dans le sens chaîne ont été réalisés précédemment dans le laboratoire I2M de Bordeaux [22]. La Figure 12 présente une courbe typique contrainte-déformation obtenue lors de ces essais de traction monotone.

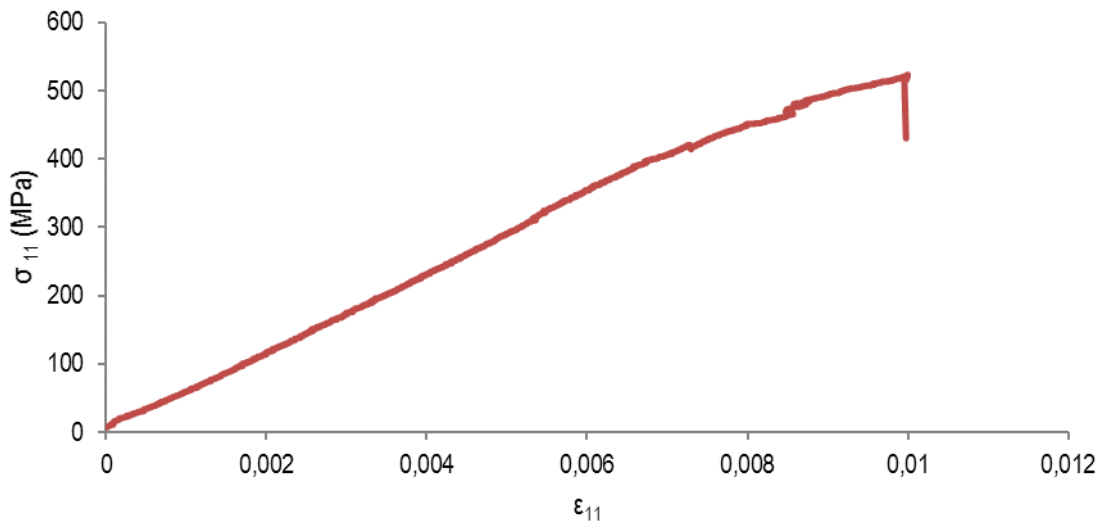


Figure 12 Courbe contrainte-déformation pour un essai de traction monotone dans la direction chaîne [22]

Le comportement obtenu est globalement linéaire jusqu'à 0,5% de déformation, puis un processus d'endommagement apparaît traduit par une faible non linéarité. Des essais répétés réalisés dans [22] confirment ce processus d'endommagement. La Figure 13 présente la courbe contrainte-déformation d'un essai répété réalisé avec un agrandissement local pour observer la légère perte de module. Aucune déformation permanente majeure n'est observée. Le comportement en direction chaîne peut donc être supposé linéaire élastique endommageable.

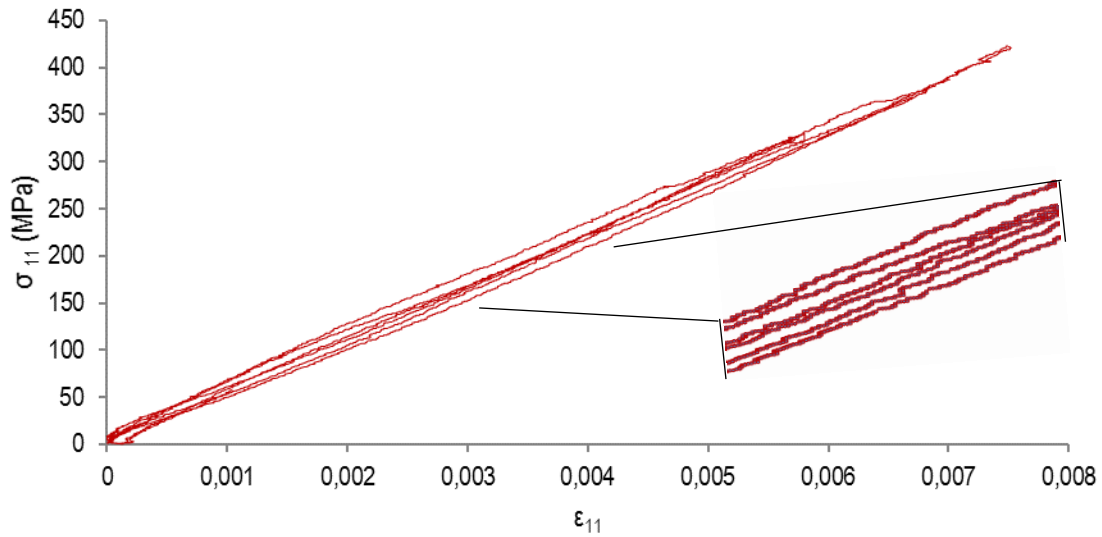


Figure 13 Courbe contrainte-déformation pour un essai de traction répété dans la direction chaîne

D'après les essais monotones réalisés dans les travaux précédents [19, 21, 22], les propriétés E_{11} , ν_{12} et ε_{11}^r sont déterminées et présentées dans le Tableau 2.

Tableau 2 Propriétés en traction dans la direction chaîne extraites des essais monotones

E_{11} (GPa)	55,9
ν_{12}	0,08
ε_{11}^r	0,012

Des essais à chargements répétés progressifs [22] permettent d'identifier les paramètres d'endommagement.

La Figure 14 présente l'évolution de l'endommagement d_{11} en fonction de \overline{Y}_{11} .

Le Tableau 3 présente les valeurs de ces paramètres d'endommagement pour la traction dans la direction chaîne.

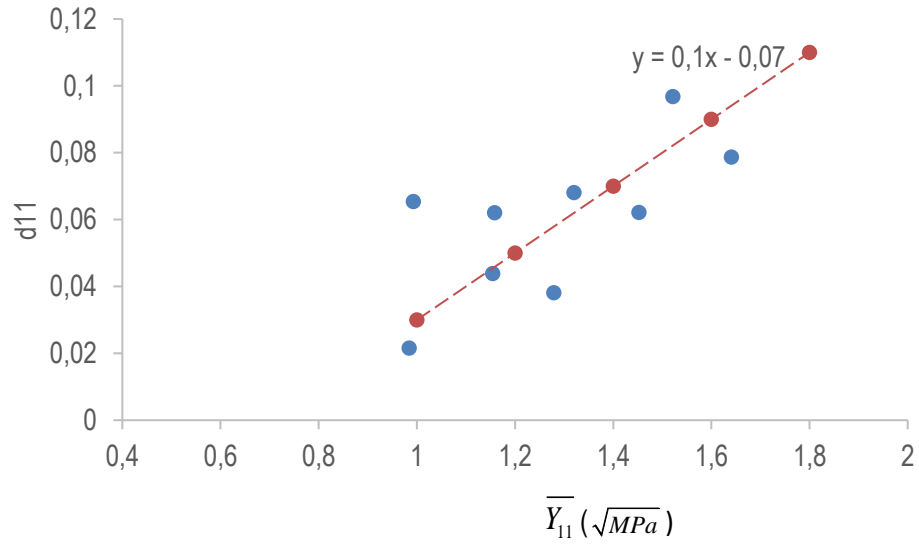


Figure 14 Identification de la loi d'évolution de l'endommagement d_{11} en fonction de \bar{Y}_{11}

Tableau 3 Paramètres d'endommagement pour la traction dans la direction chaîne

$\alpha_1 \left(\frac{1}{\sqrt{MPa}} \right)$	0,1
$Y_{11o}^+ (\sqrt{MPa})$	0,7
$Y_{11c}^+ (\sqrt{MPa})$	2,0

3.3 Essais de traction dans la direction trame

Des essais de caractérisation dans la direction trame ont été réalisés précédemment dans le laboratoire I2M de Bordeaux [22]. La Figure 15 présente le résultat d'un de ces essais de traction monotone.

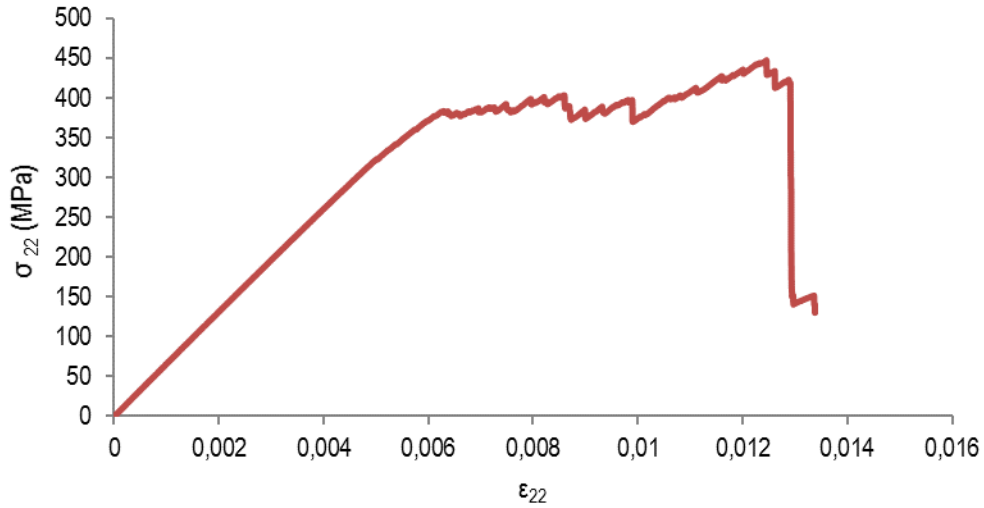


Figure 15 Courbe contrainte-déformation pour un essai de traction monotone dans la direction trame [22]

La courbe contrainte-déformation obtenue présente un comportement fortement non linéaire. En effet, le comportement est linéaire jusqu'à 350 MPa, puis présente une évolution en quasi-plateau où la contrainte fluctue entre 380 et 450 MPa jusqu'à une rupture brutale à environ 1,3% de déformation. Des essais à chargements répétés progressifs ont aussi été réalisés dans [22] afin d'évaluer la dégradation du module d'élasticité et d'observer l'apparition éventuelle des déformations permanentes après décharge comme l'illustre la Figure 16.

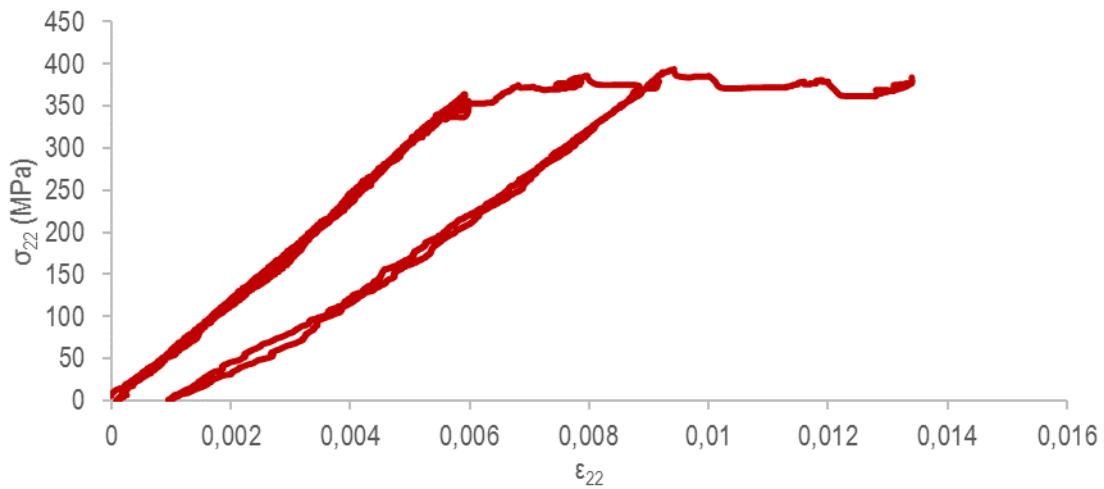


Figure 16 Courbe contrainte-déformation pour un essai de traction répété dans la direction trame [22]

On peut alors observer après déchargement qu'il y a non seulement dégradation de la rigidité du matériau mais aussi des déformations inélastiques. Pour ce type de réponse, un modèle de comportement elasto plastique endommageable peut être utilisé pour sa description. On retrouve ici le comportement non linéaire abordé dans la littérature.

Ainsi à partir des essais monotones de traction, les valeurs de E_{22} , ν_{21} et ϵ_{22}^r sont déterminées et indiquées dans le Tableau 4 .

Tableau 4 Propriétés en traction dans la direction trame extraites des essais monotones

E_{22} (GPa)	59,5
ν_{21}	0,085
ϵ_{22}^r	0,013

Les essais répétés progressifs permettent d'identifier les paramètres d'endommagement. La Figure 17 présente l'évolution de l'endommagement d_{22} en fonction de $\overline{Y_{22}}$. Le Tableau 5 présente les valeurs de ces paramètres d'endommagement pour la traction dans la direction trame.

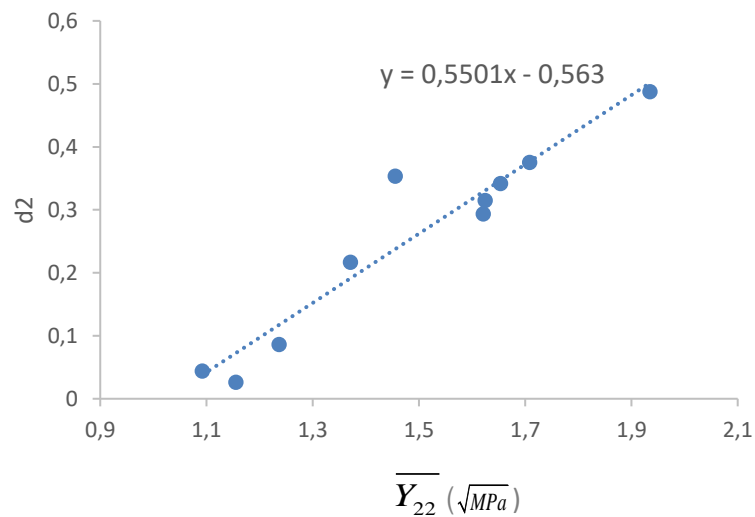


Figure 17 Identification des paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement d_{22} en fonction de $\overline{Y_{22}}$

Tableau 5 Paramètres d'endommagement pour la traction dans la direction trame

$\alpha_2 \left(\frac{1}{\sqrt{MPa}} \right)$	0,556
$Y_{22o}^+ (\sqrt{MPa})$	1,023
$Y_{22c}^+ (\sqrt{MPa})$	2,24

Les essais répétés progressifs sont par la suite utilisés pour déterminer les paramètres de la fonction d'évolution du domaine élastique $\bar{\sigma}_{22}^o$, A_{22} et m_{22} (Figure 18). Les valeurs obtenues sont indiquées dans le Tableau 6.

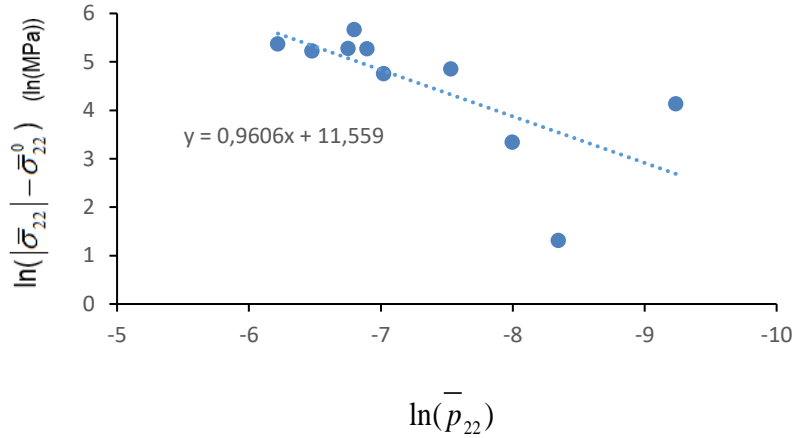


Figure 18 Identification des paramètres de la fonction d'évolution du domaine élastique pour la direction trame

Tableau 6 Paramètres de la fonction seuil de plasticité pour la direction trame

$\bar{\sigma}_{22}^o$ (MPa)	390
A_{22} (MPa)	104715
m_{22}	0,9606

3.4 Essais de cisaillement plan

Cet essai a pour objectif de caractériser le comportement du matériau en cisaillement plan (1-2). Ces essais sont réalisés selon la norme ASTM D3518 [30] sur une machine de traction MTS Insight 100 kN. Les déformations sont mesurées par le système de corrélation d'images 3D ARAMIS avec un volume de calibration de 135 mm par 108 mm. Pour cela, on doit réaliser un mouchetis sur une face de l'éprouvette afin de suivre le champ de déplacement et d'en déduire celui des déformations. Dans ces essais, le cisaillement est obtenu en réalisant des essais de traction sur une éprouvette découpée à 45°. Au total cinq essais sont réalisés en condition de chargement monotone.

Les dimensions des échantillons testés sont de 300 mm * 24.5 mm * 2.8 mm tel que le montre la Figure 19. La découpe est réalisée par une machine de découpe au jet d'eau. La vitesse de déplacement de la traverse est imposée à 4 mm/min. En ce qui concerne les essais de traction à chargement répété les essais sont pilotés en déformation par un extensomètre vidéo. L'ensemble des résultats d'essais va permettre d'identifier les

paramètres des lois d'évolution de l'endommagement et de la plasticité. Cinq essais ont été réalisés avec des séquences différentes de charge-décharge.

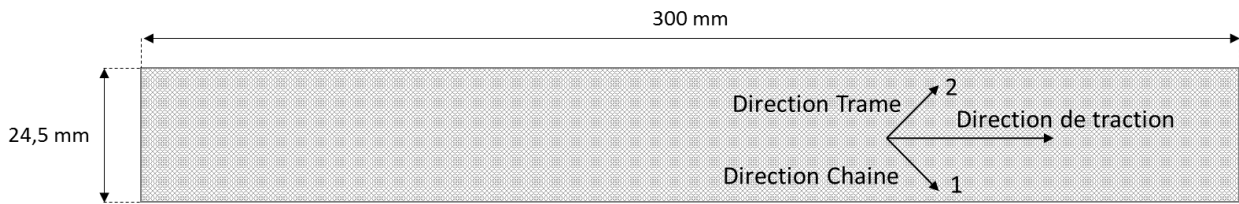


Figure 19 Schéma des éprouvettes pour l'essai de cisaillement plan

La Figure 20 présente les courbes de contrainte/déformation des essais réalisés. Elles montrent une bonne répétabilité. Un comportement non linéaire est observé. Pour mieux étudier ce comportement, des essais de cisaillement répétés sont mis en œuvre.

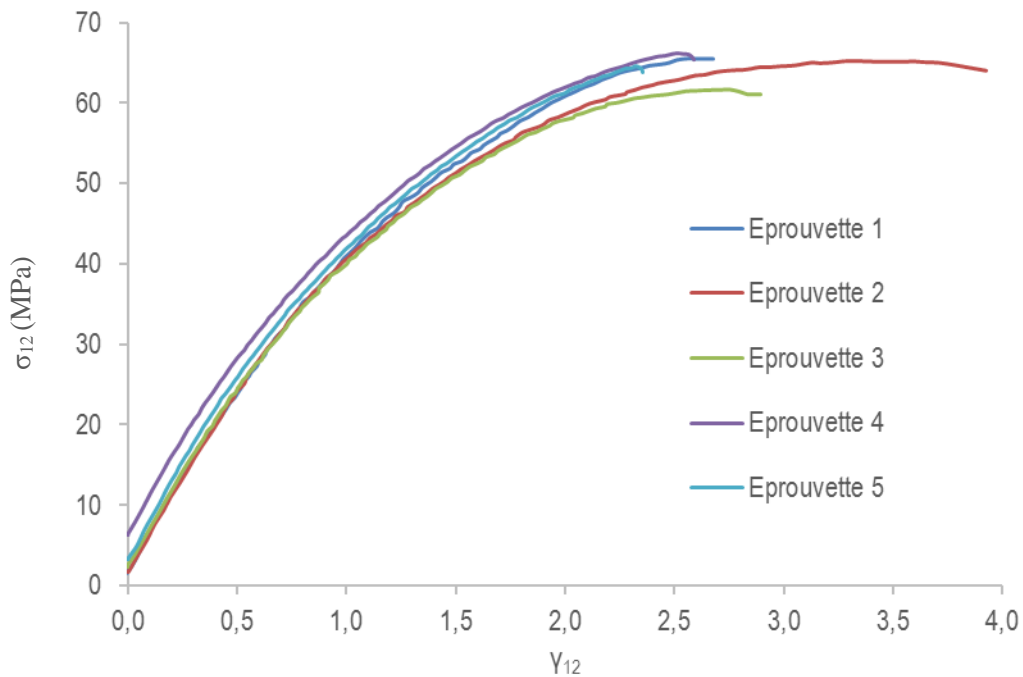


Figure 20 Courbe contrainte-déformation pour un essai de cisaillement plan

La Figure 21 présente le profil de rupture en cisaillement lors d'un essai monotone. Une fissuration à 45° est clairement observable. La rupture se fait donc orthogonalement aux fibres chaîne ou trame.



Figure 21 Profil de rupture en cisaillement plan

La Figure 22 présente l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation pour les essais répétés. On observe aisément la dégradation de module de rigidité au fil des répétitions. De plus, des déformations permanentes sont observables. Tout comme dans le cas des modes de déformation et d'endommagement observés dans la direction trame, le comportement non linéaire en cisaillement plan peut être décrit par un modèle de matériau de type élastique endommageable couplé avec de la plasticité.

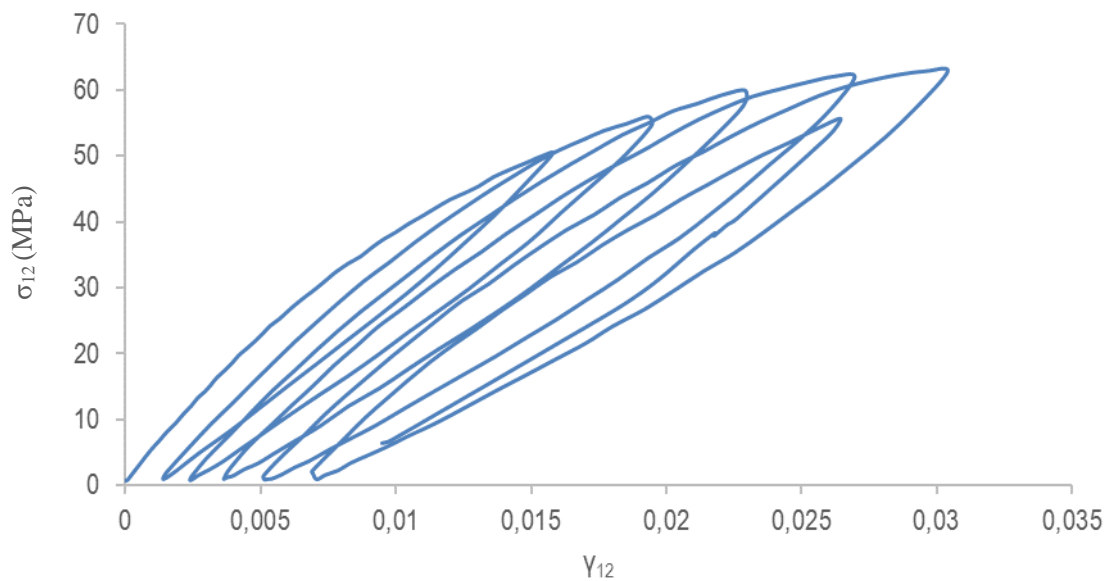


Figure 22 Courbe contrainte-déformation pour un essai de cisaillement plan répété

Le Tableau 7 présente les valeurs du module de cisaillement dans le plan G_{12} , de la contrainte à la rupture σ_{12}^r et de la déformation à la rupture γ_{12}^r obtenues pour des essais de cisaillement plan.

Tableau 7 Propriétés en cisaillement plan extraites des essais monotones

Essai n°	1	2	3	4	5	Moyenne	Écart type
G_{12} (GPa)	4,7425	4,4186	4,5009	4,6475	4,7608	4,6140	0,1342
σ_{12}^r (MPa)	65,5	65,1	61,7	66,2	64,6	64,6	1,5
γ_{12}^r (%)	2,5	3,3	2,7	2,52	2,3	2,8	0,3

La Figure 23 présente l'évolution de l'endommagement d_{12} en fonction de $\overline{Y_{12}}$ pour l'ensemble des essais répétés progressifs réunis. Ainsi les paramètres α_{12} , Y_{12o} et Y_{12c} sont déterminés et explicités dans le Tableau 8.

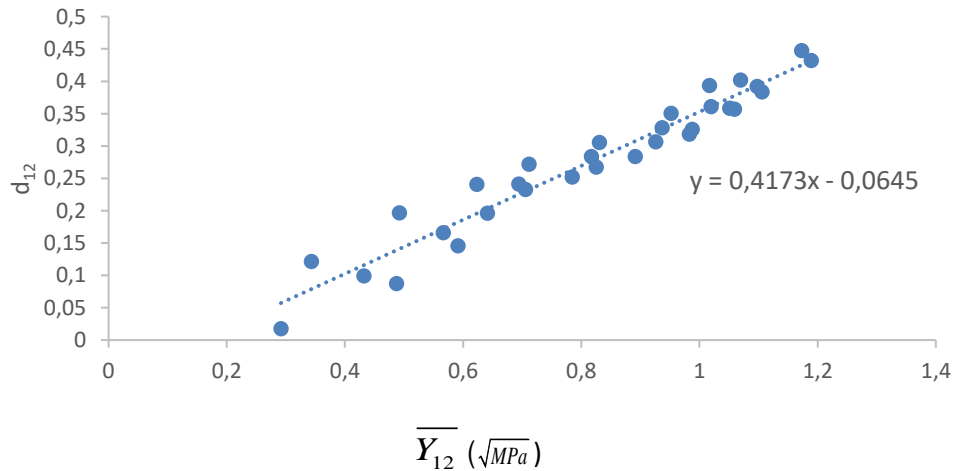


Figure 23 Identification des paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement d_{12} en fonction de $\overline{Y_{12}}$

Tableau 8 Paramètres d'endommagement en cisaillement plan

$\alpha_{12} \left(\frac{1}{\sqrt{MPa}} \right)$	0,4173
$Y_{12o} (\sqrt{MPa})$	0,155
$Y_{12c} (\sqrt{MPa})$	1,34

La Figure 24 présente l'évolution de $\ln(|\overline{\sigma}_{12}| - \overline{\sigma}_{12}^0)$ en fonction de $\ln(\overline{p}_{12})$ pour l'ensemble des essais répétés progressifs. A partir de cette courbe, les valeurs des paramètres $\overline{\sigma}_{12}^o$, A_{12} , et m_{12} sont déterminés et indiqués dans le Tableau 9.

Tableau 9 Paramètres de la fonction seuil de plasticité pour la direction de cisaillement plan

$\overline{\sigma}_{12}^o$ (MPa)	27
A_{12} (MPa)	4684
m_{12}	0,7324

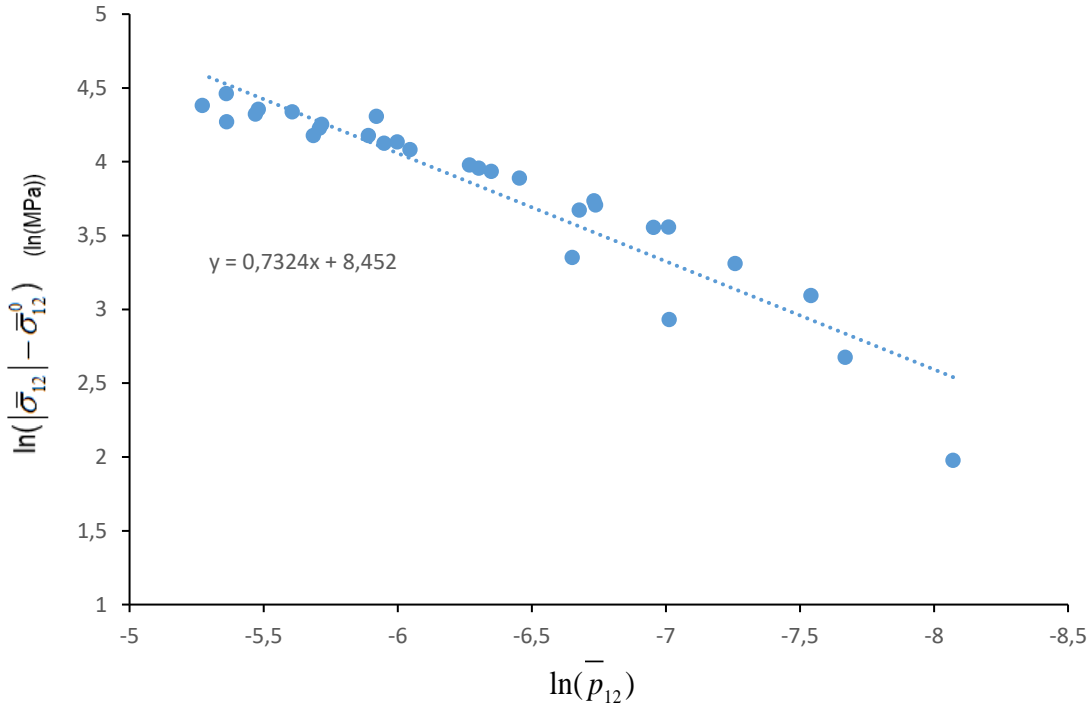


Figure 24 Identification des paramètres de la fonction d'évolution du domaine élastique pour la direction de cisaillement plan

3.5 Essai de compression plan

Il s'agit ici d'étudier le comportement du matériau en compression dans les directions chaîne et trame. Ces essais sont réalisés selon la norme ASTM D6641 [31] sur une machine de traction MTS Insight 100 kN. La Figure 25 présente le montage utilisé. Il nécessite de coller des talons pour maintenir l'éprouvette dans le montage. La Figure 26 présente les dimensions de l'éprouvette et des talons. Les dimensions de l'éprouvette sont 140 mm * 12 mm * 2.8 mm. La vitesse utilisée lors de ces essais de compression est de 1.3 mm/min. Pour mesurer les déformations, deux jauges de déformation sont collées sur l'éprouvette de part et d'autre de la surface centrale. Le modèle de jauge utilisé est le CEA-06-125UW-350. Cinq essais ont été réalisés dans la

direction chaîne et cinq autres dans la direction trame. La validité de ces essais est contrôlée par le pourcentage de flexion résultant de la différence de déformation vue entre les deux jauges selon l'équation :

$$\% \text{ flexion} = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2} \times 100 \quad (3.1)$$

où ε_1 et ε_2 sont respectivement les déformations mesurées par la jauge de déformation n°1 et par la jauge de déformation n°2.

Un essai ayant un pourcentage supérieur à 10% sera ainsi écarté de l'étude.



Figure 25 Photographie du montage de compression

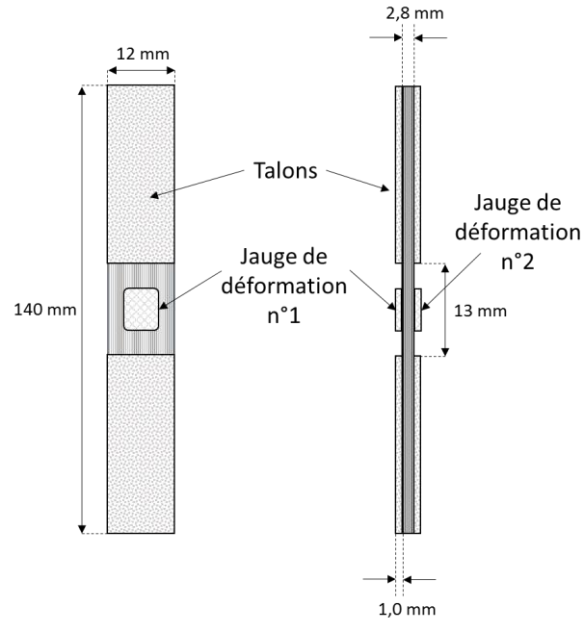


Figure 26 Schéma des éprouvettes de compression

La Figure 27 présente l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation mesurée par chaque jauge.

