



THESE EN CO-TUTELLE

UNIVERSITE DE LILLE 1 SCIENCES ET TECHNOLOGIES, FRANCE
ECOLE ROYALE MILITAIRE, BRUXELLES, BELGIQUE

RAPPORT DE THESE DE DOCTORAT

Spécialité : **Mécanique, énergétique et matériaux**

Présenté par

Lionel GILSON

Sujet de thèse :

Etude du comportement mécanique des multi-matériaux soumis à un impact balistique : approches expérimentale et numérique

Date de soutenance : le 12 décembre 2017

A. RUSINEK, Professeur
P. VERLEYSSEN, Professeure
N. BAHLOULI, Professeure
F. COGHE, Chargé de Cours
A. IMAD, Professeur
L. RABET, Professeur

Université de Lorraine
Université de Gand
Université de Strasbourg
Ecole Royale Militaire, Bruxelles
Université Lille 1
Ecole Royale Militaire, Bruxelles

Rapporteur
Rapporteuse
Examineur
Examineur
Directeur de thèse
Co-directeur

Remerciements

Le présent travail de thèse a été réalisé dans le cadre d'une convention de co-tutelle entre l'Université Lille 1 et l'Ecole Royale Militaire de Belgique.

Je tiens à remercier en premier lieu le Professeur Luc RABET pour m'avoir accueilli dans son équipe au sein du Département de Construction et Matériau de l'Ecole Royale Militaire. Je lui suis également extrêmement gré de m'avoir accordé sa confiance, non seulement dans le cadre de ce travail de thèse, mais plus généralement dans le cadre de mes travaux à l'Ecole Royale Militaire.

Je tiens aussi à remercier le Professeur Abdellatif IMAD d'avoir co-supervisé mon travail en continu et de m'avoir fait confiance.

Finalement, rien n'aurait été possible sans l'aide du Major IMM Frederik COGHE dont l'expertise dans le domaine du comportement dynamique des matériaux et de la balistique terminale m'a permis d'avancer en continu dans le cadre de ce travail.

Cette note de remerciement ne pourrait absolument pas être complète sans rendre également hommage à tous les collègues, membres du personnel technique et militaire, secrétaires et assistants dont le support était indispensable pour la bonne marche de ce travail.

Table des matières

INTRODUCTION GENERALE	1
I. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	5
I.1. INTRODUCTION.....	7
I.2. PROJECTILES	9
I.2.1. Géométrie des projectiles.....	9
I.2.2. Matériaux constitutifs.....	10
I.2.3. Modes d'endommagement des projectiles.....	11
I.2.4. Modélisation des matériaux	13
I.3. PROTECTIONS BALISTIQUES.....	15
I.3.1. Protections balistiques à base textile	16
I.3.2. Protections balistiques composites	23
I.3.3. Protections balistiques à base métalliques	29
I.3.4. Protections balistiques en céramiques et composites	32
I.4. MODELISATION DE LA CIBLE	37
I.4.1. Gélatine	37
I.4.1.1. Applications balistiques	38
I.4.1.2. Modélisation du comportement mécanique de la gélatine	45
I.4.2. Plastiline balistique.....	47
I.4.2.1. Propriétés mécaniques de la plastiline	47
I.4.2.2. Tests de calibration sur la plastiline	50
I.4.2.3. Tenue balistique de la plastiline	55
I.4.3. Simulation d'impact du thorax humain.....	62
I.4.3.1. Comportement mécanique du thorax	62
I.4.3.2. Modélisation numérique du thorax	65
I.5. SYNTHESE	77
II. ETUDE DE L'INTERACTION PROTECTION/GELATINE SOUS IMPACT BALISTIQUE	78
II.1. MATERIAUX ET PROCEDURES EXPERIMENTALES	80
II.2. SIMULATION NUMERIQUE	82
II.2.1. Impacts sans protection.....	82
II.2.1.1. Projectiles	82
II.2.1.2. Gélatine balistique.....	83
II.2.2. Impacts avec protection	84
II.2.2.1. Projectiles	84
II.2.2.2. Protection	86
II.2.2.3. Gélatine balistique.....	87
II.3. SÉLECTION D'UN MODÈLE MATÉRIAU ADAPTÉ À LA GÉLATINE.....	88
II.3.1. Etude de sensibilité au maillage proposé pour la gélatine	90
II.4. CONFRONTATION ENTRE LES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET NUMÉRIQUES	91
II.4.1. Impacts sans protection.....	91
II.4.2. Impacts sur protection balistique.....	94
II.5. SYNTHESE	101
III. ETUDE DE L'INTERACTION PROTECTION/PLASTILINE SOUS IMPACT BALISTIQUE	102
III.1. INTRODUCTION.....	104

III.2.	EVALUATION DE LA MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU DROP TEST	104
III.2.1.	<i>Description du modèle numérique</i>	104
III.2.2.	<i>Modèles basés sur l'équation de Johnson-Cook</i>	106
III.2.3.	<i>Modèles basés sur la mécanique des sols</i>	108
III.2.4.	<i>Modèles basés sur une loi de puissance</i>	112
III.3.	CARACTÉRISATION DE LA PLASTILINE PAR RHÉOMÉTRIE CAPILLAIRE.....	116
III.4.	DROP TESTS SUR PLASTILINE WEIBLE® ROUGE.....	121
III.4.1.	<i>Partie expérimentale</i>	121
III.4.1.1.	Objectif.....	121
III.4.1.2.	Procédure d'essais	122
III.4.1.3.	Observations de base et mesures au pied à coulisse selon norme	124
III.4.1.4.	Mesures au scanner 3D	125
III.4.1.5.	Evolution de la profondeur d'indentation dans le temps.....	127
III.4.2.	<i>Modélisation numérique du drop test</i>	128
III.4.2.1.	Modèles à deux dimensions	128
III.4.2.2.	Modèles à trois dimensions	131
III.5.	ESSAI DE TAYLOR SUR PLASTILINE WEIBLE® ROUGE	138
III.5.1.	<i>Partie expérimentale</i>	138
III.5.1.1.	Objectif.....	138
III.5.1.2.	Procédure expérimentale	138
III.5.1.3.	Résultats des essais.....	140
III.5.2.	<i>Modélisation de l'essai de Taylor</i>	145
III.5.2.1.	Modèles purement Lagrangien.....	145
III.5.2.2.	Modèles par couplage fluide-structure	151
III.6.	IMPACTS BALISTIQUES.....	153
III.6.1.	<i>Cas des impacts sur UHMWPE</i>	154
III.6.2.	<i>Cas des impacts sur aluminium</i>	155
III.6.3.	<i>Cas des impacts sur Kevlar® XP™ S102</i>	159
III.7.	SYNTHESE	166
IV.	ETUDE NUMERIQUE DE L'INTERACTION PROTECTION/THORAX SOUS IMPACT BALISTIQUE	169
IV.1.	INTRODUCTION ET DEVELOPPEMENT DU MODELE.....	171
IV.2.	OPTIMISATION DU MODELE DE BASE.....	172
IV.3.	REPLISSAGE DU MODÈLE PAR INITIATION DE FRACTION VOLUMIQUE GÉOMÉTRIQUE	173
IV.4.	VALIDATION DES TROIS MODÈLES À L'AIDE DES DONNÉES DE BIR	177
IV.5.	VALIDATION DES TROIS MODÈLES SUR BASE DU PROJECTILE SIR-X.....	182
IV.6.	EVALUATION DE LA RÉPONSE DU MODÈLE SHTIM REMPLI AUX IMPACTS BALISTIQUES	187
IV.6.1.	<i>Simulations d'impact avec protections à base d'UHMWPE</i>	189
IV.6.2.	<i>Simulations d'impact avec protections à base d'aramide</i>	192
IV.6.3.	<i>Simulations d'impact avec protection à base d'aluminium</i>	195
IV.6.4.	<i>Simulations d'impact avec protection multi-matériaux</i>	198
IV.6.5.	<i>Discussion des résultats</i>	202
IV.7.	SYNTHESE	204
	CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	206
	PUBLICATIONS	211

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	212
ANNEXE A : NORMES DE CALIBRATION ET D'ESSAIS BALISTIQUES.....	221
ANNEXE B : REPOSE MECANIQUE DE LA PLASTILINE WEIBLE® ROUGE..	222

Liste des figures

I.1. (a) Illustration des éléments impliqués dans les processus balistiques, (b) Evolution de la vitesse du projectile interagissant avec une protection en cas de perforation ou non perforation [1,2]	7
I.2. Schéma de principe de la réponse à l'impact à (a) haute vitesse et (b) basse vitesse [3]	7
I.3. Illustration des processus balistiques. (a) endommagement du projectile et de la protection, (b) déplacement arrière de la protection et conséquences potentielles [4].....	8
I.4. Projectiles de 12,6 mm de diamètre et 15 g avec têtes de formes variables. (a)Hémisphérique, (b) plate, (c) ogivale, (d) conique [17]	9
I.5. Energie absorbée par la protection à base textile en fonction de la vitesse d'impact et de la forme du projectile [17].....	9
I.6. Exemple de projectile avec noyau de plomb et enveloppe (chemise) en acier [20]	10
I.7. Exemples de projectiles en (a) PVC et (b) multi-matériaux plastique + mousse (Projectile SIR-X) [22]	10
I.8. Projectile 9 mm chemisé (a) avant et (b) après impact d'une protection légère en composite [3].....	11
I.9. Différents modes de déformation et rupture lors de l'essai de Taylor. (a) Déformation en champignon, (b) Rupture en traction, (c) Fracture par cisaillement, (d) Formation de pétales et (e) Fragmentation [23]	12
I.10. Comparaison entre les essais et les modèles des dommages subis par le projectile aux vitesses d'impact suivantes : (a)297,7, (b) 325,6 et (c) 356,6 m/s [23]	12
I.11. Courbe contrainte-déformation correspondant à la mousse constituant la tête du projectile SIR-X [22].....	13
I.12. Loi de comportement linéaire élastique-plastique avec écrouissage [28].....	14
I.13. Exemples de protections balistiques (a) métallique (b) gilet pare-balles [38].....	16
I.14. Différents tissages : (a) tressé, (b) tricoté et (c) tissé [41]	17
I.15. Mécanismes d'endommagement d'un tissu impacté par des projectiles de formes différentes. (a) et (b) arrachement et rupture de fils suite à l'impact par des projectiles à têtes hémisphérique et plate, (c) et (d) écartement et arrachement de fils suite à l'impact par des projectiles à têtes ogivale et conique, (e) et (f) cisaillement de fibres impactées par un projectile à tête plate [17].....	17
I.16. (a) Dispositif expérimental, (b) Radar 10,525 GHz, (c) Radar 26 GHz et (d) Tissu et sa fixation [42].....	18
I.17. Evolution de la vitesse du projectile avec le temps dans le cas d'une bille possédant une vitesse d'impact de 99 m/s sur 3 couches de tissu [42].....	19
I.18. Modélisation du tissu aux échelles (a) macroscopique, (b) mésoscopique et (c) combinaison macro-/mésoscopiques [25,41].....	19
I.19. Zones d'endommagement pour une vitesse d'impact de 245 m/s. Approches (a) macroscopique et (b) mésoscopique [41].....	20
I.20. Evolution de la vitesse du projectile des modèles macro- et mésoscopiques pour 3 vitesses d'impacts : (a) 60,6 m/s, (b) 92,1 m/s et (c) 245 m/s [43].....	21
I.21. (a) conditions au bords du modèle de tissu multi-échelle, (b) Quart de modèle pour exploiter l'hypothèse de symétrie, (c) configuration de l'impact et (d) détail de la zone d'impact [2].....	22
I.22. Comparaison de l'état d'endommagement du tissu au niveau de la zone d'impact à différents instants. (a) Modèle mésoscopique et (b) modèle combiné méso-/microscopique [2].....	23
I.23. Description schématique des deux types d'endommagement de la matrice. (a) par cisaillement et (b) par flexion [3]	24

I.24. Illustration des processus de cisaillement (plugging) et de délamination du composite [3]	24
I.25. Modèle élément fini du système projectile et composite [44]	25
I.26. Etapes successives de la simulation de la réponse du composite pour une vitesse d'impact de 245 m/s. (a) 0 μ s, (b) 60 μ s, (c) 180 μ s et (d) 240 μ s [44]	25
I.27. Images successives de l'interaction entre le projectile et le composite. (a) 0 μ s, (b) 100 μ s, (c) 200 μ s et (d) 300 μ s [44]	26
I.28. Structure du composite aux échelles (a) macroscopique et (b) mésoscopique [45,46]	26
I.29. Quart de géométrie de la simulation numérique d'impact sur DYNEEMA [®] HB26 [46]	27
I.30. Evolution de la vitesse du projectile pénétrant une plaque de DYNEEMA [®] HB26 pour différentes vitesses d'impact [46]	28
I.31. Evaluation numérique de l'état final d'une plaque de DYNEEMA [®] HB26 impactée à une vitesse de 518 m/s [46]	28
I.32. Différents modes d'endommagement de plaques métalliques subissant un impact (a) rupture fragile, (b) croissance d'une cavité ductile, (c) fissuration arrière en étoile, (d) formation et éjection d'un bouchon, (e) fragmentation, (f) ouverture en pétales et (g) spallation et "scabbing" [47]	29
I.33. Aspect de la plaque et du projectile en aluminium suite à l'impact. (a) Vue latérale, (b) vue de la face avant de la zone impactée de la plaque et (c) projectile déformé [31]	30
I.34. Conditions initiales de la simulation d'impact. (a) Lagrange avec érosion, (b) ALE Multi-matériaux axisymétriques et (c) 3D SPH [31]	31
I.35. Comparaison des différentes approches numériques. (a) Lagrange, (b) ALE, (c) SPH et (d) aspect déformé du projectile réel [31]	32
I.36. (a) schéma de principe de la détérioration d'un projectile rapide dans la céramique, (b) aspect d'une plaque de carbure de bore après impact [5]	32
I.37. Résultats expérimentaux et numériques concernant un projectile en or impactant une cible non confinée en SiC avec une vitesse de 4000 m/s. (a) conditions initiales du modèle, (b) résultats numériques à 3, 5 et 7 μ s et (c) confrontation des résultats numériques et expérimentaux de la vitesse de pénétration en fonction de la vitesse d'impact [45]	34
I.38. Modèle numérique du projectile perforant utilisé dans l'étude de Krishnan et al. [21]	34
I.39. Plaque blindée individuelle modélisée. (a) Vue du dessus et (b) vue latérale de la région impactée [21]	35
I.40. Etat final de la protection avec (a) 70%, (b) 40% et (c) 30% de céramique [21]	36
I.41. Configuration de protection comportant 70% de céramique après impact. (a) plaque testée, (b) prédiction numérique, (c) détail de l'endommagement de la céramique au niveau de l'impact et (d) prédiction numérique de l'endommagement de la céramique [21]	36
I.42. Différents types de modèles pour l'évaluation des lésions [22]	37
I.43. Échantillon de gélatine pour la réalisation d'essais de compression [66]	38
I.44. Aspects typiques des cavités temporaires qui se forment suite au passage d'un projectile dans de la gélatine [73]	38
I.45. Dimensions des blocs de gélatine utilisés par Wen et al. [24]	39
I.46. Blocs de gélatine pénétrés par projectiles sphériques de 4,8 mm et vitesse d'impact (a) 728 m/s, (b) 947 m/s [24]	39
I.47. Evolution des profondeurs de pénétration avec le temps [24]	40
I.48. Ondes de pressions mesurées et simulées obtenues par capteurs de pression [24]	40
I.49. Double pic de pression apparu lors de l'impact par un projectile de 7,62 mm de diamètre possédant une vitesse de 855 m/s d'une protection CBA contre un bloc de gélatine doté d'un capteur de pression 150 mm derrière la région d'impact [74]	41
I.50. Synthèse expérimentale [75]	41

