

UNIVERSITÉ DE LILLE 1

RAPPORT DE THÈSE DE DOCTORAT

Spécialité : **Mécanique**

Présenté par

Tuan-Long CHU

Sujet de thèse :

**Étude du comportement mécanique d'un
matériau tissé soumis à un impact balistique
basée sur une approche multi-échelle**

Date de soutenance : le 30 novembre 2016

A. RUSINEK, Professeur	ENIM, Metz	Rapporteur
N. BAHLOULI, Professeure	Université de Strasbourg	Rapporteure
L. RABET, Professeur	École Royale Militaire, Bruxelles	Examineur
A. SAOUAB, Professeur	Université Le Havre	Examineur
D. SOULAT, Professeur	ENSAIT, Roubaix	Examineur
T. KANIT, Mdc-HdR	Université Lille 1	Examineur
A. IMAD, Professeur	Université Lille 1	Directeur de thèse
C. HA-MINH, MdC	ENS Paris-Saclay	Co-encadrant

*À mes parents, mon petit frère, ma femme et à tous ceux qui m'aiment,
je dédie cette thèse.*

Remerciements

Le travail présenté dans ce mémoire a été réalisé au sein du laboratoire Mécanique de Lille - Université Lille 1.

En premier lieu, je remercie Monsieur le Professeur Abdellatif IMAD de m'avoir accueilli dans son équipe et de m'avoir fait confiance tout au long de ma thèse.

Je remercie Monsieur Cuong HA-MINH qui a co-encadré mon travail de thèse pour sa disponibilité et ses aides.

Je remercie les examinateurs de mon mémoire, pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail et pour leur participation à mon jury de thèse.

Je tiens aussi à remercier plus particulièrement les collègues de l'École Royale Militaire (ERM, Bruxelles, Belgique) pour leurs apports significatifs à notre étude expérimentale.

Je tiens aussi à témoigner ma gratitude envers les enseignants-chercheurs, le personnel technique, les secrétaires, les stagiaires et les thésards du laboratoire, avec qui j'ai eu le plaisir de collaborer.

Résumé

Étude du comportement mécanique d'un matériau tissé soumis à un impact balistique basée sur une approche multi-échelle

Le travail de thèse porte sur l'étude du comportement mécanique d'un tissu soumis à un impact balistique en utilisant une modélisation multi-échelle prenant en compte les fibres et les fils. Cette approche micro-méso permet de mettre en évidence les phénomènes physiques pouvant se produire lors d'un impact balistique sur un tissu.

A l'échelle du fil, une étude paramétrique a permis de cerner l'influence des propriétés physiques et mécaniques sur les réponses balistiques d'un tissu 2D. En plus, les effets de la localisation de l'impact sont étudiés pour tenir compte de la position du projectile sur un tissu 3D.

A l'échelle de la fibre, une analyse fine des déformations en compression transversale d'un fil est développée. Ces phénomènes sont pris en considération pour prédire la tenue balistique d'un fil soumis à un impact transversal en utilisant une modélisation à l'échelle microscopique (échelle d'une fibre).

Aussi, un tissu est modélisé en utilisant une approche multi-échelle. En effet, la zone affectée par l'impact est modélisée à une échelle microscopique tandis que les autres zones sont modélisées à une échelle mésoscopique. Une analyse des résultats est effectuée en termes d'évolutions des vitesses d'impact avec et sans perforation, des énergies cinétique et déformation et des forces d'impact. Les résultats numériques sont validés par confrontation aux données expérimentales.

Mots clés : éléments finis, tissu balistique, impact, mécanisme d'endommagement, rupture, comportement dynamique, modélisation multi-échelle

Abstract

Mechanical behavior of woven material subjected to ballistic impact based on a multi-scale approach

The thesis focuses on the study of mechanical behavior of a fabric subjected to ballistic impact by using a multi-scale modeling that takes into account fibers and yarns. This micro-meso approach allows highlighting the physical phenomena that may occur during the ballistic impact on fabric.

At the yarn level, a parametric study enables investigation into the influences of physical and mechanical yarn properties on the ballistic behavior of a plan-woven-fabric. Also, the effects of the impact localization are investigated to take into account the strike position of the projectile on a 3D fabric.

At the fibers level, a detailed analysis of transverse compressive deformation of yarn is developed. These phenomena are considered to predict the ballistic response of a yarn subjected to a transverse impact using modeling at the microscopic scale (the scale of fiber).

A modeling of fabric using a multi-scale approach is also performed. In this model, the area affected by the impact is modeled on the microscopic scale, while other areas are modeled on the mesoscopic scale. An analysis of the results is carried out regarding projectile velocity history, the kinetic energies and deformation, and impact forces in the cases of impact with and without perforation. The numerical results are validated by comparison with experimental data.

Key words : finite elements, woven fabrics, ballistic impact, dynamic behavior, damage mechanisms, fracture, multi-scale modeling

Table des matières

Introduction générale	1
I Étude bibliographique	7
I.1 Problématique de l'impact balistique d'un tissu	9
I.2 Matériaux tissés pour la protection balistique	14
I.2.1 Fibres pour la protection balistique	14
I.2.2 Tissus	15
I.3 Comportement balistique d'un tissu	18
I.3.1 Propagation des ondes longitudinale et transversale dans un fil	18
I.3.2 Bilan énergétique au cours de l'impact balistique	21
I.3.3 Influence des paramètres intrinsèques et extrinsèques	22
I.3.3.1 Influence des propriétés mécaniques et physiques de	
la fibre	22
I.3.3.2 Influence des phénomènes de frottement	25
I.3.3.3 Conditions générales de test d'impact	27
I.3.4 Étude de la compression transversale d'une fibre et d'un fil . .	30
I.3.5 Étude de compactage transversale de du tissu	34
I.4 Modélisation numérique d'un tissu soumis à un impact balistique . .	36
I.4.1 Modélisation macroscopique du tissu	37
I.4.2 Modélisation mésoscopique du tissu	39
I.4.3 Modélisation hybride Macro-méso	43
I.4.4 Modélisation numérique des tissus 3D	47
I.4.5 Modélisation microscopique	50
II Comportement balistique d'un tissu 2D : Influence des propriétés	
physiques et mécaniques	55
II.1 Introduction	57
II.2 Modélisation numérique du comportement balistique d'un tissu 2D .	57
II.2.1 Modélisation du tissu	57
II.2.2 Propriétés mécaniques d'un fil	58
II.2.3 Critère de rupture	59
II.2.4 Conditions de calculs	60
II.3 Mécanismes de déformation et de rupture du tissu	61
II.3.1 Impact sans perforation	61
II.3.2 Impact avec perforation	63
II.4 Étude paramétrique : effets des propriétés physiques et mécaniques	
du fil	66
II.4.1 Effet de la densité du fil	66

II.4.2	Effet du module d'élasticité longitudinale du fil	68
II.4.3	Effet du critère de rupture du fil	75
III	Comportement balistique d'un tissu 3D : Effets de la localisation de l'impact	79
III.1	Introduction	81
III.2	Modélisation mésoscopique d'un tissu 3D	82
III.3	Effet de la localisation locale de l'impact	83
III.4	Effet de la localisation globale de l'impact	88
III.5	Validation de l'influence de localisation globale de l'impact	92
III.5.1	Essai balistique sur le tissu 3D	92
III.5.2	Résultats et discussions	93
IV	Comportement en compression transverse d'un fil à l'échelle microscopique	101
IV.1	Étude du comportement en compression transversale d'une fibre	104
IV.1.1	Modèle d'éléments finis (EF) d'une fibre en compression transversale	104
IV.2	Comportement en compression transversale d'un bloc des fibres	106
IV.2.1	Modèle d'éléments finis de la compression transversale d'un bloc des fibres	106
IV.2.2	Validation du modèle par confrontation expérimentale	107
IV.2.3	Étude paramétrique	110
IV.2.3.1	Effet des dimensions modélisées	110
IV.2.3.2	Effet des frottements	111
IV.2.3.3	Effet des vitesses de déformation	112
IV.3	Comportement en compression transversale d'un fil	113
V	Modélisation microscopique d'un tissu sous impact balistique : du fil à la fibre	117
V.1	Objectif de l'étude	119
V.2	Modélisation microscopique utilisant des éléments coques	121
V.2.1	Modélisation microscopique de l'impact sur un fil	121
V.2.2	Modélisation microscopique de l'impact sur un tissu	126
V.3	Modélisation microscopique utilisant des éléments solides	129
V.3.1	Continuité de l'interface méso-micro	131
V.3.2	Impact sur un fil micro-méso	134
V.3.3	Impact sur un tissu multi échelle	137
	Conclusions générales et perspectives	143
	Publications	147
	Références bibliographiques	149

Liste des figures

I.1	(a) Gilet pare-balles ; (b) Échantillon d'un test non perforant [Cavallaro, 2011].	9
I.2	L'énergie absorbée du tissu en fonction de la vitesse initiale [Cavallaro, 2011].	11
I.3	Réponse du tissu en fonction du niveau de la vitesse : (a) Basse vitesse ; (b) Vitesse balistique ; (c) Très haute vitesse.	12
I.4	Schématisation des évolutions des vitesses d'impact dans les cas de : a) non-perforation, b) perforation ; de la cible.	13
I.5	Définition de V_{50}	13
I.6	Modes de rupture lors de la perforation selon le type de matériaux de la cible : (a1) Plaque de composite 3D carbone/époxy ; (a2) Plaque composite fibres de verre/polyester ; (a3) Projectile bloqué dans la structure d'un tissu balistique ; (a4) Décomposition thermique du tissu Kevlar due au frottement projectile/tissu ; (a5) Endommagement d'un tissu dû la perforation du projectile ; (a6) Endommagement par fibrillation d'une fibre para-aramide [Bilisik, 2016]	14
I.7	Tissu 2D [Chen, 2016].	16
I.8	Différents types de tissage 2D : (a) tissage toile ; (b) tissage double [Cavallaro, 2011].	16
I.9	Un tissu 3D typique [Hu, 2008].	17
I.10	Structure d'un tissu 3D interlock [Bha, 2016]	17
I.11	Classement de base des tissus 3D [Boussu et al., 2015]	18
I.12	Schéma des ondes de déformation dans un fil sous un impact transversal [Cheeseman and Bogetti, 2003].	19
I.13	Fils primaires et secondaires [Duan et al., 2005b]	20
I.14	Pyramide de déformation [Cork, 2016]	21
I.15	Évolution de la vitesse du projectile avec les cas de matériau différents [Rao et al., 2009a].	23
I.16	Évolution de la vitesse du projectile en fonction de temps avec les différentes valeurs de : (a) Modules de cisaillement ; (b) Modules transversaux, du fil [Ha-Minh, 2011].	24
I.17	Endommagement en cisaillement au point d'impact à $6.7 \mu s$ dans le cas du module de cisaillement : (a) = 1.0 GPa ; (b) = 24.4 GPa [Ha-Minh, 2011].	25
I.18	Installation de l'essai d'arrachement (pull-out technique) [Bilisik, 2012]	25
I.19	(a) Phases du comportement du fil tiré dans les essais d'arrachement ; (b) Courbe typique force-déplacement d'un test d'arrachement [Bilisik, 2012]	26

I.20	Influence du frottement sur la performance balistique d'un tissu 2D : (a) Développement de la force d'impact ; (b) Isovaleurs de contrainte Von-Misès à $5 \mu s$; avec deux différentes configurations de frottement fil/fil et fil/projectile [Duan et al., 2006b]	27
I.21	Évolution de la vitesse du projectile en fonction du temps avec les différentes configurations du frottement [Ha-Minh, 2011]	27
I.22	Influence de l'inclinaison du projectile : (a) Paramètre du système d'impact ; (b) Angle 15° ; (c) Angle 30° ; (d) Angle 45° [Shim et al., 2012].	28
I.23	Localisations d'impact étudiées par [Nilakantan and Gillespie, 2012] .	29
I.24	Formes du projectile. : (a) tête hémisphérique ; (b) tête plate ; (c) tête ogivale ; (d) tête conique [Delfosse and Poursartip, 1995]	30
I.25	Courbes Force-déplacement pour 3 formes de projectile différentes [Delfosse and Poursartip, 1995].	30
I.26	Schéma de la compression d'une fibre seule [Cheng et al., 2004]	32
I.27	Comparaison entre le modèle analytique et l'expérimental [Cheng et al., 2004]	32
I.28	Test de compression d'un bloc de plusieurs fibres : (a) Schéma du test ; (b) Courbes force - déplacement [Bourgoyne and Brown, 1997].	33
I.29	(a) Disposition des fibres dans un fil réel ; (b) Modélisation des 400 fibres [Sockalingam et al., 2014].	33
I.30	Contrainte apparente - déformation apparente [Sockalingam et al., 2014].	34
I.31	Modèle de compactage transversal d'un tissu 2D [Lin et al., 2008] . .	35
I.32	Comparaison entre les données expérimentales et l'analyse d'éléments finis utilisant le modèle de matériau non linéaire pour : (a) un tissu 2D et (b) un tissu de satin [Lin et al., 2008].	36
I.33	Modèle macroscopique d'un tissu utilisant les éléments poutres articulées [Roylance et al., 1995].	37
I.34	Évolution d'un impact sur le tissu toile : modèle macroscopique de Lim et al. [Lim et al., 2003]	38
I.35	Modèle macroscopique d'un tissu : (a) Maillage du tissu et du projectile ; (b) Différentes zones d'endommagement du tissu après impact à une vitesse 245 m/s [Ha-Minh, 2011].	39
I.36	Schématization d'un fil à partir d'un assemblage de fibres.	40
I.37	Maillage éléments finis d'un tissu utilisant les éléments solides [Duan et al., 2006a]	41
I.38	La déformation du tissu à différents instants dans la modélisation mésoscopique de Duan et al. [Duan et al., 2006a]	41
I.39	Modélisation de la section transversale du fil : (a) Forme réelle ; (b) Modèle avec 4 éléments coques ; (b) Modèle avec 8 éléments coques [Ha-Minh, 2011].	42
I.40	Maillage du tissu utilisant des éléments coques [Ha-Minh, 2011]. . . .	42
I.41	Comparaison entre la modélisation mésoscopique et macroscopique de l'impact balistique d'un tissu 2D avec les différentes vitesses d'impact : (a) $V_i = 90 \text{ m/s}$; (a) $V_i = 245 \text{ m/s}$ [Ha-Minh, 2011].	42
I.42	Endommagement d'un tissu soumis à un impact décrit par le modèle mésoscopique de Ha-Minh [Ha-Minh, 2011]	43

I.43	Modèle multi-échelle proposé par Barauskas et al. [Barauskas and Abraitiene, 2007] : (1) zone mésoscopique; (2) zone de transition méso-macro; (3) Zone macroscopique membrane; (4) Projectile. . . .	44
I.44	Principe du modèle global/local : (a) Le modèle complet mésoscopique; (b) et (c) Deux configurations "en croix centrale" de la région locale; (d) Configuration "carré" de la région locale; (e) Le modèle global (macroscopique) [Rao et al., 2009b].	45
I.45	Comparaison entre les modélisations multi-échelle et mésoscopique [Rao et al., 2009b].	45
I.46	Définition du modèle multi-échelle [Ha-Minh et al., 2011c]	46
I.47	Validation du modèle multi-échelle : (a) Points sur la diagonale d'un quart du tissu; (b) Déplacement des points sur la ligne diagonale d'un quart du tissu impacté par le projectile avec les vitesses de 245 m/s à 17 μ s et à 33 μ s [Ha-Minh, 2011].	47
I.48	Modèle d'éléments finis d'un tissu 3D avec les angles d'inclinaison différents du fil de chaîne ondulé [Nilakantan et al., 2009b]	48
I.49	L'évolution de la vitesse du projectile dans un impact sur un tissu 3D avec les angles d'inclinaison différents du fil de chaîne ondulé [Nilakantan et al., 2009b]	48
I.50	(a) Configuration initiale du système d'impact balistique d'un tissu 3D inter-lock; (b) illustration détaillée du tissu 5 couches-orthogonal-interlock [Ha-Minh et al., 2011b]	49
I.51	Évolution de la force d'impact dans le cas d'impact 200 m/s sur un tissu 3D avec deux conditions aux limites différentes [Ha-Minh et al., 2011b].	49
I.52	Modélisation microscopique selon Wang et al [Wang et al., 2010] : (a) Modélisation des fibres, (b) Discrétisation d'un élément barre et (c) Élément de contact.	50
I.53	Modélisation d'un tissu 2D en utilisant des éléments poutres selon Grujicic et al. : (a) Modèle d'un tissu; (b) Détails des fibres [Grujicic et al., 2012].	51
I.54	Pyramide de déformation du tissu avec les différents comportements en compression transversale de la fibre [Grujicic et al., 2012].	51
I.55	Pénétration du projectile pour une vitesse de $V_i = 63$ m/s correspondant aux différents instants : (a) 140 μ s; (b) 150 μ s; (c) 170 μ s; (d) 18 μ s [Grujicic et al., 2012]	52
I.56	Section transversale d'un fil de 400 fibres soumis à un impact transversal [Nilakantan, 2013].	52
I.57	Influences : (a) des frottements entre fibre/fibre et projectile/fibre; (b) des propriétés mécaniques de la fibre sur le comportement balistique d'un fil soumis à un impact transversal dans le modèle microscopique de Nilakantan [Nilakantan, 2013].	53
II.1	Différentes échelles d'un tissu 2D.	57
II.2	Modélisation de la section transversale du fil : (a) Forme réelle (b) Modèle utilisant 4 éléments coques [Ha-Minh, 2011].	58
II.3	Modèle mésoscopique d'un tissu 2D utilisant des éléments coques.	58
II.4	Critère de rupture pour un fil Kevlar KM2®.	60

II.5	Conditions aux limites de la simulation : (a) Modèle complet; (b) Quart du modèle; (c) Localisation de l'impact; (d) Maillage d'un quart du projectile.	60
II.6	Évolutions de la vitesse du projectile et des énergies transférées au tissu dans le cas de l'impact sans perforation ($v_i = 60/s$).	62
II.7	(a) Pyramide de déformation; (b) Contraintes de Von-Misès à $106 \mu s$; (c) Contraintes Von-Misès à $152 \mu s$	62
II.8	Évolution de la vitesse du projectile et des énergies transférées du tissu dans le cas de l'impact avec perforation.	64
II.9	Distribution de contrainte du tissu à $t= 19 \mu s$ dans le cas de l'impact avec perforation.	64
II.10	(a) Propagation des ondes dans le tissu;(b) Rupture prématuré d'un fil primaire à $20\mu s$ (point A); (c) Rupture totale des fils primaires à $24\mu s$ (point B).	65
II.11	Isovaleurs des contraintes Von-Misès à $24 \mu s$	65
II.12	Endommagement d'un tissu après un impact perforant : (a) expérimental; (b) Modélisation.	66
II.13	Évolution de la vitesse de projectile du tissu pour 4 valeurs de la densité du fil dans le cas de : (a) impact non-perforant; (b) impact perforant.	67
II.14	Évolution d'énergie cinétique du tissu de différentes valeurs de la densité du fil dans le cas d'impact : (a) Non-perforant; (b) Avec perforation.	68
II.15	Évolution de l'énergies de déformation du tissu de différentes valeurs de la densité du fil dans le cas d'impact : (a) Non-perforant; (b) Avec perforation.	68
II.16	Distribution de contrainte longitudinale dans la direction du fil de chaine du tissu ($\times GPa$) à $118 \mu s$ avec les différents modules d'élasticité dans le cas de l'impact sans perforation ($v_i = 60.6 m/s$).	70
II.17	Évolution de : (a) Vitesse de projectile, (b) Énergie cinétique, (c) Énergie de déformation du tissu; pour les différentes valeurs du module d'élasticité du fil dans le cas de l'impact non-perforant.	71
II.18	Évolution de : (a) Vitesse de projectile, (b) Énergie cinétique, (c) Énergie de déformation du tissu; pour les différentes valeurs du module d'élasticité du fil dans le cas de l'impact perforant.	73
II.19	Distribution de contrainte de la direction du fil de chaine du tissu ($\times GPa$) à $19 \mu s$ avec les différents modules d'élasticité dans le cas de l'impact perforant ($v_i = 245 m/s$).	74
II.20	Vue de côté et de dessus de la déformation du tissu pour les différents modules d'élasticité du fil dans le cas de l'impact perforant ($v_i = 245 m/s$) à $30 \mu s$	74
II.21	Évolution de : (a) Vitesse du projectile, (b) Énergie cinétique, (c) Énergie de déformation du tissu; pour les différents critères de rupture du fil dans le cas de l'impact perforant.	76
II.22	Évolution de : (a) Vitesse de projectile, (b) Énergie cinétique, (c) Énergie de déformation du tissu; pour les différents critères de rupture du fil dans le cas d'impact non-perforant ($v_i = 60.6 m/s$)	77

III.1	Tissu 3D Interlock A-T de quatre couches : (a) Architecture du tissu ; (b) Section transversale ; (c) Photos mésoscopiques des sections du tissu [Ha-Minh, 2011]	81
III.2	Configuration du modèle numérique complet du tissu 3D soumis à un impact balistique : (a) Vue global ;e (b) Détails de maillage.	82
III.3	Effets de localisation locale d'impact : (a) Emplacement d'impact No 1 ; (b) Emplacement d'impact No 2.	84
III.4	Vitesse du projectile : Comparaison entre 2 cas d'impact étudiés.	85
III.5	Comparaison entre 2 cas d'impact étudiés : Évolution de la force imposée sur le projectile.	85
III.6	Comportement balistique d'un tissu 3D sous deux différents emplacements d'impact.	87
III.7	Localisation globale de l'impact : (a) au centre du tissu (CT) ; (b) au centre d'un quart du tissu (CQT)	88
III.8	Évolution de la vitesse du projectile : effets de la localisation globale.	88
III.9	Déformation et endommagement du tissu dans deux cas de la localisation globale d'impact.	90
III.10	Configuration d'un tissu impacté à l'emplacement No 2 correspondant à 70 μ s et 100 μ s : (a) impact centré ; (b) impact décentré.	91
III.11	Système de tests balistiques - (École Royale Militaire, Bruxelles, Belgique)	93
III.12	Technique spécifique de fixation du tissu 3D en utilisant des barres cylindriques et un projectile de FSP ($d = 5,48$ mm) [Ha-Minh, 2011].	93
III.13	Comparaison de l'évolution de la vitesse du projectile entre l'expérience et la modélisation dans deux cas d'impact au centre du tissu et au centre d'un quart du tissu.	94
III.14	État du tissu après l'impact : (a) Détails des points d'impact ; (b) CT test - face avant, (c) CT test - face arrière, (d) CQT test - face avant, (e) CT test - face arrière.	95
III.15	Comparaison des pyramides de déformation dans le cas de l'impact au centre du tissu à différents instants (vitesse de l'impact 306 m/s) (vue arrière) : (a) test expérimental ; (b) numérique.	95
III.16	Comparaison des pyramides de déformation dans le cas de l'impact au centre du tissu à différents instants (vitesse de l'impact 306 m/s) (vue latérale) : (a) test expérimental ; (b) numérique.	96
III.17	Comparaison de la pyramide de déformation dans le cas de l'impact au centre d'un quart du tissu à différents instants (vitesse de l'impact 306 m/s) (vue latérale) : (a) test expérimental ; (b) numérique.	97
III.18	Comparaison de la pyramide de déformation dans le cas de l'impact au centre d'un quart du tissu à différents instants (vitesse de l'impact 306 m/s) (vue arrière) : (a) test expérimental ; (b) numérique.	98
III.19	Comparaison de l'évolution de la hauteur de la pyramide de déformation entre l'expérimental et la modélisation dans deux cas d'impact : (a) au centre du tissu ; (b) au centre d'un quart.	99
IV.1	(a) Déformée d'un tissu au point d'impact ; (b) Déformation en compression des fils situés sous le projectile.	103
IV.2	(a) Tissu 2D ; (b) Coupe de section du tissu ; (e) et (d) Actions de compression transversale sur les fils.	103

IV.3	Modélisation de la compression d'une fibre : (a) Conditions aux limites dans le cas d'un quart du modèle; Maillage d'une fibre à : (b) 44 éléments, (c) 64 éléments, (d) 92 éléments; (e) 188 éléments, (f) 248 éléments	105
IV.4	(a) Validation du modèle numérique; (b) Convergence du maillage . .	105
IV.5	(a-b) Arrangement des fibres dans le bloc; (c) Conditions de calcul d'un quart du modèle	107
IV.6	Comparaison des résultats des calculs numériques utilisant des dimensions différentes du bloc avec l'expérience de Bourgoyne et al. [Bourgoyne and Brown, 1997]	108
IV.7	État de des contraintes de Cauchy (GPa) d'un bloc des fibres de $300 \times 400 \mu m^2$ à la déformation nominale de 0,22.	109
IV.8	Effets de la dimension du bloc dans le modèle : (a) Hauteur; (b) Largeur	110
IV.9	Effet du frottement entre les fibres	111
IV.10	Les énergies normalisées en compression d'un bloc des fibres de $150 \times 200 \mu m^2$	112
IV.11	Effet de la vitesse de compression sur la relation Contrainte/Déformation apparente d'un bloc des fibres	113
IV.12	Configuration initiale d'un test de compression d'un fil de 400 fibres .	114
IV.13	Comportement en compression transversale du fil : courbe contrainte apparente - déformation apparente	115
V.1	Détails de la zone d'impact d'un tissu Kevlar KM2 (vue face arrière du tissu) [Nilakantan, 2013].	119
V.2	Bases de la modélisation microscopique : Notion de la fibre équivalente.	120
V.3	Modélisation d'un fil : (a) Mésoscopique; (b) Microscopique.	120
V.4	Modélisation de la section transversale d'une fibre numérique par 8 éléments coques.	121
V.5	Modélisation microscopique d'un fil par des éléments coques : (a) Section transversale; (b) Vue globale.	122
V.6	Configuration de la modélisation de l'impact d'un seul fil ondulé : (a) Vue de dessus du modèle complet; (b) Vue de dessus d'un quart du modèle; (c) Vue de face du modèle complet; (d) Vue de face d'un quart du modèle.	122
V.7	Évolution de la vitesse du projectile et force d'impact en fonction du temps (modélisation microscopique d'impact sur un fil).	123
V.8	Propagation de l'onde transversale dans un fil soumis à un impact transversale à différents instants.	124
V.9	Comparaison du comportement d'un fil sous un impact entre la modélisation mésoscopique et microscopique.	125
V.10	État de rupture des fibres : (a) Modélisation microscopique à $35 \mu s$; (a) Modélisation mésoscopique à $38 \mu s$	126
V.11	Comparaison des modes de rupture d'un fil soumis à un impact balistique par fibrillation : (a) Expérimental; (b) Modélisation microscopique	126
V.12	Conditions aux limites de la modélisation microscopique : (a) Modèle complet; (b) Quart du modèle.	127
V.13	Modèle multi-échelle méso-micro d'un tissu 2D avec des éléments coques.	127

V.14 Évolutions des vitesses du projectile et des forces d'impact : comparaison des modélisation méso et micro.	128
V.15 Comparaison l'état d'endommagement du tissu à la zone d'impact à différents instants : (a) Modèle mésoscopique ; (b) Modèle microscopique.	129
V.16 Conceptualisation du modèle multiéchelle méso/micro.	130
V.17 Détails d'un modèle multi-échelle : (a) Fil méso ; (b) Fil micro ; (c) Interface micro/méso.	130
V.18 Vérification de la continuité	133
V.19 Propagation de l'onde longitudinale le long du fil	134
V.20 Configuration d'un fil méso/micro	134
V.21 Évolution de la vitesse du projectile et de la force d'impact en fonction du temps : comparaison entre modélisation méso et micro.	135
V.22 Déformation du fil à 30 μ s dans la modélisation multi-échelle méso/micro.	136
V.23 Évolution de la section transversale du fil à différents instants au cours de l'impact.	136
V.24 Définition du modèle multi-échelle d'un tissu 2D : (a) Vue globale ; (b) Vue locale au point d'impact.	137
V.25 Évolution de la vitesse de projectile en fonction du temps : modélisation méso et méso/micro.	138
V.26 Modes de déformation des fils du tissu dans la zone d'impact	140
V.27 Mouvement des fibres sous le projectile dans la zone d'impact d'un tissu : (a) Modélisation méso/micro ; (b) Observation expérimentale [Nilakantan, 2013].	141

Liste des tableaux

I.1	Description des différentes catégories d'impact identifiées dans la littérature [Kolopp, 2012].	10
I.2	Fibres de haute-performance pour la protection balistique [Chen, 2016].	15
II.1	4 configurations de variation de la densité du fil.	67
II.2	Configurations de variation du module d'élasticité du fil.	69
III.1	Propriétés mécaniques du fil Twaron 3360 dtex [Ha-Minh et al., 2013].	83
IV.1	Propriétés mécaniques de la fibre Kevlar [®] KM2 [Cheng et al., 2005].	104

Introduction générale

Contexte et objectif de l'étude

La problématique de l'étude de la performance balistique dépend de plusieurs paramètres qui définissent un "système d'impact" (SI) :

- Projectile : géométrie, masse et matériaux
- Niveau de la vitesse d'impact V_i
- Nature des matériaux de protection

Depuis plusieurs décennies, les recherches concernant les matériaux pour la protection balistique connaissent un fort développement. Globalement, on peut noter l'existence de trois familles principales couramment utilisées : (i) matériaux tissés, (ii) matériaux composites, et (iii) multi-matériaux.

Les matériaux tissés, à base de fibres de haute performance, sont souvent utilisés dans les équipements souples de protection. Cette famille de matériaux présente à la fois l'avantage de la légèreté et de la résistance mécanique. Généralement, les tissus se présentent selon des assemblages de fils soit en 2D, avec une faible épaisseur (une couche), soit en 3D, avec des épaisseurs variables selon le nombre de couches.

Des approches expérimentales ont été conduites en vue d'évaluer la chronologie et les mécanismes d'endommagement des tissus soumis à un impact balistique. Des équipements spécifiques (caméras ultra rapides, radars) sont souvent utilisés pour suivre l'évolution de la vitesse du projectile en temps réel. Ces essais permettent aussi de déterminer la limite balistique V_b , qui correspond à la vitesse du projectile conduisant à une configuration de non perforation du tissu.

Dans la littérature, on note plutôt plusieurs travaux de recherche utilisant la modélisation numérique pour la prédiction des phénomènes se produisant dans un tissu sollicité par un impact balistique. On note trois niveaux de modélisations du tissu : (i) modélisation macroscopique à l'échelle du tissu, (ii) modélisation mésoscopique à l'échelle du fil et (iii) une modélisation microscopique à l'échelle des fibres qui compose le fil. Une combinaison de ces modélisations conduit souvent à une modélisation hybride multi-échelle méso-macro (fil/tissu) ou micro-méso (fibre/fil). Quant au projectile, il est souvent, supposé comme un solide rigide et indéformable, en particulier dans le cas des tissus 2D.

Le présent travail de notre thèse de doctorat s'inscrit dans une thématique abordée au laboratoire LML, depuis quelques années. En fait, il constitue la continuité

des travaux de thèses déjà soutenues :

- La thèse de C. HA-MINH, qui a été soutenue en 2011, et qui porte sur le thème "Comportement mécanique des matériaux tissés soumis à un impact balistique : approches expérimentale, numérique et analytique" a fait l'objet d'une collaboration entre le laboratoire LML, ENSAIT de Roubaix et l'ISL.
- La thèse de J. VAN ROEY, qui a été soutenue en 2011, et qui porte sur le thème "Étude du comportement dynamique des matériaux granulaires et tissés : approche expérimentale et simulation numérique", a fait l'objet d'une collaboration entre le laboratoire LML et l'Ecole Royale Militaire, Bruxelles, Belgique. Ce travail est poursuivi dans le cadre de la préparation d'une thèse par L. GILSON, qui est en cours de finalisation de son travail qui porte sur le thème de : "Étude de la performance balistique des multi matériaux intégrant les dommages locaux" .

Dans notre travail de thèse, nous nous intéressons à élaborer une modélisation multi-échelle micro-méso : de la fibre au fil et de la fibre au tissu. Cette démarche constitue une piste intéressante pour mieux mettre en évidence les phénomènes physiques pouvant se produire lors d'un impact balistique sur un tissu. Une étude paramétrique a permis de cerner l'influence des propriétés physiques et mécaniques sur le comportement balistique d'un tissu, entre autres : (i) la densité, le module d'élasticité longitudinal, le critère de rupture des fibres, et (ii) la localisation du projectile. De même, une analyse fine de la compression transversale d'un fil, en prenant en compte les déformations à l'échelle d'une fibre, est développée. Ces informations sont utilisées pour traiter la tenue balistique d'un fil unique soumis à un impact transversal en modélisant chacune des fibres. Aussi, nous avons modélisé le cas d'un tissu en prenant en compte la présence des fibres dans les zones affectées par l'impact. Cette démarche consiste à proposer une modélisation microscopique au voisinage de l'impact et une modélisation mésoscopique dans le reste du tissu.

Structuration du rapport

Dans le cadre de ce travail de thèse, nous avons structuré le présent rapport en cinq chapitres principaux :

- **Chapitre I : Étude bibliographique**

Ce chapitre fait le point sur l'état de l'art portant sur la résistance balistique des matériaux tissés. Dans un premier temps, les niveaux des vitesses sont définis en vue de mieux classer l'intervalle des vitesses balistiques. En effet, nous pouvons souligner l'existence de trois niveaux de vitesses : (i) basses vitesses où le projectile est arrêté par la cible conduisant à une vitesse nulle à la fin de l'impact (cas de non-perforation), ainsi le tissu a le temps de se déformer conduisant à une large pyramide de déformation (ii) hautes vitesses où l'impact traverse le tissu (cas de perforation), la durée de l'impact est faible et le tissu n'a pas beaucoup de temps pour se déformer conduisant à une pyramide de déformation faible et (iii) très hautes vitesses où le projectile traverse

immédiatement le tissu sans aucune déformation locale du tissu qui subit une rupture brutale des fils en contact avec le projectile. Un bilan énergétique global absorbé par le tissu conduit à définir l'optimum de la vitesse d'impact correspondant à la limite balistique qui définit le "système balistique" présentant la situation de non-perforation. Dans ce chapitre, il est question aussi de présenter le comportement dynamique des tissus en soulignant que les paramètres intrinsèques et extrinsèques influencent la tenue balistique d'une façon combinée. De ce fait, un exposé de travaux antérieurs porte sur les effets de plusieurs paramètres, tels que : les caractéristiques mécaniques des fibres (module d'élasticité longitudinal et transversal, etc.), la morphologie et les matériaux des projectiles, le mode de fixation, les conditions opératoires (les vitesses d'impact, le trajet du projectile, la localisation de l'impact). Ces éléments montrent à quel point l'analyse des résultats d'impact balistique sur un tissu présente une certaine complexité.

Dans cette partie, les travaux antérieurs relatifs à la modélisation numérique d'un impact balistique sur un tissu sont décrits. On note trois échelles de modélisation sont proposées : (i) modélisation macroscopique (échelle du tissu, cm), (ii) modélisation mésoscopique (échelle du fil, mm) et (iii) modélisation microscopique (échelle d'une fibre, μm). Les hypothèses et les conditions des calculs numériques sont présentées. Les apports et les limites des modélisations proposées sont détaillés. Quelques illustrations et résultats et validations sont présentés et discutés.

— **Chapitre II : Comportement balistique d'un tissu 2D : étude paramétrique**

Dans ce chapitre, une modélisation numérique est proposée prenant en compte l'échelle mésoscopique d'un tissu où le fil est considéré de section elliptique. Le maillage retenu est une subdivision de cette section en 4 et 6 éléments en utilisant des éléments coques. Afin de mieux cerner les mécanismes de déformation et d'endommagement, l'influence d'une caractéristique physique d'une fibre à savoir sa densité et de deux propriétés mécaniques à savoir le module d'élasticité longitudinal et la déformation à la rupture est vérifiée. Pour y parvenir, pour chaque paramètre étudié, quatre valeurs différentes ont été utilisées dans une configuration de non-perforation avec $V_i=60\text{m/s}$ et une configuration de perforation $V_i=245\text{m/s}$. On note que la densité de la fibre joue un rôle majeur au niveau de la performance balistique d'un tissu. En effet, plus la densité augmente, plus la vitesse du projectile diminue et plus l'énergie cinétique augmente. De même, l'augmentation de la valeur du module d'élasticité longitudinal de la fibre conduit à une diminution de la vitesse du projectile et à une augmentation des énergies cinétique et de déformation. Ceci peut s'expliquer par le fait que la rigidité du tissu augmente. Par ailleurs, l'augmentation de la valeur de la déformation à la rupture d'une fibre retarde le point de rupture des fils.

— **Chapitre III : Comportement balistique d'un tissu 3D : étude de la localisation**

Dans ce chapitre, nous nous intéressons aux effets de la localisation de l'impact d'un tissu 3D interlock A-T à 4 couches (angle-dans l'épaisseur à 4 couches).

Ce phénomène peut se produire selon l'inclinaison du projectile. On recense deux types de localisation : (i) localisation locale d'impact et (ii) localisation globale d'impact.

La première localisation concerne le cas où le projectile est centré au milieu du tissu 3D. Dans ce cas, nous pouvons rencontrer plusieurs configurations possibles où le projectile impacte : (i) le point où le fil de chaîne se trouve sur la face avant du tissu, (ii) le point du tissu où le fil de chaîne se trouve dans la face arrière du tissu. L'étude de ces configurations est motivée par la prise en compte des imprécisions qui peuvent survenir lors des tests balistiques. Les résultats montrent clairement le rôle majeur du fil de chaîne dans le cas d'un tissu 3D interlock A-T. La modélisation numérique est effectuée en utilisant une échelle mésoscopique. Les résultats montrent que la tension du fil de chaîne contribue fortement à améliorer la résistance balistique d'un tissu 3D.

La seconde localisation décrit l'effet d'une forte inclinaison du projectile pouvant conduire à orienter la trajectoire du projectile de telle sorte à impacter le tissu au niveau du centre de son quart. Dans ce cas, la zone affectée par l'impact est conditionnée par les effets du bord qui influencent le développement de la pyramide de déformation ainsi que les glissements des fils situés au bord du tissu.

— **Chapitre IV : Comportement en compression transversale d'une fibre et d'un fil**

Il faut noter que lors d'impact d'un tissu, le projectile agit localement, ce qui traduit par une compression des fils. C'est pour cette raison que, dans ce chapitre, le phénomène de compression transversale d'une fibre et d'un fil est étudié. La fibre en Kevlar, de densité 1440 kg/m^3 et de diamètre $12 \mu\text{m}$, est modélisée en considérant son comportement élastique et orthotrope. Une optimisation du maillage est réalisée. Les résultats numériques sont comparés aux données expérimentales, issues de la littérature et aux résultats obtenus via une modélisation analytique en termes de courbes contrainte-déformation nominale.

Dans un second temps, un bloc rectangulaire contenant des fibres est soumis à une compression transversale en vue d'évaluer son comportement globale. Tout d'abord, l'étude montre que le coefficient de frottement entre les fibres n'a pas d'effet sur le comportement en compression du bloc (valeurs de μ choisis entre 0 et 0,5) à condition que les fibres soient positionnées idéalement.

Enfin, une modélisation numérique de la compression transversale d'un fil est effectuée, à une échelle microscopique, prenant en compte la présence de 400 fibres, en utilisant un coefficient de frottement fibre/fibre de 0,2. Les résultats ont été obtenus en termes Charge-déplacement montrant ainsi un comportement non linéaire du fil en compression transversale. Ce phénomène résulte des glissements entre les fibres d'une part et de l'écrasement des fibres d'autres.

— **Chapitre V : Comportement balistique d'un fil et d'un tissu 2D : modélisation microscopique**

Dans ce chapitre, une modélisation microscopique dans le cas sur un fil soumis à un impact balistique est développée. Il faut noter qu'un fil est composé de 400 fibres environ dont la prise en compte peut alourdir notablement les calculs. Pour cela, nous avons opté pour introduire la notion d'une "fibre équivalente" correspondant à 10 fibres. Ce qui donne au total 42 fibres équivalentes pour modéliser un fil. Les résultats obtenus en termes de vitesse du projectile, d'énergie cinétique, d'énergie de déformation et de réactions du projectile sont analysés et comparés à ceux obtenus dans le cas d'une modélisation mésoscopique. Une modélisation méso/micro du fil soumis à un impact a été vérifiée en vue de diminuer le temps de calculs, en prêtant une attention particulière à l'interface fil/fibres.

De même, le cas d'un impact sur un tissu est vérifié en optant pour une modélisation multi-échelle méso/micro en utilisant des éléments coques et des éléments solides. Les résultats obtenus montrent l'apport important de la modélisation micro des fils. En effet, cette approche est pertinente car elle permet de mettre en évidence les phénomènes locaux liés aux modes et à la chronologie des modes et des mécanismes de déformation et de rupture des fils, tels que : le glissement des fibres au voisinage du contact avec le projectile, la rupture du fil par fibrillation (rupture des fibres), etc.

Le rapport écrit contient une introduction générale, une conclusion et des perspectives. Une liste des références bibliographiques est présentée à la fin du rapport.

Chapitre I

Étude bibliographique

Résumé

Ce chapitre fait le point sur l'état de l'art portant sur la résistance balistique des matériaux tissés. Dans un premier temps, les niveaux des vitesses sont définis en vue de mieux classifier l'intervalle des vitesses balistiques. En effet, nous pouvons souligner l'existence de trois niveaux de vitesses : (i) basses vitesses où le projectile est arrêté par la cible conduisant à une vitesse nulle à la fin de l'impact (cas de non-perforation), ainsi le tissu a le temps de se déformer conduisant à une large pyramide de déformation (ii) hautes vitesses où l'impact traverse le tissu (cas de perforation), la durée de l'impact est faible et le tissu n'a pas beaucoup de temps pour se déformer conduisant à une pyramide de déformation faible et (iii) très hautes vitesses où le projectile traverse immédiatement le tissu sans aucune déformation locale du tissu qui subit une rupture brutale des fils en contact avec le projectile. Un bilan énergétique global absorbé par le tissu conduit à définir l'optimum de la vitesse d'impact correspondant à la limite balistique qui définit le "système balistique" présentant la situation de non-perforation. Dans ce chapitre, il est question aussi de présenter le comportement dynamique des tissus en soulignant que les paramètres intrinsèques et extrinsèques influencent la tenue balistique d'une façon combinée. De ce fait, un exposé de travaux antérieurs porte sur les effets de plusieurs paramètres, tels que : les caractéristiques mécaniques des fibres (module d'élasticité longitudinal et transversal, etc.), la morphologie et les matériaux des projectiles, le mode de fixation, les conditions opératoires (les vitesses d'impact, le trajet du projectile, la localisation de l'impact). Ces éléments montrent à quel point l'analyse des résultats d'impact balistique sur un tissu présente une certaine complexité.

Dans cette partie, les travaux antérieurs relatifs à la modélisation numérique d'un impact balistique sur un tissu sont décrits. On note trois échelles de modélisation sont proposées : (i) modélisation macroscopique (échelle du tissu, cm), (ii) modélisation mésoscopique (échelle du fil, mm) et (iii) modélisation microscopique (échelle d'une fibre, μm). Les hypothèses et les conditions des calculs numériques sont présentées. Les apports et les limites des modélisations proposées sont détaillés. Quelques illustrations et résultats et validations sont présentés et discutés.

Sommaire

I.1	Problématique de l'impact balistique d'un tissu	9
I.2	Matériaux tissés pour la protection balistique	14
I.2.1	Fibres pour la protection balistique	14
I.2.2	Tissus	15
I.3	Comportement balistique d'un tissu	18
I.3.1	Propagation des ondes longitudinale et transversale dans un fil	18
I.3.2	Bilan énergétique au cours de l'impact balistique	21
I.3.3	Influence des paramètres intrinsèques et extrinsèques	22
I.3.3.1	Influence des propriétés mécaniques et physiques de la fibre	22
I.3.3.2	Influence des phénomènes de frottement	25
I.3.3.3	Conditions générales de test d'impact	27
I.3.4	Étude de la compression transversale d'une fibre et d'un fil	30
I.3.5	Étude de compactage transversale de du tissu	34
I.4	Modélisation numérique d'un tissu soumis à un impact balistique	36
I.4.1	Modélisation macroscopique du tissu	37
I.4.2	Modélisation mésoscopique du tissu	39
I.4.3	Modélisation hybride Macro-méso	43
I.4.4	Modélisation numérique des tissus 3D	47
I.4.5	Modélisation microscopique	50

I.1 Problématique de l'impact balistique d'un tissu

Depuis plusieurs décennies, l'étude de la performance balistique des matériaux a fait l'objet de plusieurs travaux dans la littérature basés à la fois sur des approches expérimentale, analytique et numérique [Bha, 2016]. Généralement, il s'agit d'étudier les conséquences de l'impact d'un projectile à une vitesse V_i donnée sur une cible, qui peut être constituée soit de matériaux métalliques, de plaques en matériaux composites, de matériaux tissés, de multi-matériaux, etc, [Chen, 2016].

Souvent, les impacts balistiques sont étudiés dans le cadre des applications militaires et font l'objet de normes spécifiques (normes européennes EN 1522 ou standards américains NIJ). Ces normes imposent notamment la tenue de la structure après l'impact, en tenant en compte des types, des tailles et des vitesses des projectiles. Ils permettent aussi d'établir les protocoles de conditionnement d'échantillons, de spécifier les procédures de tests expérimentaux pour les armures comme le montre la figure I.1, qui illustre le cas d'un gilet pare balles (protection balistique souple).

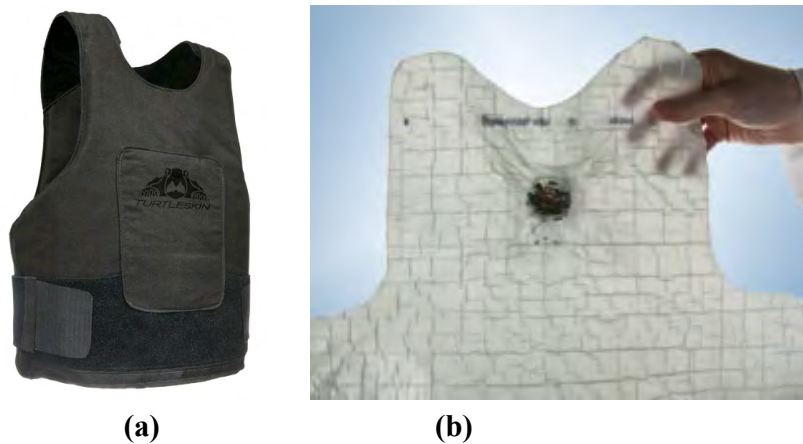


Figure I.1 – (a) Gilet pare-balles ; (b) Échantillon d'un test non perforant [Cavallaro, 2011].

La prédiction de la performance balistique des matériaux tissés nécessite de fait une bonne maîtrise du comportement et des mécanismes d'endommagement, qui constitue un grand challenge au niveau de la recherche scientifique en vue de : (i) développement de nouveaux équipements spéciaux pour la conduite d'essais dynamiques appropriés ; (ii) une recherche d'une modélisation analytique adéquate et (iii) modélisation numérique prenant en compte la réalité physique des matériaux à des échelles pertinentes (tissu, fil, fibre).

Généralement, le comportement balistique d'un tissu dépend principalement du niveau de la vitesse d'impact puisqu'elle affecte directement l'énergie absorbée. Le tableau I.1 donne une classification des vitesses pour des intervalles de valeurs déterminées [Kolopp, 2012]. On peut noter qu'une vitesse d'impact est dite balistique si sa valeur est située entre 200 et 600 m/s.

Tableau I.1 – Description des différentes catégories d’impact identifiées dans la littérature [Kolopp, 2012].

Catégorie	Vitesse (m/s)	Masse (g)	Énergie d’impact (J)	Domaine d’application
Basse vitesse	<10	50-30000	1-200	Transports
Vitesse modérée	50-200	1-200	1-4000	Transports
Haute vitesse	200-500	5-500	100-20000	Transports
Balistique	200-600	5-20	100-500	Protection balistique
Très haute vitesse	1000-5000	0.001	Evr. 100	Aérospatiale

D’une façon générale, dans le cas de la problématique des impacts balistiques, il y a lieu de mettre en évidence l’existence de deux intervalles de valeurs de vitesses [Cavallaro, 2011] :

- (i) les vitesses d’impact V_i faibles qui conduisent souvent à une situation de non-perforation de la cible,
- (ii) les vitesses d’impact V_i élevées qui génèrent, généralement, une perforation de la cible.

En effet, pour une configuration donnée de la cible, l’analyse de l’énergie absorbée en fonction de la vitesse d’impact permet de mettre en évidence l’existence de ces deux plages de comportement de la cible comme illustré dans la figure I.2 . Le point correspondant à l’énergie absorbée maximale désigne la valeur de la vitesse balistique limite V_b . En fait, la capacité d’absorption d’énergie d’un tissu, par exemple, soumis à un impact balistique est tributaire de sa capacité à permettre ou à restreindre les mouvements de fil dans le tissu. Ces mouvements de fils qui se produisent en raison des interactions fil-fil ou fibre-fibre, sont nécessaires à l’absorption d’énergie balistique.

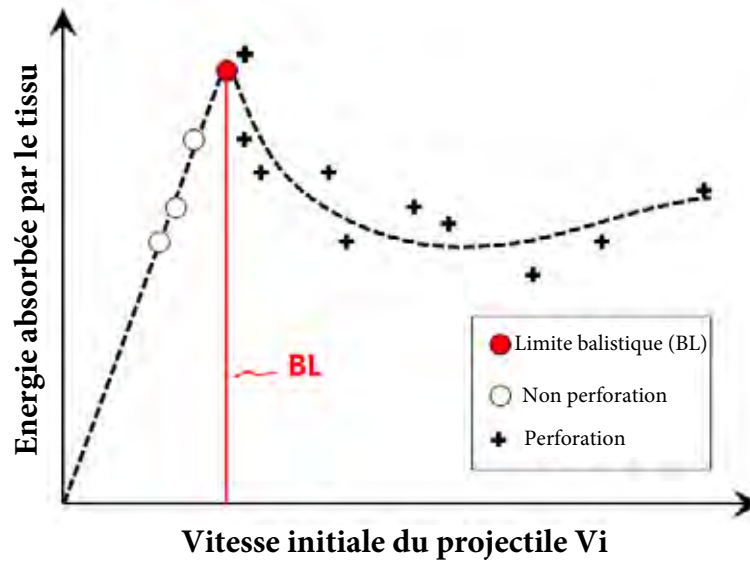


Figure I.2 – L'énergie absorbée du tissu en fonction de la vitesse initiale [Cavallaro, 2011].

L'existence de ces deux phases de niveaux des vitesses d'impact affecte manifestement le comportement dynamique des tissus. En effet, nous pouvons dissocier deux réponses balistiques :

- (i) Une réponse globale : dans le cas des basses vitesses (V_i est inférieure à V_b), le projectile est arrêté et donc ne perfore pas le tissu ($V_i = 0$) (Fig. I.3a), et par conséquent, l'énergie absorbée contribue principalement à la formation d'une pyramide de déformation. Les ondes longitudinales et transversales ont le temps de se propager dans le tissu. Dans ce cas, on note un temps suffisant d'impact et une taille importante de la pyramide des déformations, comme cela est illustré schématiquement par la figure I.3a. Dans ce cas, le temps de réponse de la structure impactée est long pour que les ondes de déformations se propagent et soient réfléchies aux limites de la cible. Par conséquent, les conditions aux limites du tissu peuvent influencer sur sa réponse globale balistique. La vitesse du projectile évolue en fonction continue sur un temps plus long pour atteindre une valeur nulle correspondant à l'arrêt du projectile (Fig. I.3a)
- (ii) Une réponse locale : les vitesses hautes (V_i est supérieure à V_b) conduisent manifestement à une situation de perforation du tissu suite à un endommagement localisé des fils (et fibres) se trouvant sous le projectile. Ainsi, dans cette configuration, la phase d'impact est très limitée produisant ainsi une pyramide de déformation faible car les ondes n'ont pas le temps de se propager à travers le tissu (Fig. I.3b). Dans ce cas, le projectile traverse le tissu et reste animé d'une vitesse résiduelle V_R (Fig. I.4b).
On note que pour de très hautes vitesses d'impact, le tissu n'a pas tout à fait le temps de se déformer. De fait, la perforation du tissu se produit immédiatement au point correspondant à l'instant d'impact (Fig. I.3c).

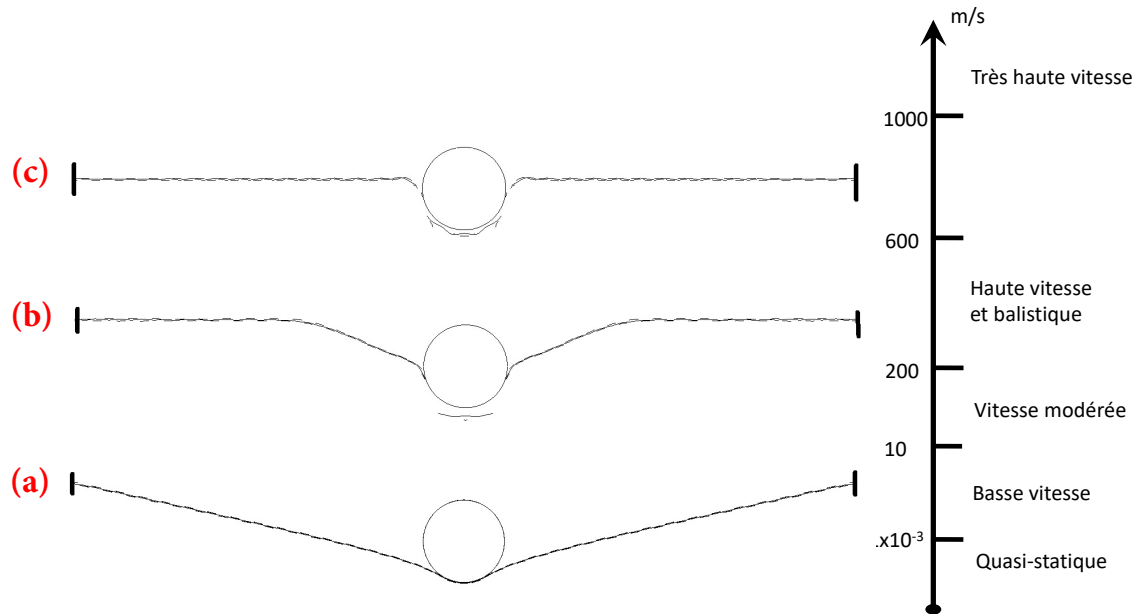


Figure I.3 – Réponse du tissu en fonction du niveau de la vitesse : (a) Basse vitesse ; (b) Vitesse balistique ; (c) Très haute vitesse.

Ceci montre l'intérêt de la connaissance de la vitesse limite balistique V_b pour les tissus. C'est pour cette raison que la détermination de la limite balistique V_b d'un tissu a fait l'objet de plusieurs travaux dans la littérature [Cunniff, 1999]. Ce paramètre revêt un caractère statistique. De ce fait, on note l'existence de limites balistiques différentes définies selon une base probabiliste. On admet alors une certaine dispersion liée à la nature des projectiles, des cibles et des conditions d'impact. C'est pour cette raison qu'il est difficile de définir une vitesse absolue à partir de laquelle un impact peut conduire à une perforation. Généralement, on définit (Fig. I.5) :

- une vitesse V_{50} qui correspond à une probabilité de perforation de 50 %, pour un même système projectile/cible,
- une vitesse V_{100} qui représente la vitesse la plus faible pour laquelle il y a toujours perforation. La figure I.5 montre le concept de la V_{50} ,
- une vitesse V_0 représente ici la vitesse la plus élevée pour laquelle il n'y a jamais de perforation de la cible.

De ce fait, un domaine d'incertitude se situe entre ces vitesses. Souvent, la probabilité de perforation peut être caractérisée par une loi normale. Certains -auteurs [Carr and Crawford, 2016, Cunniff, 1999] utilisent également une distribution "Weibull".

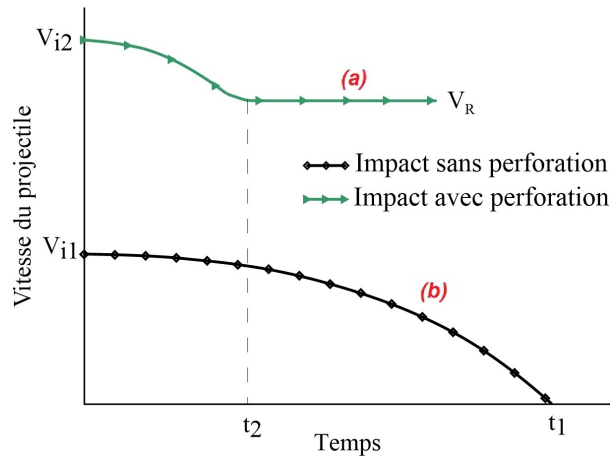


Figure I.4 – Schématisation des évolutions des vitesses d'impact dans les cas de : a) non-perforation, b) perforation ; de la cible.

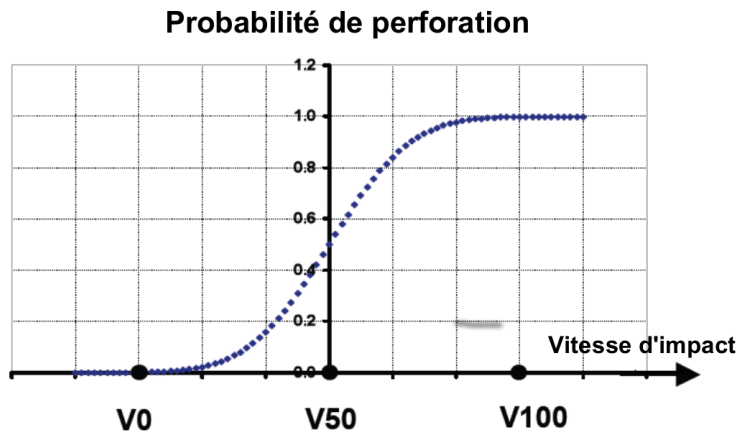


Figure I.5 – Définition de V_{50} .

Dans le cas des perforations des cibles, la zone d'impact (contact projectile/cible) est fortement endommagée conduisant à une rupture localisée. Le mode et les mécanismes de rupture dépendent fortement du type du matériau de la cible (métal, composite, tissu), de la morphologie et des matériaux du projectile (laiton, cuivre, bois) [Chen, 2016]. En plus, le mode de fixation de la cible et la précision du point d'impact peuvent aussi influencer les conditions de perforation. La figure I.6 illustre six configurations de cibles perforées mettant en évidence les modes de rupture pour six matériaux différents.[Bilisik, 2016].