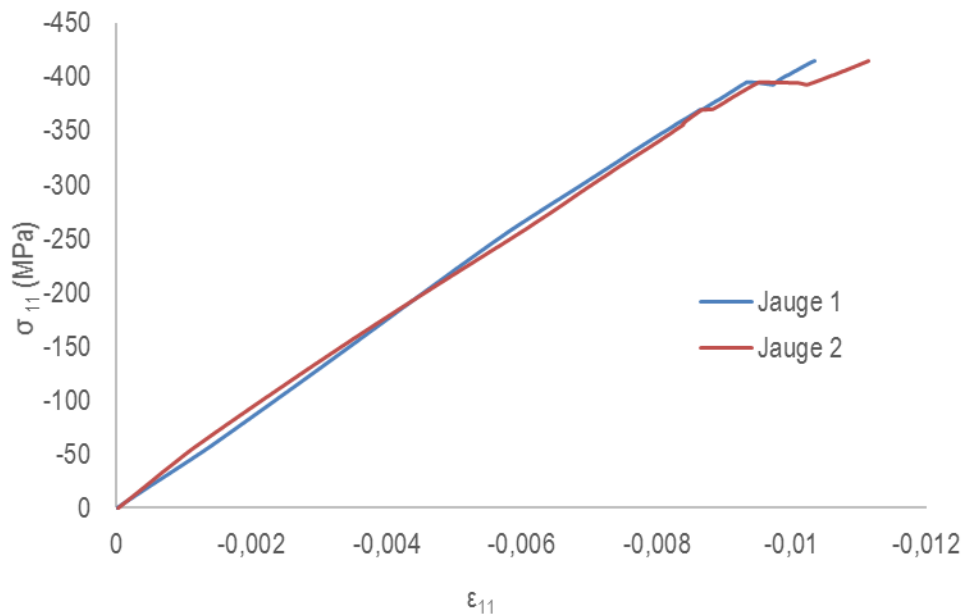


Figure 27 Courbe contrainte-déformation en compression dans la direction chaîne (éprouvette n°1)

Le comportement obtenu est linéaire jusqu'à la rupture dans le sens chaîne. La perte de linéarité à la fin de la courbe est due au décollage des jauges à cause des endommagements importants.

Le comportement obtenu en compression dans la direction trame est lui aussi linéaire jusqu'à la rupture comme l'illustre la Figure 28.

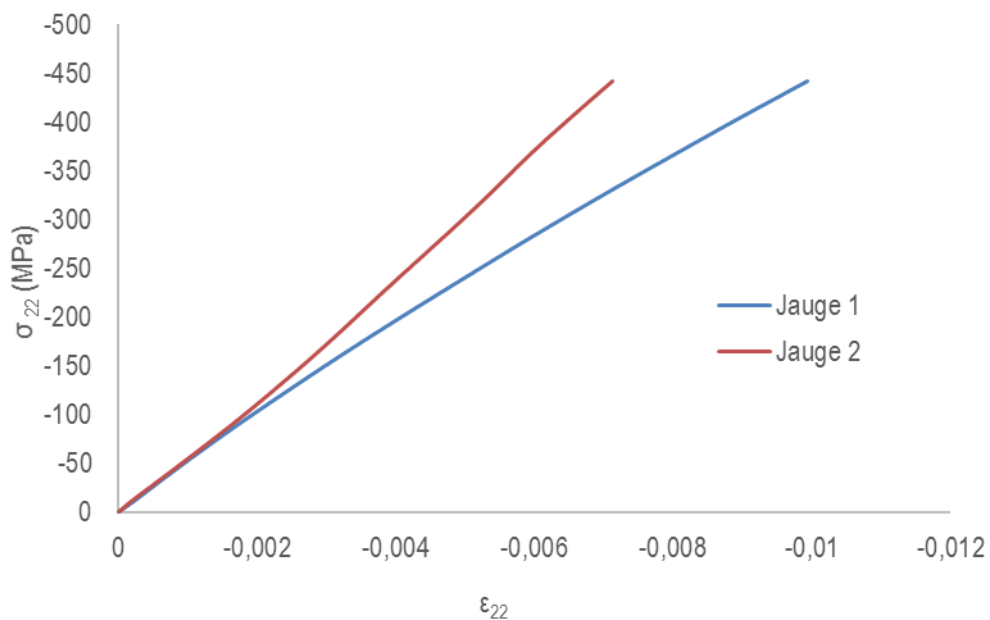


Figure 28 Courbe contrainte-déformation en compression dans la direction trame (éprouvette n°4)

La Figure 29 représente une photo du profil de rupture de l'éprouvette testée lors de l'essai de compression dans la direction chaîne (essai n°3). La rupture a lieu au centre de l'éprouvette entre les talons. Une rupture des fibres est observée ainsi que de larges fissures dans la matrice.



Figure 29 Profil de rupture de l'éprouvette n°3 en compression dans la direction chaîne

Le Tableau 10 présente les résultats des cinq essais dans la direction chaîne. L'essai n°5 est mis à l'écart car son pourcentage de flexion était trop élevé.

Tableau 10 Propriétés en compression dans la direction chaîne

Essai	1	2	3	4	5
E_{11comp} (GPa)	49,8	43,7	44,3	40,9	41,0
σ_{11comp}^r (MPa)	-310	-442	-421	-415	-350
ε_{11comp}^r (%)	-0,62	-1	-0,9615	-1,07	-0,862
Pourcentage de flexion moyen (%)	5,3	2,3	6,3	4,7	46,2

Le Tableau 11 présente les résultats des cinq essais dans la direction trame. Les essais n° 1 et 5 sont mis à l'écart car de leur pourcentage de flexion était trop élevé.

Tableau 11 Propriétés en compression dans la direction trame

Essai	1	2	3	4	5
E_{22comp} (GPa)	46,5	41,9	47,5	52,1	46,3
σ_{22comp}^r (MPa)	-451	-457	-430	-442	-371
ε_{22comp}^r (%)	-0,9647	-1,1015	-0,8769	-0,8528	-0,7956
Pourcentage de flexion moyen (%)	24,2	5,4	5,2	9,3	97,1

Le Tableau 12 regroupe les valeurs moyennées pour les essais valides dans les directions chaîne et trame.

Tableau 12 Propriétés moyennées pour les essais de compression

	Chaîne		Trame	
	Moyenne	Écart type	Moyenne	Écart type
E (GPa)	44,7	3,7	47,2	5,1
Contrainte à la rupture (MPa)	-397	58,8	-443	13,4
Déformation à la rupture (%)	-0,9129	0,2003	-0,9437	0,1371

Enfin les paramètres Y_{11c}^- et Y_{22c}^- sont déterminés selon l'équation (2.19) et indiqués dans le Tableau 13.

Tableau 13 Paramètres de rupture thermodynamique en compression

$Y_{11c}^- (\sqrt{MPa})$	1,36
$Y_{22c}^- (\sqrt{MPa})$	1,44

3.6 Essai de flexion sur appuis rapprochés

Cet essai a pour objectif de déterminer les modules G_{13} et G_{23} de cisaillement intra-laminaire. Ces modules sont obtenus en réalisant des essais de flexion sur appuis rapprochés dans la direction chaîne pour G_{13} , et trame pour G_{23} . La norme ASTM D2344 [32] est suivie pour ces essais réalisés sur une MTS Insight 100 kN. La Figure 30 présente le montage et l'éprouvette. Les éprouvettes sont de dimensions 30 mm * 5 mm * 2.7 mm. Quatre essais sont réalisés dans la direction chaîne et quatre autres dans la direction trame. Les déformations sont mesurées sur la tranche en utilisant le système de corrélation d'image 3D ARAMIS avec un volume de calibration de 38 mm par 25 mm. La méthode d'exploitation des données ARAMIS a fait l'objet d'une étude approfondie [33]. La Figure 31 présente une image des déformations en cisaillement avec représentée en rouge la ligne selon laquelle les déformations sont moyennées. En effet la méthode retenue pour mesurer les déformations est de prendre une moyenne des déformations sur une ligne de 2 mm de long, localisée sur la fibre neutre et au centre de la zone bleue (zone de cisaillement). Cette ligne va agir comme une jauge de déformation locale placée là où le cisaillement a lieu.

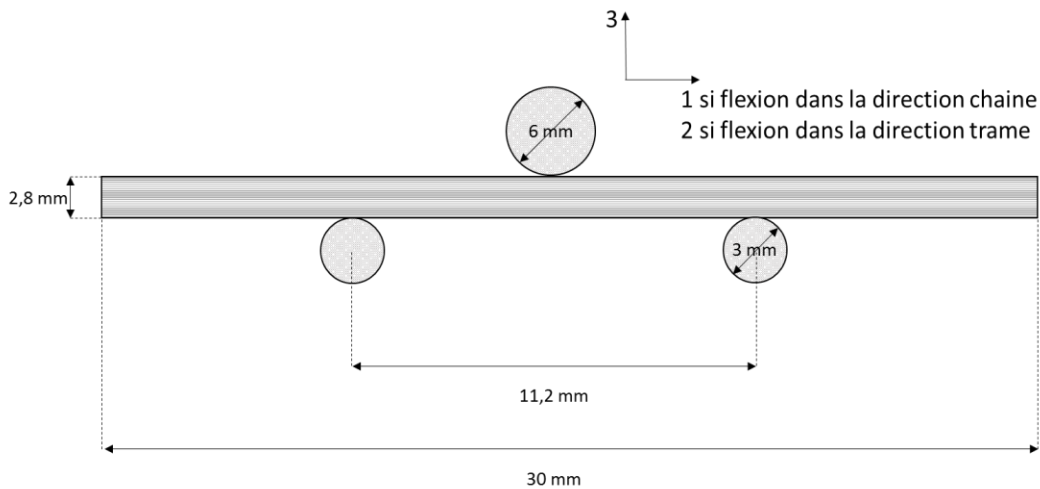


Figure 30 Configuration géométrique de l'essai de flexion sur appuis rapprochés

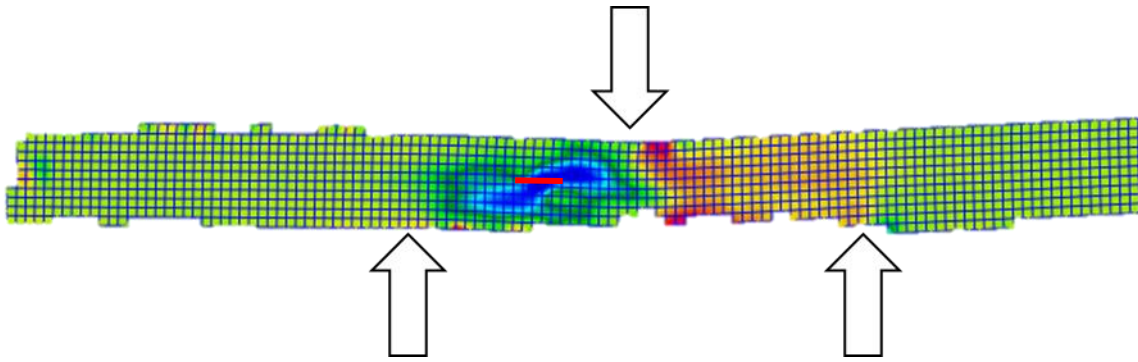


Figure 31 Méthode d'exploitation des données de flexion rapprochée

La Figure 32 présente l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation pour un essai de cisaillement dans le plan 1-3.

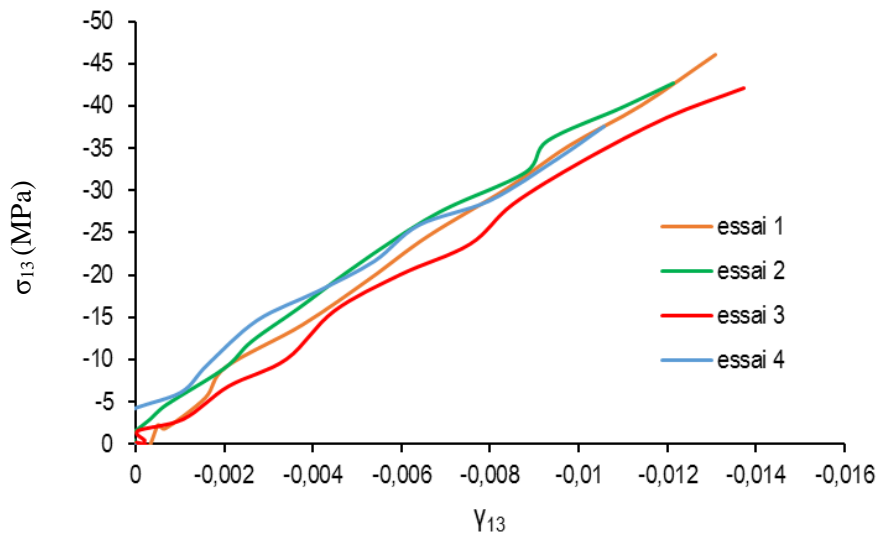


Figure 32 Courbe contrainte-déformation en flexion rapproché dans la direction chaîne

Dans le plan 1-3, le matériau a un comportement qui suit une tendance globalement linéaire jusqu'à la rupture. La Figure 33 présente l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation pour un essai de cisaillement dans le plan 2-3.

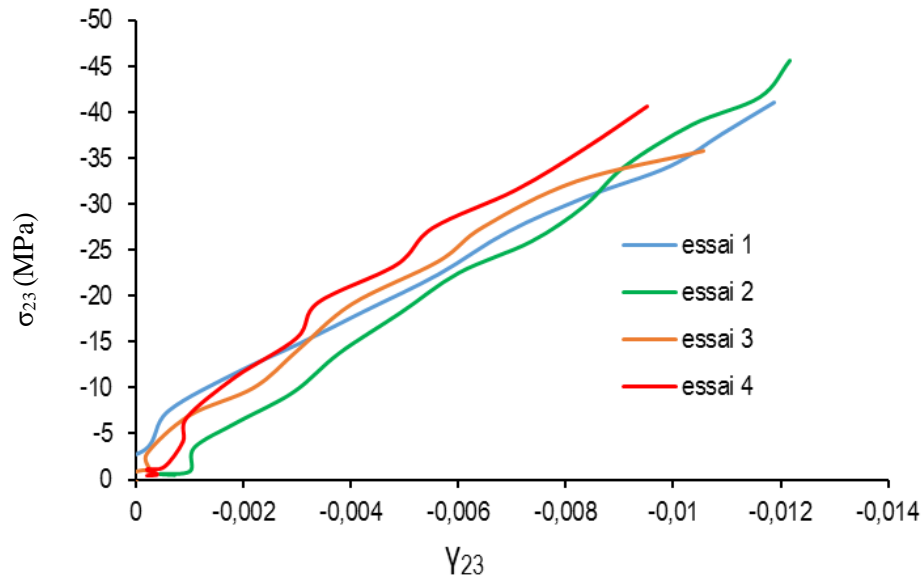


Figure 33 Courbe contrainte-déformation en flexion rapproché dans la direction trame

Dans le plan 2-3, le matériau a un comportement qui suit une tendance globalement linéaire jusqu'à la rupture. Globalement, on peut donc supposer que les contraintes de cisaillement intra-laminaires varient linéairement en fonction des déformations de cisaillement.

Le Tableau 14 présente les résultats des différents essais et la moyenne pour le module G_{13} . L'essai n° 4 donnant des résultats trop divergents a été retiré de l'analyse.

Tableau 14 Propriétés en flexion sur appuis rapprochés dans la direction chaîne

Essai	1	2	3	4	5	Moyenne	Écart type
G_{13} (GPa)	3,45	3,42	3,14	erronée	3,17	3,29	0,16
τ_{13}^{rup} (MPa)	45	42	39	erronée	42	42	2,5

Le Tableau 15 présente les résultats des différents essais et la moyenne pour le module G_{23} .

Tableau 15 Propriétés en flexion sur appuis rapprochés dans la direction trame

Essai	1	2	3	4	5	Moyenne	Écart type
G_{23} (GPa)	3,77	3,75	2,92	erronée	3,22	3,39	0,39
τ_{23}^{rup} (MPa)	40	42	41	erronée	36	39,75	2,6

Le comportement en cisaillement dans les plans 1-3 et 2-3 est considéré comme élastique fragile jusqu'à la rupture. De plus les tableaux 13 et 14 montrent que les modules G_{13} et G_{23} sont quasiment égaux. On peut donc avancer que les fibres à travers l'épaisseur ne jouent aucun rôle dans le cisaillement transverse. Les contraintes à la rupture dans les deux directions sont elles aussi assez proches.

3.7 Essai de compression dans le sens de l'épaisseur

Cet essai a pour objectif de caractériser le module d'élasticité à travers l'épaisseur (hors plan) E_3 . Cet essai reste peu étudié dans la littérature [34]. De plus les méthodes développées ne peuvent pas s'appliquer car l'épaisseur du matériau fixe à 2,7 mm est insuffisante. Ainsi une méthode d'identification a donc été mise en place. L'échantillon test présenté dans la Figure 34 est réalisé en superposant trois parallélépipèdes du matériau de dimensions 15mm*15mm*2.7 mm.



Figure 34 Éprouvette de compression à travers l'épaisseur

Dans le but d'étudier une possible variabilité du matériau, la zone de découpe de chaque échantillon a été organisée comme le montre la Figure 35. Une éprouvette d'étude est donc la superposition de trois spécimens de dimensions 15mm*15mm*2.7 mm de matériau découpés à trois endroits différents dans la plaque initiale. Les groupes G (gauche), D (droit) et H (haut) forment les trois groupes différents de découpe. Ainsi l'échantillon G1 est sur le même axe en direction trame que D1 mais pour un axe de chaîne différent. De la même manière D1 et H1 sont prélevés sur la même direction de chaîne pour un axe de trame différent. Ainsi le fait de comprimer pour le même essai les échantillons G1, D1 et H1, permettra d'étudier la variabilité du matériau selon l'endroit de découpe. Enfin le fait de superposer ces trois échantillons nous donne l'espacement nécessaire pour mesurer les déformations avec le système de corrélation d'image ARAMIS. Le volume de calibration utilisé est de 38 mm par 25 mm. Comme le montre la Figure 36, les échantillons sont placés dans le montage de compression de la norme ASTM D6641. La vitesse de compression est de 1.3 mm/min. Ce montage permet donc d'obtenir les trois modules d'élasticité en même temps en venant exploiter l'éprouvette déformée comme le montre la Figure 36. De plus, la mesure des déformations dans l'épaisseur est faite pour les échantillons 1 à 5 sur une face dite

chaîne et pour les échantillons 6 à 9 sur une face dite trame, comme l'illustre la Figure 37. Cette méthode permet de juger si la face analysée influence la mesure du module dans l'épaisseur.

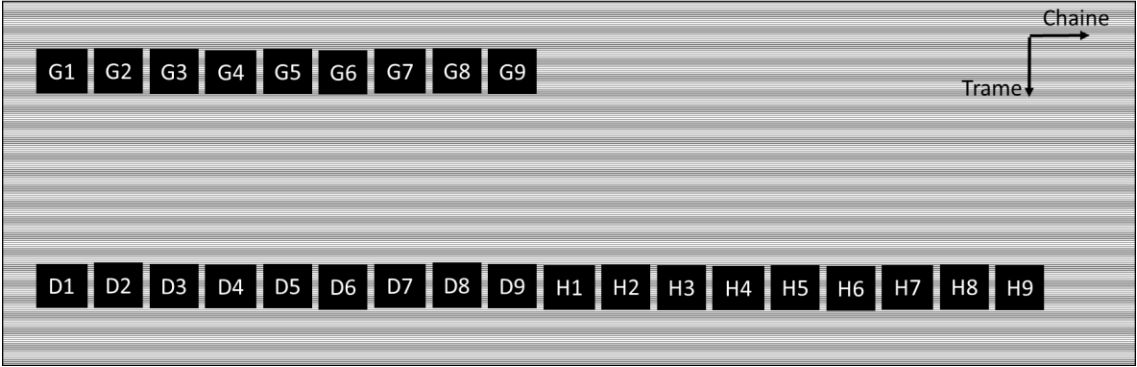


Figure 35 Répartition des découpes d'éprouvettes de compression dans l'épaisseur

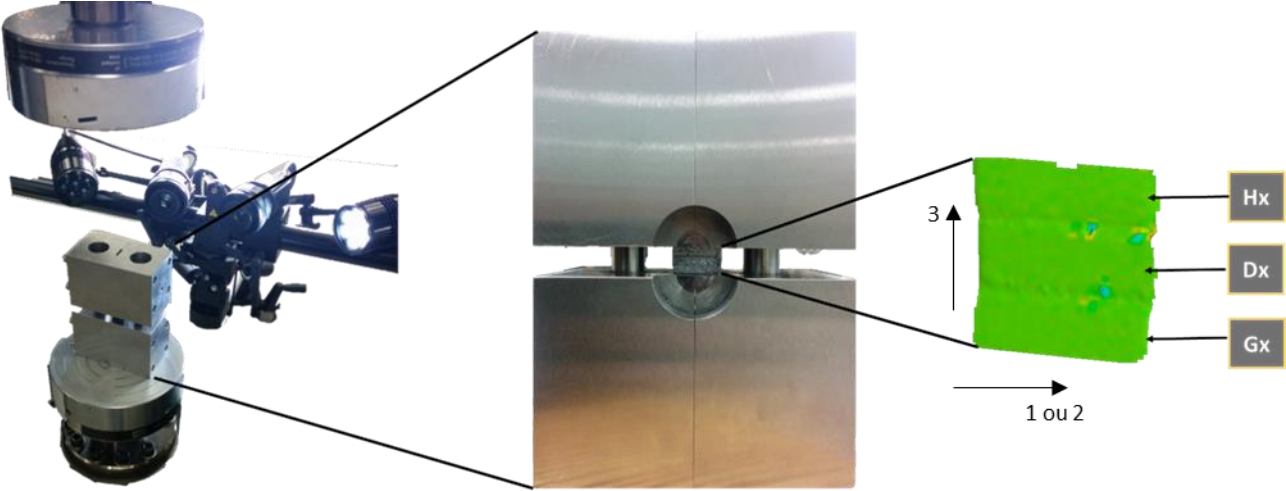


Figure 36 Schéma du montage de compression dans l'épaisseur

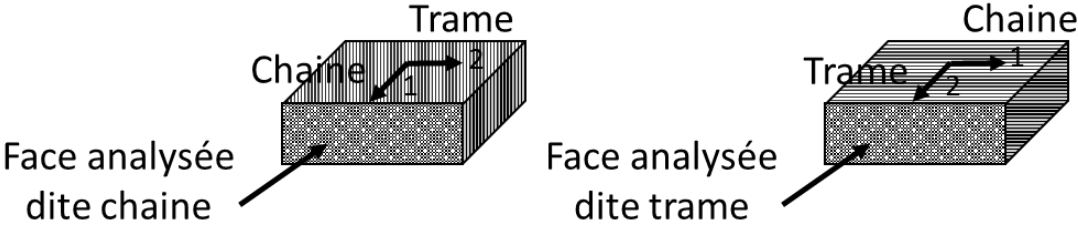


Figure 37 Illustration des faces analysées pour les essais de compression à travers l'épaisseur

La Figure 38 présente les déformations obtenues. On remarque que la valeur des déformations est assez homogène sur la face d'étude. Les zones en vert correspondent aux zones d'interface entre les échantillons. Pour ne pas considérer ces zones dans le calcul du module d'élasticité, des rectangles inscrits sur chaque face analysée sont considérés et les déformations sont ainsi moyennées sur la surface. La contrainte appliquée est ensuite tracée en fonction des déformations et le module d'élasticité est évalué en calculant la pente de chaque courbe.

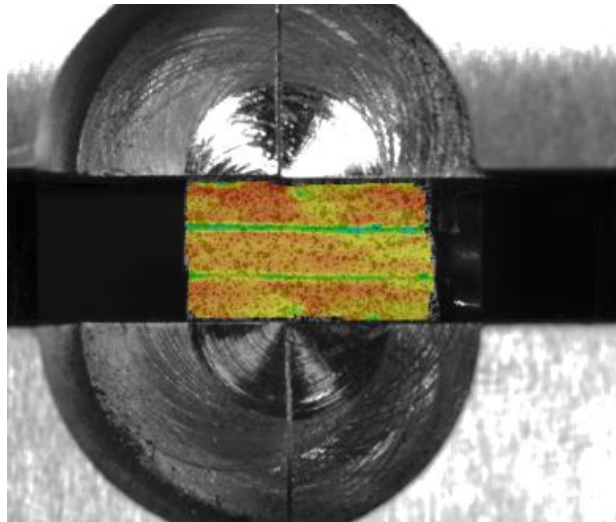


Figure 38 Visualisation des déformations dans l'épaisseur

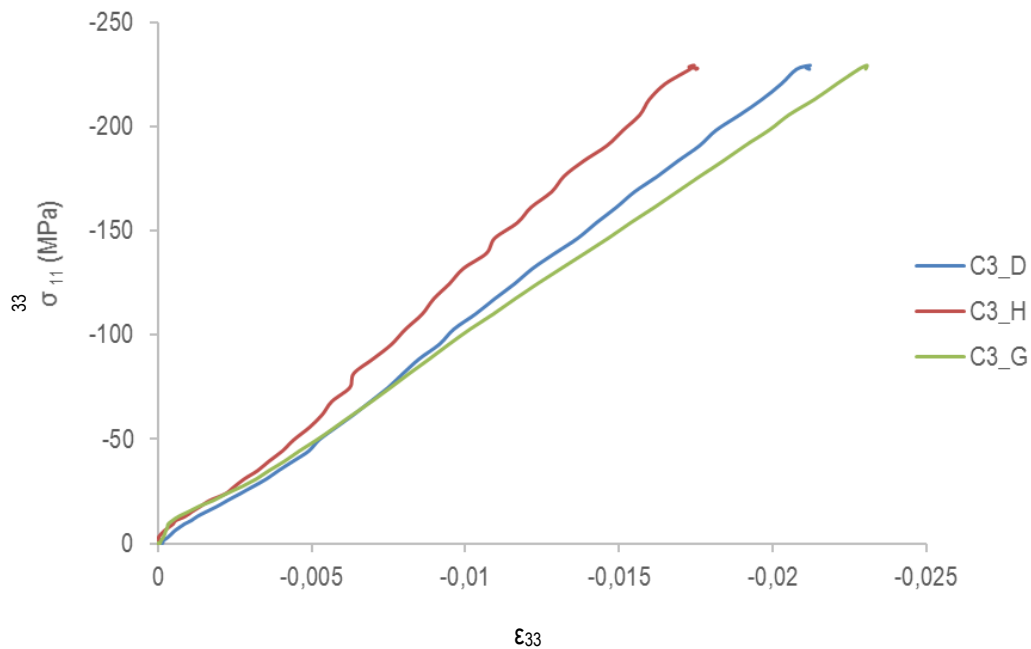


Figure 39 Courbe contrainte-déformation obtenue lors de l'essai de compression à travers l'épaisseur sur les échantillons D3, G3 et H3 (déformations mesurées sur des faces d'analyse chaîne)

Sur la Figure 39 il apparaît que le comportement en compression hors plan est plutôt linéaire. Une légère non linéarité est observable au début du fait de la mise en place du chargement à travers les trois éprouvettes. La charge appliquée ne permet pas d'atteindre l'état de rupture dans cette configuration.

Comme il a été expliqué précédemment, l'acquisition des données a été réalisée sur une face dite trame pour un certain groupe d'éprouvettes et sur une face dite chaîne pour un autre groupe. Ces valeurs de module sont regroupées dans le Tableau 16 pour les faces d'étude chaîne, et dans le Tableau 17 pour les faces d'étude trame. Enfin, le Tableau 18 récapitule ces résultats et propose des moyennes par groupe de localisation (D, H et G), et permet ainsi de tirer de multiples conclusions.

Tableau 16 Module d'élasticité E_{33} calculé sur la face d'étude chaîne

		Essai n°					Face sens chaîne	
		1	2	3	4	5	Moyenne	Écart type
E_{33} (GPa)	H	8,35	8,16	9,92	9,34	9,86	9,13	0,83
	D	12,42	11,02	10,92	12,89	17,33	12,92	2,61
	G	14,94	10,99	13,15	11,61	13,66	12,87	1,59

Tableau 17 Module d'élasticité E_{33} calculé sur la face d'étude trame

		Essai n°				Face sens trame	
		1	2	3	4	Moyenne	Écart type
E_{33} (GPa)	H	9,22	8,42	10,42	12,80	10,21	1,91
	D	12,81	11,87	10,42	9,48	11,14	1,48
	G	13,31	9,34	11,78	9,13	10,89	2,01

Tableau 18 Moyennes des modules E_{33}

		Chaîne	Trame	Moyenne
E_{33} (GPa)	H	9,13	10,21	9,61
	D	12,92	11,14	12,13
	G	12,87	10,89	11,99
		Moyenne Générale (GPa)		11,24

La face d'analyse chaîne ou trame ne semble pas influencer sur la valeur du module de manière significative, ainsi on peut considérer que les résultats sont homogènes sur les deux faces d'étude. Sans considérations d'endroit de découpe, la moyenne pour le module E_{33} est de 11.24 GPa. La Figure 40 propose de cartographier la répartition des modules obtenus et de manière complémentaire la Figure 41 trace la valeur des modules en fonction des groupes G, D et H et de leur position.