I.51. Onde de choc se propageant de gauche à droite dans la gélatine à différents instants après l'impact [75].....	42
I.52. (a) Experimental setup pour l'étude du BABT, (b) Capteurs de pression englobés dans la gélatine et (c) position des capteurs de pression dans la gélatine [76].....	42
I.53. Schéma de la configuration de protection et du projectile utilisés dans l'étude de Wen et al. [76]	43
I.54. Cavité temporaire qui se forme avant de disparaître [76].....	43
I.55. (a) Evolution de la cavité temporaire simulée d'après les conditions d'impact décrites plus haut et (b) de la profondeur de cette même cavité mesurée et simulée en fonction du temps [76]	44
I.56. Evolution des profils de pression mesuré et simulé dans la gélatine [76]	44
I.57. Comparaison entre les essais et simulations d'impacts sur gélatine avec protection interposée. (a) profondeurs d'indentation et (b) largeur de la déformation arrière en fonction du temps [27]	45
I.58. Deux plastilines de type Roma [®] #1 de couleurs différentes. (a) rouge et (b) échantillons cylindriques moulés blancs [88,89,93].....	47
I.59. Courbes log(contraite)-log(déformation) de 16 plastilines différentes [81]	48
I.60. Setup expérimental du test de Kolsky sur plastiline confinée [89].....	48
I.61. (a) Fonctions de viscosités et (b) Courbes d'écoulement à différentes températures de la plastiline FILIA [79]	50
I.62. (a) Assemblage expérimental permettant la réalisation du drop test et (b) exemple de mesure d'indentation [77]	51
I.63. Profondeur d'indentation en fonction du temps pour différentes configurations de drop tests avec boules en acier de diamètre (a) 44,45 mm, (b) 50,8 mm et (c) 63,5 mm [77]...	52
I.64. (a) Profondeur d'indentation [93], (b) profondeur et vitesse d'indentation [89,96] et (c) vitesses d'indentation [93] en fonction du temps.....	53
I.65. Modèle axisymétrique du drop test [89]	54
I.66. Evaluation de l'influence du module de Young (a) et de la constante d'amortissement (b) sur la réponse de la simulation du test de calibration en termes de profondeur d'indentation en fonction du temps [93]	55
I.67. Principe du processus de mesure de la signature d'indentation obtenue suite à l'impact balistique d'une protection posée sur la plastiline. (a) Positionnement d'une protection en fonction de sa géométrie et (b) principe de mesure du BFS [10].....	56
I.68. Profondeurs d'indentation mesurées et simulées en fonction des énergies cinétiques [98] 57	
I.69. Comparaison entre les essais et simulations d'impacts sur plastiline avec protection interposée. (a) profondeurs d'indentation et (b) largeur de la déformation arrière en fonction du temps [27]	59
I.70. Dispositif expérimental pour les essais balistiques [99]	59
I.71. Profondeur d'indentation de la plastiline en fonction de la vitesse d'impact [99]	60
I.72. Schéma du dispositif expérimental [100]	60
I.73. Courbe contrainte-déformation de la plastiline [100].....	61
I.74. Déformation simulée de la plastiline. (a) avant et (b) après impact [100].....	61
I.75. Évolution de la profondeur d'indentation dans le temps de différentes cibles [97,101]	62
I.76. Modèle de Wayne State dans le cadre d'une simulation d'un impact latéral par un pendule balistique. (a) état initial et (b) après 50 ms [106]	63
I.77. Domaines de validités des mécanismes lésionnels sous la forme d'une relation entre compression et vitesse de déformation [22,108,109].....	63
I.78. Schématisation du mécanisme visqueux qui découle d'un impact balistique par un projectile non pénétrant ainsi que le principe de calcul du critère lésionnel [22,111].....	64

I.79. Résultat d’essais sur cadavres en termes de déplacements du sternum et bornes déduites pour les trois conditions d’impact étudiées [110]	65
I.80. Modèle de Wayne State. (a) squelette, systèmes (b) cardiovasculaire et (c) respiratoire [107]	66
I.81. (a) et (b) positionnement des accéléromètres (flèches vertes) et (c) modélisation de la protection balistique [107]	66
I.82. Comparaison de l’accélération dans le temps mesurée et simulée au niveau du sternum [107]	67
I.83. Modèle numérique du corps humain et ses composants : (a) maillage de la peau et des muscles, (b) squelette, (c) organes internes et (d) modèle complet [59].....	67
I.84. (a) Structure osseuse avec organes internes, chair et câbles pour les capteurs et (b) assemblage final du modèle physique [116]	69
I.85. Position des capteurs de pression. (a) au milieu du cœur, (b) lobe droit du foie, (c) dans le foie juste sous le sternum, (d) approximativement au milieu de l’estomac [59]	69
I.86. Exploitation du modèle numérique de Roberts et al. [59]. Avec protection balistique et projectile (a), onde de pression se propageant à la protection simulée (b) et aux organes (c)	70
I.87. Comparaison des pressions mesurées et simulées au niveau de différents organes. (a) cœur, (b) estomac, (c) partie droite et (d) gauche du foie [59]	70
I.88. Modèle numérique de Wayne State adapté par Sarron et al. [118]. (a) structure osseuse et organes internes et (b) plaque de protection balistique positionnée sur le côté	71
I.89. Déplacement de la poitrine en fonction du temps. La courbe rouge correspond au résultat de la simulation tandis que les différents carrés bleus, noirs et oranges sont les résultats d’essais [118].....	72
I.90. Modèle “HUBYX” dans un volume d’air face à une charge explosive pour l’évaluation des effets de blast [119].....	72
I.91. Réponse numérique du modèle “HUBYX” par rapport aux conditions d’impacts avec projectile de 140 g impactant à 20 m/s [119]	73
I.92. Réponse du modèle numérique comparée à des modèles analytiques et des résultats d’essais d’impacts pénétrants par des projectiles sphériques de différentes masses et vitesses [119].....	73
I.93. Description du modèle SHTIM. (a) Dans sa totalité, (b) structure osseuse et cartilages, (c) organes internes et (d) configuration des impacts [22]	74
I.94. Situation de la réponse biomécanique du modèle SHTIM par rapport aux bornes inférieures et supérieures obtenues par Bir [22].....	75
I.95. Comparaison de la réponse du modèle SHTIM avec les données d’essais et les bornes inférieures et supérieures déduites dans le cas du projectile SIR-X. Vitesse d’impact de (a) 56 et (b) 86,5 m/s [22].....	76
II.1. Blocs de gélatine utilisés dans le cadre de cette étude	80
II.2. Dispositif expérimental : (1) lanceur, (2) radar Doppler Weible [®] , (3) base optique, (4) protection, (5) bloc de gélatine, (6) caméra haute vitesse Photron [®]	81
II.3. Positions des capteurs de pression dans les blocs de gélatine en fonction du type d’essai. (a) En l’absence de protection balistique et (b) avec protection balistique.....	81
II.4. Projectile 1 (a) et 2 (b) utilisés lors de ces essais	82
II.5. Protection balistique à base d’UHMWPE	82
II.6. Modèles numériques correspondants aux projectiles rigides 1 (a) et 2 (b)	83
II.7. Description du quart de modèle proposé pour définir la gélatine. (a) Détail de la zone d’impact, (b) vue de face et (c) vue latérale	83
II.8. Projectiles 1 (a) et 2 (b) fortement déformés après impact.....	84

II.9. Modèles numériques du (a) projectile 1 et (b) projectile 2.....	85
II.10. (a) Vues globale du quart du modèle du composite avec projectile 1 et (b) détail de la zone d'impact et de la structure du modèle du composite	86
II.11. Géométrie et maillage du bloc de gélatine	87
II.12. Quart de modèle global avec jauges numériques de pression constituant les données d'entrée de la simulation	88
II.13. Evolutions des profondeurs de pénétration en fonction du temps issues des travaux de Wen et al. [24] et de nos simulations	89
II.14. Comparaison entre les profils de pressions expérimentaux et numériques issus de [24] et nos simulations pour les deux vitesses d'impact.....	89
II.15. Comparaison de l'évolution de la cavité temporaire issue des données expérimentales de [24] avec nos modèles pour la gélatine sans ou avec EOS dans le cas de l'impact à 947 m/s	90
II.16. Deux sortes d'éléments. (a) Parallélépipédique et (b) cubique	90
II.17. Etude de sensibilité au maillage. Influence de la taille des éléments sur la vitesse résiduelle du projectile	91
II.18. Evolution des vitesses du (a) projectile 1 et (b) projectile 2. Comparaison essai - simulation.....	91
II.19. Différentes phases du processus de pénétration de la gélatine par le projectile 1 (gauche) et demi modèle avec table correspondant (droite)	92
II.20. Différentes phases du processus de pénétration de la gélatine par le projectile 2 (gauche) et demi-modèle avec table correspondant (droite)	93
II.21. Profils de pression mesurés et simulés pour le projectile 1 (gauche) et 2 (droite)	94
II.22. Ondes de choc (courbes blanches pointillées) se propageant dans la gélatine depuis la zone d'impact (taches blanches) vers la région où se situe la première jauge de pression lors des essais et simulations	95
II.23. Pressions en fonction du temps mesurées à l'aide de la première jauge pour les deux projectiles	96
II.24. Pressions en fonction du temps mesurées à l'aide de la deuxième jauge pour les deux projectiles	96
II.25. Comparaison entre les pressions mesurées et simulées au capteur à 10 cm pour le (a) projectile 1, (b) projectile 2 et au capteur à 15 cm pour le (c) projectile 1, (d) projectile 2	97
II.26. Evolution des déplacements du composite et de la cavité temporaire se formant pendant les essais et la simulation ainsi que l'apparition d'un gap (cercles blancs).....	98
II.27. Surface avant d'un bloc de gélatine après impact. Pas d'endommagement apparent	99
II.28. Aspects arrière des plaques composites impactées par les projectiles 1 et 2	99
II.29. Détails de la région d'impact du composite par les projectiles 1 et 2 et modèle numérique	100
II.30. Aspects des projectiles 1 et 2 après impacts lors des essais et simulés	100
III.1. Modèle numérique axisymétrique du drop test.....	105
III.2. Graphe générique pour la comparaison des différents modèles avec bornes issues des normes et résultats expérimentaux	106
III.3. Evaluations des modèles basés sur l'équation de Johnson-Cook.....	107
III.4. Impact de la sphère dans la plastiline pour un modèle de Johnson-Cook.....	107
III.5. Déformation de la plastiline 40 ms après l'impact.....	109
III.6. Courbe contraintes-déformations [87]	109
III.7. Déformation de la plastiline modélisée selon Munusamy et al. [87]	110

III.8. Impact de la sphère dans la plastiline pour le modèle basé sur une approximation linéaire par morceaux et une densité de 1900 kg/m^3	110
III.9. Profondeur d'indentation en fonction du temps	111
III.10. Réponse au drop test des deux modèles proposés par Hernandez et al. [86]	113
III.11. Réponse du modèle au drop test proposé par Hernandez et al. [90]	114
III.12. Réponse du modèle au drop test proposé par Barnat et al. [124] pour différentes densités	115
III.13. Réponse du modèle au drop test proposé par Hernandez et al. [77]	116
III.14. Schéma de principe de l'essai de rhéométrie capillaire	117
III.15. Fonctions de viscosités de la plastiline Weible® rouge à 27°C pour des filières de différents diamètres	117
III.16. Fonctions d'écoulement de la plastiline Weible® rouge à 27°C pour des filières de différents diamètres	118
III.17. Fonction de viscosité extrapolée de la plastiline Weible® rouge à 27°C	119
III.18. Contraintes en fonction des vitesses de déformation ainsi que l'ajustement par une loi de puissance	120
III.19. Meilleur ajustement de loi de comportement pour la plastiline avec plafond apparent sur les contraintes	120
III.20. Configuration générale du test de calibration et de la position des différents impacts selon NIJ	122
III.21. Succession d'impacts sur bloc de plastiline et état de surface des impacts après retrait de la sphère	124
III.22. Comparaison des réponses de notre plastiline et de celle exploitée par Roberts et al.[98]	125
III.23. Scans 3D de la surface du bloc de plastiline suite aux drop tests à différentes hauteurs. (a) avant retrait de la boule au premier impact, (b) après retrait de la boule au premier impact, (c) après les cinq impacts	126
III.24. Evaluation de l'influence du retrait de la boule et de la succession d'impact sur la profondeur d'indentation au centre du bloc	127
III.25. Mesures de l'évolution de la profondeur d'indentation en fonction du temps selon norme NIJ [10] et comparaison avec la littérature	128
III.26. Evaluation du modèle obtenu par rhéométrie capillaire et influence des paramètres E et μ	129
III.27. Aspect initiaux et finaux correspondant aux tailles d'éléments extrêmes pour la plastiline	130
III.28. Influence de la taille des éléments sur la réponse du modèle plastiline en termes de profondeurs d'indentation	131
III.29. Différentes tentatives de modélisation du phénomène d'adhésion entre la boule et la plastiline. (a) en Lagrange 3D à l'aide de l'option 1 de l'algorithme de contact tiebreak, (b) en modélisant tous les corps en SPH, (c) en multi-échelles, avec les intérieurs des volumes correspondants à la boule et la plastiline en éléments solides mais les surfaces devant interagir et coller en SPH et (d) en modélisant tous les corps en ALE 2D	132
III.30. Modèle à trois dimensions pour le drop test	133
III.31. Simulation du drop test à l'aide de notre modèle de plastiline pour différents modules de Young	133
III.32. Principe du traitement par damping en deux simulations en vue de l'élimination de la fréquence d'oscillation indésirable	134
III.33. Comparaison entre les essais et le modèle. Influence du module de Young	135
III.34. Influence de petites variations sur les paramètres du modèle	136
III.35. Influence des variations sur les paramètres k et m du modèle proposé pour la plastiline	136