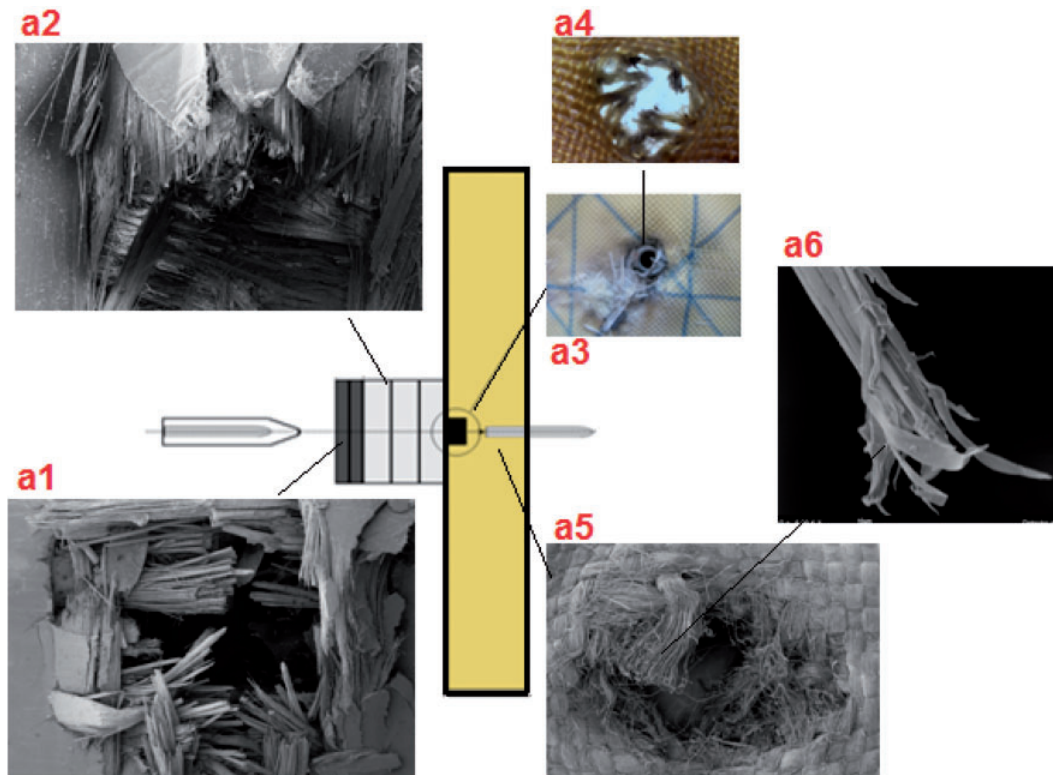


Figure I.6 – Modes de rupture lors de la perforation selon le type de matériaux de la cible : (a1) Plaque de composite 3D carbone/époxy ; (a2) Plaque composite fibres de verre/polyester ; (a3) Projectile bloqué dans la structure d'un tissu balistique ; (a4) Décomposition thermique du tissu Kevlar due au frottement projectile/tissu ; (a5) Endommagement d'un tissu dû la perforation du projectile ; (a6) Endommagement par fibrillation d'une fibre para-aramide [Bilisik, 2016]

I.2 Matériaux tissés pour la protection balistique

I.2.1 Fibres pour la protection balistique

Depuis plusieurs décennies, les matériaux à base de fibres ont dominé l'ingénierie des équipements de protection balistique. En effet, les matériaux textiles jouent un rôle important en tant que matériaux de protection. En raison de la nature de la charge d'impact, ces fibres doivent être souples pour résister aux charges transversales. Actuellement, les fibres d'aramide et d'UHMWPE sont souvent utilisées dans les applications balistiques [Chen, 2016].

Il faut noter que les équipements de protection balistique actuels sont fabriqués en utilisant les fibres à haute performance qui sont utilisées dans des assemblages 2D et 3D. Ces fibres ont une résistance à la traction nettement plus élevée et un module et un allongement plus faibles par rapport aux fibres ordinaires. Le tableau I.2 présente plusieurs familles de fibres de haute performance souvent utilisées dans les tissus balistiques. Ce tableau donne aussi des valeurs de propriétés physiques (densité) et mécanique (module d'Young, ténacité, déformation à la rupture) des différentes fibres.

Tableau I.2 – Fibres de haute-performance pour la protection balistique [Chen, 2016].

Type de fibre	Densité (g/cm ³)	Ténacité (N/tex)	Module (N/tex)	Élongation (%)
Aramid [Rebouillat, 2016]				
Kevlar [®] 29	1.44	2.0	49	3.8
Kevlar [®] 49	1.44	2.1	78	3.8
Kevlar [®] 149	1.44	1.7	115	1.3
Nomex [®]	1.44	0.5	75	3.5
Twaron [®] HM	1.44	2.1	75	2.5
Twaron [®] HT	1.44	2.4	85	3.3
Technora [®]	1.44	2.2	50	4.4
UHMWPE [Van Dingenen, 2001]				
Dyneema [®] 60	0.97	2.8	91	3.5
Dyneema [®] 65	0.97	3.1	97	3.6
Dyneema [®] 71	0.97	3.5	122	3.7
Dyneema [®] 75	0.97	3.5	110	3.8
Dyneema [®] 76	0.97	3.7	120	3.8
Spectra [®] 900	0.97	2.6	75	3.6
Spectra [®] 1000	0.97	3.2	110	3.3
Spectra [®] 2000	0.97	3.4	120	2.9

Les tissus fabriqués à partir de fibres de haute performance (par exemple, Kevlar[®], Twaron[®] et Dyneema[®]) sont considérés comme des matériaux efficaces dans les applications de protection. La fibre aramide de la première génération est née par la société Dupont, et commercialisées sous la marque Nomex[®] dans les années 60s [Bha, 2016]. Cette fibre synthétique, utilisée pour le textile, se caractérise par son excellente résistance à la chaleur. Dans les années 1970s, les fibres para-aramide de la deuxième génération avec sa résistance et son module beaucoup plus élevé ont été développées et commercialisées également par la société DuPont sous le nom commercial Kevlar[®]. Une fibre similaire appelée Twaron avec une structure chimique voisine a été présentée par Akzo en 1978.

Introduites au milieu des années 80 et ensuite commercialisée sous le nom Spectra[®] par Allied Signal et Dyneema[®] par DSM, les fibres UHMPE (polyéthylène de masse molaire très élevée) sont obtenues à partir des polyéthylènes thermoplastiques de grande masse moléculaire par la technologie "gel-spun" [van der Werff and Heisserer, 2016]. Cette technologie autorise une orientation moléculaire élevée pour ces fibres. Par conséquent, Ces fibres ont une bonne ténacité, de bonnes résistances chimique et à l'abrasion.

I.2.2 Tissus

Les tissus 2D (Fig. I.7) constitue un type très populaire d'assemblage pour la protection balistique en raison de la bonne intégrité structurelle et la capacité de propagation des ondes de choc entre les systèmes de fils disposés perpendiculairement les uns aux autres. Il existe deux systèmes de fils dans les tissus 2D : les fils

de trame et les fils de chaîne (Fig. I.7).

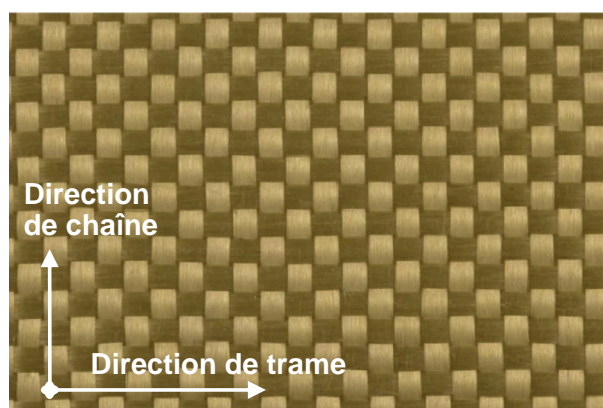


Figure I.7 – Tissu 2D [Chen, 2016].

Au cours du tissage, les fils de chaîne se trouvent selon la longueur du tissu. Ils sont toujours tendus et leur tension est régulièrement contrôlée par un système de rouleaux correspondants. Les fils de trame sont introduits dans la largeur par des systèmes d’insertion. Après l’insertion des fils de trame en état relâché, ces derniers sont tassés par un peigne pour former le tissu final. Les détails du procédé de tissage sont développés dans la thèse de Ha-Minh [Ha-Minh, 2011]. Plusieurs types de tissage sont utilisés dans des tissus balistiques 2D représentés dans la figure I.8.

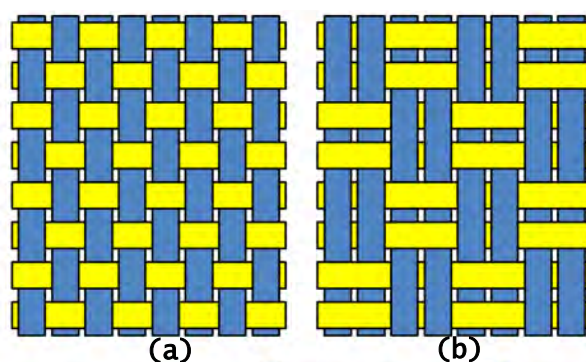


Figure I.8 – Différents types de tissage 2D : (a) tissage toile ; (b) tissage double [Cavallaro, 2011].

Il existe des variétés de styles de tissage (Fig. I.8) qui peuvent être utilisées pour entrelacer les fils de chaîne et des fils de trame de façon à former un tissu balistique approprié. En général, la performance balistique d’un tissu dépend du : type des fibres utilisées, l’architecture du tissu (y compris la section des fils, densité des fils, type de tissage), niveau de torsion des fils, les dommages des fils pendant le tissage et les opérations de post-tissage [Bha, 2016, Cavallaro, 2011].

Afin d’améliorer l’utilisation et la valeur des textiles dans des applications industrielles, ce qui nécessitent généralement la force dans plus de deux directions, les tissus 3-D ont été introduits pour répondre aux besoins d’un certain nombre d’exigences industrielles telles que les composites capables de résister à des contraintes

multi-directionnelles [Hu, 2008]. À la différence des structures 2D, les tissus 3D ont une épaisseur non négligeable par rapport aux autres dimensions (Fig. I.9).

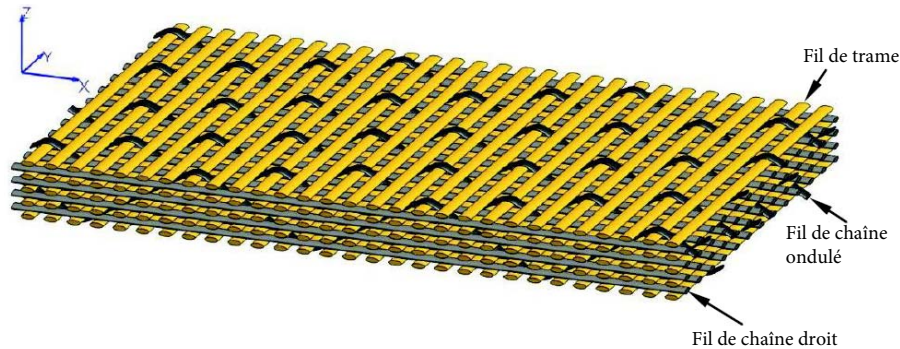


Figure I.9 – Un tissu 3D typique [Hu, 2008].

La figure. I.10 illustre le processus de tissage dans les cas d'une structure 3D. Les fils de chaîne ondulants dans l'épaisseur se nomment les fils de liaison. Le nombre de possibilités d'insertion des fils de chaîne dans la structure 3D est infini [Bha, 2016]. En effet, une structure 3D peut être formée d'un nombre illimité de couches qui peuvent être liées entre elles d'une multitude de façons.

En plus des fils de chaîne de liaison qui ondulent et passent dans l'épaisseur pour consolider les couches (Fig. I.10b), on peut avoir des fils droits de chaîne (Fig. I.10). Ces fils droits, fils de renfort (stuffing yarns), ont pour fonction d'améliorer la performance dans la direction "chaîne" du tissu.

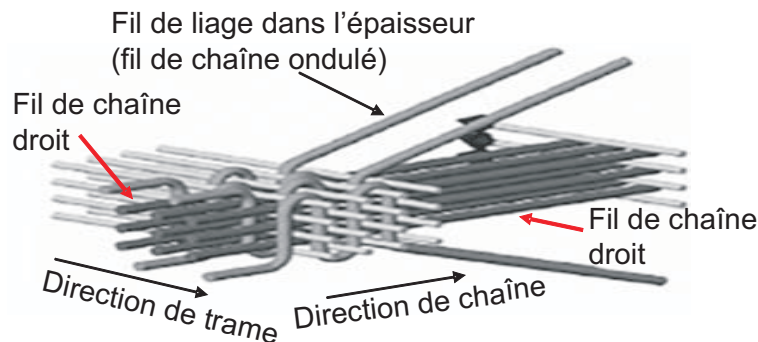


Figure I.10 – Structure d'un tissu 3D interlock [Bha, 2016]

Un tissu 3D peut-être complètement spécifié par sept paramètres différents : le type de fibre utilisé, le nombre de couches des fils de trame et des fils de chaîne, le type de liaison, le nombre de filaments dans une mèche de chaîne et de trame, la densité des fils de chaîne et de trame (en dtex), la densité surfacique du tissu (g/cm^2), et épaisseur du tissu. Cependant, un tissu 3D est aussi tout simplement classé par deux paramètres géométriques. Le premier se rapporte à l'angle d'ondulation de fils de liaison dans l'épaisseur du tissu. Ce paramètre donne deux types : tissu 3D angle et tissu 3D orthogonal. Le second paramètre implique la pénétration du fil de chaîne dans l'épaisseur. Il donne lieu à deux types de tissus : couche par couche et dans

l'épaisseur. La combinaison de ces deux paramètres conduit à classer les tissus 3D en quatre types de tissu 3D de base (Fig. I.11) :

- Orthogonal couche par couche (O/C)
- Orthogonal dans l'épaisseur (O/E)
- Angle couche par couche (A/C)
- Angle dans l'épaisseur (A/E)

Les tissus 3D orthogonaux donnent une fraction de fibres dans le tissu plus grande que les tissus angles notamment dans le sens de l'épaisseur. En comparaison avec les armures couche par couche, celles dans l'épaisseur nous fournissent un volume plus important des fibres dans un tissu. Pourtant, les armures orthogonales et dans l'épaisseur restreignent la flexibilité des tissus en comparaison avec les armures angle et couche par couche [Yi, 2004, Hu, 2008]. En effet, l'armure des tissus joue un rôle important pour ses propriétés mécaniques. Outre l'armure, les paramètres géométriques d'un tissu 3D comportent la densité des fils, la section des fils, le nombre des couches.

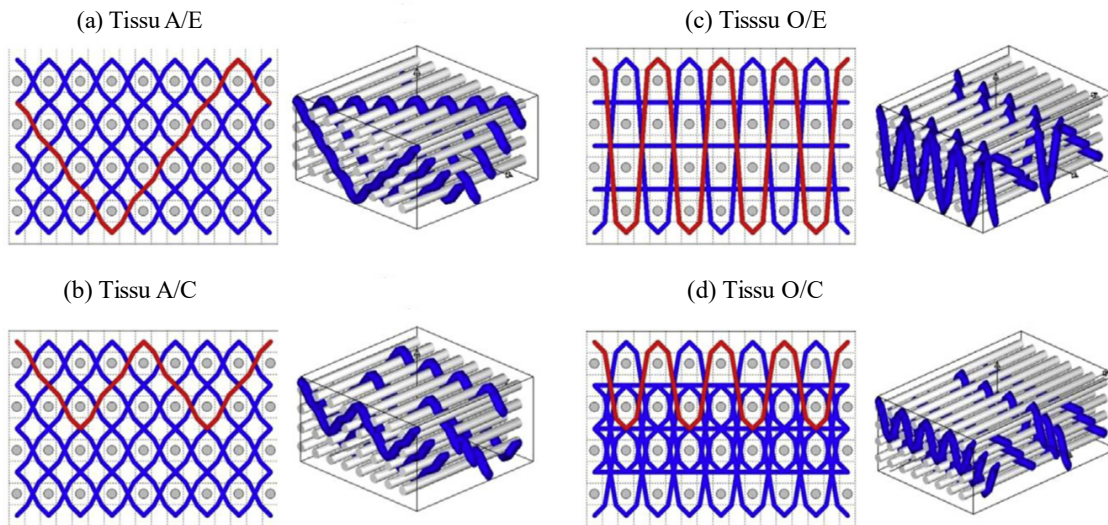


Figure I.11 – Classement de base des tissus 3D [Boussu et al., 2015]

I.3 Comportement balistique d'un tissu

I.3.1 Propagation des ondes longitudinale et transversale dans un fil

La théorie d'impact sur un fil a été étudiée depuis les années 50 par Smith et al. [Stone et al., 1955, Smith et al., 1955, Smith et al., 1956, Smith et al., 1958, Smith et al., 1961, Smith et al., 1962, Smith et al., 1963, Smith et al., 1965]. Ils ont développé un modèle analytique pour décrire le comportement d'un fil soumis à un impact transverse (Fig. I.12). Lorsque le projectile impacte un fil, deux ondes se propagent à partir du point d'impact, l'une longitudinale et l'autre transversale :

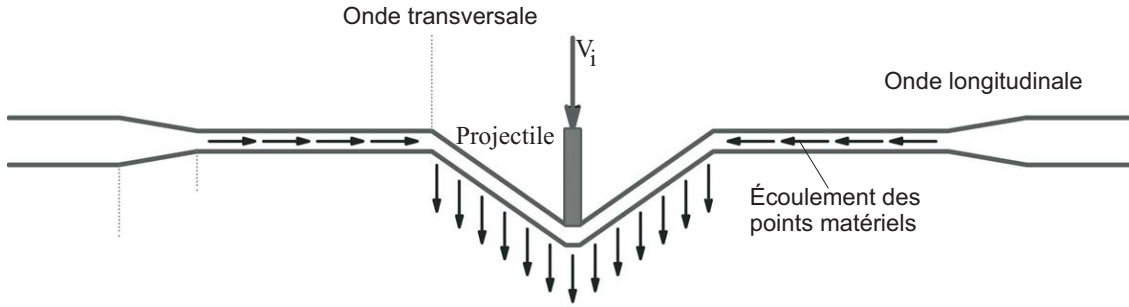


Figure I.12 – Schéma des ondes de déformation dans un fil sous un impact transversal [Cheeseman and Bogetti, 2003].

- L'onde longitudinale se déplace à la vitesse de son V_s dans le matériau. Cette onde provoque également une tension dans le fil et un mouvement de matériau dans le plan. La vitesse de la propagation V_s est donnée en fonction du module d'Young E et la densité du fil ρ par l'équation suivante I.1 :

$$V_l = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (\text{I.1})$$

- Dans le même temps, le projectile a tendance à pousser le fil en avant et, par conséquent le dévier verticalement, ce qui conduit alors, à un mouvement du matériau hors du plan. Cette onde, qui se propage à une vitesse inférieure à l'onde longitudinale, dépend de la vitesse V_s et de la déformation du fil selon la formulation suivante :

$$V_{lab} = C(\sqrt{\varepsilon_p(1 + \varepsilon_p)} - \varepsilon) \quad (\text{I.2})$$

où ε_p est la déformation du fil.

L'impact d'un projectile dans un tissu 2D montre des similarités avec l'impact sur un fil simple [Cheeseman and Bogetti, 2003]. Quand un projectile impacte un tissu, les fils en contact direct avec le projectile, appelés les fils primaires (Fig. I.13), subissent un déplacement transversal. Ces fils primaires forment une croix dans les directions principales du tissu, à savoir les directions des fils. Simultanément, des ondes longitudinales se propagent dans ces fils primaires, à la vitesse du son du matériau. Les fils en contact avec les fils primaires, appelés les fils secondaires, subissent également un déplacement transversal, par l'action des fils primaires. Dans ces fils secondaires, des ondes longitudinales sont créées comme dans les fils secondaires.

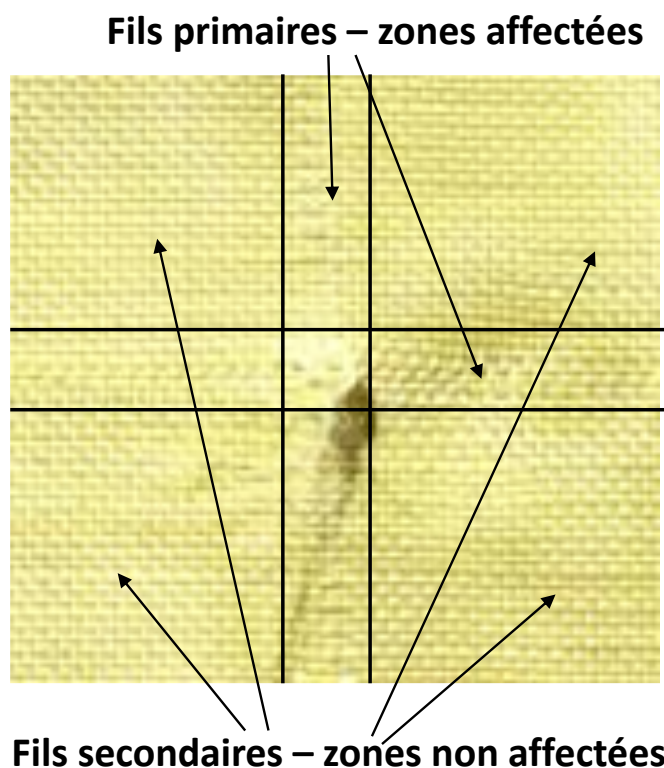


Figure I.13 – Fils primaires et secondaires [Duan et al., 2005b]

Les interactions entre les fils causent un dés-alignement des fils orthogonaux vers le point d'impact. Le résultat est une déformation globale du tissu en forme de pyramide. La figure I.14 montre la forme de la base de la pyramide, avec les coins se déplaçant sur les fils primaires. Ce mécanisme de la formation de la pyramide de déformation, impliquant l'ensemble du tissu, absorbe une grande partie de l'énergie d'impact sous forme d'énergie de déformation des fils primaires et secondaires et d'énergie cinétique du tissu. Après un certain temps la pyramide de déformation change en un cône.

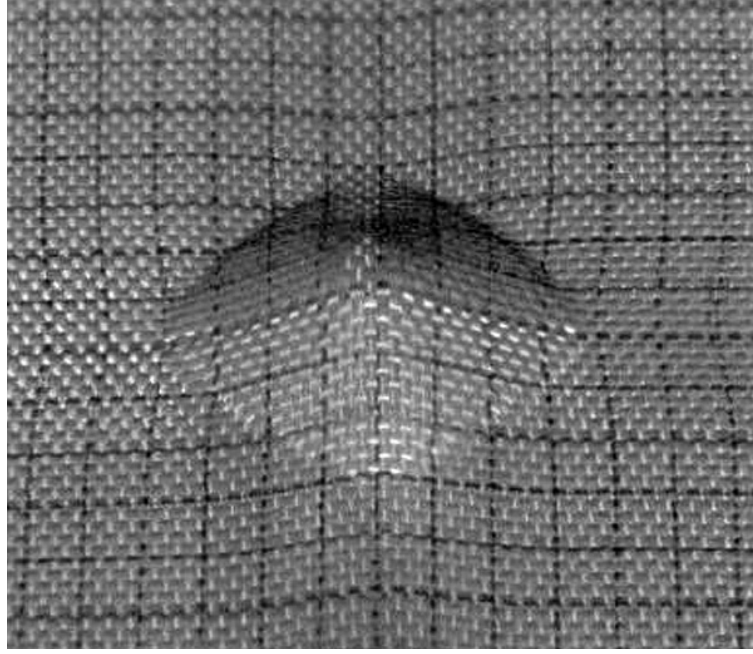


Figure I.14 – Pyramide de déformation [Cork, 2016]

I.3.2 Bilan énergétique au cours de l'impact balistique

Lorsqu'un tissu est soumis à un impact balistique avec une vitesse d'impact V_i , les premiers fils en contact avec le projectile sont déplacés. Ces fils primaires forment une croix dans les directions chaîne et trame du tissu. Les fils primaires transmettent une partie de leur déformation aux fils secondaires par l'intermédiaire des points d'entrecroisement. C'est le mécanisme qui génère la création du cône ou de la pyramide de déformation du tissu. Simultanément, les ondes de réflexion apparaissent et se déplacent entre les points d'entrecroisement et le point de contact avec le projectile, augmentant la déformation locale des fibres au point d'impact jusqu'à l'arrêt du projectile ou jusqu'à la rupture avec une vitesse résiduelle du projectile $V = V_r$.

D'un point de vue énergétique, l'énergie cinétique du projectile E_{pk} est transformée en [Duan et al., 2006a] : énergie de déformation du tissu E_{fd} , énergie cinétique du tissu E_{fk} et énergie des frictions E_f . Dans le cas d'impact d'un tissu 2D, où le projectile est supposé très rigide par rapport au tissu 2D, la dissipation d'énergie due à la déformation du projectile est supposée être négligeable. L'équation régissant le transfert d'énergies entre le projectile et le tissu est donnée par la formulation suivante I.3 :

$$\Delta E_{pk} = E_{fd} + E_{fk} + E_f \quad (\text{I.3})$$

L'énergie cinétique perdue du projectile lors de l'impact ΔE_{pk} est déterminée en basant sur la vitesse V_i initiale et la vitesse actuelle $v(t)$ du projectile I.4 :

$$\Delta E_{pk}(t) = \frac{1}{2}m(v_i^2 - v(t)^2) \quad (\text{I.4})$$

Où m est la masse du projectile.

E_{fd} est l'énergie de déformation des fils primaires (en contact avec le projectile) et les fils secondaires dans la zone déformée, et peut être déterminée en utilisant l'équation I.4 :

$$E_{fs} = \frac{1}{2} \int_{\text{zone déformée}} E \varepsilon^2 dV \quad (\text{I.5})$$

Où E est module d'Young du fil et ε est la déformation du fil.

E_{fk} est principalement l'énergie cinétique du matériau dans la pyramide de déformation et peut être déterminée en utilisant I.6 :

$$E_{fk} = \frac{1}{2} \rho \int_{\text{pyramide de déformation}} v^2 dV \quad (\text{I.6})$$

Où ρ est la densité du fil.

I.3.3 Influence des paramètres intrinsèques et extrinsèques

Selon une revue de Tabiei et al. [Tabiei and Nilakantan, 2008], la performance balistique du tissu est influencée par une combinaison simultanée de plusieurs facteurs : vitesse d'impact, propriétés mécaniques et physiques du projectile et de la cible, les conditions limites (angle d'impact, méthode de fixation de la cible, température, humidité de l'air, etc.). Ces paramètres caractérisent un système d'impact (SI)[Cheeseman and Bogetti, 2003]. Plusieurs chercheurs [Prosser, 1988, Laible, 2012, Roylance et al., 1973] montrent qu'il est impossible d'isoler un seul facteur comme paramètre de contrôle de l'impact balistique. Plusieurs travaux dans la littérature ont porté sur l'influence des paramètres intrinsèques et extrinsèques d'un tissu sur ses performances balistiques [Cork, 2016].

I.3.3.1 Influence des propriétés mécaniques et physiques de la fibre

Les propriétés de la fibre jouent un rôle déterminant sur le comportement balistique d'un tissu. Le module d'élasticité longitudinal et la densité influencent sur la vitesse de propagation des ondes de déformation dans les fibres et les fils (voir équation I.1).

Roylance et al. [Roylance, 1977] ont déterminé la déformation d'un fil au point d'impact dans le cas d'un impact transversal sur un fil de longueur illimitée, en fonction du module élastique en traction E du fil, la densité volumique ρ et la vitesse d'impact V_i par l'expression suivante :

$$2\varepsilon\sqrt{\varepsilon(\varepsilon + 1)} - \varepsilon^2 = \frac{\rho V_i^2}{E} \quad (\text{I.7})$$

L'équation I.7 montre que la connaissance de la vitesse d'impact (V_i) permet d'en déduire la déformation instantanée au point d'impact. Donc, si la vitesse d'impact est faible, les ondes de déformation mettent un certain temps pour propager. Dans

ce cas, la pyramide de déformation est créée avant la rupture du fil. En revanche, si la vitesse d'impact est assez importante, le fil peut être rompu immédiatement après l'impact en mode de cisaillement.

En général, plus le module d'élasticité augmente et la densité diminue, plus l'onde de déformation se propage vite à travers les fils, et le tissu au niveau des points de croisement entre les fils. Cela signifie qu'un nombre croissant de fils sont impliqués dans le processus d'absorption d'énergie, ceci s'explique aisément par l'équation donnant la vitesse du son (Eq. I.1). Ce phénomène conduit à l'augmentation de la dissipation d'énergie puisque les contraintes et les déformations sont transmises rapidement aux fils adjacents [Roylance, 1980]. Song et al. [Song and Lee, 2006] ont montré que plus la résistance des fibres est élevée, plus la capacité d'absorption d'énergie cinétique du projectile est améliorée.

Concernant l'influence des propriétés mécaniques des fils sur la performance balistique du tissu, Rao et al. [Rao et al., 2009a] ont réalisé une étude expérimentale pour un coefficient de frottement quasi-statique pour des fils en Kevlar®KM2 d'une armure en toile. Ces auteurs ont étudié l'influence de la combinaison des propriétés longitudinales (module d'Young, et résistance) des fils. Ils ont montré que les tissus constitués de fils qui ont une rigidité élevée décélèrent le projectile plus rapidement, tandis que les tissus constitués de fils à haute résistance cause un certain retard de l'initiation de la rupture du tissu (Fig. I.15). En fait, comme montré dans la figure I.15, une combinaison de la rigidité et de la résistance élevées du fil donne au tissu une bonne performance balistique. Cependant, l'influence de ces propriétés n'a pas été montrée séparément.

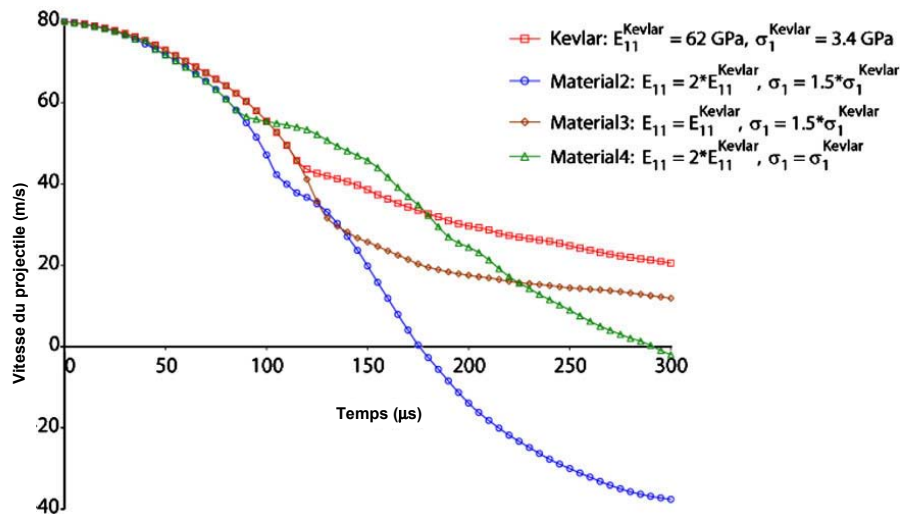


Figure I.15 – Évolution de la vitesse du projectile avec les cas de matériau différents [Rao et al., 2009a].

D'autre part, Ha-minh [Ha-Minh, 2011] a modélisé le comportement d'un tissu soumis à un impact balistique en utilisant un modèle mésoscopique où les fils sont supposés homogènes, élastiques et isotropes dans la section transversale. Il a développé une étude de sensibilité paramétrique des caractéristiques mécaniques transversales sur le comportement dynamique d'un fil et d'un tissu tels que : le coefficient

de Poisson, le module d'élasticité transversal et le module de cisaillement. Cette étude a porté sur la tenue balistique dans le cas d'un fil et d'un tissu. A l'issue de cette investigation numérique, il a montré les conclusions suivantes :

- Le coefficient de Poisson, ν_{12} n'influence pas l'évolution de la vitesse d'impact dans le cas d'un fil et d'un tissu.
- Globalement, le module d'élasticité transverse E_{22} n'influence pas les réponses balistiques. Cependant, dans le cas des valeurs faibles, E_{22} peut causer une rupture prématurée du fil pendant l'impact (Fig. I.16b).
- Par contre, le module de cisaillement, G_{12} , affecte le comportement d'impact du fil et du tissu. En effet, pour les faibles valeurs de G_{12} , les ruptures des fils sont prématurées conduisant à des vitesses résiduelles proches des vitesses initiales (Fig. I.16a et Fig. I.17).

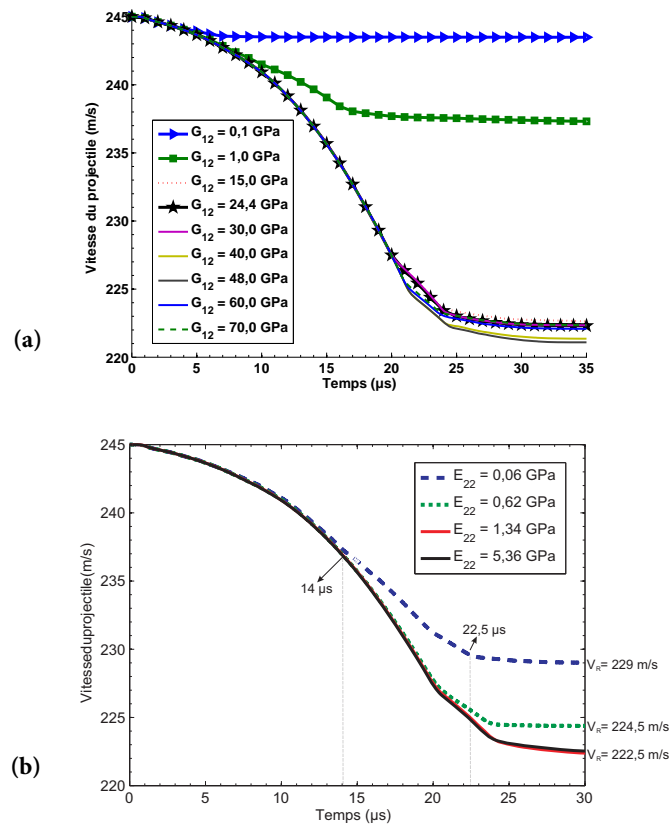


Figure I.16 – Évolution de la vitesse du projectile en fonction de temps avec les différentes valeurs de : (a) Modules de cisaillement ; (b) Modules transversaux, du fil [Ha-Minh, 2011].

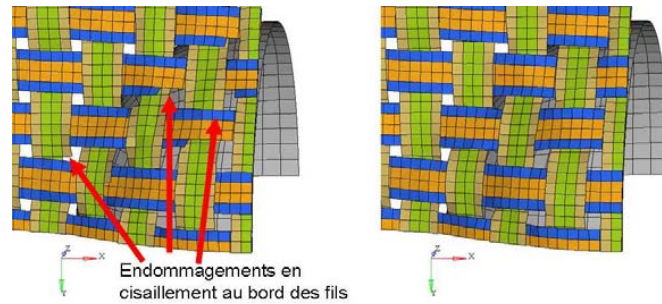


Figure I.17 – Endommagement en cisaillement au point d'impact à $6.7 \mu s$ dans le cas du module de cisaillement : (a) = 1.0 GPa ; (b) = 24.4 GPa [Ha-Minh, 2011].

I.3.3.2 Influence des phénomènes de frottement

Le coefficient de frottement μ est un paramètre important dans la considération de la performance balistique des tissus. Plusieurs auteurs [Martinez et al., 1993, Bazhenov, 1997, Kirkwood et al., 2004, Bilisik, 2012] ont étudié l'influence de la friction en utilisant la technique d'arrachement (Fig. I.18 et I.19).

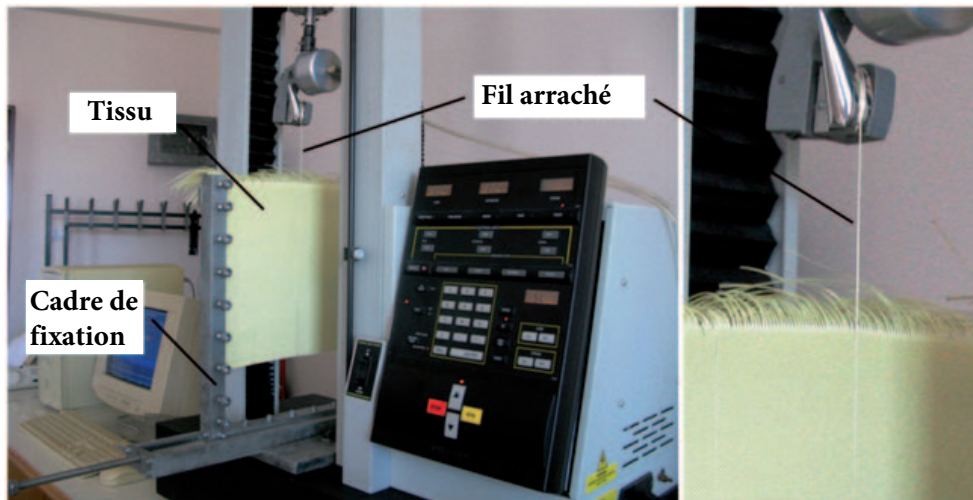


Figure I.18 – Installation de l'essai d'arrachement (pull-out technique) [Bilisik, 2012]

Dans cet essai, le tissu est précontraint et fixé dans la direction transversale (Fig. I.18). Certains fils sont tirés dans la direction longitudinale. Le comportement de ces fils est divisé en deux phases principales : dé-ondulation ("De-crimping") (Fig. I.19a et b) et translation (Fig. I.19c-e). La force pour tirer les fils augmente rapidement dans la phase de "De-crimping" à un point "pic", ensuite, elle diminue progressivement dans la phase de translation.

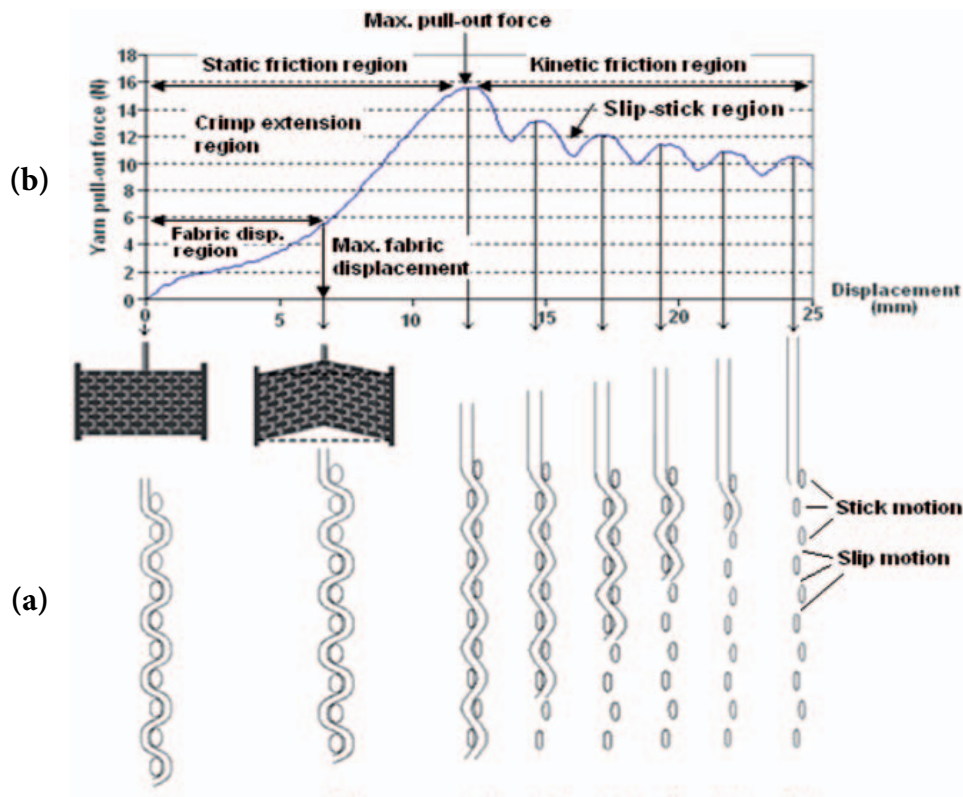


Figure I.19 – (a) Phases du comportement du fil tiré dans les essais d'arrachement; (b) Courbe typique force-déplacement d'un test d'arrachement [Bilisik, 2012]

En effet, la friction constitue un phénomène non-linéaire d'absorption d'énergie de ces matériaux. L'énergie absorbée par frottement est plus importante dans les cas pour des tissus secs que dans les cas des plaques en matériaux homogènes ou composites tissés. En effet, sa contribution augmente quand la vitesse d'impact diminue. Le frottement accompagne continuellement l'impact sur les surfaces de contact : fil/fil, projectile/fil. On note aussi l'existence d'autres coefficients de frottement : mèche-mèche, couche-couche, mèche-projectile ainsi que des conditions de fixation qui limitent le mouvement des mèches. Il faut souligner que l'importance d'énergie dissipée dans le mode de rupture d'arrachement d'un fil connu par le phénomène "yarn pull out", provient du fait que le coefficient de friction détermine également l'énergie nécessaire pour arracher un fil de la maille du tissu, ce qui est une source importante d'énergie dissipée dans le mode de rupture d'arrachement d'un fil [Kirkwood et al., 2004].

Duan et al. [Duan et al., 2005a, Duan et al., 2006b] ont conclu que la friction fil-fil empêche le mouvement relatif entre les fils et résiste à la dé-ondulation de la structure du tissu, elle peut également causer une rupture prématurée du tissu. Le frottement entre le projectile et le tissu retarde la rupture du fil en répartissant la contrainte maximale le long de la périphérie de la zone de contact projectile/tissu au cours de l'impact, ce qui augmente considérablement l'énergie absorbée du tissu durant la phase ultérieure d'impact (Fig. I.20).

Dans une approche numérique, Ha-Minh [Ha-Minh, 2011] a étudié les effets du frottement sur les performances balistiques d'un tissu interlock 3D orthogonal à cinq

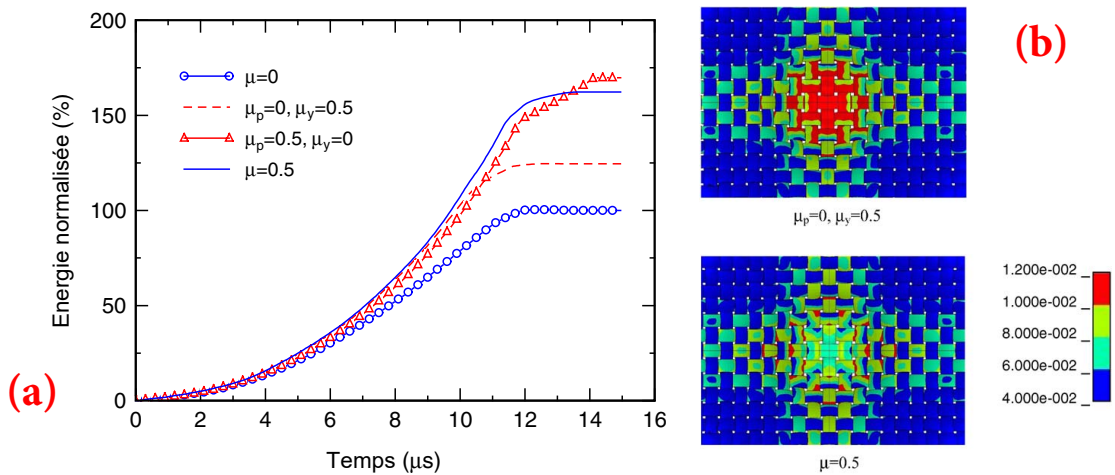


Figure I.20 – Influence du frottement sur la performance balistique d’un tissu 2D : (a) Développement de la force d’impact ; (b) Isovaleurs de contrainte Von-Mises à 5 μs ; avec deux différentes configurations de frottement fil/fil et fil/projectile [Duan et al., 2006b]

couches de chaîne. Il a montré que la performance balistique du tissu augmente et que les dommages causés par l’impact diminuent avec la prise en compte des frottements : fil/fil et fil/projectile. Cette étude a démontré également que le frottement projectile/fil peut limiter le glissement des fils hors de la surface de projectile, autrement dit, il stabilise le nombre de fils qui stoppent le projectile pendant l’impact (Fig. I.21).

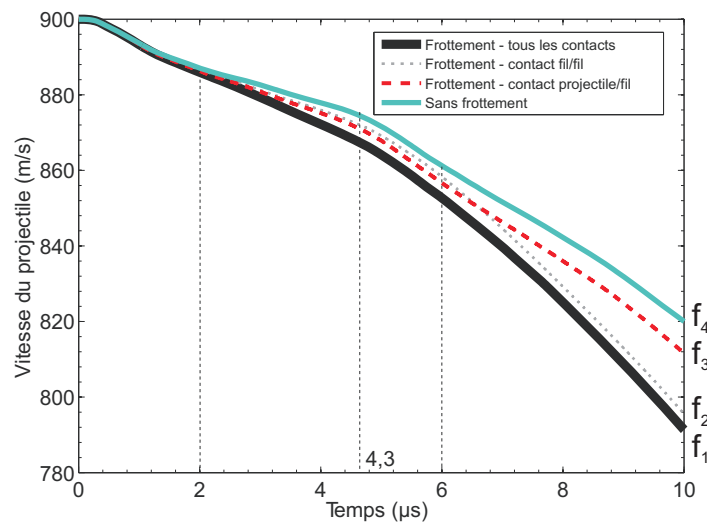


Figure I.21 – Évolution de la vitesse du projectile en fonction du temps avec les différentes configurations du frottement [Ha-Minh, 2011]

I.3.3.3 Conditions générales de test d’impact

Il est bien connu que la performance balistique d’un système d’impact (tissu/projectile) dépend autant des propriétés physiques et mécaniques que des conditions générales

d'impact. En effet, nous pouvons citer divers paramètres liés au projectile (morphologie, matériau) et au mode opératoire (mode de fixation, trajectoire du projectile).

(i) Paramètres du projectile :

La trajectoire du projectile qui concerne l'angle sous lequel le projectile impacte le plan du tissu, n'est pas souvent prise en compte dans l'analyse des réponses balistiques. Il est courant de considérer d'une trajectoire perpendiculaire à une seule position d'entrecroisement entre fil de chaîne et fil de trame au centre du tissu.

À faible vitesse d'impact et angle d'impact (Fig. I.22a), il existe un glissement du projectile le long de la surface du tissu, ce qui conduit à un mode supplémentaire de dissipation d'énergie [Shim et al., 2012], due à la friction entre le projectile et le tissu. Pour un angle d'impact plus élevé de 30° à 45° (Fig. I.22), une déviation de post-perforation du projectile est observée, ce qui augmente avec la vitesse d'impact [Shim et al., 2012]. La figure I.22 montre à la fois les différentes pyramides de déformation et de glissement du projectile en fonction de l'angle d'inclinaison du tissu.

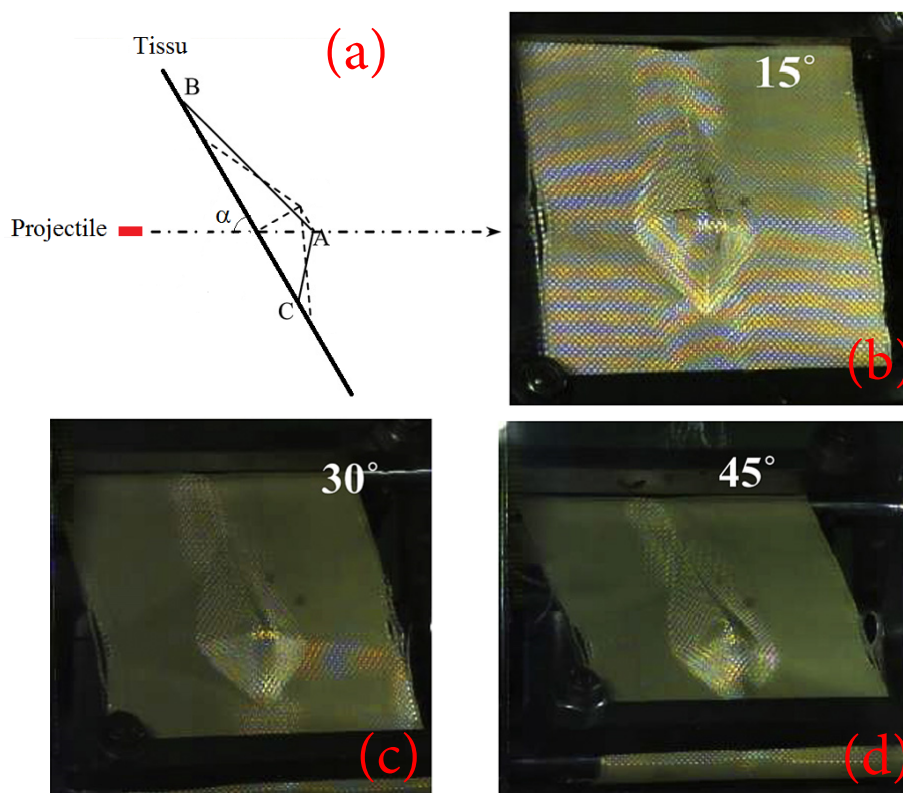


Figure I.22 – Influence de l'inclinaison du projectile : (a) Paramètre du système d'impact ; (b) Angle 15° ; (c) Angle 30° ; (d) Angle 45° [Shim et al., 2012].

En intégrant plusieurs possibilités de trajectoires du projectile autour de la zone centrale du tissu, Nilakantan et al. [Nilakantan and Gillespie, 2012] ont pris en compte l'emplacement d'impact par rapport aux fils sur la zone d'impact. Pour cela, les auteurs ont choisit au hasard un des 25 points d'impact autour du point d'entrecroisement entre un fil de chaîne et un fil de trame au centre du tissu pour prédire la probabilité de perforation du tissu en fonction de la vitesse d'impact du projectile

(Fig. I.23).

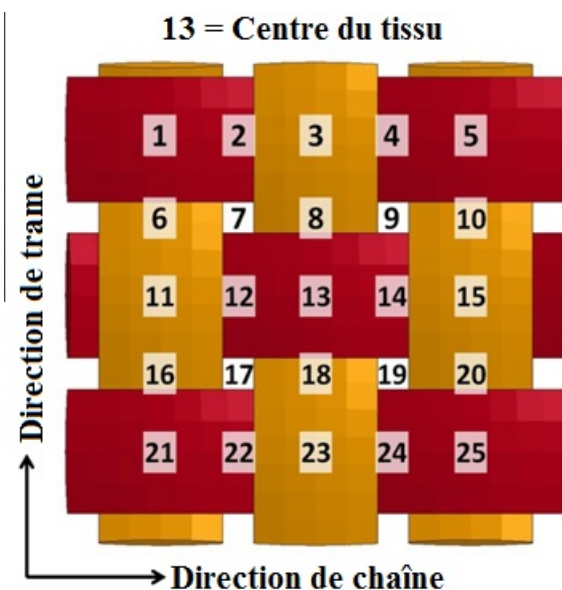


Figure I.23 – Localisations d’impact étudiées par [Nilakantan and Gillespie, 2012]

Lorsque le projectile impacte le tissu au point d’intersection d’un fil de chaîne et un fil de trame (point 13 - Fig. I.23), la force de résistance résultante est plus grande lorsque l’impact du projectile à l’intervalle formé entre deux fils de chaîne et de fils de trame parallèles adjacents (points 7, 9, 17, 19 - Fig. I.23). Dans ce dernier cas, si la zone d’impact présentée du projectile est assez petite, le projectile tend à repousser les fils et s’insérer au travers, ce qui entraîne la diminution de l’absorption d’énergie par les fils.

Shahkarami et al. [Shahkarami et al., 2006] ont démontré que, les projectiles pointus décélèrent plus rapidement à faible vitesse que dans les cas à grande vitesse (Fig. I.24) et que la décélération est plus forte pour les projectiles à tête plate. En effet, les projectiles à tête plate ont tendance à trancher les fibres par leur arête tandis que les projectiles à tête hémisphérique génèrent essentiellement une rupture en traction pour les fils. On note également que l’énergie cinétique des projectiles à tête hémisphérique est davantage absorbée par les tissus. Les têtes coniques et les ogives sont capables d’écarter les fils et de traverser le tissu. Il y a une relation entre la forme des projectiles, l’épaisseur et le nombre de couches des tissus. Delfosse et al. [Delfosse and Poursartip, 1995] ont montré que la forme du projectile affecte l’évolution de la force appliquée sur un tissu par le projectile (Fig. I.25).

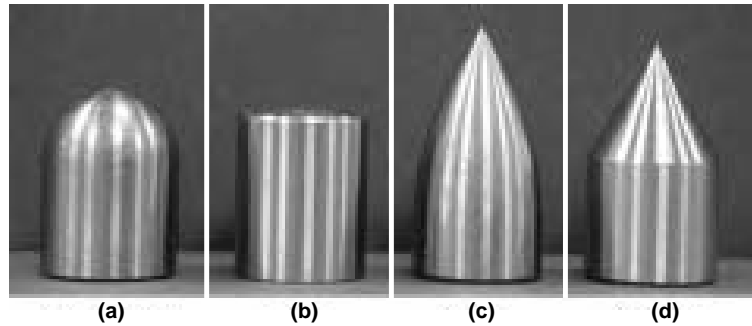


Figure I.24 – Formes du projectile. : (a) tête hémisphérique ; (b) tête plate ; (c) tête ogivale ; (d) tête conique [Delfosse and Poursartip, 1995]

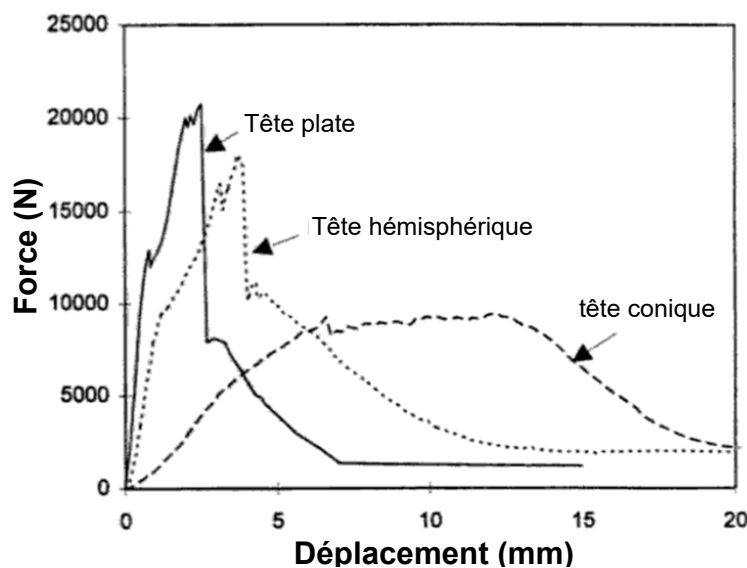


Figure I.25 – Courbes Force-déplacement pour 3 formes de projectile différentes [Delfosse and Poursartip, 1995].

(ii) Fixation du tissu :

Le comportement balistique d'un tissu PBO[®] a été étudié par Shockey et al. [Shockey et al., 1999] en considérant deux types de conditions aux limites : deux côtés du tissu encastrés et un encastrement sur tout le pourtour du tissu. Ils ont démontré dans cette étude que l'énergie absorbée par le tissu avec deux côtés fixés et deux autres libres est beaucoup plus importante que dans le cas d'un tissu fixé de quatre côtés (de l'ordre de 25% -60%). Ce comportement est expliqué par la réduction des réflexions des ondes de déformation et l'augmentation des frottements entre les fils dans ce cas. Lee et al. [Lee et al., 2001] constatent que ce glissement entre les fils contribue à l'augmentation de l'énergie absorbée par un matériau composite renforcé de tissu.

I.3.4 Étude de la compression transversale d'une fibre et d'un fil

Les fibres polymères de haute performance sont largement utilisées dans les applications d'impact balistique du fait de leurs à leurs bonnes propriétés en traction

dans la direction de la fibre. Mais, quand les tissus sont impactés transversalement par un projectile, les fibres sont sollicitées aussi en compression transversale. La compression quasi-statique entre deux plaques parallèles d'une seule fibre a été étudiée dans la littérature et a montré une réponse charge-déformation non-linéaire et in-élastique [Cheng et al., 2004, Kawabata, 1990, Singletary et al., 2000a, Singletary et al., 2000b].

Les tissus balistiques possèdent une architecture multi-échelle hiérarchique avec des échelles au niveau des fibres, des fils et des tissus. En général, ces fibres présentent une isotropie transversale avec un comportement linéaire élastique en traction longitudinale et un comportement élastique non linéaire transversal en compression [Cheng et al., 2004, Grujicic et al., 2010]. Cependant, les échantillons des tissus multi-couches après l'impact montrent que les fils ont une déformation transversale de compression significative sous le projectile [Tan et al., 2003]. La compression transversale induite par la déformation plastique et la réduction de la résistance à la traction dans les fils d'aramide est également rapporté par les travaux de [Bazhenov et al., 2015].

Un protocole expérimental pour étudier le comportement des fibres Kevlar a été proposé par Kawabata [Kawabata, 1990]. Les fibres Kevlar 29, 49 et 149 sont étudiées, et les résultats expérimentaux ont montré une compression transversale élastique des ces fibres. Ce résultat a permis à l'auteur de déterminer les modules transversaux des fibres. Par la suite, Cheng et al. [Cheng et al., 2004] ont étudié le comportement transversal d'une fibre Kevlar KM2. Les auteurs ont développé une solution analytique élastique linéaire pour la réponse de compression transversale d'une fibre qui a été validée en utilisant des résultats expérimentaux (Fig. I.26). Dans cette étude, une relation charge-déplacement d'une fibre isotrope dans la section transversale est proposée. Ainsi, la contrainte nominale $\bar{\sigma}$ (définie comme la charge par unité de longueur divisée par le diamètre de la fibre initiale) est corrélée à de déformation nominale $\bar{\varepsilon}$ (définie comme le déplacement du compresseur divisé par le diamètre de la fibre initiale) par l'équation suivante (Fig. I.26) :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{4\bar{\sigma}}{\pi b^2} \left[\left(-\frac{\nu_{12}}{E_1} - \frac{\nu_{31}^2}{E_3} \right) (\sqrt{b^2 + r^2} - r) r + \left(\frac{1}{E_1} - \frac{\nu_{31}^2}{E_3} \right) b^2 \ln \frac{\sqrt{b^2 + r^2} + r}{b} \right] \quad (\text{I.8})$$

$$b = \sqrt{\frac{8\bar{\sigma}r^2}{\pi} \left(\frac{1}{E_1} - \frac{\nu_{31}^2}{E_3} \right)}; \quad \bar{\sigma} = \frac{F}{2r}; \quad \bar{\varepsilon} = \frac{\delta}{2r}$$

Où :

- F : charge de compression par unité de longueur le long de la direction longitudinale de la fibre
- E_1, E_3 : Module d'Young transversal et longitudinale de la fibre
- r : Rayon de la section transversale de la fibre
- b : Une demie de la largeur de la zone de contact

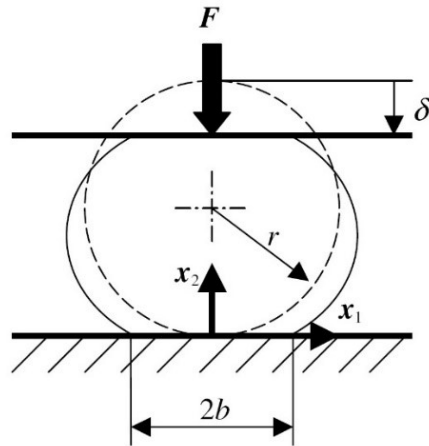


Figure I.26 – Schéma de la compression d'une fibre seule [Cheng et al., 2004]

La figure I.27 montre une confrontation entre les résultats du modèle analytique et ceux déterminés expérimentalement. On note un bon accord jusqu'à une valeur de déformation de 15%. Au delà, le modèle diverge avec les résultats expérimentaux.

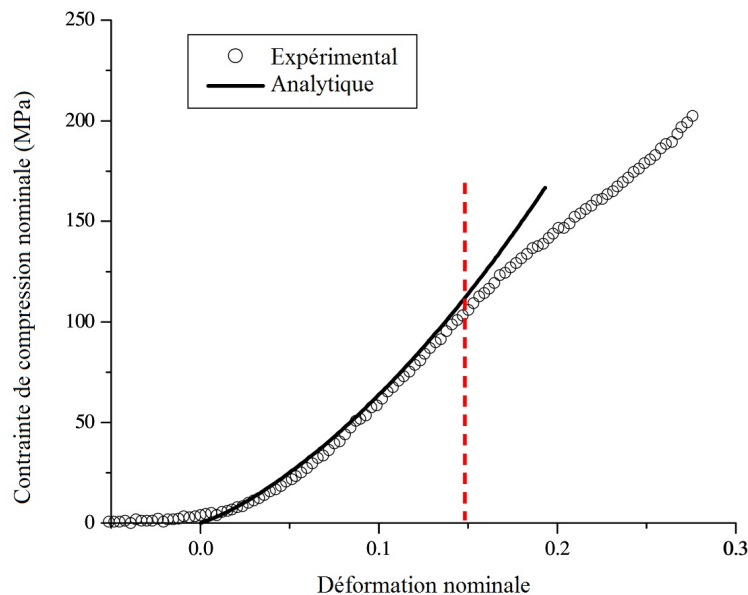


Figure I.27 – Comparaison entre le modèle analytique et l'expérimental [Cheng et al., 2004]

Dans le cadre d'une étude expérimentale spécifique, Bourgoyne et al. [Bourgoyne and Brown, 1997] ont testé la résistance à la compression transversale d'un bloc de plusieurs fibres aramide Kevlar 49. La figure I.28 montre le schéma du test où les fibres sont disposées dans une enceinte parallélépipédique de longueur et de largeur $L = L_0 = 20$ mm, et de hauteur $h = 15$ mm. Une force est appliquée selon la direction transversale par l'intermédiaire d'une plaque pour assurer une compression répartie.