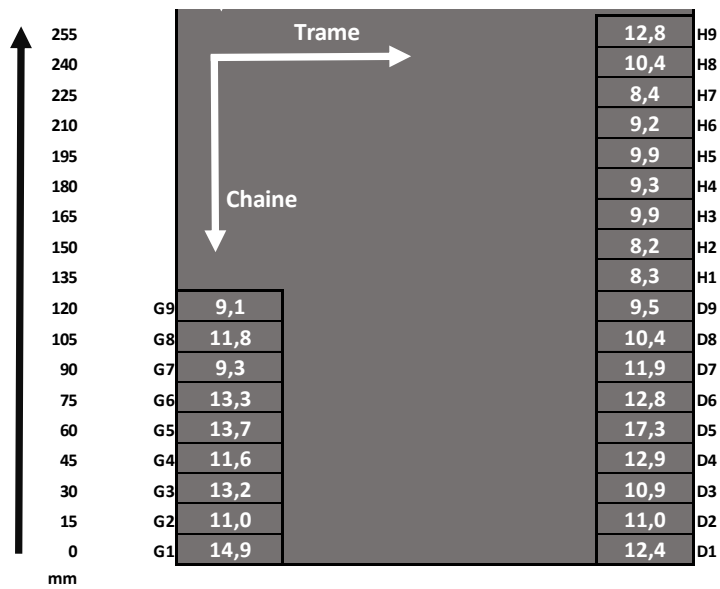


Figure 40 Cartographie des modules en GPa en fonction des emplacements de découpe

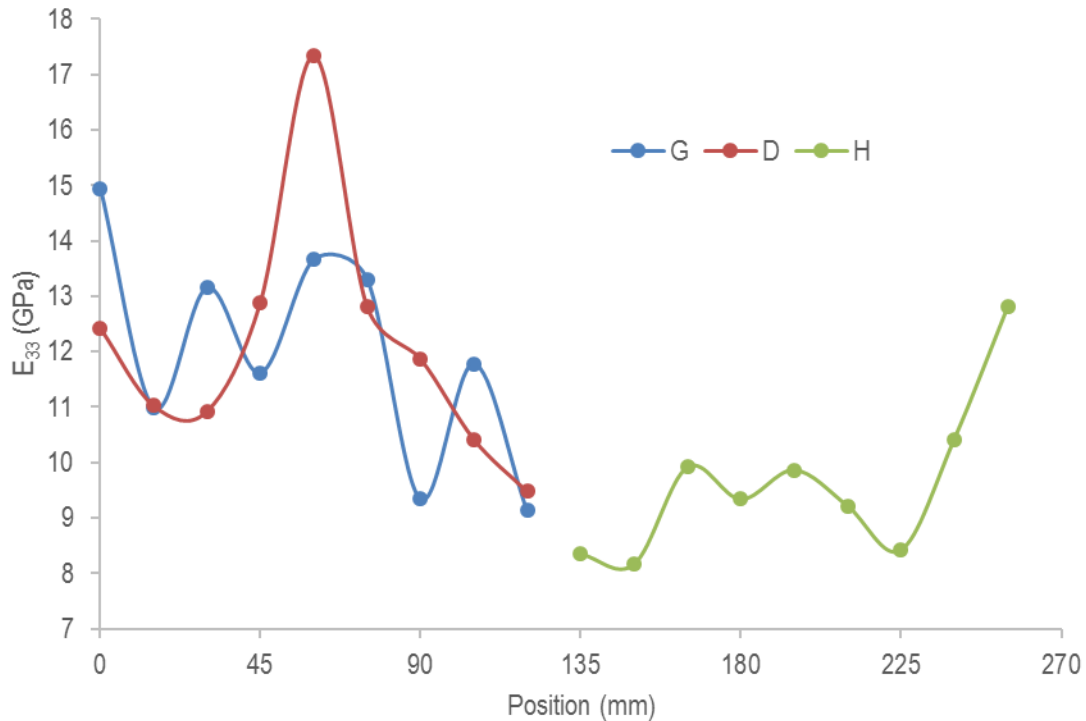


Figure 41 Graphique de variation des modules en fonction de la position

À la vue de la Figure 40 et de la Figure 41, il apparaît que le groupe G et D sont relativement équivalents mais que le groupe H présente un module plus faible. Le module E_{33} ne semble donc pas présenter de variabilité importante en se déplaçant dans la direction trame. Cependant il semble y avoir un effet sur le module en se déplaçant dans la direction chaîne. Ceci est compréhensible à la vue de la structure interne du matériau. En effet les torons à travers l'épaisseur ne sont orientés que dans la direction chaîne. Cependant à la vue de la faible variation de module, il sera considéré dans la suite de l'étude que le module hors plan est homogène en tout point du matériau et égal à 11 GPa.

3.8 Étude de l'endommagement

L'objectif de cette section est d'analyser les mécanismes physiques d'endommagement observés à l'échelle microscopique. Cette analyse se concentre sur l'étude de l'endommagement lors des essais de traction et de flexion dans les sens chaîne et trame.

3.8.1 Méthode d'analyse

Le processus suivi pour cette étude consiste à réaliser plusieurs fois le même essai mais à des niveaux de déformations croissants. Huit essais de traction ont été réalisés, quatre dans la direction chaîne et quatre dans la direction trame. Six essais de flexion trois points ont été effectués, dont trois le long de la direction chaîne et

trois le long de la direction trame. Les dimensions des éprouvettes sont indiquées sur la Figure 42. Les essais de traction sont pilotés par un vidéo-extensomètre. Ainsi les différents niveaux choisis sont directement contrôlés en déformation. Pour les essais de flexion c'est le déplacement de la traverse de la machine de traction qui est choisi pour fixer les différents niveaux. Par la suite une section de l'éprouvette préalablement définie, comme le montre la Figure 42, sera découpée pour réaliser une micrographie. Sa tranche dans le sens chaîne et sa tranche dans le sens trame seront polies afin d'observer l'état interne de la matière. De part cette méthodologie mise en place, les éprouvettes sont nécessairement renouvelées à chaque niveau. De plus un processus d'analyse des endommagements observés sur les micrographies a été mis en place. Deux types différents d'endommagement sont distingués, le type 1 représentant des fissures à travers les torons et la matrice comme l'illustre la Figure 43, et le type 2 représentant la décohésion des torons comme l'illustre la Figure 44. La Figure 45 présente la méthode de quantification de ces endommagements. Pour le type 1, l'échelle de discrétisation se base sur la dimension du petit rayon « b » d'un toron. Ainsi toute fissure mesurant au minimum cette longueur sera considérée avec un poids de 1 lors de la quantification. Si une autre fissure aussi de type 1 mesure cette fois deux fois la mesure étalon « b », cette fissure sera considérée avec un poids de 2, et ainsi de suite... De manière similaire pour le type 2, c'est cette fois 25% de la circonférence d'un toron, soit la dimension « c », qui vient pondérer la dimension de la décohésion.

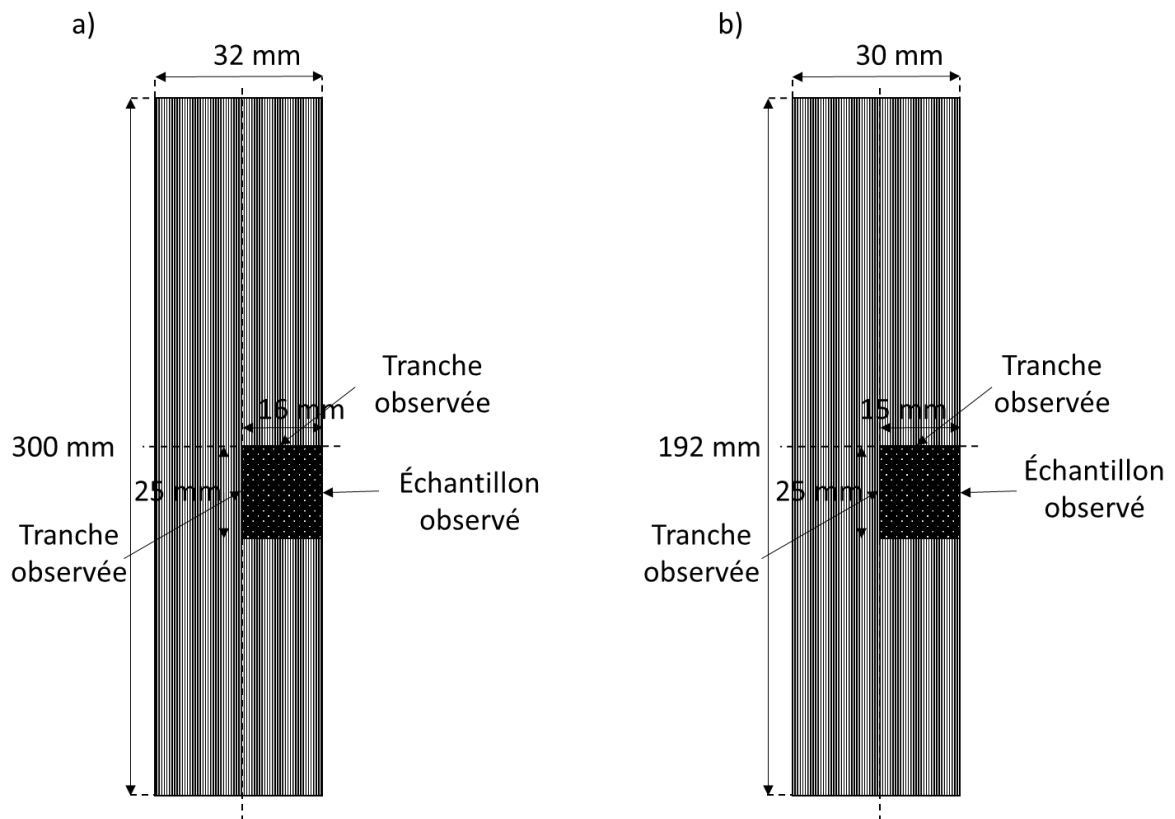


Figure 42 a) Éprouvette de traction et b) Éprouvette de flexion pour l'étude de l'endommagement

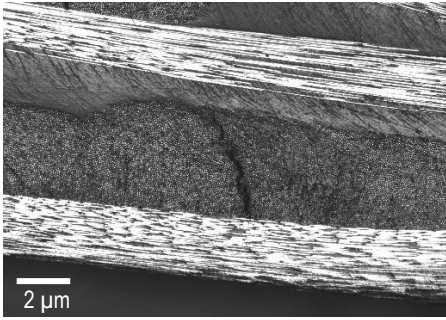


Figure 43 Endommagement de type 1

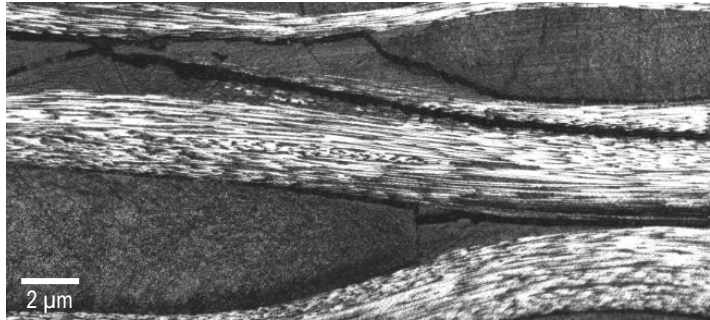


Figure 44 Endommagement de type 2

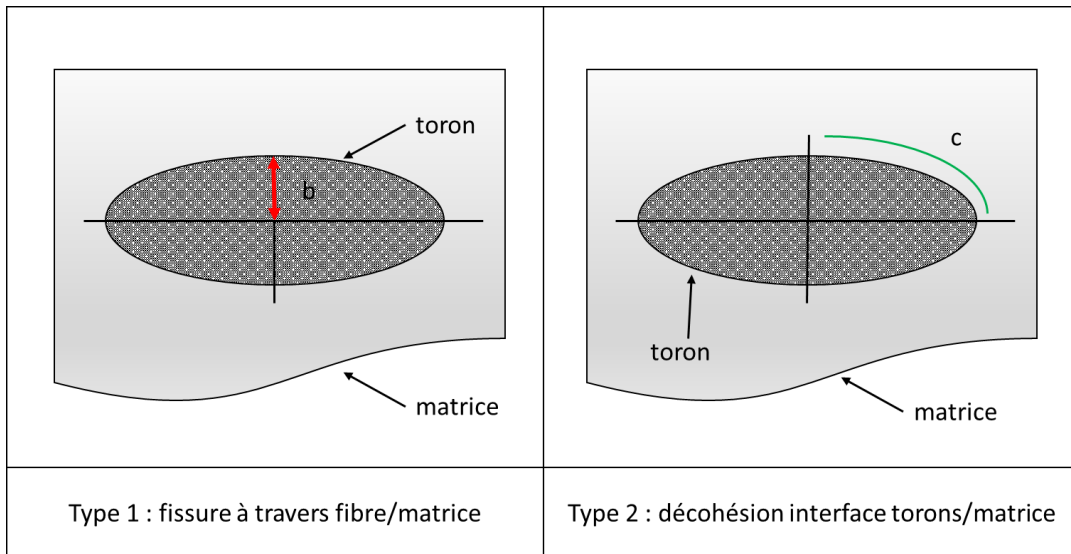


Figure 45 Méthode dimensionnelle de quantification des endommagements

3.8.2 Traction dans le plan

La vitesse de traction est de 2 mm/min. Le Tableau 19 présente les différents niveaux de déformation contrôlés par le vidéo-extensomètre.

Tableau 19 Niveaux de déformation en traction

Niveaux	Direction Chaîne	Direction Trame
	ϵ_{11} (%)	ϵ_{22} (%)
1	0.55	0.37
2	0.60	0.43
3	0.85	0.70
4	1.1	0.90

3.8.2.1 Traction dans la direction chaîne

La Figure 46 présente le graphique contrainte-déformation pour ces différents niveaux dans le sens chaîne. Le comportement dans cette direction est linéaire jusqu'à la rupture fragile comme cela a été constaté précédemment.

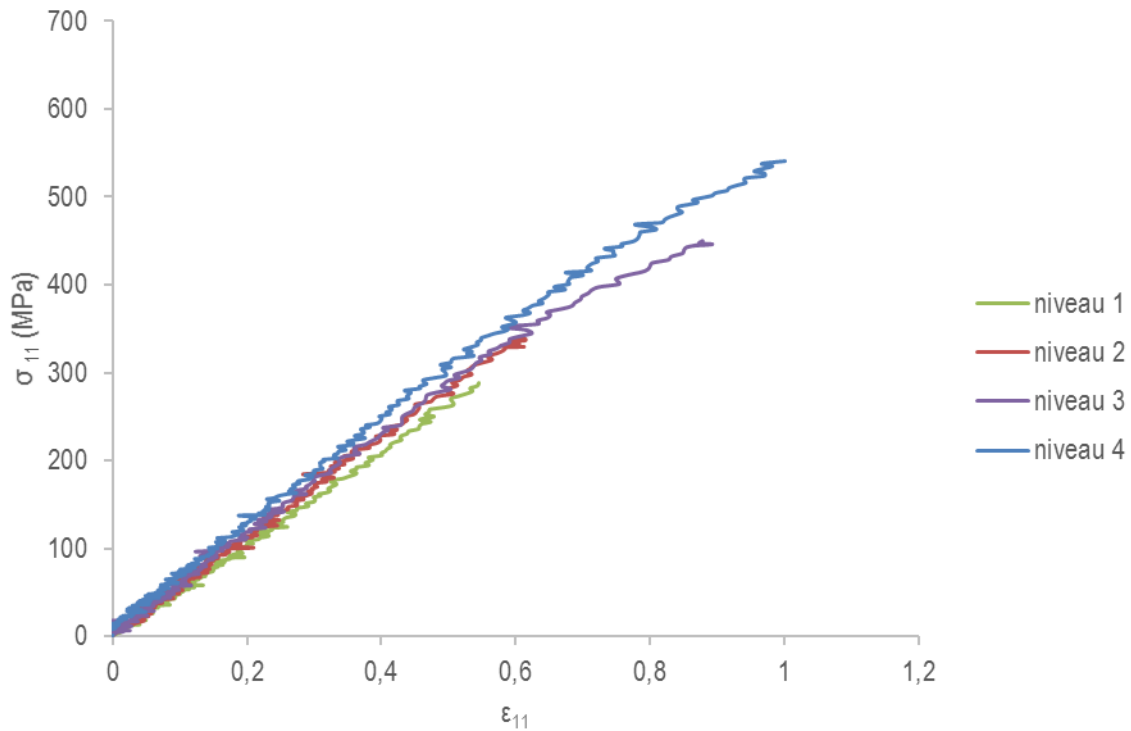


Figure 46 Courbes contrainte-déformation pour différents niveaux de déformation en traction dans la direction chaîne

La Figure 47 présente les micrographies pour les différents niveaux de traction dans la direction chaîne. Les micrographies des tranches le long de la direction chaîne et de la direction trame sont indiquées par les lettres C et T respectivement. Les fissures de type 1 sont identifiées par un trait rouge alors que celles de type 2 sont identifiées par un trait vert. La densification des fissures de type 1 suivant les niveaux est mise en évidence. En effet, on remarque surtout dans les micrographies prises le long de la direction chaîne l'augmentation du nombre de fissures de type 1. Les fissures de type 2 liées à la décohésion des torons n'interviennent que dans les derniers niveaux. La Figure 48 et la Figure 49, présentent sous forme graphique le nombre de fissures pondérées en fonction de la déformation pour les fissures de type 1 et 2 respectivement. La courbe contrainte-déformation y est aussi ajoutée pour pouvoir observer l'effet des endommagements.

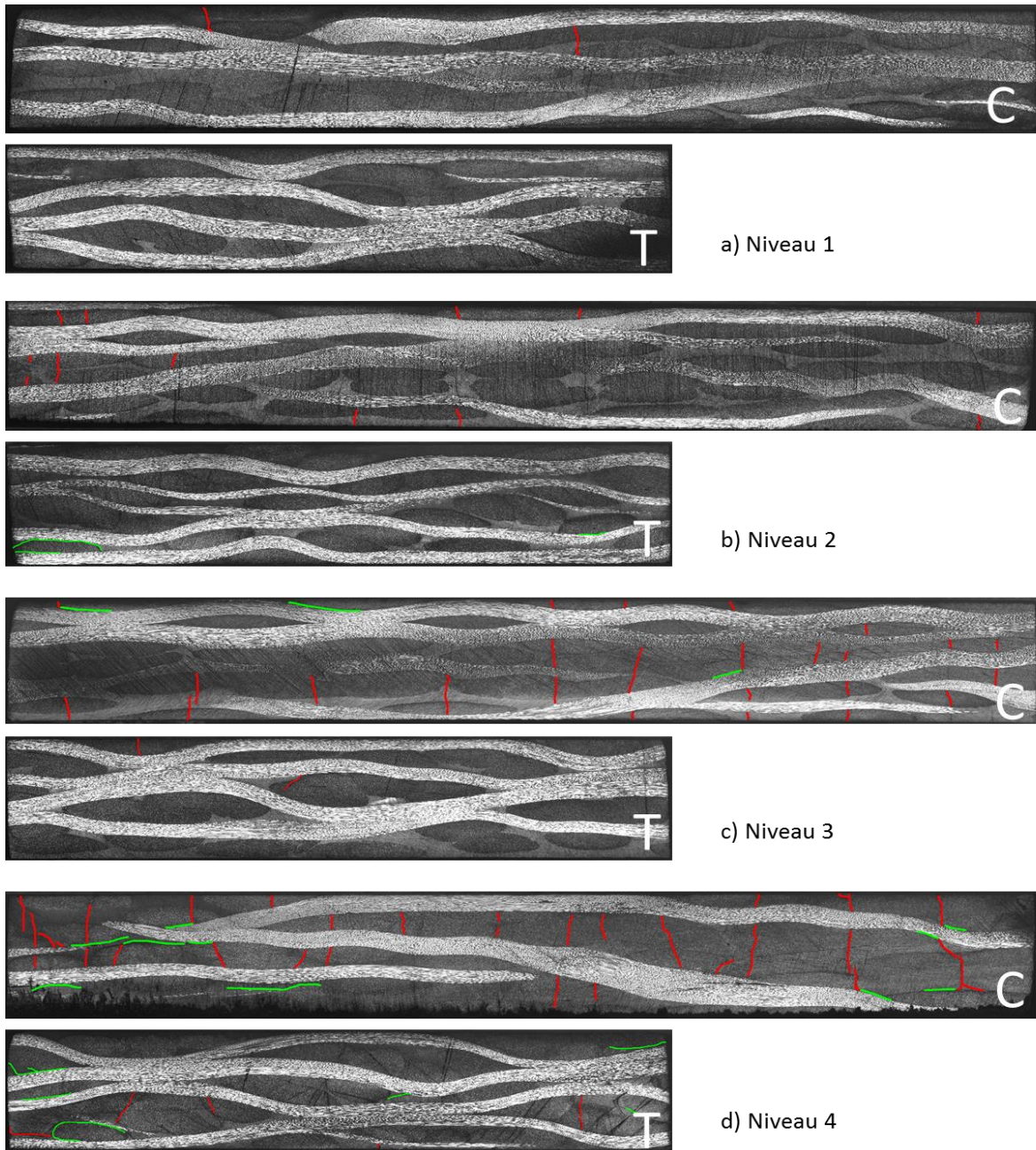


Figure 47 Micrographies des échantillons testés en traction dans la direction chaîne

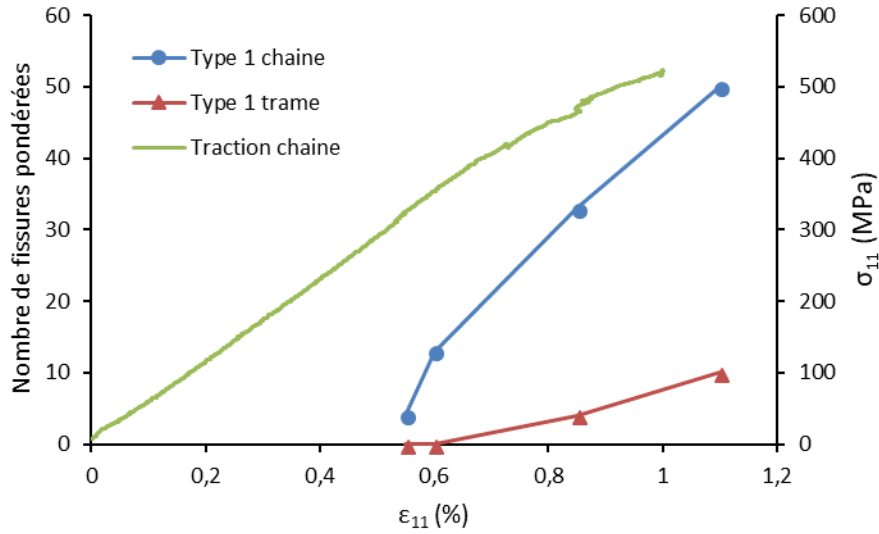


Figure 48 Évolution du nombre de fissures de type 1 lors d'un essai de traction dans la direction chaîne

Le lien entre endommagement et perte de comportement linéaire est ici clairement visible. En effet les premiers endommagements à 0,6% de déformation correspondent à l'apparition de légères perturbations puis du changement de module d'élasticité. Les endommagements de type 1 se concentrent plus dans la tranche chaîne.

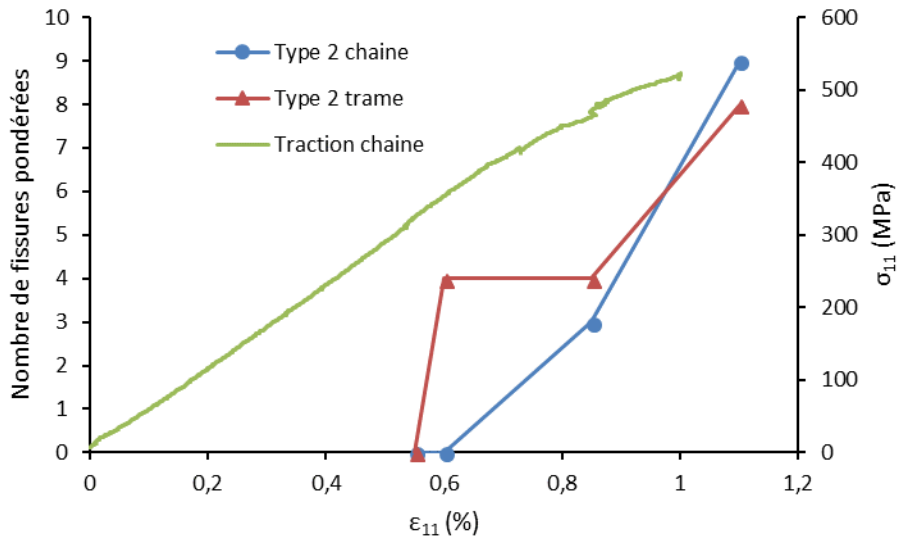


Figure 49 Évolution du nombre de fissures de type 2 lors d'un essai de traction dans la direction chaîne

La Figure 49 permet de tirer les mêmes conclusions que celles de la figure précédente. En effet l'augmentation du nombre de décohésions correspond ici aussi à la dégradation du module d'élasticité. On remarque cependant

que le nombre d'endommagement de type 2 est sensiblement équivalent sur une tranche chaîne ou trame au-delà d'une déformation de 0.8%.

Les modèles d'endommagement mis en place ont permis de définir l'évolution de la variable d_{ij} , qui indique le degré d'endommagement du matériau. Il est donc possible de relier la quantité de fissures pondérées directement à la valeur de l'endommagement. C'est ce que présente la Figure 50. Les fissures de chaque type représentent ici la somme des fissures observées sur les deux tranches.

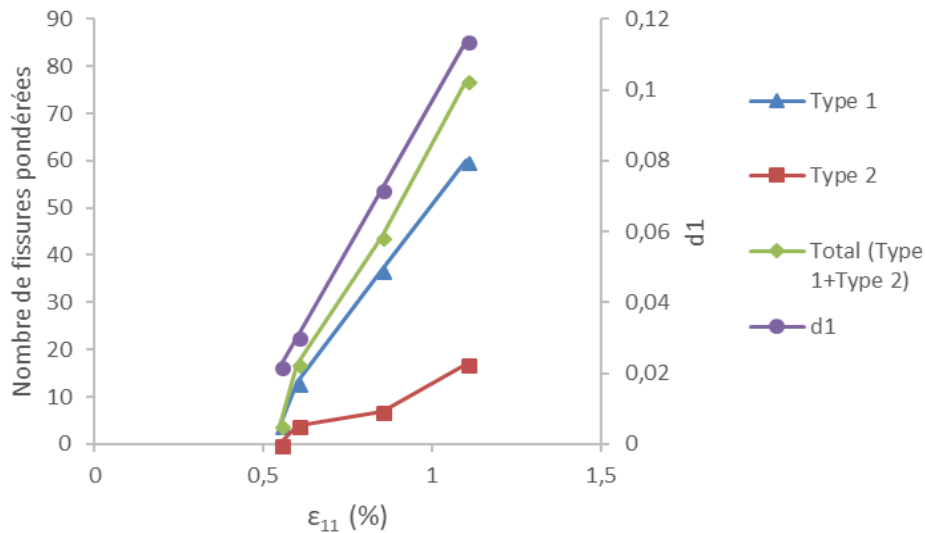


Figure 50 Évolution de l'endommagement et du nombre de fissures en fonction de la déformation dans la direction chaîne

Il est ainsi mis en évidence une certaine évolution proportionnelle entre l'évolution de l'endommagement et l'évolution du nombre de fissures.

3.8.2.2 Traction dans la direction trame

La Figure 51 présente le graphique contrainte-déformation pour différents niveaux de traction dans la direction trame. Le comportement du matériau dans cette direction présente une partie linéaire puis un plateau seulement lors de l'essai de niveau 4.

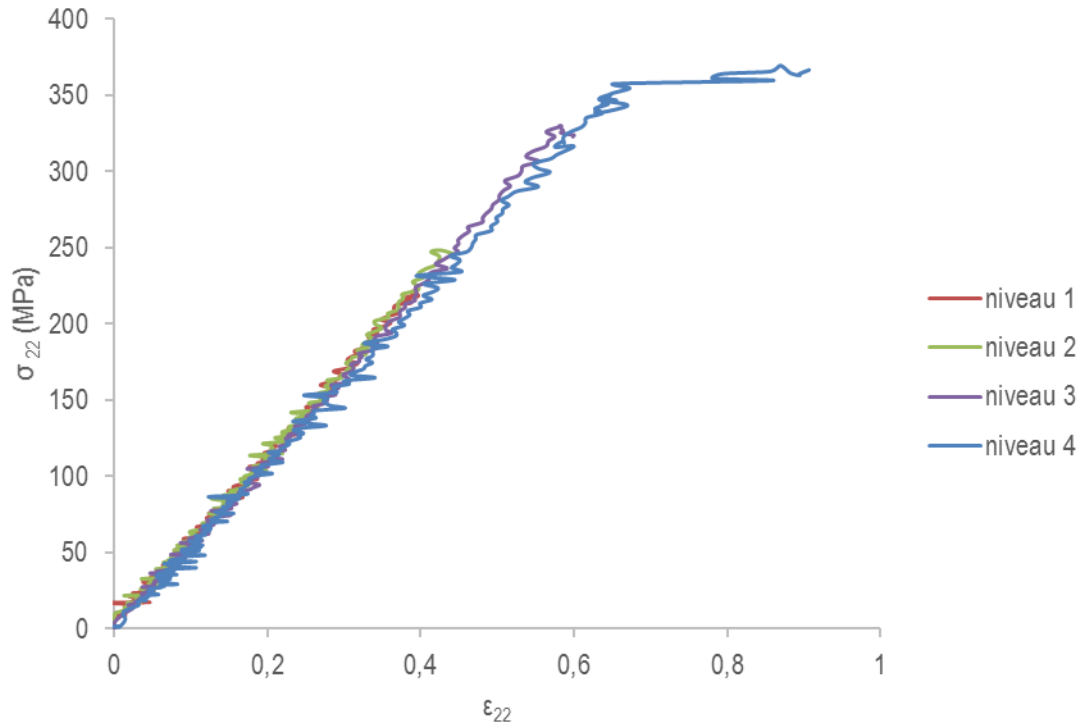


Figure 51 Courbes contrainte-déformation pour différents niveaux de déformation en traction dans la direction trame

La Figure 52 présente les micrographies pour les différents niveaux de traction dans la direction trame. Les micrographies des tranches le long de la direction chaîne et de la direction trame sont indiquées par les lettres C et T respectivement. Les fissures de type 1 sont identifiées par un trait rouge alors que celles de type 2 sont identifiées par un trait vert. Les niveaux 1 et 2 ne sont pas représentés dans cette figure car ils ne présentaient pas d'endommagement dans aucune des deux tranches chaîne et trame. Il apparaît donc que l'endommagement se produit dans cette direction de manière brutale dans les derniers niveaux. Les phénomènes de décohésions ne sont présents que sur le dernier niveau. Les tranches le long de la direction trame concentrent quasiment l'ensemble des endommagements. Seules quelques fissures et décohésions apparaissent pour le dernier niveau de chargement sur la face chaîne.

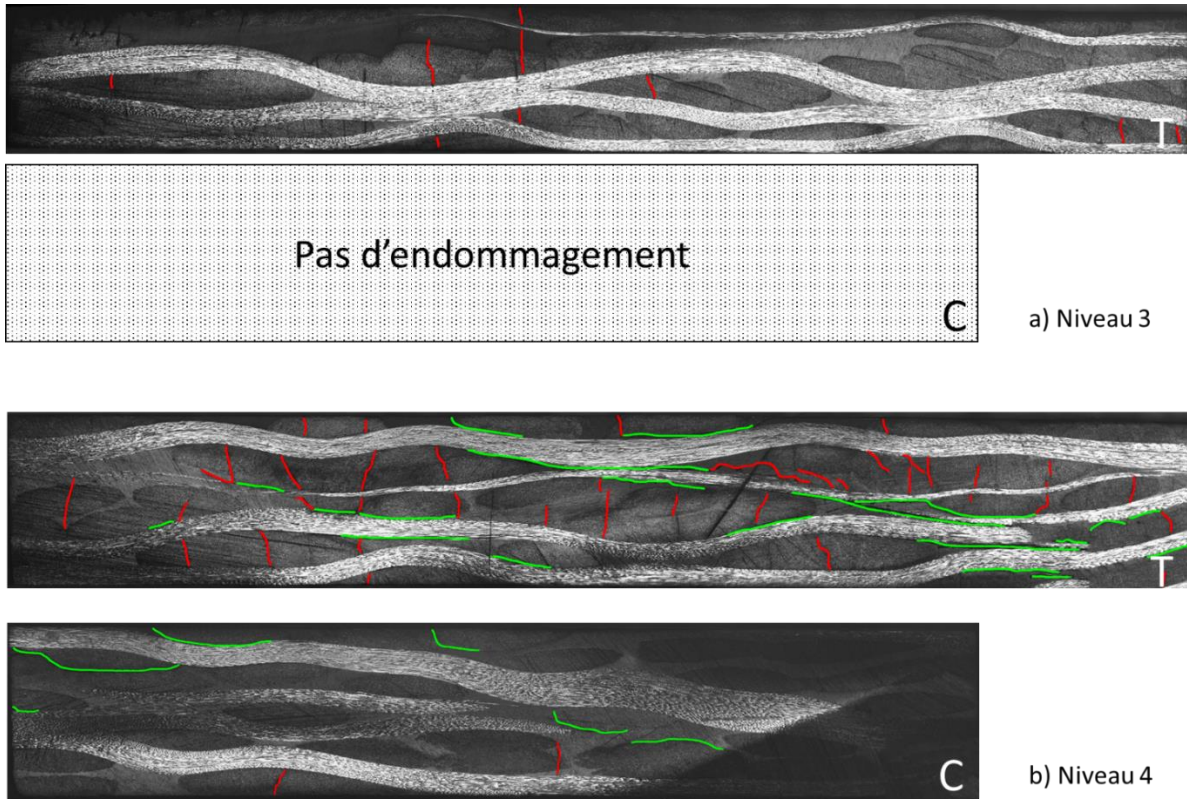


Figure 52 Micrographies des échantillons testés en traction dans la direction trame

Les Figure 53 et Figure 54 présentent les nombres de fissures pondérées en fonction de la déformation pour les fissures de type 1 et type 2 respectivement. La courbe contrainte-déformation d'un essai de traction dans la direction trame y est ajoutée.