III.36. Analyse de sensibilité au maillage sur le modèle 3D	137
III.37. Réponse du modèle en fonction du maillage de la plastiline	137
III.38. Dispositif expérimental pour le test de Taylor	139
III.39. Aspect des différents échantillons après essais et mise en évidence de leurs défauts éventuels en vue de leur classification	142
III.40. Vue du dessus des différents échantillons en vue de l'estimation du diamètre de leur base	142
III.41. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 2. Vue latérale	143
III.42. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 2. Vue du dessous	143
III.43. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 7. Vue latérale	144
III.44. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 7. Vue du dessous	144
III.45. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 12. Vue latérale	144
III.46. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 12. Vue du dessous	145
III.47. Modèle 2D Lagrange axisymétrique du test de Taylor	146
III.48. Quelques instantanés des modèles d'impacts de Taylor et les dimensions correspondantes (pas d'image en bas à droite car le modèle correspondant n'a pas atteint ce stade du calcul)	146
III.49. Modèle avec table rigide	147
III.50. Influence de la hauteur de chute et du frottement sur le tassement longitudinal des échantillons de Taylor	148
III.51. Différents aspects de l'échantillon en fonction du coefficient de friction	148
III.52. Quelques instantanés des modèles d'impacts de Taylor et les dimensions correspondantes	149
III.53. Evolution des vitesses de déformation dans le temps des éléments du modèle au contact de la table pour une hauteur de chute de 7 m	149
III.54. Rebond de la surface d'impact de l'échantillon de plastiline	150
III.55. Modèle par couplage fluide-structure et évaluation de l'influence de la taille des éléments	151
III.56. Influence de la taille des éléments au niveau de la surface impactée	152
III.57. Instantanés du processus d'impacts selon les calculs numériques	154
III.58. Comparaisons entre les profondeurs d'indentation de la plastiline obtenues lors des essais et les résultats des simulations	155
III.59. Aspect typique de la surface de la plastiline après impact sur aluminium	156
III.60. Mesures au scanner 3D des empreintes obtenues dans la plastiline suite aux impacts	157
III.61. Instantanés du processus d'impact simulé	158
III.62. Comparaisons entre les profondeurs d'indentation obtenues lors des essais et les résultats des simulations	158
III.63. Aspect de la région d'impact de l'aluminium (essais et modèles)	159
III.64. Aspect typique de la surface de la plastiline après impact sur Kevlar®	160
III.65. Mesures au scanner 3D des empreintes obtenues dans la plastiline suite aux impacts	160
III.66. Résistance à la traction de notre tissu de Kevlar®	162
III.67. Résistance au cisaillement dans le plan de notre tissu de Kevlar®	162
III.68. Instantanés du processus d'impact simulé	163
III.69. Déformation simulée de la plastiline (en rose) et de la dernière couche de Kevlar® (bord jaune)	163
III.70. Instantanés du processus d'impact simulé	164
III.71. Comparaisons entre les profondeurs d'indentation obtenues lors des essais et les résultats des simulations	165
III.72. Adhésion entre la plastiline et la face arrière du Kevlar®	165

III.73. (a, b) Aspect local de l'endommagement de la couche de Kevlar [®] ayant stoppé le projectile. (c) Equivalent numérique (Vitesse d'impact :420 m/s et stoppé au bout de 0,1 ms).....	166
IV.1. (a) angle d'impact, (b) position du projectile sur le sternum, (c) positions du nœud de référence pour les mesures, le nœud 3396 est celui sur lequel le projectile est centré à l'impact.....	172
IV.2. Illustration des simplifications apportées au modèle de base	172
IV.3. Modèle complet avec "enrobage" d'air (partie brune).....	174
IV.4. Illustration des problèmes de joints entre différentes structures du modèle (ici entre le sternum et la chair).....	174
IV.5. Contour intérieur du thorax délimitant la future partie entrailles qui apparaîtra au début des calculs après initiation à l'aide de l'IFVG. (a) Structure en éléments coque, (b) normales aux éléments coque et (c) segments correspondants	175
IV.6. Evolution et remplissage du modèle thorax	175
IV.7. Structure en éléments coques générée sur base de la surface du modèle thorax et servant de source pour générer une protection balistique.....	177
IV.8. Déplacement du sternum et corridors biomécaniques pour différents impacts non létaux servant à valider les modèles de thorax (en noir le modèle initial, en rouge le modèle optimisé, en vert le modèle rempli ainsi que le moment correspondant au VC_{max}).....	177
IV.9. Evolution des critères VC pour les différents modèles et position du VC_{max} dans le cas du modèle rempli.....	179
IV.10. Vitesses de déplacement du sternum pour différents impact non létaux servant à valider les modèles de thorax (en noir le modèle initial, en rouge le modèle optimisé, en vert le modèle rempli)	180
IV.11. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation du cas A issu des travaux de Bir [110].....	181
IV.12. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation du cas B issu des travaux de Bir [110]	181
IV.13. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation du cas C issu des travaux de Bir [110]	182
IV.14. Déplacement du sternum et corridors biomécaniques pour différents impacts par le projectile SIR-X servants à valider les modèles de thorax (en noir le modèle initial, en rouge le modèle optimisé, en vert le modèle rempli ainsi que le moment correspondant au VC_{max})	183
IV.15. Evolution des critères VC pour les différents modèles dans le cas du projectile SIR-X..	184
IV.16. Vitesses de déplacement du sternum pour différents impacts non létaux servant à valider les modèles de thorax à l'aide du projectile SIR-X (en noir le modèle initial, en rouge le modèle optimisé, en vert le modèle rempli).....	185
IV.17. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation avec projectile SIR-X à vitesse $V_1=56$ m/s	186
IV.18. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation avec projectile SIR-X à vitesse $V_2=86,5$ m/s	187
IV.19. Présentation, description, morphologie et modélisation du projectile 3	188
IV.20. Différentes configurations d'impact simulées à l'aide du modèle SHTIM rempli. (a) avec projectile 1 et DYNEEMA [®] HB80, (b) avec projectile 1 et Kevlar [®] XP TM S102, (c) avec projectile 1 et trois tôles d'aluminium et (d) avec projectile 3 et multi-matériaux.....	189
IV.21. Evolution du déplacement dans le temps du nœud de référence sur le sternum pour différentes vitesses d'impact.....	190
IV.22. Evolution du (a) VC en fonction du temps et (b) VC_{max} avec la vitesse d'impact.....	190

IV.23. Evolution dans le temps de la vitesse de déplacement du nœud de référence à la surface du sternum pour les différentes vitesses d'impact	191
IV.24. Réponse du modèle et évolution des pressions entre 0 et 5 MPa aux différents organes lors de la simulation d'impact avec projectile 1 déformable à 398 m/s et plaque d'UHMWPE interposée	192
IV.25. Evolution du déplacement dans le temps du nœud de référence sur le sternum pour les deux vitesses d'impact considérées	193
IV.26. Evolution du (a) VC en fonction du temps et (b) VC _{max} avec la vitesse d'impact.....	193
IV.27. Evolution dans le temps de la vitesse de déplacement du nœud de référence à la surface du sternum pour les deux vitesses d'impact considérées.....	194
IV.28. Réponse du modèle et évolution des pressions entre 0 et 5 MPa aux différents organes lors de la simulation d'impact avec projectile 1 déformable à 348,9 m/s et 10 couches de Kevlar [®] interposées	195
IV.29. Evolution du déplacement dans le temps du nœud de référence sur le sternum pour les deux vitesses d'impact considérées	196
IV.30. Evolution du (a) VC en fonction du temps et (b) VC _{max} avec la vitesse d'impact.....	196
IV.31. Evolution dans le temps de la vitesse de déplacement du nœud de référence à la surface du sternum pour les deux vitesses d'impact considérées.....	197
IV.32. Réponse du modèle et évolution des pressions entre 0 et 5 MPa aux différents organes lors de la simulation d'impact avec projectile 1 déformable à 348,9 m/s et trois tôles d'aluminium interposées	198
IV.33. Configuration multi-matériaux envisagée pour l'évaluation de la réponse du modèle SHTIM rempli et capable de stopper le projectile 3 avec une vitesse à l'impact de 845 m/s. (a)-(c) état de la protection après l'essai, (d) simulation correspondante avant l'impact et 2 ms après.....	199
IV.34. Evolution du déplacement dans le temps du nœud de référence sur le sternum pour un impact par le projectile 3 à 845 m/s	199
IV.35. Evolution du VC en fonction du temps.....	200
IV.36. Evolution dans le temps de la vitesse de déplacement du nœud de référence à la surface du sternum	201
IV.37. Réponse du modèle et évolution des pressions entre 0 et 10 MPa aux différents organes lors de la simulation d'impact avec projectile 3 déformable à 845 m/s et protection multi-matériaux interposée	202
B.1. Courbes contrainte-déformation issues de tests de compression uni-axiaux sur plastiline Weible [®] rouge pour différentes vitesses de déformations [80].....	222
B.2. Graphiques log stress vs. log strain rate (5% de déformation) pour deux plastilines Weible [®] dont la rouge. Les lignes droites correspondent aux meilleurs ajustements obtenus par analyse moindre carré. R = coefficient de corrélation, n = exposants de contrainte déduits [80]	222

Liste des tableaux

I.1. Modèles matériaux des éléments en plastique [22]	13
I.2. Paramètres matériaux pour la tête en mousse du projectile SIR-X [22]	13
I.3. Paramètres matériaux de Johnson-Cook pour différents métaux [29–36]	15
I.4. Paramètres matériaux pour le plomb [25–27]	15
I.5. Durée d’interaction entre projectile et composite pour différentes vitesses d’impact [44]	26
I.6. Paramètres matériaux pour les DYNEEMA [®] HB26 et HB80 [46]	27
I.7. Paramètres de Johnson-Cook pour l’aluminium 6061-T6 [31]	29
I.8. Paramètres de Johnson-Holmquist pour le carbure de silicium [48]	34
I.9. Paramètres matériaux introduits par Shen et al. [27]	45
I.10. Valeurs des différents paramètres matériaux pour la gélatine [24]	46
I.11. Evolution du module de Young de la plastiline Roma [®] #1 à température ambiante avec la vitesse de déformation [94]	49
I.12. Vitesses de déformations moyennes subies par de la plastiline Roma [®] #1 pour différentes configurations du drop test [77]	53
I.13. Profondeurs d’indentation mesurées et simulées (CFEM) pour différentes hauteurs (drop test) [98]	56
I.14. Résultats des essais d’impacts sur protections balistiques et plastiline [98]	57
I.15. Paramètres du modèle exploité par Shen et al. [27]	58
I.16. Comparaison des résultats de l’essai et de la simulation [100]	61
I.17. Composition des différents organes, information sur les éléments numériques les constituants et paramètres matériaux [59]	68
I.18. Propriétés mécaniques de base des constituants du modèle de thorax [118]	71
I.19. Paramètres matériaux associés aux différents organes du modèle SHTIM [22]	75
II.1. Paramètres matériaux de Johnson-Cook pour le cuivre et le laiton [29–36]	85
II.2. Paramètres matériaux pour le plomb [25–27]	85
II.3. Paramètres matériaux pour le DYNEEMA [®] HB80 [46]	86
III.1. Paramètres de Johnson-Cook pour la plastiline	107
III.2. Paramètres du modèle exploité par Shen et al. [27]	108
III.3. Paramètres du modèle exploité par Munusamy et al. [87]	109
III.4. Influence de la densité sur la vitesse du rebond de la boule	111
III.5. Paramètres matériaux pour la plastiline [86]	112
III.6. Trois jeux de paramètres proposés par Hernandez et al. [90] pour modéliser la plastiline	113
III.7. Paramètres proposés par Barnat et al. [124] pour modéliser la plastiline	114
III.8. Influence de la densité sur la vitesse du rebond de la boule	114
III.9. Paramètres proposés par Hernandez et al. [77] pour modéliser la plastiline	115
III.10. Liste des essais à faire et des mesures à prendre au pied à coulisse	123
III.11. Mesures de base prises au scanner	126
III.12. Influence du retrait de la boule et de la succession d’essais sur les résultats du drop test	127
III.13. Masses et densités des échantillons	140
III.14. Liste des essais à faire et des mesures de base à prendre	141
III.15. Configurations testées et vitesses d’impact	156
III.16. Profondeurs d’indentation mesurées au scanner 3D	157
III.17. Configurations testées et vitesses d’impact	159
III.18. Profondeurs d’indentation mesurées au scanner 3D	160
III.19. Paramètres matériaux du Kevlar [®] XP TM S102	162

IV.1. Changement de modèle matériau pour les poumons [59,120]	173
IV.2. Changement de modèles matériaux pour certaines parties du modèle [120,134]	176
IV.3. Paramètres finaux du modèle pour les côtes et le sternum	176
IV.4. Valeurs des VC_{\max} pour les différents modèles et bornes admissibles [110,121]	179
IV.5. Valeurs des VC_{\max} pour les différents modèles et bornes admissibles [22,121]	184
B.1. Synthèse des propriétés rhéologiques de la plastiline Weible [®] rouge trouvées dans la littérature [80,82,136,137]	223

Liste des symboles

σ	: Contrainte
σ^*	: Contrainte effective
σ_y	: Limite élastique
σ_{y0}	: Limite élastique de référence
ε	: Déformation
$\dot{\varepsilon}$: Vitesse de déformation
$\dot{\varepsilon}_0$: Vitesse de déformation de référence
$\bar{\varepsilon}^p$: Déformation plastique effective
ε^f	: Déformation à la rupture
γ	: Contrainte de cisaillement
$\dot{\gamma}$: Taux de cisaillement
p	: Pression
\dot{p}	: Compressibilité
ρ_0	: Densité de référence
ρ	: Densité
E	: Module de young
E_t	: Module
G	: Module de cisaillement
K	: Module de compressibilité isostatique
ν	: Coefficient de Poisson
T	: Température
T_0	: Température de référence
T_m	: Température de fusion
C_p	: Chaleur spécifique
Q	: Energie d'activation
R	: Constante des gaz parfaits
η	: Viscosité
g	: Constante gravitationnelle

Introduction générale

Contexte et objectif de l'étude

Une protection balistique doit pouvoir arrêter un projectile afin de l'empêcher d'atteindre et pénétrer le corps de son porteur. Elle doit également limiter l'intensité du coup qui est transféré par le projectile. Cet effet est appelé "Behind Armour Blunt Trauma" (BABT). Il peut être responsable de contusions légères ou de lésions plus graves. Ces protections doivent être assez légères et minces afin d'être confortable et maniable pour l'utilisateur. Il va de soi qu'il s'agit de deux considérations antagonistes. Des compromis doivent donc nécessairement être trouvés.