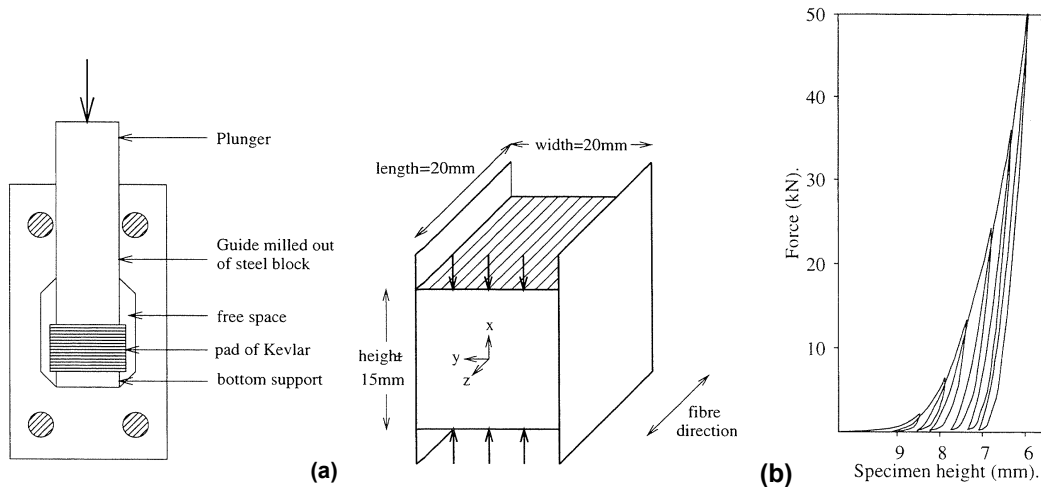


Figure I.28 – Test de compression d'un bloc de plusieurs fibres : (a) Schéma du test ; (b) Courbes force - déplacement [Bourgoyne and Brown, 1997].

La figure I.28b montre la courbe de charge-déplacement en effectuant des cycles charge-décharge. À l'état initial, les fibres dans le bloc ne sont pas bien disposés et le bloc est poreux, tandis qu'aux derniers cycles de charge/décharge, les fibres sont compactées. Globalement, cette figure montre un comportement non linéaire des fibres soumises à une compression transversale.

Sockalingam et al. [Sockalingam et al., 2014] ont modélisé le comportement transversale d'un fil Kevlar KM2 en considérant les 400 fibres pour représenter un fil de section elliptique (Fig. I.29). Ils ont montré que ce modèle permet de capturer le grand étalement des fibres dans le fil et la compression entre les fibres. Le contact fibre-fibre joue un rôle important dans l'étalement, les interactions de frottement et la déformation des fibres.

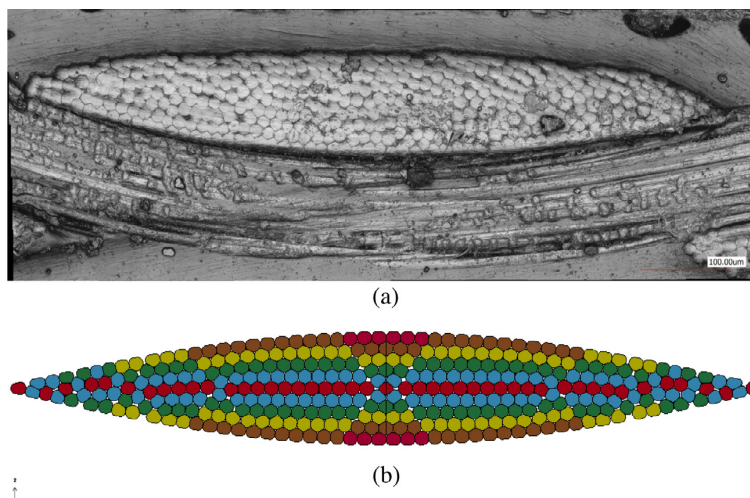


Figure I.29 – (a) Disposition des fibres dans un fil réel ; (b) Modélisation des 400 fibres [Sockalingam et al., 2014].

La figure I.30 montre les résultats de la comparaison des fibres en termes de la contrainte apparente en fonction de la déformation apparente. Cette courbe montre

un comportement non linéaire des fibres.

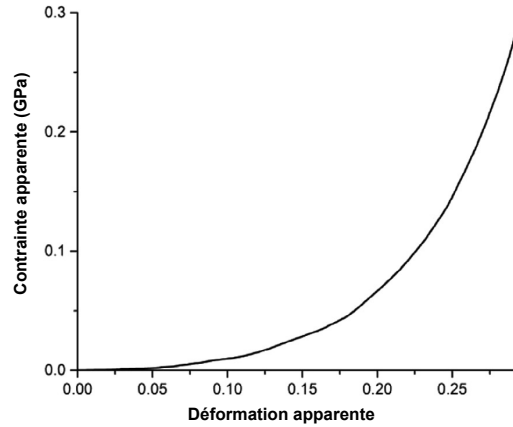


Figure I.30 – Contrainte apparente - déformation apparente [Sockalingam et al., 2014].

I.3.5 Étude de compactage transversale de du tissu

En effet, il s'agit d'appliquer un effort de compression transversale répartie sur un tissu. De ce fait, on peut aussi évaluer le mode de déformation en compression des fils de chaîne et de trame. Plusieurs travaux [Van Wyk, 1946] ont porté sur l'étude du comportement d'un tissu soumis à des efforts de compactage.

Les travaux théoriques sur la réponse de compactage des tissus a débuté en 1946 par Van Wyk [Van Wyk, 1946]. Il a établi une relation entre la pression et le volume d'une laine des fibres aléatoires sous compression hydrostatique avec l'hypothèse que les fibres se déplacent sous la force selon la théorie d'une poutre élastique élémentaire. Van Wyk a proposé une relation entre la contrainte de compactage et la fraction volumique des fibres sous la forme suivante :

$$\sigma_f = A(V_f^3 - V_{f0}^3) \quad (\text{I.9})$$

où σ_f est la contrainte de compactage, V_f est la fraction volumique des fibres, V_{f0} est la fraction volumique de la fibre libre et A est un paramètre lié à la rigidité des fibres.

De leur côté, Toll et Manson [Toll and Manson, 1994] ont relié la pression appliquée P à la fraction volumique des fibres V_f , en utilisant une fonction puissance :

$$P = cV_f^n \quad (\text{I.10})$$

où c et n sont des constantes empiriques caractérisant la compressibilité des fibres. Les modèles de Van Wyk et de Toll ont été largement utilisés et étendus pour ajuster les données expérimentales sur les textiles et composites textiles [Robitaille and Gauvin, 1998, Sherburn, 2007].

Gutowski et Cai ont développé une théorie du comportement de déformation des fibres alignées adaptées à la production de matériaux composites [Cai and Gutowski, 1992, Gutowski and Dillon, 1992]. Les auteurs proposent de reformuler l'expression

de la contrainte de compactage :

$$\sigma_f = k \frac{(V_f/V_{f0} - 1)}{(1/V_f - 1/V_{fmax})^4} \quad (\text{I.11})$$

où k est un paramètre du matériau, V_{fmax} est la fraction volumique théorique maximale, V_{f0} est la fraction volumique initiale.

D'autre part, en intégrant de la nature hiérarchique des tissus, plusieurs chercheurs ont associé la pression appliquée à l'épaisseur du préforme en modélisant la déformation des fils [Chen and Chou, 1999, Lomov and Verpoest, 2000]. Ils ont traité un fil comme une poutre élastique et utilisé la théorie de la flexion de poutre pour modéliser la déformation au cours du compactage des tissus. Chen et al [Chen et al., 2006] ont proposé un modèle en considérant non seulement les deux mécanismes de déformation (compression des fils et de changement de forme du fil), mais aussi la surface sur laquelle agit la charge appliquée extérieurement, comme la zone d'interaction entre les fils de croisement. Le modèle de Chen et al. [Chen et al., 2006] a été appliqué à une variété de tissus, et a conduit à un bon accord avec les données expérimentales dans ce cas de tissu 2D. En outre, une limitation commune de tous les modèles est que les frictions entre les fils et la friction entre les fibres dans un fil sont ignorées. La dissipation d'énergie due au frottement constitue un élément important au niveau du comportement mécanique du tissu soumis à un compactage, en particulier pour les tissus secs [Somashekar et al., 2006].

Lin et al. [Lin et al., 2008] ont étudié le comportement mécanique d'un tissu sous la pression en utilisant une analyse par éléments finis 3D et en considérant un modèle mécanique non linéaire pour le fil (Fig. I.31). Ainsi, les auteurs proposent une expression décrivant l'évolution de la rigidité transversale du fil, E_{33} en fonction de la déformation et de la fraction volumique :

$$E_{33}(\varepsilon_{33}) = \frac{\sigma_{33}}{\varepsilon_{33}} = \frac{-a\left(\frac{V_{f0}}{e^{\varepsilon_T}}\right)^b + a(V_{f0})^b}{\varepsilon_{33}} \quad (\text{I.12})$$

où σ_{33} et ε_{33} sont la contrainte et déformation, V_{f0} est la fraction volumique initiale, a et b sont les paramètres empiriques du matériau.

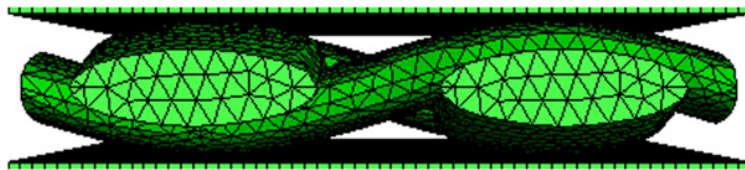


Figure I.31 – Modèle de compactage transversal d'un tissu 2D [Lin et al., 2008]

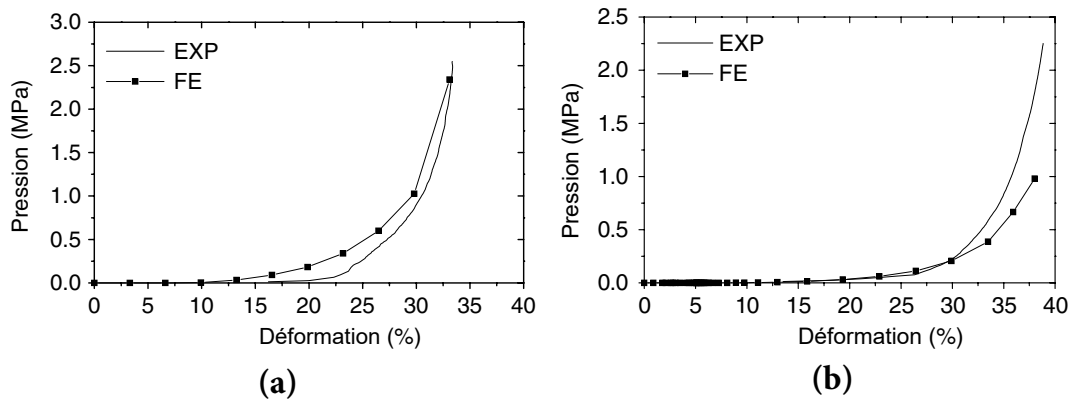


Figure I.32 – Comparaison entre les données expérimentales et l’analyse d’éléments finis utilisant le modèle de matériau non linéaire pour : (a) un tissu 2D et (b) un tissu de satin [Lin et al., 2008].

La figure I.32 donne une comparaison entre les résultats numériques et les données expérimentales en termes de la pression en fonction de la déformation. Ils ont constaté que le comportement d’un tissu en compression est influencé par la rigidité de la section transversale et le module de cisaillement longitudinal du fil. La rigidité dans le sens du fil n’a pas un effet notable.

Bien que ces travaux donnent une connaissance du comportement en compactage en régime quasi-statique d’un tissu, ils permettent de fournir une idée sur la relation entre la pression appliquée et la fraction volumique des fibres. Ces données peuvent alimenter la modélisation de prédiction du comportement d’un fil soumis à une compression transversale.

I.4 Modélisation numérique d’un tissu soumis à un impact balistique

Au vu de la complexité de réalisation des essais expérimentaux décrivant les phénomènes d’impact balistique, la modélisation a connu un fort développement dans ce domaine. Au cours des dernières décennies, de nombreuses techniques ont été utilisées pour calculer les relations constitutives et pour modéliser le comportement global d’un tissu soumis à impact balistique. De nombreux modèles ont été présentés pour comprendre les phénomènes se produisant lors d’un impact balistique sur un tissu. Cependant, il n’y a pas de modèle unique et complet qui reproduit et représente tous les phénomènes en même temps. Plusieurs méthodes de modélisation des tissus sont proposées dans la littérature :

- Modèles macroscopique dans lesquels le tissu se comporte comme une membrane (dimension en cm).
- Modèles mésoscopique qui discrétisent le tissu à l’échelle des fils d’un tissu (dimension en mm).
- Modèles hybrides intégrant une modélisation à la fois macroscopique et mésoscopique du tissu, selon les zones de déformation identifiées.

- Modèles microscopiques qui considèrent les tissus à l'échelle des fibres (dimension en μm).

I.4.1 Modélisation macroscopique du tissu

Roylance et al. [Roylance et al., 1973, Roylance, 1977, Roylance and Wang, 1978, Roylance and Wang, 1979, Roylance, 1980, Houghton and Roylance, 1989, Roylance et al., 1995] sont les pionniers des modèles numériques simulant la réponse de tissus 2D (armure toile) soumis à un impact balistique. L'armure des tissus est modélisée par un assemblage de poutres en traction sans masse formant une grille régulière. Les masses des poutres symbolisant les fils "chaîne" et "trame" sont concentrés au niveau des points d'intersection (Fig. I.33).

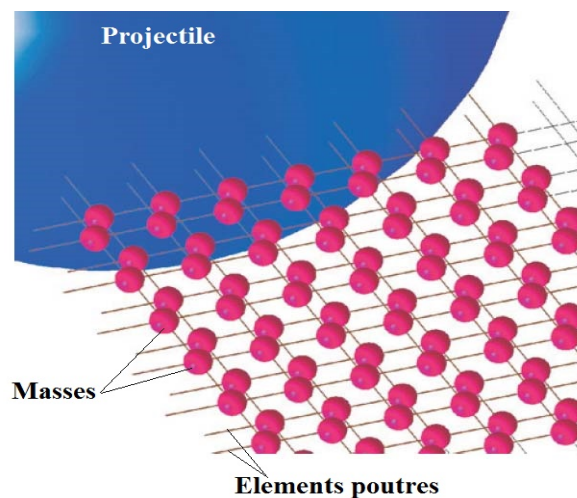


Figure I.33 – Modèle macroscopique d'un tissu utilisant les éléments poutres articulées [Roylance et al., 1995].

Le modèle macroscopique proposé par Lim et al. [Lim et al., 2003] intègre le comportement visco-élastique des fibres. Dans ce modèle le tissu est schématisé par une plaque considérée comme étant homogène. Cette modélisation "continue" du textile autorise des "maillages lâches" et donc des temps de calcul faibles. Le matériau est isotrope et conduit à un comportement du textile identique dans toutes les directions du plan. La figure I.34 indique les différentes configurations pour deux vitesses d'impact : 206 et 550 m/s. Les résultats numériques font apparaître une déformation de la plaque en forme de cône alors que les essais expérimentaux mettent en évidence une déformation en "pyramide".

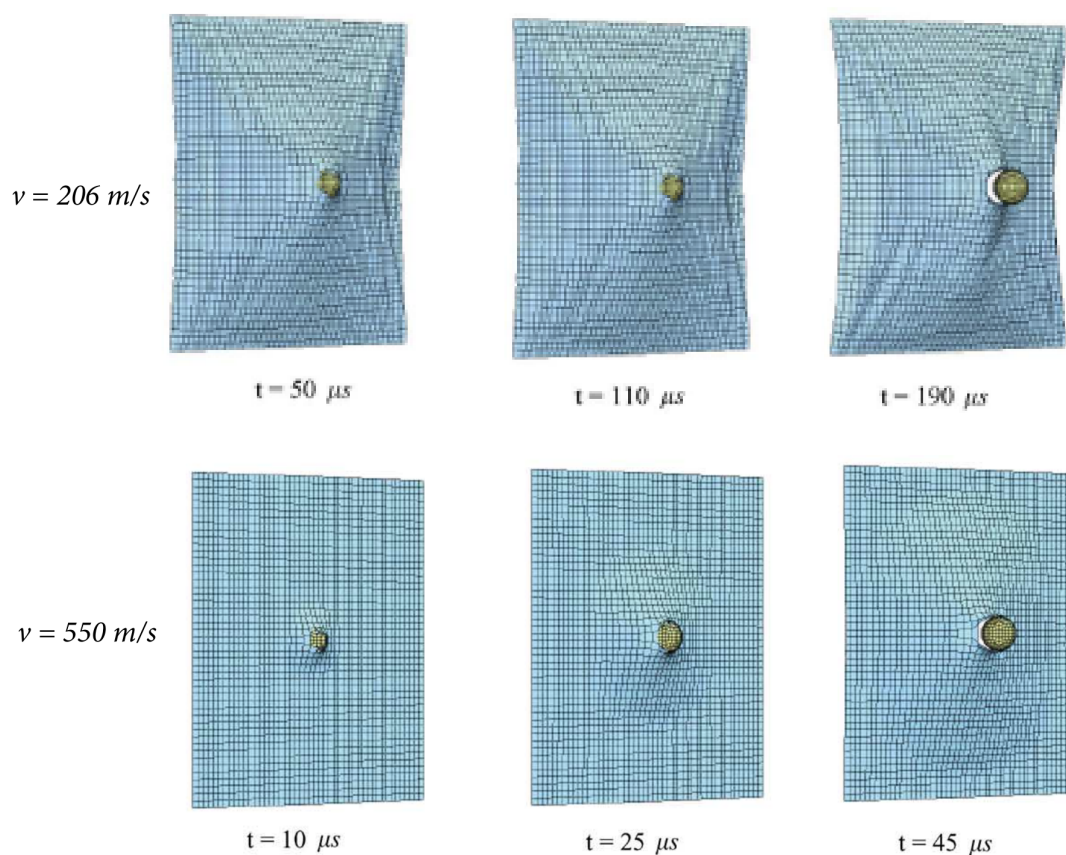


Figure I.34 – Évolution d’un impact sur le tissu toile : modèle macroscopique de Lim et al. [Lim et al., 2003]

Ha-Minh [Ha-Minh, 2011] a développé un modèle EF à l’échelle macroscopique en considérant un tissu 2D comme une plaque homogène. Il a utilisé les éléments coques 3D pour représenter cette plaque homogène. La figure I.35a montre la plaque maillée avec les conditions aux limites. Le projectile est supposé rigide et indéformable est animé d’une vitesse d’impact de $V_i=245$ m/s pour le cas d’impact perforant et $V_i=60,6$ m/s pour le cas d’impact non perforant.

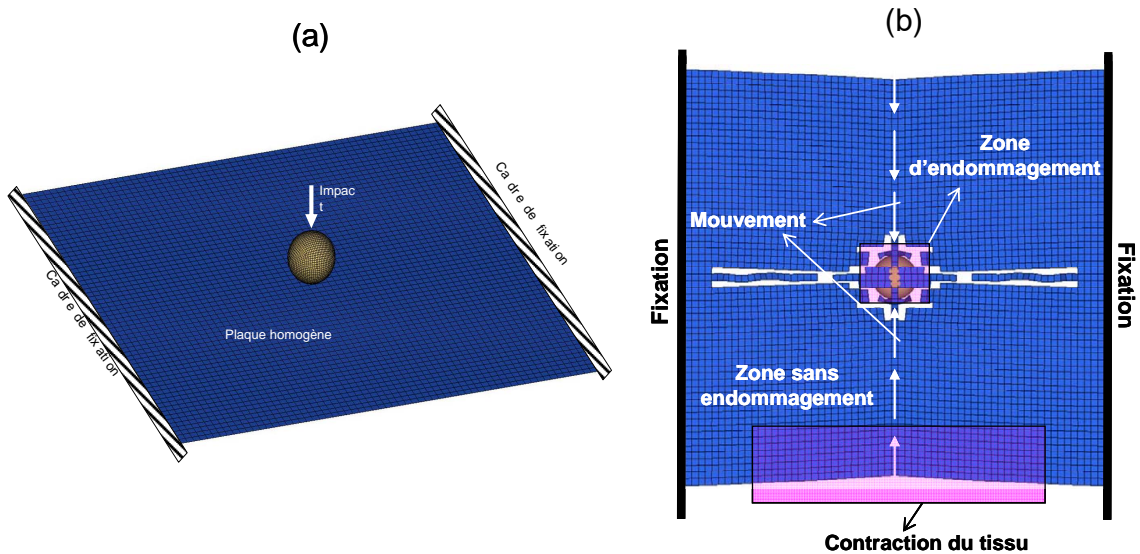


Figure I.35 – Modèle macroscopique d'un tissu : (a) Maillage du tissu et du projectile ; (b) Différentes zones d'endommagement du tissu après impact à une vitesse 245 m/s [Ha-Minh, 2011].

Les réponses balistiques sont illustrées dans la figure I.35b. On note que les zones affectées par l'impact sont mises en évidence d'une façon correcte. L'approche macroscopique est assez simple d'utilisation et permet de bien représenter le comportement des tissus pour un certain nombre d'applications. Cependant, l'inconvénient majeur de ces modèles est que les modèles macroscopiques ne peuvent pas décrire la déformation détaillée de chaque fil. Cette technique ne tient pas compte de la porosité du tissu et de l'ondulation des fils. De même, la densité calculée pour la plaque peut être considérée inférieure à la densité réelle du fil. Dans ce cas, le tissu 2D semble être plat, l'ondulation des fils est alors négligeable. En outre, cette approche peut être utilisée en combinaison avec le modèle mésoscopique pour une modélisation hybride méso-macro [Ha-Minh, 2011].

I.4.2 Modélisation mésoscopique du tissu

Depuis des années 2000, plusieurs auteurs choisissent de représenter chaque fil composant le tissu. Les modèles ainsi développés permettent de tenir compte de l'interaction entre les fils et l'ondulation des fils. Ils permettent de décrire le phénomène d'arrachement des fils dans le tissu, et les déformées globales. Cependant, ils sont plus complexes à élaborer et doivent être intégralement reconstruits dès qu'une modification intervient dans la géométrie du tissu.

Puisque les fils sont constitués d'un ensemble de fibres se présentant sous forme de poutres élancées, il est classique de les schématiser par un matériau homogène, isotrope transverse, d'axe Z, avec une section considérée elliptique (Fig. I.36).

La matrice de souplesse des fils a donc pour expression ([Duan et al., 2005a, Duan et al., 2006a, Barauskas, 2007, Rao et al., 2009a, Rao et al., 2009b]) :

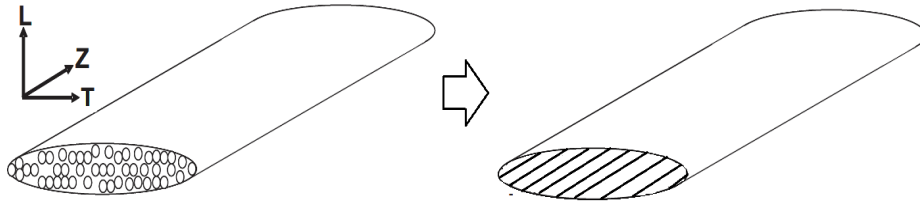


Figure I.36 – Schématisation d'un fil à partir d'un assemblage de fibres.

$$\begin{pmatrix} 1/E_L & -\nu_{LT}/E_L & -\nu_{LZ}/E_L & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{TL}/E_T & 1/E_L & -\nu_{LZ}/E_L & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{ZL}/E_Z & -\nu_{ZL}/E_Z & 1/E_Z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{LZ} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{LZ} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1 + \nu_{LT})/E_L \end{pmatrix}$$

où E_T, E_L sont les modules d'Young dans la section droite du fil, E_Z le module d'Young dans la direction du fil, ν_{LT}, ν_{LZ} les coefficients de Poisson et G_{LZ} le module de cisaillement le long du fil.

Le module d'élasticité E_Z du fil peut être déterminé avec une assez bonne précision par le biais d'un essai de traction dans la direction des fibres. De nombreux auteurs ([Duan et al., 2005a, Barauskas, 2007, Rao et al., 2009a, Nilakantan et al., 2011]) postulent que les modules : E_T, E_L et G_{LZ} sont beaucoup plus faibles que E_Z .

Gu [Gu, 2004], Duan et al. [Duan et al., 2005a, Duan et al., 2006a] et Rao et al. [Rao et al., 2009a] ont proposé des modèles mésoscopiques dans lesquels les fils sont modélisés géométriquement et maillés à l'aide d'éléments solides 3D. La figure I.37 présente une image du maillage d'un tissu en utilisant des éléments solides 3D selon Duan et al. [Duan et al., 2006a]. Globalement, cette figure montre que cette modélisation tend à décrire correctement les spécificités du tissu à l'échelle d'un fil. Il s'ensuit une schématisation plus fine des phénomènes complexes tels que : le glissement, l'ondulation et la rupture des fils, le délaminage des couches, etc. La figure (Fig. I.38) montre la déformation d'un tissu soumis à un impact à différents instants dans la modélisation mésoscopique de [Duan et al., 2006a]. Il est à noter que ce type de modélisation nécessite un temps de calculs plus long.

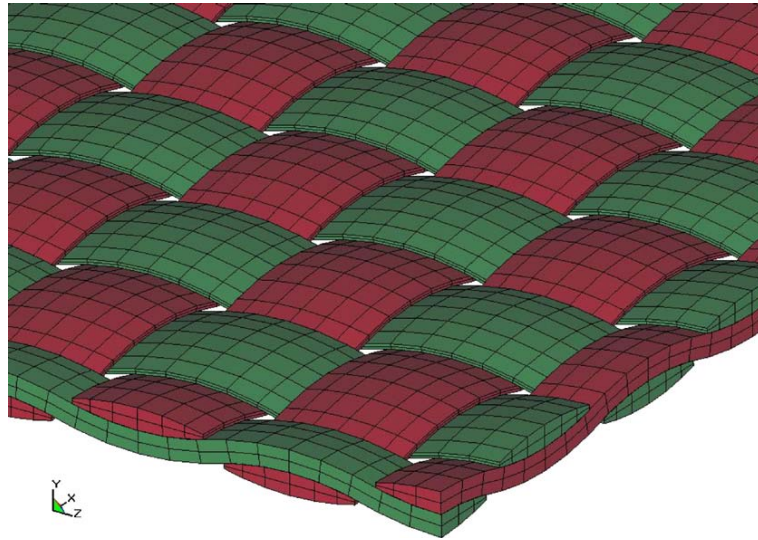


Figure I.37 – Maillage éléments finis d'un tissu utilisant les éléments solides [Duan et al., 2006a]

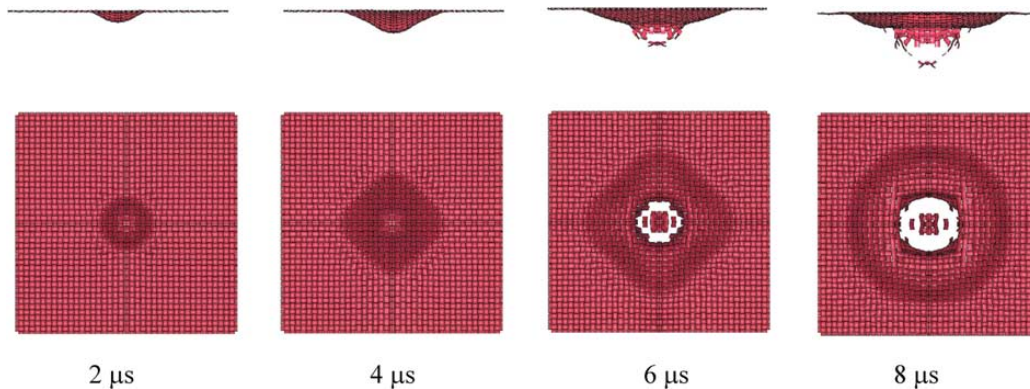


Figure I.38 – La déformation du tissu à différents instants dans la modélisation mésoscopique de Duan et al. [Duan et al., 2006a]

Pour leur part, Barauskas et al. [Barauskas, 2007] ont proposé un modèle mésoscopique à l'aide d'éléments de type coques, diminuant ainsi sensiblement le temps de calcul. De même, Ha-minh [Ha-Minh, 2011] a utilisé les éléments coques dans son modèle mésoscopique où la section transversale du fil, en forme elliptique, est modélisée en variant l'épaisseur des éléments coques. L'effet du nombre des éléments dans une section transversale de fils est étudié en vérifiant deux cas : 4 et 8 éléments (Fig. I.39). Les résultats montrent que une section transversale d'un fil peut être modélisée correctement par 4 éléments coques (Fig. I.40). L'utilisation des éléments coques qui permet ce type de modèle mésoscopique réduit considérablement le temps de calculs par rapport à celui utilisant des éléments solides proposé par Gu [Gu, 2004], Duan et al. [Duan et al., 2005a, Duan et al., 2006a] et Rao et al. [Rao et al., 2009a].

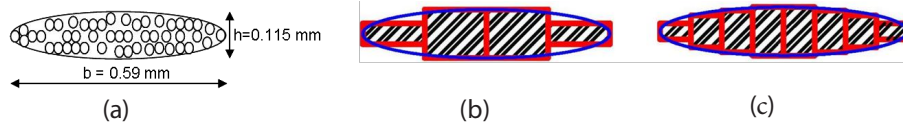


Figure I.39 – Modélisation de la section transversale du fil : (a) Forme réelle ; (b) Modèle avec 4 éléments coques ; (c) Modèle avec 8 éléments coques [Ha-Minh, 2011].

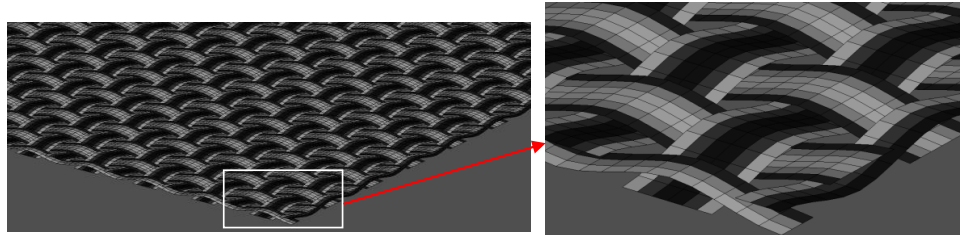


Figure I.40 – Maillage du tissu utilisant des éléments coques [Ha-Minh, 2011].

Par rapport au modèle macroscopique, l'utilisation d'un modèle mésoscopique (à l'échelle du fil) conduit à une large souplesse concernant la simulation d'un tissu soumis à un impact (Fig. I.41). En effet, comme illustré par la figure I.42, on retrouve des différentes zones affectées par l'impact : endommagement du point d'impact, formation de la pyramide de déformation, glissement des fils.

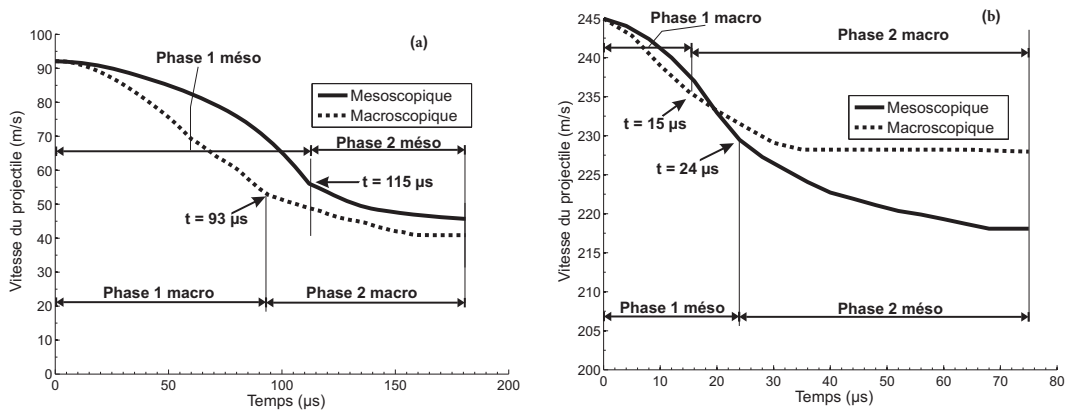


Figure I.41 – Comparaison entre la modélisation mésoscopique et macroscopique de l'impact balistique d'un tissu 2D avec les différentes vitesses d'impact : (a) $V_i = 90$ m/s ; (b) $V_i = 245$ m/s [Ha-Minh, 2011].

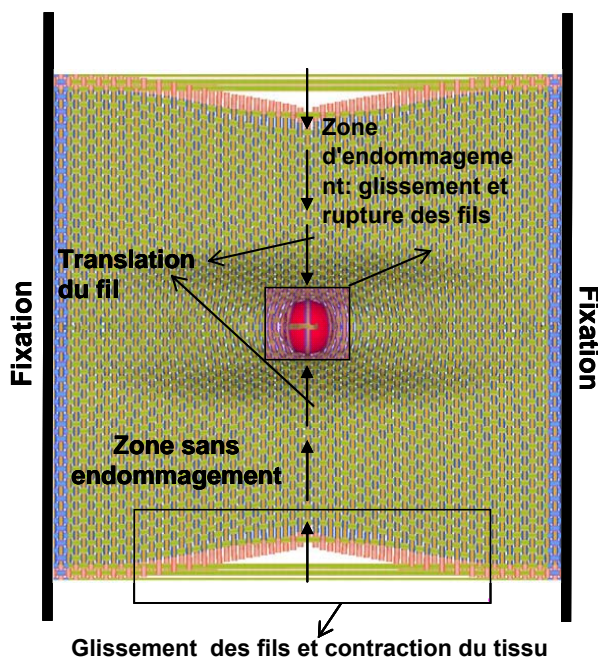


Figure I.42 – Endommagement d'un tissu soumis à un impact décrit par le modèle mésoscopique de Ha-Minh [Ha-Minh, 2011]

I.4.3 Modélisation hybride Macro-méso

Les modèles mésoscopiques dans lesquels les fils sont géométriquement modélisés et maillés fournissent des réponses balistiques, cependant, le temps de calcul reste important et ce en raison d'un nombre élevé d'éléments 3D ou coques. Cette contrainte sur le temps CPU a obligé de nombreux auteurs à limiter leurs études à des tissus de faibles dimensions. Par conséquent, une approche multi-échelle qui combine la modélisation mésoscopique et celle macroscopique dans lequel les fils ne sont pas modélisés discrètement est proposée.

Barauskas et Abraitienė [Barauskas, 2007, Barauskas and Abraitienė, 2007] ont utilisé un modèle méso-macro en combinant des éléments coques pour modéliser des fils au point d'impact et des éléments coques orthotropes uniformes avec maillages grossiers pour les zones loin du point d'impact I.43. Une interface a été utilisée pour coupler les deux régions. Ils ont proposé une méthode qui évalue les constantes physiques du modèle macroscopique en multipliant les constantes correspondantes au tissu réel avec des coefficients de transition. Les coefficients sont trouvés arbitrairement pour des cas spécifiques d'impact de 270-300 m/s en assurant la continuité de la réponse balistique. Le résultat de leur modèle multi-échelle présente une grande erreur ($\sim 20\%$) en comparaison avec le modèle mésoscopique sur la vitesse des ondes de déformation. Pourtant, les déplacements transversaux de ces deux modèles sont assez identiques. Ceci montre qu'il y a une grande difficulté dans la détermination des coefficients de transition macro-méso pour décrire correctement tous les phénomènes d'impact d'un tissu. Ces auteurs ont utilisé l'instant initial de rupture du tissu comme une condition essentielle pour choisir ces coefficients.

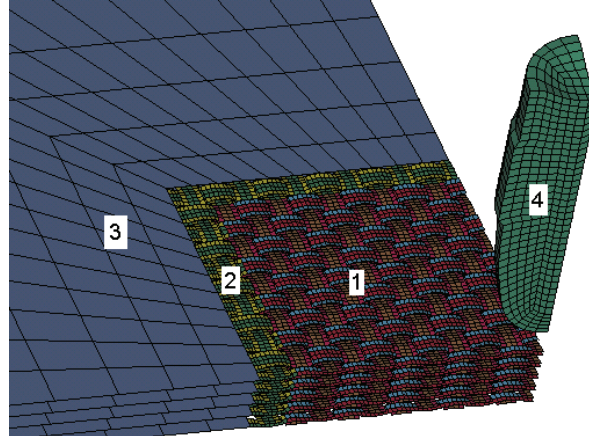


Figure I.43 – Modèle multi-échelle proposé par Barauskas et al. [Barauskas and Abraitienė, 2007] : (1) zone mésoscopique ; (2) zone de transition méso-macro ; (3) Zone macroscopique membrane ; (4) Projectile.

Dans les travaux de Rao et al. [Rao et al., 2009b] et Duan et al. [Duan et al., 2005b, Duan et al., 2006a], le tissu est modélisé à une dimension 5 cm de côté. Pour contourner cette difficulté, il est possible de modéliser finement le tissu (à l'aide d'un modèle mésoscopique) au voisinage du point d'impact et de proposer un modèle macroscopique de plaque homogénéisé dans les régions "suffisamment" éloignées du point d'impact. La taille de la région mésoscopique influe notablement sur la qualité des résultats. Rao et al. [Rao et al., 2009b] ont proposé deux configurations différentes pour la région locale : croix centrale et carré central (Fig. I.44).

De manière à assurer la continuité de l'impédance acoustique lorsqu'une onde se propage au travers de l'interface entre les deux zones (locale et globale), Rao [Rao et al., 2009b] ont proposé de fixer la masse volumique de la plaque à une valeur identique à celle du tissu réel, puis, de calculer sa rigidité effective E_g en utilisant de la relation suivante :

$$E_g = \frac{\rho_l}{\rho_g} E_l \quad (\text{I.13})$$

Où E_l désigne le module d'Young de la région locale, ρ_g, ρ_l les masses volumiques des régions globale et locale respectivement.

Afin de prendre en compte la différence des sections transverses entre la région locale et globale, Nilakantan et al. [Nilakantan et al., 2009a] proposent de modifier la relation (I.13) de la façon suivante :

$$E_g = \frac{\rho_l}{\rho_g} \left(\frac{A_l^i}{A_g^i} \right)^2 E_l \quad (\text{I.14})$$

Où A_l^i, A_g^i sont les sections transverses des régions locale et globale respectivement. Selon Rao et al. [Rao et al., 2009b] cette modification est indispensable afin d'éviter un phénomène de réflexion d'onde au niveau de l'interface (Fig. I.45).

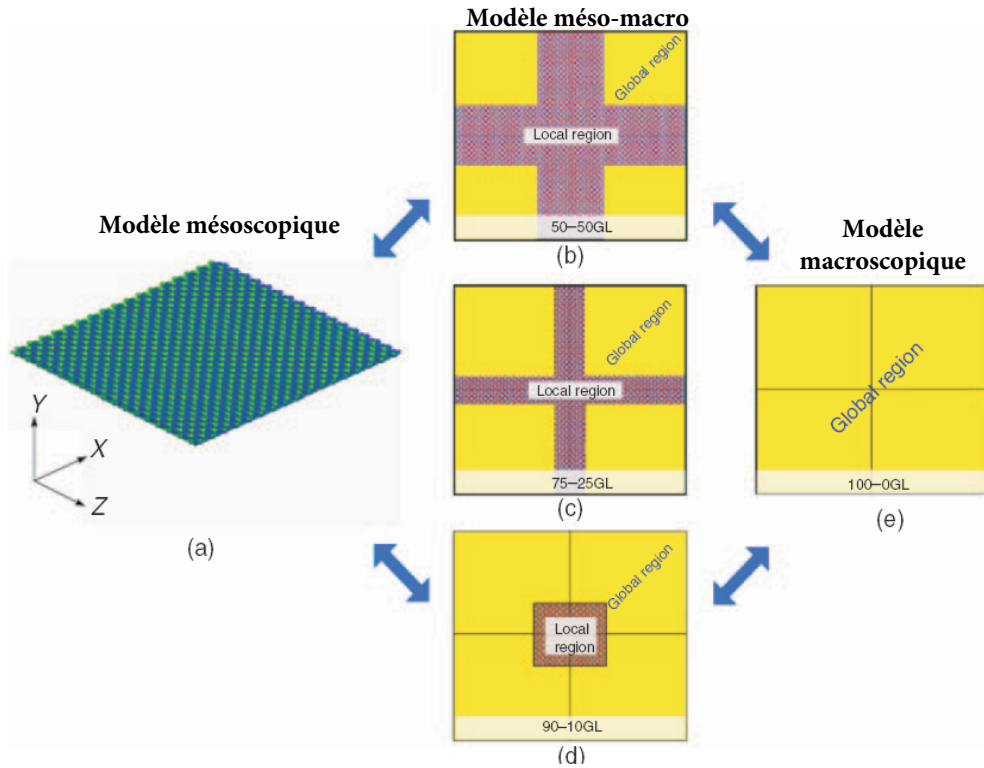


Figure I.44 – Principe du modèle global/local : (a) Le modèle complet mésoscopique ; (b) et (c) Deux configurations "en croix centrale" de la région locale ; (d) Configuration "carré" de la région locale ; (e) Le modèle global (macroscopique) [Rao et al., 2009b].

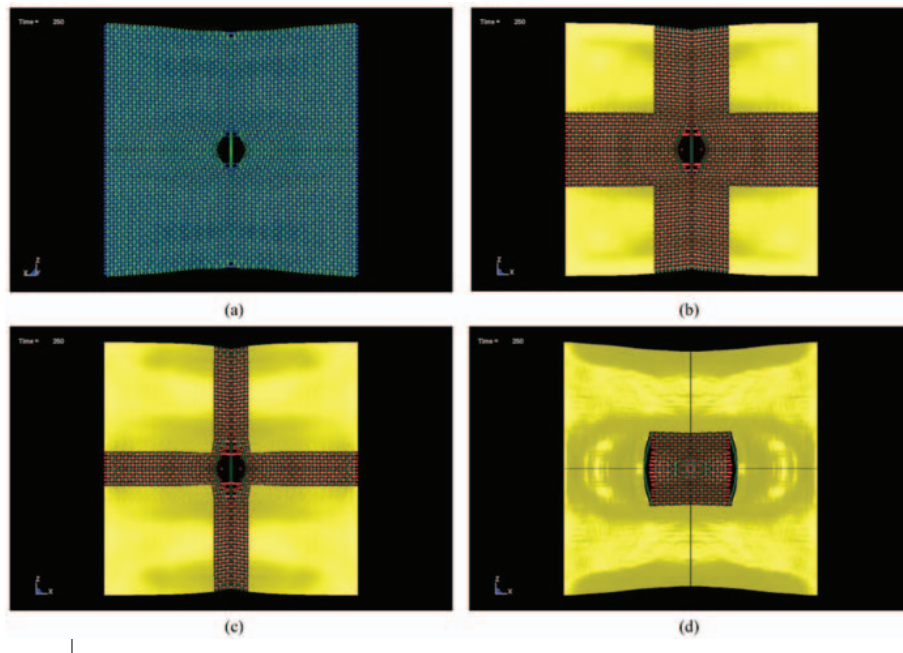


Figure I.45 – Comparaison entre les modélisations multi-échelle et mésoscopique [Rao et al., 2009b]

En utilisant une procédure similaire, Ha-minh et al. [Ha-Minh et al., 2011c] ont proposé une modélisation multi-échelle méso-macro avec des éléments coques de

différentes épaisseurs pour la zone mésoscopique et des éléments coques uniformes pour la zone macroscopique (Fig. I.46). Ces deux modèles macroscopiques et mésoscopiques sont combinés dans un modèle multi-échelle pour assurer une prédiction des réponses balistiques avec un temps de calcul raisonnable.

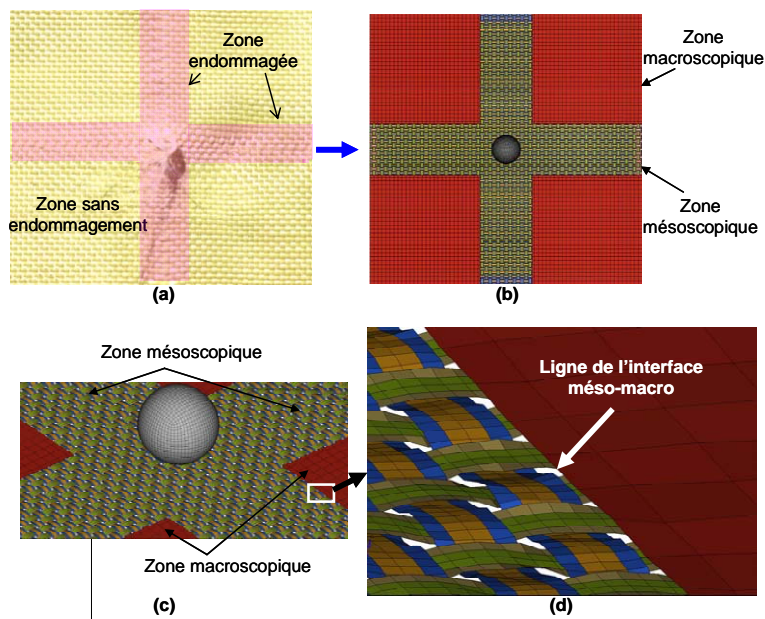


Figure I.46 – Définition du modèle multi-échelle [Ha-Minh et al., 2011c]

Le modèle est validé par une comparaison de développement de la pyramide de déformation ainsi que des énergies du tissu avec le modèle mésoscopique. La continuité entre les deux zones est validée par une comparaison avec la déformation globale du modèle méso (Fig. I.47).

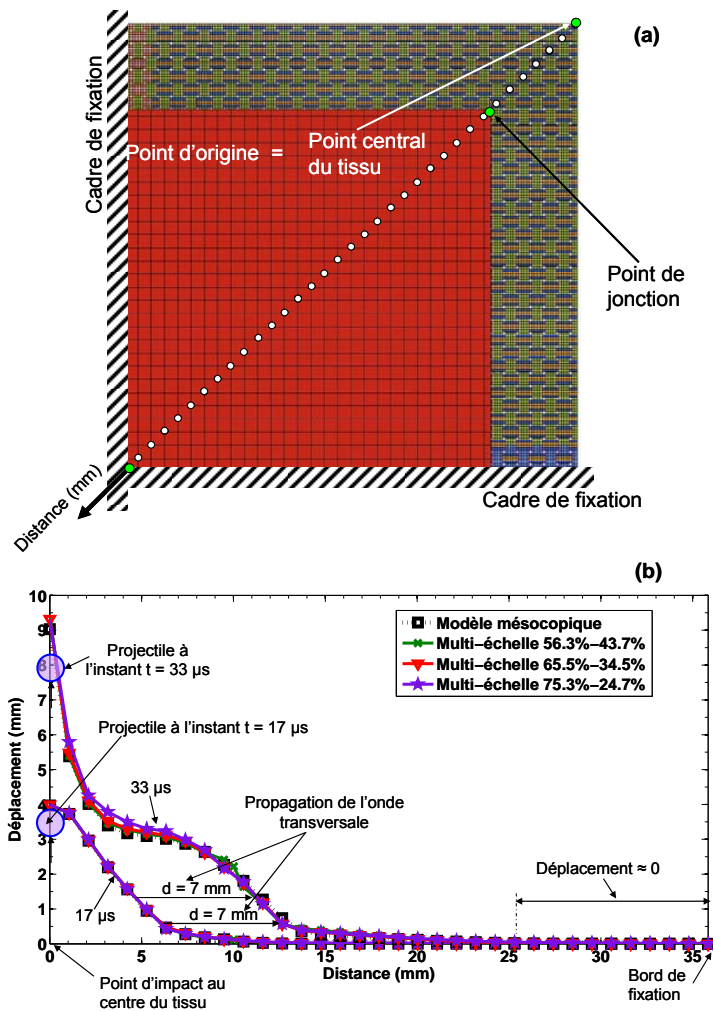


Figure I.47 – Validation du modèle multi-échelle : (a) Points sur la diagonale d'un quart du tissu ; (b) Déplacement des points sur la ligne diagonale d'un quart du tissu impacté par le projectile avec les vitesses de 245 m/s à 17 μ s et à 33 μ s [Ha-Minh, 2011].

I.4.4 Modélisation numérique des tissus 3D

Les tissus 3D ont une résistance inter-laminaire supérieure à celle d'un tissu multi-couches. Cette caractéristique structurelle conduit à une plus grande capacité d'absorption d'énergie d'impact balistique pour les tissus 3D. Ce qui a contribué à développer l'utilisation de ce type de tissu pour assurer la protection balistique.

Nilakantan et al. [Nilakantan et al., 2009b] ont étudié le comportement à un impact balistique d'un tissu 3D avec des angles d'inclinaison différents du fil de chaîne ondulé, en utilisant un modèle éléments finis qui intègre la géométrie et l'ondulation des fils. La figure I.48 montre le maillage ainsi que les détails de la modélisation de tissu 3D avec des inclinaisons de fils de liaison à 67° et 90°. La figure I.49 montre la comparaison de la réponse balistique du tissu 3D de différentes inclinaisons de fils de liaison. On note que les comportements du tissu dans ces deux cas sont identiques dans les premiers 90 μ s, mais après, le tissu 3D de l'inclinaison de 90° montre une certaine rigidité par rapport à 67,7°.

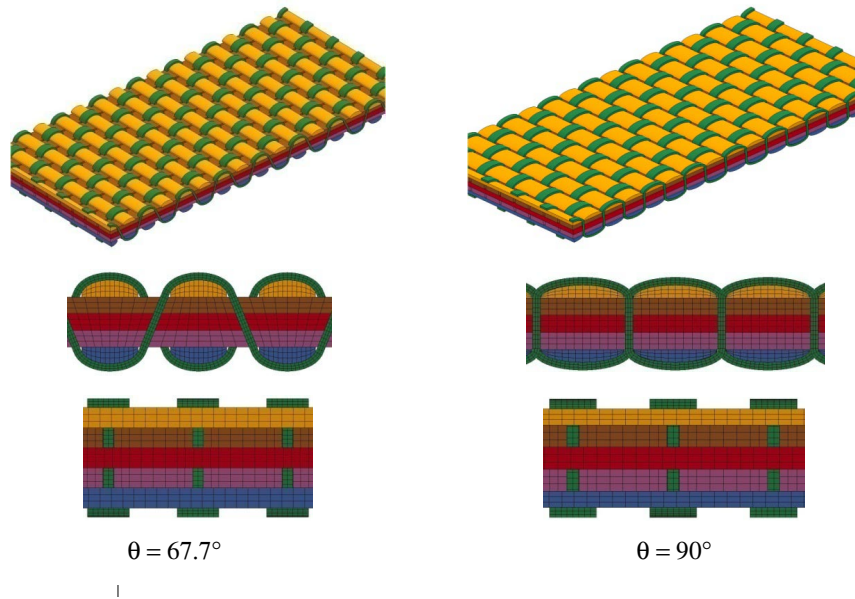


Figure I.48 – Modèle d'éléments finis d'un tissu 3D avec les angles d'inclinaison différents du fil de chaîne ondulé [Nilakantan et al., 2009b]

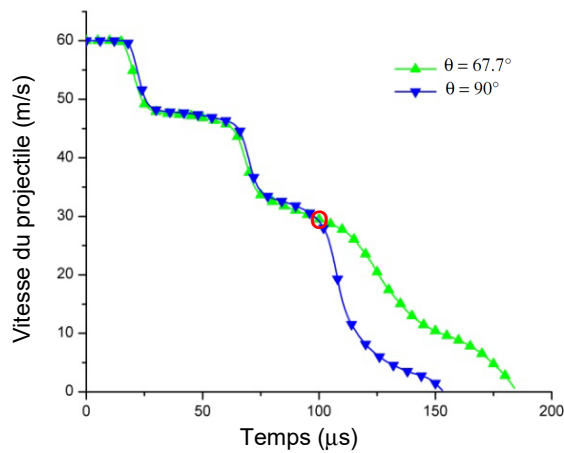


Figure I.49 – L'évolution de la vitesse du projectile dans un impact sur un tissu 3D avec les angles d'inclinaison différents du fil de chaîne ondulé [Nilakantan et al., 2009b]

Récemment, Ha-Minh et al. [Ha-Minh et al., 2011b] ont présenté une étude numérique à partir de la représentation géométrique des tissus 3D à 5 couches à l'échelle mésoscopique en utilisant des éléments coques. La figure (Fig. I.50) donne des détails de la géométrie du tissu ainsi que des maillages des fils. Le tissu interlock est fixé aux deux bords dans la direction des fils de trame.

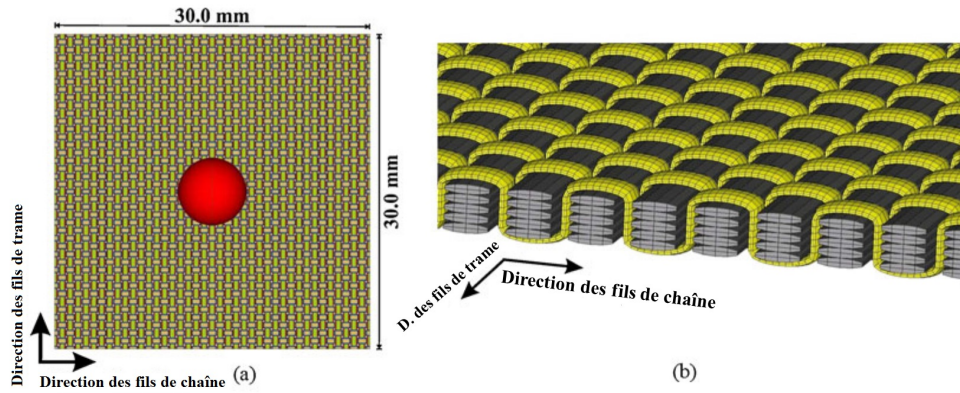


Figure I.50 – (a) Configuration initiale du système d'impact balistique d'un tissu 3D inter-lock; (b) illustration détaillée du tissu 5 couches-orthogonal-interlock [Ha-Minh et al., 2011b]

Deux vitesses d'impact de 200 m/s et 900 m/s sont considérées. Les mécanismes d'endommagement d'un tissu 3D interlock avec les fils de chaîne de renfort droits sont numériquement analysés et comparés avec les observations expérimentales. L'effet des conditions aux limites, de frottement sur les performances balistiques du tissu 3D sont discutées. La figure I.51 montre clairement la différence de la résistance balistique, pour $V_i = 200$ m/s, du tissu 3D avec 2 conditions de fixation différentes : cas des fils de chaîne fixés, cas des fils de trame fixés.

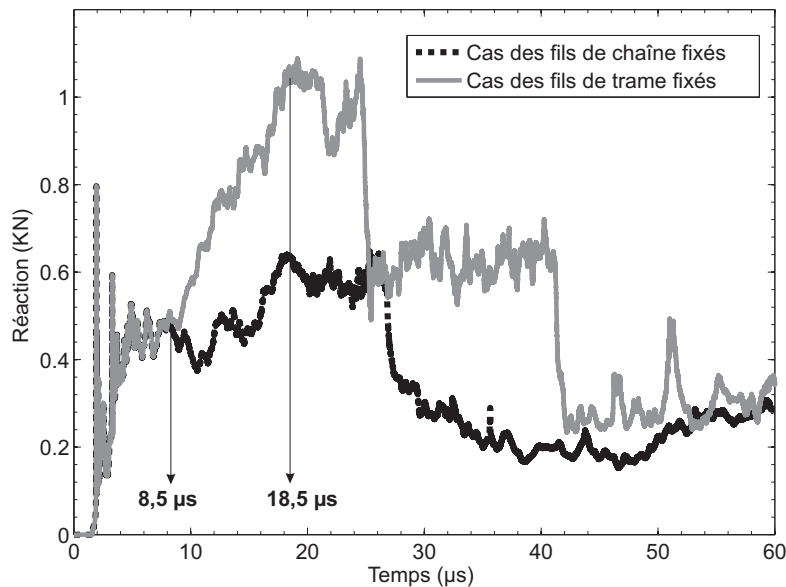


Figure I.51 – Évolution de la force d'impact dans le cas d'impact 200 m/s sur un tissu 3D avec deux conditions aux limites différentes [Ha-Minh et al., 2011b].

I.4.5 Modélisation microscopique

À l'échelle microscopique, les fils composant un tissu, constituent une structure qui reste complexe. En effet, un fil est un assemblage de centaines de fibres [Tabiei and Nilakantan, 2008]. Ce constat nécessite la prise en compte d'un fil à l'échelle microscopique : niveau d'une fibre. Dans la littérature, peu de travaux ont été consacrés à l'étude de l'impact balistique sur un tissu à cette échelle.

Récemment, Wang et al. [Wang et al., 2010] ont utilisé une approche numérique pour modéliser les fibres d'un tissu en utilisant des éléments 1D (Fig. I.52a). Les auteurs ont proposé de modéliser les fibres par des éléments barres comme illustré par la figure I.52b. Chaque fibre est ainsi discrétisée en utilisant des conditions de contact afin d'éviter les interpénétrations (figure I.52c). Dans cette étude, 19 des 400 fibres ont été modélisées dans chaque fil. L'utilisation d'éléments en forme de tige 1D présente une simplification importante pour la modélisation de la déformation des fibres. Ces éléments 1D de poutre-articulée manquent de rigidité à la flexion et ne peuvent pas tenir compte de la fibre pour mettre en évidence les effets dans le sens de l'épaisseur. Par conséquent, cette modélisation ne permet pas de mettre en évidence la compression transversale des fibres, la torsion et la flexion. De même, la modélisation proposée ne donne pas d'informations sur les modes de déformation des fibres lors de l'impact balistique d'un fil ou d'un tissu.

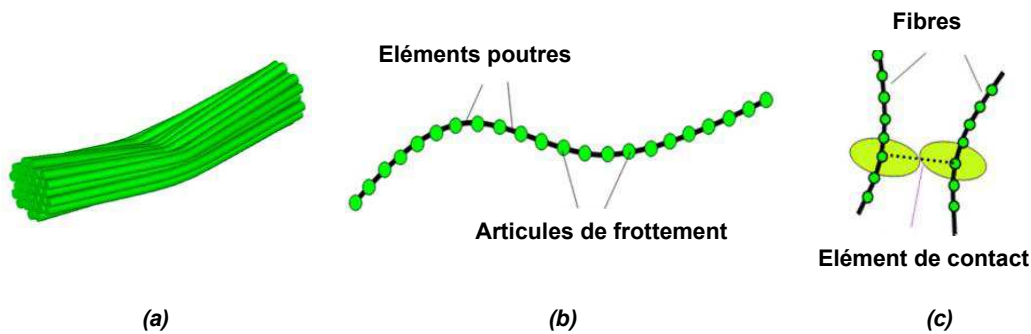


Figure I.52 – Modélisation microscopique selon Wang et al [Wang et al., 2010] : (a) Modélisation des fibres, (b) Discrétisation d'un élément barre et (c) Élément de contact.

Grujicic et al. [Grujicic et al., 2012] ont amélioré l'approche retenue par Wang et al. [Wang et al., 2010] pour étudier la réponse d'impact balistique d'un tissu de 42 fils de chaîne et 42 fils de trame. Dans leur modèle, chaque fibre est discrétisée par un élément poutre à trois dimensions. Chaque fil convient 1, 7, 13, 14, 24 et 30 fibres de section circulaire. La rupture d'une fibre est contrôlée par la contrainte à la rupture $\sigma_R = 3.4$ GPa (Fig. I.53).