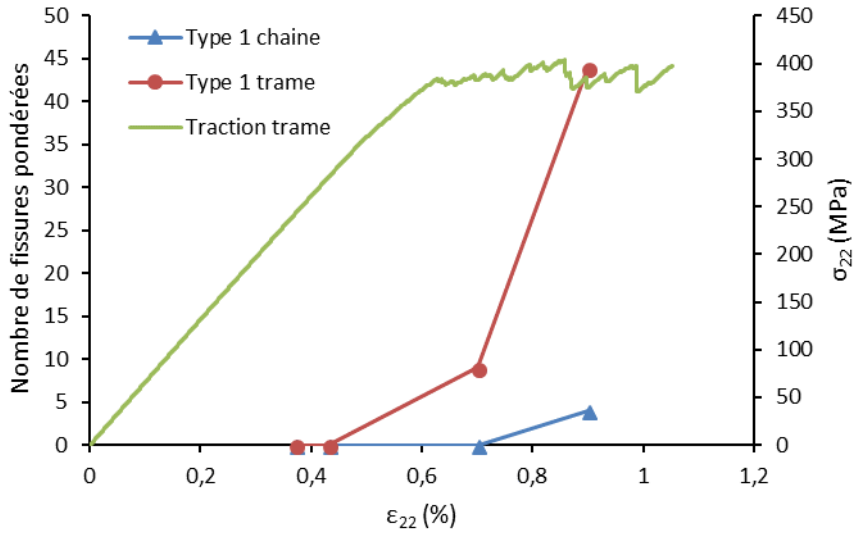


Figure 53 Évolution du nombre de fissures de type 1 lors d'un essai de traction dans la direction trame

Les endommagements de type 1 se concentrent dans la direction trame. On remarque qu'entre 0,4 et 0,6% de déformation les premières fissures apparaissent et que le module d'élasticité est légèrement réduit, cependant durant l'évolution en plateau passé 0,6% de déformation, le nombre de fissures augmente considérablement.

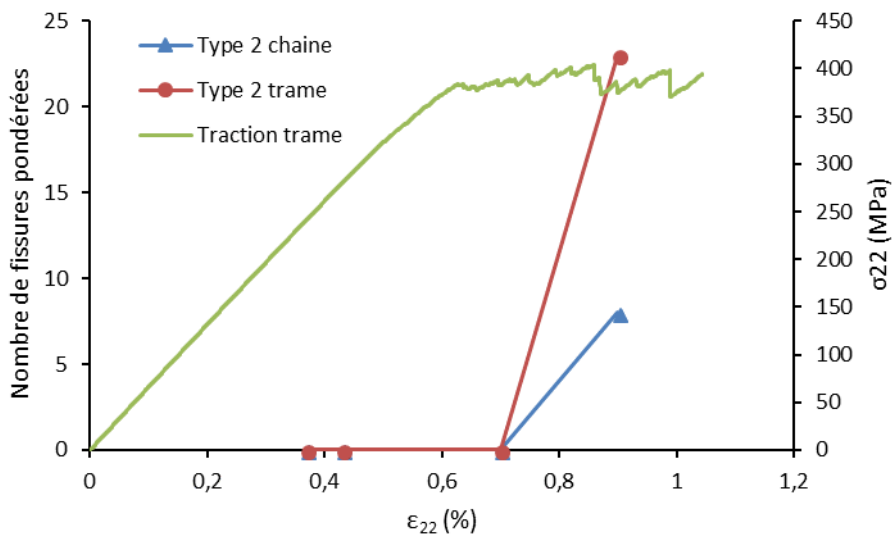


Figure 54 Évolution du nombre de fissures de type 2 lors d'un essai de traction dans la direction trame

Les endommagements de type 2 correspondant à la décohésion des torons commencent peu après le début du comportement en plateau. On retrouve ici aussi une concentration plus élevée de fissures sur la tranche trame.

Le lien entre le nombre de fissures et le comportement global peut ainsi être établi. L'évolution en plateau caractéristique de cette direction pourrait être due en partie à cette augmentation brutale du nombre de fissures principalement observé sur la tranche trame.

La Figure 55 reprend le formalisme de la Figure 50 en présentant l'évolution du nombre de fissures et de l'endommagement en fonction de la déformation.

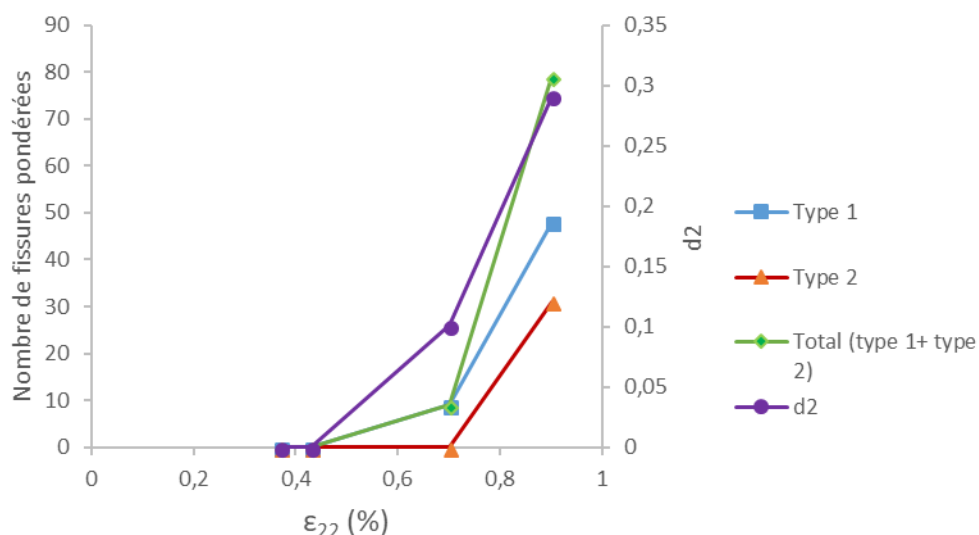


Figure 55 Évolution de l'endommagement et du nombre de fissures en fonction de la déformation dans la direction trame

La corrélation entre l'endommagement et le nombre de fissures est ici aussi visible, et permet de postuler un lien étroit entre ses deux éléments.

3.8.3 Flexion trois points

Pour ces essais de flexion la vitesse de chargement est de 15 mm/min. La portée entre les appuis inférieurs est de 162 mm et les diamètres des trois rouleaux sont de 10 mm [35]. Le Tableau 20 présente les différents niveaux de déplacement de la traverse utilisés, ainsi que le niveau maximum de force obtenue.

Tableau 20 Niveaux de déplacements en flexion

Chaine			Trame		
Niveaux	Déplacement de la traverse (mm)	Force (N)	Niveaux	Déplacement de la traverse (mm)	Force (N)
1	13	480	1	12,5	460
2	16,5	552	2	19	649
3	21,5	650	3	20	698

3.8.3.1 Flexion dans la direction chaine

La Figure 56 présente le graphique de la force en fonction du déplacement de la traverse pour les différents niveaux des essais de flexion dans la direction chaine. Le comportement du matériau dans ce sens présente une première partie linéaire puis une légère dégradation du module avant la rupture.

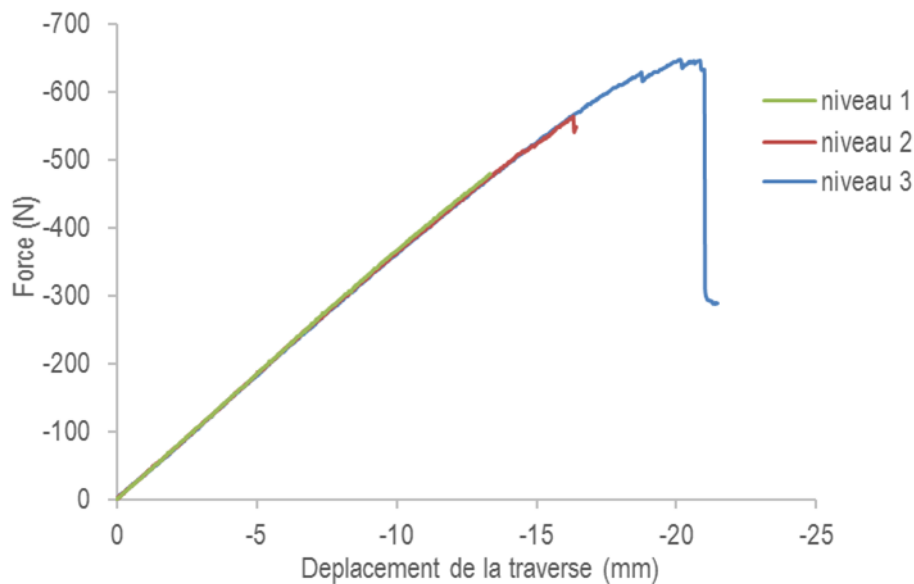


Figure 56 Courbe force-déplacement pour des essais de flexion dans la direction chaine

La Figure 57 présente les micrographies des différents niveaux lors des essais de flexion le long de la direction chaine. Les micrographies des tranches le long de la direction chaine et de la direction trame sont indiquées par les lettres C et T respectivement. Les fissures de type 1 sont identifiées par un trait rouge alors que celle le type 2 sont identifiées par un trait vert. Le niveau 1 est absent de cette figure car le matériau ne présentait pas d'endommagement pour ce niveau. Il apparait que lors de cet essai le matériau s'endommage très peu. Des décohésions sont observées juste au dernier niveau sur la tranche trame.

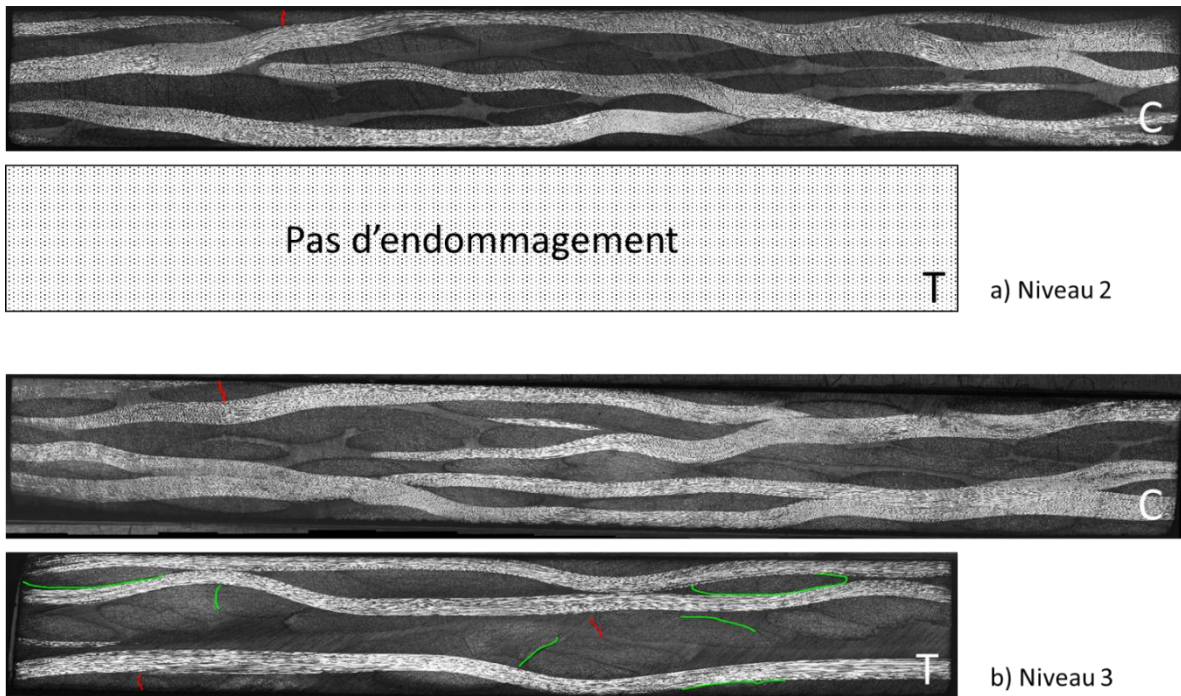


Figure 57 Micrographies des échantillons testés en flexion dans la direction chaîne

Les Figure 58 et Figure 59 présentent le nombre de fissures pondérées en fonction du déplacement pour les types d'endommagement 1 et 2, respectivement. La courbe de la force en fonction du déplacement est ajoutée.

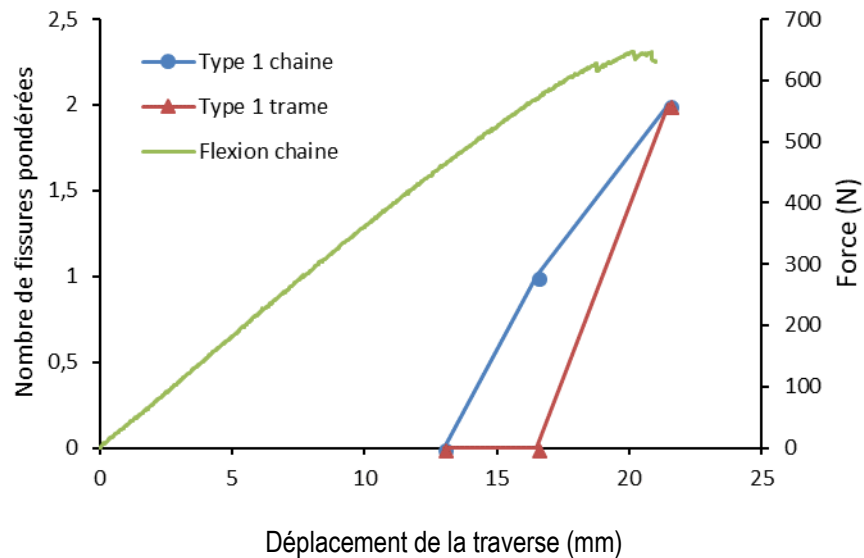


Figure 58 Évolution du nombre de fissures de type 1 lors d'un essai de flexion dans la direction chaîne

L'augmentation du nombre de fissures correspond à la perte de linéarité de la courbe force/déplacement. L'endommagement a d'abord lieu dans la tranche le long de la direction chaîne puis dans la tranche le long de la direction trame avec la même concentration pour les fissures de type 1.

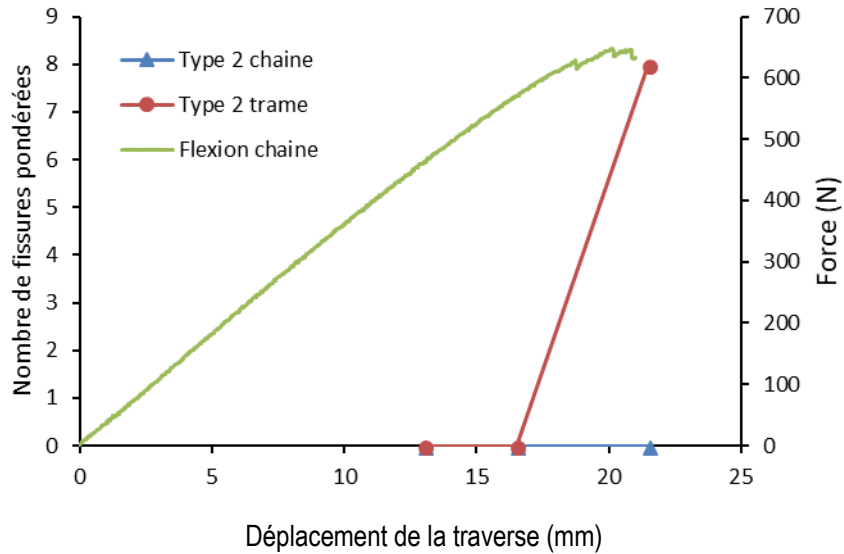


Figure 59 Évolution du nombre de fissures de type 2 lors d'un essai de flexion dans la direction chaine

Les endommagements de type 2 sont absents dans la tranche le long de la direction chaine. Cependant ces derniers se retrouvent dans la tranche le long de la direction trame. Leur apparition correspond à la fin de la courbe de force/déplacement, lorsque les perturbations deviennent importantes, c'est-à-dire à environ 16 mm de déplacement. La courbe atteint un plateau et commence à baisser jusqu'à la rupture finale. L'endommagement en flexion dans la direction chaine se caractérise ainsi par des fissures dans les directions trame et chaine puis par des décohésions visibles seulement dans la tranche trame. Ces mécanismes conduisent à une réduction graduelle de rigidité puis à la rupture.

3.8.3.2 Flexion dans la direction trame

La Figure 60 présente la courbe force-déplacement pour les différents niveaux d'essais de flexion dans la direction trame. Le comportement du matériau dans ce sens présente une première partie linéaire puis une légère dégradation du module avant la rupture.

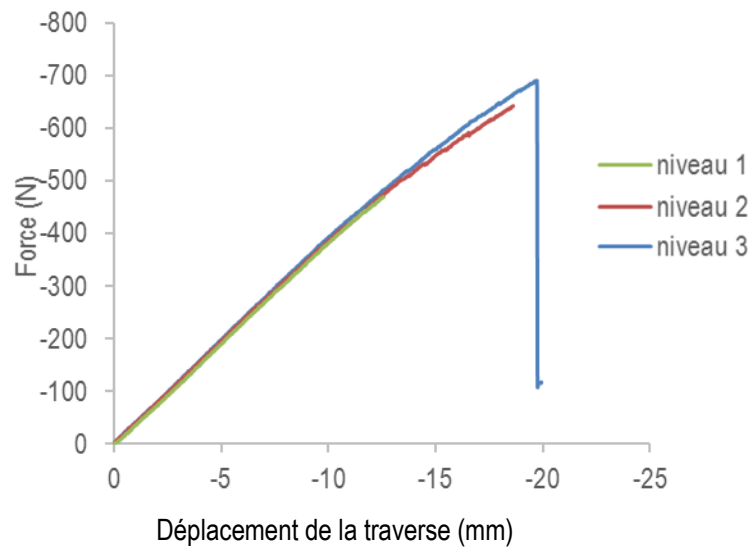


Figure 60 Courbe force-déplacement pour des essais de flexion dans la direction chaine

La Figure 61 présente les micrographies obtenues pour les différents niveaux lors des essais de flexion dans la direction trame. Ils sont présentés selon le même formalisme que précédemment. L'endommagement y est progressif et fait intervenir les deux types d'endommagement. En effet, on remarque une densification des endommagements en fonction des niveaux. La tranche le long de la direction chaine du niveau 3 est très endommagée.

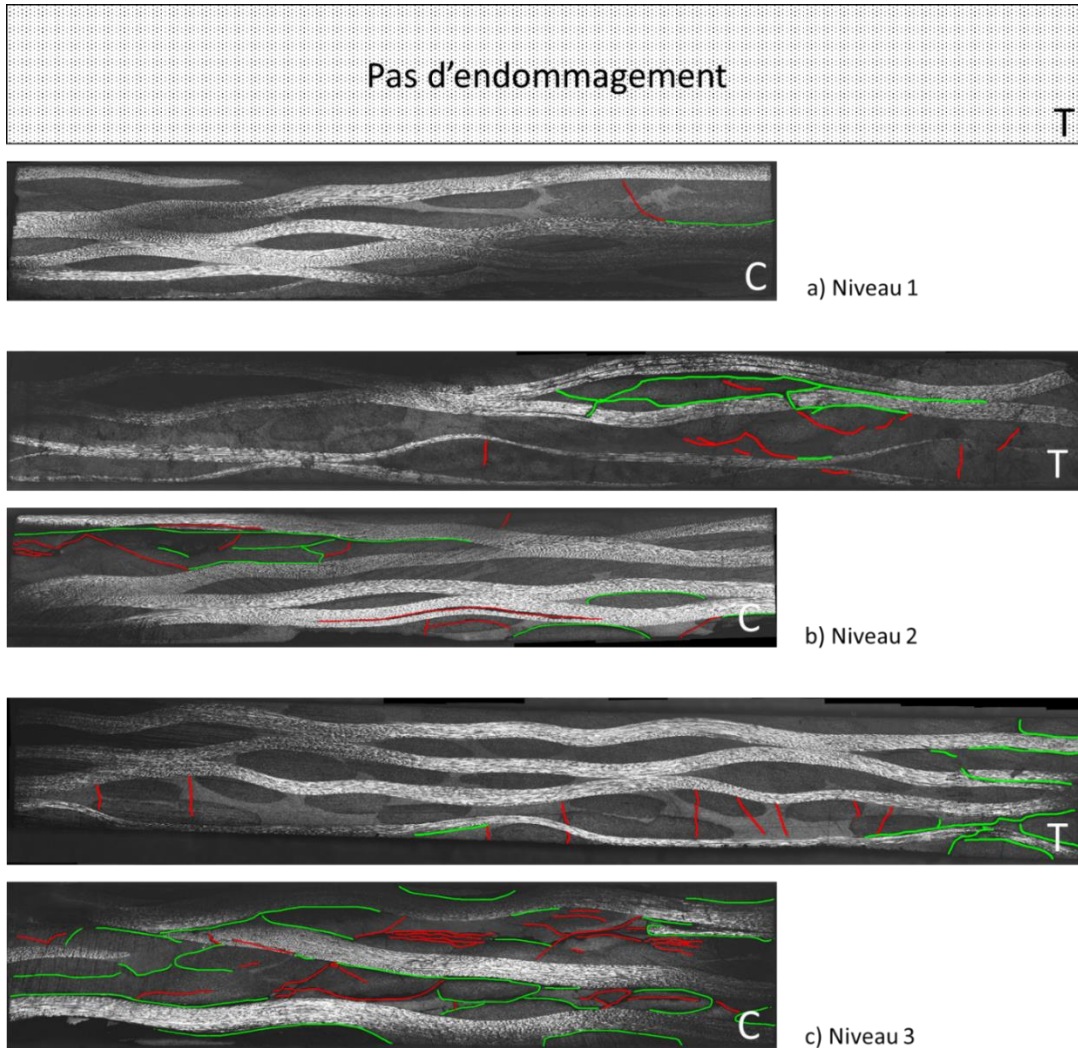


Figure 61 Micrographies des échantillons testés en flexion dans la direction trame

Les Figure 62 et Figure 63 présentent le nombre de fissures pondérées en fonction du déplacement pour les endommagements de types 1 et 2 respectivement. La courbe de la force en fonction du déplacement est ajoutée.

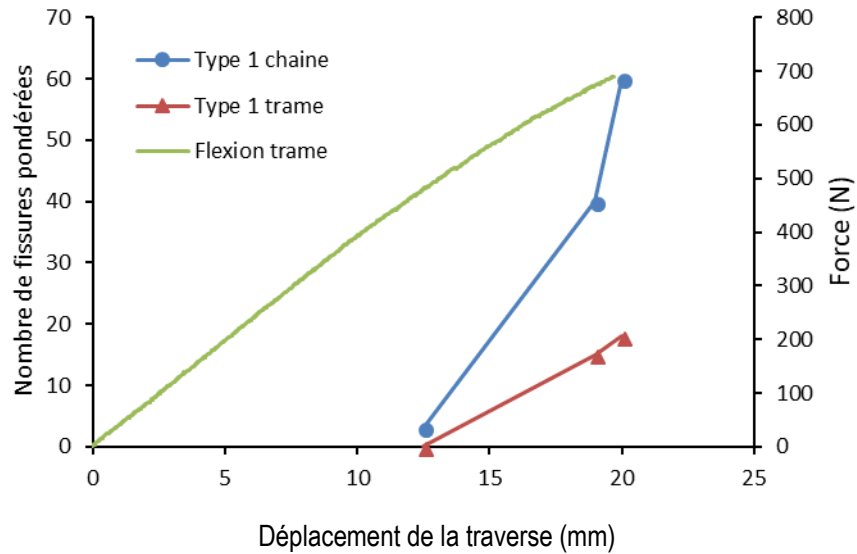


Figure 62 Évolution du nombre de fissures de type 1 lors d'un essai de flexion dans la direction trame

L'apparition des fissures de type 1 dans les deux tranches marquent la perte de linéarité de la courbe force-déplacement. La concentration de fissures semble plus importante dans la tranche le long de la direction chaîne.

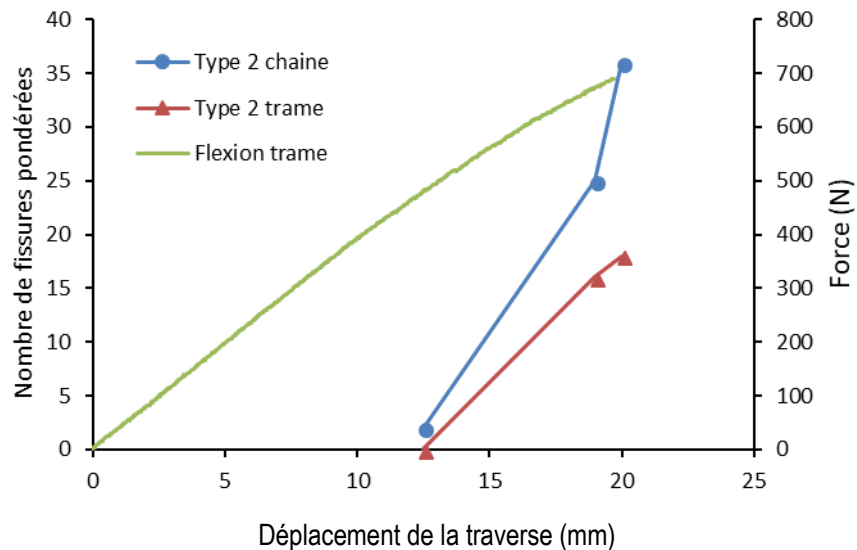


Figure 63 Évolution du nombre de fissures de type 2 lors d'un essai de flexion dans la direction trame

L'évolution des endommagements de type 2 est similaire à ceux de type 1 pour l'essai de flexion dans la direction trame. Le mécanisme d'endommagement fait donc appel aux deux types d'endommagement de manière quasiment égale sur les tranches. Leur influence sur la perte de linéarité de la courbe est ainsi mise en évidence.

3.9 Conclusion

Par ces multiples essais, cette analyse a caractérisé le comportement du matériau dans l'ensemble des directions dans le plan et hors plan. De plus, l'analyse de l'endommagement a permis de faire un lien entre les courbes de comportement et la concentration de fissures ou les décohésions des torons.

La campagne d'essais a permis de caractériser le comportement mécanique du matériau dans les différentes directions et de déterminer un grand nombre de paramètres du modèle présentés dans le Tableau 21. Ces derniers vont être utilisés au chapitre suivant comme paramètres d'entrée du modèle numérique.

Tableau 21 Propriétés mécaniques et paramètres du modèle déterminés expérimentalement

Propriétés	Valeur	Unité
E_{11}	55900	<i>MPa</i>
ν_{12}	0,08	-
α_1	0,1	$\frac{1}{\sqrt{MPa}}$
Y_{11o}^+	0,7	\sqrt{MPa}
Y_{11c}^+	2,0	\sqrt{MPa}
ε_{11}^r	0,012	-
E_{22}	59500	<i>MPa</i>
ν_{21}	0,085	-
α_2	0,556	$\frac{1}{\sqrt{MPa}}$
Y_{22o}^+	1,023	\sqrt{MPa}
Y_{22c}^+	2,24	\sqrt{MPa}
ε_{22}^r	0,013	-
σ_{22}^o	390	<i>MPa</i>
A_{22}	104715	<i>MPa</i>
m_{22}	0,96	-
G_{12}	4614	<i>MPa</i>
α_{12}	0,4173	$\frac{1}{\sqrt{MPa}}$
Y_{12o}	0,155	\sqrt{MPa}
Y_{12c}	1,34	\sqrt{MPa}
γ_{12}^r	0,029	-

$\overline{\sigma}_{12}^o$	27	<i>MPa</i>
A ₁₂	4684	<i>MPa</i>
m ₁₂	0,7324	-
E _{11comp}	44700	<i>MPa</i>
ε_{11comp}^r	-0,011	-
E _{22comp}	47200	<i>MPa</i>
ε_{22comp}^r	-0,011	-
E ₃₃	11000	<i>MPa</i>
G ₂₃	3290	<i>MPa</i>
G ₁₃	3290	<i>MPa</i>
ν_{13}	0,109	-
ν_{23}	0,109	-
Y_{11c}^-	1,36	\sqrt{MPa}
Y_{22c}^-	1,44	\sqrt{MPa}

4 Implémentation numérique et validation du comportement statique

Ce chapitre est consacré au développement d'outils numériques permettant de prédire le comportement mécanique du matériau étudié. Cette modélisation se base sur les lois développées dans les chapitres précédents et qui ont été implémentées dans ABAQUS via l'utilitaire VUMAT, sous-routine de l'utilisateur permettant d'implanter une loi de comportement adaptée à une application particulière. L'architecture de la Vumat sera d'abord décrite, puis les modèles des différents essais seront présentés et enfin les résultats des simulations numériques seront comparés aux résultats expérimentaux.

4.1 Implémentation

La modélisation mise en place repose sur trois éléments : la sous-routine Vumat, le compilateur Fortran et la modélisation Abaqus comme l'illustre la Figure 64. La configuration utilisée pour réaliser les simulations numériques est :

Logiciel de programmation de la Vumat : Visual Studio 2013

Compilateur Fortran : Intel Compiler 16.0 Intel 64 Visual Studio 2013

Logiciel élément fini : Abaqus CAE 6.14

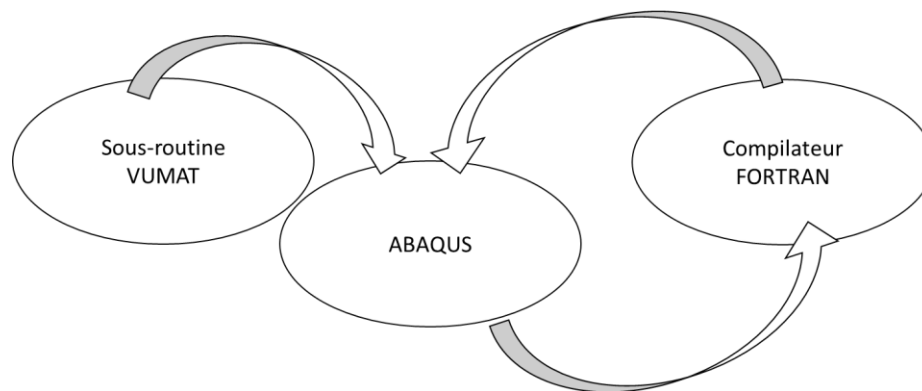


Figure 64 Implémentation générale

Tout d'abord il faut créer un modèle géométrique de l'éprouvette d'essai et lui associer les conditions les plus proches possibles de celles expérimentales (chargements, conditions limites, matériaux) avec un maillage adéquat et des paramètres de simulation proches des conditions d'essai. Le tout est créé dans l'environnement ABAQUS/CAE et sauvegardé dans un fichier .CAE. Avant de lancer des calculs de simulation, un fichier texte .inp lisible par ABAQUS standard ou explicit est généré. Ce dernier contient l'ensemble des informations sous

forme de commandes, de commentaires ou de données numériques nécessaires à faire tourner le logiciel ABAQUS. La sous-routine Vumat de son côté représente la loi de comportement du matériau qui doit décrire le plus fidèlement possible les différents modes de déformations, d'endommagement et de rupture susceptibles d'être rencontrés en cours d'utilisation. Actuellement, la VUMAT est préférablement lancée en mode commande et on doit spécifier le fichier d'entrée dans lequel on aura indiqué que l'on appellera une sous-routine matériau de l'utilisateur. On doit alors spécifier dans la commande le nom de la sous-routine soit VUMAT ou VUEL qui doit être dans le même répertoire que le fichier .inp que l'on désire exécuter : « Abaqus job=nom-du-fichier.inp user=nom-de-la-vumat.for double interactive cpus=nombre de processeur ».