Les laboratoires de balistiques disposent de procédures visant à évaluer la qualité de ces protections balistiques. Ils doivent notamment respecter un certain nombre de normes. Il est également évident que des tests sur êtres humains ne peuvent être envisagés. Par conséquent, les essais de ce genre sont réalisés à l'aide de matériaux témoins ou dispositifs mécaniques qui servent de simulation du corps humain.

L'outil numérique peut également apporter une aide substantielle dans le cadre de ce genre d'étude. En effet, un modèle numérique peut apporter des informations sur certains mécanismes difficilement observables sur base d'essais de validation. En outre, l'outil numérique permet actuellement de modéliser des structures complexes, y compris le corps humain.

Le présent travail de thèse porte donc sur la modélisation de multi-matériaux avec validation expérimentale en vue de l'identification des mécanismes se produisant lors de processus dynamiques impliqués dans les interactions pouvant exister entre un projectile, une protection et la cible.

Nous pouvons décomposer ce type de configurations en trois catégories de multi-matériaux présentées ici par ordre d'importance croissante dans le cadre de ce travail de doctorat :

- Le projectile : sa géométrie, sa masse, les matériaux qui le composent, sa vitesse d'impact et donc son énergie cinétique constituent les paramètres les plus importants pour le définir.
- La protection : il s'agit le plus souvent de matériaux tissés, composites ou multi-matériaux. L'énergie cinétique du projectile en détermine le plus souvent le choix.
- La cible : dans la pratique, il s'agit du corps humain, donc d'une certaine manière, déjà un multi-matériau. Néanmoins, les laboratoires de balistique le substituent à des matériaux témoins, le plus souvent de la gélatine ou de la plastiline, selon des normes spécifiques.

Bien entendu, afin d'essayer de modéliser correctement toutes ces structures, des lois de comportement appropriées doivent être sélectionnées. Par conséquent, une partie du travail de thèse vise à déterminer pour chaque constituant une loi de comportement adaptée. Dans la mesure du possible, la littérature apporte une aide conséquente. Toutefois, certains matériaux ne sont pas caractérisés ou bien sont modélisés de manière incomplète. Dans ces derniers cas, une caractérisation doit être réalisée afin de capter au mieux leur réponse.

Notre travail de thèse de doctorat s’inscrit dans une problématique plus générale qui intéresse à la fois le Laboratoire de Mécanique de Lille (LML) et le Ministère de la Défense Nationale belge représenté par l’Ecole Royale Militaire (ERM) à Bruxelles. Au niveau de l’ERM, la problématique du BAPT impose la compréhension et la modélisation de multi-matériaux avec validation expérimentale. Au niveau du LML, cela fait quelques années que des études concernant la réponse dynamique de textiles balistiques et multi-matériaux sont réalisées :

- C. HA-MINH a défendu une thèse en 2011 intitulée “Comportement mécanique des matériaux tissés soumis à un impact balistique : approches expérimentale, numérique et analytique” ayant fait l’objet d’une collaboration entre le LML, l’ENSAIT de Roubaix et l’ISL.
- J. VAN ROEY a défendu une thèse en 2011 intitulée “Etude du comportement dynamique des matériaux granulaires et tissés : approches expérimentale et simulation numérique” ayant fait l’objet d’une collaboration entre le LML et l’ERM.
- T.-L. CHU a défendu une thèse en 2016 intitulée “Etude du comportement mécanique d’un matériau tissé soumis à un impact balistique basée sur une approche multi-échelle” au LML.

Dans notre travail de thèse, l’approche globale est privilégiée afin de capter la réponse mécanique des matériaux de protection et de la cible. Nous sommes typiquement dans des situations d’impacts non perforants au cours desquels un projectile déformable interagit avec la protection derrière laquelle une part d’énergie cinétique est transférée.

La modélisation implique l’interaction de projectiles spécifiques avec des configurations de matériaux. Nous avons donc modélisé le projectile sur base de sa géométrie et sa consistance. Les matériaux de protection ont été modélisés sur base de leurs propriétés connues ou sur base d’essais de caractérisation. Les matériaux représentant la cible ont été modélisés sur base de données de la littérature, de travaux préalablement réalisés et d’essais spécifiques de caractérisation.

Structuration du rapport

Ce travail de thèse est structuré en quatre chapitres distincts :

- **Chapitre I : Etude bibliographique**
Ce chapitre fait une synthèse de la documentation existante concernant la problématique qui nous intéresse, les multi-matériaux. Il fournit également l’état de l’art concernant la modélisation des matériaux employés pour fabriquer les projectiles, protections et cibles. Nous verrons dans cette section que si la modélisation de certains matériaux est bien documentée, le cas d’autres matériaux est beaucoup plus délicat. Ainsi, la modélisation des matériaux métalliques impliqués peut-être réalisée sur base de données issues de la littérature. La gélatine balistique est également un matériau pour lequel la documentation fournit beaucoup d’informations. Certains éléments constituant les multi-matériaux des protections balistiques peuvent être modélisés sur base de la littérature. De même, la plastiline balistique est un matériau pour lesquels des modèles sont évoqués dans la littérature mais il y manque une loi de comportement correspondant à l’écoulement d’un fluide non linéaire et non newtonien. Finalement, en vue d’une modélisation plus complète du thorax humain, une étude des modèles existants a été réalisée.

- **Chapitre II : Etude de l'interaction protection/gélatine sous impact balistique**

La gélatine balistique est le matériau témoin par excellence en balistique. Non seulement sa consistance ressemble quelque peu à celle des parties molles du corps humain mais en plus elle est transparente. Ceci permet donc des observations de processus dynamiques à l'aide de caméra à haute vitesse ou de capteurs de pression. Pour toutes ces raisons, elle peut être utilisée afin d'observer et d'étudier les processus se produisant dans des cas de balistique lésionnelle. De même, elle permet d'observer et d'interpréter ce qui se produit derrière une protection balistique capable d'arrêter un projectile tout en laissant passer une partie de l'énergie cinétique de ce dernier. Ce chapitre décrit un ensemble d'essais et de modèles visant à décrire les processus dynamiques se produisant dans ce matériau très particulier. Un choix de modèle matériau avec une équation d'état nous a permis de modéliser des impacts perforants et non perforants impliquant de la gélatine. Les modèles ont été validés par une confrontation avec des résultats obtenus à partir d'essais réalisés en laboratoire.
- **Chapitre III : Etude de l'interaction protection/plastiline sous impact balistique**

La gélatine est un matériau de choix pour la réalisation de certains tests en balistique. Néanmoins, il s'agit d'un matériau labile, non recyclable et imposant un conditionnement assez complexe et particulier. C'est pourquoi les laboratoires de balistique se sont tournés vers un matériau différent capable de fournir une réponse similaire mais d'utilisation plus facile. Ainsi, la plastiline balistique s'est substituée à la gélatine car elle évite tous les inconvénients liés à cette dernière. Des normes ont été établies quant à l'utilisation de ce matériau. Notamment, la consistance doit être contrôlée par un essai spécifique. Bien entendu, ce matériau peut également être modélisé. Différentes lois de comportement ont ainsi été proposées dans la littérature. Nous nous sommes cependant rendus compte que la plastiline fait partie d'une gamme de substances plutôt proche de fluides non linéaires et non newtoniens. Une caractérisation de ce matériau a donc été réalisée à l'aide d'une technique spécifique permettant d'extraire une loi de comportement sous la forme de fonction d'écoulement ou de viscosité. Des essais respectant les normes de calibration ainsi qu'un test de Taylor adapté à un matériau aussi mou ont été réalisés afin de valider un modèle numérique pour ce matériau. Quelques essais balistiques ont également été réalisés afin de vérifier que le modèle proposé pour la plastiline soit capable de représenter le comportement de ce matériau sur des plages de vitesses de déformations assez étendues.
- **Chapitre IV : Etude numérique de l'interaction protection/thorax sous impact balistique**

Le but ultime est de comprendre ce qui se passe au niveau du corps humain lors d'un impact balistique non perforant. Il est néanmoins évident qu'il est très difficile de réaliser des tests réels étant donné les risques. C'est pourquoi les laboratoires de balistiques se sont tournés vers les substituts décrits plus haut. La gélatine et la plastiline balistiques permettent d'évaluer la performance d'une protection sur base de critères et procédures assez simples. De plus elles peuvent être modélisées pour autant que la loi de comportement exploitée soit adaptée. Tout comme ces deux matériaux témoins, le thorax humain peut être modélisé en vue de s'affranchir de la complexité des essais. Un modèle numérique de thorax humain a déjà été développé et validé à l'ERM afin de simuler la réponse de cette structure face à des impacts non perforants sans protection balistique. Néanmoins ce modèle nécessitait encore des compléments en vue de représenter ce qui se passe en cas d'impacts balistiques avec protection. Une

technique spécifique de couplage fluide structure a été exploitée afin de modéliser les espaces existants entre les organes et donc assurer une continuité de cette structure. Ce modèle de thorax complété a nécessairement dû être validé sur base de données issues de la littérature. Les configurations testées et modélisées sur de la plastiline ont alors été simulées à l'aide du modèle de thorax.

La fin du présent rapport comporte les conclusions de ce travail ainsi que des perspectives en vue de développer et compléter les recherches décrites. Une liste des références bibliographique exploitées dans le cadre de ce travail est également fournie.

Chapitre I

Etude bibliographique

Résumé

Ce chapitre fait une synthèse de la documentation existante concernant la problématique qui nous intéresse, les multi-matériaux. Il fournit également l'état de l'art concernant la modélisation des matériaux employés pour fabriquer les projectiles, protections et cibles. Nous verrons dans cette section que si la modélisation de certains matériaux est bien documentée, le cas d'autres matériaux est beaucoup plus délicat. Ainsi, la modélisation des matériaux métalliques impliqués peut-être réalisée sur base de données issues de la littérature. La gélatine balistique est également un matériau pour lequel la documentation fournit beaucoup d'informations. Certains éléments constituant les multi-matériaux des protections balistiques peuvent être modélisés sur base de la littérature. De même, la plastiline balistique est un matériau pour lesquels des modèles sont évoqués dans la littérature mais il y manque une loi de comportement correspondant à l'écoulement d'un fluide non linéaire et non newtonien. Finalement, en vue d'une modélisation plus complète du thorax humain, une étude des modèles existants a été réalisée.

Sommaire

I.1.	INTRODUCTION.....	7
I.2.	PROJECTILES	9
I.2.1.	<i>Géométrie des projectiles</i>	9
I.2.2.	<i>Matériaux constitutifs</i>	10
I.2.3.	<i>Modes d'endommagement des projectiles</i>	11
I.2.4.	<i>Modélisation des matériaux</i>	13
I.3.	PROTECTIONS BALISTIQUES.....	15
I.3.1.	<i>Protections balistiques à base textile</i>	16
I.3.2.	<i>Protections balistiques composites</i>	23
I.3.3.	<i>Protections balistiques à base métalliques</i>	29
I.3.4.	<i>Protections balistiques en céramiques et composites</i>	32
I.4.	MODELISATION DE LA CIBLE	37
I.4.1.	<i>Gélatine</i>	37
I.4.1.1.	Applications balistiques	38
I.4.1.2.	Modélisation du comportement mécanique de la gélatine	45
I.4.2.	<i>Plastiline balistique</i>	47
I.4.2.1.	Propriétés mécaniques de la plastiline	47
I.4.2.2.	Tests de calibration sur la plastiline	50
I.4.2.3.	Tenue balistique de la plastiline	55
I.4.3.	<i>Simulation d'impact du thorax humain</i>	62
I.4.3.1.	Comportement mécanique du thorax	62
I.4.3.2.	Modélisation numérique du thorax	65
I.5.	SYNTHESE	77

I.1. Introduction

Le rôle d'une protection balistique consiste à protéger son porteur de l'impact par un projectile balistique caractérisé par sa vitesse d'impact (V_{imp}) et son énergie cinétique (E_{cin}). Celui-ci sera progressivement arrêté en pénétrant la protection. Le processus de ralentissement jusqu'à l'arrêt complet dépendra du type de protection et de la forme du projectile. La figure I.1(a) schématise les différentes parties qui interagissent lors d'un processus d'impact balistique : projectile, protection et cible. Selon les cas, ce processus peut aboutir à deux situations, (i) perforation ou (ii) non perforation de la protection.