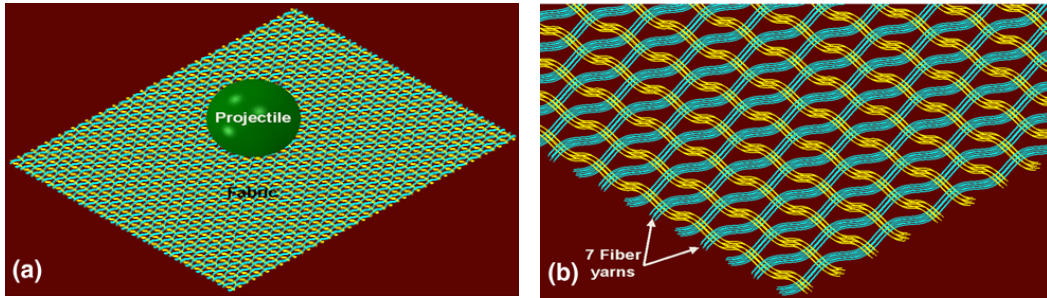


Figure I.53 – Modélisation d'un tissu 2D en utilisant des éléments poutres selon Grujicic et al. : (a) Modèle d'un tissu ; (b) Détails des fibres [Grujicic et al., 2012].

Les auteurs ont tenté d'utiliser la rigidité de contact entre les éléments barres 1D pour simuler le comportement non linéaire en compression transversale d'une fibre. Ils ont montré que l'utilisation d'un seul type de rigidité de contact entre les éléments barres 1D ne produit pas correctement la forme du déplacement transversal du tissu (en forme V) (Fig. I.54). Tandis qu'en utilisant une rigidité de contact élastique ou élastique-plastique non linéaire, la forme de déformation du tissu prédite est en accord avec les résultats expérimentaux.

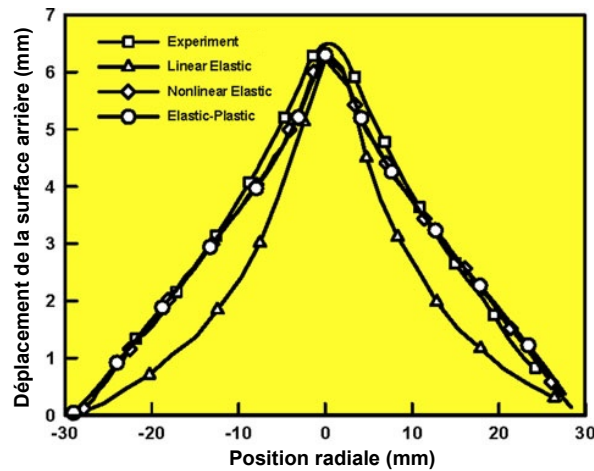


Figure I.54 – Pyramide de déformation du tissu avec les différents comportements en compression transversale de la fibre [Grujicic et al., 2012].

La figure I.55 montre les phases du pénétration d'un projectile pour une vitesse d'impact $V_i = 63$ m/s, correspondant à 4 instants différents de 140 à 180 μ s.

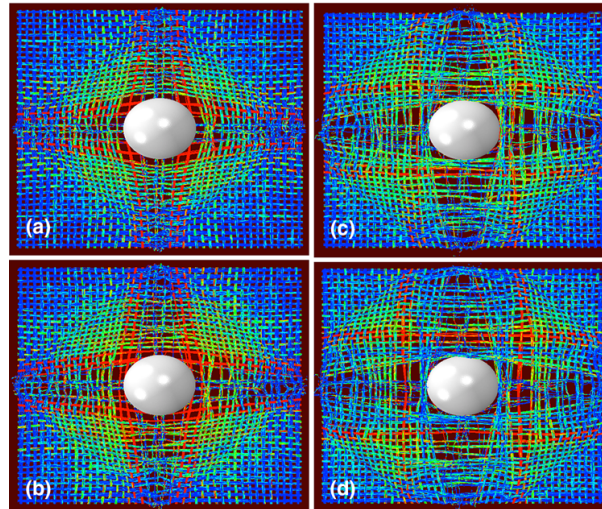


Figure I.55 – Pénétration du projectile pour une vitesse de $V_i = 63$ m/s correspondant aux différents instants : (a) $140 \mu s$; (b) $150 \mu s$; (c) $170 \mu s$; (d) $18 \mu s$ [Grujicic et al., 2012]

Récemment, Nilakantan [Nilakantan, 2013] a étudié les effets d'un impact transversal d'un seul fil Kevlar KM2 contenant 400 fibres en utilisant une modélisation numérique. Les fibres sont explicitement modélisées en utilisant des éléments solides 3D (Fig. I.56). Les effets de friction entre projectile/fibre et fibre/fibre, et les propriétés des matériaux de la fibre sur le comportement balistique sont étudiés. La redistribution et l'énergie des fibres sont suivies lors de l'impact. Il a montré que le frottement entre le projectile et les fibres joue un rôle plus important que le frottement entre les fibres (Fig. I.57).

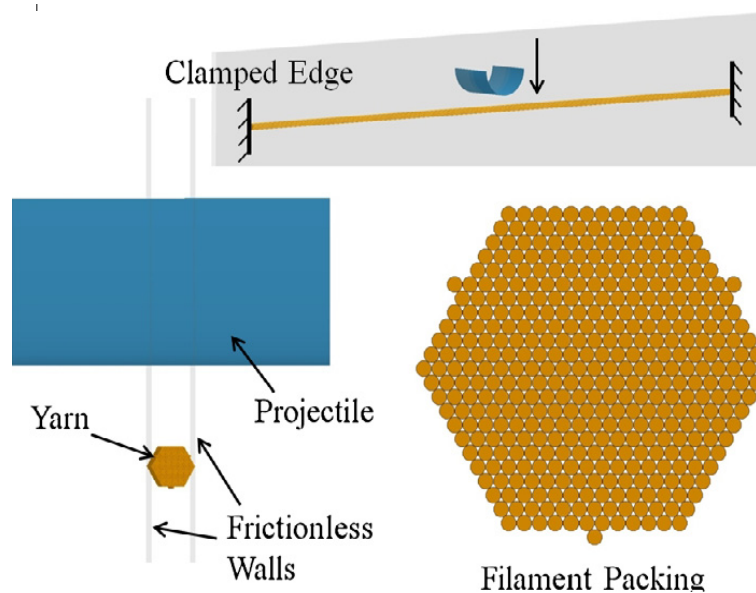


Figure I.56 – Section transversale d'un fil de 400 fibres soumis à un impact transversal [Nilakantan, 2013].

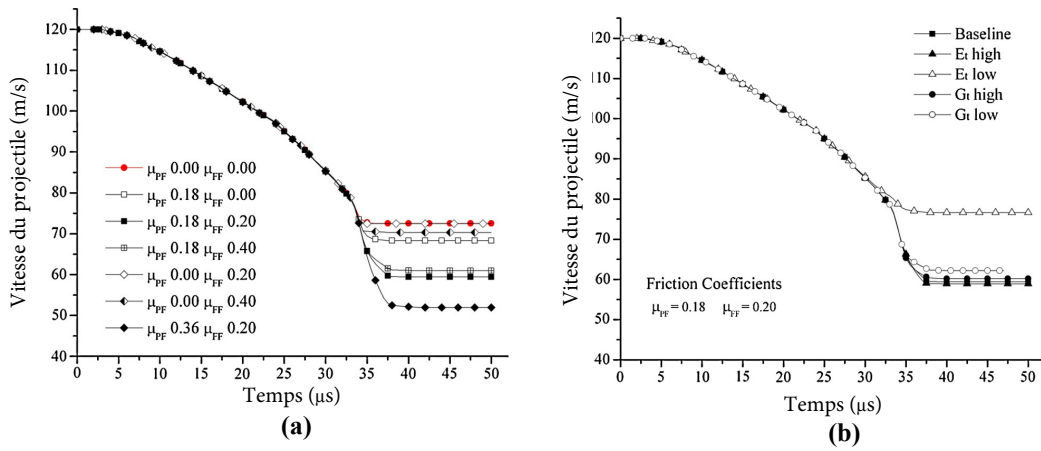


Figure I.57 – Influences : (a) des frottements entre fibre/fibre et projectile/fibre ; (b) des propriétés mécaniques de la fibre sur le comportement balistique d’un fil soumis à un impact transversal dans le modèle microscopique de Nilakantan [Nilakantan, 2013].

Néanmoins, ce modèle utilise un nombre énorme d’éléments hexaédriques qui a besoin d’un temps de calcul très long. Par conséquent, il est impossible de modéliser un tissu entier en tenant compte des 400 fibres.

Chapitre II

Comportement balistique d'un tissu 2D : Influence des propriétés physiques et mécaniques

Résumé

Une modélisation numérique a été proposée en se basant sur une approche à une échelle mésoscopique et utilisant des éléments coques pour décrire le comportement balistique d'un tissu 2D. En effet, une analyse du comportement balistique du tissu en termes d'évolution de la vitesse du projectile et des énergies transférés du projectile au tissu en fonction du temps est réalisée pour deux cas d'impact sur un tissu 2D : impact avec perforation et sans perforation. Pour chaque configuration, nous avons mis en évidence les différentes zones qui décrivent les mécanismes physiques se produisant lors d'un impact balistique sur un tissu. Nous avons développé aussi une étude de sensibilité paramétrique des caractéristiques mécaniques et physiques du fil sur le comportement dynamique d'un tissu. Cette investigation a montré que :

- L'augmentation de la densité du fil peut décélérer plus rapidement la vitesse du projectile dans la première phase de l'impact. Mais d'une manière générale, la densité de fil affecte peu le temps d'arrêt du projectile dans le cas d'impact sans perforation ainsi que la vitesse résiduelle du projectile dans le cas d'impact perforant.
- Un module d'élasticité longitudinal élevé peut conduire à une rupture prématurée des fils primaires, donc à une perforation du tissu, même avec une vitesse d'impact faible. Globalement, on peut noter que la résistance du fil joue un rôle très majeur pour améliorer la performance balistique d'un tissu, du fait que la rupture des fils primaires est due généralement aux forces de tension. En effet, une résistance plus élevée du fil retarde la rupture de fils primaires permettant au tissu d'absorber plus d'énergie du projectile.

Sommaire

II.1 Introduction	57
II.2 Modélisation numérique du comportement balistique d'un tissu 2D	57
II.2.1 Modélisation du tissu	57
II.2.2 Propriétés mécaniques d'un fil	58
II.2.3 Critère de rupture	59
II.2.4 Conditions de calculs	60
II.3 Mécanismes de déformation et de rupture du tissu	61
II.3.1 Impact sans perforation	61
II.3.2 Impact avec perforation	63
II.4 Étude paramétrique : effets des propriétés physiques et mécaniques du fil	66
II.4.1 Effet de la densité du fil	66
II.4.2 Effet du module d'élasticité longitudinale du fil	68
II.4.3 Effet du critère de rupture du fil	75

II.1 Introduction

L'étude de la tenue dynamique d'un tissu 2D soumis à un impact balistique peut être développée, selon le cas, à différentes échelles (Fig. II.1) :

- (i) Échelle macroscopique où le tissu est modélisé par une plaque homogène équivalente (en cm) (Fig. II.1a).
- (ii) Échelle mésoscopique où le tissu est modélisé en considérant chaque fil homogène et continu (en mm) (Fig. II.1b).
- (iii) Échelle microscopique qui considère le fil en prenant compte les fibres (en μm). Généralement, un fil est composé des centaines à mille de fibres environ (Fig. II.1c).

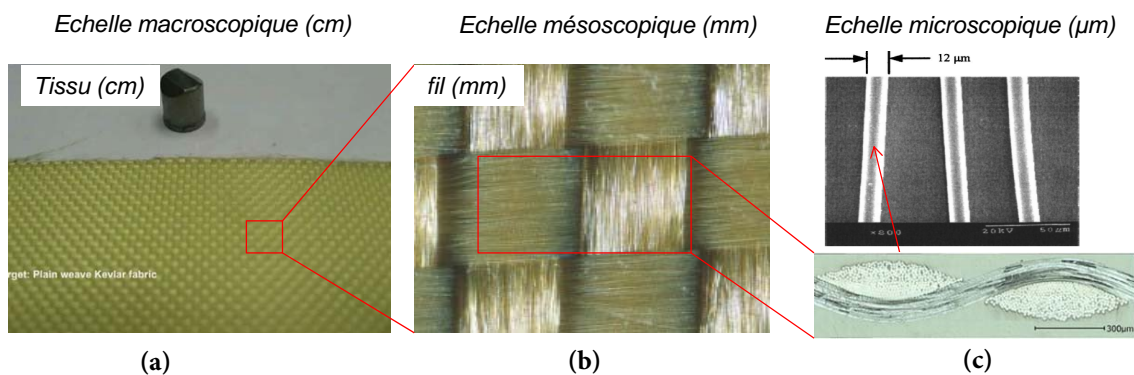


Figure II.1 – Différentes échelles d'un tissu 2D.

Dans cette partie de l'étude, nous développons une modélisation numérique d'un tissu 2D soumis à un impact balistique en considérant une échelle mésoscopique pour simuler l'impact transversal d'un projectile sphérique rigide. Les mécanismes de déformation et de rupture sont analysés en termes d'énergies cinétique et de déformation transférées du projectile au tissu dans deux cas d'impact avec des vitesses de 60,6 m/s (cas de sans perforation) et 245 m/s (cas de perforation). Les effets de la densité et du module d'Young des fils ainsi que du critère de rupture d'une fibre sur la performance balistique du tissu Kevlar KM2® sont étudiés.

II.2 Modélisation numérique du comportement balistique d'un tissu 2D

II.2.1 Modélisation du tissu

Un modèle mésoscopique est proposé pour prendre en compte les fils constituant le tissu 2D (Fig. II.3). Ce modèle décrit le tissu à l'échelle du fil, il peut donc mieux tenir compte de l'interaction entre les fils. Dans ce modèle, une section transversale d'un fil peut être modélisée géométriquement par une forme elliptique. Dans le cas d'un tissu Kelvar KM2®, les dimensions de la section d'un fil sont supposées constantes : la hauteur $h=0.115$ mm et largeur $b=0.59$ mm (Fig. II.2a). La section

du fil est représentée par un nombre pair d'éléments coques avec des épaisseurs différentes (Fig. II.2b). Selon une étude d'optimisation, le nombre des éléments coques pour une section transversale du fil [Ha-Minh, 2011], nous avons choisi une configuration de 4 éléments pour décrire la forme elliptique de la section (Fig. II.2b). Les épaisseurs des éléments d'une section dans les deux cas sont calculées en conservant l'aire de la section transversale réelle du fil.



Figure II.2 – Modélisation de la section transversale du fil : (a) Forme réelle (b) Modèle utilisant 4 éléments coques [Ha-Minh, 2011].

La figure II.3a montre une vue globale du maillage du tissu dont les détails sont illustrés par la figure II.3b.

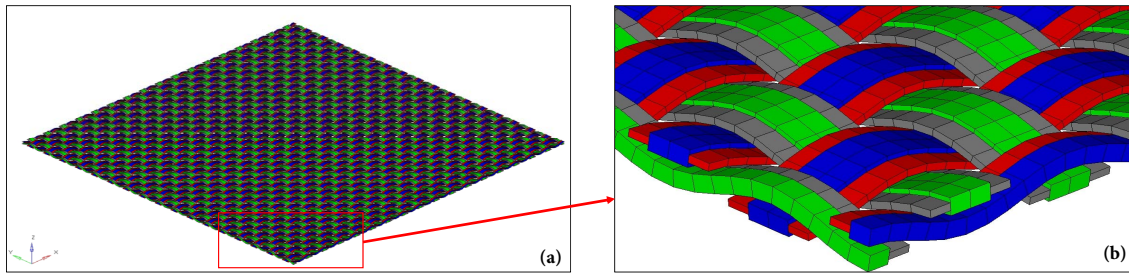


Figure II.3 – Modèle mésoscopique d'un tissu 2D utilisant des éléments coques.

II.2.2 Propriétés mécaniques d'un fil

Il est admis qu'un fil est composé d'une centaine de fibres qui ont un comportement élastique orthotropes. On suppose que les propriétés mécaniques de chaque fil sont élastiques, orthotropes le long la ligne centrale de ce fil et transversalement isotrope. Ce qui nécessite cinq constantes élastiques. La relation constitutive est donnée par l'équation II.1. Les indices "2" et "3" représente la direction radiale de la, tandis que '1' représente la direction axiale ou longitudinale du fil. Ainsi, la fibre est isotrope dans le plan 2-3 et représente la direction longitudinale de l'axe symétrique.

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{13} & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \end{pmatrix} \quad (\text{II.1})$$

Ou les coefficients C_{ij} sont calculés à partir des équations suivantes [Boresi, 2011] :

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{(1 - \nu_{12}^2)E_{22}}{AB}, C_{12} = \frac{(\nu_{23} + n\nu_{12}^2)E_{22}}{AB}, C_{44} = G_{23} = \frac{E_{22}}{2A} \\ C_{13} &= \frac{\nu_{12}E_{22}}{B}, C_{33} = \frac{(1 - \nu_{31})E_{33}}{B}, C_{55} = G_{23} = G_{31} \\ A &= 1 + \nu_{23}, B = 1 - \nu_{23} - 2n\nu_{12}^2, n = E_{22}/E_{11} \end{aligned} \quad (\text{II.2})$$

E, G et ν représentent le module de Young, le module de cisaillement, et le coefficient de Poisson. Le paramètre n représente le degré d'anisotropie. Étant donné que la fibre est isotrope dans le plan transversal 2-3, nous utilisons aussi la relation suivante pour le module de cisaillement dans la section transversale :

$$G_{23} = \frac{E_{23}}{2(1 + \nu_{23})} \quad (\text{II.3})$$

avec :

$$\nu_{21} = n\nu_{12} \quad (\text{II.4})$$

Les cinq constantes élastiques pour une fibre Kevlar KM2 sont mesurées : E_{11} de 84.62 GPa, E_{33} 1.34 GPa, G_{12} de 24.40 GPa, ν_{13} de 0.60, ν_{23} de 0.24 [Cheng et al., 2005]. La résistance à la traction et la rigidité sont considérées insensibles à l'effet du taux de déformation jusqu'au niveau étudié de 2500 s^{-1} , et la réponse à la compression transversale est élastique linéaire pour de petites déformations tandis qu'elle est fortement non linéaire en grande déformation [Cheng et al., 2005].

II.2.3 Critère de rupture

Plusieurs travaux dans la littérature [Shockey et al., 2001, Gu, 2004, Duan et al., 2005a, Rao et al., 2009a, Nilakantan et al., 2010], relatifs à la modélisation par éléments finis des tissus soumis à un impact balistique, supposent que les fils ont un comportement élastique linéaire jusqu'à la rupture. Dans notre cas, la valeur expérimentale de la déformation à la rupture d'une fibre est égale à $\varepsilon_R = 4,58\%$ qui est équivalente à une contrainte maximale à la rupture $\sigma_R = 3.88 \text{ GPa}$.

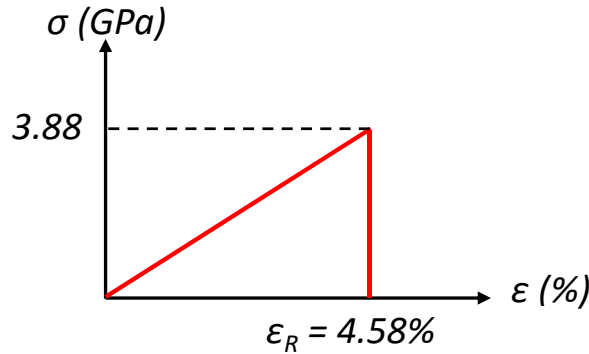


Figure II.4 – Critère de rupture pour un fil Kevlar KM2®.

II.2.4 Conditions de calculs

Dans ce modèle de calcul, le matériau utilisé est un tissu sec à armure toile de 50.6×50.6 mm) (Fig. II.5) avec les densités des fils de trame et chaîne de 13.4 fils/cm, ce qui équivaut à une distance de 1.49 mm entre les fils. Le projectile est une sphère en acier avec un diamètre de 5.35 mm et une masse de 6.25×10^{-4} kg. Le tissu est fixé aux quatre bords (Fig. II.5). Il est supposé que le point de contact entre le tissu et le projectile est un point de croisement entre un fil de chaîne et un fil de trame situé au centre du tissu (Fig. II.5a-b). Au vu de la symétrie du système (tissu + projectile), seul un quart du modèle complet est considéré. Aux plans de symétrie, le déplacement des noeuds dans les directions normales correspondantes et leurs rotations hors-plan sont considérés fixes (Fig. II.5c).

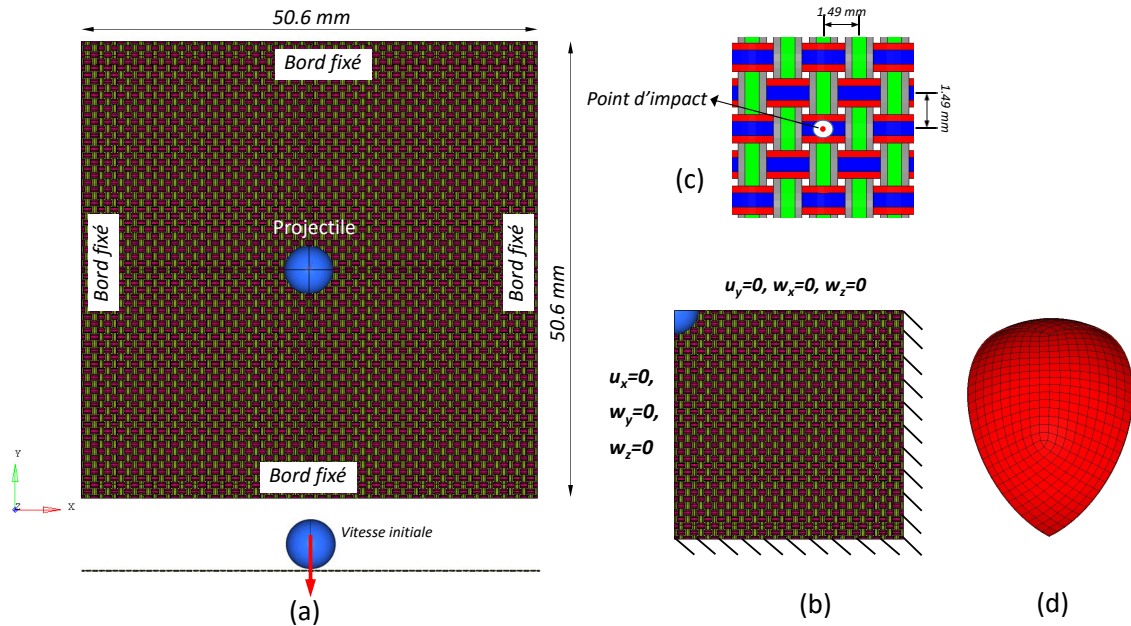


Figure II.5 – Conditions aux limites de la simulation : (a) Modèle complet ; (b) Quart du modèle ; (c) Localisation de l'impact ; (d) Maillage d'un quart du projectile.

Dans notre cas, le tissu 2D est présenté sous forme d'une couche de tissu à armure toile, la déformation du projectile après impact est considérée négligeable. Ainsi, le projectile est supposé infiniment rigide.

Pour simplifier, un seul coefficient de frottement statique (μ_s) est utilisé pour décrire les deux types de frottement fil/fil et fil/projectile : $\mu_s = 0.20$.

II.3 Mécanismes de déformation et de rupture du tissu

Dans cette section, nous développons une modélisation mésoscopique d'un impact sur un tissu 2D. Nous mettons en évidence les mécanismes de déformation et d'endommagement de les deux cas d'un impact sans perforation $V_i = 60$ m/s et un impact avec perforation $V_i = 245$ m/s.

Aussi, nous analysons les effets de la densité, du module d'Young et du critère de rupture du fil sur les réponses balistiques.

II.3.1 Impact sans perforation

La figure II.6 illustre les courbes de la vitesse du projectile et de l'énergie de transfert en fonction du temps dans le cas de non-perforation ($V_i = 60.6$ m/s). Toutes les énergies sont normalisées par rapport à la valeur maximale de la perte d'énergie cinétique du projectile. Les résultats mettent en évidence l'existence de deux phases essentielles :

- (i) La phase 1 : de l'instant d'impact ($t = 0 \mu s$) au point A ($t = 106 \mu s$) correspondant à l'instant où l'énergie cinétique atteint sa valeur maximale (Fig. II.6). La réponse du tissu est caractérisée par la formation d'une pyramide de déformation. L'énergie du projectile est principalement dissipée par l'énergie cinétique du matériau, de la déformation pyramide et de l'énergie de déformation des fils primaires. On peut noter que les deux énergies augmentent lentement et régulièrement au cours de cette phase. A la fin de cette phase (point A - Fig. II.6), l'énergie cinétique du tissu atteint la valeur maximale de 22% lorsque la taille de la pyramide de déformation est à peu près au maximum (figure II.7a), il faut remarquer que cette phase constitue environ 70% de l'ensemble du déroulement du processus d'impact, correspondant à une vitesse du projectile égale à 39 m/s.

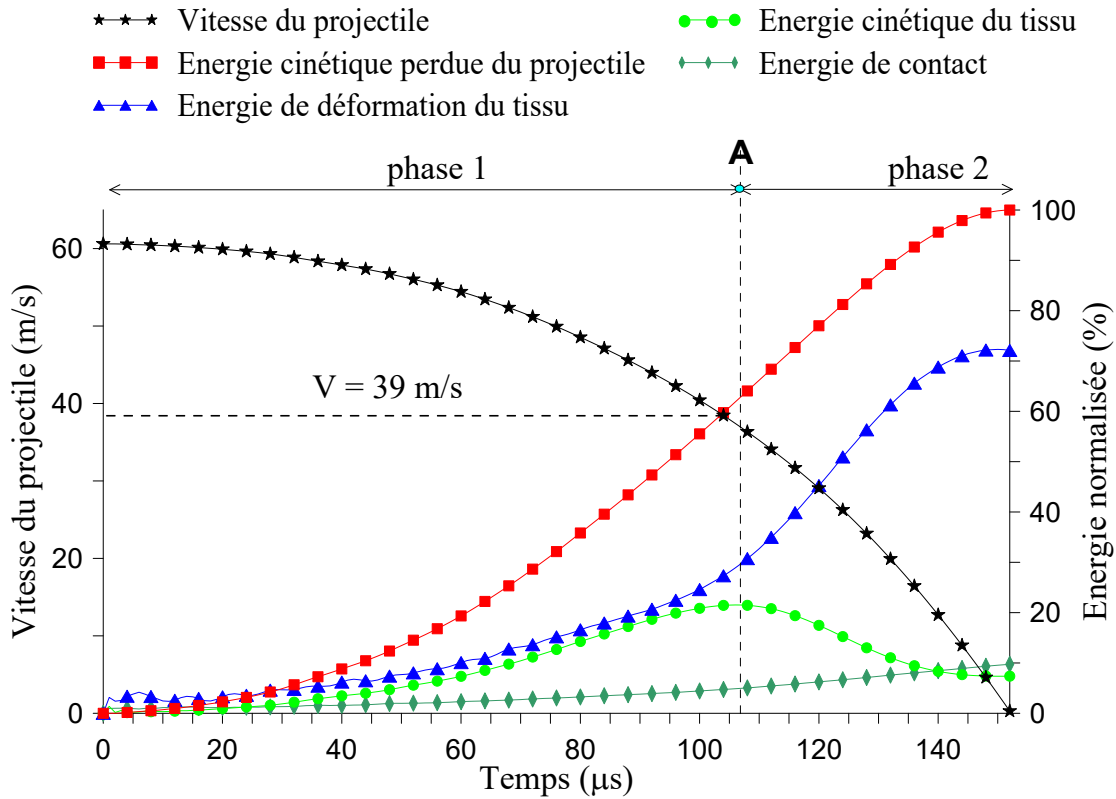


Figure II.6 – Évolutions de la vitesse du projectile et des énergies transférées au tissu dans le cas de l'impact sans perforation ($v_i = 60/s$).

(ii) Au cours de la phase 2, la vitesse du projectile diminue considérablement à partir de 39 m/s pour atteindre l'arrêt du projectile $V = 0$ à $t = 152 \mu s$. Puisque la taille de la pyramide n'augmente plus, l'énergie cinétique diminue de la valeur maximale jusque l'arrêt du projectile, comme indiqué sur la Fig. II.6. D'un autre côté, comme les fils continuent d'être tendus sous le mouvement du projectile, l'énergie de déformation augmente considérablement de 20% à 70% à $t = 152 \mu s$ (Fig. II.7b), et contribue principalement à arrêter le projectile (Fig. II.6).

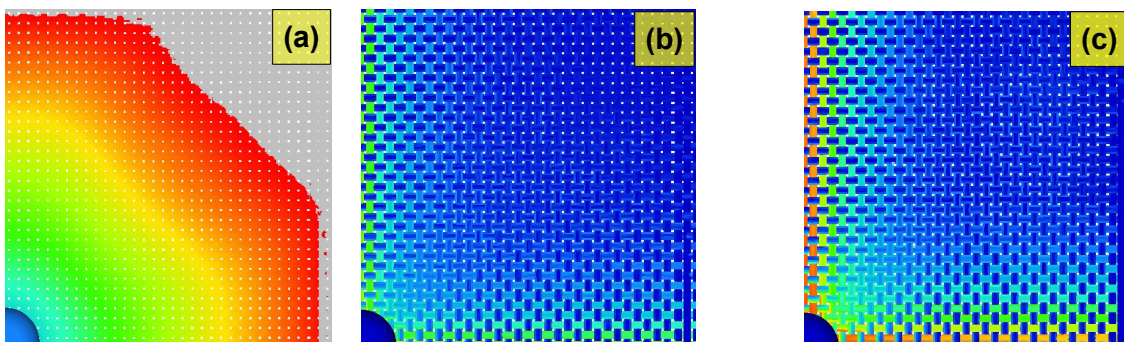


Figure II.7 – (a) Pyramide de déformation ; (b) Contraintes de Von-Misès à $106 \mu s$; (c) Contraintes Von-Misès à $152 \mu s$.

II.3.2 Impact avec perforation

La figure II.8 montre les évolutions de la vitesse du projectile, l'énergie cinétique et celle de déformation du tissu, l'énergie de contact et la perte d'énergie de projectile (normalisée par rapport à la valeur maximale de la perte de l'énergie cinétique du projectile), pour une vitesse $V_i = 245$ m/s. À cette vitesse élevée, la durée totale de l'impact jusqu'à la perforation est faible, de l'ordre de $35 \mu\text{m}$. Il est à noter que ces courbes peuvent être divisées en trois phases principales :

- (i) La phase 1 : à partir du moment de l'impact ($t = 0 \mu\text{s}$) jusqu'à la première rupture de fil correspondant à $t = 20 \mu\text{s}$ (point A - Fig. II.8). La réponse du tissu est caractérisée par la formation d'une pyramide de déformation sans rupture du fil. L'énergie cinétique du tissu est l'énergie cinétique du matériau dans la pyramide de déformation. Cette pyramide de déformation se déplace avec le projectile. En même temps, l'onde de déformation se propage le long du fil, puis les fils primaires commencent à se déonduler (de-crimp). Ce processus de déondulation se poursuit jusqu'à un certain point lorsque ces fils commencent à devenir entièrement en tension. La tension des fils primaires favorise la déformation propagée dans les fils secondaires. En outre, l'énergie du projectile est dissipée dans le tissu, principalement en raison de l'énergie de déformation des fils, l'énergie cinétique de la pyramide de déformation, et l'énergie de friction de glissement lors du processus de déondulation. On note que 80% environ de l'énergie cinétique perdue du projectile est dissipée dans le tissu dans cette phase, ce qui est principalement dû à l'énergie de déformation des fils (33%), de l'énergie cinétique de la pyramide de déformation (35%) et de l'énergie de contact au cours du processus de déondulation. En particulier, la déformation des fils primaires augmente considérablement pour atteindre sa valeur maximale à la fin de cette phase (point A sur la courbe de vitesse du projectile - Fig. II.8).
- (ii) La phase 2 est caractérisée par la rupture de fils primaires. Il commence avec l'apparition de la première rupture de fils primaires ($t = 20 \mu\text{s}$) (Fig. II.8) et se termine lorsque tous les fils primaires sont brisés et ne contribuent plus à arrêter le projectile ($t = 24 \mu\text{s}$ - point B - Fig. II.10). La figure. II.9 indique la répartition des contraintes dans le tissu, juste avant la rupture ($t = 19 \mu\text{s}$). Alors que la contrainte longitudinale dans ces fils est toujours positive et atteint sa valeur critique ($\sigma_R = 3,88$ GPa), la valeur de la contrainte transversale dans ces fils est considérablement inférieure à celle de sa valeur critique. Comme on peut le voir sur la fig. II.8, lorsque certains de ces fils sont complètement tendus, la rupture se produit d'abord dans les fils primaires à côté du fil central (due à une combinaison de déformation longitudinale élevée et la friction), puis au fil primaire central lui-même (Fig. II.10). En raison de la rupture des fils primaires, l'énergie de déformation du tissu n'augmente pas et atteint une valeur de 33% au cours de cette phase. D'un autre côté, du fait de l'absence de tous les fils primaires, le projectile perce le tissu dans la zone d'impact. Par conséquent, seul le frottement par glissement contribue à l'arrêt du projectile. Comme on peut le constater dans la Fig. II.8, l'énergie de frottement (par la friction fil/fils et fils/projectile) augmente considérablement

de 5% (20 μs) à 12% (24 μs) et l'énergie cinétique continue à augmenter de 35% par rapport à 40% en cette phase, en raison de l'expansion continue de la pyramide de déformation (Fig. II.9).

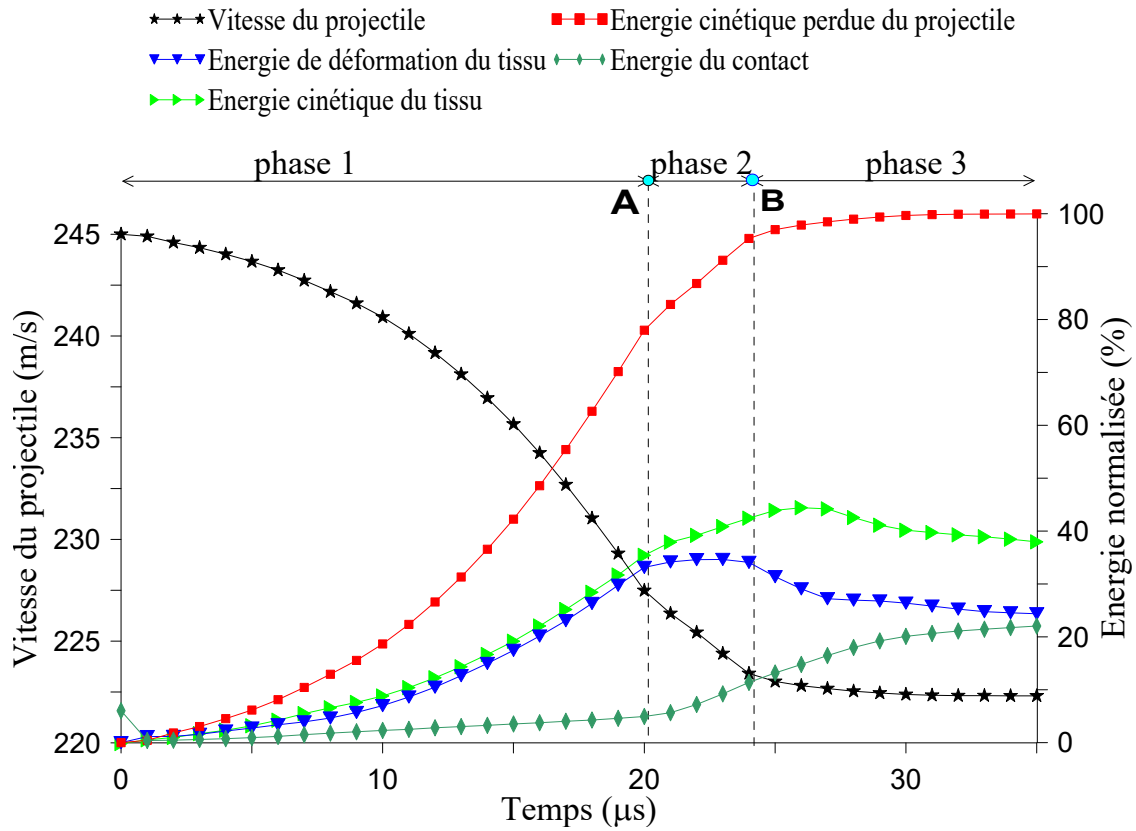


Figure II.8 – Évolution de la vitesse du projectile et des énergies transférées du tissu dans le cas de l'impact avec perforation.

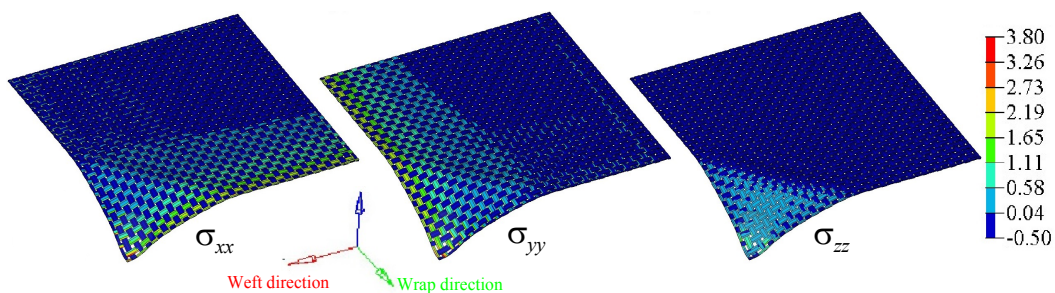


Figure II.9 – Distribution de contrainte du tissu à $t = 19 \mu\text{s}$ dans le cas de l'impact avec perforation.

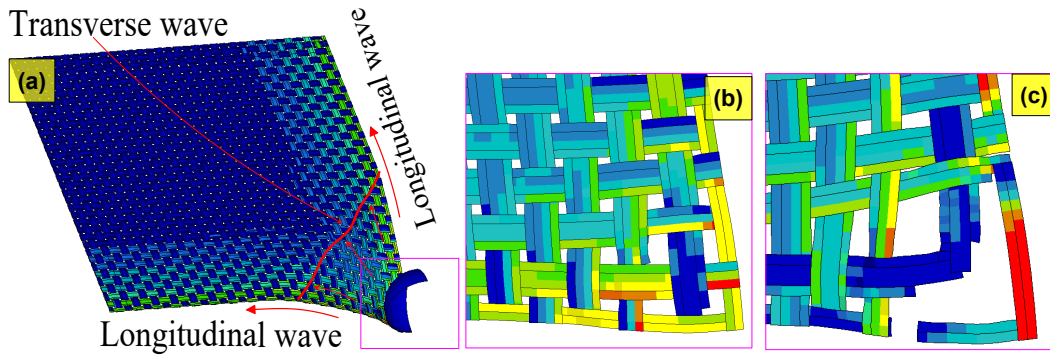


Figure II.10 – (a) Propagation des ondes dans le tissu ;(b) Rupture prématuré d'un fil primaire à $20\mu\text{s}$ (point A) ; (c) Rupture totale des fils primaires à $24\mu\text{s}$ (point B).

- (iii) La phase 3 correspond au stade de la rupture totale des fils primaires à $24\mu\text{s}$ (point B - fig. II.8). On peut noter que la vitesse du projectile est presque constante après la rupture complète des fils primaires (Fig. II.10). Seule l'énergie de contact fil/fil continue à augmenter de 10 à 22% environ, tandis que les énergies cinétique et de déformation restent stable. Ainsi, le projectile se déplace encore à une vitesse résiduelle égale à $V_R = 220 \text{ m/s}$ (Fig II.8). Ces constats sont en bon accord avec les observés expérimentalement (Fig. II.11, II.12).

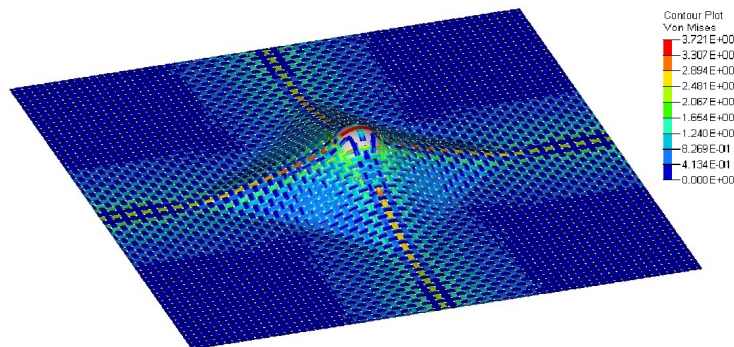


Figure II.11 – Isovaleurs des contraintes Von-Misès à $24 \mu\text{s}$.

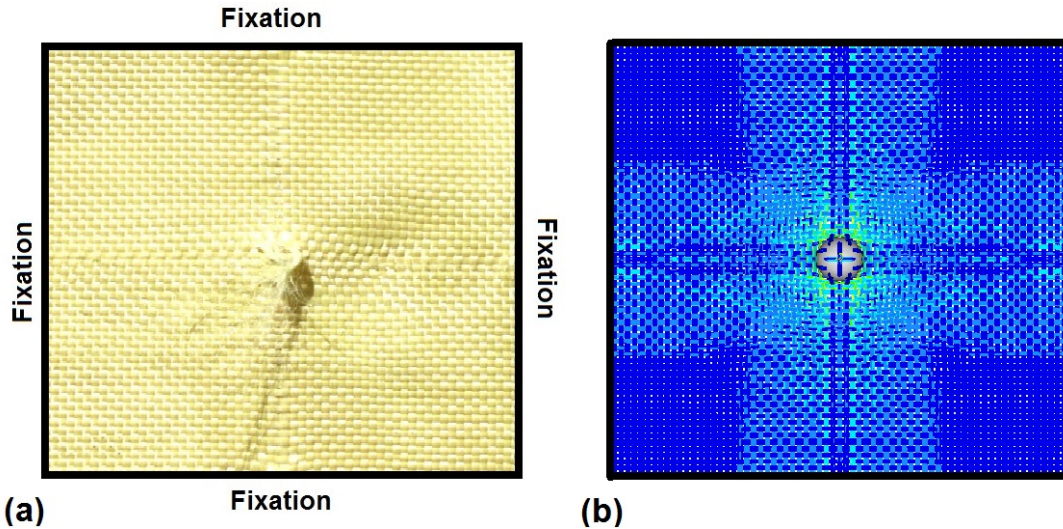


Figure II.12 – Endommagement d'un tissu après un impact perforant : (a) expérimental; (b) Modélisation.

II.4 Étude paramétrique : effets des propriétés physiques et mécaniques du fil

Dans cette section, les effets de trois propriétés physiques et mécaniques du fil sur la performance balistique du tissu sont étudiés numériquement à savoir :

- La densité du fil ρ (kg/m³)
- Le module d'élasticité longitudinal E_{11} (GPa)
- Le critère de rupture du fil ε_R (%)

Dans cette partie, nous étudions deux cas d'impact : avec perforation ($V_i = 245$ m/s) et sans perforation ($V_i = 60.6$ m/s). Les évolutions de la vitesse de projectile et le transfert de l'énergie transférée du projectile au tissu sont analysés pour les différentes configurations étudiées.

II.4.1 Effet de la densité du fil

Dans cette étude, nous analysons les phénomènes se produisant lors d'un impact balistique sur un tissu 2D en Kevlar, ayant une densité de fil égale à $\rho = 1310$ kg/m³. Pour étudier l'effet de la variabilité de la densité du fil, nous avons opté pour étudier 4 configurations allant du $0.5\rho^{Kevlar}$ à une valeur de $2.0\rho^{Kevlar}$ (Tableau II.1) en observant l'évolution de la vitesse du projectile et de l'énergie cinétique et celle de déformation du tissu en fonction du temps dans deux cas : impact avec perforation et sans perforation.

La figure II.13 montre les évolutions de la vitesse d'impact avec et sans perforation en fonction du temps et pour les 4 valeurs de la densité. Dans les 2 cas, on note que la vitesse d'impact diminue plus rapidement avec l'augmentation de la densité dans la phase 1 (phase décrite précédemment). De même, on note aussi que l'étendue

		$\rho(\text{kg/m}^3)$
ρ_1	$0.5 \times \rho^{\text{kevlar}}$	655
ρ_2	$1.0 \times \rho^{\text{kevlar}}$	1310
ρ_3	$1.5 \times \rho^{\text{kevlar}}$	1965
ρ_4	$2.5 \times \rho^{\text{kevlar}}$	2620

Tableau II.1 – 4 configurations de variation de la densité du fil.

de cette phase augmente avec la densité : de 17 à 25 μs pour le cas de perforation et de 94 à 119 μs pour le cas de non perforation (Fig. II.13).

Ce constat est confirmé par les évolutions de l'énergie cinétique (Fig. II.14). En effet, l'énergie cinétique augmente lorsque la densité augmente, dans la phase 1, et ceci pour les deux configurations étudiées. Cette tendance s'explique par l'effet dominant de la densité sur l'évolution de l'énergie cinétique décrite par la formulation suivante ($E_k = m \frac{v^2}{2}$).

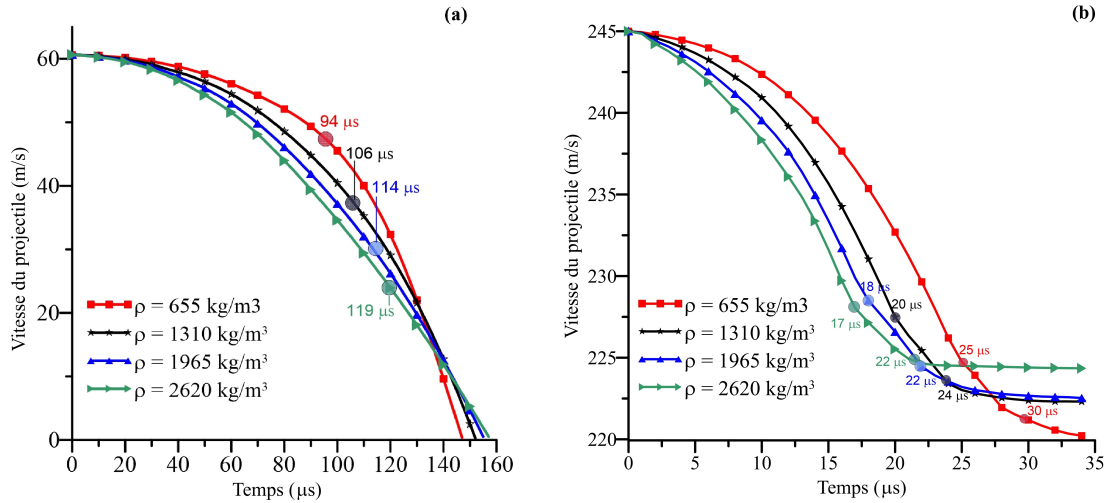


Figure II.13 – Évolution de la vitesse de projectile du tissu pour 4 valeurs de la densité du fil dans le cas de : (a) impact non-perforant ; (b) impact perforant.

D'autre part, l'augmentation de l'énergie de déformation peut être expliquée par le fait que ρ influence aussi la déformation dans les fils selon l'équation I.7 ($2\sqrt{\varepsilon(\varepsilon + 1)} + \varepsilon^2 = \frac{E\rho}{v^2}$ - chapitre I, Étude bibliographique). En plus, comme la contrainte dans les fils augmente, la phase de dé-ondulation des fils termine plutôt comme montré dans la figure II.13. En raison de l'augmentation de ces deux types d'énergie, la vitesse du projectile diminue avec l'augmentation de la densité du fil dans la première phase (Fig. II.13a).

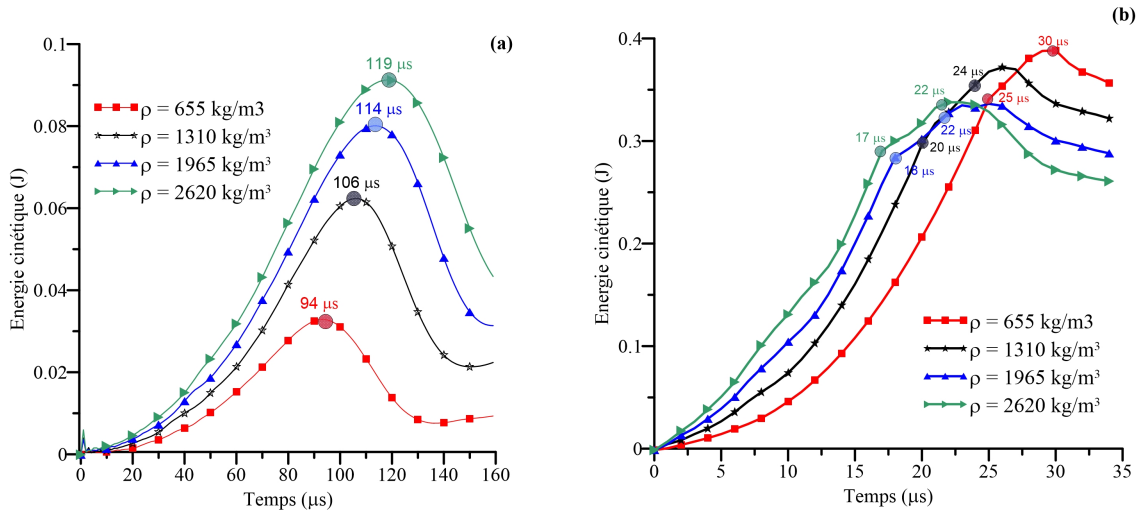


Figure II.14 – Évolution d'énergie cinétique du tissu de différentes valeurs de la densité du fil dans le cas d'impact : (a) Non-perforant ; (b) Avec perforation.

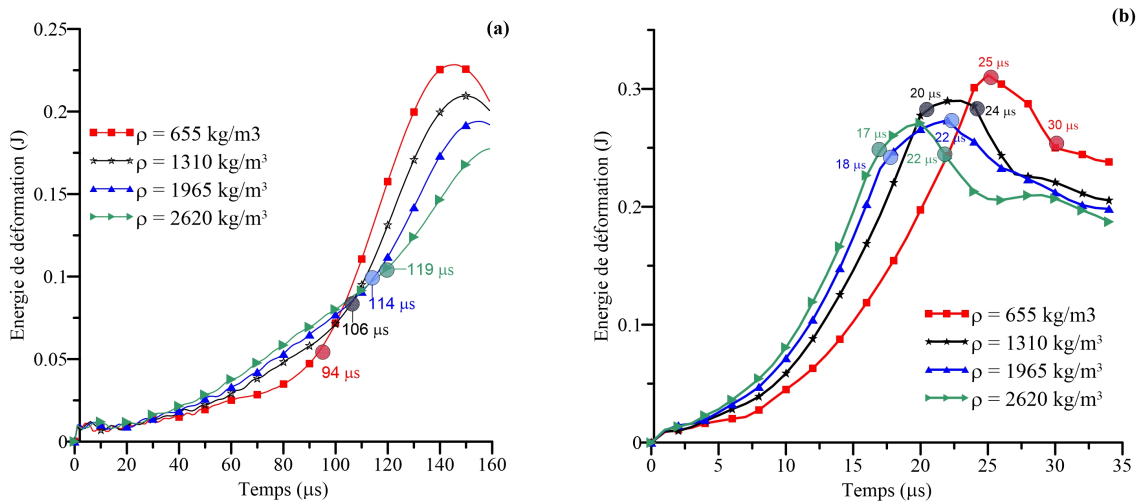


Figure II.15 – Évolution de l'énergies de déformation du tissu de différentes valeurs de la densité du fil dans le cas d'impact : (a) Non-perforant ; (b) Avec perforation.

Ainsi, les différents résultats montrent que la densité ρ a une influence sur les évolutions de la vitesse du projectile et sur les énergies cinétique de déformation. Dans la première phase d'impact, phase prépondérante, on note que l'augmentation de la densité ρ s'accompagne avec une diminution de la vitesse du projectile de l'augmentation de l'énergie cinétique et de l'énergie de déformation.

II.4.2 Effet du module d'élasticité longitudinale du fil

Pour étudier l'effet de la variabilité du module d'élasticité longitudinale du fil, nous avons étudié 4 configurations allant du $0.5E^{Kevlar}$ à une valeur de $2.0E^{Kevlar}$ (Tableau II.2) dans deux cas : impact avec perforation et sans perforation.

		$E(\text{GPa})$
E_1	$0.5 \times E^{\text{kevlar}}$	42.31
E_2	$1.0 \times E^{\text{kevlar}}$	84.62
E_3	$1.5 \times E^{\text{kevlar}}$	126.93
E_4	$2.5 \times E^{\text{kevlar}}$	169.24

Tableau II.2 – Configurations de variation du module d'élasticité du fil.

La figure II.17 montre l'évolution de la vitesse du projectile, des énergies cinétique et de déformation du tissu en fonction du temps dans le cas d'impact sans perforation ($v_i = 60.6$ m/s) pour les 4 configurations étudiées (E_1, E_2, E_3, E_4).

Il est intéressant de noter qu'un module longitudinal élevé ($E_{11} = 169,24$ GPa) peut provoquer la perforation du tissu, même avec une faible vitesse initiale du projectile ($v_i = 60.6$ m/s) (à $t = 130 \mu\text{s}$), alors que les tissus avec une valeur de rigidité longitudinale plus faible du fil ($E_{11} = 42.31, 84.62, 126.93$ GPa), ne sont pas perforés (Fig. II.17). En fait, en raison de la valeur du module d'élasticité élevée, les fils sont plus rigides et conduisent à une contrainte élevée dans les fils (Fig. II.16). Cela provoque une rupture prématurée des fils primaires et ensuite la perforation du tissu. La figure II.16 montre la distribution de la contrainte principale des fils du tissu dans le sens de trame à $t = 118 \mu\text{s}$ (juste avant de l'instant de l'initiation de la rupture prématurée des fils primaires du tissu avec le module longitudinal plus grand $E_{11} = 169,24$ GPa), on observe que seule la contrainte principale de certains fils primaires de trame dans le tissu avec $E_{11} = 169,24$ GPa atteint la valeur critique ($\sigma_R = 3.88$ GPa), alors que cette contrainte est nettement plus petite dans les autres cas.

De même, on note que la vitesse du projectile diminue dans la phase 1 quand le module longitudinal augmente. Cela signifie que la capacité d'absorption d'énergie dans le tissu est améliorée grâce à l'augmentation des énergies cinétique et de déformation, comme illustré sur les Fig. II.17b et c. Par conséquent, le projectile est arrêté plutôt (à $142 \mu\text{s}$ dans le cas où $E_{11} = 42.31$ GPa ; 152 et $166 \mu\text{s}$ correspondant dans le cas où $E_{11} = 84.62, 126.93$ GPa, respectivement). Toutefois, on peut également noter que cette amélioration n'est pas significative, comme illustré sur les Fig. II.17b et c.

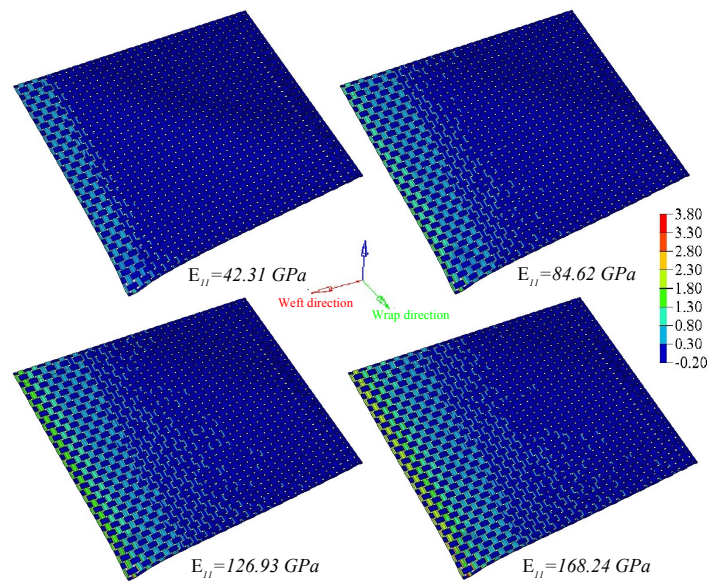


Figure II.16 – Distribution de contrainte longitudinale dans la direction du fil de chaîne du tissu ($\times \text{GPa}$) à 118 μs avec les différents modules d'élasticité dans le cas de l'impact sans perforation ($v_i = 60.6 \text{ m/s}$).

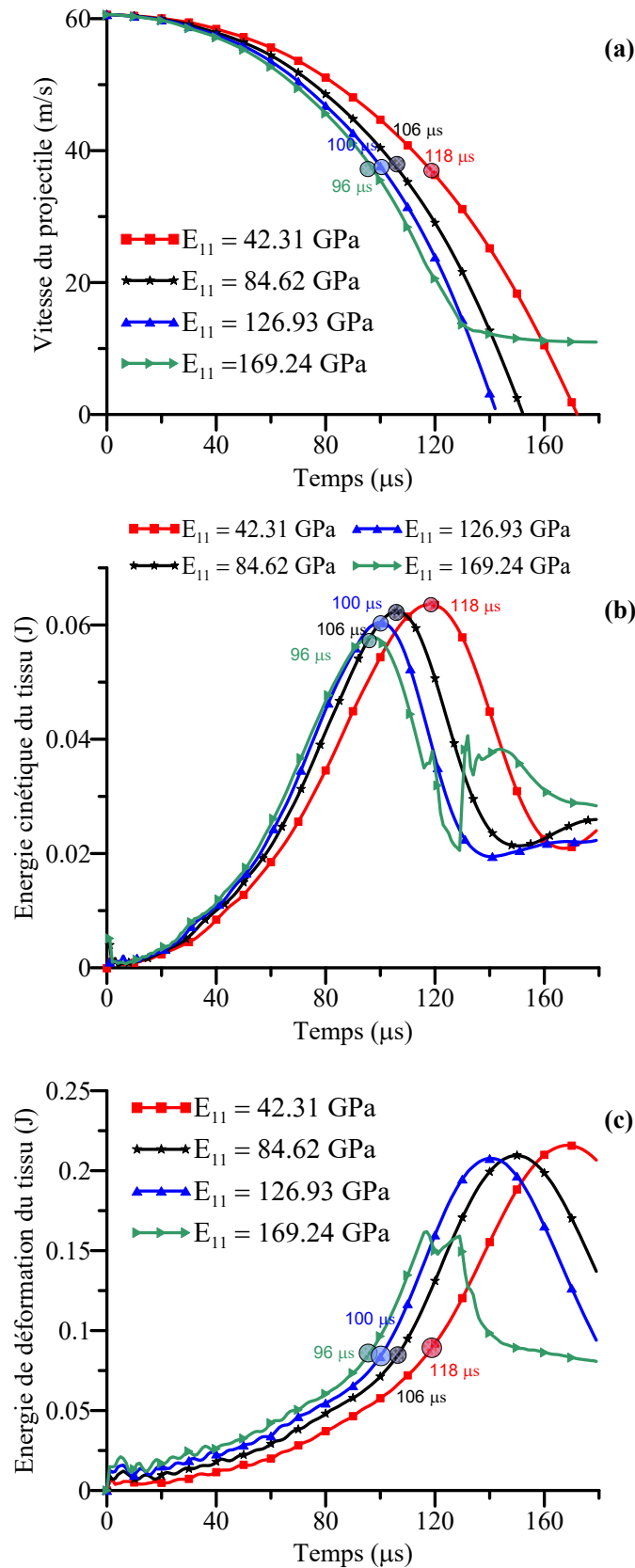


Figure II.17 – Évolution de : (a) Vitesse de projectile, (b) Énergie cinétique, (c) Énergie de déformation du tissu ; pour les différentes valeurs du module d'élasticité du fil dans le cas de l'impact non-perforant.

La figure II.18 montre les évolutions de la vitesse du projectile et les énergies cinétique et de déformation du tissu en fonction du temps dans le cas d'impact avec perforation pour des valeurs du module longitudinal variant entre $E_{11} = 42,3$ et $E_{11} = 169,24$ GPa.