L'ajout du terme « double » dit à ABAQUS de faire des calculs en double plutôt qu'en simple précision. Le terme « interactive » indique que l'on peut suivre le déroulement des étapes de calculs à l'écran et le terme « cpus » indique le nombre de processeurs à utiliser sur une machine disposant de plusieurs processeurs si la VUMAT a été vectorisée. Au lancement de la commande précédente, ABAQUS lance d'abord la compilation de la sous-routine en faisant appel au compilateur FORTRAN. Si la compilation se fait avec succès la version exécutable est reliée à ABAQUS exécutable pour former une nouvelle version d'ABAQUS qui tient compte de l'application usager. S'il y a des erreurs de syntaxe le lancement d'ABAQUS est avorté et le compilateur indique des erreurs de compilation qu'il faut d'abord corriger avant de relancer l'exécution. Par ailleurs le fait qu'une compilation se termine sans erreur ne garantit pas que la VUMAT est sans erreur. L'utilisateur doit procéder à une phase de débogage pour s'assurer que la sous-routine réalise bien les calculs attendus. Cette phase se fait souvent en lançant des calculs sur un seul élément afin de pouvoir imprimer et examiner les entrées et les sorties de la sous-routine Vumat.

4.2 Algorithme de la VUMAT

La sous-routine Vumat est programmée en langage Fortran dans l'environnement de développement Microsoft Visual Studio. La Figure 65 schématise l'algorithme général de la sous-routine VUMAT qui intègre la loi de comportement sur un pas de temps donné et pour un incrément de chargement donné et retourne la réponse en contraintes et le chargement dans les variables internes du matériau.

Le problème essentiel résolu par cette routine d'intégration de la loi de comportement est le suivant : étant donné l'état du milieu continu en un point donné au temps t_n caractérisé par la connaissance des variables $\varepsilon_n, \varepsilon_n^p, \varepsilon_n^e, \bar{p}_n, \sigma_n, Y_n, d_n$ et la connaissance de l'incrément de déformation $\Delta\varepsilon_{n+1}$, permettant le passage de la configuration au temps t_n à la configuration au temps t_{n+1} suite à un incrément de chargement, le problème est de trouver les paramètres $\varepsilon_{n+1}, \varepsilon_{n+1}^p, \varepsilon_{n+1}^e, \bar{p}_{n+1}, \sigma_{n+1}, Y_{n+1}, d_{n+1}$ caractérisant la configuration au temps t_{n+1} et qui respectent la loi de comportement du matériau en question. Un algorithme séquentiel (operator split

methodology) dit de prédiction élastique et correction en endommagement ou en plasticité est utilisé. Il comprend deux étapes principales :

(i) La mise à jour triviale de la configuration \mathcal{E}_{n+1} , qui est suivie d'une prédiction de réponse en supposant que le passage de la configuration C_n à la configuration C_{n+1} se fait de façon élastique et donc en supposant que la plasticité ou l'endommagement sont figés aux valeurs de la configuration C_n . Ceci est suivie de l'évaluation d'un critère de plasticité ou d'endommagement.

(ii) Si le critère n'est pas satisfait, il faut alors effectuer une correction soit plastique ou soit en endommagement selon le cas (opération dite de rabattement). Si un niveau critique d'endommagement est atteint, on peut être amené à supprimer des éléments; si la supposition est bonne, on accepte les corrections élastiques et il faut passer au pas suivant.

Le Tableau 22 traduit l'utilisation ou non des fonctions d'endommagement, de plasticité et de suppression d'élément pour les différentes directions. Enfin le choix entre une évolution de type traction ou compression se fait en analysant le signe de la trace des déformations $tr(\varepsilon) = (\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33})$, comme il apparaît sur la Figure 65.

Tableau 22 Comportement dans les différentes directions programmé dans la Vumat

Direction et type de chargement	Endommagement	Plasticité	Suppression d'élément
11 Traction	OUI	NON	OUI
11 Compression	OUI	NON	OUI
22 Traction	OUI	OUI	OUI
22 Compression	OUI	NON	OUI
33	NON	NON	NON
12 Cisaillement plan	OUI	OUI	OUI
23 Cisaillement hors plan	NON	NON	NON
13 Cisaillement hors plan	NON	NON	NON

Les sous-sections suivantes décrivent de manière explicite ces différentes étapes de l'algorithme.

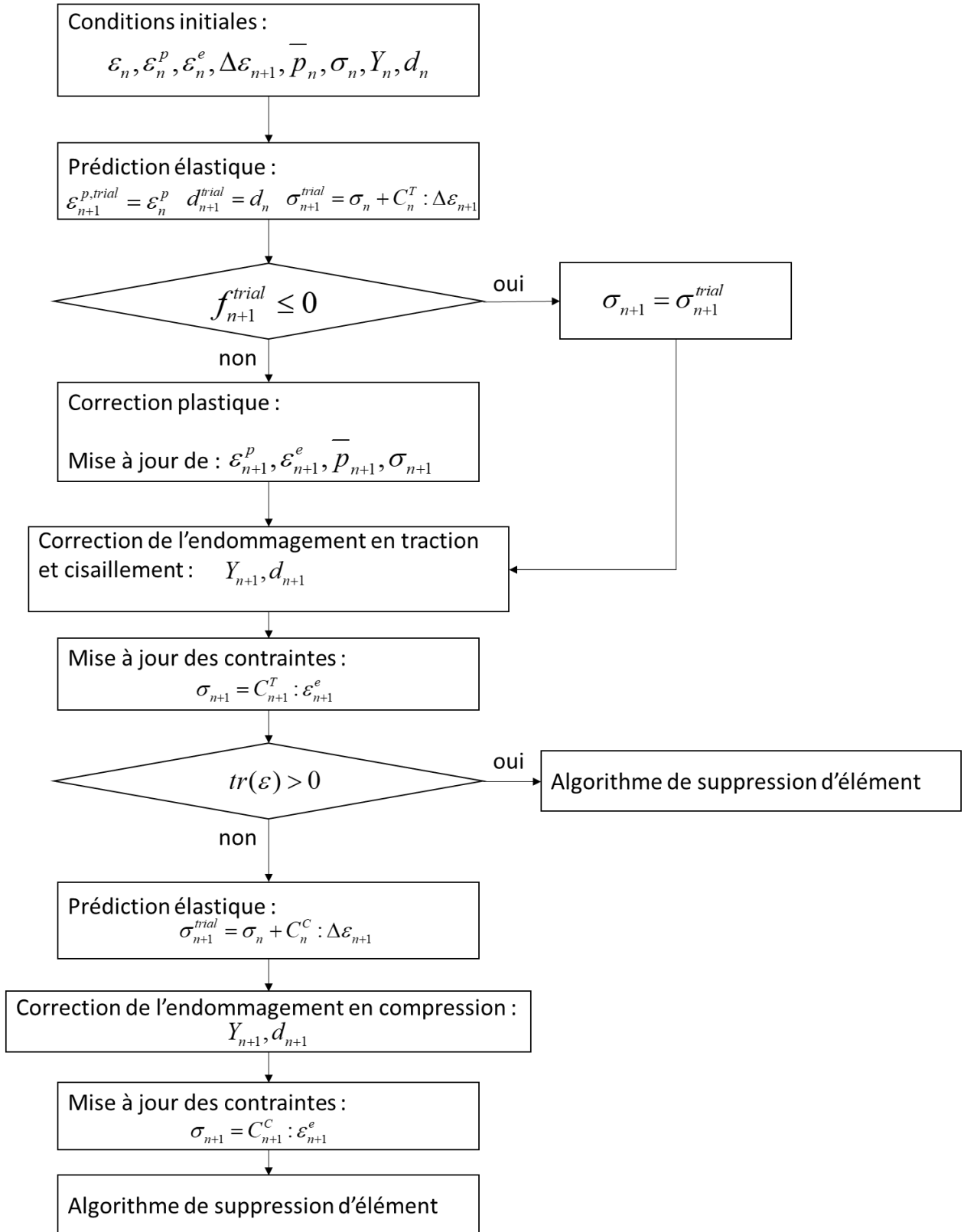


Figure 65 Algorithme global de la Vumat

4.2.1 Conditions initiales

Les conditions initiales de chaque début d'itération reposent sur les valeurs connues à la fin de l'incrément précédent, i.e., dans la configuration C_n et que l'on peut regrouper :

- en variables observables ε_n
- en variables internes $\varepsilon_n^p, \bar{p}_n, \mathbf{d}_n$
- en variables d'histoire du matériau $\varepsilon_n^e, \sigma_n, \mathbf{Y}_n$

et de la connaissance de l'incrément de déformation $\Delta\varepsilon_{n+1}$ à la fin du pas de temps courant t_{n+1} .

Le premier calcul consiste en la mise à jour de la configuration déformée qui se traduit par :

$$\varepsilon_{n+1} = \varepsilon_n + \Delta\varepsilon_{n+1} \quad (4.1)$$

où $\Delta\varepsilon_{n+1}$ est l'incrément de déformation fourni par le logiciel éléments finis ABAQUS à l'entrée de la routine VUMAT.

4.2.2 Prédiction élastique

Le calcul de la matrice de raideur est la traduction algorithmique du calcul de la matrice inverse $C = S^{-1}$ où :

$$S = \begin{pmatrix} 1/E_{11}^o(1-d_{11}) & -\nu_{12}^o/E_{11}^o & -\nu_{13}^o/E_{11}^o & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}^o/E_{11}^o & 1/E_{22}^o(1-d_{22}) & -\nu_{23}^o/E_{22}^o & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}^o/E_{11}^o & -\nu_{23}^o/E_{22}^o & 1/E_{33}^o & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23}^o & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13}^o & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12}^o(1-d_{12}) \end{pmatrix} \quad (4.2)$$

Enfin le calcul des contraintes se traduit de manière algorithmique par :

$$\sigma_{n+1} = \sigma_n + C_n : \Delta\varepsilon_{n+1} \quad (4.3)$$

où C_n est la matrice de rigidité calculée avec les valeurs d'endommagements au temps t_n .

On remarque dans la Figure 65 que les matrices de rigidité C comportent l'exposant « C » ou « T ». Cette notation indique si la matrice est calculée avec les propriétés de compression « C » ou les propriétés de traction « T ». Ainsi, la sous-routine Vumat mise en place différencie le comportement en traction et en compression dans les directions chaîne et trame. Les essais expérimentaux ont en effet montré que le matériau n'avait pas le même comportement dans ces directions ni le même module en traction et en compression.

4.2.3 Correction plastique

La fonction f qui définit si le comportement doit évoluer de manière plastique s'écrit selon l'équation (2.14). Si le critère est vérifié, l'évolution est élastique. La méthode de Newton-Raphson est utilisée pour résoudre le problème non linéaire et consiste à incrémenter le paramètre $\Delta\lambda_{ij}^p$ avec un pas variable, jusqu'à ce que la fonction f soit plus petite qu'une certaine tolérance TOL, c'est-à-dire très proche de zéro.

Cela revient à résoudre de manière itérative:

$$f^{n+1} = f(\bar{\sigma}(\Delta\lambda^p), \tilde{\varepsilon}^p(\Delta\lambda^p)) = 0 \quad (4.4)$$

Selon le schéma mathématique :

a- Initialisation avec

$$k = 0, \Delta\lambda_{n+1}^{p,(0)} = 0, \bar{\sigma}_{n+1}^{-(0)} = \bar{\sigma}_{n+1}^{-trial}, \varepsilon_{n+1}^{p,(0)} = \varepsilon_n^p \text{ et } \varepsilon_{n+1}^{-p,(0)} = \varepsilon_n^{-p} \quad (4.5)$$

b- Calcul de $\delta(\Delta\lambda^p)$, $\delta\varepsilon^p$ et $\delta\varepsilon^{-p}$ à l'itération (k+1)

c- Mise à jour des variables d'évolution plastique pour l'itération (k+1)

$$\begin{cases} \Delta\lambda_{n+1}^{p,(k+1)} = \Delta\lambda_{n+1}^{p,(k)} + \delta(\Delta\lambda^p) \\ \varepsilon_{n+1}^{p,(k+1)} = \varepsilon_{n+1}^{p,(k)} + \delta(\varepsilon^p) \\ \varepsilon_{n+1}^{-p,(k+1)} = \varepsilon_{n+1}^{-p,(k)} + \delta(\varepsilon^{-p}) \end{cases} \quad (4.6)$$

d- Calcul des contraintes

$$\sigma_{n+1}^{(k+1)} = C_n(\varepsilon_{n+1} - \varepsilon_{n+1}^{p,(k+1)}) \quad (4.7)$$

e- Calcul de la fonction f

$$f_{n+1}^{(k+1)} = f(\bar{\sigma}_{n+1}^{-(k+1)}, \varepsilon_{n+1}^{p,(k+1)}) \quad (4.8)$$

Si $f_{n+1}^{(k+1)} < \text{TOL}$ alors le paramètre de cohérence plastique $\Delta\lambda_{ij}^p$ est incrémenté de la bonne quantité $\delta(\Delta\lambda_{ij}^p)$

et il est possible de déduire :

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{p}_{n+1} = \bar{p}_n + \Delta\lambda^p \\ \bar{\varepsilon}_{n+1}^p = \bar{\varepsilon}_n^p + \Delta\lambda^p * \text{signe}(\bar{\sigma}_{n+1}) \\ \varepsilon_{n+1}^p = \frac{\bar{\varepsilon}_{n+1}^p}{1 - d_n} \\ \varepsilon_{n+1}^e = \varepsilon_{n+1} - \varepsilon_{n+1}^p \\ \sigma_{n+1} = C_n \varepsilon_{n+1}^e \end{array} \right. \quad (4.9)$$

Si $f_{n+1}^{(k+1)} > \text{TOL}$, on définit $k = k+1$ et l'on retourne à l'étape b-.

Dans la sous-routine développée dans ces travaux TOL est pris égal à 10^{-15} .

Comme l'indique le Tableau 22, cet algorithme de plasticité n'est mis en place que pour la traction dans la direction trame et le cisaillement plan.

4.2.4 Correction de l'endommagement

Comme explicité précédemment, l'endommagement repose sur le calcul des forces thermodynamiques Y_{11} , Y_{22} et Y_{12} . Dans le cas des variables d'endommagement en traction, la Figure 66 illustre l'algorithme associé.

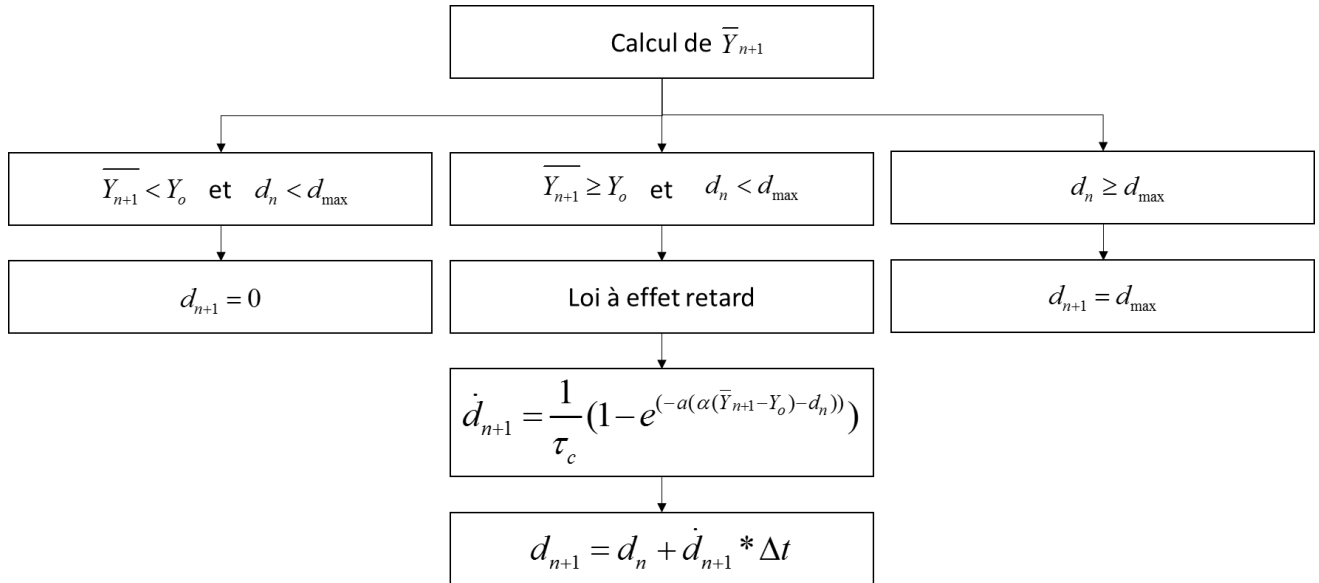


Figure 66 Subdivision de l'algorithme d'endommagement en traction

Dans le cas des variables d'endommagement en compression, la Figure 67 illustre l'algorithme utilisé.

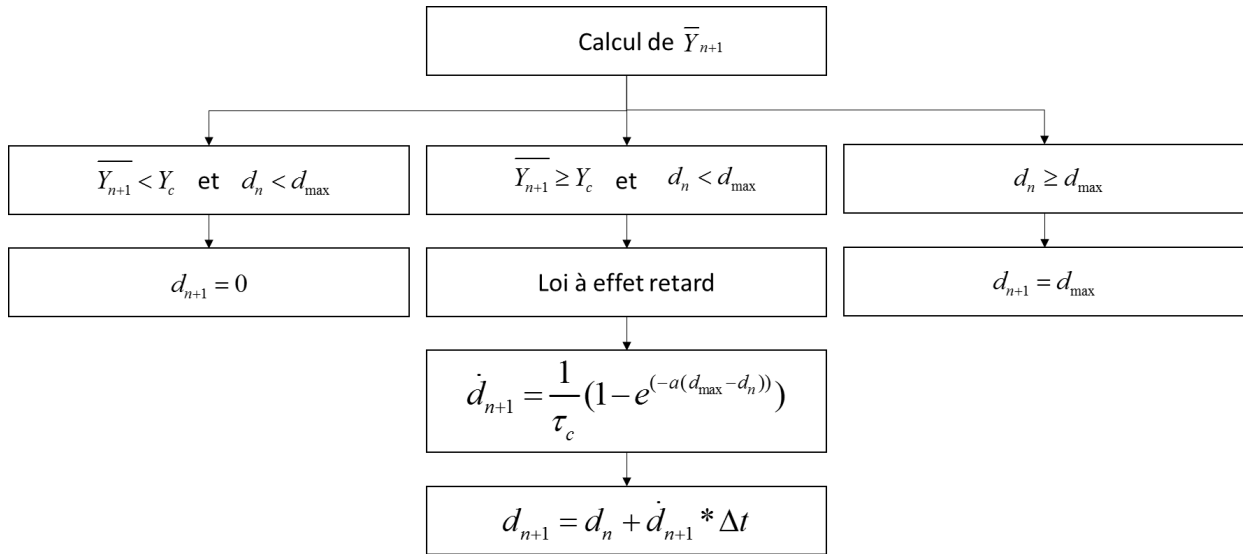


Figure 67 Subdivision de l'algorithme d'endommagement en compression

Dans le cas de la compression, il n'y a pas de loi d'évolution de l'endommagement, la transition se fait de manière brutale une fois la valeur seuil dépassée. Numériquement, pour adoucir cet endommagement brutal, la loi à effet retard, présentée dans le chapitre 2 est introduite.

Dans la Vumat développée la valeur de d_{max} a été définie à 0,999 pour apporter un endommagement maximum jusqu'à la rupture et pour être numériquement admissible.

4.2.5 Mise à jour des contraintes

Les fonctions de mise à jour des contraintes présentées dans la Figure 65, recalculent la matrice de raideur avec les valeurs des endommagements calculés dans le même pas de temps t_{n+1} et en recalculant ainsi par la suite la valeur vraie des contraintes élastiques dans cet incrément $n+1$. Cela se traduit par :

$$\sigma_{n+1} = C_{n+1} : \varepsilon_{n+1}^e \quad (4.10)$$

où C_{n+1} est la matrice de rigidité actualisée avec les valeurs d'endommagements calculées au temps t_{n+1} .

4.2.6 Algorithme de suppression d'élément

Pour éviter que les éléments ne subissent des déformations importantes et ainsi créent des problèmes de distorsion, un critère de suppression d'élément est mis en place. Abaqus supprime un élément si sa variable « MPstatus » prend la valeur zéro. La condition de suppression d'éléments se base sur la valeur des déformations dans les directions principales ε_{max}^{nom} et ε_{min}^{nom} ou sur la valeur d'endommagement d_{ii}^k . Le critère sera différent dans le cas uniaxial et les configurations d'impact :

Cas uniaxial :

$$\begin{aligned}
 & \text{Si } tr > 0 \quad MpStatus = 0 \quad \text{si} \\
 & d_1^t > 0.99 \quad \text{ou} \quad d_2^t > 0.99 \quad \text{ou} \quad \gamma_{12}^p > 1 \quad \text{ou} \quad \varepsilon_{22}^p > 1 \quad \text{ou} \quad \varepsilon_{\max}^{nom} > 1 \\
 \\
 & \text{Si } tr < 0 \quad MpStatus = 0 \quad \text{si} \\
 & d_1^c > 0.99 \quad \text{ou} \quad d_2^c > 0.99 \quad \text{ou} \quad \gamma_{12}^p > 1 \quad \text{ou} \quad \varepsilon_{\min}^{nom} < -0.8
 \end{aligned} \tag{4.11}$$

Cas configuration d'impact :

$$\begin{aligned}
 & \text{Si } tr > 0 \quad MpStatus = 0 \quad \text{si} \\
 & d_1^t > 0.99 \quad \text{et} \quad d_2^t > 0.99 \quad \text{ou} \quad \gamma_{12}^p > 1 \quad \text{ou} \quad \varepsilon_{22}^p > 1 \quad \text{ou} \quad \varepsilon_{\max}^{nom} > 1 \\
 \\
 & \text{Si } tr < 0 \quad MpStatus = 0 \quad \text{si} \\
 & d_1^c > 0.99 \quad \text{et} \quad d_2^c > 0.99 \quad \text{ou} \quad \gamma_{12}^p > 1 \quad \text{ou} \quad \varepsilon_{\min}^{nom} < -0.8
 \end{aligned} \tag{4.12}$$

Ces choix ont été faits en se basant sur plusieurs travaux [36-38].

4.3 Gestion de la loi à effet retard

Comme présenté dans la partie 2.2.1 une loi à effet retard a été intégrée dans la gestion de l'endommagement pour éviter la localisation d'éléments. Cette loi repose sur le choix ou la détermination des paramètres τ_c et a intervenant dans l'équation (2.10).

Les travaux de Marguet [28] abordent la manière de choisir ces paramètres pour une structure composite. τ_c est un paramètre matériau qui correspond à l'inverse de la vitesse d'endommagement maximale, et a est un paramètre qui caractérise la rupture en la rendant plus ou moins fragile. Ainsi une valeur de a élevée amènera une rupture brutale. Les travaux de LeMauff [29] sont entièrement consacrés à la gestion des bandes de localisation et au paramétrage de la loi à effet retard. τ_c y est vu comme un paramètre imposant un temps minimum de rupture. Le paramètre a permet de gérer la transition entre l'asymptote statique et l'asymptote dynamique du comportement du matériau. La Figure 68 représente l'effet du paramètre a vis-à-vis de la contrainte à la rupture en fonction du temps de chargement.

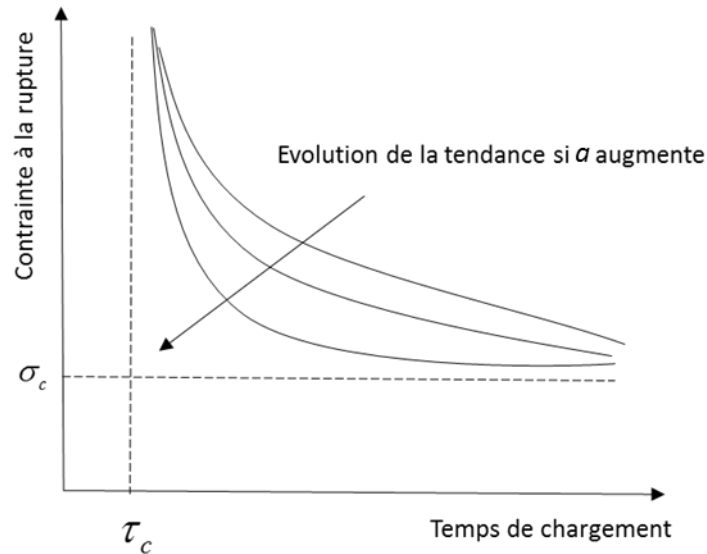


Figure 68 Effet du paramètre a

Ces travaux suggèrent que pour un matériau composite la valeur de τ_c est de l'ordre de $1 \mu\text{s}$ et a de l'ordre de 1. Cette valeur de $a = 1$ sera conservée dans la loi mise en place ici. En effet, on retrouve cette valeur pour les matériaux composites dans d'autres publications comme par exemple [39]. La détermination de la valeur de τ_c reste cependant délicate. En effet, même si les travaux précédents proposent des ordres de grandeur pour cette valeur dans le cadre d'essais dynamiques, cette valeur est à reconsidérer dans le cas d'un chargement quasi-statique. Pourtant dans un essai quasi-statique, le besoin de régulariser la localisation d'éléments est aussi nécessaire. Les travaux présentés dans [29] montrent qu'en considérant pour les essais quasi-statiques une valeur de τ_c de l'ordre de 0,1 s, cela permet d'avoir un comportement sans localisation et viable. Il est ainsi mis en évidence la sensibilité du paramètre τ_c et son influence dépendamment de l'essai réalisé. Les travaux présentés dans [29] étudient les paramètres influant sur la loi à effet retard. Il est montré que le pas de temps Δt doit être inférieur ou égal à τ_c pour que le comportement soit viable. Concernant le paramètre τ_c , une valeur plus grande va avoir tendance à augmenter le pic d'effort et donc l'énergie dissipée. De plus, la zone endommagée diminue avec τ_c . Il faut donc choisir un τ_c suffisamment grand pour que la zone endommagée affecte plusieurs éléments vis-à-vis du maillage mis en place. Enfin la vitesse de chargement est aussi un paramètre influant sur la loi à effet retard. Les travaux présentés dans [29] montrent que l'évolution de l'endommagement et ainsi l'ensemble du résultat final, dépend de la vitesse de chargement et non simplement du chargement. Cependant ces travaux montrent que pour deux vitesses de chargement différentes (V), le résultat peut être identique si le produit $V \tau_c$ reste constant.

De plus, la multitude d'essais réalisés dans ce mémoire vient augmenter la complexité. En effet, les différents essais qui ont été conduits pour valider le modèle et qui sont décrits plus loin, comportent différentes configurations géométriques et ainsi différents maillages. Ils sont soumis à différentes énergies et ont donc des vitesses de chargement différentes. Enfin les impacteurs sont de nature et de géométrie différentes avec des comportements très différents. Tout cela rend la bonne détermination des paramètres de cette loi relativement complexe.

4.4 Comportement dans le plan

4.4.1 Simulation

Les essais effectués en traction et compression dans les directions trame et chaîne ainsi qu'en cisaillement plan sont simulés. La modélisation de ces essais est identique et relativement simple, seule l'orientation du matériau et la taille des éprouvettes diffèrent entre les essais. La Figure 69 illustre cette modélisation.

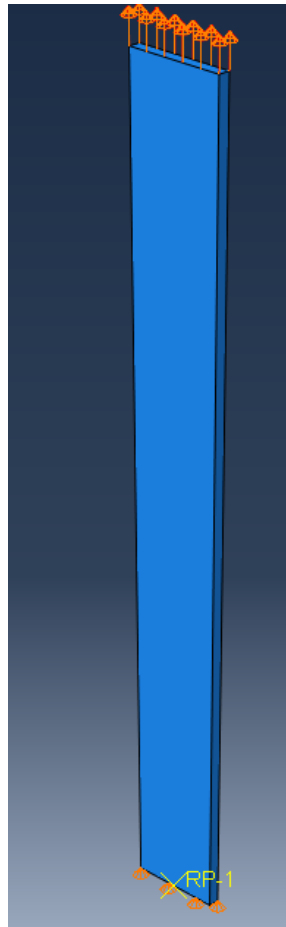


Figure 69 Modélisation des éprouvettes de traction plane

Pour la modélisation de ce type d'éprouvette, des éléments 3D C3D8R sont utilisés. Une extrémité de l'éprouvette est retenue dans la direction y alors qu'un déplacement est imposé sur l'autre extrémité de l'éprouvette selon la même direction. Ainsi la vitesse de déplacement est imposée en ajustant la durée du step vis-à-vis de la valeur de ce déplacement. De plus, des essais répétés progressifs seront réalisés en imposant les valeurs de déplacement. Afin de mesurer l'influence de l'effet retard, la réponse du modèle est tracée pour différentes valeurs de τ_c .

4.4.2 Comparaison des simulations aux essais expérimentaux

La Figure 70 présente les courbes contrainte-déformation obtenues dans la direction chaîne en traction et compare la réponse expérimentale à celle du modèle.

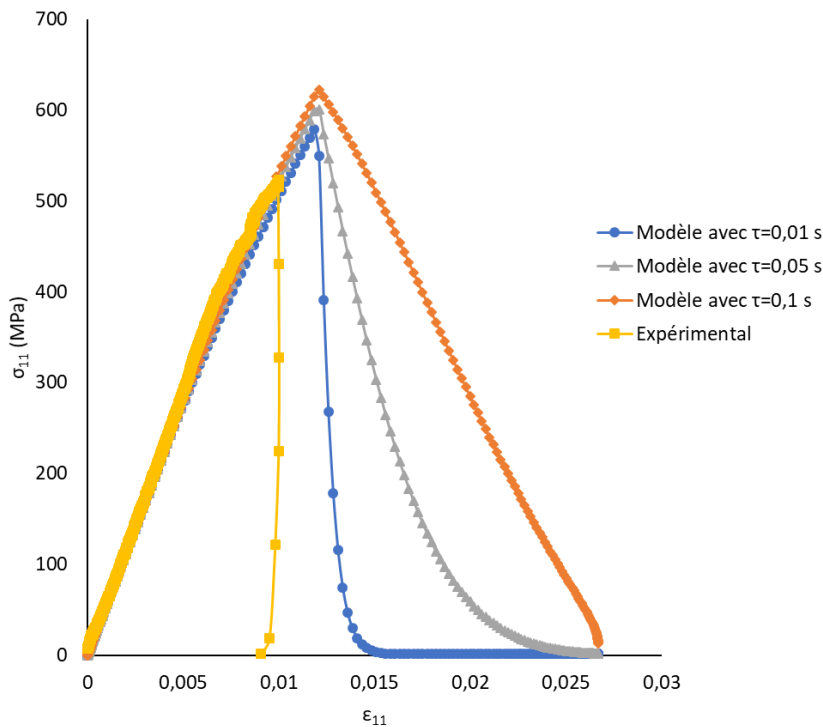


Figure 70 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de traction dans la direction chaîne

Le comportement de traction dans la direction chaîne est facilement reproduit du fait que le comportement est quasiment élastique fragile. En effet, il a été montré que l'endommagement reste très limité dans cette direction.