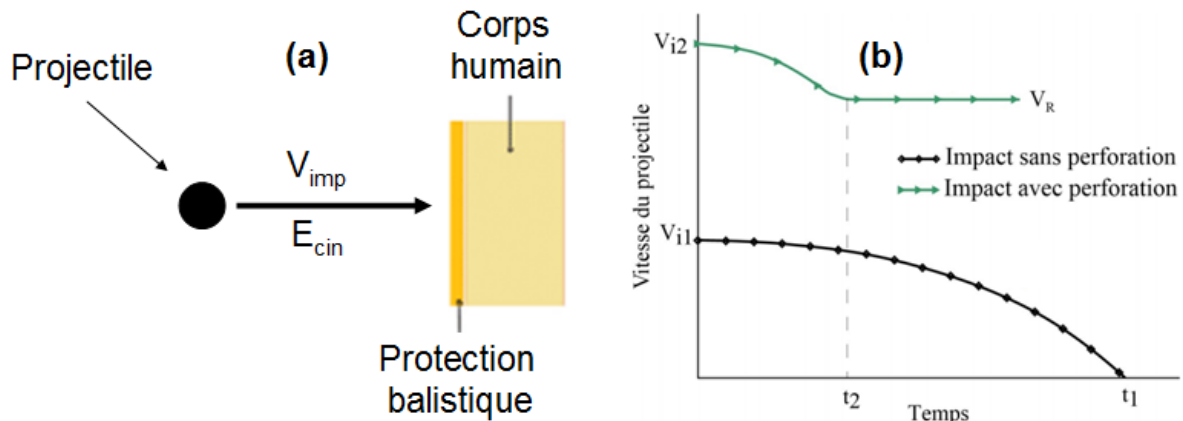


Figure I.1. (a) Illustration des éléments impliqués dans les processus balistiques, (b) évolution de la vitesse du projectile interagissant avec une protection en cas de perforation ou non perforation [1,2]

Lors de son interaction avec un projectile, la protection peut subir une réponse globale ou locale en fonction de la vitesse d'impact. La réponse globale s'observe plutôt lors d'impacts à basse vitesse, quand l'énergie du projectile a le temps de se disperser largement dans la protection sous la forme de flexion et cisaillement. La réponse locale quant à elle devient de plus en plus dominante quand la vitesse d'impact augmente. Elle se caractérise par une déformation plutôt concentrée autour de la zone d'impact. Cependant, les comportements à haute vitesse d'impact ne sont pas nécessairement différents de ceux à basse vitesse d'impact [3]. La figure I.2 schématise les deux types de réponses ainsi décrites.

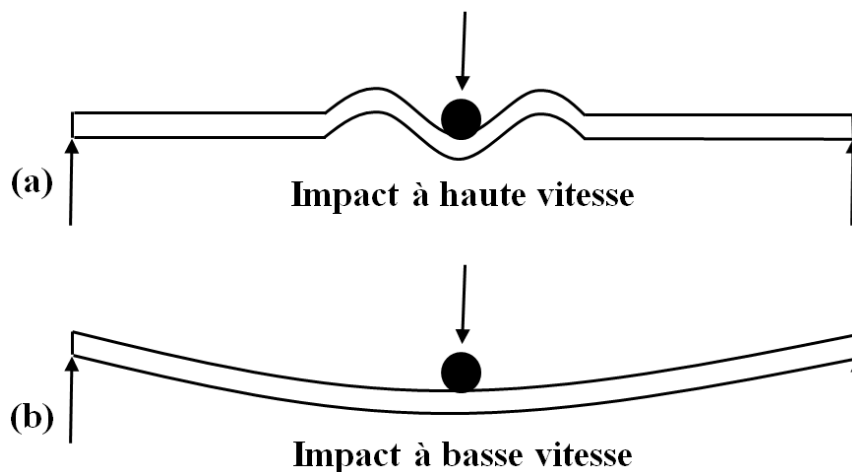


Figure I.2. Schéma de principe de la réponse à l'impact à (a) haute vitesse et (b) basse vitesse [3]

Généralement, lors de l'impact balistique, le projectile pénètre la protection en engendrant un endommagement localisé au voisinage du point d'impact. Ceci entraîne manifestement un déplacement arrière de la protection balistique qui est transmis directement à la cible (corps humain) (Fig. I.3).

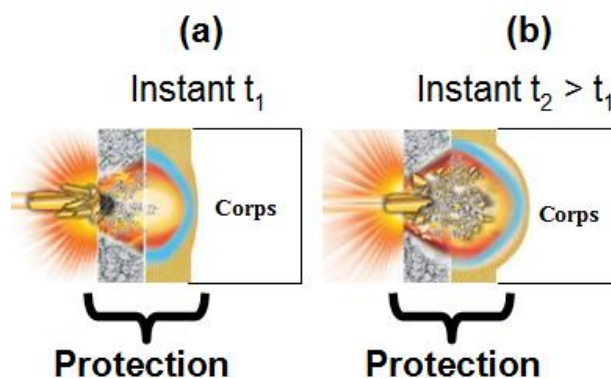


Figure I.3. Illustration des processus balistiques. (a) endommagement du projectile et de la protection, (b) déplacement arrière de la protection et conséquences potentielles [4]

La performance d'une protection balistique est évaluée par sa capacité à arrêter le projectile, ce qui génère une dissipation de l'énergie au niveau de la cible. En effet, cette énergie contribue à la déformation arrière de la protection qui se répercute sur la cible. Les conséquences de ce processus sur le corps humain portent le nom de "Behind Armour Blunt Trauma" (BABT) [5–7].

Le phénomène "BABT" est, par conséquent, un type particulier de traumatisme qui peut se définir comme étant l'ensemble des lésions non pénétrantes issues de la déformation rapide d'une protection balistique couvrant le thorax [5–7].

La compréhension du BABT constitue, de plus en plus, un souci pour les chercheurs en raison d'une part, de l'augmentation de la puissance des projectiles (forme, vitesse, matériaux) et, d'autre part, le besoin croissant d'ergonomie pour le porteur d'une protection balistique. En effet, ces protections doivent être fines, légères, confortables et efficaces [3].

Il est à noter que chaque partie d'une protection balistique complète doit être testée par rapport à sa résistance à la pénétration et à la déformation selon des normes d'essais balistiques (Annexe A). Ces normes établissent les performances minimales requises et les méthodes d'essais pour évaluer la résistance des protections balistiques individuelles utilisées pour la protection du thorax humain [8–16].

La problématique de l'impact balistique constitue un domaine complexe de par le niveau des vitesses engendrées et aussi du fait de l'interaction entre des multi-matériaux. En effet, la compréhension de ce phénomène exige la maîtrise des trois constituants essentiels qui interagissent lors de l'impact balistique, à savoir : le projectile, la protection et la cible.

I.2. Projectiles

Lors du processus d'impact balistique, le projectile est un objet propulsé par un dispositif pyrotechnique ou pneumatique. Il constitue un élément fondamental pour la compréhension des effets de l'impact, de par la diversité des formes et géométries d'une part et, d'autre part, la multiplicité des matériaux constitutifs.

I.2.1. Géométrie des projectiles

Il s'agit le plus souvent d'objets axisymétriques dont la tête peut être plate, ronde, ogivale, voire conique. Ils sont généralement caractérisés par leur diamètre (le calibre), longueur, masse, vitesse et énergie cinétique. La figure I.4 présente quelques projectiles, de formes variables, exploités par Tan et al. [17] en vue d'en étudier l'influence sur l'endommagement de configurations de protections à base de Twaron[®] CT 716. Chacun de ces projectiles a un diamètre de 12,6 mm et une masse de 15 g.

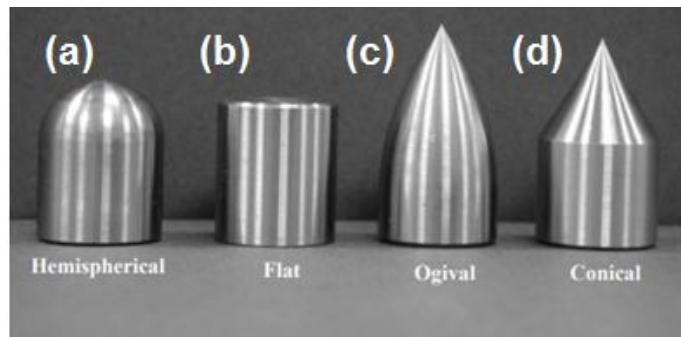


Figure I.4. Projectiles de 12,6 mm de diamètre et 15 g avec têtes de formes variables. (a)Hémisphérique, (b) plate, (c) ogivale, (d) conique [17]

Tan et al. [17] montrent que l'énergie absorbée par la protection à base textile en fonction de la vitesse d'impact est la plus élevée pour les projectiles à tête sphérique et la plus faible pour les projectiles à têtes ogivale et conique. Les projectiles à tête plate, quant à eux, aboutissent à des niveaux d'énergies absorbées intermédiaires (Fig. I.5).

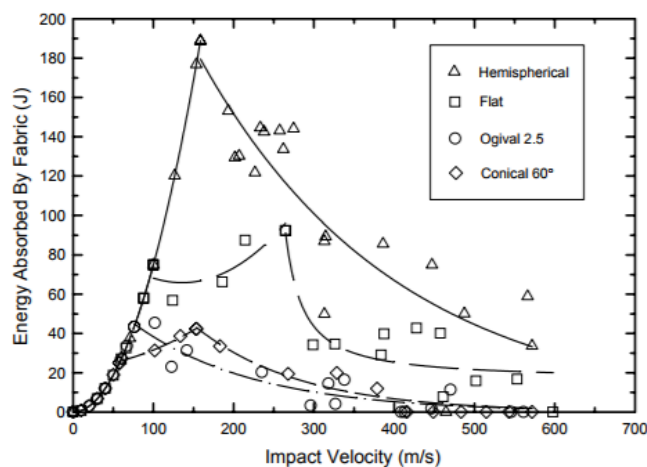


Figure I.5. Energie absorbée par la protection à base textile en fonction de la vitesse d'impact et de la forme du projectile [17]

Shahkharami et al. [18] expliquent que les projectiles pointus décèlent plus vite à faibles vitesses qu'à grandes vitesses. La décélération est plus forte pour les projectiles à tête plate qui ont tendance à trancher les fils à cause de leurs arêtes. Les projectiles à tête ronde quant à eux entraînent une rupture par traction des fils. Dans le cas des projectiles ogivaux ou coniques, leur forme leur permet de traverser plus facilement les tissus par écartement des fils.

I.2.2. Matériaux constitutifs

Les projectiles sont souvent composés de plomb ou d'alliages de plomb. En effet, ce métal à l'avantage d'avoir une forte densité et donc permet de fournir une masse et une énergie cinétique conséquente pour un petit volume. De plus, le plomb est bon marché, facile à obtenir et fond à basse température, ce qui rend sa mise en œuvre aisée pour ce type d'application [19].

La plupart de ces projectiles sont recouverts partiellement ou totalement d'une chemise métallique pour les applications à hautes vitesses. Dans la plupart des cas, la chemise peut être fabriquée en cuivre, en laiton ou en acier. Ces métaux améliorent la résistance balistique du projectile. La figure I.6 présente une coupe d'un projectile dont le noyau est constitué d'un alliage de plomb et antimoine tandis que la chemise (enveloppe) est faite d'acier recouvert d'une fine couche de laiton [20].

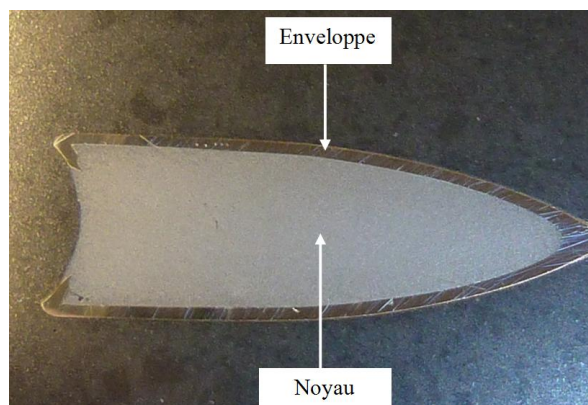


Figure I.6. Exemple de projectile avec noyau de plomb et enveloppe (chemise) en acier [20]

Il est à noter que si les projectiles à faibles vitesses contiennent le plus souvent du plomb, ceux à grandes vitesses peuvent également contenir d'autres matériaux. Ainsi, il existe toute une variété de projectiles perforants contenant des noyaux en acier durci voire du carbure de tungstène par exemple [21]. Il existe également des projectiles constitués de matériaux polymères (Fig. I.7) [22].

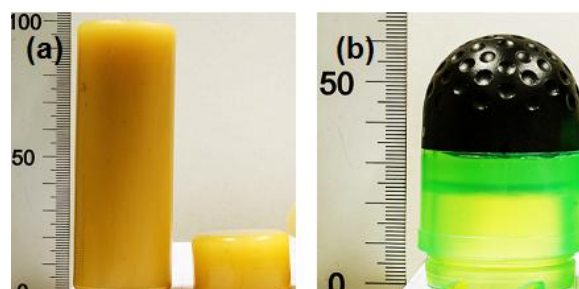


Figure I.7. Exemples de projectiles en (a) PVC et (b) multi-matériaux plastique + mousse (Projectile SIR-X) [22]

I.2.3. Modes d'endommagement des projectiles

Parfois, le projectile est considéré rigide et indéformable pour décrire les situations où le processus d'impact n'engendre aucune déformation de celui-ci. Cette situation n'est pas souvent rencontrée et dépend de la nature des matériaux de protection et de la cible. En effet, le projectile peut s'écraser totalement en interagissant avec une protection balistique (Fig. I.8) [3].