On observe que dans la phase 1, l'énergie cinétique et celle de déformation augmentent lorsque le module longitudinal augmente. En effet, avec l'augmentation du module d'élasticité longitudinale, la contrainte dans les fils primaires augmente plus rapidement et atteint sa valeur critique. Ensuite, il provoque la rupture prématurée (l'instant à la fin de la phase 1 : $14 \mu s$ pour le cas $E_{11} = 169,24$ GPa ; $16, 20$ et $32 \mu s$ correspondant à $E_{11} = 126,93, 84,62$ et $42,31$ GPa, respectivement) et puis la rupture totale des fils primaires (l'instant à la fin de la phase 2) (Fig. II.18). Par exemple, la figure II.19 montre l'état de la contrainte longitudinale des fils à $19 \mu s$ qui met en évidence la rupture prématurée des fils de trame primaires pour une valeur élevée de module d'Young. Nous constatons que seule la contrainte maximale des fils primaires dans le cas de référence ($E_{11} = 84,62$ GPa) atteint sa valeur critique, alors que les fils primaires sont déjà rompus pour les valeurs module d'Young plus élevée ($E_{11} = 126,93$ et $169,24$ GPa). En effet, les fils sont plus fragiles avec des modules plus élevés, ceci explique la rupture prématurée physique des cas $E_{11} = 126,93$ et $169,24$ GPa.

Dans la deuxième phase, après la rupture prématurée des fils primaires, le tissu est totalement perforé à l'instant $17, 20, 24$ et $38 \mu s$ correspondant à $E_{11} = 169,24, 126,93, 84,62, 42,31$ GPa respectivement (Fig. II.18). On peut noter que, avec un module de Young faible ($E_{11} = 42,31$ GPa), il n'y a pas de signal de rupture des fils primaires, alors que, pour toutes les valeurs du module d'élasticité, le tissu est totalement perforé. La figure II.20 montre les isovaleurs des déformations pour les 4 valeurs de E_{11} des tissus à $30 \mu s$.

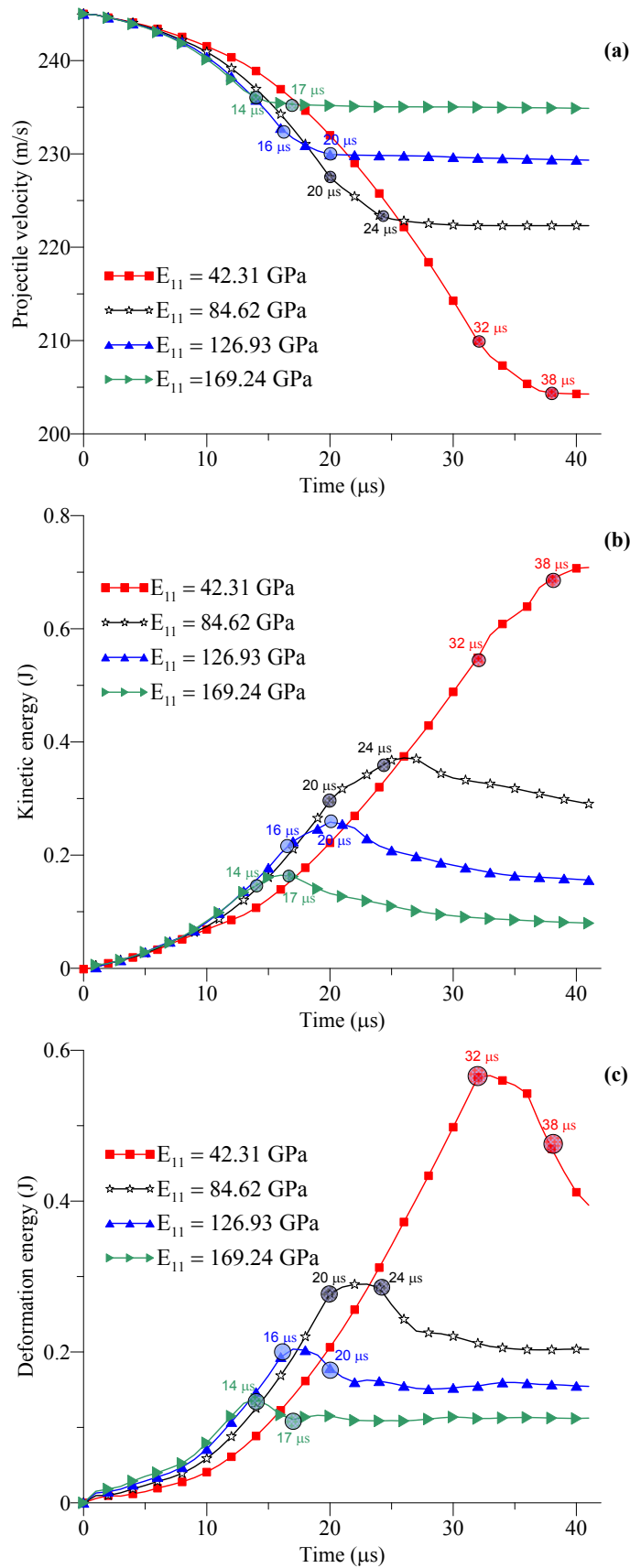


Figure II.18 – Évolution de : (a) Vitesse de projectile, (b) Énergie cinétique, (c) Énergie de déformation du tissu; pour les différentes valeurs du module d'élasticité du fil dans le cas de l'impact perforant.

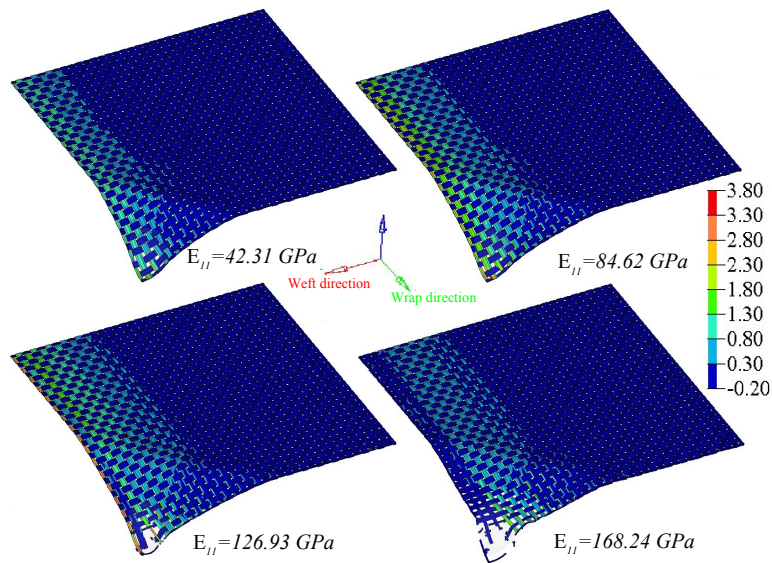


Figure II.19 – Distribution de contrainte de la direction du fil de chaîne du tissu (\times GPa) à $19 \mu\text{s}$ avec les différents modules d'élasticité dans le cas de l'impact perforant ($v_i = 245 \text{ m/s}$).

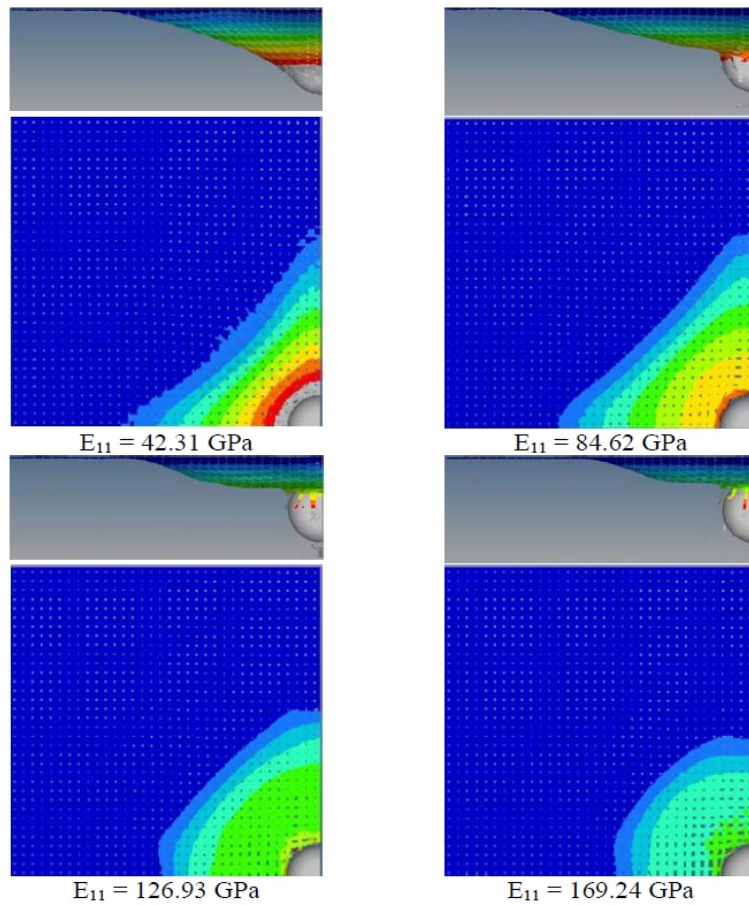


Figure II.20 – Vue de côté et de dessus de la déformation du tissu pour les différents modules d'élasticité du fil dans le cas de l'impact perforant ($v_i = 245 \text{ m/s}$) à $30 \mu\text{s}$.

Ainsi, avec une valeur plus faible de la rigidité du fil, la rupture complète du tissu est retardée. Le tissu peut absorber donc plus une certaine quantité d'énergie cinétique du projectile avant sa rupture totale. Par conséquent, la vitesse résiduelle du projectile est inférieure pour une valeur plus petite de la rigidité du fil (Fig. II.18).

En résumé, une valeur plus élevée de module d'Young du fil permet d'améliorer la performance balistique du tissu dans la première phase. Toutefois, cette amélioration n'est pas considérable. D'autre part, un tissu plus rigide conduit à ce que la contrainte du fil augmente significativement. Par conséquent, la valeur très élevée de la rigidité élastique est capable de provoquer une rupture prématurée des fils primaires. Il peut causer la rupture du tissu, même avec une vitesse d'impact faible. Pour éviter cette rupture prématurée, un matériau à module élevé a également besoin d'une haute résistance. La haute résistance peut retarder la rupture prématurée du fil primaire. Par conséquent, elle améliore la performance du tissu.

II.4.3 Effet du critère de rupture du fil

Il est bien connu que le choix d'un critère de rupture constitue un élément important au niveau de la modélisation numérique d'un tissu soumis à un impact balistique. Souvent la valeur de la déformation à la rupture de la fibre ε_R est considérée comme un critère de rupture du fil dans la modélisation mésoscopique. Dans cette partie, nous nous intéressons à vérifier l'influence de la variabilité de la valeur de critère sur les réponses balistiques. Afin d'y parvenir, nous utilisons 4 valeurs de la déformation à la rupture : $\varepsilon_{R1} = 2.29\%$, $\varepsilon_{R2} = 4.58\%$, $\varepsilon_{R3} = 6.87\%$, $\varepsilon_{R4} = 9.16\%$.

Les figures II.21 et II.22 illustrent les évolutions de la vitesse du projectile et les cinétiques, les énergies de déformation en deux cas d'impact de perforation et non-perforation lorsque le critère de rupture du fil varie entre $\varepsilon_R = 2.29\%$ et $\varepsilon_R = 9.16\%$ tandis que d'autres caractéristiques mécaniques des fils sont supposés fixes.

Dans le cas de l'impact avec perforation, on note que les courbes sont identiques jusqu'à la rupture prématurée des fils primaires (à l'instant de 11 μs pour le cas où $\varepsilon_R = 2.29\%$; 20; 33 et 44 μs correspondant à $\varepsilon_R = 4.58$; 6.87 et 9.16% respectivement - Fig.II.21a). De même, on peut observer que la vitesse résiduelle du projectile diminue avec l'augmentation du critère de rupture du fil (fig. II.22a).

De même, dans le cas de l'impact avec une faible vitesse ($v_i = 60$ m/s), les résultats montrent que le tissu est perforé même avec cette faible vitesse à 120 μs correspondant le critère de rupture le plus faible ($\varepsilon = 2.29\%$) (Fig. II.22). Tandis que le tissu de la valeur plus élevée du critère de rupture est intacte à cette vitesse d'impact (Fig. II.22).

En effet, avec une résistance du fil plus élevée, le temps d'initiation de rupture des fils primaires est retardé, ainsi, le tissu est capable d'absorber une plus grande quantité d'énergie cinétique du projectile avant d'être perforé.

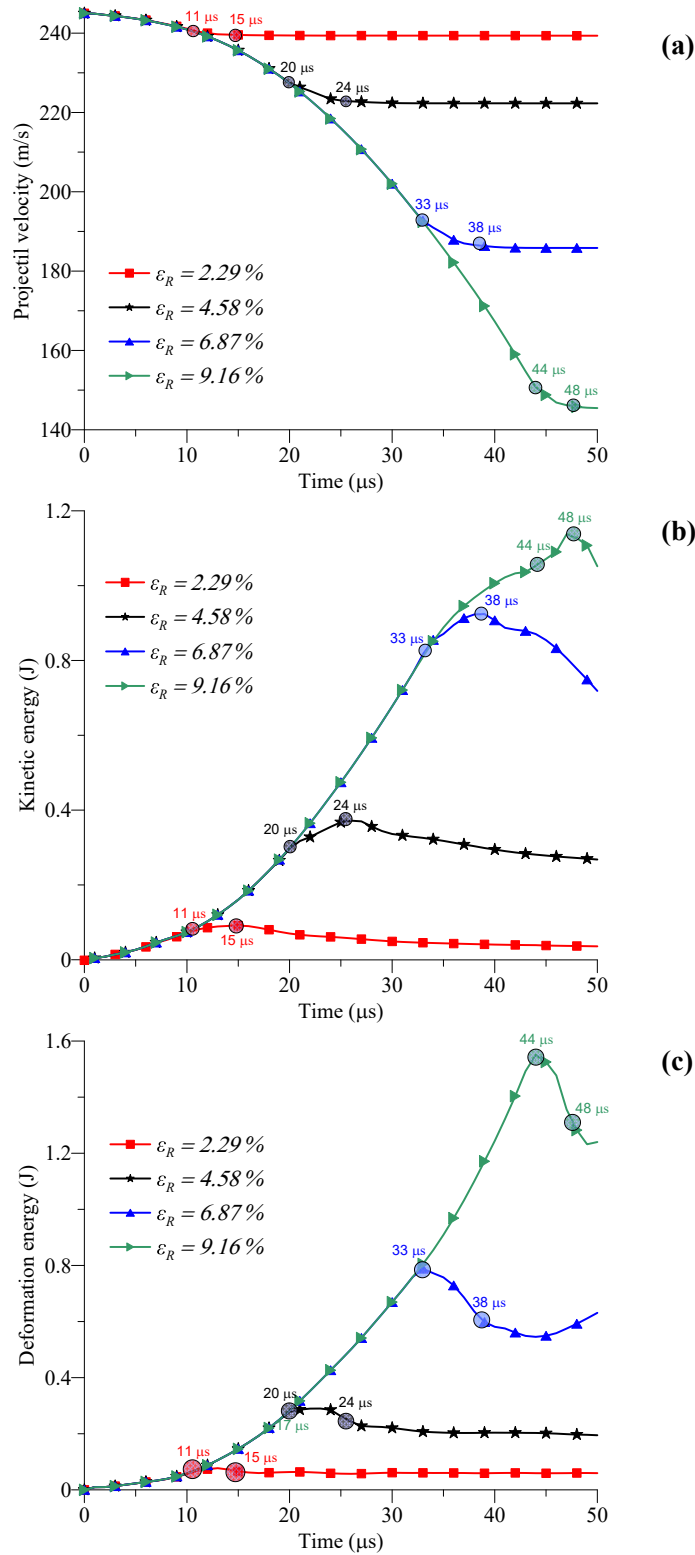


Figure II.21 – Évolution de : (a) Vitesse du projectile, (b) Énergie cinétique, (c) Énergie de déformation du tissu ; pour les différents critères de rupture du fil dans le cas de l'impact perforant.

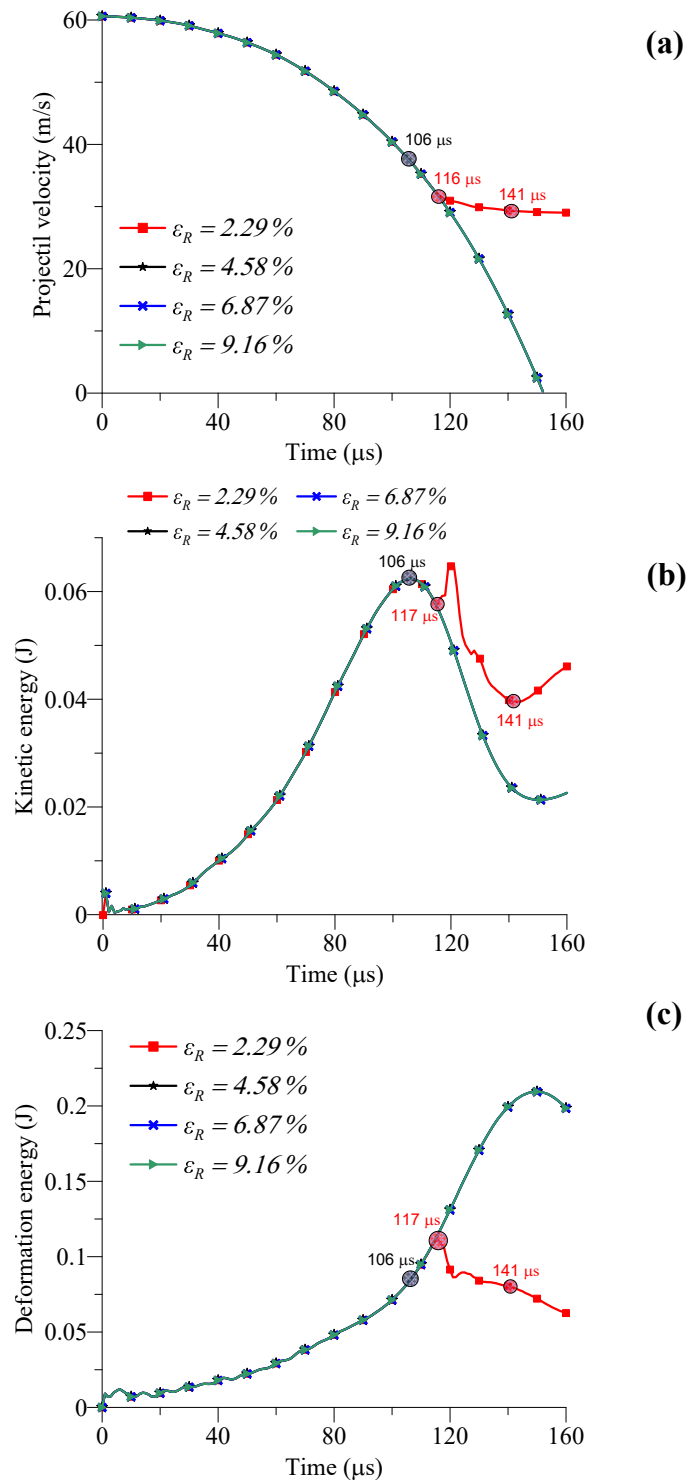


Figure II.22 – Évolution de : (a) Vitesse de projectile, (b) Énergie cinétique, (c) Énergie de déformation du tissu ; pour les différents critères de rupture du fil dans le cas d'impact non-perforant ($v_i = 60.6 \text{ m/s}$) .

Chapitre III

Comportement balistique d'un tissu 3D : Effets de la localisation de l'impact

Résumé

Une étude numérique a porté sur les effets de localisation locale et globale de l'impact sur le comportement balistique du tissu 3D interlock. Cette démarche s'inscrit dans un souci de prendre en compte les incertitudes expérimentales rencontrées lors des essais balistiques. Dans notre cas, deux impacts au centre du tissu et au centre d'un quart du tissu ont été modélisés pour étudier la localisation globale de l'impact. Ainsi que deux types de localisation locale du point d'impact concernant la position relative des fils de trame et des fils de chaîne ont été utilisés dans cette étude. Cette étude a montré que :

- les fils de chaîne jouent un rôle important pour la tenue balistique d'un tissu 3D. En effet, si un fil de chaîne est en contact direct avec le projectile, on assiste à sa rupture par cisaillement, ce qui affecte les propriétés balistiques du tissu. Au contraire, si le fil de chaîne se trouve dans la face arrière du point d'impact, sa résistance en traction favorise la performance balistique du tissu.
- Concernant l'effet de localisation globale, la performance balistique dans le cas de l'impact du centre de quart du tissu est affectée par les effets de bord, conduisant à une faible pyramide de déformation et des glissements importants des fils. Au contraire, l'impact central est accompagné par une large pyramide de déformation et présente de fait une configuration bénéfique pour la résistance balistique d'un tissu 3D. Globalement, les résultats numériques obtenus ont été validés par des données expérimentales.

Sommaire

III.1 Introduction	81
III.2 Modélisation mésoscopique d'un tissu 3D	82
III.3 Effet de la localisation locale de l'impact	83
III.4 Effet de la localisation globale de l'impact	88
III.5 Validation de l'influence de localisation globale de l'im- pact	92
III.5.1 Essai balistique sur le tissu 3D	92
III.5.2 Résultats et discussions	93

III.1 Introduction

Dans cette partie, nous nous intéressons à l'évaluation de la performance balistique d'un tissu 3D d'interlock angle-dans-l'épaisseur-de-4-couches (désignation par Interlock A-T 7-4-4) illustré par la figure III.1a . La section transversale de ce tissu est illustrée schématiquement par la figure III.1b montrant l'évolution de chaque fil dans la structure. Les fils de trame sont parallèles et apportent la résistance dans la direction transversale. Les fils de chaîne quant à eux sont des fils de liaison, qui traversent dans l'épaisseur du tissu et consolident les fils de trame. La figure III.1c présente les détails du tissu 3D utilisé dans cette étude.

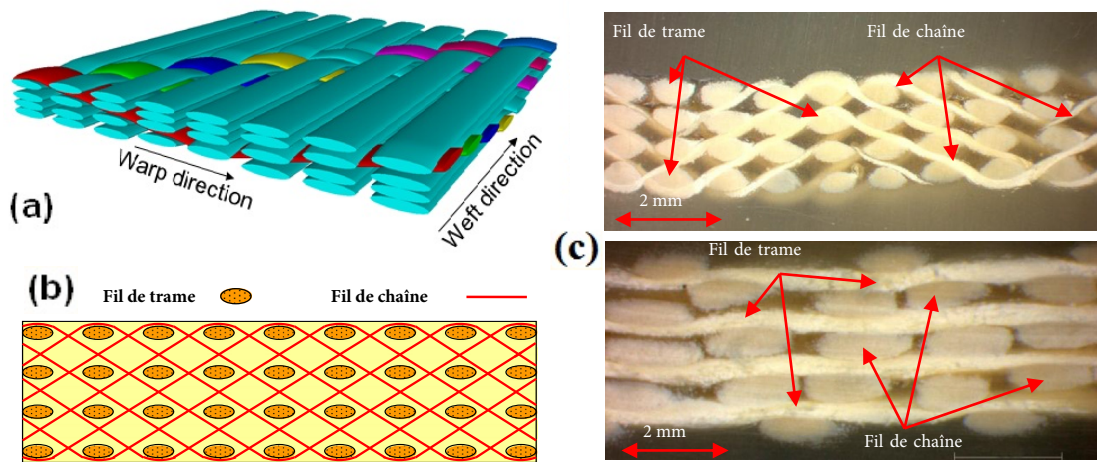


Figure III.1 – Tissu 3D Interlock A-T de quatre couches : (a) Architecture du tissu ; (b) Section transversale ; (c) Photos mésoscopiques des sections du tissu [Ha-Minh, 2011]

L'objectif de cette partie de notre travail est de mieux cerner l'influence de la localisation de la zone d'impact du projectile sur le comportement balistique d'un tissu 3D à 4 couches.

Il s'agit de considérer deux niveaux de localisation :

- (i) Une localisation locale d'impact (LLI) quand le projectile est réglé pour impacter au centre du tissu, il n'est pas sûr que ceci se déroule avec une grande précision. En effet, localement nous pouvons prévoir deux scénarios où le projectile est centré plutôt : sur un fil de trame et sur un fil de chaîne.
- (ii) Une localisation globale d'impact qui consiste à analyser le comportement balistique pour deux points d'impacts différents. Dans notre cas, nous avons considéré un impact centré au milieu du tissu (fig. III.7a) et un impact situé dans une zone centrée sur un quart du tissu (fig. III.7b)

L'étude de la localisation contribue à prendre en considération les imprécisions du point d'impact réel lors de la phase d'expérimentation.

Il s'agit ici de conduire une étude numérique en vue de mieux cerner la variabilité de la performance balistique en prenant en compte la zone précise du contact projectile/tissu.

III.2 Modélisation mésoscopique d'un tissu 3D

Dans notre étude, nous avons réalisé une modélisation numérique à l'échelle mésoscopique d'un tissu 3D (à l'échelle du fil). Une modélisation géométrique simplifiée considère que tous les fils de trame sont disposés dans des directions qui sont supposées droites et parallèles pour les 4 couches d'un tissu ayant une taille de 24x26 cm.

Le maillage des fils est réalisé dans les mêmes conditions citées au Chapitre II. À savoir, la figure III.2a montre une vue globale du tissu avec le maillage. Au vu de la symétrie, un quart du tissu est considéré (figure III.2b).

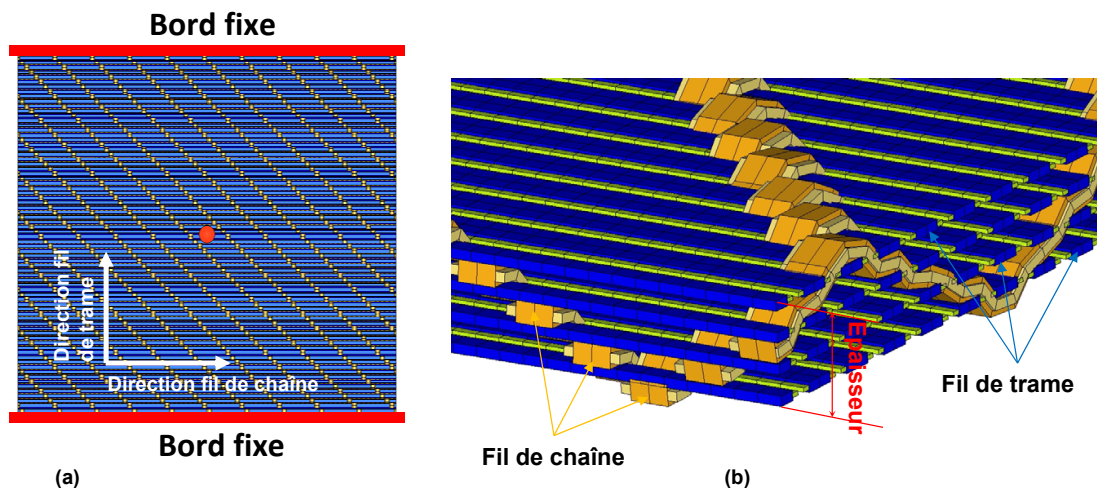


Figure III.2 – Configuration du modèle numérique complet du tissu 3D soumis à un impact balistique : (a) Vue globale ; e (b) Détails de maillage.

Pour décrire le tissu à l'échelle mésoscopique, nous considérons l'étude au niveau du fil avec une section elliptique en utilisant des éléments coques 3D (les détails ont été fournis au Chapitre II). En raison de l'opération de tissage, les fils sont positionnés pour atteindre l'état stable dans un tissu réel. Les fils de trame sont disposés en colonne régulières tandis que les fils de chaîne sont situés dans la direction de l'épaisseur pour combler les vides comme illustré par la Fig. III.1. Pour simplifier la modélisation, les fils de trame sont supposés droites et parallèle au plan de modèle de tissu (Fig. III.1a et b), tandis que les fils de chaîne sont placés dans un plan perpendiculaire à la surface du tissu.

En ce qui concerne les conditions de calculs, les deux bords opposés qui sont perpendiculaires aux directions des fils de trames du tissu sont fixées, tandis que les deux autres bords sont libres. La fixation est supposée idéale et le projectile est infiniment rigide. Le coefficient de frottement est considérée étant égal à 0,25 pour

le contact entre les fils, et 0,2 entre les fils et le projectile. En se basant sur les travaux expérimentaux de Cuong HM [Ha-Minh et al., 2013], les propriétés mécaniques dynamiques du fil sont introduites dans le modèle (le tableau III.1). La densité des fils est égale à celle des fibres (1440 kg/m^3) pour assurer la vitesse de l'onde longitudinale dans les fibres.

Module d'Young longitudinal E_{11} (GPa)	Déformation à la rupture (%)	Module d'Young transversal E_{22} (GPa)	Module de cisaillement (GPa)			Coefficient de Poisson
			G_{12}	E_{23}	E_{31}	
225	0.2	1.34	24.4	0.001	0.001	0.6

Tableau III.1 – Propriétés mécaniques du fil Twaron 3360 dtex [Ha-Minh et al., 2013].

III.3 Effet de la localisation locale de l'impact

Dans cette partie, on s'intéresse à l'effet de la localisation locale de l'impact (LLI) sur la performance balistique d'un tissu. Il s'agit de distinguer différentes configurations du point d'impact au centre d'un tissu 3D en distinguant la zone exacte du contact projectile/tissu. Deux configurations du point d'impact concernant à sa position relative aux fils de trame et aux fils de chaîne sont considérées (Fig. III.3). Dans le premier cas, le projectile impacte un point où le fil de chaîne se trouve sur la face avant du tissu (Fig. III.3a). Le deuxième emplacement se trouve à un point où un fil de chaîne est sur la face arrière du tissu (Fig. III.3b). Par conséquent, l'impact se produit d'abord par le contact entre le projectile avec ce fil de chaîne et aussi deux fils de chaîne à côté comme montré dans la figure III.3.

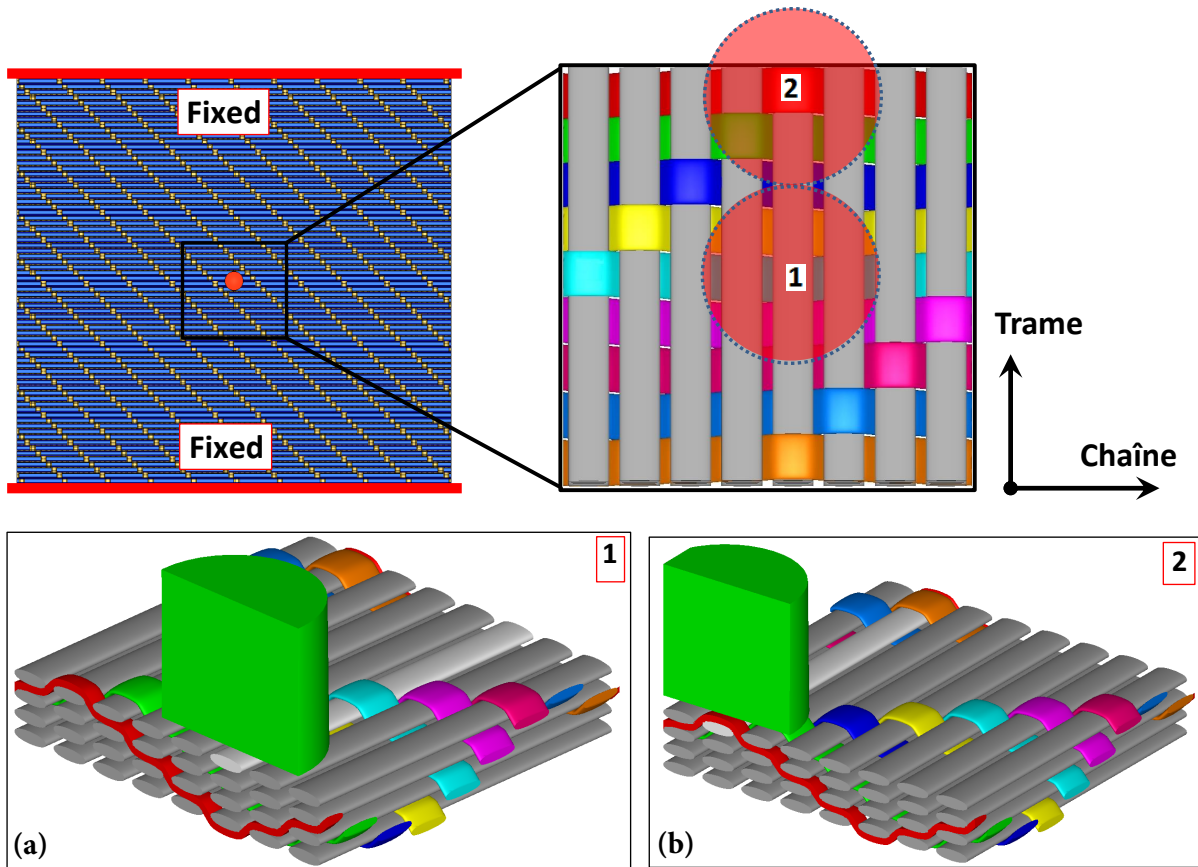


Figure III.3 – Effets de localisation locale d'impact : (a) Emplacement d'impact No 1; (b) Emplacement d'impact No 2.

Un modèle du tissu de 12x13 cm est utilisé pour cette étude pour réduire le temps de calcul. L'impact à deux positions concernant à la position relative aux fils de chaîne et fils de trame lieux au centre du tissu est étudié (Fig. III.3). Dans le premier cas, le point central (l'emplacement de l'impact) du tissu se trouve à un point où les fils de trame se trouve sur la face arrière du tissu tandis que le fil de chaîne se trouve sur la face avant du tissu. Par contre, dans le deuxième cas, le point central est le point sur la face avant du tissu ou se trouve un fil de chaîne (Fig. III.3). La différence entre les points centraux des trois cas d'impact devrait donner les mécanismes différents de rupture du tissu et, par conséquent, les performances balistiques différentes.

Figure. III.4 compare les évolutions de la vitesse du projectile dans deux cas de la position d'impact. A la même vitesse d'impact de 306 m/s, le tissu dans le premier cas n'est pas perforé. Par contre, la perforation est survenue à 140 μ s dans le deuxième cas, et la vitesse résiduelle du projectile est de 140 m/s.

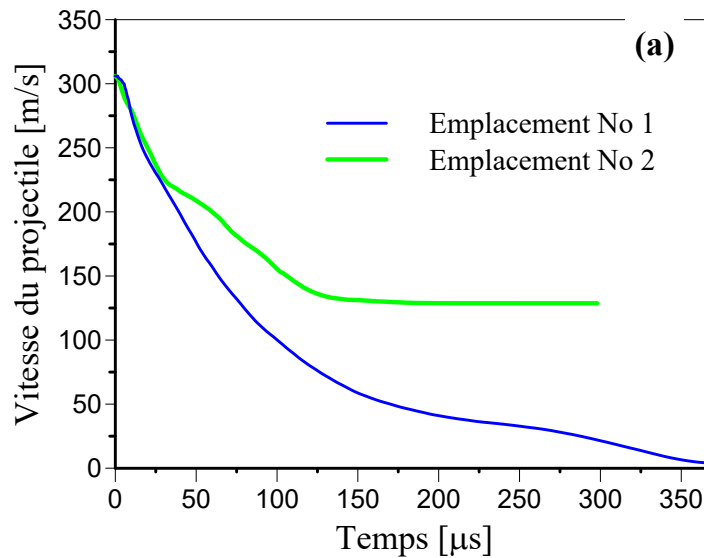


Figure III.4 – Vitesse du projectile : Comparaison entre 2 cas d'impact étudiés.

La force d'impact est évaluée dans les deux cas afin de mieux cerner la performance balistique. On note que la force maximale est égale à 12.01 KN dans le cas No 1 et est égale à 8.3 KN dans le cas No 2 (Fig. III.5).

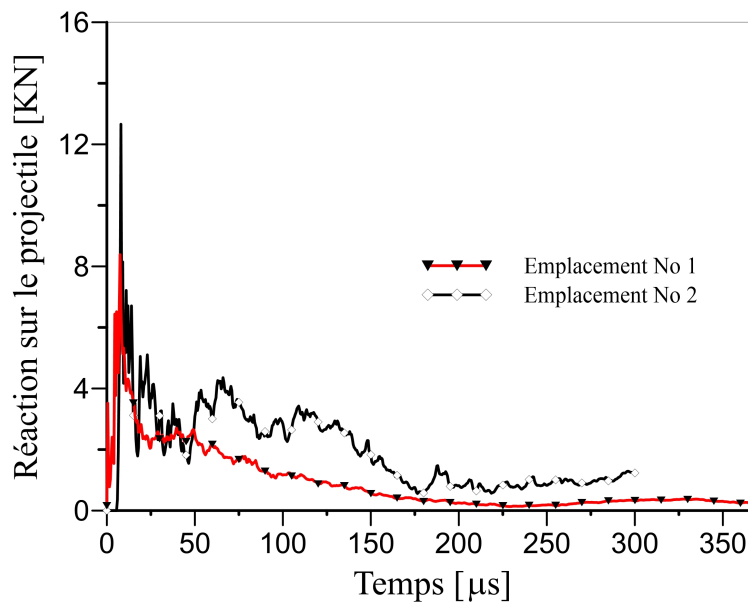


Figure III.5 – Comparaison entre 2 cas d'impact étudiés : Évolution de la force imposée sur le projectile.

Figure III.6 montre la configuration déformée du tissu dans les deux cas de localisation locale du point central du tissu à différents états. Dans le cas d'impact sur l'emplacement No 2, le projectile impacte directement sur trois fils primaires de chaîne au point d'impact qui se trouve sur la face du tissu (Fig. III.3). Ces fils sont prématurément coupés par le projectile. On note facilement dans la figure III.3 qu'il y a deux sur trois fils de chaîne primaires sont rompus à 30 μ s, et ils sont rompus complètement à 60 μ s. Après cette rupture, les fils de trame primaires à la

zone d'impact (en trois colonnes sous le projectile) ne peut être tenu par ces fils de chaîne primaires. Par conséquent, ces trois colonnes de fils primaires de trame sont séparés par l'ouverture d'une fenêtre dans la zone d'impact à $60 \mu\text{s}$ (Fig. III.6). Due à l'ouverture de la fenêtre, une seule colonne de 4 fils de trame contribue à arrêter le projectile à partir de $60 \mu\text{s}$. Ce qui conduit à ces fils étant tirés rapidement hors du tissu et le tissu est perforé à $140 \mu\text{s}$ (Fig. III.6). L'image agrandie du bord libre du tissu à $140 \mu\text{s}$ montre que seule la colonne du fil de trame au centre du tissu est retirée forcément une distance de 30 mm. Sans dis que, les colonnes voisines sont retirées moins que celle au centre et le nombre des colonnes voisines impliquées est peu dans une largeur de 70 mm.

D'autre part, en considérant le deuxième emplacement, le projectile impacte d'abord les trois colonnes de fils de trame primaires, tandis que les fils de chaîne primaires sont en dessous de ces fils de trame. Lors de l'impact, une partie des fils de trame primaires près de la surface du tissu est rompue par le cisaillement dû au projectile, alors que les fils primaires de trame et ceux de chaîne sont intacts après le choc. À $30 \mu\text{s}$ et $60 \mu\text{s}$, les trois fils primaires de chaîne sont intacts, et il reste encore deux fils jusqu'à la fin de l'impact à $300 \mu\text{s}$ (Fig. III.4). Ces fils primaires de chaîne de liaison qui jouent un rôle crucial à tenir les fils primaires de trame ensemble d'arrêter le projectile. Ce qui assure la résistance du tissu. En fait, on trouve que tout au long du processus, les colonnes de fil primaires de trame ne sont pas séparées comme dans le cas de l'emplacement No 1 (Fig. III.4).

L'image agrandie du bord libre du tissu montre l'état d'arrachement des fils primaires de trame. Il est à noter que la colonne des fils de trame centrale est retirée 75 mm vers point d'impact par rapport 90 mm dans le cas l'emplacement d'impact No 2. Comme les fils primaires de chaîne gardent les fils de trame ensemble, plus de fils de trame une largeur de 93mm au centre du tissu sont impliqués par rapport 75mm dans le cas l'emplacement d'impact No 2. L'état d'arrachement est plus régulière que le premier cas de l'emplacement.

En conclusion, l'emplacement du point d'impact affecte de manière significative la performance du tissu. L'emplacement de l'impact décide le mécanisme de rupture de trame et des fils de chaîne primaire. En effet, alors que les fils de trame sont laissés libres, les fils de chaîne sont serrés et que ces fils de chaîne ont un rôle important dans le maintien des colonnes de fils de trame en même temps et en évitant l'ouverture de fenêtre dans le tissu. Ainsi, afin d'améliorer la performance des tissus, fils de chaîne peuvent être renforcés dans les zones d'impact.

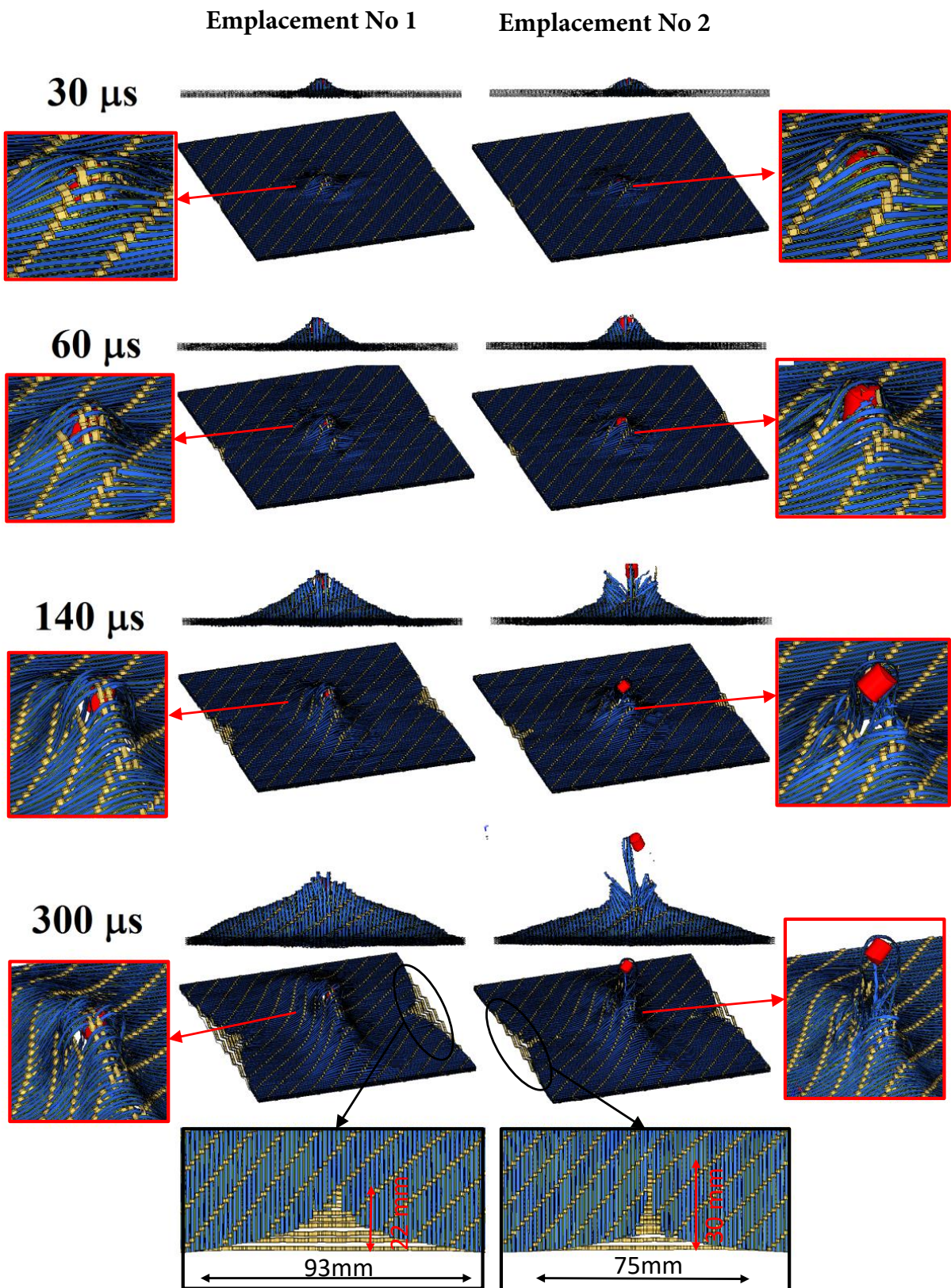


Figure III.6 – Comportement balistique d'un tissu 3D sous deux différents emplacements d'impact.

III.4 Effet de la localisation globale de l'impact

Dans cette partie, nous nous intéressons à l'effet de la localisation globale de l'impact (GLI) sur la performance balistique du tissu 3D. Deux positions d'impact au centre du tissu et au centre de quart du tissu, sont considérées comme illustré par la Fig. III.7.

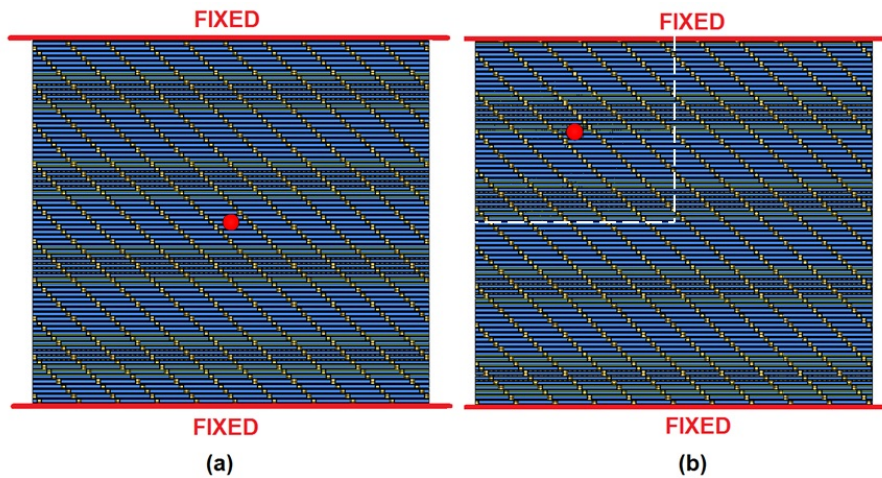


Figure III.7 – Localisation globale de l'impact : (a) au centre du tissu (CT); (b) au centre d'un quart du tissu (CQT)

La figure III.8 montre les évolutions de la vitesse du projectile pour les 2 configurations. Le tissu qui est impacté au centre est plus résistant que celui qui est impacté au centre d'un quart. Dans le cas d'impact sur l'emplacement No 1, la vitesse résiduelle du projectile dans le cas de l'impact au centre de quart du tissu est de 80 m/s de moins d'environ 50 à 60 m/s que celui dans le cas de l'impact au centre du tissu. Tans dis que, dans le cas d'impact sur l'emplacement No 2, le tissu impacté au centre n'est pas encore perforé à 370 μ s mais on note le perforage du tissu impacté du centre du quart à 200 μ s, la vitesse résiduelle est d'environ 70 m/s.

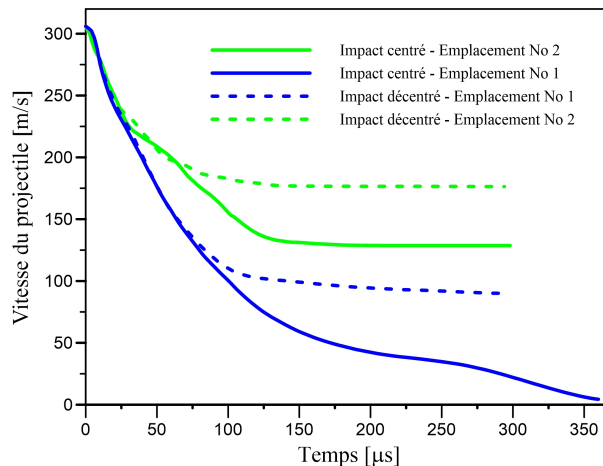


Figure III.8 – Évolution de la vitesse du projectile : effets de la localisation globale.

La figure III.9 montre la déformation et la rupture du tissu sous deux impacts centré et décentré à l'emplacement No 1. On note que la taille de la pyramide de déformation dans les deux cas sont près que le même à 70 μ s. En plus, l'évolution de la vitesse du projectile de deux positions locales d'impact au centre du tissu sont identiques (Fig. III.8). Ce fait peut être expliqué par le développement local de la pyramide dans les 70 premières μ s. Spécifiquement, l'extension de la pyramide de déformation est le résultat du mécanisme de propagation de deux ondes transversales (dans les directions des fils de trame et de chaîne) dans la surface du tissu. Il est important de noter que l'onde transversale dans le sens des fils de chaîne atteint le bord fixe du tissu après 70 μ s dans le cas d'impact au centre d'un quart du tissu.

En effet, dans le cas de l'impact au centre d'un quart du tissu, comme le point d'impact est très proche du bord libre de tissu, les fils de trame sont donc rapidement et facilement arrachés à côté du bord libre du tissu. L'image agrandie le bord libre du tissu (fig. III.9) montre que les fils de trame sous le projectile sont retirés forcément à ce côté par rapport au cas d'impact centré. Par conséquent, on note que le projectile commence à tourner dans ce cas à partir de la figure III.9 à 70 μ s.

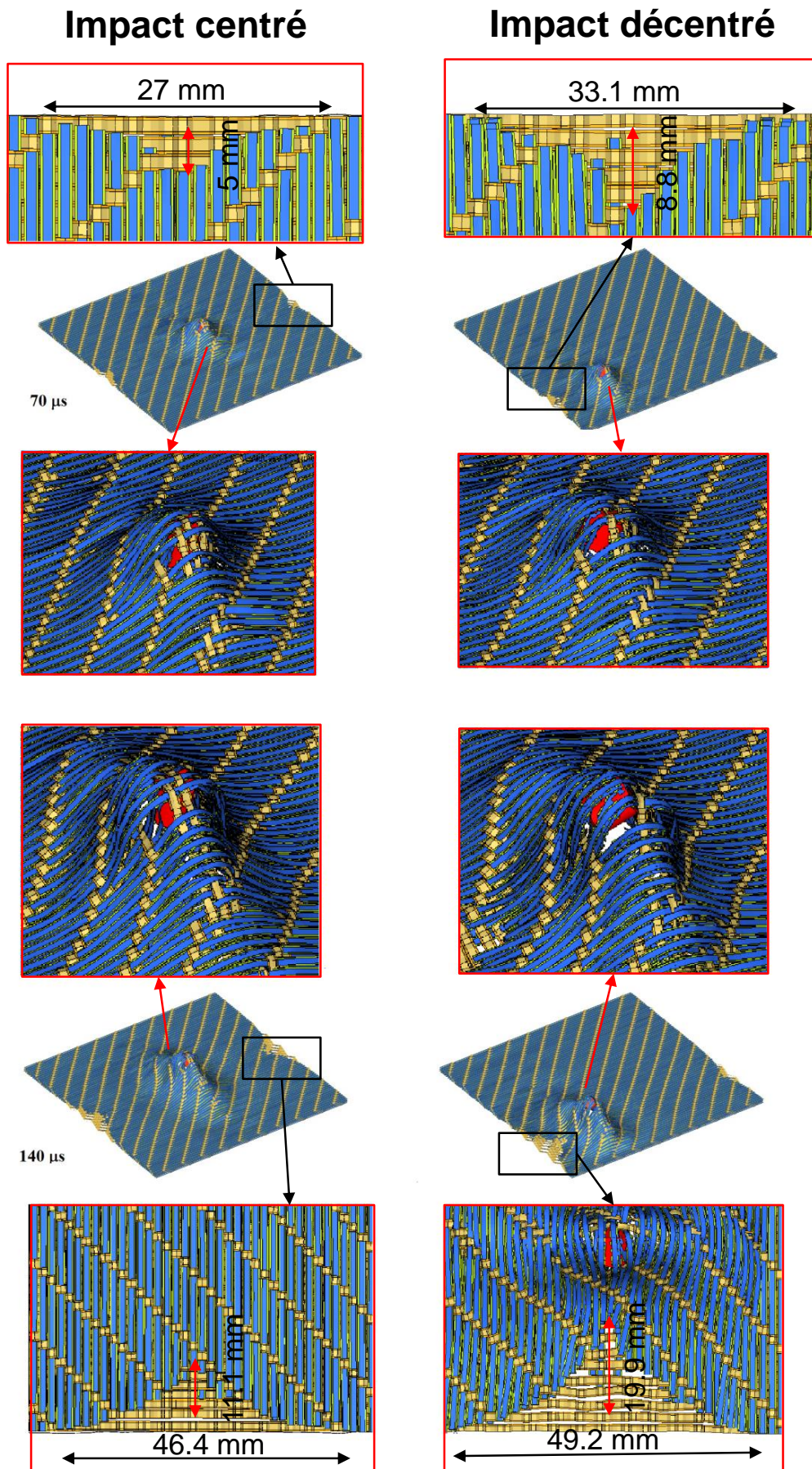


Figure III.9 – Déformation et endommagement du tissu dans deux cas de la localisation globale d'impact.

En suite, lorsque l'onde transversale dans le sens de la chaîne atteint le côté fixe du tissu (après $70 \mu\text{s}$), la pyramide de déformation n'est pas étendue dans cette direction. Par conséquent, les fils de chaîne primaires (sous le projectile) sont rapidement tendus et rompus. On note la rupture des fils de chaîne primaires du tissu impacté au centre du quart à $70 \mu\text{s}$ dans la figure III.9. Tans dis que les 3 fils de chaîne primaires du tissu impacté au centre sont intactes jusqu'à $300 \mu\text{s}$.

Dans le cas d'impact décentré, l'énergie cinétique du projectile est transférée principalement au tissu en tirant les fils de trame après la rupture des fils de chaîne primaires. Par conséquent, on note que les fils de trame primaire sont presque arrachés totalement du tissu du côté plus proche du bord libre, les fils de chaîne primaires sont complètement rompus à $300 \mu\text{s}$ et le mouvement du projectile combine entre déplacer et tourner.

Tans dis que, dans le cas d'impact centré, le glissement des fils de chaîne est régulière aux deux côtés libres du tissu, les fils de chaîne primaire sont intactes et le projectile déplace translationnelle à $300 \mu\text{s}$ (Fig. III.9).

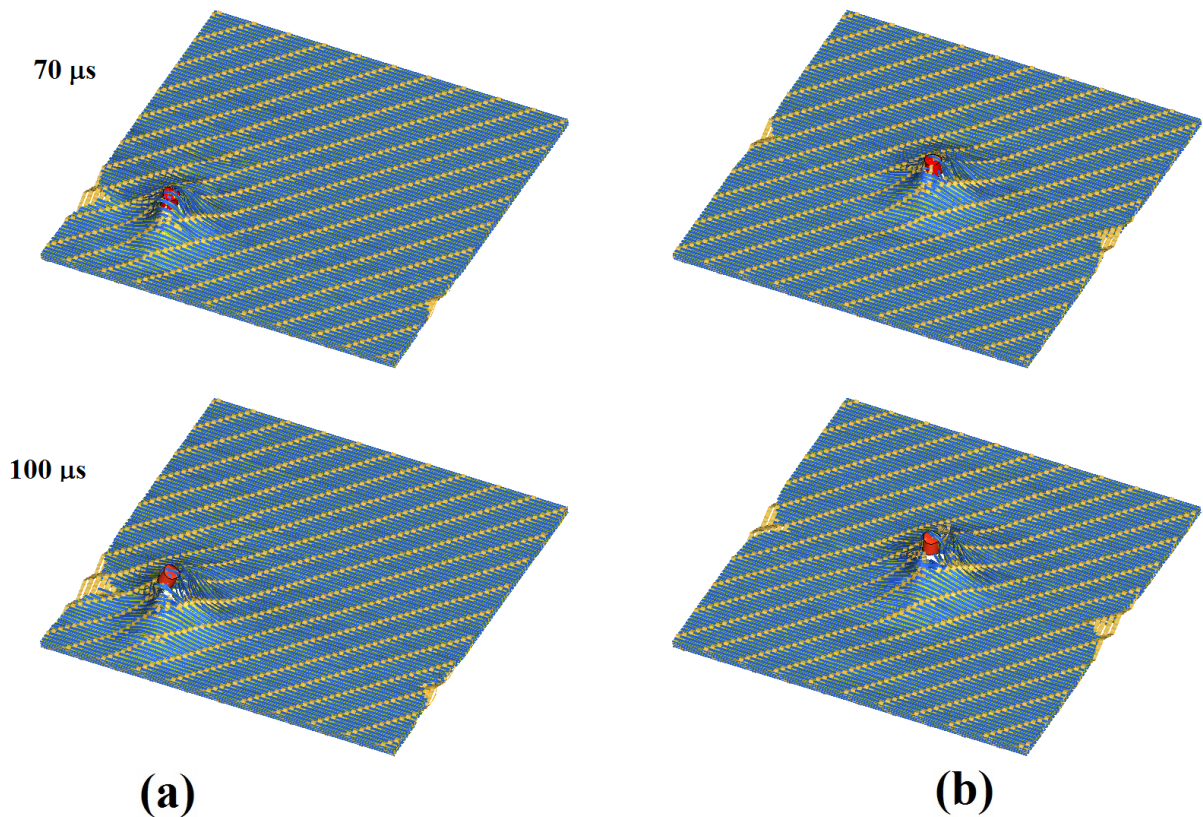


Figure III.10 – Configuration d'un tissu impacté à l'emplacement No 2 correspondant à $70 \mu\text{s}$ et $100 \mu\text{s}$: (a) impact centré; (b) impact décentré.

La figure III.10 illustre la déformation du tissu impacté à l'emplacement No 2 avec deux cas de localisation globale de l'impact centré et décentré. On note le mécanisme de la rupture du tissu sous un impact décentré comme le glissement des fils de trame primaires du côté plus proche du bord libre, la rupture des fils de chaîne

primaire ou la rotation du projectile comme le cas du tissu impacté à l'emplacement No 1.

La localisation globale de l'impact a un effet significatif sur le comportement de la structure d'impact. Dans le cas de l'impact au centre du quart du tissu, comme le point d'impact est à proximité des bords de l'impact, l'extension de la pyramide de déformation est limitée dans la direction de chaîne et les fils de trame sont facilement retirés dans sa direction. Par conséquent, la performance balistique du tissu dans le cas de l'impact au centre d'un quart du tissu est plus faible que celle dans le cas de l'impact au centre du tissu.

III.5 Validation de l'influence de localisation globale de l'impact

Afin de vérifier l'effet de localisation globale de l'impact sur la performance du tissu, deux tests balistiques sur un tissu sont effectués à une vitesse de 306 m/s avec deux positions d'impact différents : (1) au centre du tissu (CT) et (2) au centre d'un quart du tissu (CQT). Tout d'abord, l'impact CT a été réalisé dans au centre de l'échantillon de tissu. L'échantillon de tissu qui est utilisé pour le FC tir a été réutilisé pour le second test FQC, comme illustré par la figure III.14.

III.5.1 Essai balistique sur le tissu 3D

Le système expérimental pour effectuer des tests balistiques sur les tissus 3D d'interlock, qui a été détaillé dans les travaux de Ha-Minh et al. [Ha-Minh et al., 2016], est utilisé pour valider l'étude numérique. Un tissu 3D d'interlock de 24×26 cm, avec quatre couches (A-T 7-4-4), est impacté par un projectile rigide type FSP de la masse 1,11 g et de diamètre 5,45 mm à partir d'un canon à gaz (1 - Fig. III.11). Le tissu est fixé sur un cadre en acier (3 - Fig. III.11) sur les côtés supérieur et inférieur par une technique particulière en utilisant des barres cylindriques (fig. III.12). Ces barres ont été insérées dans un échantillon de tissu au cours du processus de tissage, et ils sont fortement serrés comme un fil de trame comme être représenté sur la Fig. III.11. Cette technique empêche le tissu de glisser hors du cadre en acier. La vitesse du projectile est déterminée par quatre écrans optiques (2 - Fig. III.11) qui sont disposés dans la trajectoire du projectile pour capturer les durées de passage du projectile. Les images au cours d'impact ont été enregistrées par un système de caméras à grande vitesse (3 - Fig. III.11) qui ont une résolution de 512×128 pixels et une vitesse de 24000 fps (images par seconde).