L'effet retard apporte un effet de décharge après la rupture. Plus τ_c est grand plus cet effet est important. Le modèle est donc performant dans cette direction.

La Figure 71 présente le comportement en traction dans la direction trame sous un chargement monotone.

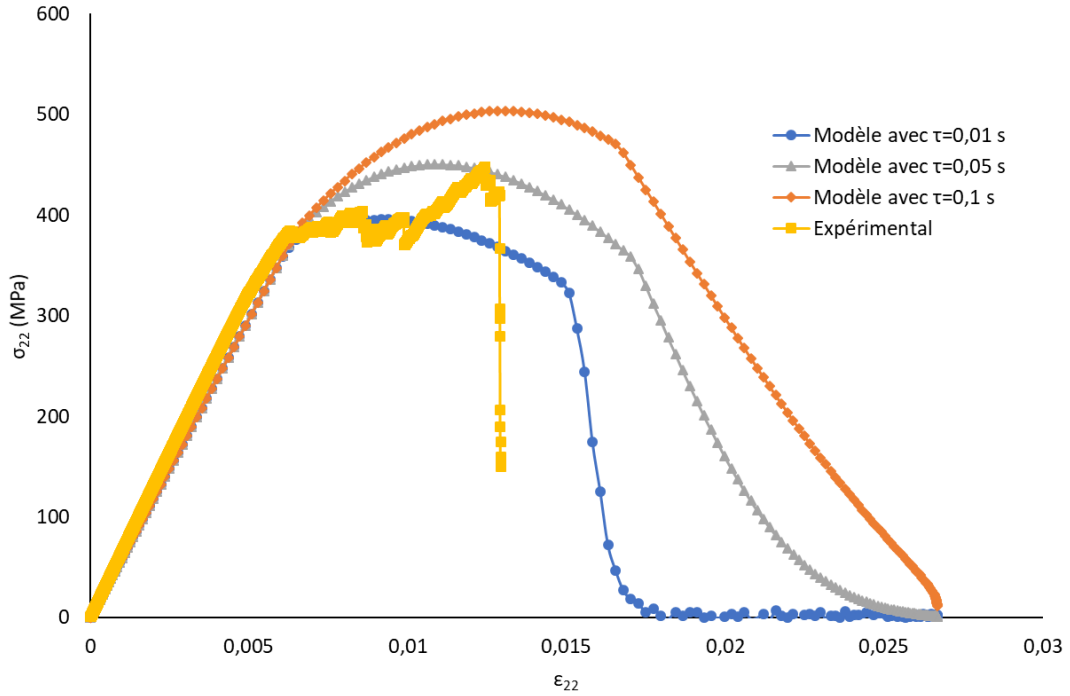


Figure 71 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de traction dans la direction trame monotone

La Figure 72 présente le comportement en traction dans la direction trame sous un chargement répété progressif.

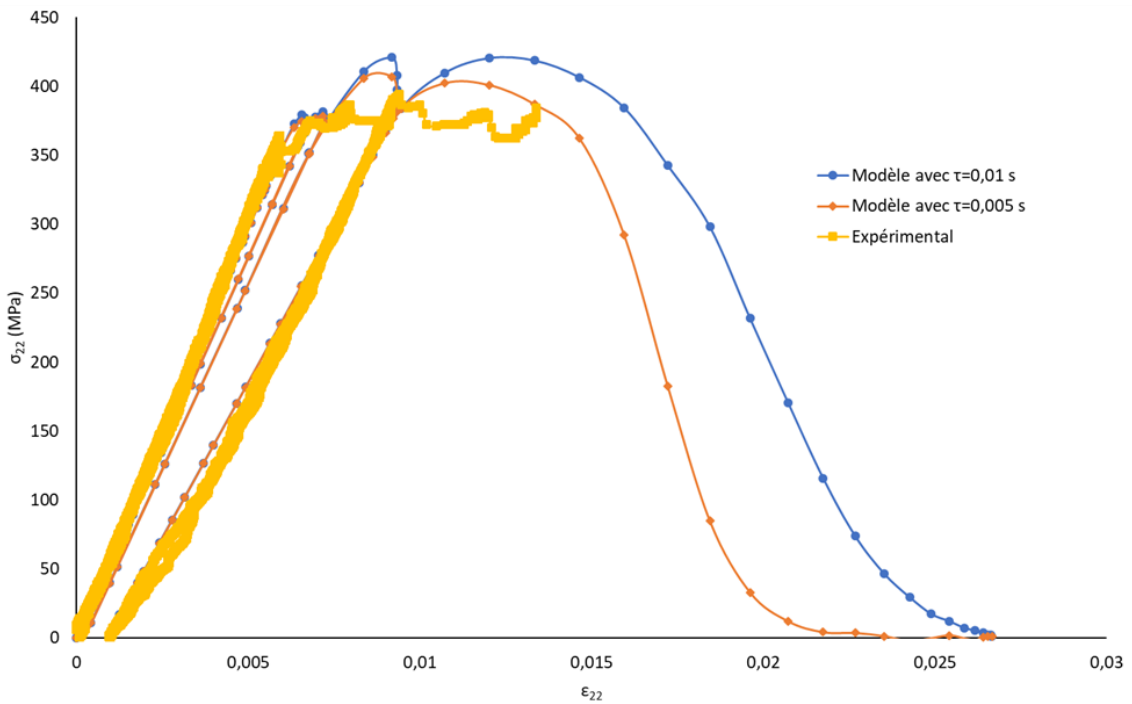


Figure 72 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de traction dans la direction trame répété progressif

Il apparait que le comportement non-linéaire ainsi que le phénomène de plateau sont bien reproduits. De plus les essais répétés progressifs montrent bien que la déformation inélastique est correctement calculée. Au-delà de l'effet de décharge, il est mis en évidence que l'effet retard vient aussi influencer sur la valeur des contraintes maximum. Plus τ_c est grand plus les contraintes obtenues sont importantes.

La Figure 73 présente la réponse en cisaillement plan sous un chargement monotone

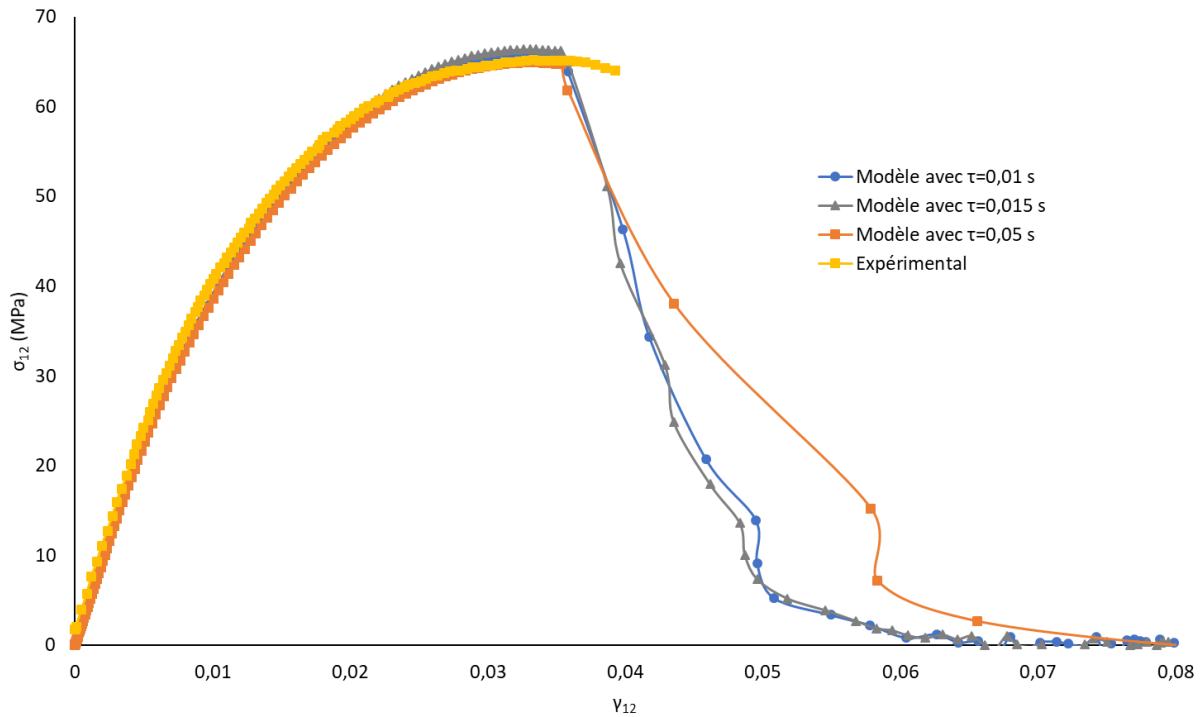


Figure 73 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour des essais de cisaillement monotone

La Figure 74 présente la réponse en cisaillement plan sous un chargement répété progressif.

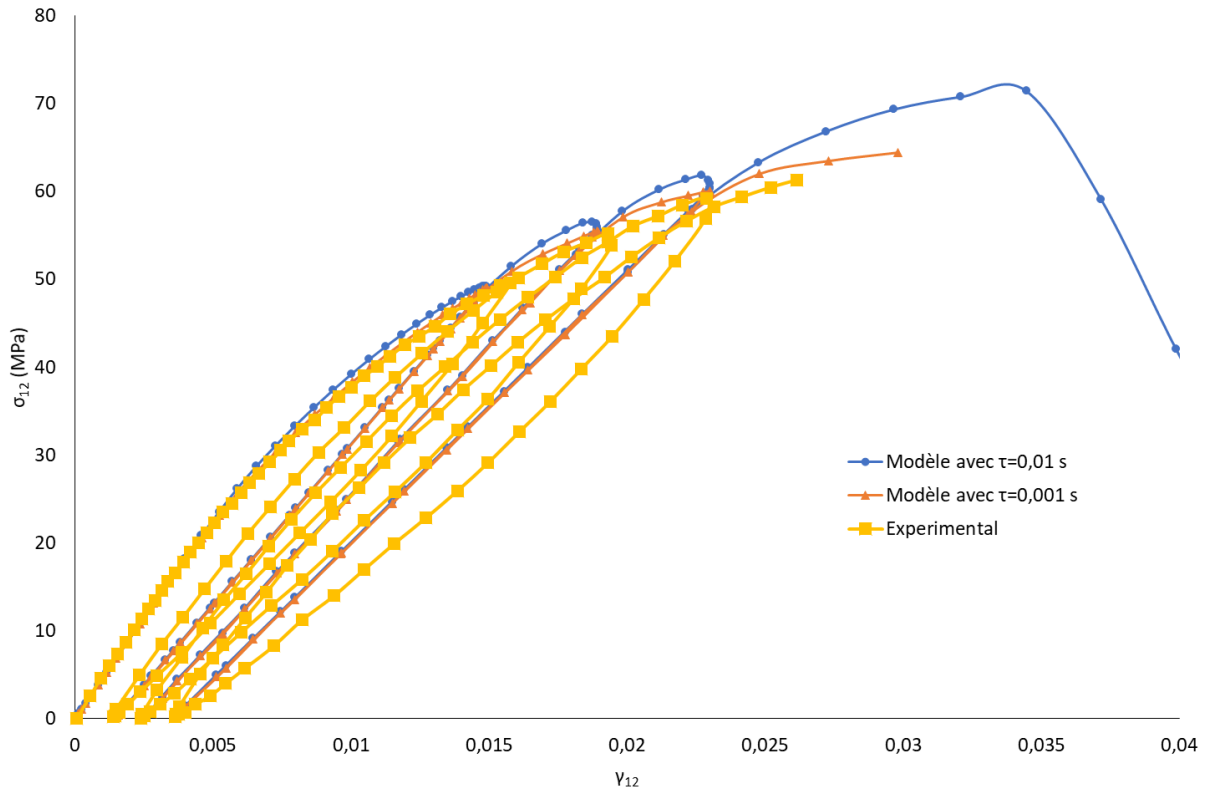


Figure 74 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour des essais de cisaillement répété progressif

Le comportement non-linéaire est bien reproduit, l'endommagement est bien pris en compte ainsi que l'accumulation de la déformation plastique après chaque décharge. Il est mis en évidence que l'effet retard est moins marqué dans cette direction.

La Figure 75 présente la réponse en compression dans la direction chaîne sous un chargement monotone.

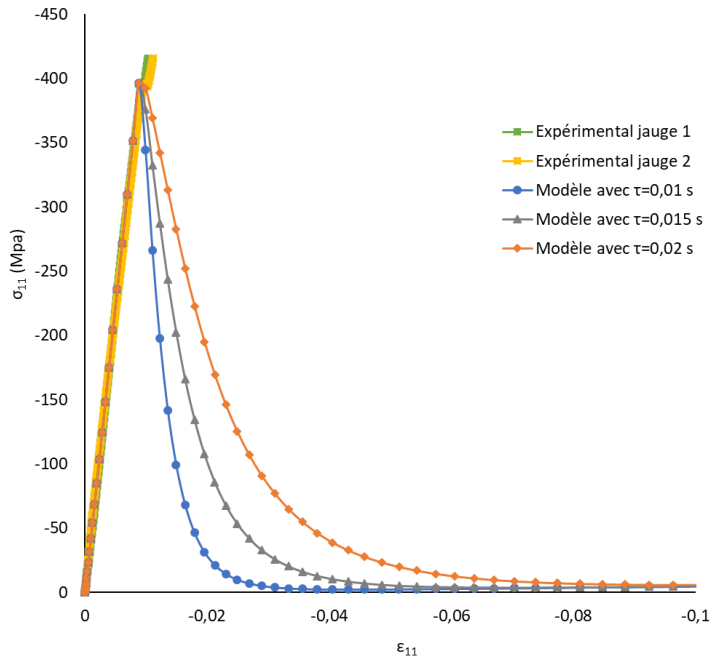


Figure 75 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de compression dans la direction chaîne

La Figure 76 présente la réponse en compression dans la direction trame sous un chargement monotone.

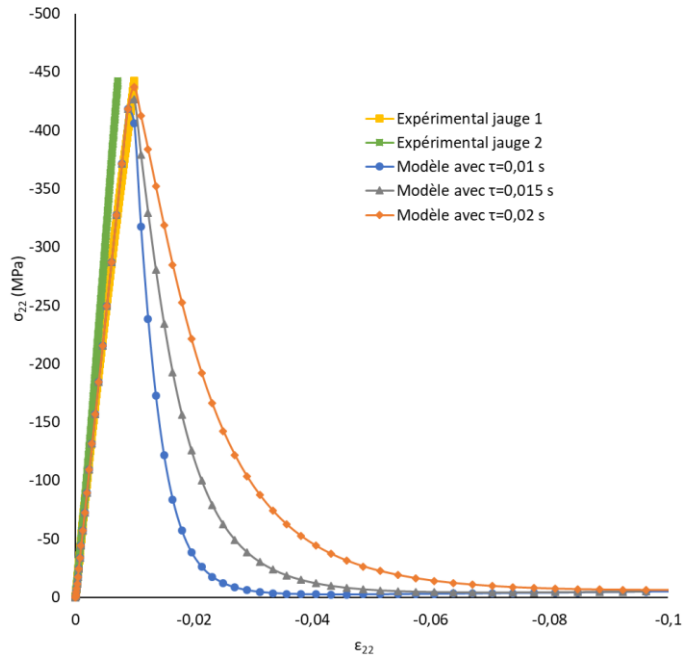


Figure 76 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale avec le modèle pour un essai de compression dans la direction trame

Pour la direction chaîne comme pour la direction trame, le comportement linéaire en compression est correctement reproduit. Les différentes valeurs de τ_c permettent de mettre en évidence la décharge post rupture de l'éprouvette.

A la vue de ces résultats, le comportement plan est donc bien reproduit dans les trois directions en traction et en compression. Il reste maintenant à étudier la réponse du modèle pour une indentation quasi-statique.

4.5 Indentation quasi-statique

4.5.1 Description de l'essai

Un composite tissé 3D de type interlock est supposé avoir une meilleure tenue à l'impact qu'un tissé 2D. Le but de l'essai d'indentation quasi-statique est donc d'analyser et de comprendre la réponse du matériau pour un chargement plus complexe mais toujours en quasi-statique. Pour cela un montage spécifique a été mis en place comme l'illustre la Figure 77. Cet essai a été réalisé sur une machine de traction MTS Insight 100 kN. Un impacteur de diamètre 12,7 mm est fixé directement dans le capteur de force sur la traverse de la machine. L'éprouvette choisie est circulaire de 101.6 mm de diamètre. Le rapport des diamètres est donc de 6,3. L'éprouvette est déposée sur un support en acier utilisé habituellement sur une tour de chute. Comme l'illustre la Figure 78, l'éprouvette est par la suite maintenue en position par un système de serrage appliqué sur son périmètre. Le diamètre efficace restant est de 80 mm. La force appliquée est mesurée par la cellule de force de la machine, et le déplacement de l'impacteur évalué par le déplacement de la traverse. De plus, un montage a été mis en place pour mesurer les déplacements ainsi que les déformations de l'éprouvette. Comme l'illustre la Figure 79, un mouchetis est réalisé sur la face de l'éprouvette opposée à l'impacteur. Un système de miroir et d'éclairage est mis en place pour pouvoir prendre des photos du dessous de l'éprouvette avec deux caméras Aramis comme le montre la Figure 78 b). Un total de quatre essais monotones sont réalisés avec une vitesse de 1,3 mm/min.



Figure 77 Photo du montage d'indentation quasi-statique

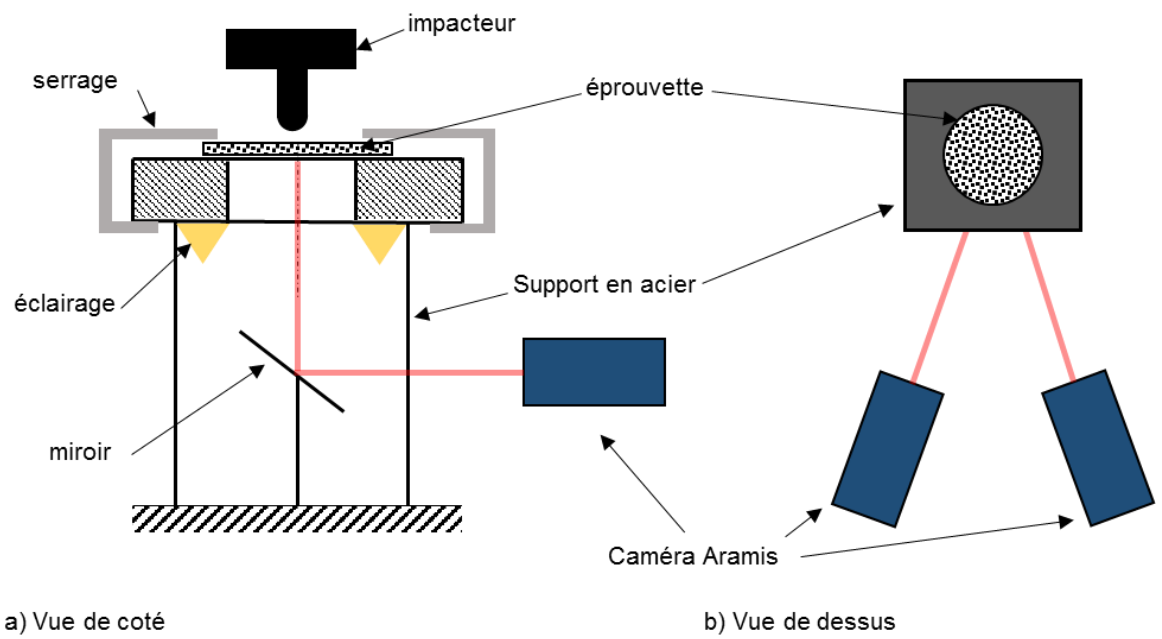


Figure 78 Schéma du montage d'indentation quasi-statique



Figure 79 Photographie d'une éprouvette après indentation

4.5.2 Résultats expérimentaux

La Figure 80 présente le graphique de la force appliquée en fonction du déplacement de l'impacteur pour les quatre essais.

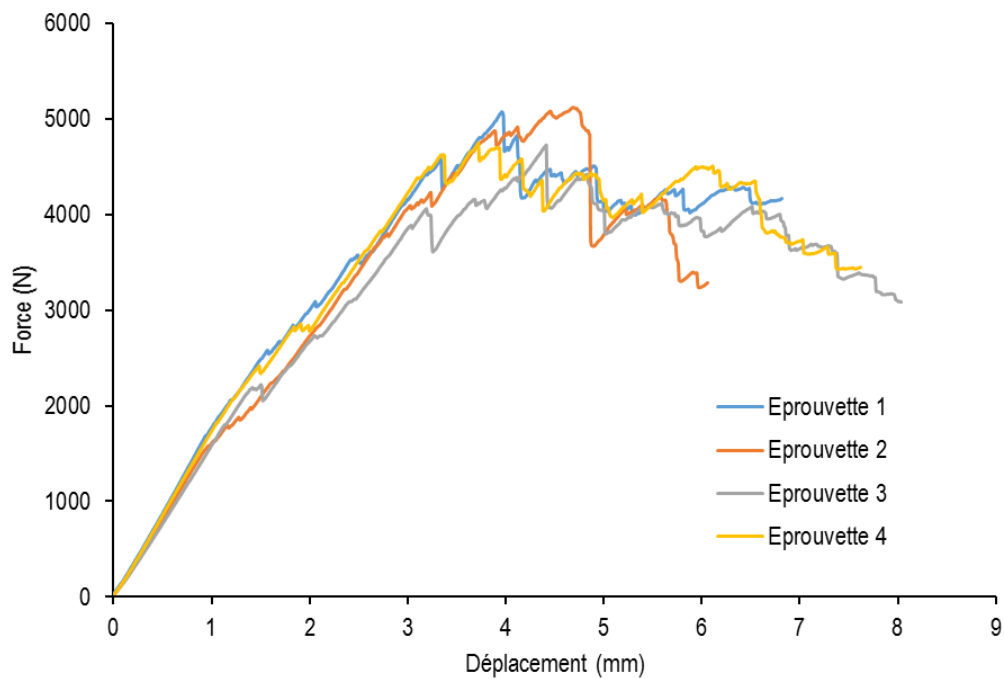


Figure 80 Évolution de la force en fonction du déplacement pour les essais d'indentation quasi-statique

On observe que le comportement est parfaitement linéaire jusqu'à l'approche des 2000 Newtons, puis des perturbations apparaissent tout en conservant un comportement globalement linéaire, cette évolution

correspond à l'établissement des premiers endommagements. Dépassé 4000 Newtons, la force atteint un plateau où apparaissent de nombreuses oscillations traduisant un endommagement progressif du composite jusqu'à la rupture.

Grace au système de corrélation d'image mis en place, les déformations ou la déflexion hors plan peuvent être mesurées comme l'illustre la Figure 81. Les surfaces de mesure obtenues forment des ellipses de dimensions 40 mm * 25 mm. La direction 1 est représentée dans la Figure 81 comme étant le long du plus grand axe des ellipses. Les premiers endommagements de surface viennent brouiller la réponse du fait de la perte de cohésion du mouchetis.

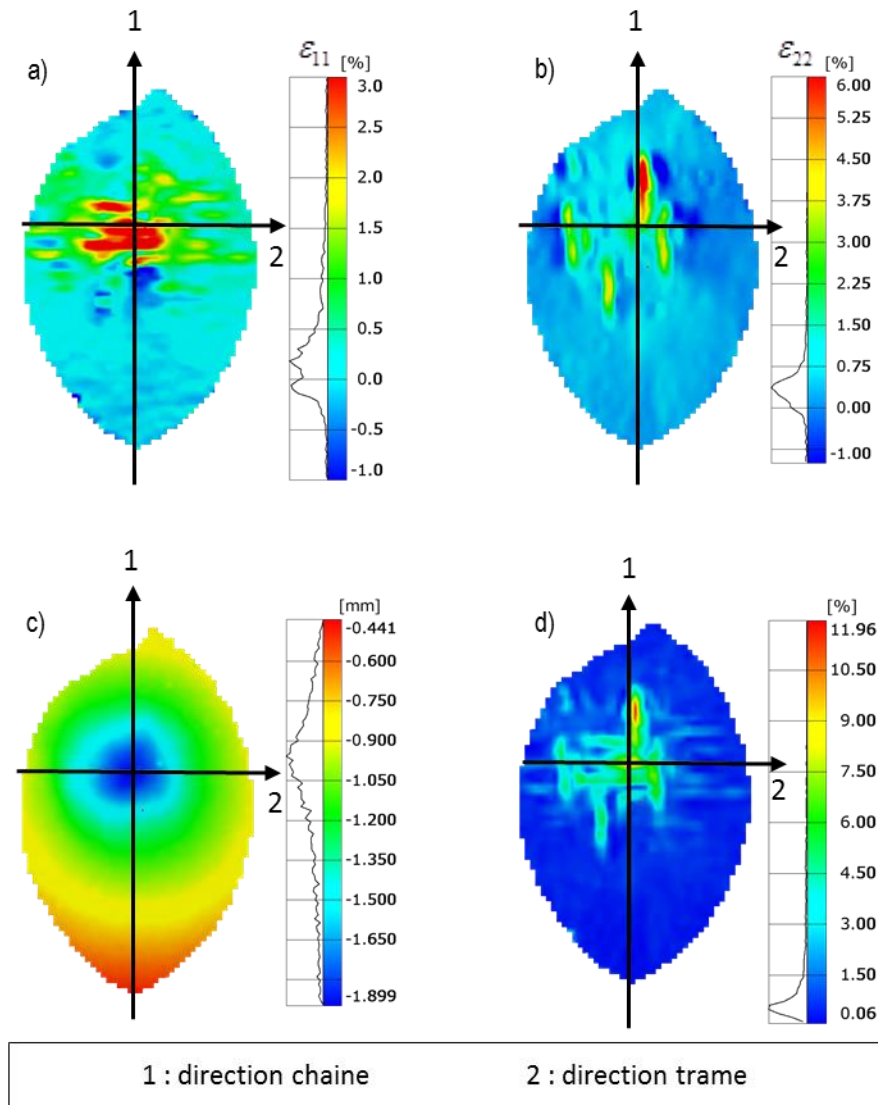


Figure 81 Résultats de l'essai n°1 à F=3000 N a) ϵ_{11} b) ϵ_{22} c) déflexion hors plan d) déformation de von Mises

Les Figure 81 a) et b) permettent de visualiser les déformations dans les directions chaîne et trame respectivement. Il apparaît que des zones au centre de l'éprouvette sont plus affectées du fait de la présence directe de l'impacteur sur la face opposée. De plus ces zones se traduisent par des lignes orthogonales à la

direction des déformations observées. C'est-à-dire qu'il apparaît une ligne orientée selon la direction 2, correspondant à une forte déformation ε_{11} . Ces zones apparaissent du fait de la structure très hétérogène de ce matériau. Ces zones pourraient correspondre à une absence de fibre en surface à cet endroit et être ainsi plus déformable. La Figure 81 c) permet de visualiser la déflexion hors plan. On remarque que le déplacement maximum se concentre dans une zone centrale sous l'impacteur, et qu'ainsi le déplacement décroît plus on s'éloigne de la zone sous l'impacteur.

La Figure 81 d) présente les déformations de Von Mises, qui font apparaître un motif composé de lignes selon les directions 11 et 22, correspondant à la zone où les déformations sont les plus importantes. On peut remarquer encore une fois le caractère hétérogène que l'on retrouve ici.

4.5.3 Simulation

La modélisation de cet essai demeure plus complexe que celles des essais précédents dans le plan. En effet des premières simulations basées sur des éléments 3D de type C3D8R ont mis en évidence des problèmes de localisation de l'endommagement comme l'illustre la Figure 82. Pour résoudre ce problème, une loi à effet retard a été intégrée au modèle tel qu'expliqué au chapitre 2. La loi à effet retard a été appliquée à toutes les variables d'endommagement. En se basant sur les résultats des essais uniaxiaux, les valeurs de τ_c et a sont choisies :

$\tau_c = 0,002$ s et $a = 1$.

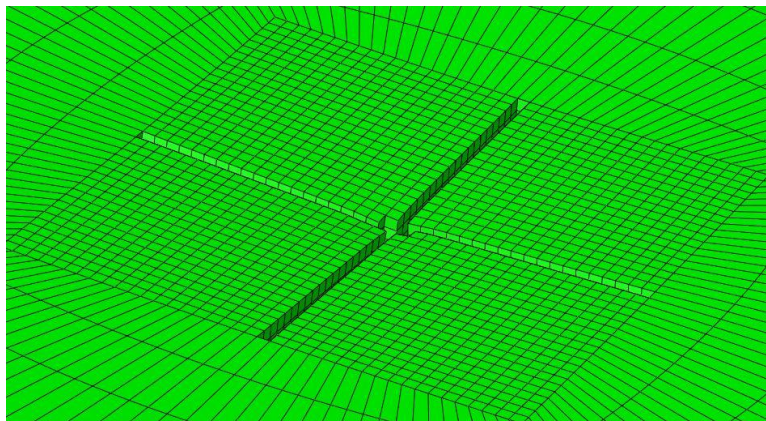


Figure 82 Phénomène de localisation de l'endommagement sans loi à effet retard

Enfin le choix du maillage a été étudié afin de trouver une finesse de maillage limitant lui aussi au maximum la localisation de l'endommagement. En effet, ce phénomène concentre l'endommagement sur une ligne d'éléments dans les directions chaîne et trame. Ces éléments sont les seuls à être endommagés et ils se déforment jusqu'à la valeur limite permise pour les déformations puis sont supprimés.

La Figure 83 présente deux maillages. Le maillage a) initialement développé présente une localisation de l'endommagement le long des arêtes du carré central. Le maillage b) a été développé par la suite pour

s'affranchir de ce problème et avoir un endommagement réparti sur plusieurs éléments et ainsi éviter les suppressions d'éléments selon des lignes. L'optimisation du maillage permet de limiter la localisation d'éléments dès les premiers contacts entre la plaque et l'impacteur. La loi à effet retard est cependant nécessaire pour s'assurer de limiter la localisation durant l'ensemble de l'essai.

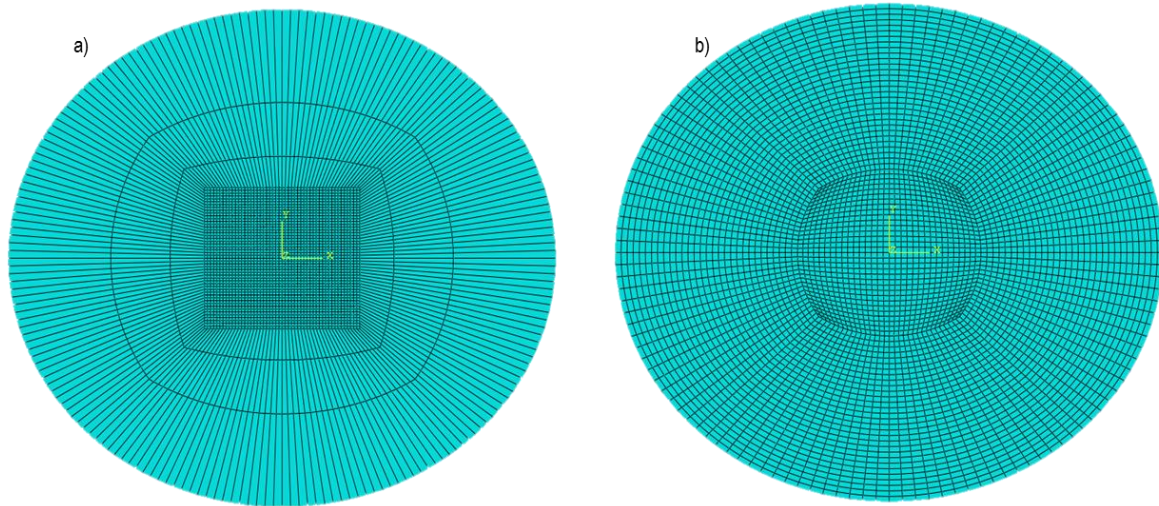


Figure 83 Maillage a) affecté par la localisation b) affranchi de localisation

La Figure 84 illustre donc la modélisation retenue pour l'essai d'indentation quasi-statique. La plaque composite est ainsi modélisée avec quatre éléments C3D8R dans l'épaisseur. L'impacteur est modélisé comme rigide avec des éléments R3D4 afin de garantir une bonne gestion du contact entre les surfaces.