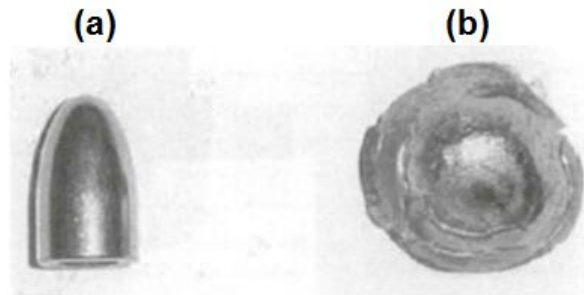


Figure I.8. Projectile 9 mm chemisé (a) avant et (b) après impact d'une protection légère en composite [3]

Les modes d'endommagement des projectiles sont variés et dépendent de leur vitesse d'impact, de leur géométrie et de leur composition. Rakvåg et al. [23] ont réalisé une étude expérimentale et numérique sur des éprouvettes de Taylor de 80 mm de long et 20 mm de diamètre en acier à outil de trois duretés différentes. Ces projectiles possèdent une masse nominale de 197 g et ont été accélérés à l'aide d'un canon pneumatique pouvant leur fournir une vitesse jusqu'à 350 m/s. Ils ont classé les modes d'endommagement en cinq catégories par ordre de sévérité croissante (Fig. I.9) :

- Déformation plastique en forme de champignon sans rupture apparente (Fig. I.9(a))
- Fissuration des bords déformés en champignons par dépassement de la limite de déformation plastique ductile (Fig. I.9(b))
- Apparition de bandes de cisaillement adiabatique pouvant provenir d'une rupture principale en cisaillement ou par combinaison de cisaillement en spirale et rupture en traction (Fig. I.9(c))
- Ouverture par formation de pétales suite à une rupture en traction pouvant aboutir à de la fragmentation lorsque la vitesse d'impact devient très élevée (Fig. I.9(d))
- Fragmentation complète par initiation et croissance de fissures principales en cisaillement (Fig. I.9(e))

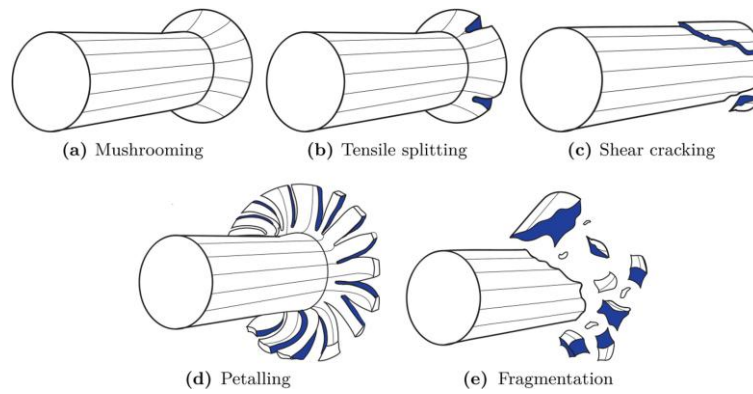


Figure I.9. Différents modes de déformation et rupture lors de l'essai de Taylor. (a) Déformation en champignon, (b) Rupture en traction, (c) Fracture par cisaillement, (d) Formation de pétales et (e) Fragmentation [23]

Rakvåg et al. [23] ont notamment observé expérimentalement et numériquement certains de ces mécanismes d'endommagement en réalisant des impacts de Taylor à différentes vitesses de projectiles en acier HRC 40. La figure I.10 montre l'état final du projectile en fonction de la vitesse d'un point de vue expérimental et numérique. La corrélation est tout à fait correcte.

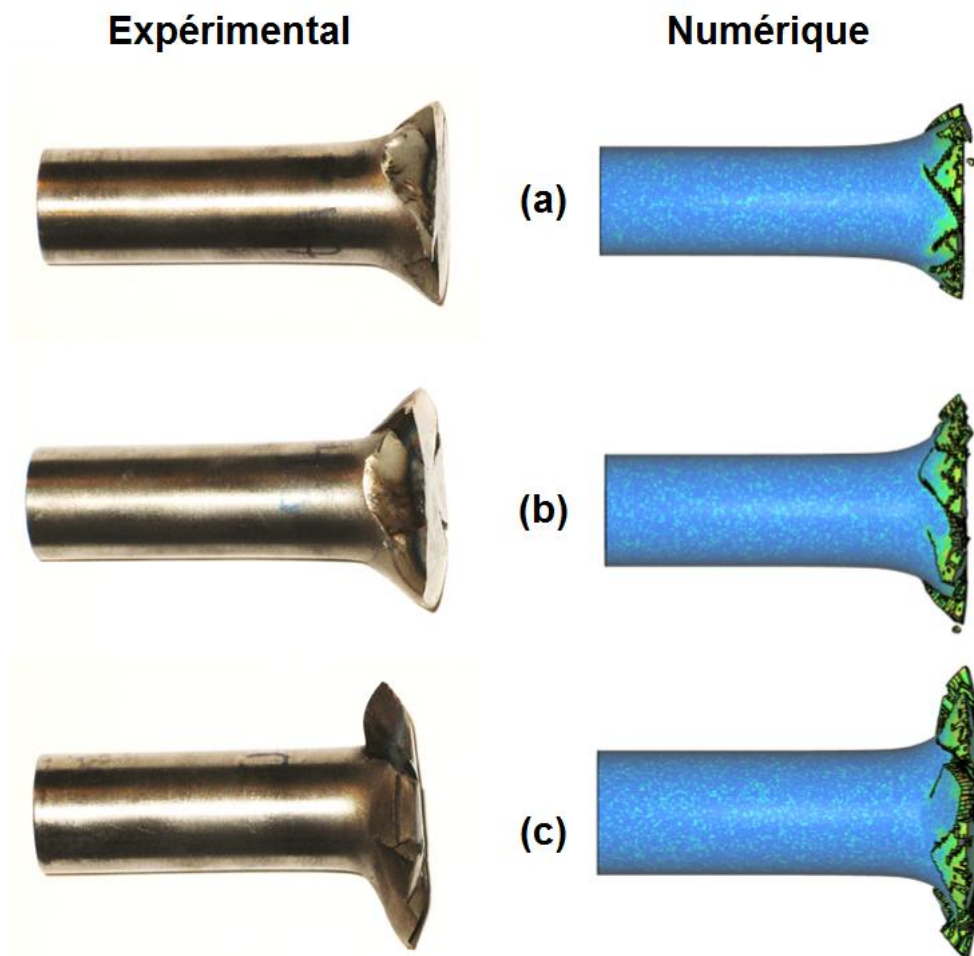


Figure I.10. Comparaison entre les essais et les modèles des dommages subis par le projectile aux vitesses d'impact suivantes : (a) 297,7, (b) 325,6 et (c) 356,6 m/s [23]

I.2.4. Modélisation des matériaux

Lorsque le projectile peut-être considéré comme un corps rigide [24], seule la géométrie, le volume et la densité moyenne doivent être définis.

Les projectiles en PVC (Fig. I.7(a)) et le culot en plastique du projectile SIR-X (Fig. I.7(b)) décrits dans le rapport de thèse de Nsiampa [22] ne subissent que des déformations apparemment légères et réversibles. Dans ce cas, un modèle élastique linéaire simple et sans rupture peut être utilisé. Le tableau I.1 donne les paramètres correspondants à ces deux matériaux [22].

Modèle élastique linéaire			
/	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	ν
PVC	1380	2,3	0,33
Culot en plastique	1354	23	0,387

Tableau I.1. Modèles matériaux des éléments en plastique [22]

La modélisation de la tête en mousse du projectile SIR-X est plus complexe. En effet, celle-ci se déforme de manière apparemment réversible mais non linéaire. Nsiampa [22] a élaboré toute une procédure afin de caractériser cette matière. Le résultat de son analyse a permis d'alimenter un modèle visco-hyperélastique comportant d'une part un jeu de paramètres et d'autres part une courbe de chargement. Ce modèle comporte en outre deux paramètres de déchargement HU et SHAPE qui constituent des facteurs d'hystérésis et de forme. Le tableau I.2 et la figure I.11 fournissent le jeu de paramètres et la courbe de chargement à introduire pour modéliser cette mousse.

Modèle visco-hyperélastique							
/	ρ [kg/m ³]	K [GPa]	ν	HU	SHAPE	SFA	Loading curve
Mousse	231	3	0,2	0,1	15	0,9	

Tableau I.2. Paramètres matériaux pour la tête en mousse du projectile SIR-X [22]

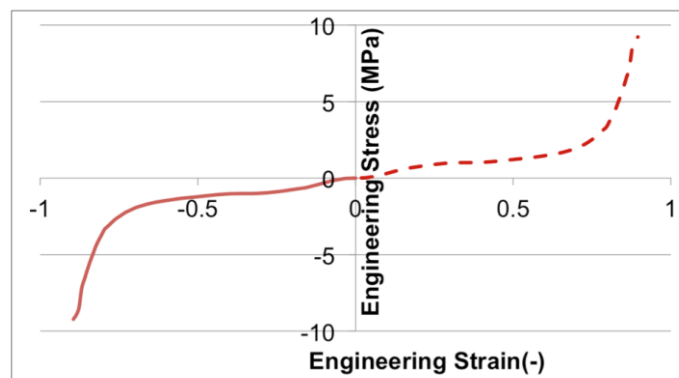


Figure I.11. Courbe contrainte-déformation correspondant à la mousse constituant la tête du projectile SIR-X [22]

La modélisation des constituants des projectiles à base métallique peut-être faite de différentes manières. Ainsi, Barauskas et al. [25], Krishnan et al. [26], Shen et al. [27] modélisent le plomb et la chemise comme des matériaux élastique-plastique linéaires avec écrouissage et sensibilité aux vitesses de déformation. Ce modèle est ajusté à l'aide des paramètres E et $E_t < E$ qui sont respectivement les modules de Young et tangent (Fig. I.12).

L'influence de la vitesse de déformation, quant à elle, est introduite à l'aide d'un facteur de Cowper-Symonds $(1 + (\dot{\epsilon}/C)^{1/p})$ sur la limite élastique de référence σ_{y0} . L'ajustement de ce facteur se réalise à partir des deux paramètres C et p.

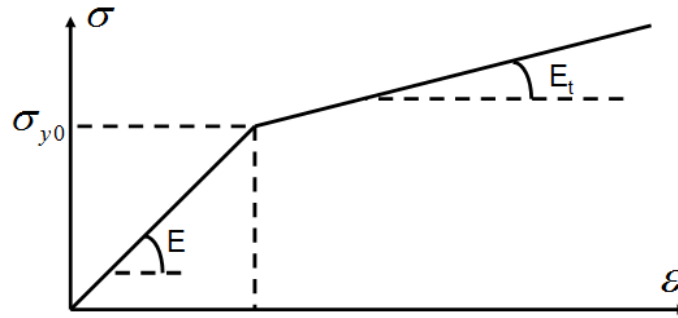


Figure 1.12. Loi de comportement linéaire élastique-plastique avec écrouissage [28]

Néanmoins, plusieurs travaux font référence à l'équation de Johnson-Cook afin de modéliser les métaux. En effet, ce modèle issu des travaux de Johnson et Cook [29,30] permet non seulement de modéliser les comportements de nombreux métaux sollicités en dynamique rapide, mais intègre également l'influence de la température sur le comportement des matériaux [28] :

$$\sigma = \left(A + B \bar{\epsilon}^n \right) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right) \quad (\text{I.1})$$

En outre, ce modèle est généralement associé à une équation d'état permettant de prendre en compte la compressibilité des matériaux, souvent sous une forme linéaire polynomiale dans laquelle le coefficient $C_1 = K$ est le module de compressibilité hydrostatique [28] :

$$P = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 \quad \text{avec} \quad \mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \quad (\text{I.2})$$

Finalement, ce modèle permet de décrire l'endommagement des métaux sur base d'un critère plus sophistiqué, intégrant le rapport entre la pression et la contrainte effective (σ^*), la vitesse de déformation et la température. La fracturation survient lorsque le paramètre d'endommagement $D = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}^p}{\epsilon^f}$ atteint la valeur 1. Dans cette formule, $\bar{\epsilon}^p$ est la déformation plastique effective tandis que ϵ^f est défini par [28] :

$$\epsilon^f = \left[D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^* \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right) \right] \quad (\text{I.3})$$

Les travaux de bases réalisés par Johnson et Cook [29,30] ont permis d'obtenir des jeux de paramètres complets pour différents métaux dont des aciers et du cuivre. D'autres travaux, faisant référence ou non aux travaux de Johnson et Cook permettent également de compléter la liste des métaux que nous sommes amenés à modéliser [31–35] dont, notamment, du laiton 70/30 (70% de cuivre et 30% de zinc) et du laiton 90/10 (90% de cuivre et 10% de zinc). Le tableau I.3 fournit une compilation des paramètres matériaux de Johnson-Cook.

Johnson-Cook				
/	Cuivre	Laiton 70/30	Laiton 90/10	Acier 4340
ρ_0 [kg/m ³]	8960	8520		7830
G [GPa]	46	44		77
K [GPa]	129	100		159
A [MPa]	90	112	206	792
B [MPa]	292	505		510
C	0.025	0,009	0,01	0,014
n	0.31	0,42		0,26
m	1.09	1,68		1,03
T _m [K]	1356	1303	1189	1793
T ₀ [K]	293,15			
D ₁	0.54			0,05
D ₂	4.89			3,44
D ₃	-3.03			-2,12
D ₄	0.014			0,002
D ₅	1.12			0,61

Tableau I.3. Paramètres matériaux de Johnson-Cook pour différents métaux [29–36]

Le cas du plomb est un peu plus délicat. La littérature est moins étendue concernant la modélisation des alliages de plomb utilisés pour la fabrication des projectiles balistiques [33,37]. Par conséquent, les modèles basés sur une loi de comportement de type élastique-plastique écrouissant linéaire peuvent rester d'application [25–27]. Le tableau I.4 reprend les paramètres matériaux associés au plomb.

Elastique-plastique linéaire écrouissant	
/	plomb
ρ [kg/m ³]	11270
E [GPa]	17
ν	0,4
σ_y [MPa]	8
E _{tan} [MPa]	15
C [s ⁻¹]	600
p	3
Failure Strain	2,5

Tableau I.4. Paramètres matériaux pour le plomb [25–27]

I.3. Protections balistiques

Une protection balistique est un dispositif couvrant une structure (cible), pouvant être le corps humain, afin de la protéger des impacts par des objets tels que des projectiles balistiques [38].

Dans le passé les protections balistiques étaient métalliques ou faites de matériaux naturels tels que la soie ou le cuir. L'apparition de fibres polymères à haute résistance à partir des années 70 a permis de faire évoluer la nature des protections balistiques du plutôt rigide au semi rigide. Ces matériaux ont donc inauguré une nouvelle ère aux protections individuelles

[39]. La figure I.13 présente une protection balistique métallique ainsi qu'un gilet pare-balle. Généralement, les protections balistiques sont classées comme étant souples ou rigides [3].