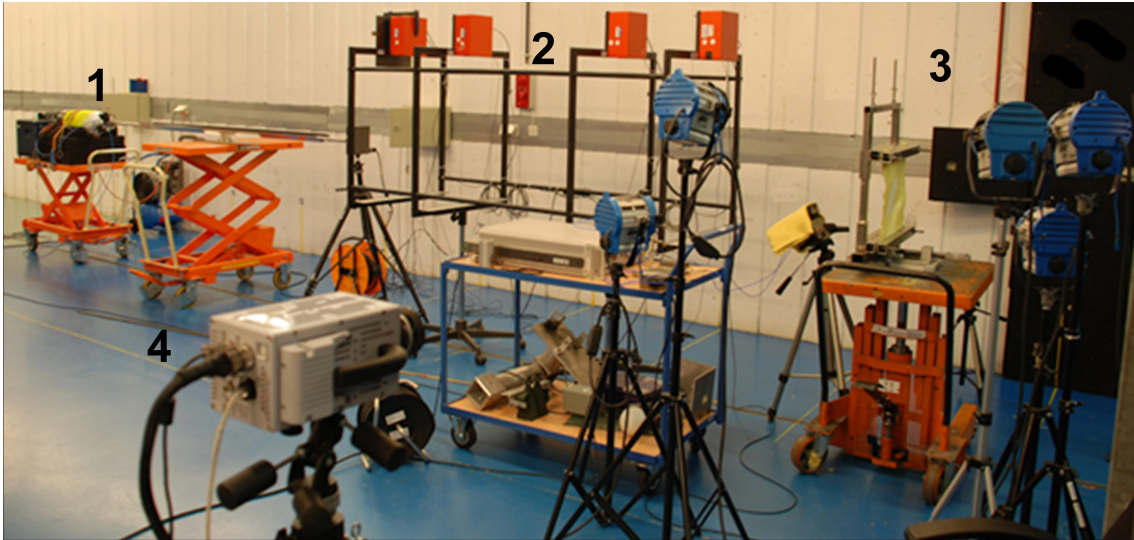


Figure III.11 – Système de tests balistiques - (École Royale Militaire, Bruxelles, Belgique)

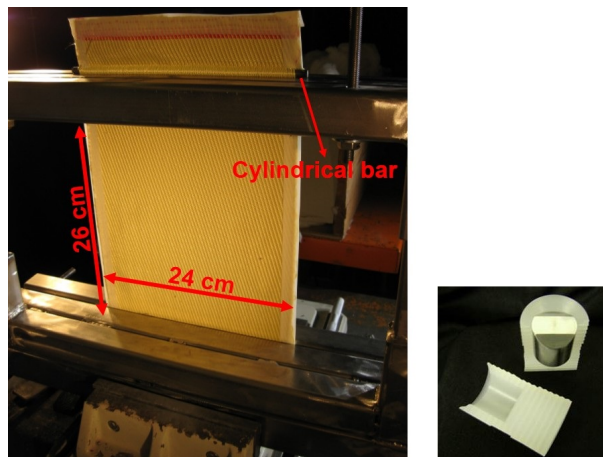


Figure III.12 – Technique spécifique de fixation du tissu 3D en utilisant des barres cylindriques et un projectile de FSP ($d = 5,48 \text{ mm}$) [Ha-Minh, 2011].

III.5.2 Résultats et discussions

Les figures III.13-III.18 illustrent la comparaison entre les deux modèles numériques d'impact à 306 m/s et les observations expérimentales dans deux cas de localisation de l'impact (au centre du tissu et du centre d'un quart de tissu). Les résultats montrent quantitativement la conformité en termes de la déformation du tissu. Dans le cas de l'impact CT au centre de tissu, le projectile ne peut pas encore pénétrer le tissu jusqu'à $220 \mu\text{s}$ à la fois expérimentale et modélisation. La formation de la pyramide de déformation est le mécanisme unique observé pendant la période de 0 à $220 \mu\text{s}$. En plus, la propagation de l'onde de déformation longitudinale et transversale dans les fils de chaîne (qui sont fixés) et le pulled-out des fils de trames lors de l'impact sont clairement observés dans les deux cas du test expérimentale et de la modélisation (Fig. III.14b). Dans le cas CQT d'impact au centre d'un quart du tissu, comme on le voit à la fois des résultats expérimentaux et de la modélisation,

le tissu n'a pas été perforé jusqu'à $120 \mu\text{s}$, tandis que la perforation totale peut être observée à $220 \mu\text{s}$ avec la rotation du projectile. Cette rotation est due à l'asymétrie du point d'impact, ce qui conduit aux fils de trame étant retiré plus facilement dans le côté proche du bord libre de tissu (Fig. III.13).

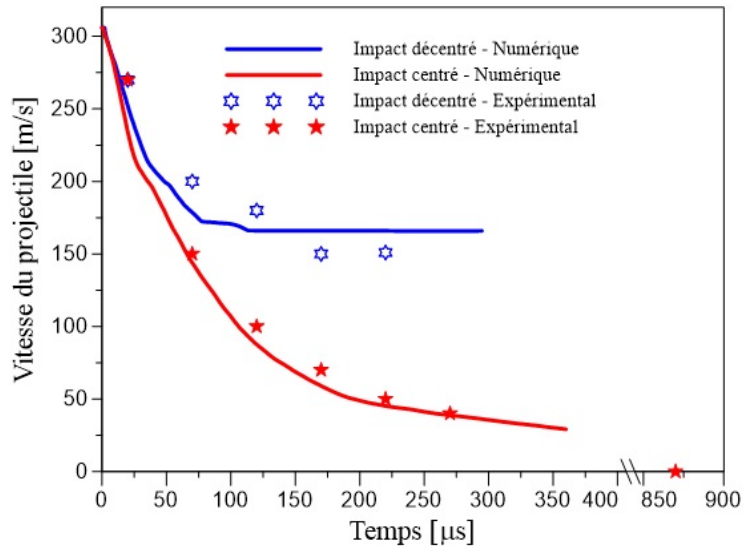


Figure III.13 – Comparaison de l'évolution de la vitesse du projectile entre l'expérience et la modélisation dans deux cas d'impact au centre du tissu et au centre d'un quart du tissu.

La figure III.14 montre les images du tissu après les deux impacts à une vitesse $V_i = 306 \text{ m/s}$. On note que l'impact est perforant dans le cas d'une localisation au centre du quart du tissu tandis que le cas d'impact localisé au centre du tissu le projectile est arrêté ($V_R = 0$). Figure III.14 montre le tissu après deux essais de l'impact (CT et CQT) à une vitesse de l'impact de 306 m/s . On peut noter à partir de la vue arrière (Fig. III.14c et e) que les fils de trame primaires qui sont sous les projectiles ont été arrachés (pulled-out) au point d'impact, alors que le pulled-out n'a pas été clair pour les fils de chaîne primaire. La raison est que le tissu est fixé en haut et en bas dans la direction des fils de chaîne, tandis qu'il est libre dans la direction des fils de trame. Dans le test FQC, le pulled-out des fils a eu lieu principalement sur le côté proche du bord libre (Fig. Fig. III.14e). En considérant de la vue avant au point d'impact du tissu endommagé (Fig. III.14b et d), les fils primaires (à la fois trame et de chaîne) dans la face avant du tissu sont coupés par les bords tranchants du projectile.

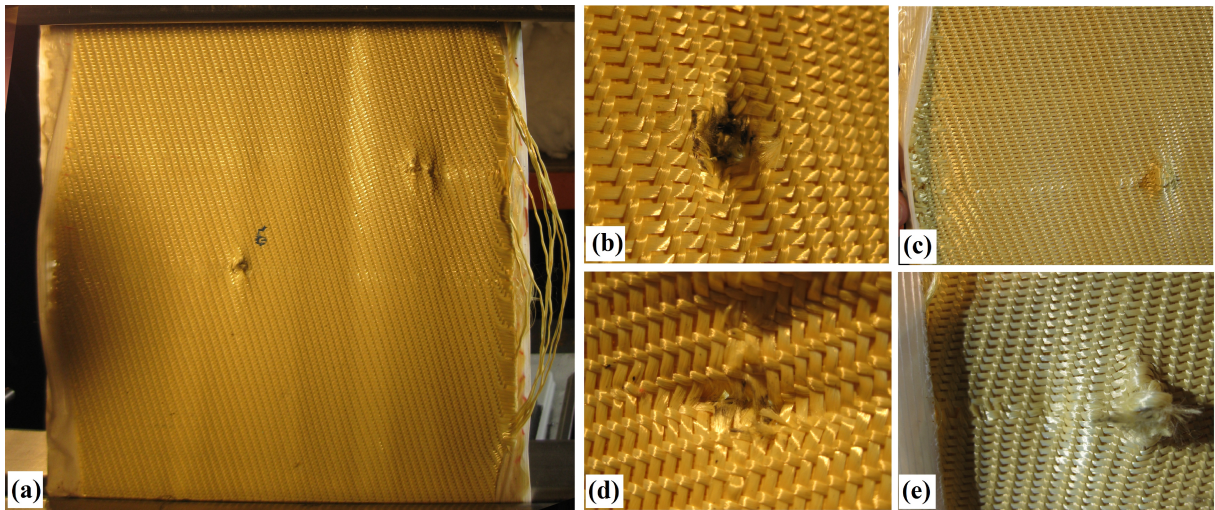


Figure III.14 – État du tissu après l'impact : (a) Détails des points d'impact : (b) CT test - face avant, (c) CT test - face arrière, (d) CQT test - face avant, (e) CT test - face arrière.

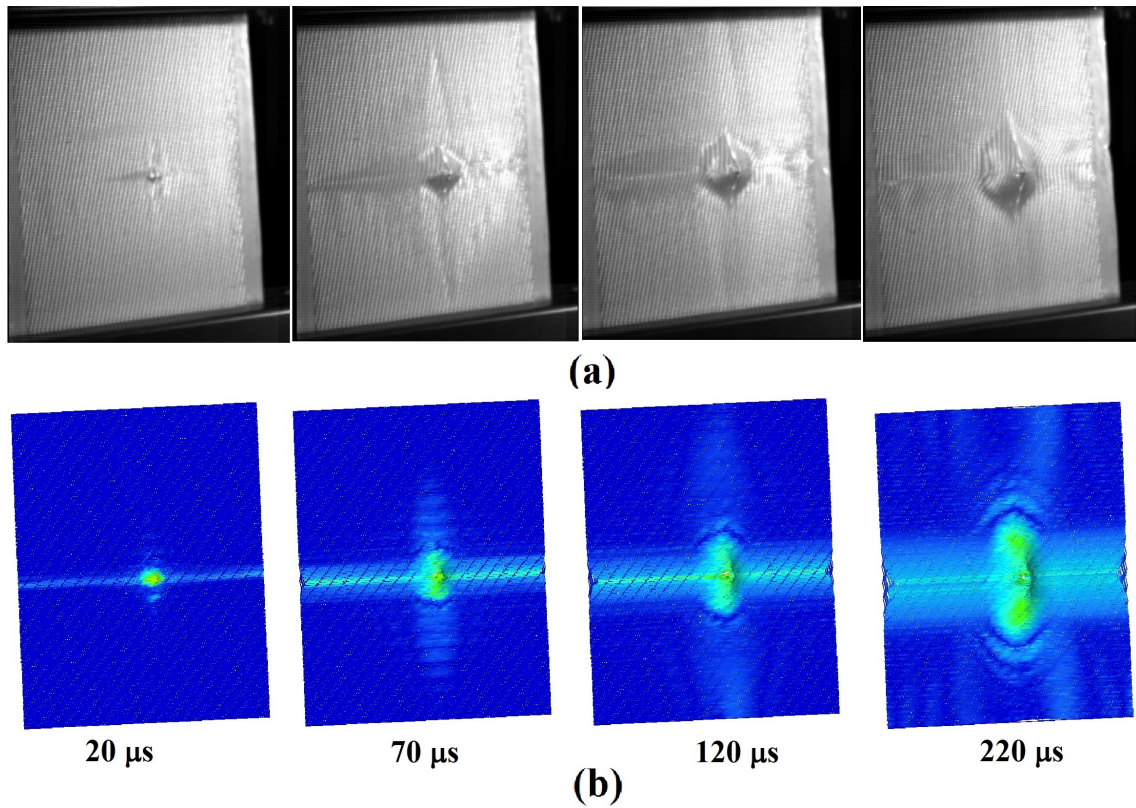


Figure III.15 – Comparaison des pyramides de déformation dans le cas de l'impact au centre du tissu à différents instants (vitesse de l'impact 306 m/s) (vue arrière) : (a) test expérimental; (b) numérique.

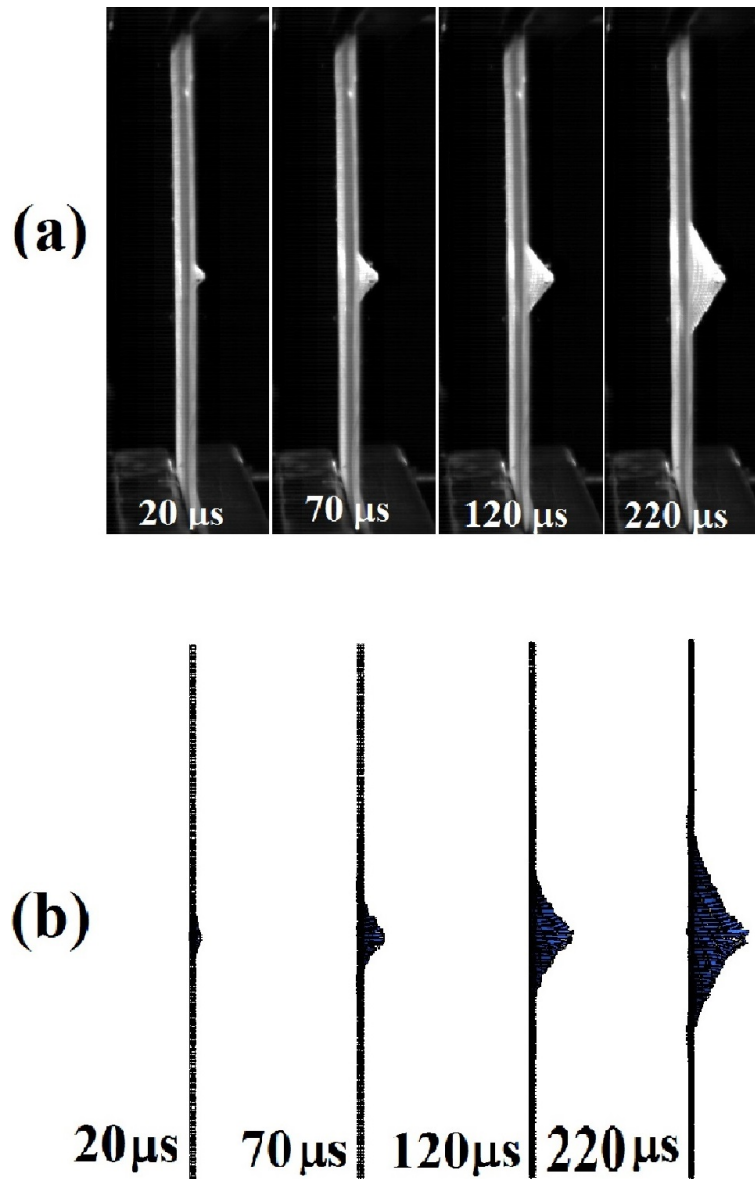


Figure III.16 – Comparaison des pyramides de déformation dans le cas de l'impact au centre du tissu à différents instants (vitesse de l'impact 306 m/s) (vue latérale) : (a) test expérimental; (b) numérique.

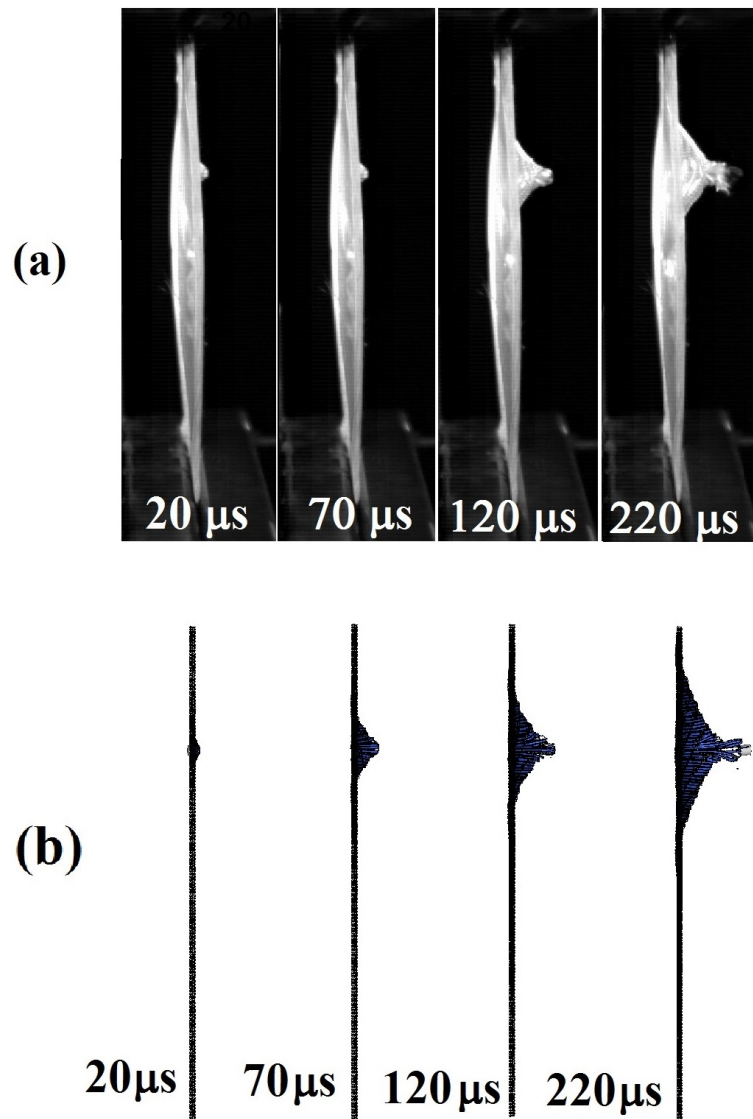


Figure III.17 – Comparaison de la pyramide de déformation dans le cas de l'impact au centre d'un quart du tissu à différents instants (vitesse de l'impact 306 m/s) (vue latérale) : (a) test expérimental; (b) numérique.

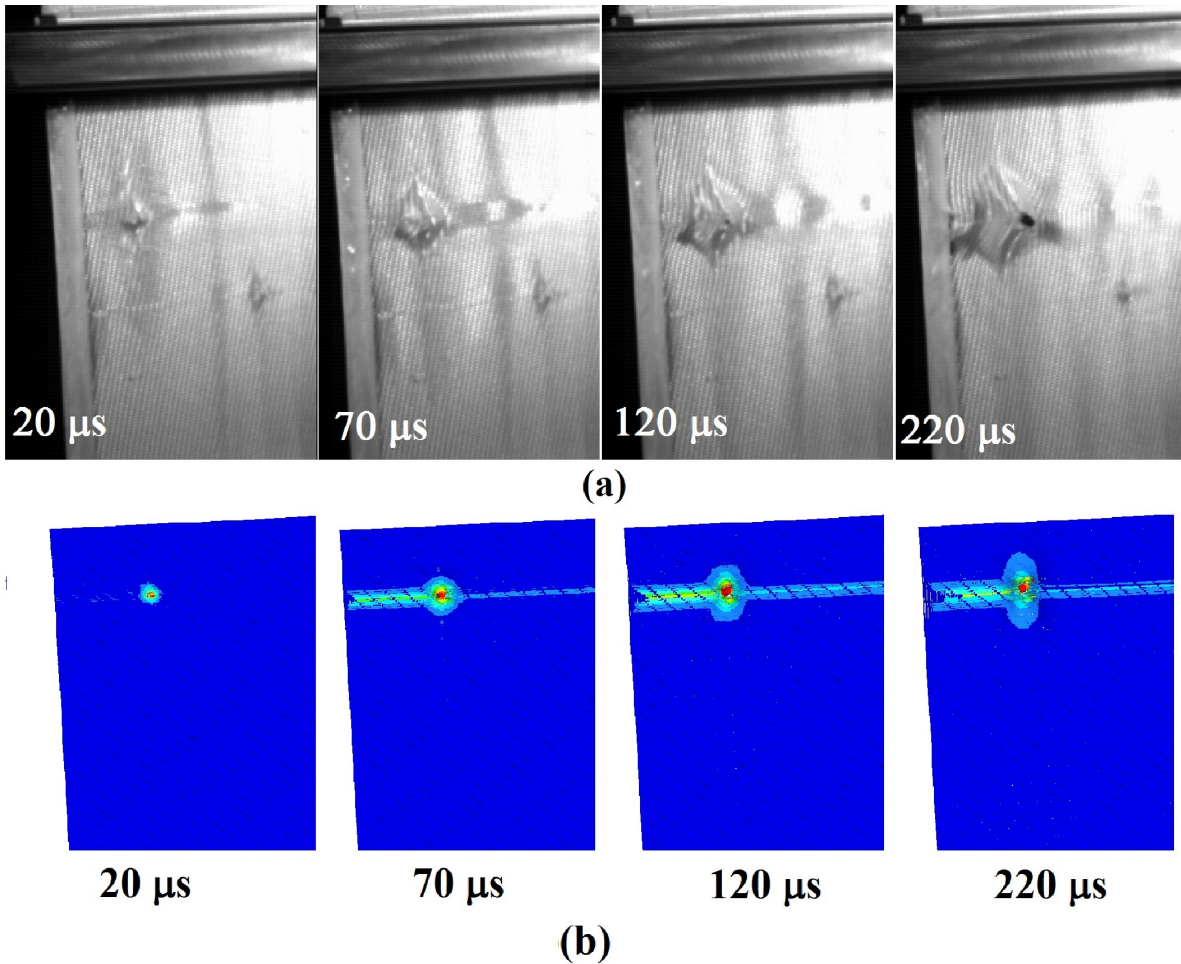


Figure III.18 – Comparaison de la pyramide de déformation dans le cas de l'impact au centre d'un quart du tissu à différents instants (vitesse de l'impact 306 m/s) (vue arrière) : (a) test expérimental ; (b) numérique.

La figure III.19 montre les évolutions de la déformation pyramide dans les deux cas : l'expérimentation et la modélisation à deux endroits d'impact différents. La figure III.19a valide la performance balistique différence du tissu entre l'impact centré et celui décentré. Le tissu impacté au centre du quart est perforé à 130 μ s et la vitesse résiduelle expérimentale est de 150 m/s. Tans dis que l'observation expérimentale montre le projectile est arrêté par le tissu dans le cas d'impact au centre du tissu.

Les figures III.19b,c indiquent la pyramide de déformation développe plus rapide dans le cas d'impact décentré. Ce fait peut être expliqué par la retire facile des fils de trame à côté plus près du bord libre du tissu comme montré dans la figure III.14e.

Le résultat numérique et expérimentale ne sont pas très proches par ce qu'on ne peut pas maitrise une manière exacte la localisation locale d'impact dans le test expérimental où la trajectoire du projectile a une certaine de déviation.

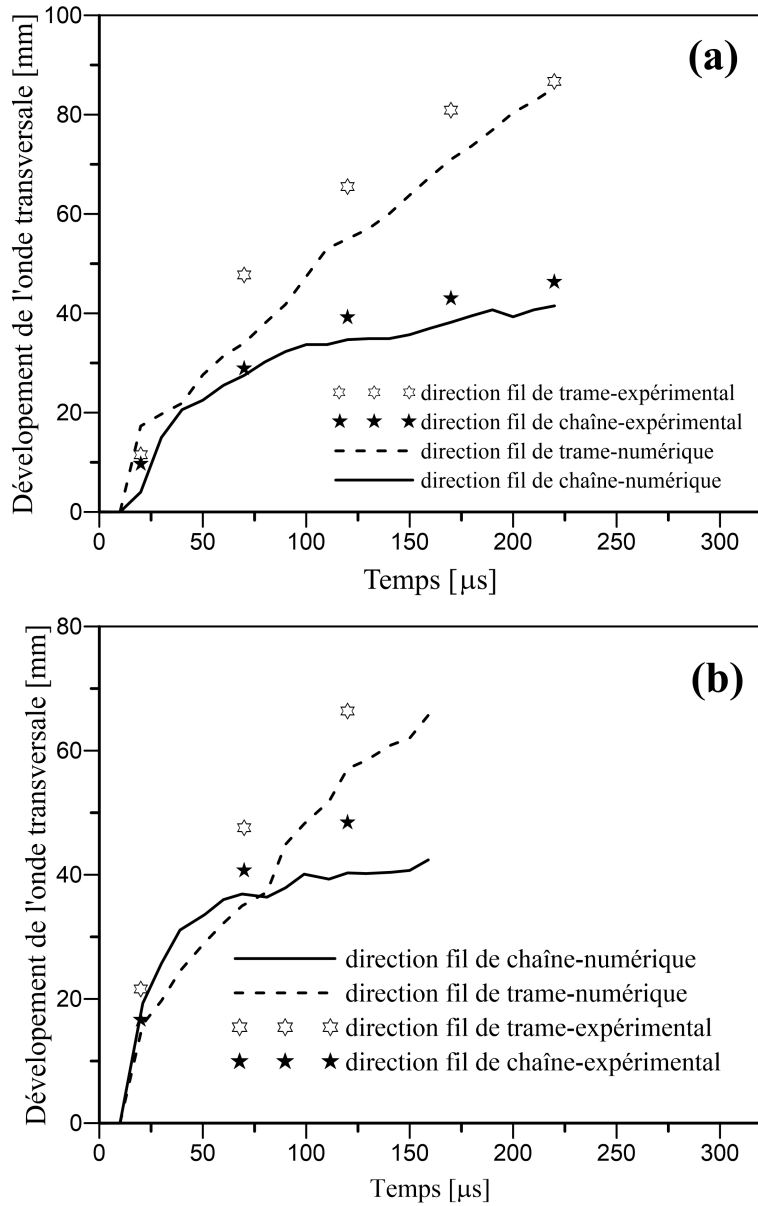


Figure III.19 – Comparaison de l'évolution de la hauteur de la pyramide de déformation entre l'expérimental et la modélisation dans deux cas d'impact : (a) au centre du tissu ; (b) au centre d'un quart.

Chapitre IV

Comportement en compression transversale d'un fil à l'échelle microscopique

Résumé

Il faut noter que lors d'impact d'un tissu, le projectile agit localement, ce qui traduit par une compression des fils. C'est pour cette raison que, dans ce chapitre, le phénomène de compression transversale d'une fibre et d'un fil est étudié. La fibre en Kevlar, de densité 1440 kg/m^3 et de diamètre $12 \mu\text{m}$, est modélisée en considérant son comportement élastique et orthotrope. Une optimisation du maillage est réalisée. Les résultats numériques sont comparés aux données expérimentales, issues de la littérature et aux résultats obtenus via une modélisation analytique en termes de courbes contrainte-déformation nominale.

Dans un second temps, un bloc rectangulaire contenant des fibres est soumis à une compression transversale en vue d'évaluer son comportement globale. Tout d'abord, l'étude montre que le coefficient de frottement entre les fibres n'a pas d'effet sur le comportement en compression du bloc (valeurs de μ choisis entre 0 et 0,5) à condition que les fibres soient positionnées idéalement.

Enfin, une modélisation numérique de la compression transversale d'un fil est effectuée, à une échelle microscopique, prenant en compte la présence de 400 fibres, en utilisant un coefficient de frottement fibre/fibre de 0,2. Les résultats ont été obtenus en termes Charge-déplacement montrant ainsi un comportement non linéaire du fil en compression transversale. Ce phénomène résulte des glissements entre les fibres d'une part et de l'écrasement des fibres d'autres.

Sommaire

IV.1 Étude du comportement en compression transversale d'une fibre	104
IV.1.1 Modèle d'éléments finis (EF) d'une fibre en compression transversale	104
IV.2 Comportement en compression transversale d'un bloc des fibres	106
IV.2.1 Modèle d'éléments finis de la compression transversale d'un bloc des fibres	106
IV.2.2 Validation du modèle par confrontation expérimentale . .	107
IV.2.3 Étude paramétrique	110
IV.2.3.1 Effet des dimensions modélisées	110
IV.2.3.2 Effet des frottements	111
IV.2.3.3 Effet des vitesses de déformation	112
IV.3 Comportement en compression transversale d'un fil . .	113

Dans les chapitres précédents, nous avons abordé la modélisation mésoscopique d'un tissu. En effet, ce modèle décrit le tissu à l'échelle du fil. Un fil est supposé homogène élastique et orthotropes. Les propriétés mécaniques orthotropes du fil utilisées dans ce modèle mésoscopique jouent donc un rôle important dans la prédiction numérique du comportement balistique du tissu. Un dispositif expérimental spécifique a été développé dans les travaux précédents [Nussbaum et al., 2012, Cheng et al., 2005, Tan et al., 2008], le module d'élasticité longitudinal à régime dynamique de plusieurs types du fil à haute performance a pu être mesuré et utilisé dans le modèle mésoscopique, tandis que la détermination des propriétés mécaniques transversaux du fil sont encore un problème ouvert en raison de la complexité de la structure et de la composition d'un fil et aussi de l'interaction des fils dans le tissu. Le comportement transversal du fil est souvent supposé élastique linéaire, le module d'élasticité transversale du fil est pris très petit par rapport à celui longitudinal [Duan et al., 2005b, Rao et al., 2009a, Nilakantan et al., 2010, Ha-Minh et al., 2011a].

En général, lorsque un tissu est impacté par un projectile, la section transversale de fil est soumise à une compression dynamique (Fig. IV.1b, IV.2). La section des fils à la zone d'impact semble être aplatie et répandue avec un repositionnement des fibres (Fig. IV.1b). Dans la réalité, un fil consiste à un bouquet de centaines fibres individuelles (Fig. IV.2). Le comportement transversal du fil est considérablement sensible avec l'interaction de ses fibres. Une étude approfondie du comportement transversal du fil est nécessaire afin d'améliorer la prédiction balistique du modèle mésoscopique.

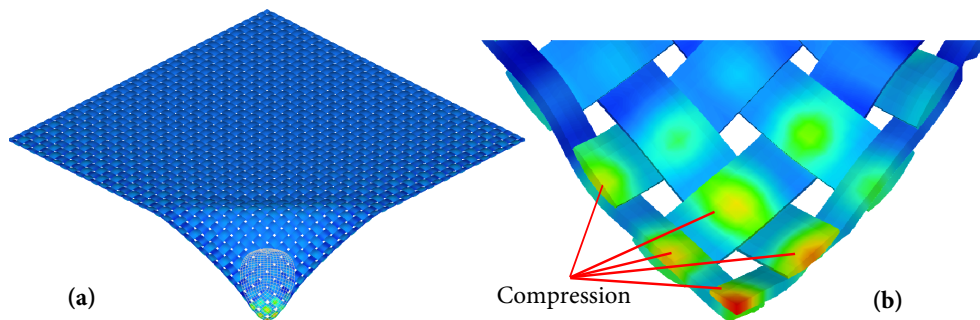


Figure IV.1 – (a) Déformée d'un tissu au point d'impact ; (b) Déformation en compression des fils situés sous le projectile.

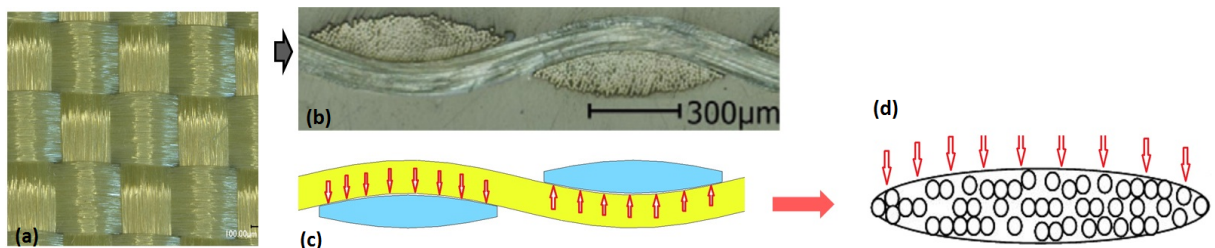


Figure IV.2 – (a) Tissu 2D ; (b) Coupe de section du tissu ; (c) et (d) Actions de compression transverse sur les fils.

L'objectif de ce chapitre est de comprendre le comportement en compression transversale d'un fil en prenant en compte de l'interaction entre les fibres. Les effets

du coefficient de frottement et de la vitesse de compression sont aussi discutés. La présentation est organisée en trois parties : dans la première partie, une modélisation de la compression d'une seule fibre est effectuée. Les résultats sont validés avec une prédiction analytique et des données expérimentales issues de la littérature. Une étude d'optimisation du maillage de la fibre est réalisée. Dans la deuxième partie, nous étudions la réponse en compression statique et dynamique d'un bloc de fibres. Les résultats expérimentaux dans la littérature sont utilisés comme référence. Les effets de la taille du modèle, taux de déformation et du coefficient de frottement sont abordés. Dans la troisième partie, nous élaborons une compression d'un fil comprenant 400 fibres à l'échelle microscopique.

IV.1 Étude du comportement en compression transversale d'une fibre

IV.1.1 Modèle d'éléments finis (EF) d'une fibre en compression transversale

Dans cette investigation, nous considérons le cas d'une fibre unique, de section circulaire, soumise à une compression transversale. La figure IV.3 présente le modèle d'éléments finis du comportement transversal d'une fibre soumise à une compression. Le matériau étudié est une fibre Kevlar[®] KM2 de densité 1440 kg/m³ et de 12 μm de diamètre. Comme tous les types de fibre aramide, les propriétés mécaniques de chaque fibre peuvent être supposées élastiques et orthotropes le long de la ligne centrale de la fibre, ce qui nécessite seulement cinq constantes élastiques expérimentalement mesurées listées dans le tableau IV.1. [Cheng et al., 2005]. Le comportement des fibres est considéré orthotrope et décrit par l'équation II.1 (chapitre II).

Densité (kg/m ³)	Diamètre μm (%)	Module d'élasticité		Module de cisaillement G ₁₂ (GPa)	Coefficient de Poisson	
		E ₁₁ (GPa)	E ₂₂ (GPa)		ν ₁₂	ν ₃₁
1440	12	84.62	1.34	24.4	0.6	0.24

Tableau IV.1 – Propriétés mécaniques de la fibre Kevlar[®] KM2 [Cheng et al., 2005].

En raison de la configuration symétrique, nous étudions seulement un quart du modèle d'EF de la compression transversale d'une fibre seule. Les conditions aux limites associées sont illustrées comme montré sur la figure IV.3a. Comme le diamètre d'une fibre seule peut être négligeable par rapport à sa longueur, on utilise l'hypothèse de déformation plane dans ce cas. La compression est appliquée avec une faible vitesse constante pour assurer le régime quasi-statique. Un comportement élastique isotrope est appliqué pour la fibre avec les constantes de matériau listées dans le tableau IV.1.

Afin de trouver un maillage optimal, la discrétisation varie de 44 à 248 éléments (Fig. IV.3). La Fig. IV.4b montre la convergence du maillage. Avec une précision acceptable, on peut considérer que le maillage de 92 éléments pour la section droite

de la fibre est optimal dans ce cas. Par conséquent, un maillage avec des 92 éléments de la section transversale de la fibre sera utilisée dans toutes les simulations suivantes. Pour la validation des calculs, la Fig. IV.4a compare le résultat numérique de ce maillage avec le modèle analytique et les données expérimentales issues de la littérature. On note que le résultat numérique est très proche du modèle analytique et des données expérimentales pour la déformation nominale inférieure à 0,13 et que la différence est augmentée lorsque la déformation nominale passe au-dessus de cette valeur. Cependant, le résultat numérique est toujours plus cohérent avec l'expérience par rapport à celui analytique. Cela peut être expliqué par l'hypothèse sans frottement du modèle analytique. En fait, la déformation augmente, la zone de contact entre la fibre et la plaque rigide est plus large, ce qui conduit à l'effet important des frottements.

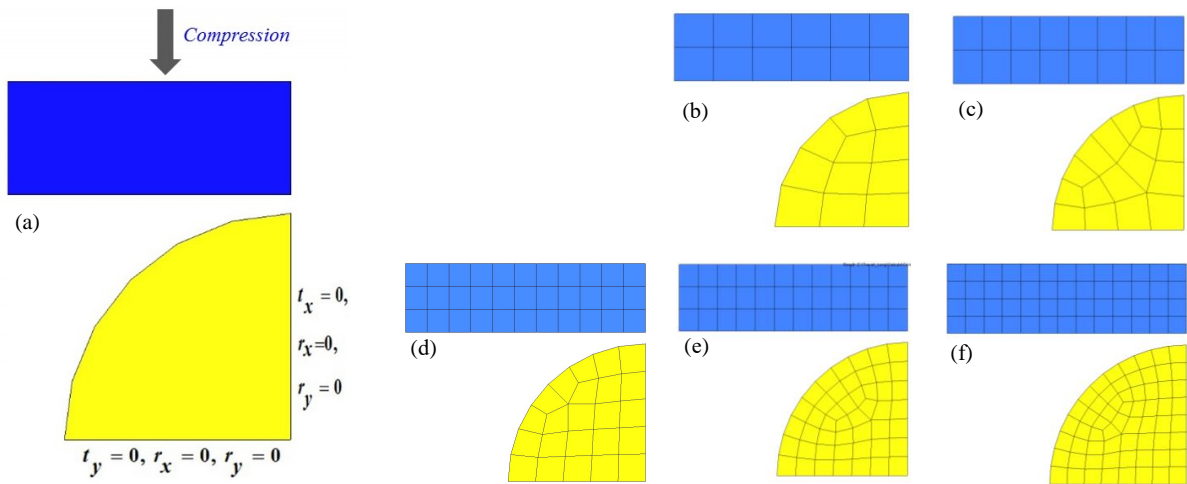


Figure IV.3 – Modélisation de la compression d'une fibre : (a) Conditions aux limites dans le cas d'un quart du modèle ; Maillage d'une fibre à : (b) 44 éléments, (c) 64 éléments, (d) 92 éléments ; (e) 188 éléments, (f) 248 éléments

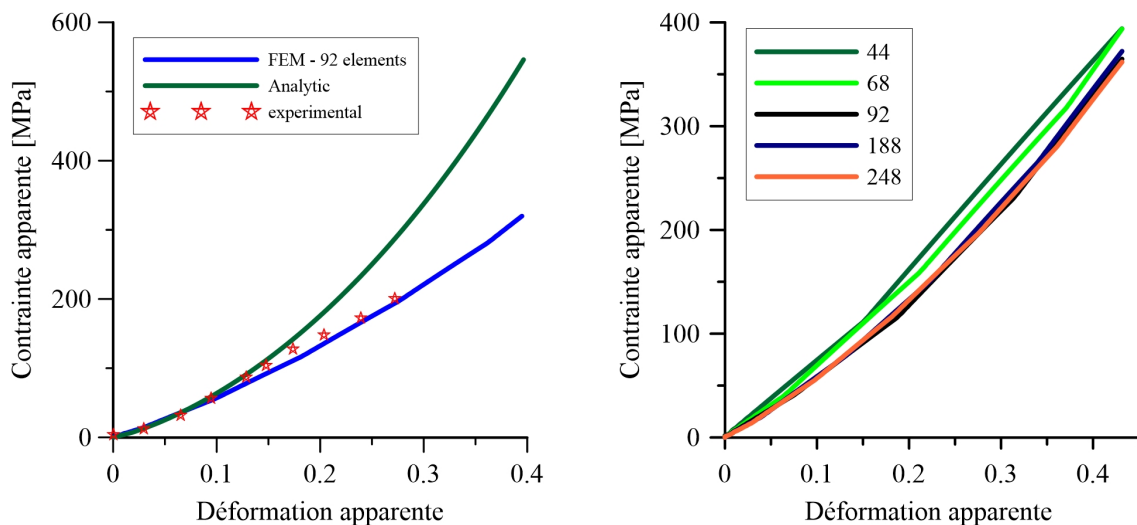


Figure IV.4 – (a) Validation du modèle numérique ; (b) Convergence du maillage

IV.2 Comportement en compression transversale d'un bloc des fibres

Dans la partie précédente, un modèle d'EF simple du comportement en compression transversale d'une fibre seule a été présenté. Dans cette section, ce dernier est utilisé pour construire un modèle d'EF de l'ensemble des plusieurs fibres en compression transversale à l'aide de l'expérience de Bourgoyne et al. [Bourgoyne and Brown, 1997] sur les fibres Kevlar 149 présenté dans le chapitre bibliographique comme une référence. En fait, les contacts entre les fibres sont modélisés pour décrire les interactions entre eux.

IV.2.1 Modèle d'éléments finis de la compression transversale d'un bloc des fibres

La Fig. IV.5 présente le modèle d'EF en déformation plane proposé pour le comportement en compression transversale d'un bloc en tube des fibres, car le diamètre des fibres est très petit devant leurs longueurs comme présenté dans la section précédente. Il est noté que dans la réalité, le test de compression transversale d'un bloc en forme d'une cube des fibres est un certain nombre de cycles charge-décharge pour repositionner les fibres vers un rangement idéal avec un minimum des vides car on a pris les fibres à partir des fils libres pour mettre en parallèle dans une cube. Par contre, dans la modélisation numérique du comportement transversal d'un bloc des fibres, on peut supposer que l'état initial de l'emplacement des fibres dans ce bloc atteint ce rangement idéal grâce au processus du tissage réalisé par un métier à tisser. Autrement dit, le comportement en compression transversale d'un bloc en tube des fibres modélisée dans cette section correspond à la dernière charge de la suite des cycles charge-décharge d'un essai de Bourgoyne et al. [Bourgoyne and Brown, 1997].

La Fig. IV.5 du modèle d'EF du bloc montre bien le rangement idéal des fibres. En fait, conformément au travail de Nilakantan et al. [Nilakantan, 2013] sur la répartition idéale des fibres dans un fil d'un tissu, chaque fibre est en contact avec six voisines les plus proches. Dans cet état, la fraction volumique de l'échantillon (FV) est maximale et égale à 0,907.

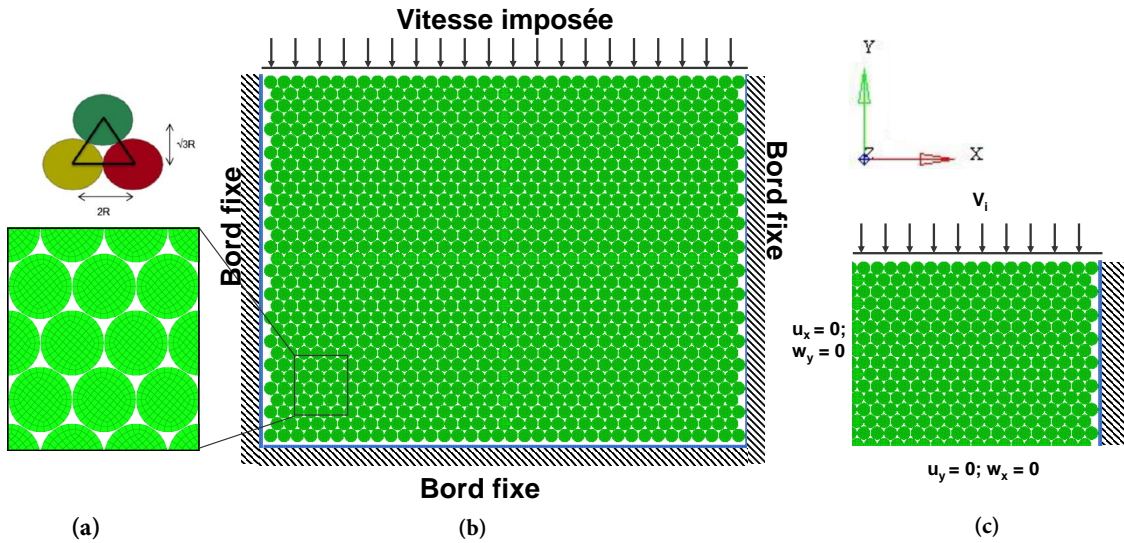


Figure IV.5 – (a-b) Arrangement des fibres dans le bloc; (c) Conditions de calcul d'un quart du modèle

D'autre part, pour un gain du temps de calcul, seul un quart du bloc des fibres est modélisé (Fig. IV.5b) en utilisant les conditions limites compatibles sur les plans symétriques. En plus, pour profiter la périodicité de l'emplacement idéal des fibres, la dimension du calcul peut être prise à l'ordre dixième de l'expérience en gardant un rapport hauteur/largeur d'un bloc des fibres égal à $3/4$. La charge est une vitesse constante imposée sur le plateau supérieur supposé infiniment rigide. Cette vitesse est choisie suffisamment faible pour que les effets dynamiques sont négligeables.

Par ailleurs, le modèle de la déformation plane élastique et isotrope est utilisé pour chaque section droite d'une fibre dans le bloc comme présenté dans la section précédente avec un maillage de 92 éléments. Les interactions entre les fibres sont modélisées par la loi de Coulomb avec un coefficient de frottement égal à 0,2 comme le contact fils/fils du chapitre précédent.

IV.2.2 Validation du modèle par confrontation expérimentale

La Figure IV.6 montre les courbes expérimentale [Bourgoyne and Brown, 1997] et numériques de la relation contrainte-déformation nominale des blocs des fibres en compression. En fait, pour prendre en compte de l'effet de la dimension modélisée, on a calculé plusieurs blocs avec 3 différents taux de forme 1, 3 et 4 de la taille de base choisie $150 \times 200 \mu m^2$, autrement-dit, 3 différentes dimensions : 150×200 , 450×600 et $600 \times 800 \mu m^2$.

Globalement, on trouve que les résultats numériques portent une bonne concordance avec l'expérience, et qu'ils montrent une réponse forte non linéaire en compression. Les contraintes prédites sont plus élevées que celle expérimentale lorsque la déformation apparente reste petite entre 0 et 0,06 mais la conclusion est inversée avec la déformation apparente au delà de 0,06. En fait, comme la disposition des

fibres dans le bloc ne peut pas être parfaite en réalité, des vides existent encore même au dernier rechargement. Cela conduit à un comportement plus doux dans le résultat expérimental par rapport la prédiction numérique à petites déformations apparentes (inférieures à 0,06 dans cette étude).

Lors d'une déformation apparente plus élevée (supérieure à 6%), on trouve qu'il existe une tendance croissante de la rigidité du bloc avec une augmentation de la dimension. Sachant que le spécimen dans l'expérience est à l'échelle de 10 mm (10 fois supérieure à l'échelle de calcul de cette étude), il indique que les courbes numériques convergent vers l'expérimental. Ce résultat confirme encore une fois la validation de la modélisation dans cette étude. Cette conclusion est expliquée par une diminution des effets de bords (des concentrations des contraintes) sur le comportement global quand la dimension du bloc augmente.

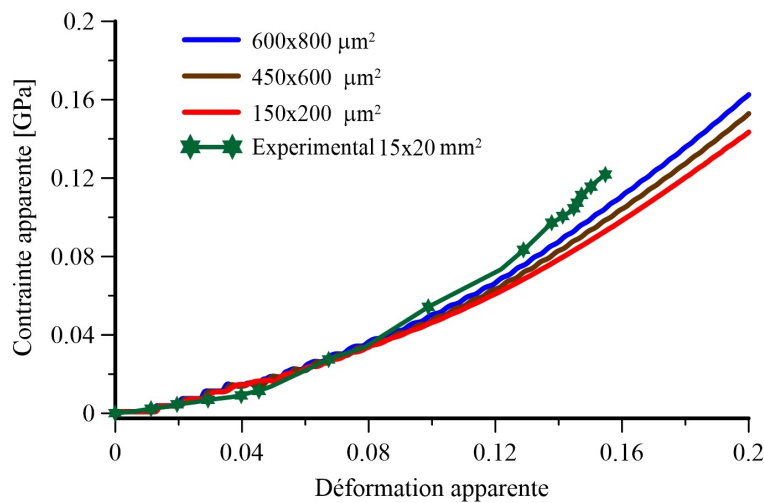


Figure IV.6 – Comparaison des résultats des calculs numériques utilisant des dimensions différentes du bloc avec l'expérience de Bourgoyne et al. [Bourgoyne and Brown, 1997]

Dans l'objet d'une validation qualitative, la figure IV.7 montre l'état des contraintes de Cauchy : σ_{yy} , σ_{xy} et σ_{xx} d'un bloc des fibres de $300 \times 400 \mu m^2$ en compression à une déformation nominale imposée de 0,22. On peut voir sur la figure que la concentration des contraintes est aux bords de l'échantillon tandis que la répartition des contraintes est régulière à l'intérieur. En outre, la variation de la position relative entre les fibres est négligeable. Tous ces éléments justifient bien que les effets de bords sont négligeables quand la dimension du bloc est assez grande.

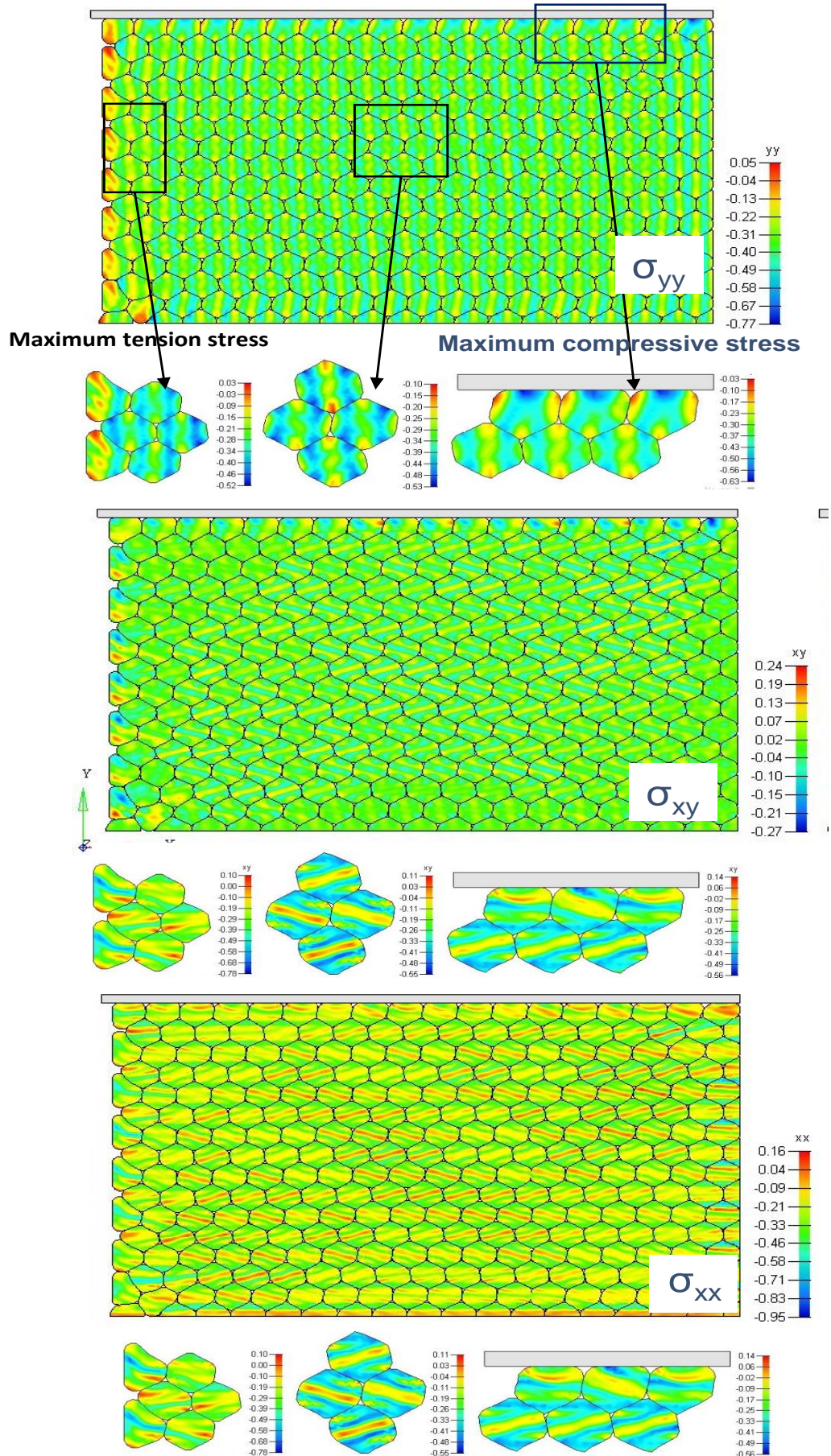


Figure IV.7 – État de des contraintes de Cauchy (GPa) d'un bloc des fibres de $300 \times 400 \mu\text{m}^2$ à la déformation nominale de 0,22.

IV.2.3 Étude paramétrique

IV.2.3.1 Effet des dimensions modélisées

Comme décrit dans les sections précédentes, en raison de la limite de calcul, nous ne pouvons pas réaliser un modèle de même dimension que l'échantillon dans le test expérimental. Le plus grand spécimen dans notre calcul est $600 \times 800 \mu\text{m}^2$ qui comprend environ 7500 fibres. Par conséquent, il est intéressant d'étudier l'effet de la dimension du bloc des fibres dans le modèle.

La figure IV.8 montre le comportement en compression d'un bloc des fibres avec les différentes dimensions. On trouve que cet effet est faible avec des largeurs et des hauteurs supérieures à $200 \mu\text{m}$ (Fig. IV.8a, b). D'autre part, on peut noter que l'échantillon est plus rigide lorsque la dimension augmente. Ceci peut être expliqué par une diminution de l'effet de bord sur le comportement du bloc, car aux bords, les fibres sont fort déformées à cause de concentration des contraintes. Il faut noter que la concentration des contraintes aux bords est augmentée avec la déformation imposée, ce qui conduit au développement des effets de bords en fonction du chargement. En outre, on remarque que les courbes ont tendance à converger vers une solution unique avec une dimension assez grande (un espace semi-infini).

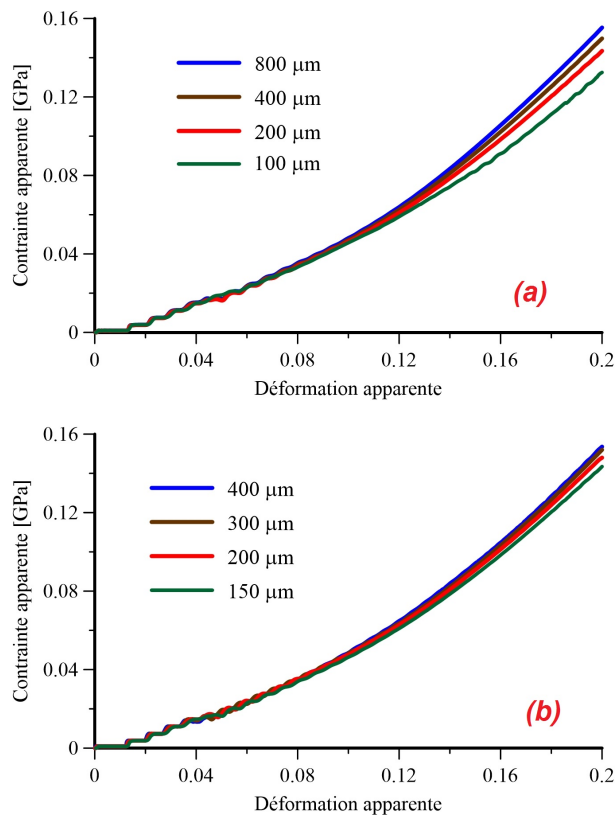


Figure IV.8 – Effets de la dimension du bloc dans le modèle : (a) Hauteur ; (b) Largeur

IV.2.3.2 Effet des frottements

La figure IV.9 montre la courbe de contrainte apparente/déformation apparente avec quatre valeurs différentes du coefficient de frottement : $\mu = 0$ (sans frottement), 0,1 ; 0,2 et 0,5 dans le cas d'un échantillon de $150 \times 200 \mu m^2$. On note que les courbes de la relation contrainte-déformation apparente avec les valeurs différentes de coefficient de frottement sont identiques. La sensibilité au frottement entre les fibres est insignifiante. La raison est que la compression est dans un régime statique et les fibres se trouvent initialement dans un rangement idéal. Cela conduit à une grande difficulté des fibres dans le déplacement relatif avec celles voisines, car elles n'ont pas assez d'espace pour bouger. Le changement relatif de la position des fibres est donc très petit, le contact entre les fibres ne joue donc pas un rôle important au comportement de l'ensemble des fibres. En effet, la figure IV.10 illustre les courbes des énergies d'un échantillon en fonction de la déformation apparente. Les énergies sont normalisées par rapport au travail de la force externe. On note que durant la compression, l'énergie de compression est transférée principalement par l'énergie de déformation du bloc des fibres. Alors que, l'énergie de contact est considérable au début du test quand les fibres sont en train d'être réorganisées avec la variation de la géométrie due à la déformation. Une fois cette réorganisation instantanée est finie, les fibres reviennent à un état équilibre et stable, l'énergie de contact est très faible par rapport à l'énergie de déformation (Fig. IV.10). En particulier, l'énergie cinétique descend rapidement à zéro dès des déformations apparentes faibles, ce qui montre que les centres de gravité des fibres atteignent la nouvelle position d'équilibres très tôt et elle ne bougent plus quasiment après.

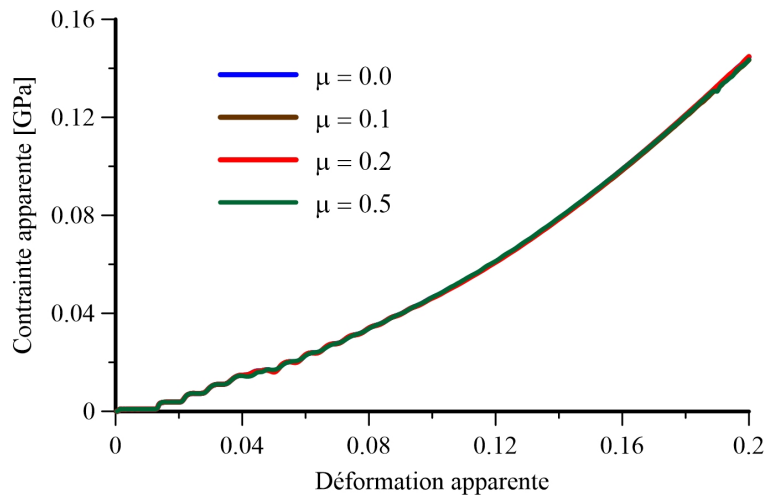


Figure IV.9 – Effet du frottement entre les fibres

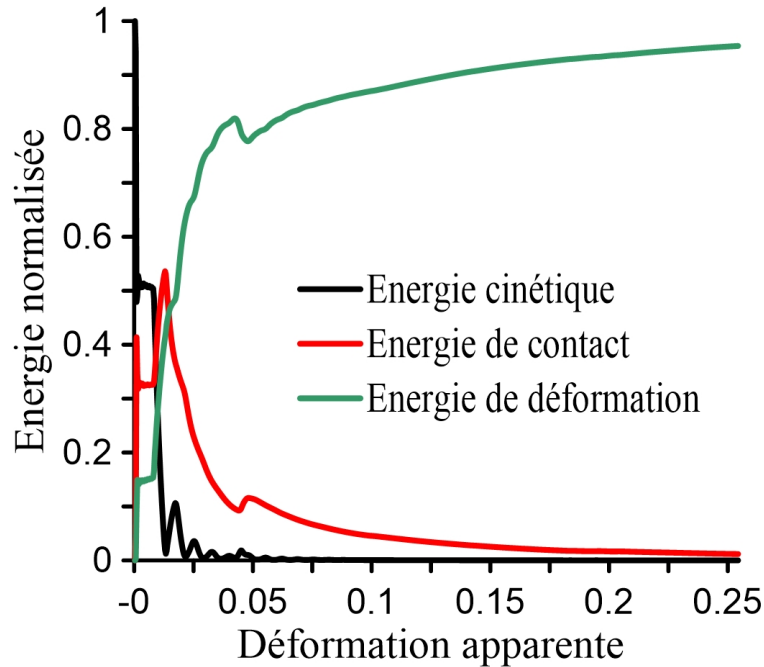


Figure IV.10 – Les énergies normalisées en compression d'un bloc des fibres de $150 \times 200 \mu\text{m}^2$

IV.2.3.3 Effet des vitesses de déformation

La figure IV.11 montre l'effet des vitesses de déformations dans le cas d'un échantillon de $150 \times 200 \mu\text{m}^2$. 5 vitesses de déformations ont été calculées : 0,1 ; 1,0 ; 2,0 et 5,0 m/s. Sachant que la vitesse de 0,1 m/s est le régime quasi-statique, on remarque que l'effet de la vitesse de déformations est considérable. Plus précisément, la vitesse est élevée, le comportement de forme d'escalier est plus important. En fait, on peut classer ce comportement en deux phases : verticale et horizontale. On remarque que l'étape verticale se caractérise par un impact entre la plaque et les fibres ou entre l'ensemble du groupe : la plaque et les fibres en contact avec la plaque (des fibres primaires) et les autres fibres au voisinage des fibres primaires (fibres secondaires). D'autre part, la phase horizontale représente des glissements entre les fibres et leurs déplacements pour remplir les vides autour. Donc, dans un point de vue énergétique, l'absorption de l'énergie cinétique de la plaque rigide vient essentiellement de la phase verticale via la déformation des fibres et tandis que elle dépend principalement de l'énergie des mouvements des fibres y compris celle des contacts. Les résultats montrent également que l'effet d'escalier est de plus en plus important quand la vitesse augmente. En fait, les phases verticales sont plus élevées et celles horizontales sont plus larges pour les grandes vitesses de déformations.