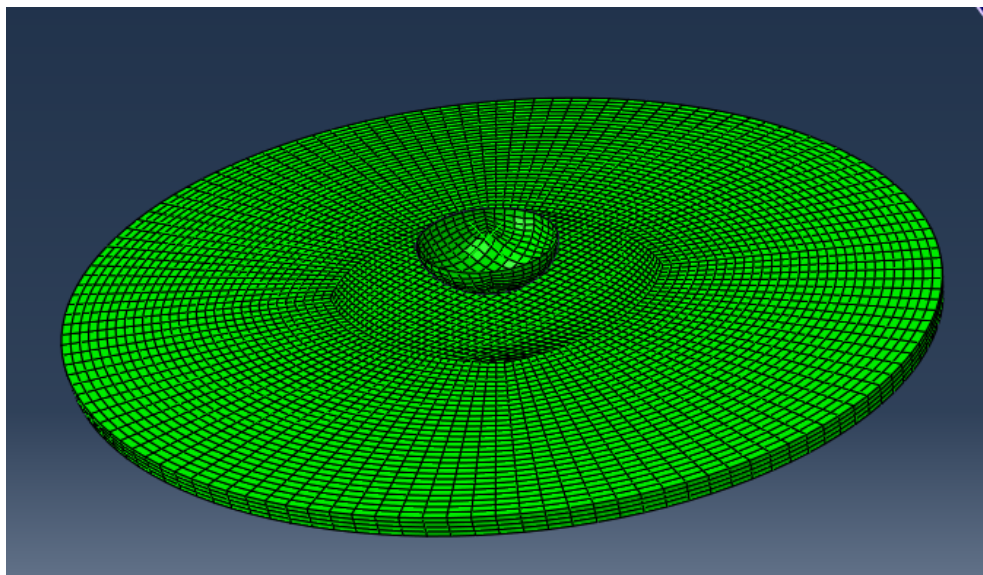


Figure 84 Modélisation de l'essai d'indentation quasi-statique

Les conditions limites sur ce modèle sont appliquées sur les cercles périphériques supérieur et inférieur afin de modéliser le pincement. Ainsi dans un repère cylindrique, le cercle périphérique inférieur de l'éprouvette est

bloqué en r , Θ et z , et le cercle périphérique supérieur de l'éprouvette est bloqué en r et Θ . L'impacteur est piloté en déplacement à partir d'un point de référence lié de manière rigide avec les nœuds de l'impacteur.

De plus afin de reproduire correctement la pénétration de l'impacteur à travers l'épaisseur, il faut indiquer à Abaqus que chaque couche d'éléments à travers l'épaisseur est susceptible de rentrer en contact avec l'impacteur. Cette fonction n'est pas directement réalisable avec l'interface d'Abaqus CAE, cependant elle peut être codée directement dans le fichier .inp.

Les lignes suivantes sont ajoutées dans le fichier .inp :

```
« *SURFACE, TYPE=ELEMENT, NAME=SURF1,  
ERODE, INTERIOR  
*Contact Inclusions  
SURF1, »
```

où ERODE désigne l'ensemble des éléments de l'éprouvette.

Finalement, les premières simulations ont montré qu'au cours de l'analyse, des éléments pouvaient passer d'un état de compression à un état de traction et vice-versa. Pour éviter tout problème de discontinuité dans les propriétés de l'élément, les propriétés du matériau en compression ont été prises égales à celles de traction.

4.5.4 Comparaison des simulations avec les essais expérimentaux

La Figure 85 confronte la réponse du modèle aux essais expérimentaux en présentant un graphique de la force appliquée en fonction du déplacement de l'impacteur. La partie linéaire entre 0 et 4000 N est correctement reproduite. L'effet de plateau à 4000 N est aussi obtenu. Cependant le plateau disparaît à partir de 5 mm de déplacement. Il est possible d'expliquer cette différence entre le modèle et l'expérimental par la suppression des éléments du modèle. L'allure globale du modèle reste satisfaisante.

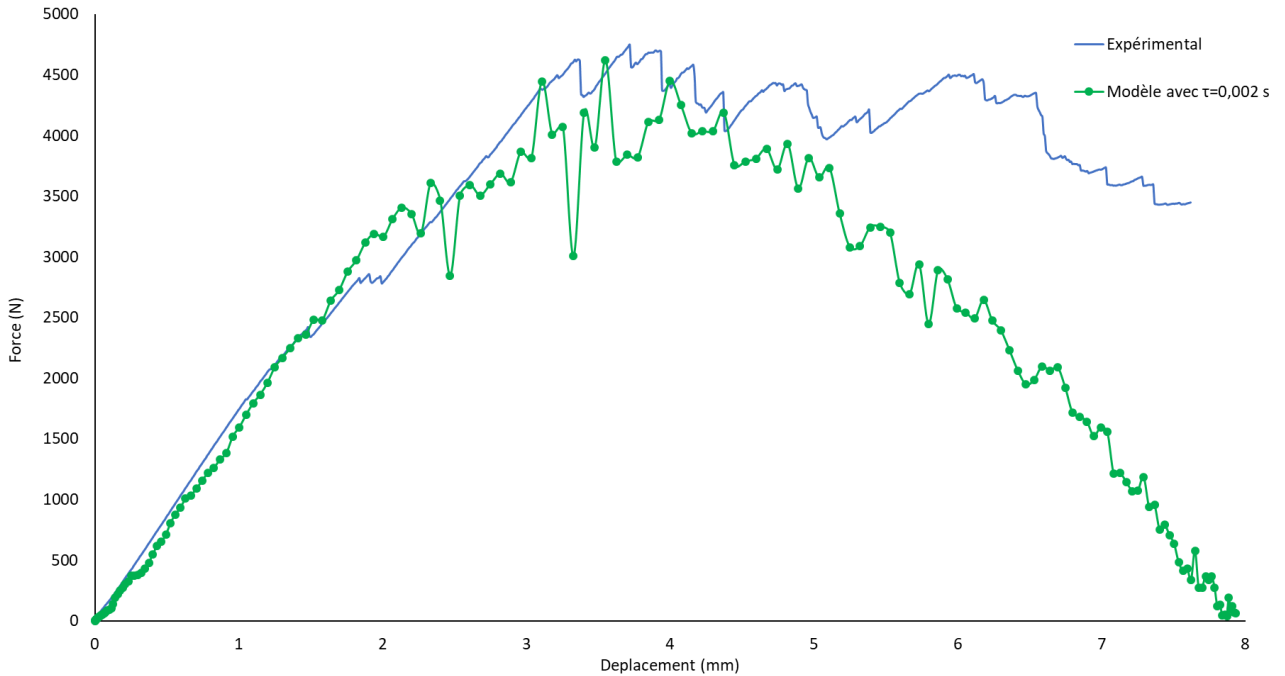


Figure 85 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour l'essai d'indentation quasi-statique

La Figure 86 permet d'observer l'historique de la pénétration de l'impacteur au travers de la plaque composite. Cette figure peut être comparée à la Figure 79 qui présente une éprouvette après un essai. On remarque que l'endommagement et la suppression d'éléments restent concentrés sur une zone limitée au centre de l'éprouvette que l'on retrouve aussi expérimentalement. Le fléchissement de l'éprouvette a lui aussi lieu en grande partie dans la zone centrale de l'éprouvette. De par la méthode de modélisation, la principale différence observable est que dans le cas expérimental les fibres sont toujours présentes bien que rompues, et ainsi l'éprouvette ne présente pas un trou en soit. Dans le cas de la modélisation par éléments finis comme les éléments trop déformés sont supprimés, un trou d'impact est observable. Cependant, une fois rompues les fibres restant sur l'éprouvette ne jouent pas un rôle mécanique très important. De plus l'importance de mettre plusieurs éléments dans l'épaisseur est mis en évidence par cette figure, et par le caractère progressif de la rupture qui est observée à la fois dans le modèle mais aussi de manière expérimentale.

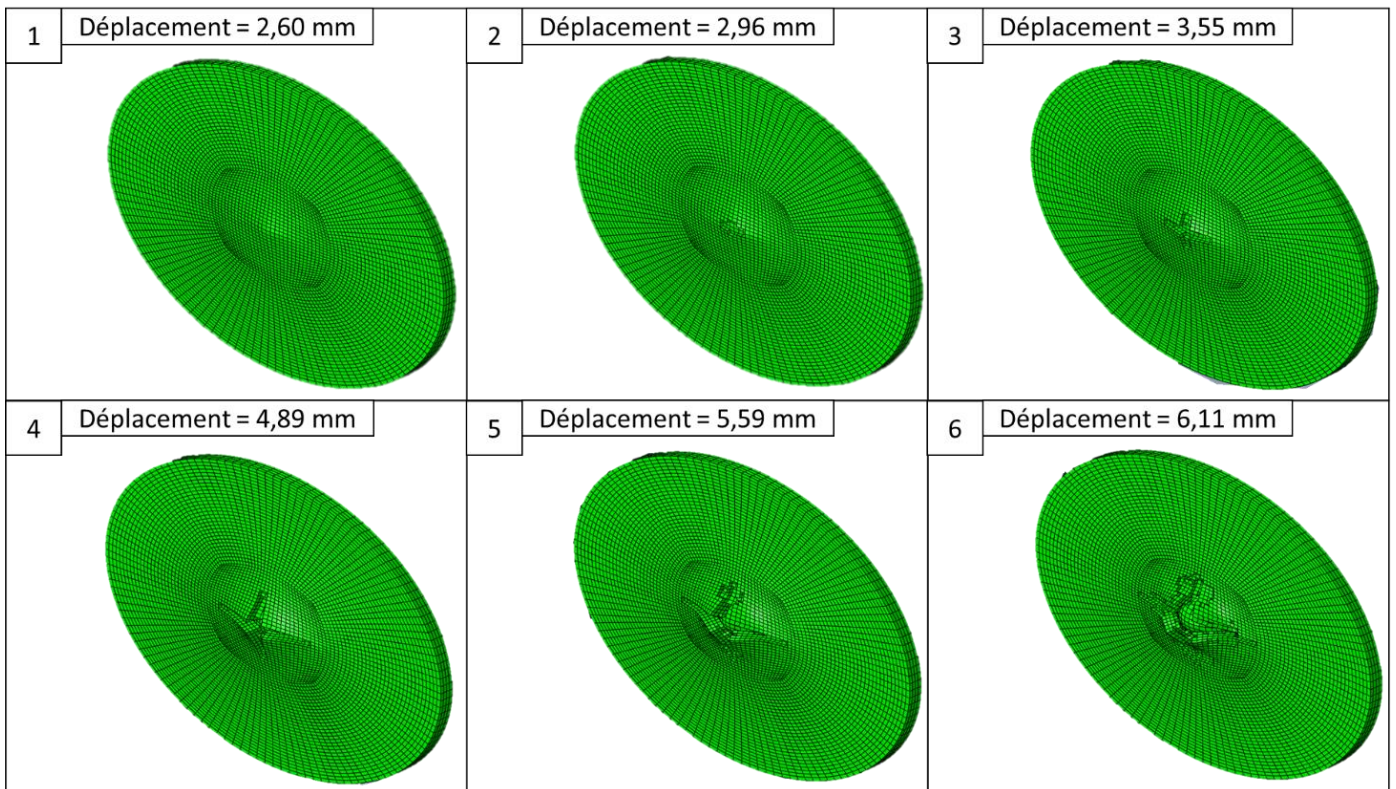


Figure 86 Propagation de la rupture pour un essai d'indentation quasi-statique

4.6 Conclusion

Ce chapitre a donc présenté le comportement mécanique en statique du modèle développé. La méthode d'implantation et la traduction des lois mises en place de manière algorithmique a été décrite. Le comportement mécanique dans le plan a été prédit et donne des résultats très satisfaisants pour des chargements monotones et répétés dans les trois directions du plan. Enfin, le comportement du matériau soumis à de l'indentation quasi-statique a été prédit et comparé à des résultats expérimentaux. L'influence de l'intégration de la loi à effet retard a été mesurée. Bien que perfectible le modèle donne une réponse proche de la réponse expérimentale et les mécanismes d'endommagement et de rupture sont correctement retrouvés.

5 Validation du comportement en dynamique

Ce chapitre a pour objectif de vérifier si le modèle développé peut reproduire le comportement à l'impact du matériau composite interlock en utilisant notamment des impacteurs rigides et des impacteurs mous. De plus, différents diamètres d'impacteur et d'éprouvettes sont aussi choisis.

5.1 Essais d'impact dynamique

Les essais d'impact présentés dans cette section sont séparés en deux catégories, les essais d'impact avec un impacteur rigide, et ceux avec un impacteur mou.

5.1.1 Impacteur rigide

Des essais avec un impacteur rigide ont été réalisés à la fois au laboratoire M3C de l'université Laval et au laboratoire I2M de Bordeaux. Cependant la configuration n'est pas la même comme l'indique le Tableau 23. En effet les diamètres des impacteurs et les dimensions des éprouvettes impactées sont différents. De plus les montages utilisés sont différents et ne permettent pas d'imposer les mêmes conditions limites sur la plaque.

Tableau 23 Configurations des essais d'impact réalisés aux laboratoires M3C et I2M

	M3C	I2M
Diamètre impacteur (mm)	12,7	16
Diamètre effectif plaque (mm)	80	85
Rapport des diamètres	6,3	5,3
Masse impacteur (kg)	5,5	6,3
Conditions limites	Encastrées sur le contour	Pincées sur le contour

5.1.1.1 Essais réalisés au laboratoire M3C

Les essais réalisés au laboratoire M3C ont été effectués sur une tour de chute Instron. Trois essais ont été réalisés à une énergie de 20 J pour observer le caractère répétable des essais, puis un essai à 63 joules et un autre à 100 J ont été effectués pour observer la rupture du matériau. Durant ces essais, seule la force est enregistrée par la machine, la mesure du déplacement n'étant pas possible sur l'équipement. La Figure 87 présente les courbes force-temps obtenues lors des trois essais d'impact de 20 J. Cette figure montre que le comportement à l'impact est relativement répétable. Pour cet essai l'impacteur ne traverse pas la plaque composite mais rebondit.

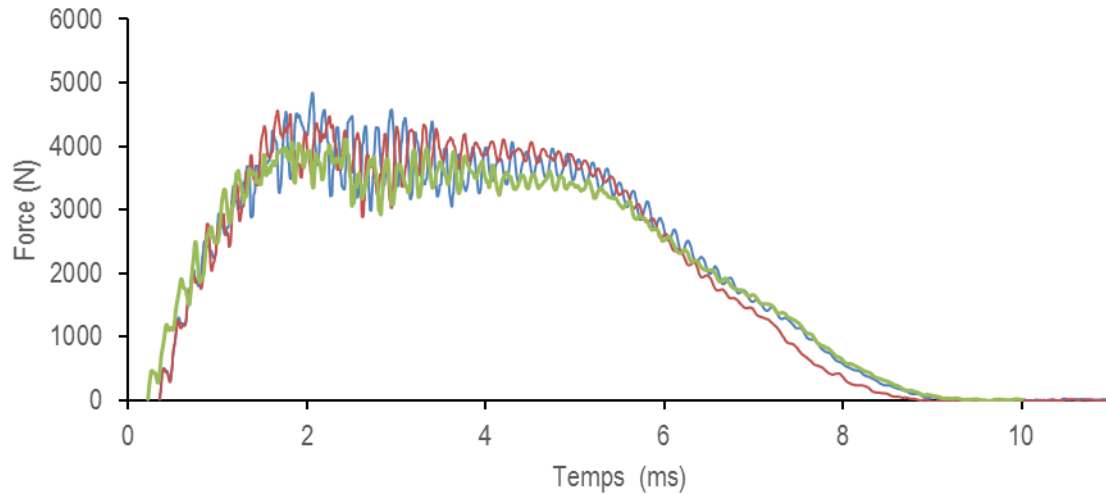


Figure 87 Courbes force-temps obtenues pour des essais d'impact de 20 J effectués au laboratoire M3C

Bien que l'impacteur ne traverse pas la plaque pour une énergie de 20 J, la Figure 88 montre que la plaque est relativement endommagée. On retrouve des ruptures de fibres sur la face opposée à l'impacteur.



Figure 88 Photographies d'une éprouvette impactée avec une énergie de 20 J

La Figure 89 montre les courbes force-temps obtenues pour des essais à 20, 63 et 100 J. Il est observé que les forces maximums obtenues restent semblables de l'ordre de 4000 N pour les trois essais. Cependant à la différence de l'essai à 20 J, pour les deux autres essais l'impacteur traverse la plaque.

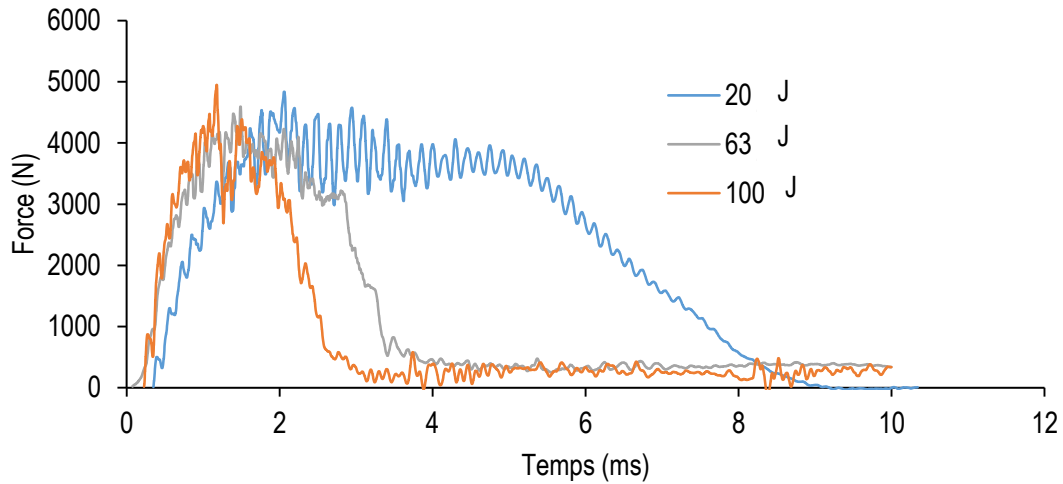


Figure 89 Courbes force-temps obtenues lors des essais d'impact de 20, 63 et 100 joules

La Figure 90 illustre la perforation de la plaque pour un essai de 63 J. En la comparant à la Figure 88, on observe un plus grand nombre de torons rompus sous la surface touchée par l'impacteur.



Figure 90 Photographies d'une éprouvette impactée à une énergie de 63 J

5.1.1.2 Essais réalisés au laboratoire I2M

Les caractéristiques des essais réalisés au laboratoire I2M de Bordeaux sont décrites dans le Tableau 23. Le montage utilisé dans ce laboratoire permet d'acquérir les données de force et de déplacement du chariot. Cinq essais sont réalisés : trois à une énergie de 13 J et deux autres à une énergie de 35 J. La Figure 91 présente les courbes déplacement-temps, force-temps et force-déplacement pour les essais de 13 J. Pour ce niveau d'énergie, l'impacteur ne traverse pas la plaque et on observe son rebond sur la Figure 91 a). La Figure 91 b)

présente un plafonnement de la force à 5000 N pour les trois essais. Enfin la Figure 91 c) présente l'évolution de la force en fonction du déplacement.

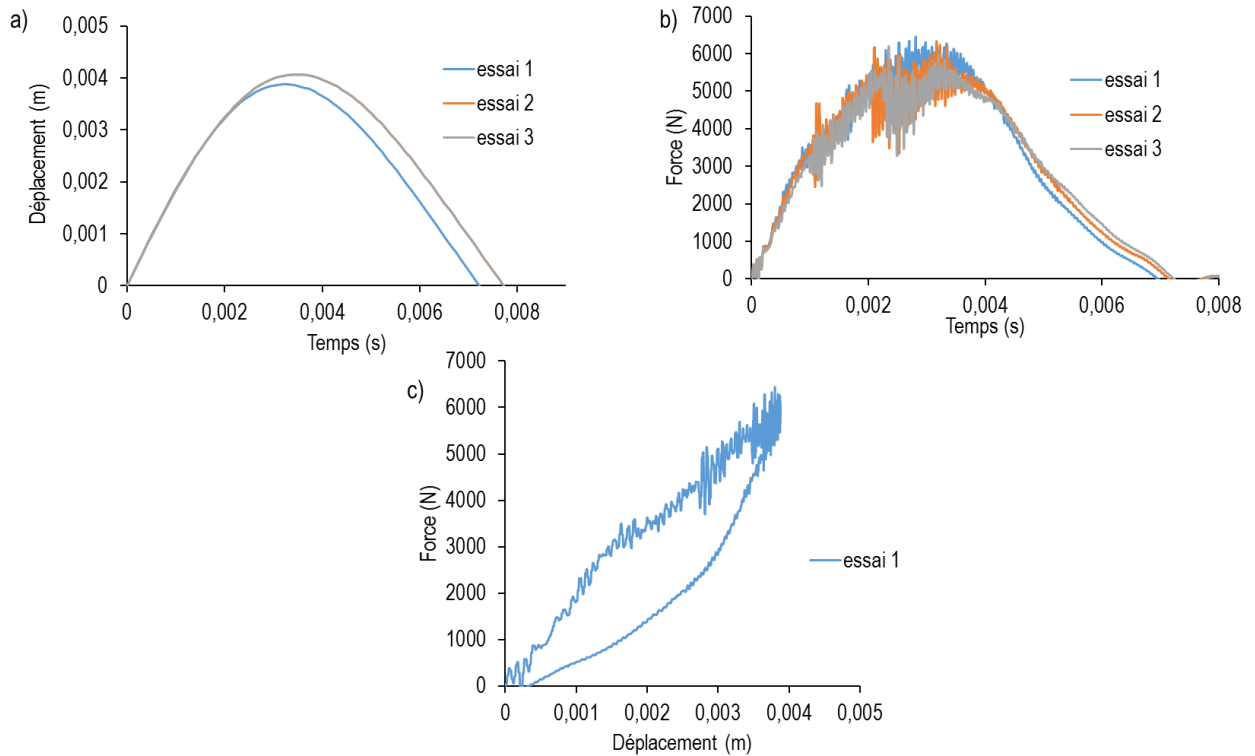


Figure 91 Résultats des essais d'impact à 13 J a) déplacement-temps b) Force-temps c) Force-déplacement

La Figure 92 présente les courbes déplacement-temps, force-temps et force-déplacement pour les essais de 35 J. A ce niveau d'énergie, l'impacteur ne traverse toujours pas la plaque et le rebond est observé sur la Figure 92 a). La valeur maximum du déplacement est cependant plus importante que pour l'essai à 13 J comme le montre la Figure 98 b). La force maximum reste cependant proche de 5000 N. Le retour à une force proche de zéro après l'impact est plus long dans le cas de l'impact à 35 J. De plus la Figure 92 c) montre la présence d'un plateau de force plus important que dans l'impact à 13 J.

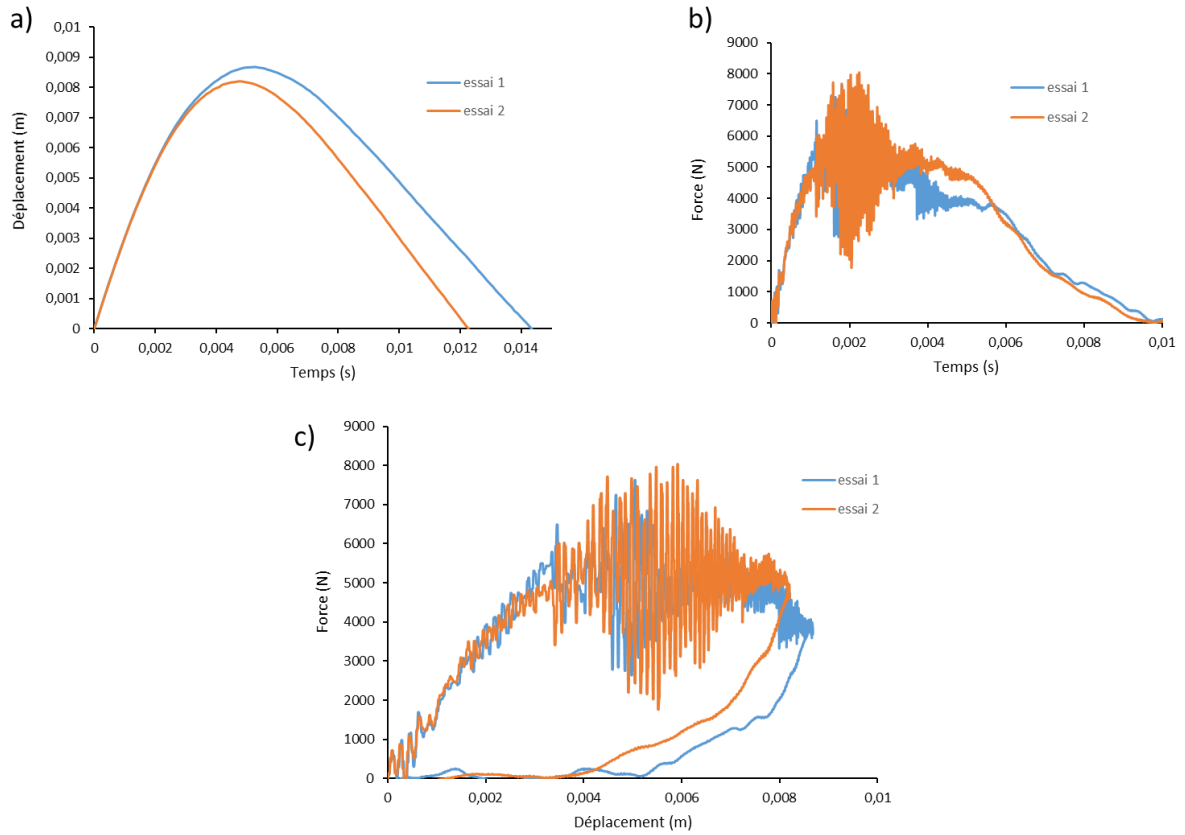


Figure 92 Résultats des essais d'impact à 35 J a) déplacement-temps b) Force-temps c) Force-déplacement

5.1.2 Impacteur mou

Les essais d'impact avec un impacteur mou ont été réalisés au laboratoire I2M de Bordeaux [17, 18]. Afin de les comparer ensuite avec la réponse du modèle.

Dans ces travaux, un impacteur en élastomère de 70 mm de diamètre est utilisé avec dureté SHA-60 La plaque composite a un diamètre de 154 mm. Le rapport des diamètres est donc de 2,2. Deux niveaux d'énergies sont expérimentés : 202 J et 272 J. La masse totale de l'impacteur est de 13,9 kg pour l'essai à 202 J et 17,9 kg pour l'essai à 272 J. La Figure 93 présente les courbes déplacement-temps et force-temps pour ces deux énergies.

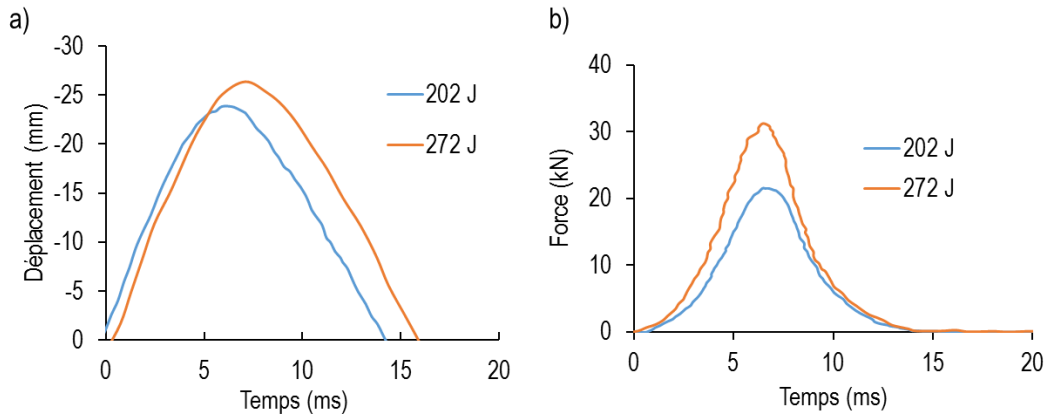


Figure 93 Résultats des essais d'impact avec impacteur mou extrait de Dau et al.[18] a) Déplacement-temps b) Force-temps

Ici aussi l'impacteur ne traverse pas la plaque et rebondit. La force maximum est plus importante dans le cas à 272 J mais semble arriver de manière synchrone avec le pic de force du cas de l'impact à 202 J.

5.2 Simulation des essais d'impact

La simulation des essais d'impact dynamique reprend en quasi-totalité la modélisation des essais de d'indentation présenté dans la partie 4.5.3 sans considérer d'effets de vitesse. Les modifications mises en œuvre pour les simulations d'impact avec un impacteur rigide et un impacteur mou sont décrites dans les paragraphes suivants.

5.2.1 Simulation avec l'impacteur rigide

La simulation des essais effectués avec un impacteur rigide reprend la géométrie des essais réalisés au laboratoire I2M. La principale différence avec la simulation quasi-statique est que l'impacteur n'est plus piloté en déplacement pendant toute l'analyse mais un champ de vitesse lui est imposé à $t=0$. De plus le champ de gravité est mis en place dans le modèle pour se rapprocher de la réalité. Une densité volumique arbitraire est donc affectée à l'impacteur pour retrouver la masse (impacteur + chariot) de l'essai. Elle reprend la masse utilisée dans les essais expérimentaux de 6,3 kg.

5.2.2 Simulation avec l'impacteur mou

La modélisation de la plaque est identique à celle utilisée pour le cas de l'impacteur rigide et reprend simplement les dimensions géométriques de [18]. La principale différence réside dans la modélisation de l'impacteur. Pour cela la modélisation décrite dans [17] est reprise. L'impacteur est ainsi formé de deux parties, une partie rigide et une partie en élastomère. La partie rigide est modélisée par de l'acier et permet d'ajuster la masse totale de l'impacteur. La partie élastomère est quant à elle modélisée par un matériau hyper-élastique suivant une loi dite de Mooney-Rivlin. Cette loi ainsi que les paramètres qu'elle fait intervenir sont décrits dans [17]. Les propriétés

utilisées dans Abaqus pour modéliser l'impacteur sont données dans le Tableau 24. Comme l'illustre la Figure 94, l'impacteur est donc dans ce cas modélisé par des éléments solides C3D8R.

Tableau 24 Propriétés de la loi de Mooney-Rivlin

C01 (MPa)	C10 (MPa)	D1
0	0,9	0

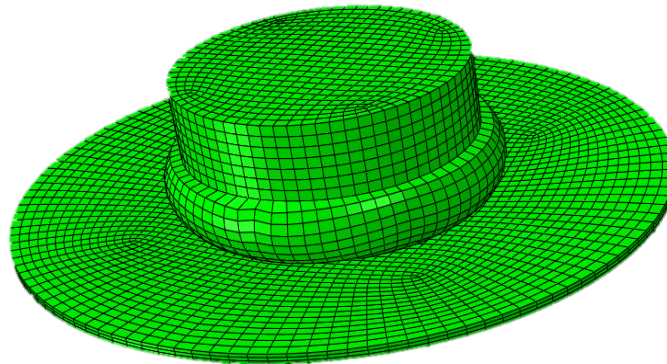


Figure 94 Modélisation de l'essai d'impact avec un impacteur mou

5.3 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Les simulations obtenues avec le modèle développé sont comparées avec les résultats des essais expérimentaux.