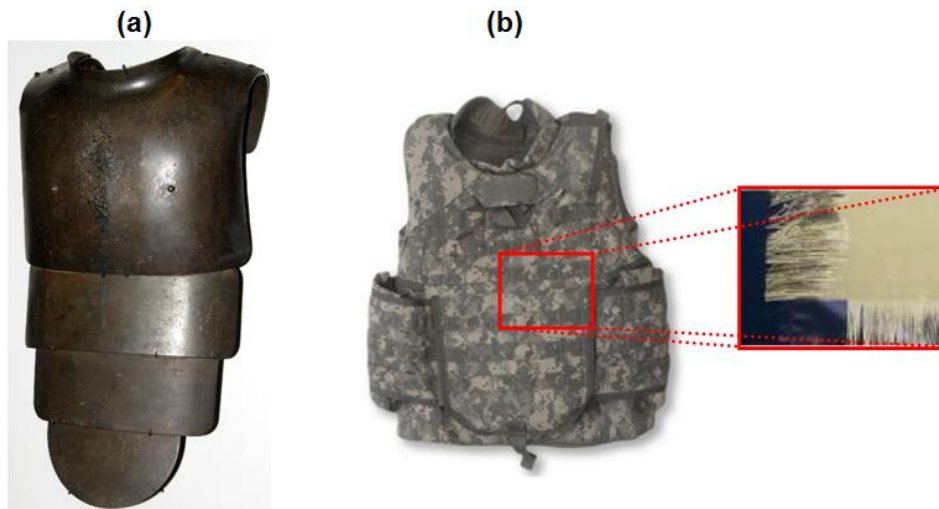


Figure I.13. Exemples de protections balistiques (a) métallique (b) gilet pare-balles [38]

Les principaux matériaux constituant les fibres polymères utilisées pour la fabrication des gilets pare-balles sont [3,40] :

- Para-aramides
- Polyéthylène à ultra haute densité (UHMWPE)
- poly(*p*-phénylène-2,6-benzobisoxazole) (PBO)
- polyhydroquinone-diimidazopyridine (PIP)

L'utilisation de protections balistiques constituées d'un seul matériau peut suffire pour résister à des impacts de petits projectiles classiques (plomb éventuellement chemisé). Cependant, des protections balistiques constituées de plusieurs composants telles qu'une face avant en céramique à haute dureté et doublée à l'arrière par un composite restent indispensables pour stopper des projectiles perforants. En effet, la face avant en céramique de ce type de protection contribue au ralentissement et à la dégradation par érosion du projectile tandis que la face arrière en composite de la protection absorbe l'énergie cinétique du projectile en cours de décélération. En outre, la face arrière en composite de la protection permet également de stopper les fragments de la céramique et du projectile afin de les empêcher d'atteindre et blesser le porteur de la protection [21]. L'utilisation des multi-matériaux contribue donc à améliorer la performance des protections balistiques.

Dans cette partie, nous exposons les principaux résultats de travaux portant sur une diversité de matériaux utilisés pour la protection balistique. Nous citons entre autres : des tissus, composites, métaux et céramiques.

I.3.1. Protections balistiques à base textile

Des protections balistiques textiles sont souvent utilisées. Il existe un grand nombre de tissages pouvant être utilisés pour former des tissus balistiques adaptés (Fig. I.14). Les performances balistiques d'un tissu dépendent de [3] :

- Propriétés mécaniques des fibres balistiques
- Densité des fils constituant le tissage dans les différentes directions
- Taux de torsade des fils
- Type de tissage
- Endommagement des fils durant l'opération de tissage
- Opérations effectuées suite au tissage

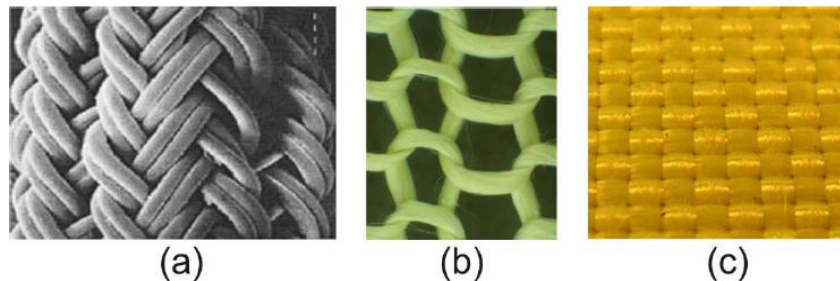


Figure I.14. Différents tissages : (a) tressé, (b) tricoté et (c) tissé [41]

Ces protections textile interagissent avec un projectile par l'intermédiaire de différents mécanismes décrits précédemment (section I.2.3) [18]. Tan et al. [17] ont procédé à l'examen de la face arrière d'échantillons de Twaron[®] CT 716 impactés par des projectiles de différentes géométries (Fig. I.4). La figure I.15 présente les principaux mécanismes d'endommagement rencontrés à l'occasion de leurs essais.

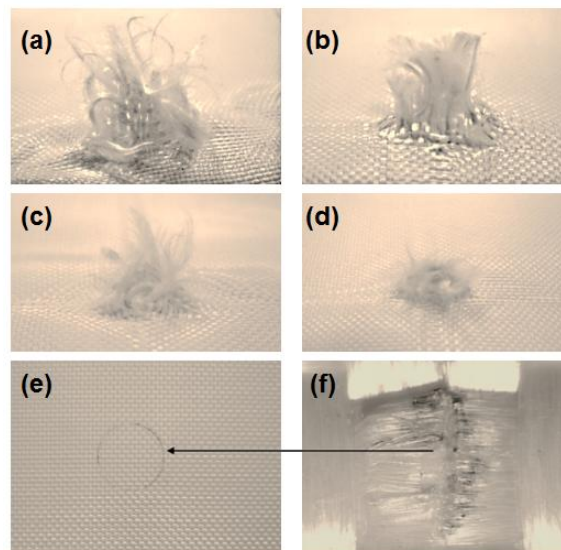


Figure I.15. Mécanismes d'endommagement d'un tissu impacté par des projectiles de formes différentes. (a) et (b) arrachement et rupture de fils suite à l'impact par des projectiles à têtes hémisphérique et plate, (c) et (d) écartement et arrachement de fils suite à l'impact par des projectiles à têtes ogivale et conique, (e) et (f) cisaillement de fibres impactées par un projectile à tête plate [17]

De son côté, Van Roey [42] s'est intéressé à la mesure continue de la vitesse d'un projectile durant l'impact d'une protection tissée (plain weave). Son dispositif expérimental global est présenté sur la figure I.16(a). Celui-ci comporte un lanceur pneumatique (visible en 1 sur la figure I.16(a)) capable d'accélérer des billes en acier de 6,5 mm de diamètre et 1,118 g, un radar Doppler 10,525 GHz (Fig. I.16(b)) pour la mesure continue de la vitesse avant impact,

une base optique (visible en 3 sur la figure I.16(a)) pour déclencher la chaîne de mesure, un radar 26 GHz (Fig. I.16(c)) pour mesurer en continu la décélération du projectile durant l'impact, une caméra haute vitesse (visible en 6 sur la figure I.16(a)) pour la mesure continue de la déformation du tissu et d'un éclairage puissant (visible en 7 sur la figure I.16(a)). L'échantillon (visible en 5 sur la figure I.16(a)), fixé dans un cadre (Fig. I.16(d)), est une pièce composée de tissu d'aramide de 40 cm de côté, 191 g/m² et possédant 8,5 fils/cm dans les directions de trame et de chaîne.

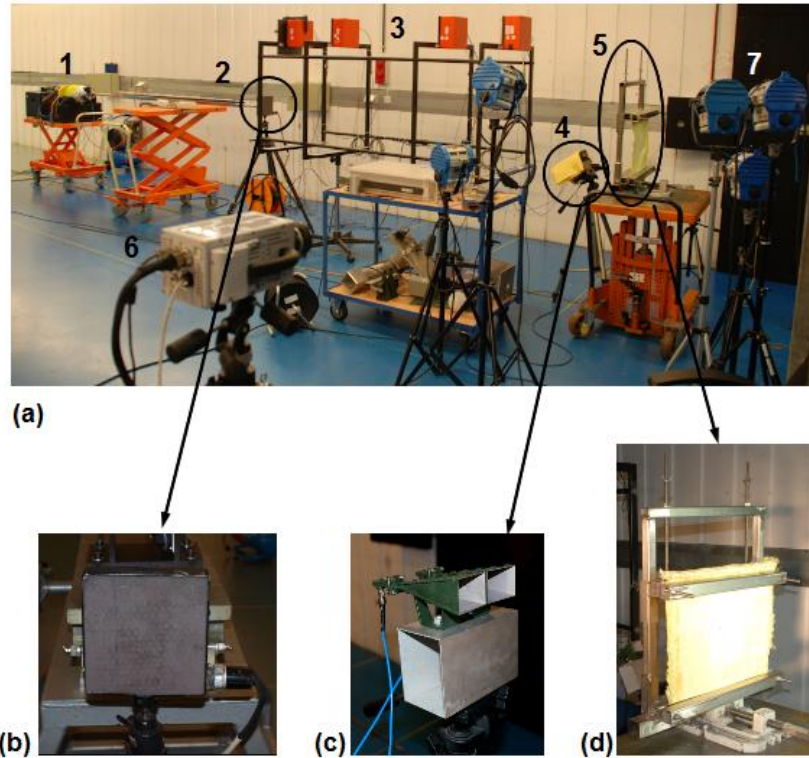


Figure I.16. (a) Dispositif expérimental, (b) Radar 10,525 GHz, (c) Radar 26 GHz et (d) Tissu et sa fixation [42]

Le radar à onde continue de 26 GHz permet la mesure en continu de la vitesse du projectile pendant son interaction avec le tissu jusqu'à l'arrêt complet ou la perforation. Il en résulte un signal fréquentiel non linéaire et non stationnaire sur lequel une transformée de Hilbert-Huang peut être appliquée [42]. Ainsi, après traitement de ce signal, Van Roey [42] peut obtenir l'évolution continue de la vitesse du projectile comme l'illustre la figure I.17 dans le cas d'un impact non perforant à 99 m/s sur 3 couches de tissu.

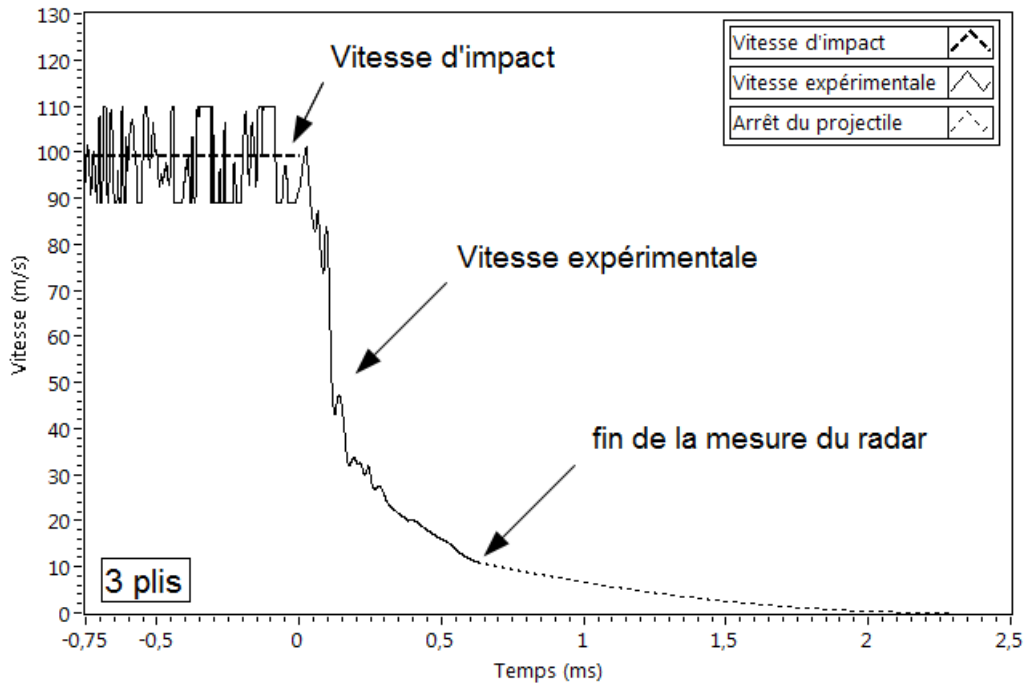


Figure I.17. Evolution de la vitesse du projectile avec le temps dans le cas d'une bille possédant une vitesse d'impact de 99 m/s sur 3 couches de tissu [42]

Etant donné la complexité de la réalisation d'essais de laboratoire de ce type, différentes méthodes de modélisation numérique se sont développées dans ce domaine. En fonction de la taille de l'objet, de l'information et de l'échelle à modéliser, à savoir macroscopique (échelle du tissu), mésoscopique (échelle du fil) ou bien multi-échelle (Fig. I.18), la modélisation devra être réalisée de manière appropriée [2].

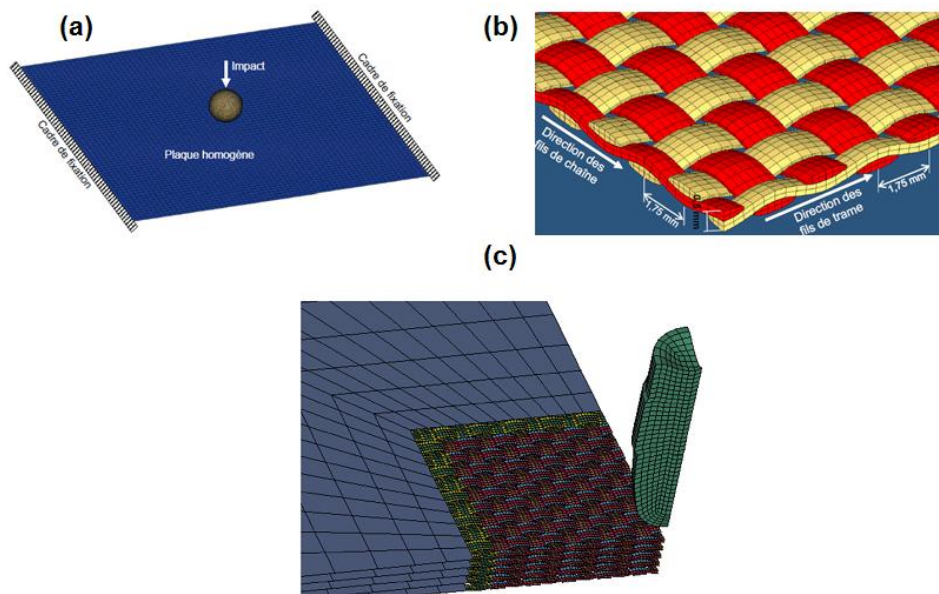


Figure I.18. Modélisation du tissu aux échelles (a) macroscopique, (b) mésoscopique et (c) combinaison macro-/mésoscopiques [25,41]

Ainsi, Ha Minh [41] a réalisé une comparaison des réponses de simulations d'impacts d'une toile de Kevlar[®] KM2 de 50,6 cm de côté dont deux bords opposés sont encastres. La modélisation a été réalisée aux échelles macroscopique et mésoscopique. L'impacteur utilisé est une bille en acier de 0,625 g et 5,35 mm de diamètre possédant les vitesses d'impact suivantes : 60,6 ; 92,1 et 245 m/s. La figure I.19 présente les endommagements simulés pour l'approche macroscopique et mésoscopique dans le cas d'une vitesse d'impact de 245 m/s. Pour les deux approches, la zone affectée par l'impact se présente sous la forme d'une croix centrée sur la région d'impact. Cependant, l'échelle mésoscopique permet de modéliser les modes de ruptures des fils, surtout au niveau de la zone d'impact où les fils glissent les uns par rapport aux autres avant de se rompre.