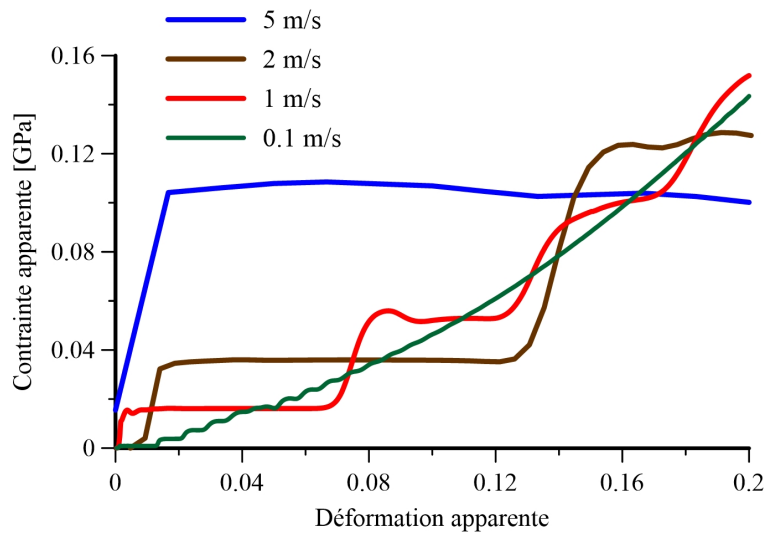


Figure IV.11 – Effet de la vitesse de compression sur la relation Contrainte/Déformation apparente d'un bloc des fibres

IV.3 Comportement en compression transversale d'un fil

Cette section considère le comportement transversal d'un fil d'un tissu 2D équilibré au niveau des entrecroisements entre les fils chaîne et trame. La figure IV.12 présente un modèle microscopique en déformation plane d'une section droite du fil qui se coïncide avec un plan central d'un entrecroisement chaîne/trame qui peut représenter le comportement transversale du fil à cet entrecroisement. Ce modèle microscopique nous permet de considérer le contact entre les fibres d'un fil. Une section transversale d'un fil peut être supposée géométriquement sous une forme elliptique caractérisée par hauteur h et la largeur b sous toutes les pressions supérieures et inférieures imposées par les fils perpendiculaires concernés à l'entrecroisement considéré. Dans cette étude, les fibres sont supposées dans un état équilibre ou chaque fibre est en contact avec ses 6 voisines pour un maximum fraction volumique de fibre de $V_f = 0.907$ (Fig. IV.12). Chaque fibre est décrite par 92 éléments selon notre étude d'optimisation de maillage.

Le matériau considéré dans cette étude est un fil dans un tissu 2D Kevlar KM2, équilibré dont la densité des fils de chaîne et de trame est la même, égale à 32 fils/pouce (équivalente à la distance de 0.747 mm entre deux fils voisins). La densité d'un fil est de 600 denier. Les dimensions de la section droite elliptique du fil sont : la hauteur $h = 0,115$ mm et la largeur $b = 0,59$ mm. Chaque fil comprend environ 400 fibres de diamètre $12 \mu m$. La figure IV.2 montre les images micrographiques des fils dans un tissu. Selon une étude de Nilakantan et al. ([Nilakantan et al., 2011]), la ligne centrale du fil ondulé est bien décrite par une fonction cosinus périodique : $y = \frac{t}{2} \cos\left(\frac{\pi x}{\text{densité des fils}}\right)$, où x, y sont les coordonnées dans les directions longitudinale et transversale du fil, et t est la largeur de la section du fil.

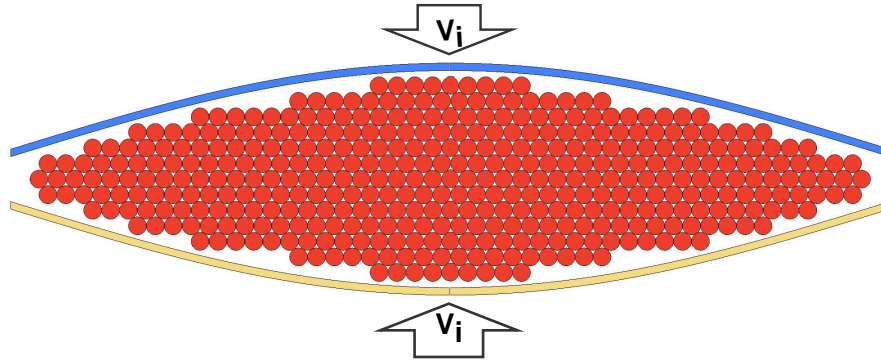


Figure IV.12 – Configuration initiale d'un test de compression d'un fil de 400 fibres

Dans le modèle, on peut décrire les pressions supérieure et inférieure sur les fibres du fil venant des fils dans l'autre sens au niveau de l'entrecroisement par une compression des deux plaques rigides supérieure et inférieure. Autrement-dit, la compression de ces deux plaques sur la section est considérée comme le serrage des fils dans la direction perpendiculaire à cette section. La forme de ces plaques est basée sur la géométrie de la ligne centrale des fils perpendiculaires (fig. IV.12). Pour simplifier, un seul coefficient de frottement statique (μ_s) est utilisé pour décrire les deux types de frottement fibre/fibre et entre fibre/plaque dans cette étude $\mu_s = 0.20$. La vitesse des deux plaques est de $1 \mu\text{m/s}$ pour travailler dans le cas d'une compression quasi-statique.

Seule un demi du modèle est considéré en raison de la symétrie du système étudié pour optimiser le temps de calcul. Dans ce cas, les plaques sont supposées infiniment rigides.

Le résultat du calcul de la relation contrainte/déformation apparente est représentée sur la Fig. IV.13. Cette courbe montre une non-linéarité du comportement en compression d'un fil. On note que la rigidité transversale du fil augmente avec l'augmentation de la déformation nominale. En effet, sous la compression, dans un premier temps jusqu'à une déformation apparente 5% environ, les fibres sont réorganisées et déformées légèrement pour occuper la places des vides. Après cette première phase aux déformations nominales faibles, un comportement croissant monotone de la contrainte nominale en fonction de la déformation nominale est constat. L'augmentation de la contrainte est plus rapide pour les déformations nominales élevées. Cela peut être expliqué par la diminution forte des vides, ce qui permet d'améliorer la rigidité transversale du fil.

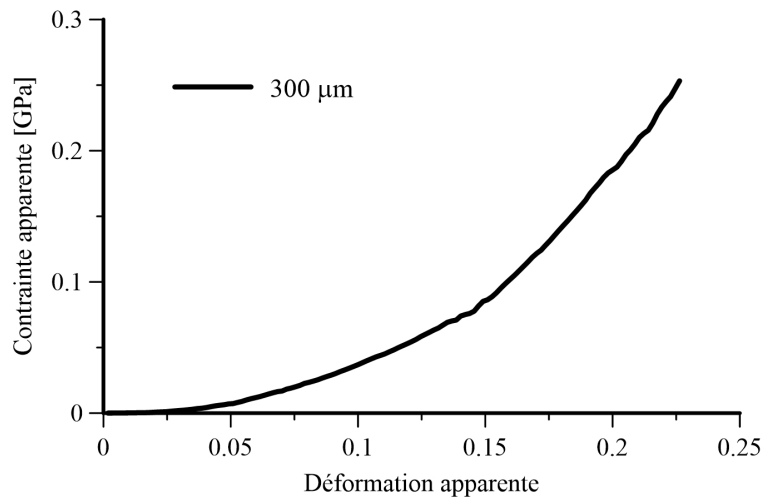


Figure IV.13 – Comportement en compression transversale du fil : courbe contrainte apparente - déformation apparente

Chapitre V

Modélisation microscopique d'un tissu sous impact balistique : du fil à la fibre

Résumé

Dans ce chapitre, une modélisation microscopique dans le cas sur un fil soumis à un impact balistique est développée. Il faut noter qu'un fil est composé de 400 fibres environ dont la prise en compte peut alourdir notablement les calculs. Pour cela, nous avons opté pour introduire la notion d'une "fibre équivalente" correspondant à 10 fibres. Ce qui donne au total 42 fibres équivalentes pour modéliser un fil. Les résultats obtenus en termes de vitesse du projectile, d'énergie cinétique, d'énergie de déformation et de réactions du projectile sont analysés et comparés à ceux obtenus dans le cas d'une modélisation mésoscopique. Une modélisation méso/micro du fil soumis à un impact a été vérifiée en vue de diminuer le temps de calculs, en prêtant une attention particulière à l'interface fil/fibres.

De même, le cas d'un impact sur un tissu est vérifié en optant pour une modélisation multi-échelle méso/micro en utilisant des éléments coques et des éléments solides. Les résultats obtenus montrent l'apport important de la modélisation micro des fils. En effet, cette approche est pertinente car elle permet de mettre en évidence les phénomènes locaux liés aux modes et à la chronologie de des modes et des mécanismes de déformation et de rupture des fils, tels que : le glissement des fibres au voisinage du contât avec le projectile, la rupture du fil par fibrillation (rupture des fibres), etc.

Sommaire

V.1	Objectif de l'étude	119
V.2	Modélisation microscopique utilisant des éléments coques	121
V.2.1	Modélisation microscopique de l'impact sur un fil	121
V.2.2	Modélisation microscopique de l'impact sur un tissu	126
V.3	Modélisation microscopique utilisant des éléments so-	
lides	129
V.3.1	Continuité de l'interface méso-micro	131
V.3.2	Impact sur un fil micro-méso	134
V.3.3	Impact sur un tissu multi échelle	137

V.1 Objectif de l'étude

Dans les chapitres II et III, nous avons réalisé des calculs numériques en vue d'une prédiction de la tenue à l'impact balistique des tissus en utilisant une modélisation mésoscopique. Le modèle mésoscopique utilise des éléments coques en considérant une section elliptique des fils. Ce type de modélisation peut décrire correctement les phénomènes d'impact : la formation d'une pyramide, la rupture des fils, la déformation et le glissement des fils, etc.

Toutefois, il faut noter que cette modélisation ne prend pas en compte les mouvements des fibres constituant chaque fil du tissu. Il est nécessaire donc prendre en compte les mécanismes qui se produisent à l'échelle des fibres pour compléter nos connaissances concernant la réponse d'un tissu soumis à une charge balistique. En effet, chaque fil comprend des centaines de fibres (Fig. V.1) qui contribuent aux mécanismes de déformation et de rupture des fils et des tissus. La figure V.1 montre le glissement, la compression et la traction des fibres situées sous le projectile lors de la phase de pénétration. On note un niveau important d'écrasement de quelques fils de chaîne et de trame avec une redistribution évidente des fibres dans la zone de l'impact du tissu tandis que d'autres fils voisins ont été poussés latéralement par le projectile [Nilakantan, 2013].

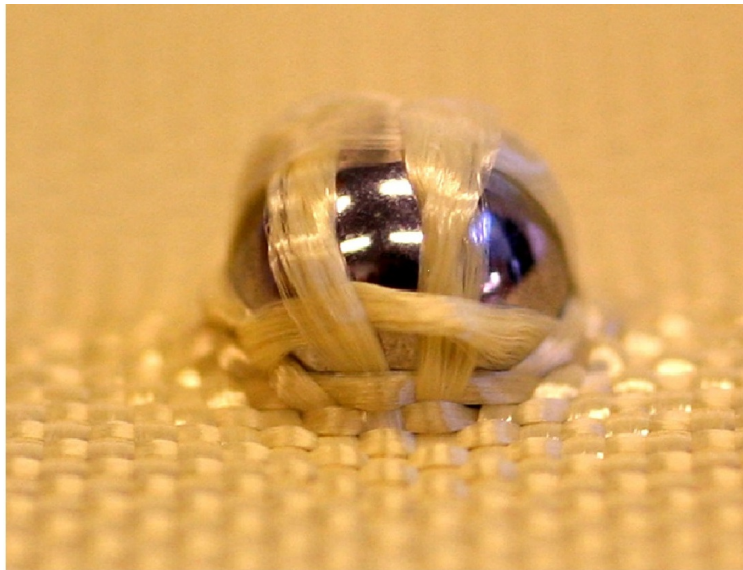


Figure V.1 – Détails de la zone d'impact d'un tissu Kevlar KM2 (vue face arrière du tissu) [Nilakantan, 2013].

Cependant, un modèle entier du tissu à l'échelle microscopique peut avoir des millions d'éléments. C'est pour cette raison que la modélisation numérique à cette échelle demeure complexe et lourd au niveau du temps de calcul.

Une combinaison des deux modèles (mésoscopique et microscopique) est raisonnable pour développer un modèle multi-échelle afin de prendre en compte l'interaction entre les fibres mais aussi minimiser le temps de calcul. D'autre part, comme chaque fil comprend des centaines de fibres, une modélisation des fibres utilisant des

éléments solides conduit à un nombre important d'éléments. C'est pour cette raison qu'une telle modélisation reste limitée au niveau de son utilisation.

Dans cette partie, nous développons une modélisation microscopique pour décrire les réponses balistiques d'un fil et d'un tissu. Dans un soucis d'alléger le temps des calculs, nous optons pour introduire la notion de "fibre équivalente", ceci permet de diminuer le nombre de fibres dans un fil. Autrement dit, au lieu de prendre en compte 400 fibres de chaque fil, nous considérons 42 fibres équivalentes au total pour décrire un fil à l'échelle microscopique. En fait, cette situation suppose que chaque "fibre équivalente" représente 10 fibres environ.

Dans notre cas, en considérant que chaque groupe de dix fibres de diamètre de $12\ \mu\text{m}$ est équivalent à une fibre de diamètre $36\ \mu\text{m}$ (Fig. V.2). De ce fait, le fil, constitué de 400 fibres, est représenté par seulement 42 fibres équivalentes (Fig. V.3b).

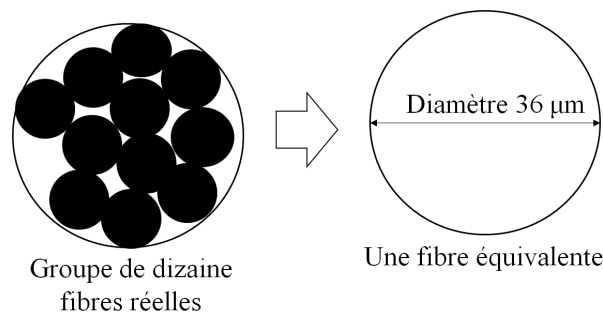


Figure V.2 – Bases de la modélisation microscopique : Notion de la fibre équivalente.

À ce stade, on note une différenciation entre le choix d'une modélisation mésoscopique où le fil est représenté par une section elliptique continue (Fig. V.3a) et une modélisation microscopique où les fibres équivalentes constituent l'assemblage d'un fil (Fig. V.3b).

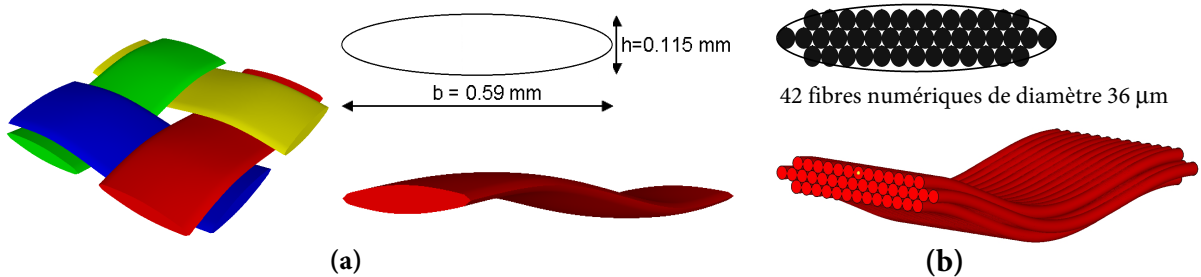


Figure V.3 – Modélisation d'un fil : (a) Mésoscopique ; (b) Microscopique.

Dans notre étude, nous nous proposons de développer une modélisation microscopique prenant en compte l'échelle d'une fibre équivalente en utilisant deux types d'éléments : (i) éléments coques et (ii) éléments solides.

V.2 Modélisation microscopique utilisant des éléments coques

Le matériau utilisé est un tissu 2D Kevlar KM2 de 50.6x50.6 mm (Fig. II.1 - Chapitre II) avec les densités de trame et chaîne de 13.4 fils/cm, ce qui équivaut à une distance de 1.49 mm entre les fils. Le projectile est une sphère en acier avec un diamètre de 5.35 mm et une masse de 6.25×10^{-4} kg.

Dans cette section, nous étudions deux configurations d'impact pour vérifier la modélisation microscopique en utilisant des éléments coques dans le cas d'un impact sur :

- (i) Un fil ondulé
- (ii) Un tissu complet

V.2.1 Modélisation microscopique de l'impact sur un fil

En considérant une fibre équivalente de diamètre $36 \mu\text{m}$, cette section peut être modélisée géométriquement par une forme circulaire (Fig. V.4a). Cette section peut être décrite par des éléments coques avec des épaisseurs différentes choisies de telle sorte à décrire au mieux la surface de base de la "fibre équivalente" (Fig. V.4b). Le nombre d'éléments nécessaires est choisi égal à 8 pour assurer la forme circulaire de la section transversale de la fibre (Fig. V.4). Le maillage d'un fil, utilisant des éléments coques par les 42 fibres équivalentes, est illustré dans la figure V.5.

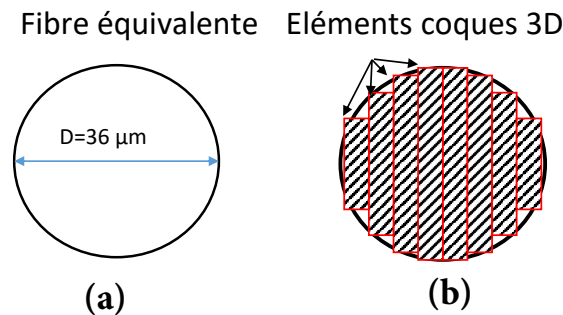


Figure V.4 – Modélisation de la section transversale d'une fibre numérique par 8 éléments coques.

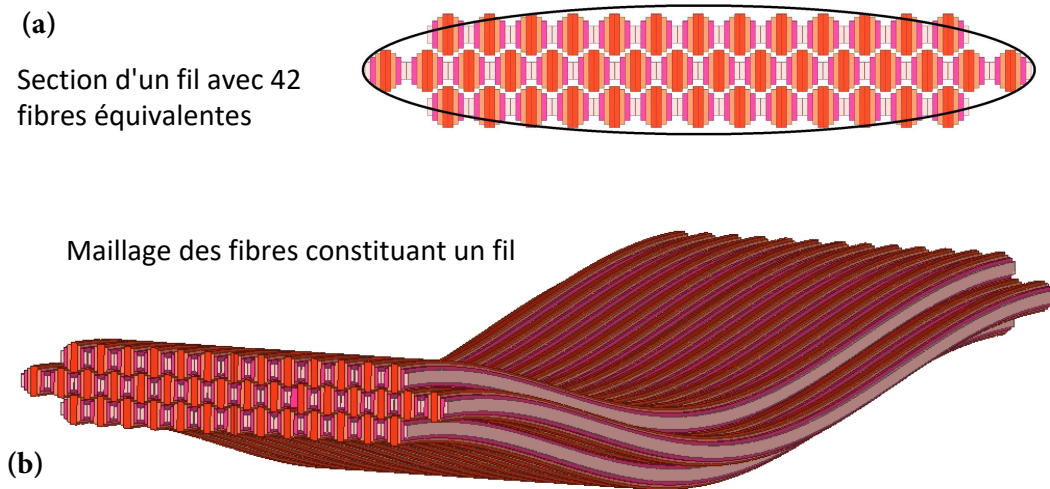


Figure V.5 – Modélisation microscopique d'un fil par des éléments coques : (a) Section transversale ; (b) Vue globale.

Dans ce modèle, les fibres équivalentes sont supposées homogènes et orthotropes. Les propriétés mécaniques ainsi que le critère de rupture d'une fibre sont détaillés précédemment dans le chapitre II (sous sections I.2.2 et I.2.3).

La figure V.6 illustre la modélisation de l'impact transversal sur un fil ondulé et fixé aux deux bords. La longueur et l'ondulation de ce fil sont égales à celles d'un fil quelconque dans le tissu 2D étudié dans le chapitre II. Par d'ailleurs, on considère un quart du modèle avec les conditions compatibles (Figs. V.6b, d), du fait de la symétrie du système d'impact étudié (fil-projectile).

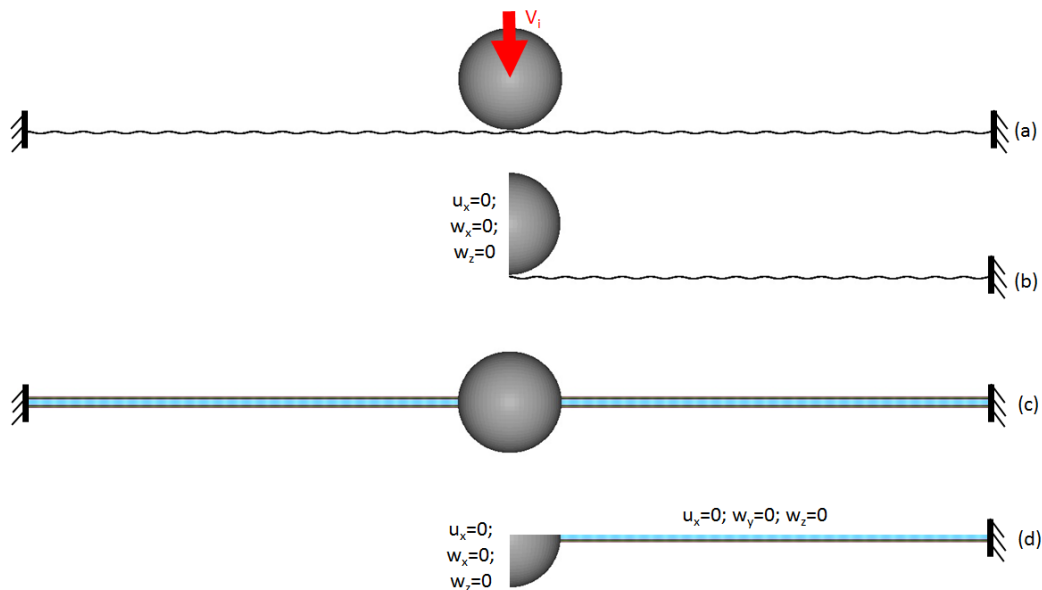


Figure V.6 – Configuration de la modélisation de l'impact d'un seul fil ondulé : (a) Vue de dessus du modèle complet ; (b) Vue de dessus d'un quart du modèle ; (c) Vue de face du modèle complet ; (d) Vue de face d'un quart du modèle.

La figure V.7 montre l'évolution de la vitesse du projectile et la force d'impact

en fonction du temps dans un cas d'impact transversal avec la vitesse $V_i = 245$ m/s. Cette évolution met en évidence l'existence de deux phases importantes. En effet, dans la première phase, on note que la vitesse du projectile diminue lentement dans les premiers $10 \mu\text{s}$. En fait, cette période correspond au processus de dé-ondulation du fil. Cette phase se termine par une nette augmentation de la force d'impact qui atteint sa valeur maximale F_{max} (point A), qui correspond à l'instant où le fil est complètement déondulé à $12 \mu\text{s}$.

s

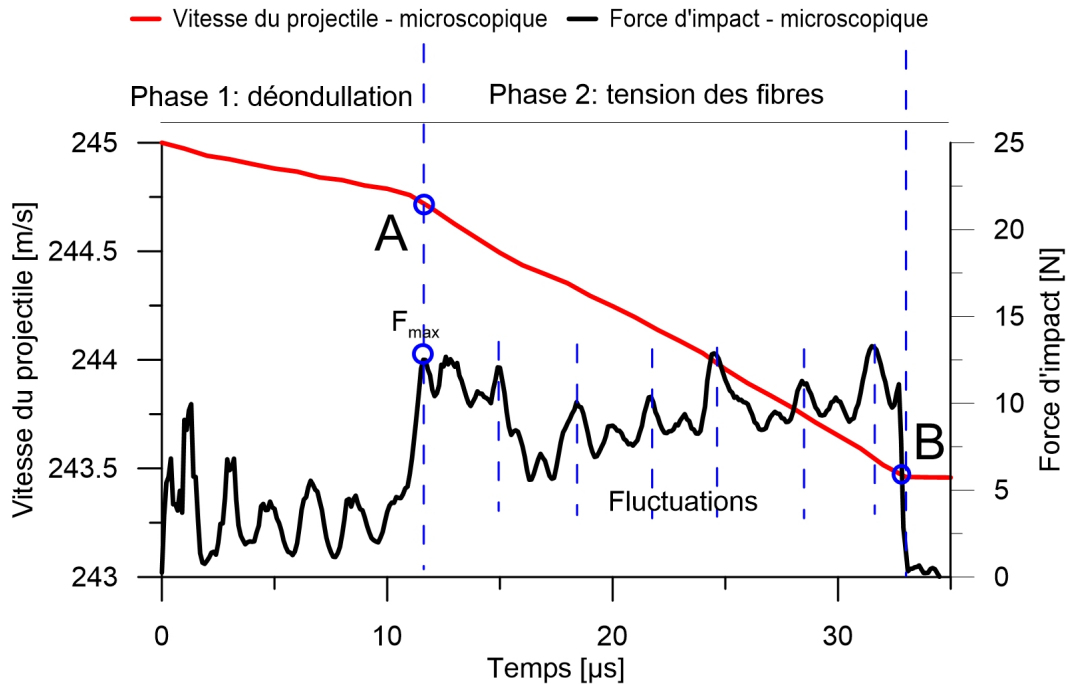


Figure V.7 – Évolution de la vitesse du projectile et force d'impact en fonction du temps (modélisation microscopique d'impact sur un fil).

La seconde phase est caractérisée par une décélération plus forte avec le développement d'une force de tension dans le fil. Ainsi, la déformation du fil augmente provoquant une augmentation considérable de la déformée du fil (Fig. V.8). Au cours de cette phase, on note aussi une fluctuation de la force d'impact avec une fréquence régulière correspondant à un temps de $3 \mu\text{s}$ environ (Fig. V.7). Cette durée peut correspondre au temps parcouru par une onde longitudinale de déformation qui se propage entre le point d'impact et le bord fixe du fil.

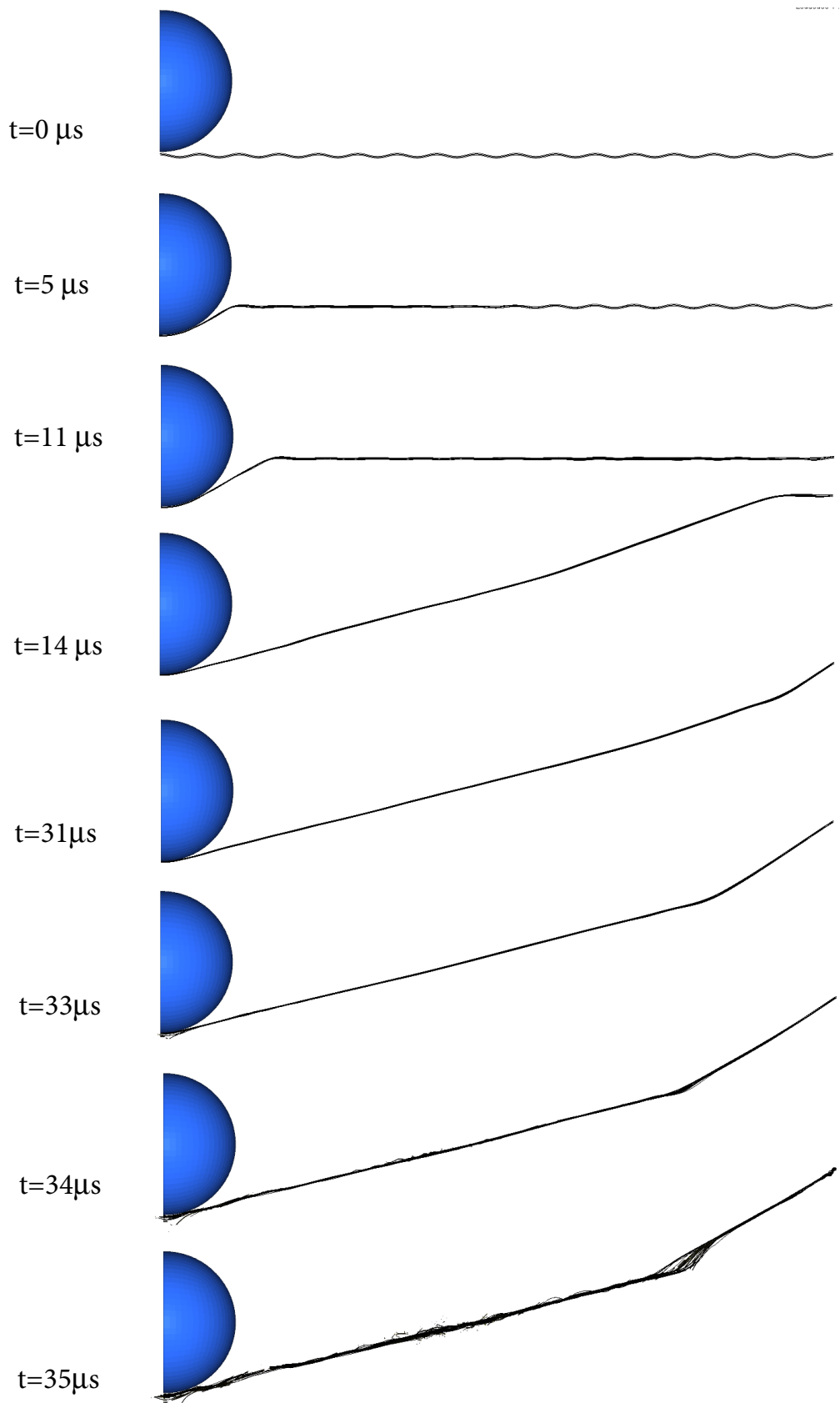


Figure V.8 – Propagation de l'onde transversale dans un fil soumis à un impact transversale à différents instants.

La figure V.9 montre la comparaison entre la modélisation mésoscopique et microscopique de l'impact transversal d'un fil en termes des évolutions de la vitesse du projectile et de la force de l'impact. On note que la rupture du fil est retardé dans le cas de la modélisation mésoscopique à $37\mu\text{s}$ par rapport $34\mu\text{s}$ dans le cas du modèle microscopique. Cela provient de la différence de la section transversale du fil utilisée dans les deux modèles. En effet, il faut noter que le fil mésoscopique est supposé homogène, tandis que le fil microscopique tient compte du vide entre les fibres. C'est pour cette raison que le fil mésoscopique est plus rigide que le fil microscopique. Ce constat peut expliquer aussi les valeurs importantes des forces d'impact maximales obtenues avec une modélisation mésoscopique par aux valeurs obtenues au niveau de la modélisation macroscopique.

Globalement, cette comparaison montre que les hypothèses relative aux fibres, dans le cas d'une modélisation microscopique, conduisent à des résultats correctes.

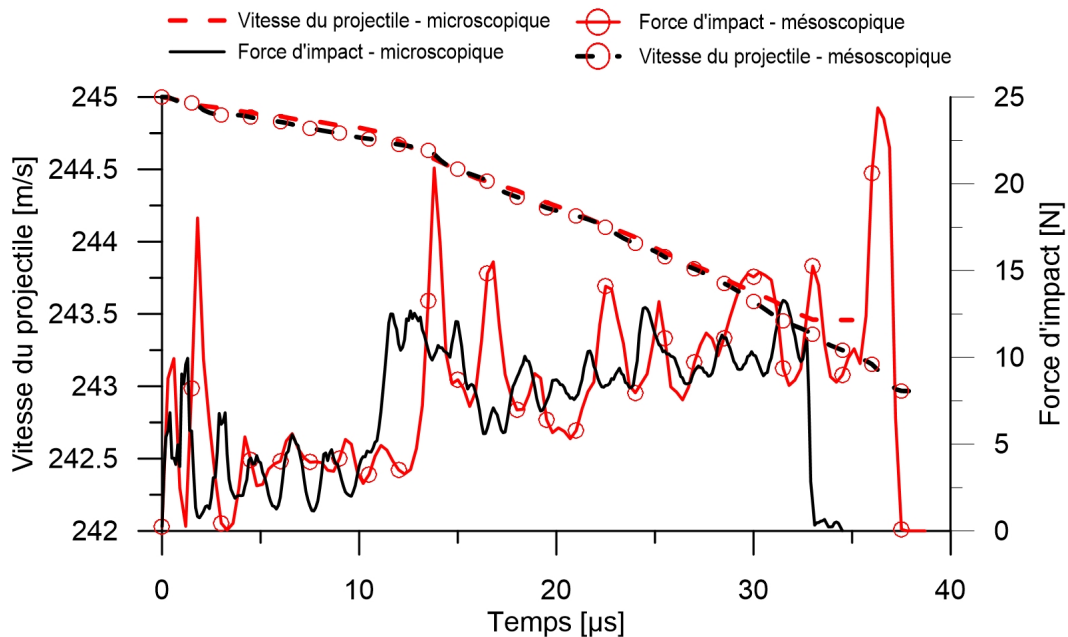


Figure V.9 – Comparaison du comportement d'un fil sous un impact entre la modélisation mésoscopique et microscopique.

La figure V.10 montre une comparaison des modes et des mécanismes de rupture d'un fil dans le cas de modélisation mésoscopique et microscopique. On peut noter que, dans le cas du fil mésoscopique, la rupture se produit à l'échelle des éléments constituant le maillage du fil, et ceci à différents endroits au voisinage du point d'impact du projectile. Par contre, au niveau du fil, modélisé à l'échelle microscopique, la rupture est un processus continue à l'échelle de chaque fibre équivalente. Ce constat décrit mieux le mode de rupture observé lors des test sur des fils : phénomène de fibrillation (Fig. V.11).

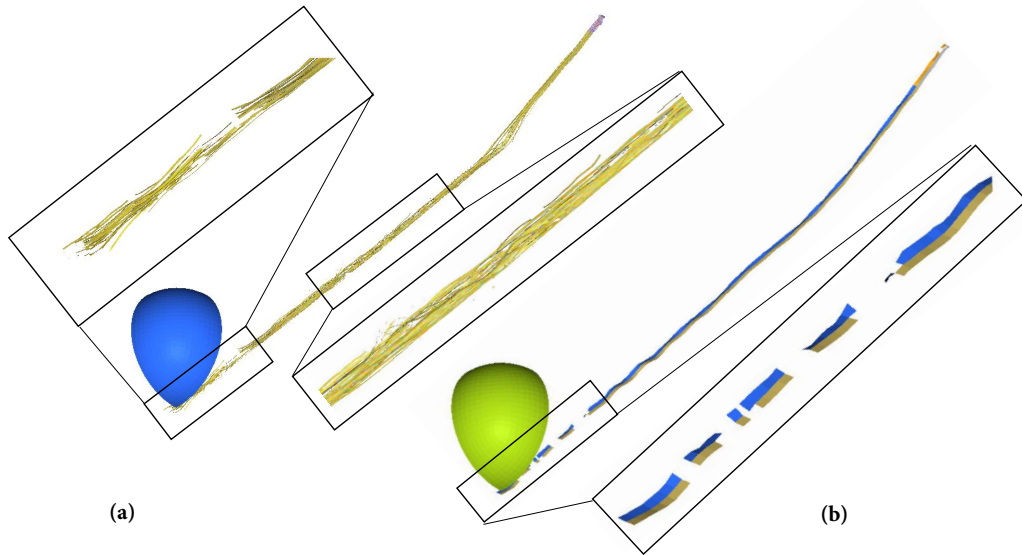


Figure V.10 – État de rupture des fibres : (a) Modélisation microscopique à 35 μ s ; (a) Modélisation mésoscopique à 38 μ s.

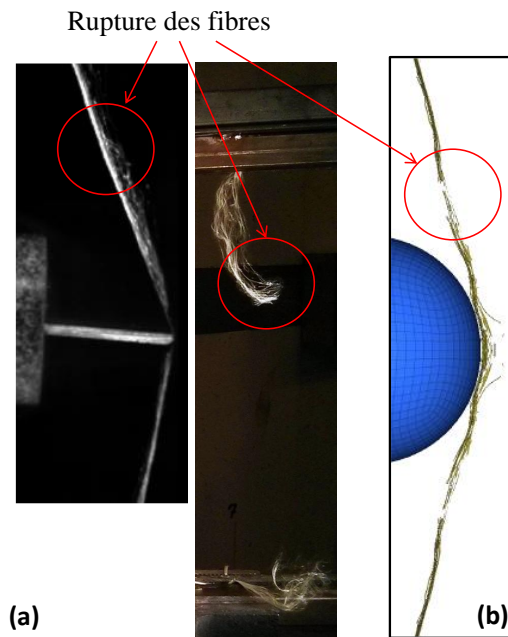


Figure V.11 – Comparaison des modes de rupture d'un fil soumis à un impact balistique par fibrillation : (a) Expérimental ; (b) Modélisation microscopique .

V.2.2 Modélisation microscopique de l'impact sur un tissu

Lors de l'impact d'un tissu, généralement, seulement les fils primaires qui sont en contact avec le projectile sont affectés. C'est pour cette raison que nous étudions le comportement balistique d'un tissu en modélisant uniquement les deux fils, centraux et croisés, à l'échelle microscopique, dans un souci d'alléger le temps de calcul. Ainsi, la totalité du tissu est modélisé à l'échelle mésoscopique. Cette modélisation hybride micro-méso est illustrée par la figure V.12a. La figure V.12b présente un modèle du

quart d'un tissu pour minimiser le temps de calcul.

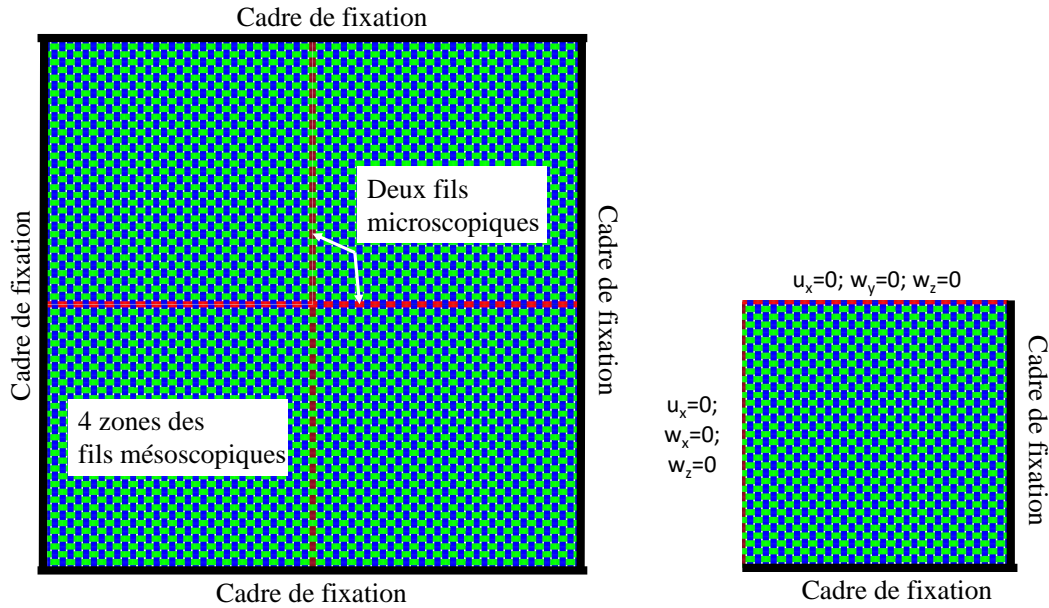


Figure V.12 – Conditions aux limites de la modélisation microscopique : (a) Modèle complet ; (b) Quart du modèle.

Cette figure montre aussi les conditions aux limites utilisées, avec un tissu fixé aux 4 bords. La figure V.13 montre le maillage des fils mésoscopiques ainsi que les deux fils microscopiques centraux du tissu.

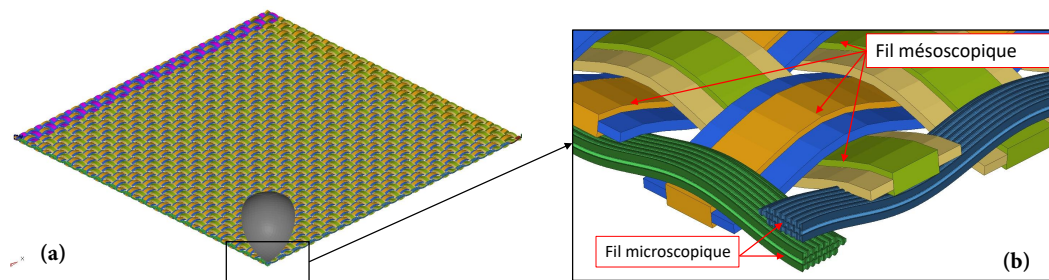


Figure V.13 – Modèle multi-échelle méso-micro d'un tissu 2D avec des éléments coques.

La figure V.14 présente une comparaison du comportement d'un fil soumis à un impact $V_i = 245\text{m/s}$ utilisant une modélisation mésoscopique et microscopique en termes de la vitesse du projectile et de la force d'impact. On peut observer que tous les courbes de deux type de modélisation sont similaires. Toutefois, on note que le fil dans le modèle mésoscopique est plus rigide que celui microscopique. Ceci peut être expliqué par le fait que la prise en compte des fibres dans le modèle micro donne une certaine souplesse au tissu simulé.

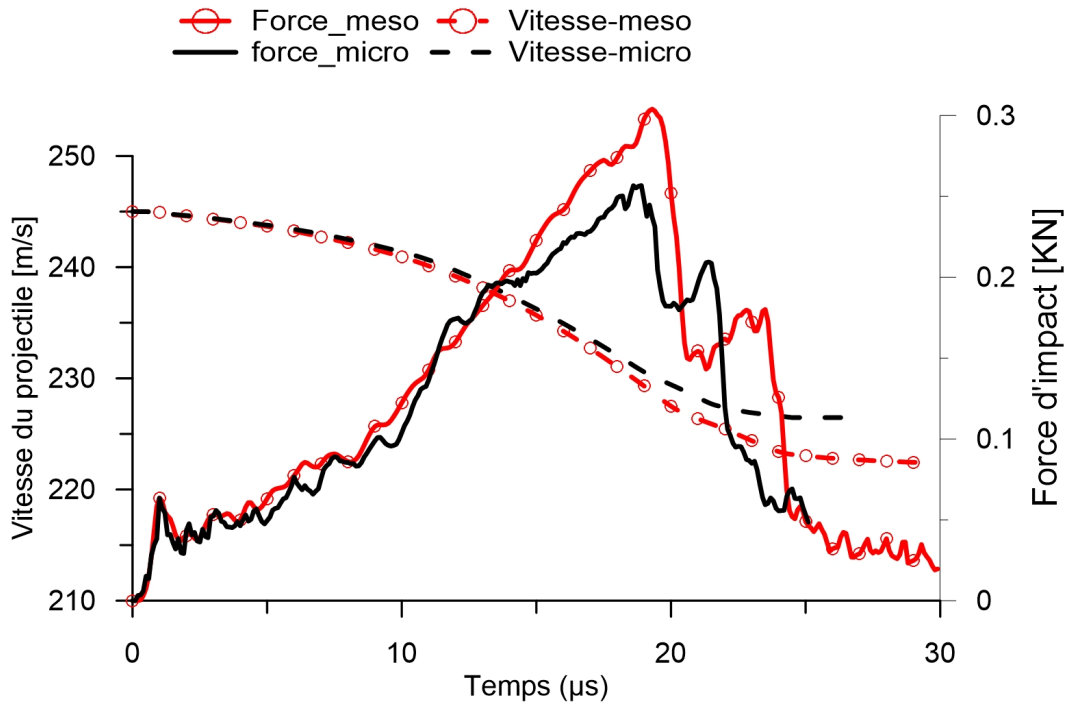


Figure V.14 – Évolutions des vitesses du projectile et des forces d'impact : comparaison des modélisation méso et micro.

Figure V.15 illustre les évolutions d'endommagement à la zone d'impact du tissu des deux modèles utilisés : mésoscopique (Fig. V.15a) et microscopique (Fig. V.15b) entre 17 et 24 μs correspondant aux phases avant et après l'initiation de la rupture du premier fil. Globalement, les deux modèles décrivent correctement la phase d'initiation de la rupture des fils au voisinage de l'impact du projectile. Selon le modèle mésoscopique, la rupture du fil est guidée par la rupture de chaque élément, ce qui n'est pas vraiment conforme à la réalité. On note que la modélisation microscopique permet de mettre en évidence les ruptures à l'échelle des fibres, donnant lieu à une bonne description du phénomène de fibrillation. Ce phénomène constitue le mode essentiel de rupture des fils.

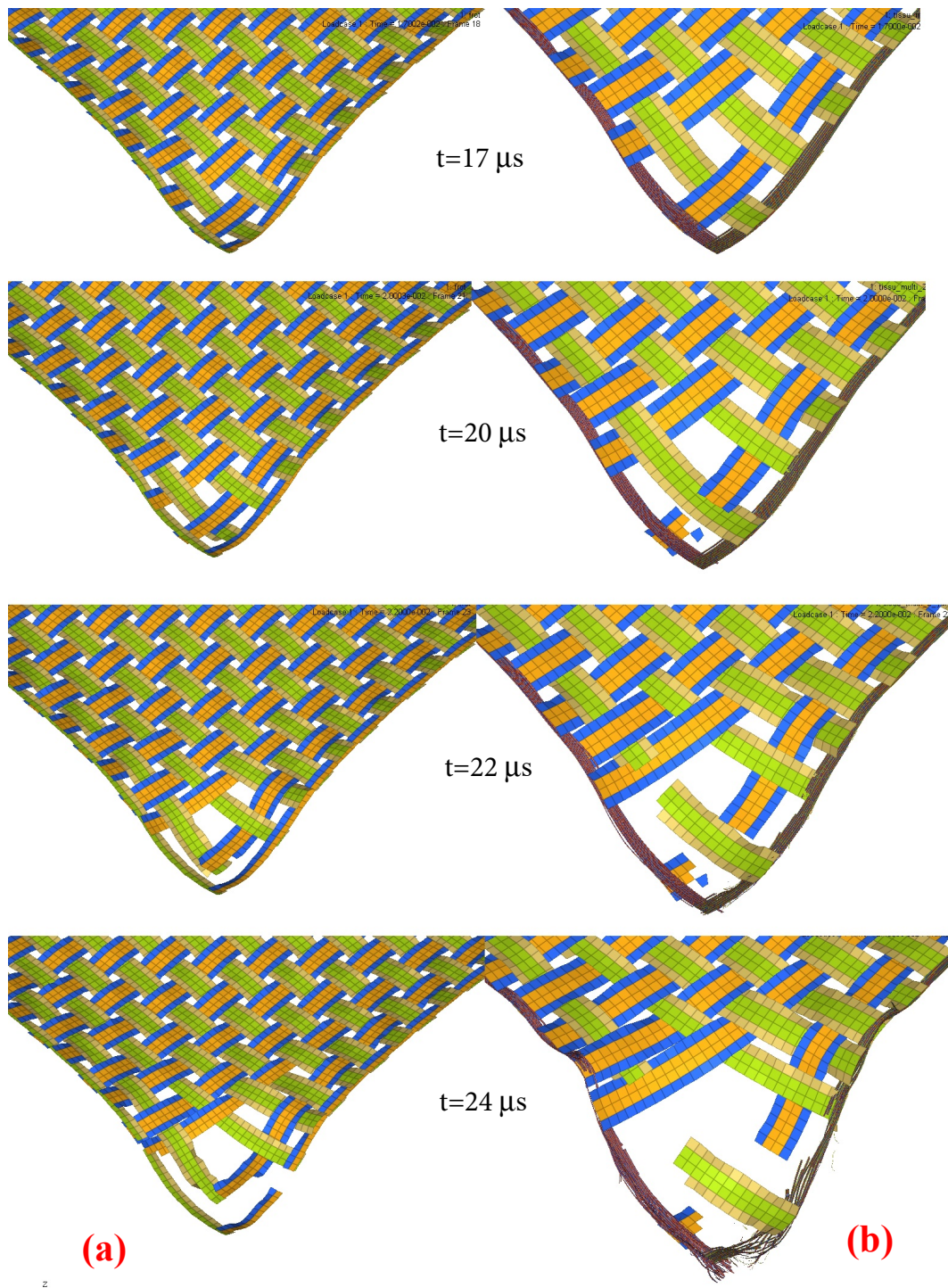


Figure V.15 – Comparaison l'état d'endommagement du tissu à la zone d'impact à différents instants : (a) Modèle mésoscopique ; (b) Modèle microscopique.

V.3 Modélisation microscopique utilisant des éléments solides

Dans cette partie, nous nous proposons d'étudier un tissu à un impact en considérant une modélisation multi-échelle : (i) modélisation microscopique au niveau de la zone centrale du tissu, utilisant des fibre et (ii) une modélisation mésoscopique

de la zone non affectée. La modélisation microscopique utilise 42 fibres équivalentes en choisissant des éléments solides. La figure V.16 illustre l'étendue de deux zones. Dans cette configuration, tous les fils centraux sont modélisés selon deux échelles. Ceci nécessite de vérifier la continuité au niveau de l'interface méso/micro. Les détails de la modélisation méso/micro des fils sont illustrés par la figure V.17

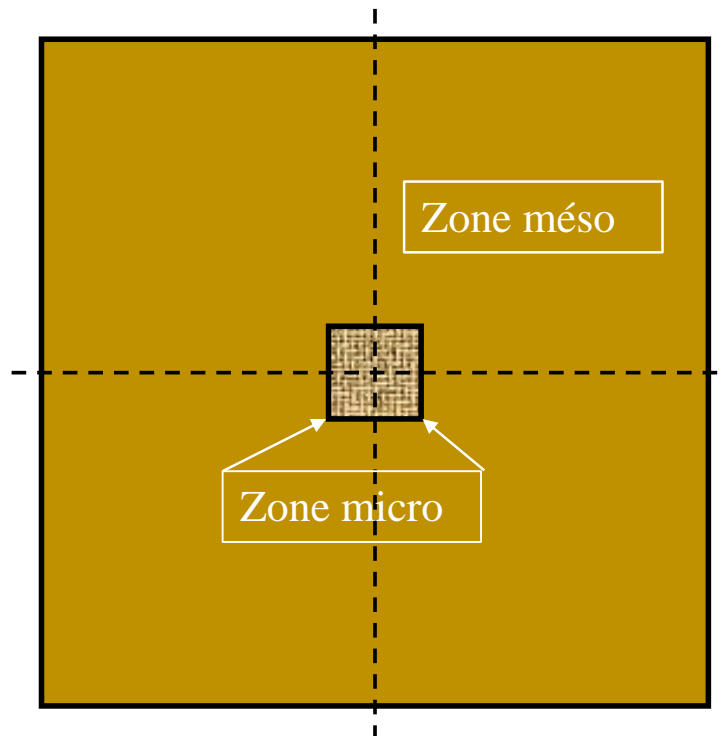


Figure V.16 – Conceptualisation du modèle multiéchelle méso/micro.

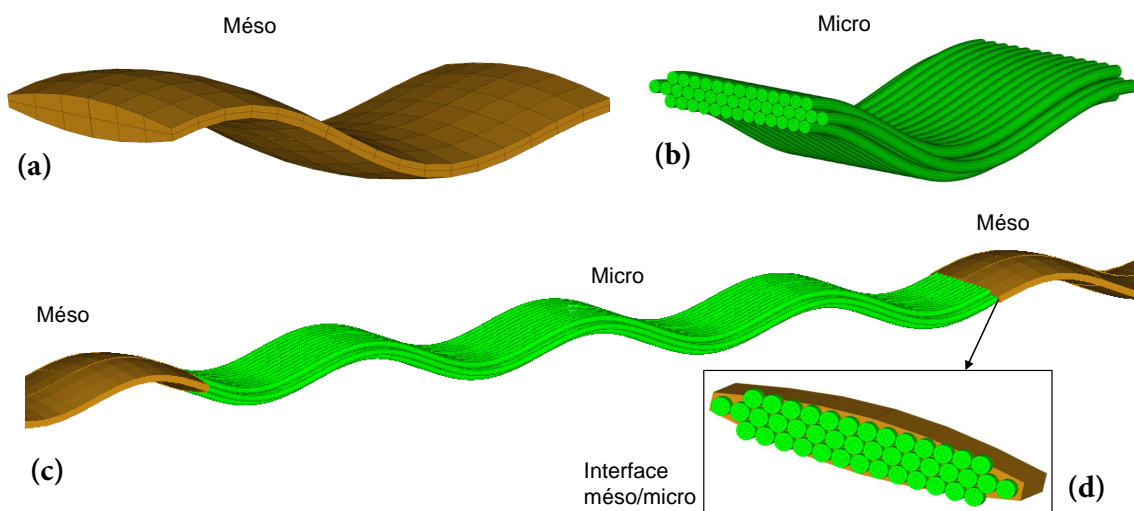


Figure V.17 – Détails d'un modèle multi-échelle : (a) Fil méso ; (b) Fil micro ; (c) Interface micro/méso.

V.3.1 Continuité de l'interface méso-micro

Cette section présente une approche cohérente utilisée pour estimer certains paramètres géométriques et matériels au niveau de l'interface méso/micro. Les deux conditions principales à satisfaire lors de la modélisation de la région globale sont :

- (i) Assurer la même densité de surface du tissu dans la zone mésoscopique ou la conservation de la masse du tissu. Ce qui nous permet de déterminer une masse volumique de la partie mésoscopique.
- (ii) Assurer la continuité de l'impédance à travers l'interface micro-méso. Cela permettra d'assurer le transfert et la propagation des ondes de déformation longitudinales à travers l'interface. Si l'impédance entre deux côtés ne correspond pas, il y aura des réflexions de l'onde longitudinale à l'interface micro-méso provoquant une rupture du fil prématurée due à une concentration de la contrainte à cet interface. Les modules d'élasticité de la partie mésoscopique peuvent être déterminés à partir de cette condition.

En fixant la densité des fibres de la partie mésoscopique, la densité de la partie mésoscopique peut être déterminée à partir de l'exigence de conservation de la masse, ce qui conduit à :

$$\begin{aligned} \text{densité de la fibre microscopique} &= \rho_y = 1440 \text{kg/m}^3 \\ \text{densité du fil mésoscopique} &= 1211 \text{kg/m}^3 \end{aligned}$$

Il est évident que la densité de la partie mésoscopique sera plus petite que celle des fibres en raison de l'architecture homogénéisée qui comprend la porosité du tissu.

L'impédance acoustique ($Z = \rho c A$) totale du fil méso et micro est respectivement donnée par :

$$Z_{\text{méso}} = A_y \rho_y C_y = A_y \sqrt{E_y \rho_y} \quad (\text{V.1})$$

$$Z_{\text{micro}} = n_f A_f \sqrt{E_f \rho_f} \quad (\text{V.2})$$

Où :

- Les indices "y" et "f" représentent le fil méso et la fibre,
- C : Vitesse des ondes de déformation qui se propagent dans le fil mésoscopique le long du fil. Ici, les vitesses des ondes de déformation longitudinales et de déformation de cisaillement sont respectivement donnés par les formules suivantes :

$$C_y^l = \sqrt{\frac{E_y}{\rho_y}}; \quad C_y^c = \sqrt{\frac{G_y}{\rho_y}}$$

- A : Section transversale du fil méso ou de la fibre,
- ρ : Densité volumique,
- E : Module d'élasticité,
- n_f : Nombre des fibres dans un fil.

L'équilibre de l'impédance, entre un fil méso et un fil micro, conduit à :

$$E_y = n_f^2 \frac{A_f^2 \rho_f}{A_y^2 \rho_y} E_f = n_f^2 \frac{A_f^2}{A_y^2} \frac{\frac{A_y \rho_y}{\pi r_f^2 n_f}}{\rho_y} E_f = n_f \frac{A_f}{A_y} E_f \quad (\text{V.3})$$

Au final, on obtient donc :

$$E_y^{33} = \frac{44 \times \pi \times 18^2}{\frac{1}{4} \times \pi \times 115 \times 590} 84.62 = 71.12 \text{GPa} \quad (\text{V.4})$$

$$G_y^{31} = \frac{44 \times \pi \times 18^2}{\frac{1}{4} \times \pi \times 115 \times 590} 24.4 = 20.51 \text{GPa} \quad (\text{V.5})$$

Il est bien connu que le choix d'un modèle multi-échelle pose un problème lié à la continuité des paramètres au niveau de l'interface méso/micro. Pour vérifier la continuité de l'interface entre la zone mésoscopique et microscopique d'un fil multi-échelle, nous considérons un test de traction simple à une vitesse de 100 m/s d'un fil de 100 mm de longueur totale pour trois configuration : un fil méso, un fil multi-échelle et un fil micro. Chaque fil est fixé à une extrémité est sollicité par une force de traction appliquée à l'extrémité libre avec une vitesse de 100m/s. La figure [V.18](#) illustre les détails des 3 configurations analysées dans cette section.

Les calculs sont effectués en utilisant les différentes propriétés physiques et mécaniques du fil micro et méso, déterminées précédemment. Tout le long du test de traction, conduit à une vitesse de 100m/s, la propagation de l'onde de déformation longitudinale est contrôlée. L'objectif de ces tests est de comparer les réponses obtenues dans les 3 configurations étudiées.