5.3.1 Impacteur rigide

La comparaison du modèle avec les essais expérimentaux pour l'impacteur rigide et un impact de 13 J est présentée dans les Figure 95, Figure 96 et Figure 97.

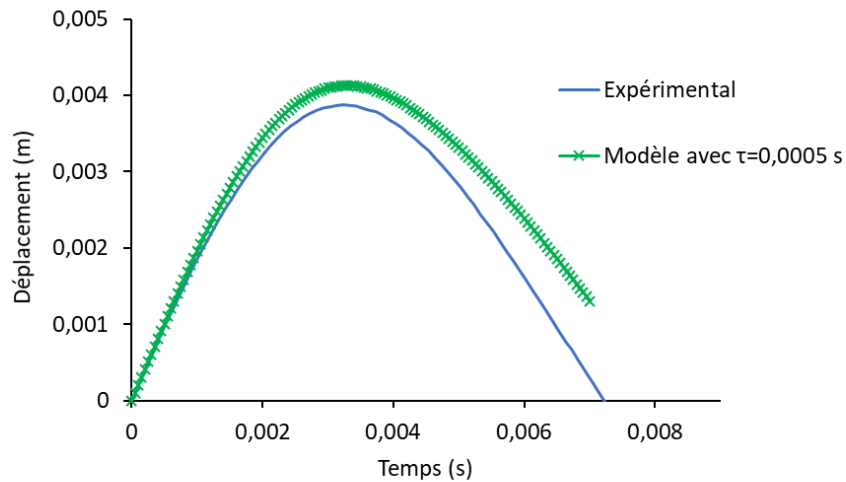


Figure 95 Courbe déplacement-temps de l'essai d'impact à 13 J

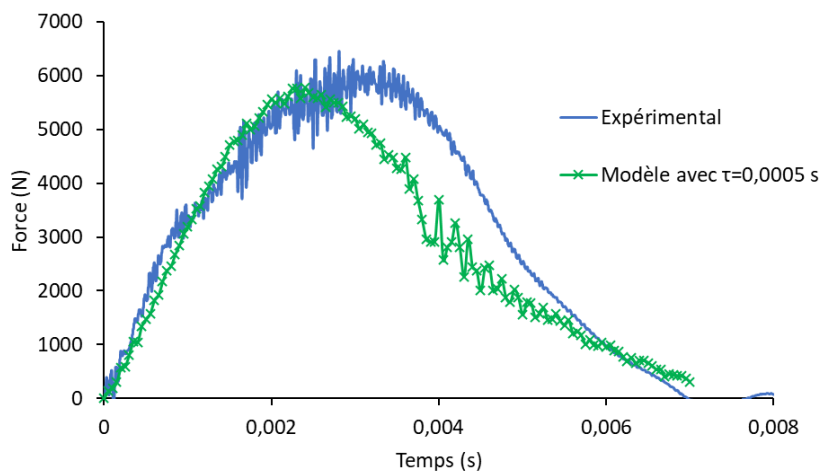


Figure 96 Courbe force-temps de l'essai d'impact à 13 J

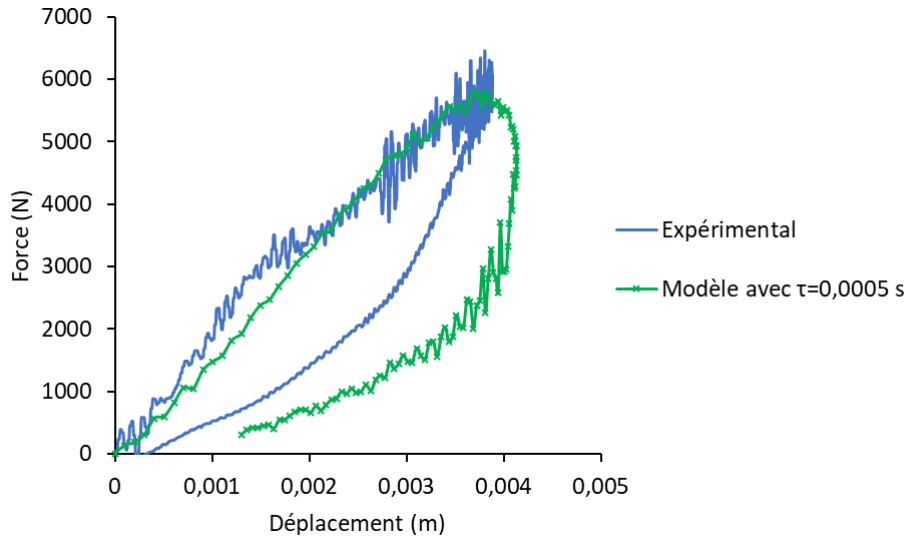


Figure 97 Courbe force déplacement de l'essai d'impact à 13 J

Le déplacement est correctement reproduit par le modèle. Le modèle présente un déplacement maximum légèrement supérieur à l'expérimental, mais reproduit correctement la courbe de rebond. La force maximum est correctement retrouvée, le phénomène de plateau de force est cependant moins bien représenté par le modèle. Ceci est possiblement provoqué par l'absence de changement de pente dépassé 3000 N comme il a déjà été remarqué dans l'essai d'indentation quasi-statique. Cependant l'allure générale de la courbe force-déplacement de la Figure 97 est satisfaisante. Le modèle permet donc de reproduire correctement cet essai à ce niveau d'énergie.

Les Figure 98, Figure 99 et Figure 100 présentent la réponse du modèle pour un essai de 35 J.

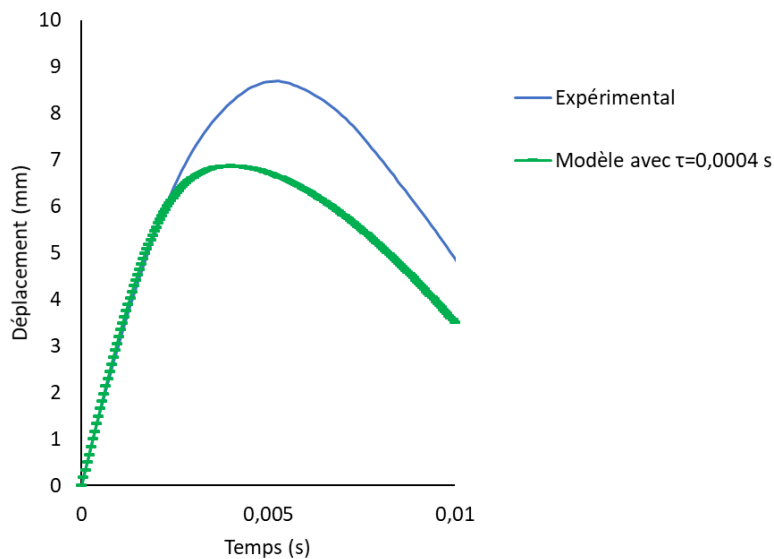


Figure 98 Courbe déplacement-temps de l'essai d'impact à 35 J

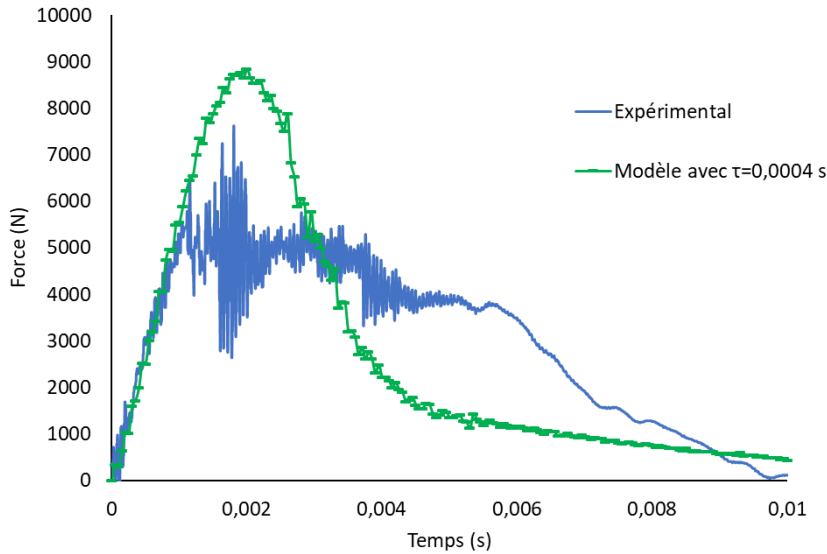


Figure 99 Courbe force-déplacement de l'essai d'impact à 35 J

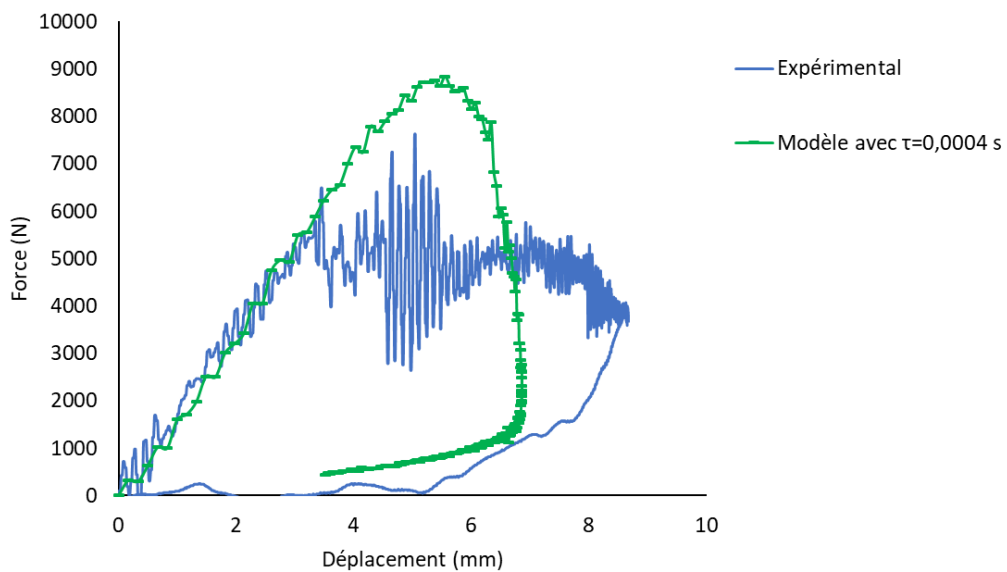


Figure 100 Courbe force-déplacement de l'essai d'impact à 35 J

Le déplacement maximum est sous-estimé par le modèle pour cet essai. La force maximum est quant à elle surestimée et ne présente pas une évolution en plateau comme le présente les courbes expérimentales. A ce niveau d'énergie et avec un impacteur rigide, le matériau est extrêmement endommagé. Ainsi certains processus d'endommagement ne sont sans doute pas pris en compte correctement dans le modèle. La suppression des éléments est peut-être aussi la cause de l'absence de plateau de force causé par une résistance résiduelle.

5.3.2 Impacteur mou

Les résultats de la simulation de l'essai d'impact avec l'impacteur mou ont montré qu'un phénomène de suppression d'éléments intervenait à la périphérie de l'éprouvette circulaire. Ce phénomène est sans doute lié aux conditions limites appliquées en périphérie de l'éprouvette qui représentent pas bien les conditions réelles d'appui.

Les Figure 101 et Figure 102 permettent d'observer la réponse du modèle développé dans ce mémoire pour l'essai d'impact à 202 J effectué par Dau et al. [18].

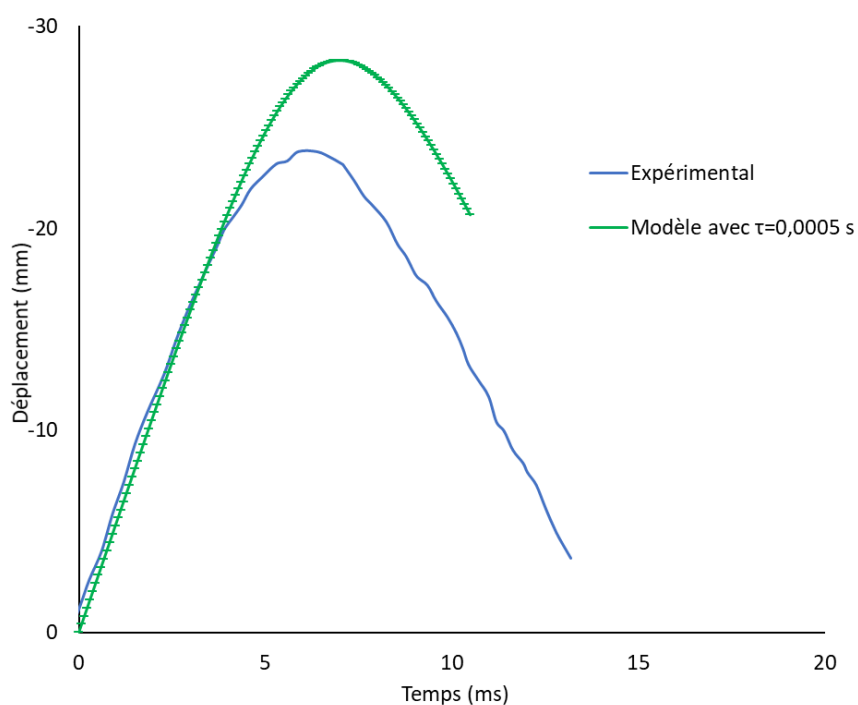


Figure 101 Courbe déplacement-temps pour les essais de Dau et al. [18] à 202 J

La courbe de déplacement montre un déplacement maximum surestimé. La partie de la courbe correspondant au rebond bien qu'imparfaite reste cependant proche.

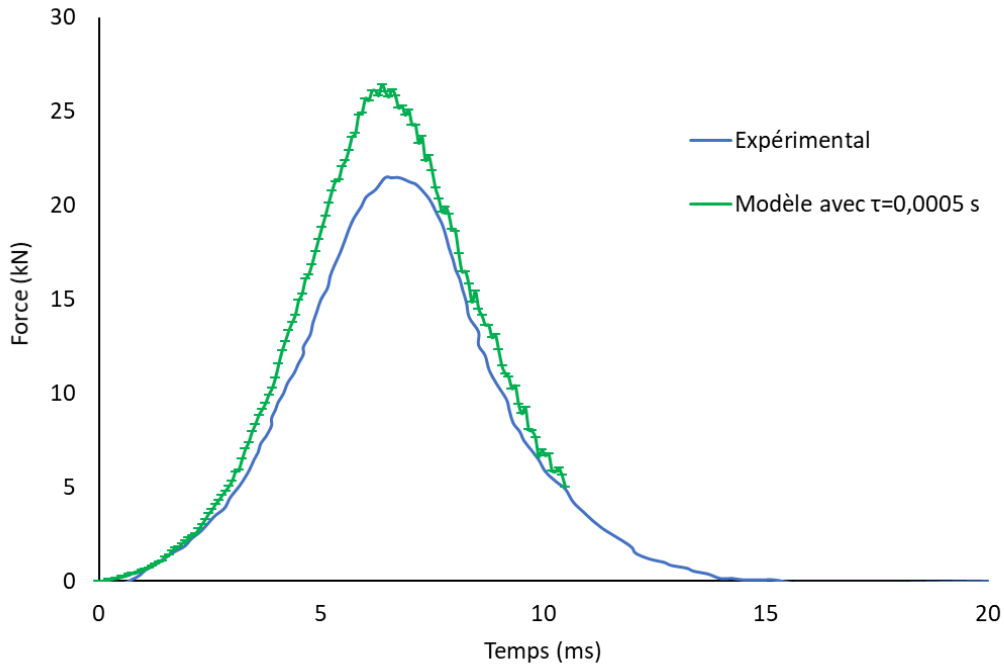


Figure 102 Courbe force-temps pour les essais de Dau et al. [18] à 202 J

Comme observé dans le modèle précédent, la force est légèrement surestimée aussi dans cette configuration et à cette énergie, bien que l'endommagement soit dans cette configuration plus réparti.

5.4 A propos de la loi à effet retard

Comme expliqué dans la partie 4.3, la loi à effet retard et plus particulièrement le choix du paramètre τ_c reste un point complexe et sujet à investigation. La valeur de a a été fixée et maintenue à 1. De multiples essais ont permis de converger vers les valeurs de τ_c présentées dans le Tableau 25. La loi à effet retard a été ici appliquée à toutes les variables d'endommagement sans distinction du chargement.

Tableau 25 Valeurs des paramètres pour les différents essais

Type impacteur	Énergie d'impact (J)	Diamètre impacteur (mm)	Diamètre plaque (mm)	Rapport des diamètres	Masse (kg)	V (m/s)	τ_c (s)
Rigide	Statique	12,7	80	6,3	/	0,008	0,002
Rigide	13	16	85	5,3	6,3	2,03	0,0005
Rigide	35	16	85	5,3	6,3	3,33	0,0004
Mou	202	70	154	2,2	13,9	5,39	0,0005

Enfin il est rappelé que ces tendances ont été déterminées à partir de différents essais, avec différentes configurations (rapport des diamètres, type d'impacteur, masses mises en jeu) et où chaque paramètre peut avoir une influence sur le comportement du matériau.

5.5 Conclusion

Ce chapitre a permis d'étudier le comportement dynamique du modèle vis-à-vis de différents essais expérimentaux. Au total trois essais expérimentaux servent de référence à partir de deux montages différents. La simulation numérique de ces essais a été présentée ainsi que les résultats. La comparaison des résultats du modèle aux résultats expérimentaux a montré que le modèle développé permettait de reproduire correctement un essai d'impact avec un impacteur rigide pour une énergie faible. Pour des énergies plus importantes, la mécanique d'endommagement proche de la rupture reste à améliorer. En ce qui concerne les essais avec un impacteur mou, le modèle développé dans ce mémoire présente des résultats satisfaisants. Cependant la force est parfois nettement surestimée lors de ces impacts. Le comportement peut être amélioré en affinant la valeur du paramètre τ_c qui influe sur le pic d'effort. D'autres pistes peuvent être investiguées comme le couplage de l'endommagement et de la plasticité entre les différentes directions. Aussi, les conditions limites imposées au modèle ne représentent probablement pas bien les conditions expérimentales. Il serait intéressant de modéliser les supports au complet et d'étudier leur influence sur la rigidité de la plaque et la propagation de l'endommagement.

6 Conclusion générale

L'objectif principal des travaux de ce mémoire était de développer un outil de modélisation numérique du comportement d'un matériau composite tissé interlock 3D soumis à des impacts.

Des travaux antérieurs ont montré que ce matériau présentait des performances intéressantes lors d'essais d'impact. Ils ont aussi posé les bases d'un modèle éléments finis 2D performant dans certaines directions du plan mais dont il fallait poursuivre le développement pour bien reproduire les comportements du matériau en compression, cisaillement et à l'impact.

Les objectifs spécifiques de ce mémoire étaient de premièrement procéder à une caractérisation 3D du matériau et d'étudier son processus d'endommagement ; le deuxième objectif était de compléter et valider le développement du modèle numérique en 3D ; et enfin le dernier objectif était de procéder à la vérification de la capacité prédictive du nouveau modèle en l'appliquant à l'analyse du comportement du composite tissé interlock lors de chargements de type indentation quasi-statique et impact.

Le modèle ainsi développé utilise des lois de comportement 3D et présente des lois d'endommagement et de plasticité adaptées à chaque direction. Le développement de la gestion de la suppression des éléments a été aussi une étape clef. Enfin, du fait du passage en 3D, le développement et l'intégration au modèle d'une loi à effet retard a été nécessaire. Pour finir, une méthodologie a été présentée afin d'identifier les paramètres matériau du modèle à partir d'une analyse phénoménologique.

Cette dernière a été menée dans le plan et à travers l'épaisseur. Il a ainsi été observé que le matériau présente des comportements différents selon les directions. En effet, des comportements élasto-plastiques endommageables ont été observés en traction dans la direction trame et en cisaillement plan alors que la direction chaîne présente un comportement élastique endommageable en traction. La compression dans le plan a montré un comportement purement élastique dans les directions chaîne et trame. Les comportements hors plan ont aussi été déterminés et présentent des comportements purement élastiques également. L'étude phénoménologique s'est aussi concentrée sur l'étude de l'endommagement induit par des essais de traction et de flexion. L'effet de l'apparition de fissures sur le développement de la courbe de comportement du matériau a été mis en évidence. L'exploitation des essais de l'analyse phénoménologique a permis de déterminer les propriétés mécaniques du matériau étudié ainsi que les différents paramètres du modèle.

L'implémentation de ce modèle a par la suite été réalisée sous la forme d'une sous-routine intégrée au logiciel d'éléments finis Abaqus. L'architecture de cette sous-routine a été décrite. Les prédictions du modèle ont ainsi été comparées aux résultats des essais dans le plan et une bonne corrélation a été observée. Ainsi le comportement d'un essai plus complexe a pu être étudié. En effet, des essais d'indentation quasi-statique ont

été réalisés de manière expérimentale et numérique. Le modèle donne une réponse satisfaisante bien que des processus d'endommagement ne soient pas totalement bien retrouvés.

Enfin, le comportement en dynamique du modèle a été comparé à des essais expérimentaux. Ces essais d'impact ont fait appel à différentes configurations avec des impacteurs rigides et mous. Le modèle développé reproduit de façon satisfaisante la réponse du matériau. Des insuffisances dans la mécanique d'endommagement sont visibles lors des essais d'impact à haute énergie avec un impacteur rigide proche de la rupture. A plus basse énergie, le comportement est bien reproduit pour le cas de faibles endommagements. Les essais plus complexes d'impact avec un impacteur rigide donnent dans l'ensemble des résultats satisfaisants. La force d'impact est surestimée dans certaines configurations. Il faudrait étudier si cette différence vient de la modélisation de l'impacteur ou de la modélisation de la plaque composite. Il serait de même intéressant de modéliser le support qui retient l'éprouvette sur sa périphérie afin de reproduire des conditions aux appuis plus réalistes. En effet, avec le passage en 3D, les éléments périphériques subissent de grandes déformations qui amènent à leur suppression. La gestion de la loi à effet retard mise en place est aussi explicitée. Son influence sur les lois de comportement a été soulignée. Le choix des paramètres de cette loi reste à approfondir pour éventuellement améliorer la mécanique d'endommagement de la plaque composite surtout lors d'endommagement important.

Ces travaux ont donc permis d'avoir une meilleure compréhension de ce matériau et de fournir une modélisation performante mais perfectible vis-à-vis des essais d'impact. L'amélioration de la mécanique d'endommagement observée lors des essais d'impact avec un impacteur rigide reste l'un des points à investiguer et améliorer. Pour cela une étude pourrait être menée afin de caractériser l'effet de l'endommagement dans le plan sur les propriétés mécaniques à travers l'épaisseur. La loi à effet retard et son influence sur la réponse générale du modèle doivent aussi être approfondies. L'évolution des valeurs de τ_c et a doit suivre des lois de comportement qui restent à déterminer précisément. Une approche énergétique pourrait être judicieuse. De plus des valeurs de τ_c et a pourraient être déterminées spécifiquement pour chaque direction endommageable. Enfin, le couplage de l'endommagement et de la plasticité principalement entre les directions trame et de cisaillement plan doit aussi être une piste d'amélioration du modèle. En effet, le couplage de ces directions pourrait jouer un rôle déterminant lors des essais d'impact. Enfin, une étude sur les effets de la vitesse de déformation pourrait être menée.

Bibliographie

- [1] I. M. Daniel and O. Ishai, *Engineering mechanics of composite materials*, Second edition. Oxford university press, 2006.
- [2] M. Ansar, W. Xinwei, and Z. Chouwei, “Modeling strategies of 3D woven composites: A review,” *Compos. Struct.*, vol. 93, no. 8, pp. 1947–1963, 2011.
- [3] F. Boussu, I. Cristian, and S. Nauman, “General definition of 3D warp interlock fabric architecture,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 81, pp. 171–188, 2015.
- [4] B. N. Cox, M. S. Dadkhah, W. L. Morris, and J. G. Flintoff, “Failure mechanisms of 3D woven composites in tension, compression, and bending,” *Acta Metall. Mater.*, vol. 42, no. 12, pp. 3967–3984, 1994.
- [5] K. C. Warren, R. A. Lopez-Anido, and J. Goering, “Experimental investigation of three-dimensional woven composites,” *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 73, pp. 242–259, 2015.
- [6] S. Dai, P. R. Cunningham, S. Marshall, and C. Silva, “Influence of fibre architecture on the tensile, compressive and flexural behaviour of 3D woven composites,” *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 69, pp. 195–207, 2015.
- [7] V. A. Guénon, T.-W. Chou, and J. W. G. Jr, “Toughness properties of a three-dimensional carbon-epoxy composite,” *J. Mater. Sci.*, vol. 24, no. 11, pp. 4168–4175, 1989.
- [8] D. T. Fishpool, A. Rezai, D. Baker, S. L. Ogin, and P. A. Smith, “Interlaminar toughness characterisation of 3D woven carbon fibre composites,” *Plast. Rubber Compos.*, vol. 42, no. 3, pp. 108–114, 2013.
- [9] P. Potluri, P. Hogg, M. Arshad, D. Jetavat, and P. Jamshidi, “Influence of Fibre Architecture on Impact Damage Tolerance in 3D Woven Composites,” *Appl. Compos. Mater.*, vol. 19, no. 5, pp. 799–812, 2012.
- [10] R. Gras, H. Leclerc, S. Roux, S. Otin, J. Schneider, and J.-N. Périé, “Identification of the Out-of-Plane Shear Modulus of a 3D Woven Composite,” *Exp. Mech.*, vol. 53, no. 5, pp. 719–730, 2012.
- [11] C. Hochard, P.-A. Aubourg, and J.-P. Charles, “Modelling of the mechanical behaviour of woven-fabric CFRP laminates up to failure,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 61, no. 2, pp. 221–230, 2001.
- [12] Z. Hu and Y. Zhang, “Continuum damage mechanics based modeling progressive failure of woven-fabric composite laminate under low velocity impact,” *J. Zhejiang Univ. Sci. A*, vol. 11, no. 3, pp. 151–164, 2010.
- [13] M. H. Kashani and A. S. Milani, “Damage Prediction in Woven and Non-woven Fabric Composites,” in *Non-woven Fabrics*, H.-Y. Jeon, Ed. InTech, 2016.
- [14] P. Tan, L. Tong, and G. P. Steven, “Micromechanics models for mechanical and thermomechanical properties of 3D through-the-thickness angle interlock woven composites,” *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 30, no. 5, pp. 637–648, 1999.
- [15] Z. Li, B. Sun, and B. Gu, “FEM simulation of 3D angle-interlock woven composite under ballistic impact from unit cell approach,” *Comput. Mater. Sci.*, vol. 49, no. 1, pp. 171–183, 2010.
- [16] B. Sun, R. Zhang, Q. Zhang, R. Gideon, and B. Gu, “Drop-weight impact damage of three-dimensional angle-interlock woven composites,” *J. Compos. Mater.*, vol. 47, no. 18, pp. 2193–2209, 2013.
- [17] S. Heimbs, B. V. D. Broucke, Y. D. Kergomard, F. Dau, and B. Malherbe, “Rubber Impact on 3D Textile Composites,” *Appl. Compos. Mater.*, vol. 19, no. 3–4, pp. 275–295, 2011.
- [18] F. Dau, M. L. Dano, and Y. Duplessis-Kergomand, “Investigation of damage mechanisms in 3D interlock textile composites under low velocity soft impact loading,” 15th European conference on composite material, Venice, Italie, 2012.

- [19] G. Guignan, “Modèles de comportement macroscopique 2D de matériaux composites 3D tissés « interlock »: élaboration et implémentation dans Abaqus/Explicit,” *Projet d’expertise, Arts et Métiers ParisTech de Bordeaux*, 2012.
- [20] M. Faivre, “Améliorations de lois de comportement 2D puis 3D pour tissus composites renforcés dans l’épaisseur, application aéronautique,” *Projet d’expertise, Arts et Métiers ParisTech de Bordeaux*, 2013.
- [21] G. Castex, “Améliorations de lois de comportement 3D pour tissus composites renforcés dans l’épaisseur ; application aéronautique. Partie expérimentale,” *Projet d’expertise, Arts et Métiers ParisTech de Bordeaux*, 2013.
- [22] M.-L. Dano, “Essais mécaniques de traction monotones et cycliques dans les directions chaîne et trame du matériau 3dwic 3x 55% (résultats non publiés).” Institut de Mécanique et d’Ingénierie de Bordeaux (I2M), 2011-2012.
- [23] P. Ladeveze and E. LeDantec, “Damage modelling of the elementary ply for laminated composites,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 43, no. 3, pp. 257–267, 1992.
- [24] P. Ladeveze, “A damage computational approach for composites: Basic aspects and micromechanical relations,” *Comput. Mech.*, vol. 17, no. 1–2, pp. 142–150, 1995.
- [25] C. T Herakovitch, “Mechanics of fibrous composites,” *John wiley and Sons inc*, p. pp 332-350, 1998.
- [26] J. F. Chen, E. V. Morozov, and K. Shankar, “A combined elastoplastic damage model for progressive failure analysis of composite materials and structures,” *Compos. Struct.*, vol. 94, no. 12, pp. 3478–3489, 2012.
- [27] A. S. Koumpias, K. I. Tserpes, and S. Pantelakis, “Progressive damage modelling of 3D fully interlaced woven composite materials,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 37, no. 7, pp. 696–706, 2014.
- [28] S. Marguet, “Contribution à la modélisation du comportement mécanique des structures sandwichs soumises à l’impact.” Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes et Université de Nantes, 2007.
- [29] C. Le Mauff, “Sur la gestion des bandes de localisations dans les composites stratifiées avec un modèle d’endommagement à taux limité.” Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2013.
- [30] 2013 ASTM Standard D3518, “Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a 45° Laminate.” ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013, DOI: 10.1520/D3518_D3518M-13, www.astm.org.
- [31] 2014 ASTM Standard D6641, “Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials Using a Combined Loading Compression (CLC) Test Fixture.” ASTM International, West Conshohocken, PA, 2014, DOI: 10.1520/D6641_D6641M-14, www.astm.org.
- [32] 2013 ASTM Standard D2344, “Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates.” ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013, DOI: 10.1520/D2344_D2344M-13, www.astm.org.
- [33] A. Makeev, Y. He, and H. Schreier, “Short-beam Shear Method for Assessment of Stress–Strain Curves for Fibre-reinforced Polymer Matrix Composite Materials,” *Strain*, vol. 49, no. 5, pp. 440–450, 2013.
- [34] G. Reyes-Villanueva, R. A. Patel, and T. Wehner, “Through-thickness properties of woven composite materials under tensile and compressive loading conditions,” SAMPE Conference and Exhibition Long Beach, 2016.
- [35] 2010 ASTM Standard D790, “Test Methods for Flexural Properties of Unreinforced and Reinforced Plastics and Electrical Insulating Materials.” ASTM International, West Conshohocken, PA, 2010, DOI: 10.1520/D0790-10, www.astm.org.
- [36] Abaqus Technology Brief, “Projectile Impact on a Carbon Fiber Reinforced Plate.” 2006.

- [37] V. A. Phadis, K. S. Pandya, N. K. Naik, A. Roy, and V. V. Sibers Schmidt, "Ballistic Impact Behaviour of Woven Fabric Composite: Finite Element Analysis and Experiments, "Journal of Physics: Conference Series 451 (2013) 012019.
- [38] VUMAT for Fabric Reinforced Composites, Dassault Systemes Simulia Corp., Providence, RI, USA,.
- [39] P. Ladevèze, O. Allix, J.-F. Deü, and D. Lévêque, "A mesomodel for localisation and damage computation in laminates," *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 183, no. 1–2, pp. 105–122, 2000.