La figure [V.19](#) montre la propagation de l'onde de déformation dans le fil correspondant à 3 instants entre 0.1 et 1.4 μs . Cette figure montre l'existence d'une continuité des impédances au niveau des interfaces méso/micro. Cette vérification est nécessaire à la suite des calculs numérique concernant l'étude d'un impact balistique sur :

- un fil micro/méso,
- un tissu micro/méso,

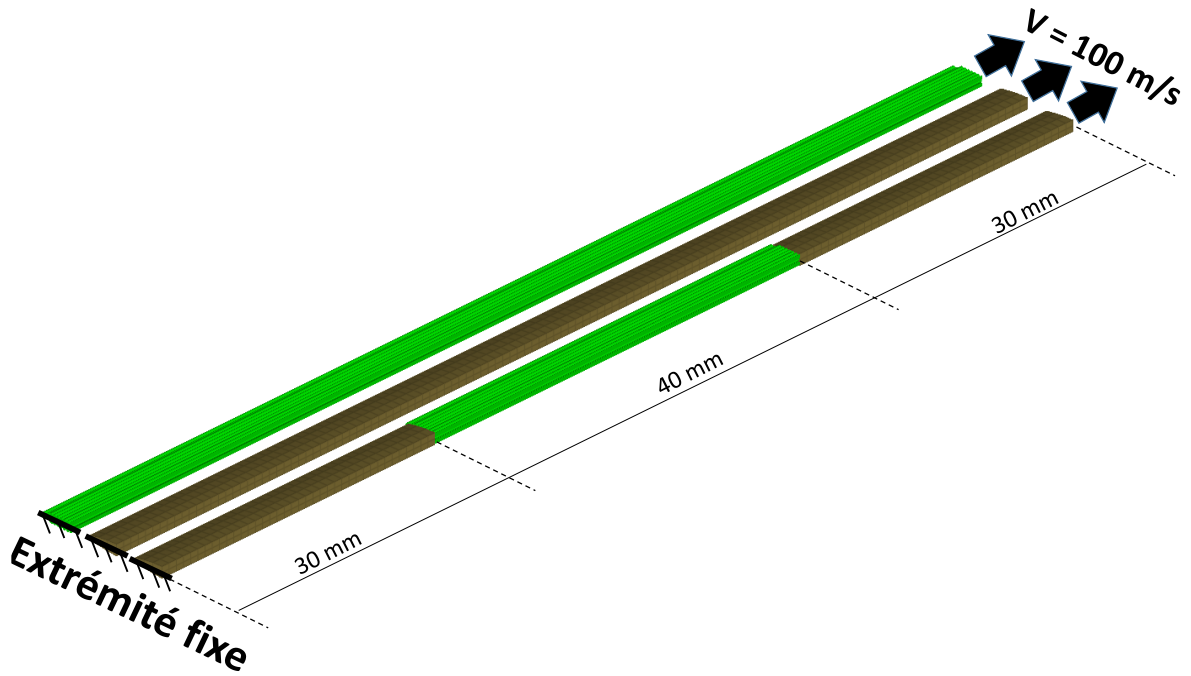


Figure V.18 – Vérification de la continuité

La comparaison de la propagation de l'onde de contrainte le long des fils aux instants différents est montrée dans la figure V.19. On note que l'onde longitudinale se propage en même vitesse dans les trois types de fil. Cette figure indique la continuité des l'impédance à travers de l'interface méso-micro.

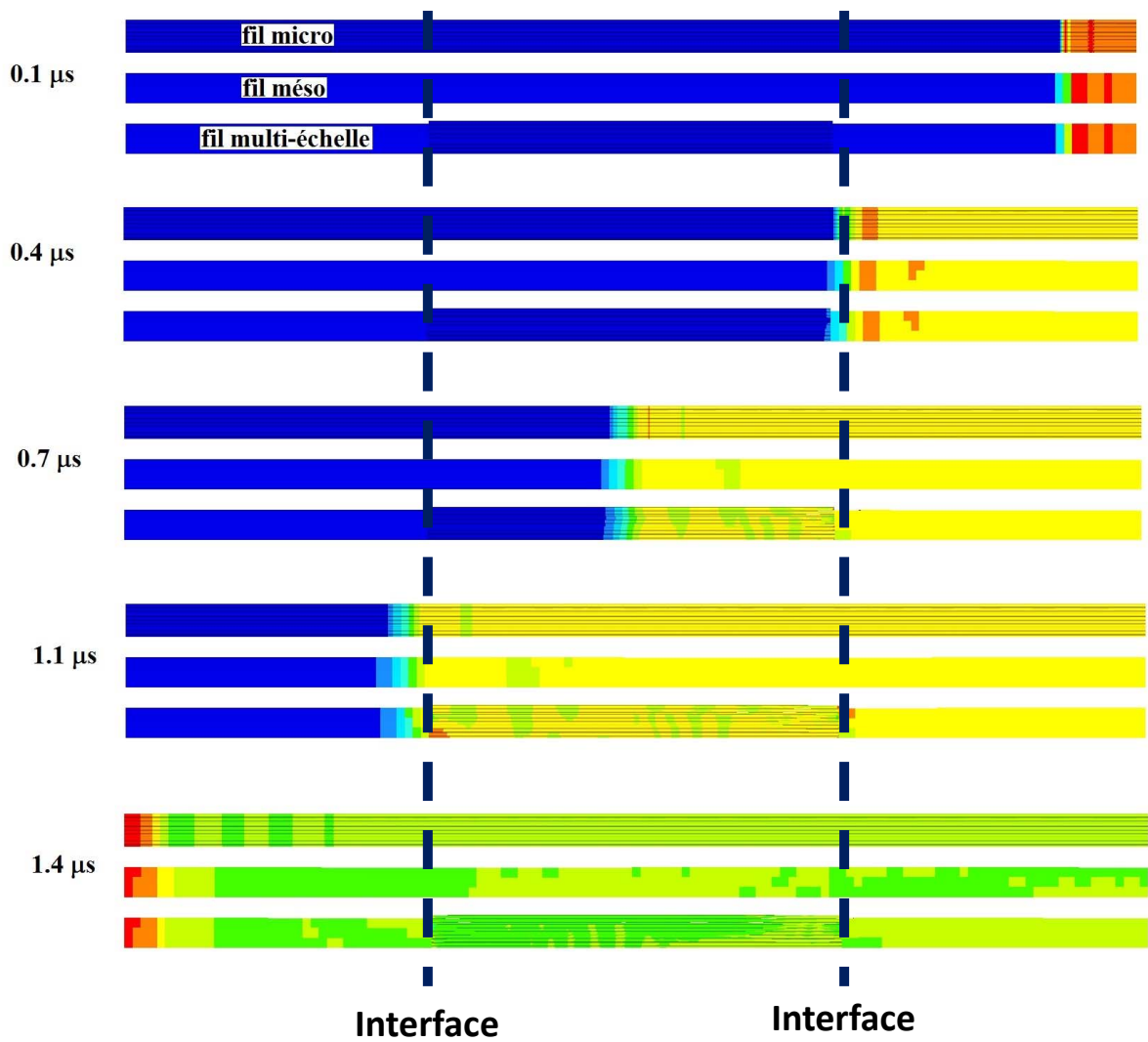


Figure V.19 – Propagation de l'onde longitudinale le long du fil

V.3.2 Impact sur un fil micro-méso

Dans ce cas d'impact sur un seul fil ondulé, les conditions de calcul sont similaires à la partie précédente. La partie centrale du fil est modélisé à une échelle micro (42 fibres équivalentes).

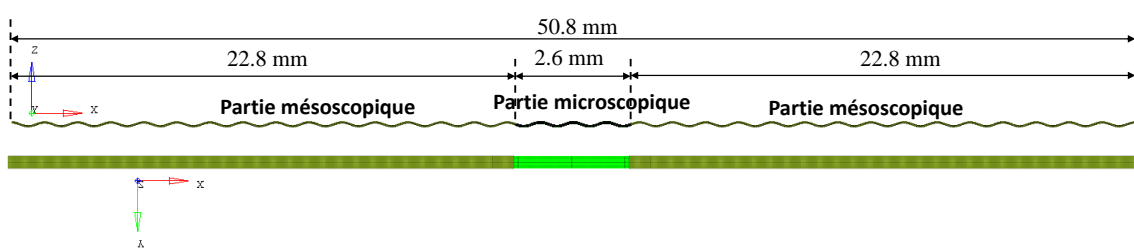


Figure V.20 – Configuration d'un fil méso/micro

La figure V.21 donne les détails géométriques retenue dans cette modélisation. Seule la moitié du système d'impact (fil + projectile) est considérée.

La figure V.21 compare les réponse balistiques entre un fil micro, avec des éléments coques et un fil micro/méso avec des élément solides en termes des évolutions des vitesses du projectile et des forces d'impact. Globalement, on note des évolutions similaire. Cependant, le modèle utilisant des éléments solide dans une certaine souplesse au fil.

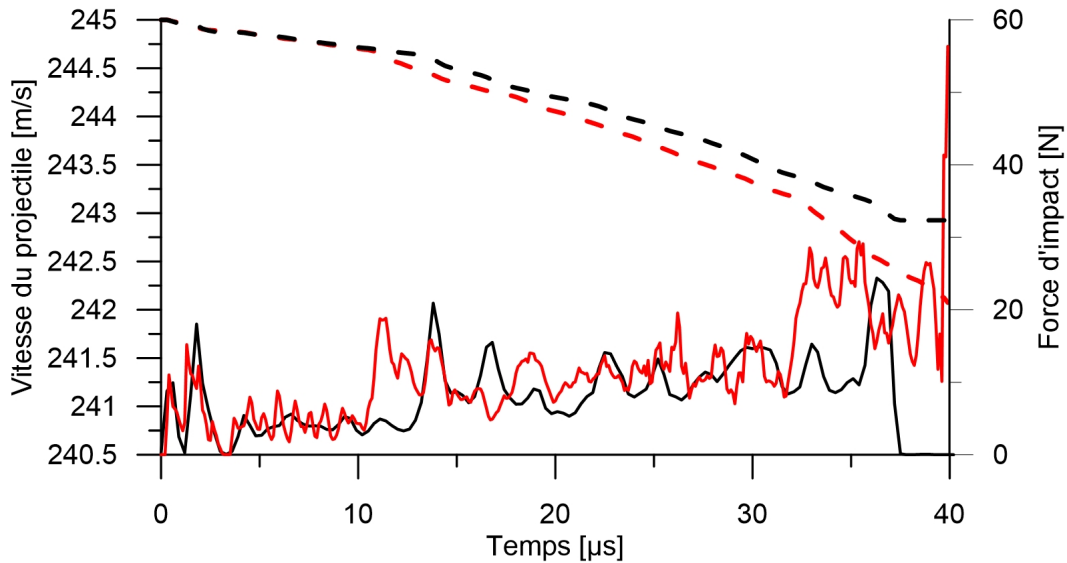


Figure V.21 – Évolution de la vitesse du projectile et de la force d'impact en fonction du temps : comparaison entre modélisation méso et micro.

Les figures V.22 et V.23 et mettent en évidence les mécanismes de déformation des fibres en contact du projectile entre l'instant de contact jusqu'à $30 \mu s$. On constate un fort glissement entre les fibres à partir de $6 \mu s$, au delà de la partie d'impact correspondant à la phase de dé-ondulation du fil. Ce type de glissement est souvent observé spécialement dans les fils se trouvant sous le projectile. Ce résultat montre l'intérêt d'effectuer une modélisation à l'échelle micro qui permet de tenir compte des mouvements des fibres, ce qui n'est pas possible avec une modélisation méso.

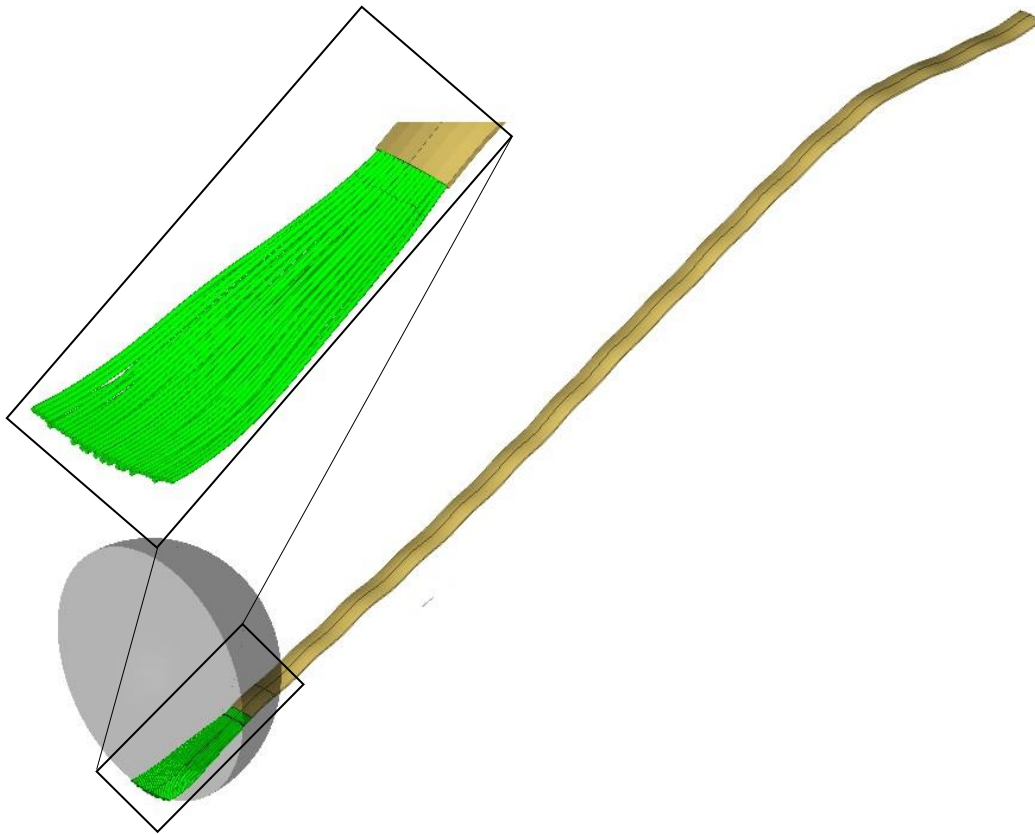


Figure V.22 – Déformation du fil à $30 \mu\text{s}$ dans la modélisation multi-échelle méso/micro.

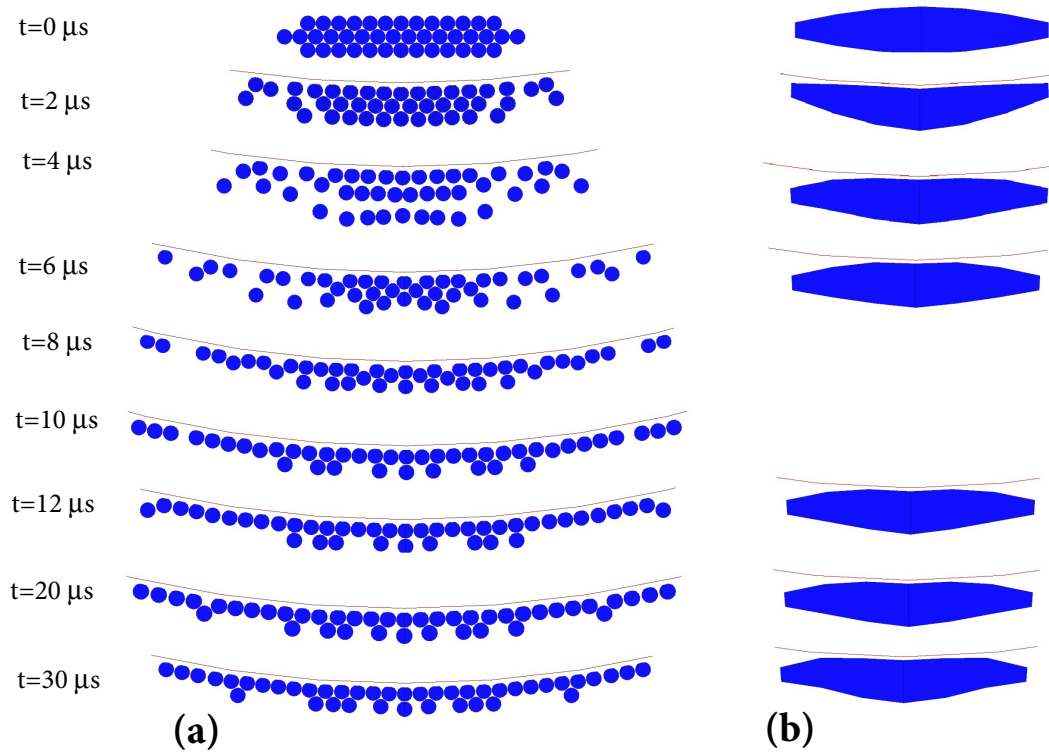


Figure V.23 – Évolution de la section transversale du fil à différents instants au cours de l'impact.

V.3.3 Impact sur un tissu multi échelle

Dans cette partie, nous étudions la configuration correspondant à une modélisation micro-méso d'un tissu ayant des caractéristiques pyrrhique et mécanique similaires à celles utilisées précédemment. En effet, on considère le tissu à l'échelle méso (échelle du fil) en intégrant une partie centrale à l'échelle micro (fibres). Cette partie est de forme carrée ayant une dimension du même ordre de grandeur que le diamètre du projectile ($d=5.35$ mm) (Fig. V.24). Ce choix est motivé par l'allègement du temps de calculs. Le coefficient de frottement μ_s entre les fibres est de 0.2.

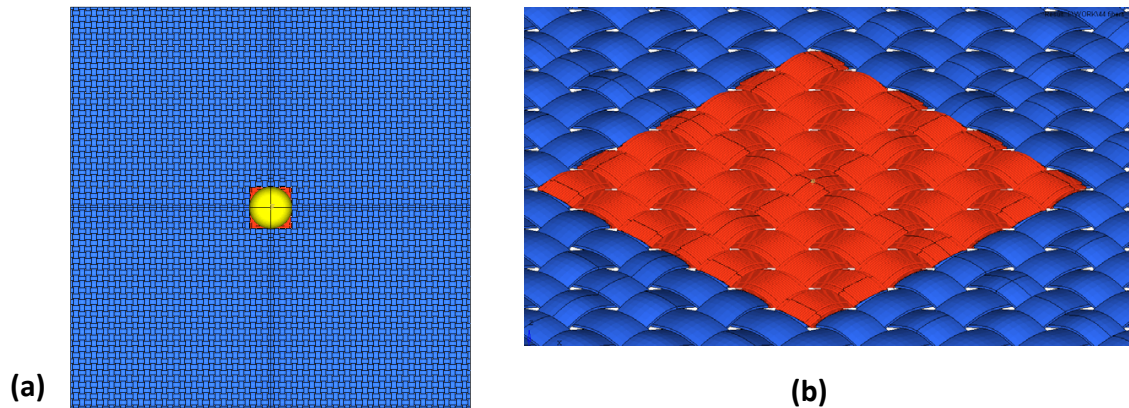


Figure V.24 – Définition du modèle multi-échelle d'un tissu 2D : (a) Vue globale ; (b) Vue locale au point d'impact.

La figure V.25 montre l'évolution de la vitesse du projectile en fonction du temps obtenue par les modèles multi-échelles et mésoscopique pour une vitesse d'impact de 245 m/s. Globalement, on note un net accord entre les deux modèles en termes d'évolution de la vitesse du projectile jusqu'à $10 \mu s$ qui correspond à la phase de dé-ondulation des fils primaires. Durant cette phase, on note une redistribution importante des fibres dans la partie micro comme illustré dans la figure V.25. À la fin de la phase de dé-ondulation, quand les fils primaires sont totalement tendus à $10 \mu s$, les fibres continuent la phase de glissement. Après $20 \mu s$, on peut observer que les fibres et la position relative entre les fibres ne change presque pas (Fig. V.25c). Les fibres dans les fils parviennent à un état stable et équilibré.

De même, on note la différence entre deux courbes ce qui provient du fait que les propriétés des fils mésoscopique ont été recalculées pour assurer une continuité de l'impédance à travers la jonction entre deux parties méso/micro du fil et par conséquent ils sont plus petits que les propriétés des fibres (voir chapitre II).

Tous ces résultats montrent à quel point le modèle micro apporte plusieurs informations importantes permettant de mieux cerner et reproduire les mécanismes de déformation d'un fil situé dans la zone affectée par l'impact sous le projectile dans le cas d'un tissu.

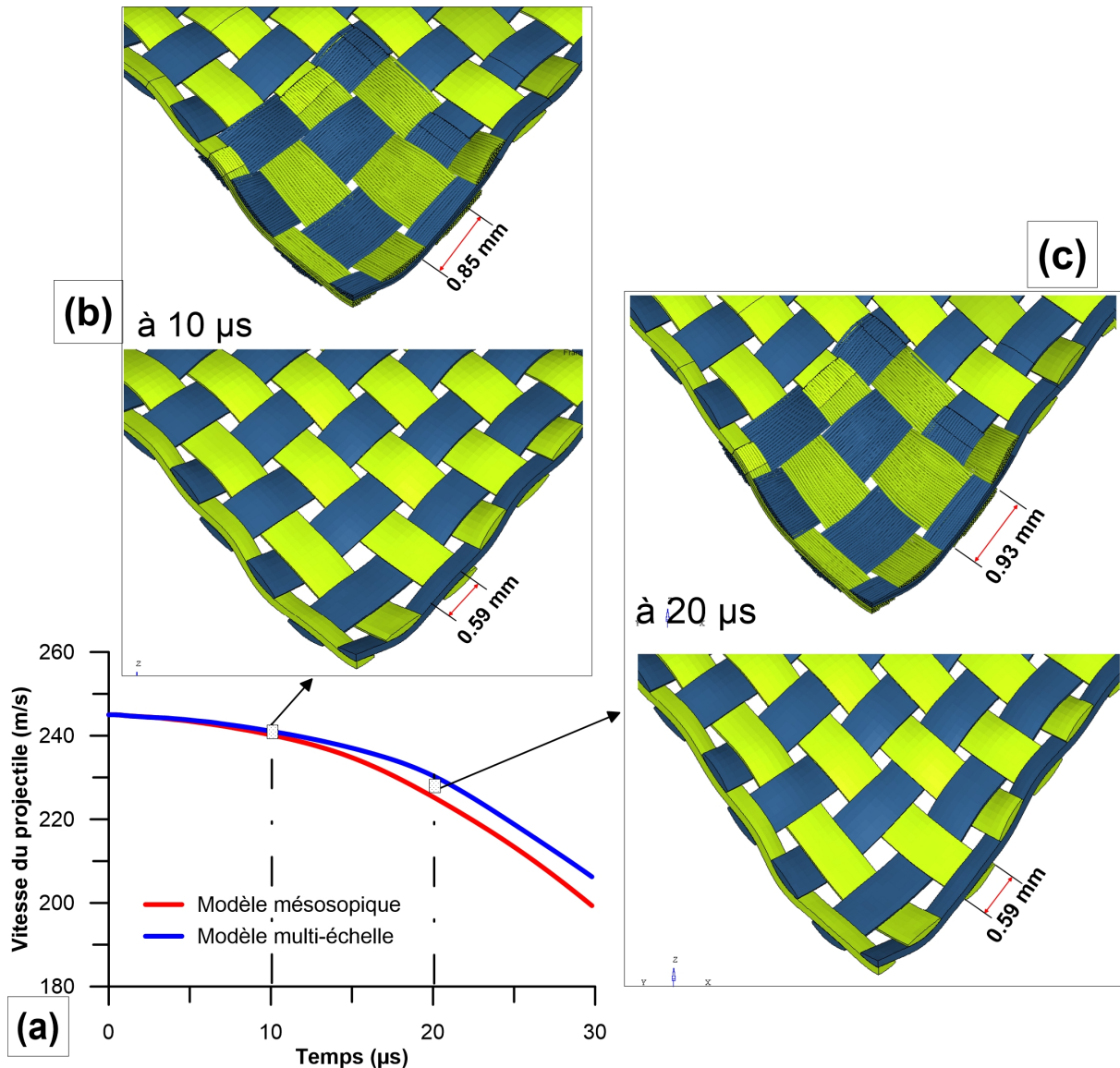


Figure V.25 – Évolution de la vitesse de projectile en fonction du temps : modélisation méso et méso/micro.

En effet, le premier 20 μs est la phase dé-ondulée des fils primaires où ils commencent dé-onduler après l'impact et ils sont totalement tendu à la fin de cette phase. Durant cette phase, on note une redistribution importante des fibres dans le modèle muti-échelle comme montré dans la figure V.25. Figure V.25b montre l'état de la zone d'impact du tissu à 5 μs , comme les fils primaires qui sont en contact avec le projectile sont tendues localement dans la zone d'impact, les fibres de chaque fil primaire s'approchent entre eux. La largeur initiale d'un fil microscopique est égale à 0.67 mm. À 10 μs , comme les fils primaires continuent être dé-ondulés, on note sur la figure V.25c que les fils primaires sont clairement aplatis et étalés. La largeur d'un fil est élargie égale à 0.85 mm (Fig. V.25c). À la fin de la phase dé-ondulée, quand les fils primaires sont totalement tendus à 20 μs (voir chapitre 1), l'aplatissement et l'étalement du fil dans le modèle multi-échelle atteignent ses états maximum comme montré dans la figure V.25d où la largeur du fil est égale à 0.93 mm. Après 20 μs , on peut observer que les fibres sont totalement réorganisé. La dimension de la section transversale du fil et la position relative entre les fibres ne change

presque pas (Fig. V.25d). Les fibres dans les fils parviennent à un état stable et équilibré.

Contrairement, durant le processus d'impact, comme les fils sont supposés élastique, homogène et isotrope dans la section transversale, le modèle mésoscopique ne montre pas un changement de la section transversale des fils primaires. La figure V.25 montre que la section transversale des fils primaires ne change pas sous la pression du projectile est des autres fils.

La figure V.26 donne les détails des déformations locales de chaque fibre constituant le fil. Dans cette figure, la phase de dé-ondulation (de 0 à 10 μs et la phase de tension du fil primaire (au delà de 10 μs) sont correctement mises en évidence.

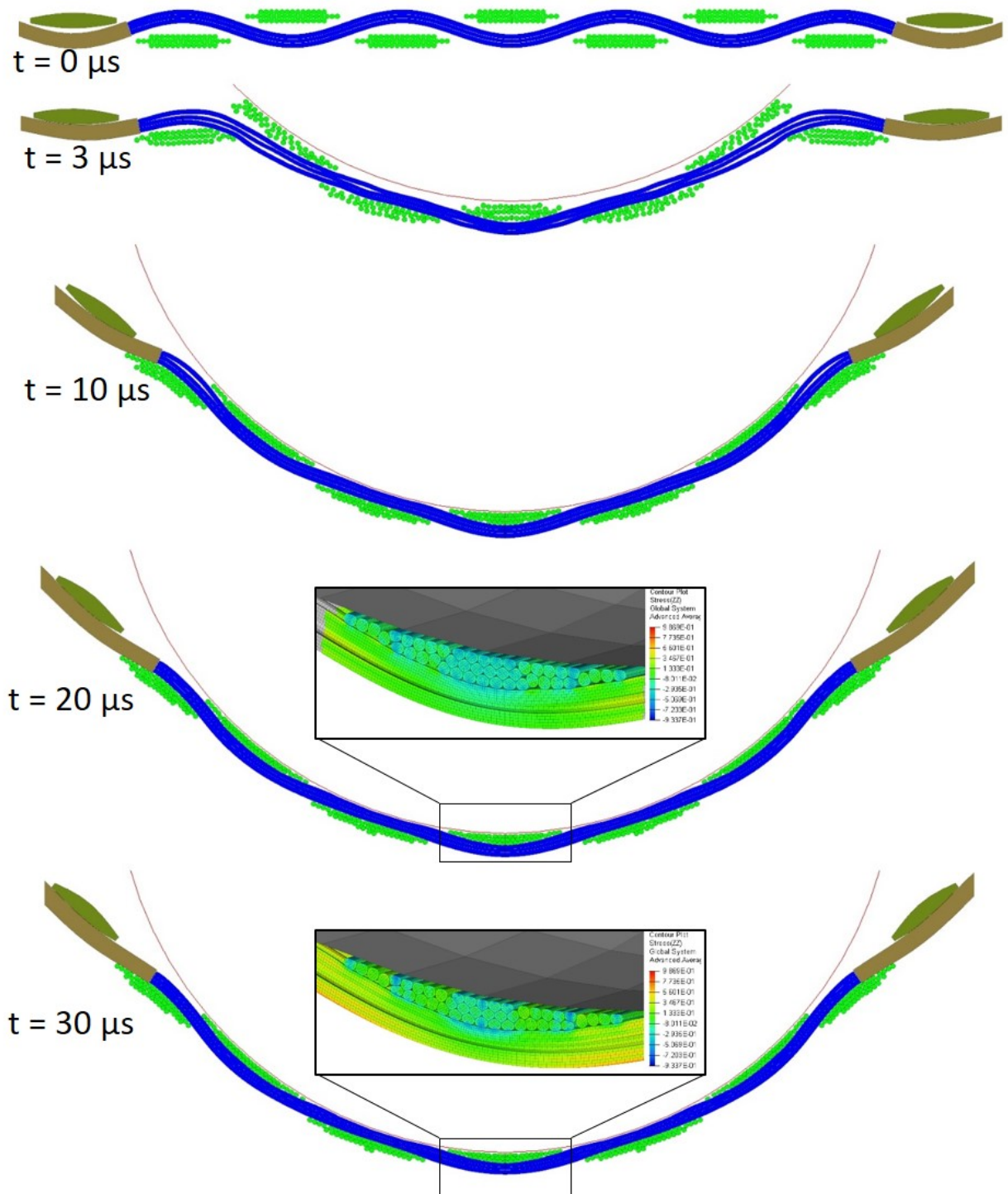


Figure V.26 – Modes de déformation des fils du tissu dans la zone d'impact

Aussi, nous pouvons noter que le mode et les mécanismes de déformation dans la zone d'élaboration de l'impact sont bien illustrés par la figure V.27a. En effet, les fibres subissent une compression transversale lors de l'impact ce qui se traduit par un aplatissement de leur forme initiale circulaire. De plus, l'utilisation des éléments solides traduit correctement les phénomènes d'interférence entre les fibres, en particulier celles situées en contact avec le projectile. Les isovaleurs de déformation de compression sont à comparer avec les résultats déterminés précédemment au chapitre IV portant sur la compression transversale des fils.

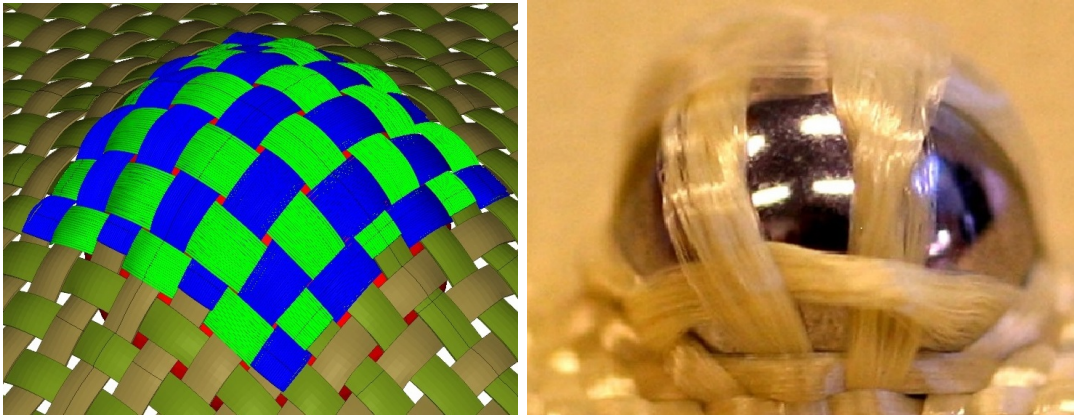


Figure V.27 – Mouvement des fibres sous le projectile dans la zone d'impact d'un tissu : (a) Modélisation méso/micro ; (b) Observation expérimentale [Nilakantan, 2013].

En analyse la face arrière du tissu au point d'impact, la modélisation micro met bien en évidence les mouvements de glissement entre les fibres, ce qui correspond à la réalité des essais (Fig. V.27b). On note aussi la forte tension dans les fibres.

Conclusions générales et perspectives

Conclusions générales

Dans le cadre du travail de thèse, nous nous sommes intéressés plus particulièrement à l'étude et à l'analyse des performances balistiques d'un tissu 2D et 3D en utilisant des modélisations numériques. L'objectif visé de cette investigation est de prendre en compte l'échelle du fil et de la fibre d'un tissu soumis à un impact en développant une modélisation mésoscopique (échelle du fil) et une modélisation microscopique (échelle des fibres). A l'issue de cette étude, nous pouvons tirer les conclusions principales suivantes :

Concernant les influences des propriétés physiques et mécaniques du fil sur le comportement balistique d'un tissu :

Une modélisation numérique a été proposée en se basant sur une approche à une échelle mésoscopique et utilisant des éléments coques pour décrire le comportement balistique d'un tissu 2D. En effet, une analyse du comportement balistique du tissu en termes d'évolution de la vitesse du projectile et des énergies transférés du projectile au tissu en fonction du temps est réalisée pour deux cas d'impact sur un tissu 2D : impact avec perforation et sans perforation. Pour chaque configuration, nous avons mis en évidence les différentes zones qui décrivent les mécanismes physiques se produisant lors d'un impact balistique sur un tissu. Nous avons développé aussi une étude de sensibilité paramétrique des caractéristiques mécaniques et physiques du fil sur le comportement dynamique d'un tissu. Cette investigation a montré que :

- l'augmentation de la densité du fil peut décélérer plus rapidement la vitesse du projectile dans la première phase de l'impact. Mais d'une manière générale, la densité de fil affecte peu le temps d'arrêt du projectile dans le cas d'impact sans perforation ainsi que la vitesse résiduelle du projectile dans le cas d'impact perforant.
- un module d'élasticité longitudinal élevé peut conduire à une rupture prématurée des fils primaires, donc à une perforation du tissu, même avec une vitesse d'impact faible. Globalement, on peut noter que la résistance du fil joue un rôle très majeur pour améliorer la performance balistique d'un tissu, du fait que la rupture des fils primaires est due généralement aux forces de tension. En effet,

une résistance plus élevée du fil retarde la rupture de fils primaires permettant au tissu d'absorber plus d'énergie du projectile.

Concernant les effets de la localisation de l'impact :

Une étude numérique a porté sur les effets de localisation locale et globale de l'impact sur le comportement balistique du tissu 3D interlock. Cette démarche s'inscrit dans un souci de prendre en compte les incertitudes expérimentales rencontrées lors des essais balistiques. Dans notre cas, deux impacts au centre du tissu et au centre d'un quart du tissu ont été modélisés pour étudier la localisation globale de l'impact. Ainsi que deux types de localisation locale du point d'impact concernant la position relative des fils de trame et des fils de chaîne ont été utilisés dans cette étude. Cette étude a montré que :

- les fils de chaîne jouent un rôle important pour la tenue balistique d'un tissu 3D. En effet, si un fil de chaîne est en contact direct avec le projectile, on assiste à sa rupture par cisaillement, ce qui affecte les propriétés balistiques du tissu. Au contraire, si le fil de chaîne se trouve dans la face arrière du point d'impact, sa résistance en traction favorise la performance balistique du tissu.
- Concernant l'effet de localisation globale, la performance balistique dans le cas de l'impact du centre de quart du tissu est affectée par les effets de bord, conduisant à une faible pyramide de déformation et des glissements importants des fils. Au contraire, l'impact central est accompagné par une large pyramide de déformation et présente de fait une configuration bénéfique pour la résistance balistique d'un tissu 3D. Globalement, les résultats numériques obtenus ont été validés par des données expérimentales.

Concernant le comportement en compression transversale d'un fil à l'échelle microscopique :

Une étude numérique à l'échelle microscopique pour évaluer le comportement en compression transversale d'un fil de para-aramide a été développée en considérant une fibre seule, un bloc des plusieurs fibres ainsi qu'un fil composé de 400 fibres. Les interactions et les frottements entre les fibres dans un fil ont été pris en compte. Des calculs numériques ont été effectués dans le cas d'une compression transversale en utilisant l'hypothèse de déformation plane et validés par des solutions analytiques et des données expérimentales.

Les résultats obtenus ont montré que le comportement en compression transversale d'un fil est fortement non-linéaire. Cette non-linéarité est affectée au phénomène à la variation de la densité du fil avec l'augmentation de la déformation au cours de la phase de compression des fibres.

Concernant le comportement d'un fil et d'un tissu à l'échelle microscopique :

Une étude numérique microscopique sur le comportement balistique d'un fil et d'un tissu 2D de para-aramide en considérant 42 fibres équivalentes (en réalité, un fil est composé de 400 fibres environ) a été effectuée en utilisant des éléments coques et des éléments solides. Cette démarche a mis en évidence les modes et les mécanismes de déformation et de rupture qui se produisent à l'échelle des fibres. En effet, la modélisation microscopique permet de reproduire clairement le phénomène de fibrillation, souvent observé lors de la rupture des fils d'un tissu soumis à un impact balistique. Aussi, cette échelle de modélisation est pertinente car elle décrit correctement les interactions, l'écrasement et les glissements entre les fibres qui sont en contact avec le projectile.

Perspectives

A l'issue du travail de cette thèse, plusieurs pistes de perspectives restent ouvertes à la fois sur le plan numérique que sur le plan expérimental :

Sur le plan numérique

- Développement d'une loi de comportement en compression transversale des fibres prenant en compte le taux de déformation.
- Compléter le modèle microscopique en intégrant un critère de rupture qui permet une prédiction complète de la réponse balistique d'un tissu 2D.
- Modélisation d'un tissu soumis à une charge dynamique en utilisant la technique d'homogénéisation numérique.

Sur le plan expérimental

- Concevoir un protocole expérimental pour étudier les phénomènes d'endommagement des fibres au cours d'un impact transversal d'un fil et d'un tissu en tenant compte de l'interaction entre les fibres.

PUBLICATIONS

Publications

Articles

T.-L. CHU, C. HA-MINH, and A. IMAD

A numerical investigation of the influence of yarn mechanical and physical properties on the ballistic impact behavior of a Kevlar KM2[®] woven fabric

Composites Part B : Engineering, vol. 95, pp. 144-154, Jun. 2016

T.-L. CHU, C. HA-MINH, and A. IMAD

Analysis of local and global localizations on the failure phenomenon of 3D interlock woven fabrics under ballistic impact

Composite Structures, vol. 159, pp. 267-277, Jan. 2017.

Articles soumis

T.-L. CHU, C. HA-MINH, and A. IMAD

Transversal mechanical behavior of a para-aramid yarn at microscopic scale : a numerical investigation

International Journal of Mechanical Sciences, submitted for publication, 2016

Conférences

T.-L. CHU, C. HA-MINH, and A. IMAD

Transversal mechanical behavior of a para-aramid yarn at microscopic scale : a numerical investigation

International Conference on Computational Methods, ICCM2015, 14th-17th July 2015, Auckland, New Zealand

Références bibliographiques

- [Bha, 2016] (2016). Introduction. In Bhatnagar, A., editor, *Lightweight Ballistic Composites, Second Edition : Military and Law-Enforcement Applications*, pages 1–25. Woodhead Publishing, Waltham, MA, 2 edition edition.
- [Barauskas, 2007] Barauskas, R. (2007). Multi-scale modelling of textile structures in terminal ballistics. In *6th European LS-DYNA Users' Conference*, pages 4–141.
- [Barauskas and Abraitene, 2007] Barauskas, R. and Abraitene, A. (2007). Computational analysis of impact of a bullet against the multilayer fabrics in LS-DYNA. *International Journal of Impact Engineering*, 34(7) :1286–1305.
- [Bazhenov, 1997] Bazhenov, S. (1997). Dissipation of energy by bulletproof aramid fabric. *Journal of Materials Science*, 32(15) :4167–4173. 00098.
- [Bazhenov et al., 2015] Bazhenov, S., Goncharuk, G., and Bobrov, A. (2015). Effect of transverse compression on the tensile strength of aramid yarns. In *Doklady Physical Chemistry*, volume 462, pages 115–117. Pleiades Publishing, Ltd.
- [Bilisik, 2012] Bilisik, K. (2012). Experimental determination of yarn pull-out properties of para-aramid (kevlar®) woven fabric. *Journal of Industrial Textiles*, 41(3) :201–221.
- [Bilisik, 2016] Bilisik, K. (2016). Two-dimensional (2d) fabrics and three-dimensional (3d) preforms for ballistic and stabbing protection : A review. *Textile Research Journal*, page 0040517516669075.
- [Boresi, 2011] Boresi, A. P. (2011). *Elasticity in engineering mechanics*. Wiley, 3rd ed edition.
- [Bourgoyne and Brown, 1997] Bourgoyne, C. J. and Brown, I. F. (1997). Transverse properties of bulk aramid fibres. *3rd International Symposium on Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-3)*, pages 35–42.
- [Boussu et al., 2015] Boussu, F., Cristian, I., and Nauman, S. (2015). General definition of 3d warp interlock fabric architecture. *Composites Part B : Engineering*, 81 :171–188.
- [Cai and Gutowski, 1992] Cai, Z. and Gutowski, T. (1992). The 3-d deformation behavior of a lubricated fiber bundle. *Journal of composite materials*, 26(8) :1207–1237.
- [Carr and Crawford, 2016] Carr, D. and Crawford, C. (2016). Fabrics and composites for ballistic protection. In *Advanced Fibrous Composite Materials for Ballistic Protection*, pages 109–119. Elsevier.
- [Cavallaro, 2011] Cavallaro, P. V. (2011). Soft body armor : an overview of materials, manufacturing, testing, and ballistic impact dynamics. Technical report, DTIC Document.

- [Cheeseman and Bogetti, 2003] Cheeseman, B. A. and Bogetti, T. A. (2003). Ballistic impact into fabric and compliant composite laminates. *Composite Structures*, 61(1-2) :161–173.
- [Chen and Chou, 1999] Chen, B. and Chou, T.-W. (1999). Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite molding processes : single-layer deformation. *Composites Science and Technology*, 59(10) :1519–1526.
- [Chen, 2016] Chen, X. (2016). Introduction. In *Advanced Fibrous Composite Materials for Ballistic Protection*, pages 1–10. Elsevier.
- [Chen et al., 2006] Chen, Z.-R., Ye, L., and Kruckenberg, T. (2006). A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. part i : Single layer. *Composites science and technology*, 66(16) :3254–3262.
- [Cheng et al., 2004] Cheng, M., Chen, W., and Weerasooriya, T. (2004). Experimental investigation of the transverse mechanical properties of a single Kevlar[®] KM2 fiber. *International Journal of Solids and Structures*, 41(22-23) :6215–6232.
- [Cheng et al., 2005] Cheng, M., Chen, W., and Weerasooriya, T. (2005). Mechanical Properties of Kevlar KM2 Single Fiber. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 127(2) :197.
- [Cork, 2016] Cork, C. (2016). Narrow fabrics for enhanced ballistic performance. In *Advanced Fibrous Composite Materials for Ballistic Protection*, pages 305–321. Elsevier.
- [Cunniff, 1999] Cunniff, P. M. (1999). The probability of penetration of textile-based personnel armor. In *i Proceedings of the 18th International Symposium on Ballistics*, WG Reinecke, Ed. Lancaster, Pennsylvania : Technomic Publishing Company, Inc, pages 1311–1318.
- [Delfosse and Poursartip, 1995] Delfosse, D. and Poursartip, A. (1995). Experimental parameter study of static and dynamic out-of-plane loading of cfrp laminates. In *Tenth International Conference on Composite Materials. V. Structures*, pages 583–590.
- [Duan et al., 2005a] Duan, Y., Keefe, M., Bogetti, T., and Cheeseman, B. (2005a). Modeling the role of friction during ballistic impact of a high-strength plain-weave fabric. *Composite Structures*, 68(3) :331–337.
- [Duan et al., 2006a] Duan, Y., Keefe, M., Bogetti, T., and Powers, B. (2006a). Finite element modeling of transverse impact on a ballistic fabric. *International Journal of Mechanical Sciences*, 48(1) :33–43.
- [Duan et al., 2006b] Duan, Y., Keefe, M., Bogetti, T. A., Cheeseman, B. A., and Powers, B. (2006b). A numerical investigation of the influence of friction on energy absorption by a high-strength fabric subjected to ballistic impact. *International Journal of Impact Engineering*, 32(8) :1299–1312.
- [Duan et al., 2005b] Duan, Y., Keefe, M., Wetzels, E. D., Bogetti, T. A., Powers, B., Kirkwood, J. E., and Kirkwood, K. M. (2005b). Effects of friction on the ballistic. *Impact Loading of Lightweight Structures*, page 219.
- [Grujicic et al., 2010] Grujicic, M., Bell, W., Arakere, G., He, T., Xie, X., and Cheeseman, B. (2010). Development of a meso-scale material model for ballistic fabric and its use in flexible-armor protection systems. *Journal of materials engineering and performance*, 19(1) :22–39.

- [Grujicic et al., 2012] Grujicic, M., Hariharan, A., Pandurangan, B., Yen, C.-F., Cheeseman, B. A., Wang, Y., Miao, Y., and Zheng, J. Q. (2012). Fiber-Level Modeling of Dynamic Strength of Kevlar KM2 Ballistic Fabric. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 21(7) :1107–1119.
- [Gu, 2004] Gu, B. (2004). Ballistic Penetration of Conically Cylindrical Steel Projectile into Plain-woven Fabric Target - A Finite Element Simulation. *Journal of Composite Materials*, 38(22) :2049–2074.
- [Gutowski and Dillon, 1992] Gutowski, T. and Dillon, G. (1992). The elastic deformation of lubricated carbon fiber bundles : comparison of theory and experiments. *Journal of Composite Materials*, 26(16) :2330–2347.
- [Ha-Minh, 2011] Ha-Minh, C. (2011). *Comportement mécanique des matériaux tissés soumis à un impact balistique : approches expérimentale, numérique et analytique*. PhD thesis, Université Lille 1.
- [Ha-Minh et al., 2011a] Ha-Minh, C., Boussu, F., Kanit, T., Crépin, D., and Imad, A. (2011a). Analysis on failure mechanisms of an interlock woven fabric under ballistic impact. *Engineering Failure Analysis*, 18(8) :2179–2187.
- [Ha-Minh et al., 2011b] Ha-Minh, C., Boussu, F., Kanit, T., Crépin, D., and Imad, A. (2011b). Effect of Frictions on the Ballistic Performance of a 3d Warp Interlock Fabric : Numerical Analysis. *Applied Composite Materials*, 19(3-4) :333–347.
- [Ha-Minh et al., 2016] Ha-Minh, C., Imad, A., Boussu, F., and Kanit, T. (2016). Experimental and numerical investigation of a 3d woven fabric subjected to a ballistic impact. *International Journal of Impact Engineering*, 88 :91–101.
- [Ha-Minh et al., 2011c] Ha-Minh, C., Kanit, T., Boussu, F., and Imad, A. (2011c). Numerical multi-scale modeling for textile woven fabric against ballistic impact. *Computational Materials Science*, 50(7) :2172–2184.
- [Ha-Minh et al., 2013] Ha-Minh, C., Provost, B., Boussu, F., Coutellier, D., and Imad, A. (2013). Vers la géométrie réelle d’un tissu 3d interlock sur la précision de la simulation numérique à l’impact. In *CSMA 2013, 11e Colloque National en Calcul des Structures*, Giens, France.
- [Houghton and Roylance, 1989] Houghton, W. and Roylance, D. (1989). Improved flexible armor design. Technical report, U.S. army natick research, development and engineering center.
- [Hu, 2008] Hu, J. (2008). *3-D fibrous assemblies : properties, applications and modelling of three-dimensional textile structures*. Number 74 in Woodhead publishing in textiles. CRC Press [u.a.].
- [Kawabata, 1990] Kawabata, S. (1990). Measurement of the Transverse Mechanical Properties of High-performance Fibres. *Journal of the Textile Institute*, 81 :432–447.
- [Kirkwood et al., 2004] Kirkwood, J. E., Kirkwood, K. M., Lee, Y. S., Egres, R. G., Wagner, N. J., Wetzal, E. D., et al. (2004). Yarn pull-out as a mechanism for dissipating ballistic impact energy in Kevlar® KM2 fabric part ii : Predicting ballistic performance. *Textile research journal*, 74(11) :939–948.
- [Kolopp, 2012] Kolopp, A. (2012). *Impact sur structures sandwiches pour application de blindage aéronautique*. phdthesis, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier.

- [Laible, 2012] Laible, R. (2012). *Ballistic materials and penetration mechanics*, volume 5. Elsevier.
- [Lee et al., 2001] Lee, B. L., Walsh, T. F., Won, S. T., Patts, H. M., Song, J. W., and Mayer, A. H. (2001). Penetration Failure Mechanisms of Armor-Grade Fiber-Composites under Impact. *Journal of Composite Materials*, 35(18) :1605–1633.
- [Lim et al., 2003] Lim, C. T., Shim, V. P. W., and Ng, Y. H. (2003). Finite-element modeling of the ballistic impact of fabric armor. *International Journal of Impact Engineering*, 28(1) :13–31.
- [Lin et al., 2008] Lin, H., Sherburn, M., Crookston, J., Long, A. C., Clifford, M. J., and Jones, I. A. (2008). Finite element modelling of fabric compression. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 16(3) :035010.
- [Lomov and Verpoest, 2000] Lomov, S. V. and Verpoest, I. (2000). Compression of woven reinforcements : a mathematical model. *Journal of reinforced plastics and composites*, 19(16) :1329–1350.
- [Martinez et al., 1993] Martinez, M., Navarro, C., Cortes, R., Rodriguez, J., and Sanchez-Galvez, N. (1993). Friction and wear behaviour of kevlar fabrics. *Journal of materials science*, 28(5) :1305–1311.
- [Nilakantan, 2013] Nilakantan, G. (2013). Filament-level modeling of kevlar km2 yarns for ballistic impact studies. *Composite Structures*, 104 :1–13.
- [Nilakantan and Gillespie, 2012] Nilakantan, G. and Gillespie, J. W. (2012). Ballistic impact modeling of woven fabrics considering yarn strength, friction, projectile impact location, and fabric boundary condition effects. *Composite Structures*, 94(12) :3624–3634.
- [Nilakantan et al., 2010] Nilakantan, G., Keefe, M., Bogetti, T. A., Adkinson, R., and Gillespie, J. W. (2010). On the finite element analysis of woven fabric impact using multiscale modeling techniques. *International Journal of Solids and Structures*, 47(17) :2300–2315.
- [Nilakantan et al., 2009a] Nilakantan, G., Keefe, M., Gillespie, J., and Bogetti, T. (2009a). Simulating the impact of multi-layer fabric targets using a multi-scale model and the finite element method. recent advances in textile composites. In *Proceedings of the 9th International Conference on Textile Composites-TEXCOMP9*, DEStech Publications, Inc, pages 506–515.
- [Nilakantan et al., 2009b] Nilakantan, G., Keefe, M., Gillespie Jr, J. W., Bogetti, T. A., and Adkinson, R. (2009b). A numerical investigation into the effects of 3d architecture on the impact response of flexible fabrics. In *Second world conference on 3D fabrics and their applications, Greenville, South Carolina, USA*, pages 6–7.
- [Nilakantan et al., 2011] Nilakantan, G., Keefe, M., Wetzell, E. D., Bogetti, T. A., and Gillespie, J. W. (2011). Computational modeling of the probabilistic impact response of flexible fabrics. *Composite Structures*, 93(12) :3163–3174.
- [Nussbaum et al., 2012] Nussbaum, J., Faderl, N., Nuesing, R., Ha-Minh, C., and Boussu, F. (2012). Development of a new method to determine dynamic tensile strength of ballistic yarns. In *EPJ Web of Conferences*, volume 26, page 01053. EDP Sciences.
- [Prosser, 1988] Prosser, R. A. (1988). Penetration of Nylon Ballistic Panels by Fragment-Simulating Projectiles1 Part I : A Linear Approximation to the Re-

- relationship between the Square of the V50 or Vc Striking Velocity and the Number of Layers of Cloth in the Ballistic Panel. *Textile Research Journal*, 58(2) :61–85.
- [Rao et al., 2009a] Rao, M., Duan, Y., Keefe, M., Powers, B., and Bogetti, T. (2009a). Modeling the effects of yarn material properties and friction on the ballistic impact of a plain-weave fabric. *Composite Structures*, 89(4) :556–566.
- [Rao et al., 2009b] Rao, M., Nilakantan, G., Keefe, M., Powers, B., and Bogetti, T. (2009b). Global/Local Modeling of Ballistic Impact onto Woven Fabrics. *Journal of Composite Materials*, 43(5) :445–467.
- [Rebouillat, 2016] Rebouillat, S. (2016). ARAMIDS. In *Advanced Fibrous Composite Materials for Ballistic Protection*, pages 11–70. Elsevier.
- [Robitaille and Gauvin, 1998] Robitaille, F. and Gauvin, R. (1998). Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. i : Review of experimental results. *Polymer composites*, 19(2) :198–216.
- [Roylance, 1977] Roylance, D. (1977). Ballistics of Transversely Impacted Fibers. *Textile Research Journal*, 47(10) :679–684.
- [Roylance, 1980] Roylance, D. (1980). Stress wave propagation in fibres : effect of crossovers. *Fibre Science and Technology*, 13(5) :385–395.
- [Roylance et al., 1995] Roylance, D., Hammas, P., Ting, J., Chi, H., and Scott, B. (1995). Numerical modeling of fabric impact. *ASME-PUBLICATIONS-AD*, 48 :155–160.
- [Roylance and Wang, 1978] Roylance, D. and Wang, S. S. (1978). Penetration mechanics of textile structures : Influence of non-linear viscoelastic relaxation. *Polymer Engineering and Science*, 18(14) :1068–1072.
- [Roylance and Wang, 1979] Roylance, D. and Wang, S.-S. (1979). Penetration mechanics of textile structures. Technical report, DTIC Document.
- [Roylance et al., 1973] Roylance, D., Wilde, A., and Tocci, G. (1973). Ballistic Impact of Textile Structures. *Textile Research Journal*, 43(1) :34–41.
- [Shahkarami et al., 2006] Shahkarami, A., Cepus, E., Vaziri, R., and Poursartip, A. (2006). 3? material responses to ballistic impact. In *Lightweight Ballistic Composites*, Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering, pages 72–100. Woodhead Publishing.
- [Sherburn, 2007] Sherburn, M. (2007). *Geometric and mechanical modelling of textiles*. PhD thesis, University of Nottingham.
- [Shim et al., 2012] Shim, V., Guo, Y., and Tan, V. (2012). Response of woven and laminated high-strength fabric to oblique impact. *International Journal of Impact Engineering*, 48 :87–97.
- [Shockey et al., 1999] Shockey, D. A., Erlich, D. C., and Simons, J. W. (1999). Full-scale tests of lightweight fragment barriers on commercial aircraft. Technical report, DTIC Document.
- [Shockey et al., 2001] Shockey, D. A., Erlich, D. C., and Simons, J. W. (2001). Improved barriers to turbine engine fragments : interim report iii. Technical report, DTIC Document.
- [Singletary et al., 2000a] Singletary, J., Davis, H., Ramasubramanian, M. K., Knoff, W., and Toney, M. (2000a). The transverse compression of PPTA fibers Part

- I Single fiber transverse compression testing. *Journal of Materials Science*, 35(3) :573–581. 00015.
- [Singletary et al., 2000b] Singletary, J., Davis, H., Song, Y., Ramasubramanian, M. K., and Knoff, W. (2000b). The transverse compression of PPTA fibers Part II Fiber transverse structure. *Journal of materials science*, 35(3) :583–592.
- [Smith et al., 1962] Smith, J. C., Blandford, J. M., and Towne, K. M. (1962). Stress-Strain Relationships in Yarns Subjected to Rapid Impact Loading Part VIII : Shock Waves, Limiting Breaking Velocities, and Critical Velocities. *Textile Research Journal*, 32(1) :67–76.
- [Smith et al., 1963] Smith, J. C., Fenstermaker, C. A., and Shouse, P. J. (1963). Stress-Strain Relationships in Yarns Subjected to Rapid Impact Loading : Part X : Stress-Strain Curves Obtained by Impacts with Rifle Bullets. *Textile Research Journal*, 33(11) :919–934.
- [Smith et al., 1965] Smith, J. C., Fenstermaker, C. A., and Shouse, P. J. (1965). Stress-strain relationships in yarns subjected to rapid impact loading : Part xi : Strain distributions resulting from rifle bullet impact 1. *Textile Research Journal*, 35(8) :743–757.
- [Smith et al., 1955] Smith, J. C., McCrackin, F. L., and Schiefer, H. F. (1955). Stress-Strain Relationships in Yarns Subjected to Rapid Impact Loading : Part III. Effect of Wave Propagation. *Textile Research Journal*, 25(8) :701–708.
- [Smith et al., 1958] Smith, J. C., McCrackin, F. L., and Schiefer, H. F. (1958). Stress-Strain Relationships in Yarns Subjected to Rapid Impact Loading : Part V : Wave Propagation in Long Textile Yarns Impacted Transversely. *Textile Research Journal*, 28(4) :288–302.
- [Smith et al., 1956] Smith, J. C., McCrackin, F. L., Schiefer, H. F., Stone, W. K., and Towne, K. M. (1956). Stress-Strain Relationships in Yarns Subjected to Rapid Impact Loading Part IV : Transverse Impact Tests. *Textile Research Journal*, 26(11) :821–828.
- [Smith et al., 1961] Smith, J. C., Shouse, P. J., Blandford, J. M., and Towne, K. M. (1961). Stress-Strain Relationships in Yarns Subjected to Rapid Impact Loading : Part VII : Stress-Strain Curves and Breaking-Energy Data for Textile Yarns. *Textile Research Journal*, 31(8) :721–734.
- [Sockalingam et al., 2014] Sockalingam, S., Gillespie, J. W., and Keefe, M. (2014). On the transverse compression response of Kevlar KM2 using fiber-level finite element model. *International Journal of Solids and Structures*, 51(13) :2504–2517.
- [Somashekar et al., 2006] Somashekar, A., Bickerton, S., and Bhattacharyya, D. (2006). An experimental investigation of non-elastic deformation of fibrous reinforcements in composites manufacturing. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 37(6) :858–867.
- [Song and Lee, 2006] Song, J. W. and Lee, B. L. (2006). 8 - Fabrics and composites for ballistic protection of personnel A2 - Bhatnagar, Ashok. In *Lightweight Ballistic Composites*, Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering, pages 210–239. Woodhead Publishing.
- [Stone et al., 1955] Stone, W. K., Schiefer, H. F., and Fox, G. (1955). Stress-strain relationships in yarns subjected to rapid impact loading : 1. equipment, testing

- procedure, and typical results'. *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, 54(5) :269.
- [Tabiei and Nilakantan, 2008] Tabiei, A. and Nilakantan, G. (2008). Ballistic Impact of Dry Woven Fabric Composites : A Review. *Applied Mechanics Reviews*, 61(1) :010801.
- [Tan et al., 2003] Tan, V., Lim, C., and Cheong, C. (2003). Perforation of high-strength fabric by projectiles of different geometry. *International Journal of Impact Engineering*, 28(2) :207–222.
- [Tan et al., 2008] Tan, V., Zeng, X., and Shim, V. (2008). Characterization and constitutive modeling of aramid fibers at high strain rates. *International Journal of Impact Engineering*, 35(11) :1303–1313. 00034.
- [Toll and Manson, 1994] Toll, S. and Manson, J.-A. E. (1994). An analysis of the compressibility of fibre assemblies. In *6th Int. Conf. Fibre Reinf. Compos.*, volume 25, pages 1–10.
- [van der Werff and Heisserer, 2016] van der Werff, H. and Heisserer, U. (2016). High-performance ballistic fibers. In *Advanced Fibrous Composite Materials for Ballistic Protection*, pages 71–107. Elsevier.
- [Van Dingenen, 2001] Van Dingenen, J. L. J. (2001). 3 - Gel-spun high-performance polyethylene fibres A2 - Hearle, J W S. In *High-Performance Fibres*, Woodhead Publishing Series in Textiles, pages 62–92. Woodhead Publishing.
- [Van Wyk, 1946] Van Wyk, C. (1946). 20-Note on the compressibility of wool. *Journal of the Textile Institute Transactions*, 37(12) :T285–T292.
- [Wang et al., 2010] Wang, Y., Miao, Y., Swenson, D., Cheeseman, B. A., Yen, C.-F., and LaMattina, B. (2010). Digital element approach for simulating impact and penetration of textiles. *International Journal of Impact Engineering*, 37(5) :552–560.
- [Yi, 2004] Yi, H. L. (2004). Conventional Approach on Manufacturing 3d Woven Preforms Used for Composites. *Journal of Industrial Textiles*, 34(1) :39–50.