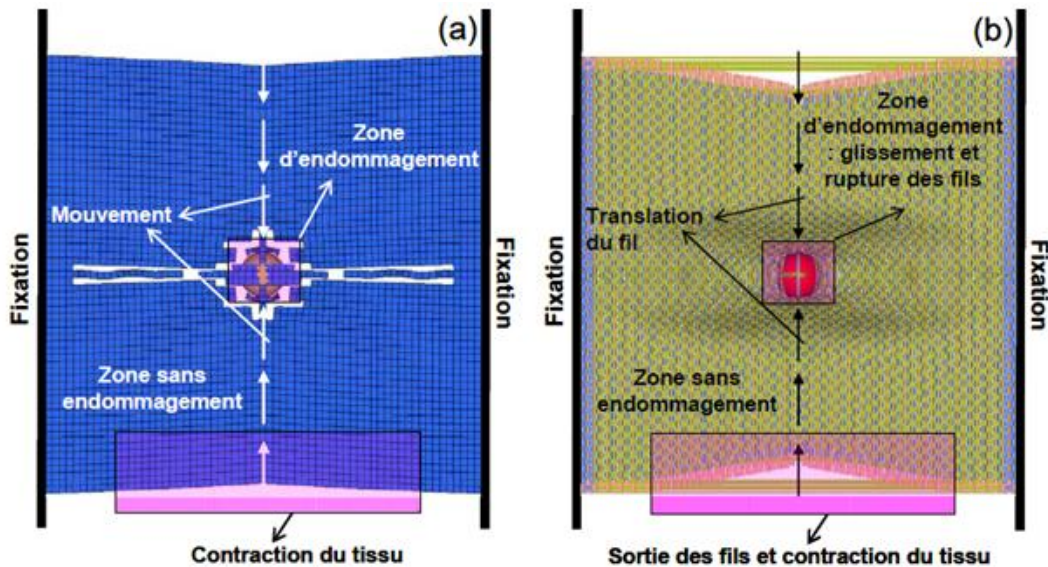


Figure I.19. Zones d'endommagement pour une vitesse d'impact de 245 m/s. Approches (a) macroscopique et (b) mésoscopique [41]

En outre, Ha Minh [41] compare les évolutions des vitesses du projectile (pour les 3 vitesses d'impact) en fonction du temps dans le cas des modèles macro- et mésoscopiques (Fig. I.20). Il a observé que, globalement, ces courbes se divisent en deux temps. La première phase a lieu entre le début de l'impact et le moment où les fils se rompent. Durant ce laps de temps, le tissu répond en formant une pyramide de déformation sans rupture. A cette occasion, l'énergie cinétique du projectile s'absorbe principalement par une forte déformation des fils primaires et une faible déformation des fils secondaires qui ne sont pas au contact du projectile. Ha Minh [41] explique que l'absorption d'énergie cinétique est d'abord très faible car le mécanisme principal de déformation des fils est lié à la dé-ondulation de ceux-ci. Ensuite, la déformation des fils primaires se propage aux fils secondaires par l'entremise des points d'entrecroisement des différents fils. A la fin de cette phase, la décélération du projectile est maximale car elle correspond au moment où les fils primaires sont complètement tendus avant rupture. Au cours de cette phase, il est également notable que le modèle exploitant l'approche macroscopique aboutit à une décélération plus rapide du projectile. En effet, contrairement à l'approche mésoscopique, l'approche macroscopique ne permet pas de simuler la dé-ondulation des différents fils. Ce type de modèle est donc un peu plus rigide. Dans un deuxième temps, Ha Minh [41] explique que la variation de la vitesse du projectile devient quasi linéaire. Cette phase correspond à l'apparition de la rupture des fils primaires et à leur glissement mutuel. En outre, la fixation des deux bords opposés du tissu favorise la rupture des fils primaires qui leur sont perpendiculaires. Ces fils rompus ne contribuent dès lors plus au processus de décélération du projectile et au transfert des ondes

de déformation vers les fils secondaires via les points d'entrecroisement. Par conséquent le processus de ralentissement du projectile devient plus lent qu'à la fin de la première phase.

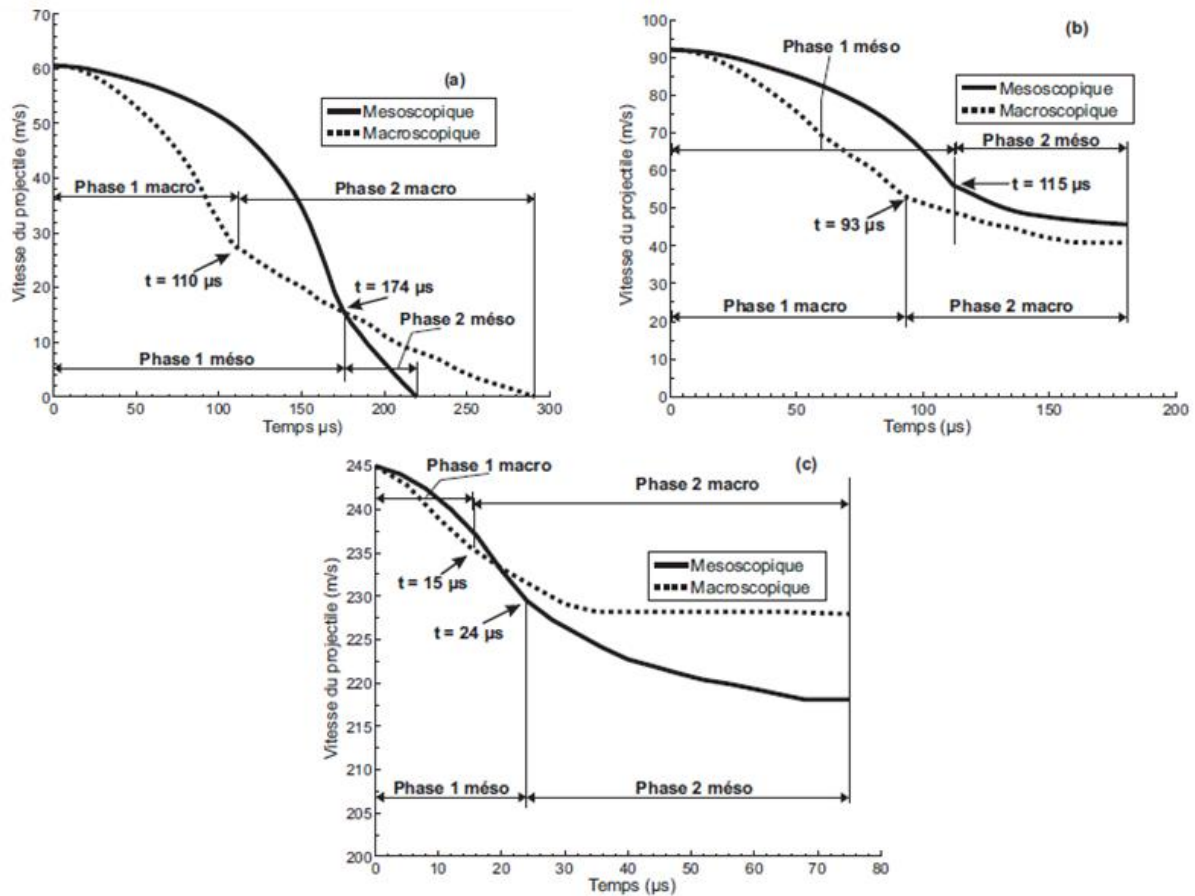


Figure I.20. Evolution de la vitesse du projectile des modèles macro- et mésoscopiques pour 3 vitesses d'impacts : (a) 60,6 m/s, (b) 92,1 m/s et (c) 245 m/s [43]

De son côté, Chu [2] s'est intéressé à la modélisation microscopique de l'impact d'un tissu. En effet, lors d'un impact, ce sont essentiellement les fils directement au contact du projectile qui sont principalement affectés. Par conséquent, il est possible de modéliser l'ensemble du tissu à l'échelle mésoscopique à l'exception des fils principaux directement au contact du projectile (Fig. I.21(a) et (d)). De cette façon, l'efficacité numérique (temps de calcul) peut être conservée. Ainsi, Chu [2] a modélisé un quart de tissu (Fig. I.21(b)) de Kevlar[®] KM2 de 50,6 cm de côté comportant 13,4 fils/cm dans les directions de trame et de chaîne (Fig. I.21(a) et (b)) et impacté par une bille en acier de 5,35 mm de diamètre et 0,625 g (Fig. I.21(c)) possédant une vitesse de 245 m/s.

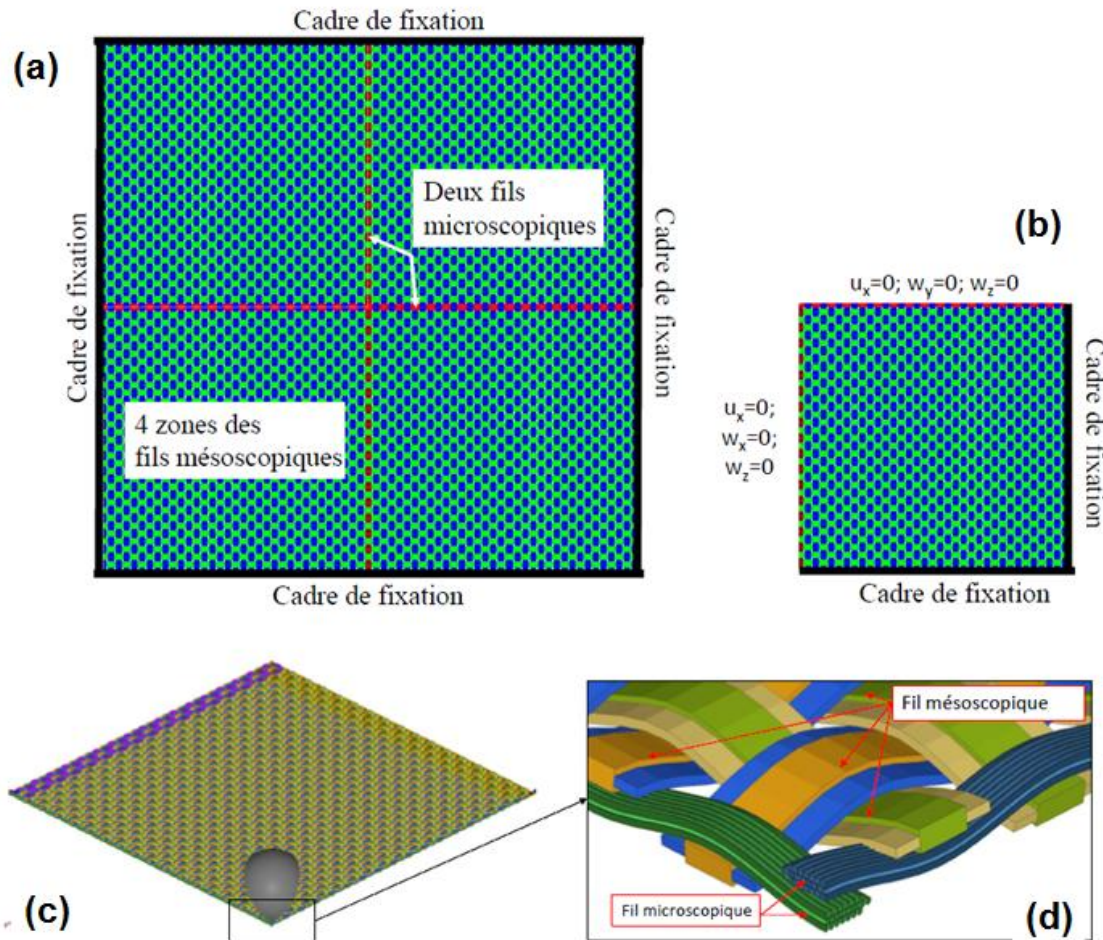


Figure I.21. (a) conditions au bords du modèle de tissu multi-échelle, (b) Quart de modèle pour exploiter l'hypothèse de symétrie, (c) configuration de l'impact et (d) détail de la zone d'impact [2]

Outre l'intérêt que présente une telle approche multi-échelle méso-/micro-scopique en termes de représentation de la réalité et d'efficacité numérique, celle-ci présente également l'avantage d'évaluer les mécanismes d'endommagements que subissent les fils principaux au cours du processus d'impact. La figure I.22 présente quelques instantanés de l'endommagement progressif du tissu simulé par une approche purement mésoscopique et dans le cas de l'approche combinée méso-/microscopique. Globalement les deux approches modélisent correctement la phase d'initiation de la rupture des fils au niveau de la zone d'impact. Cependant, dans le cas de l'approche purement mésoscopique, ce sont les éléments numériques et leur rupture qui gouvernent la rupture du fil, ce qui est moins réaliste. Dans le cas de l'approche combinée méso-/micro-scopique, la rupture est modélisée à l'échelle du filament constituant le fil, ce qui permet une évaluation du processus de fibrillation qui est un mode essentiel de rupture des fils [2].

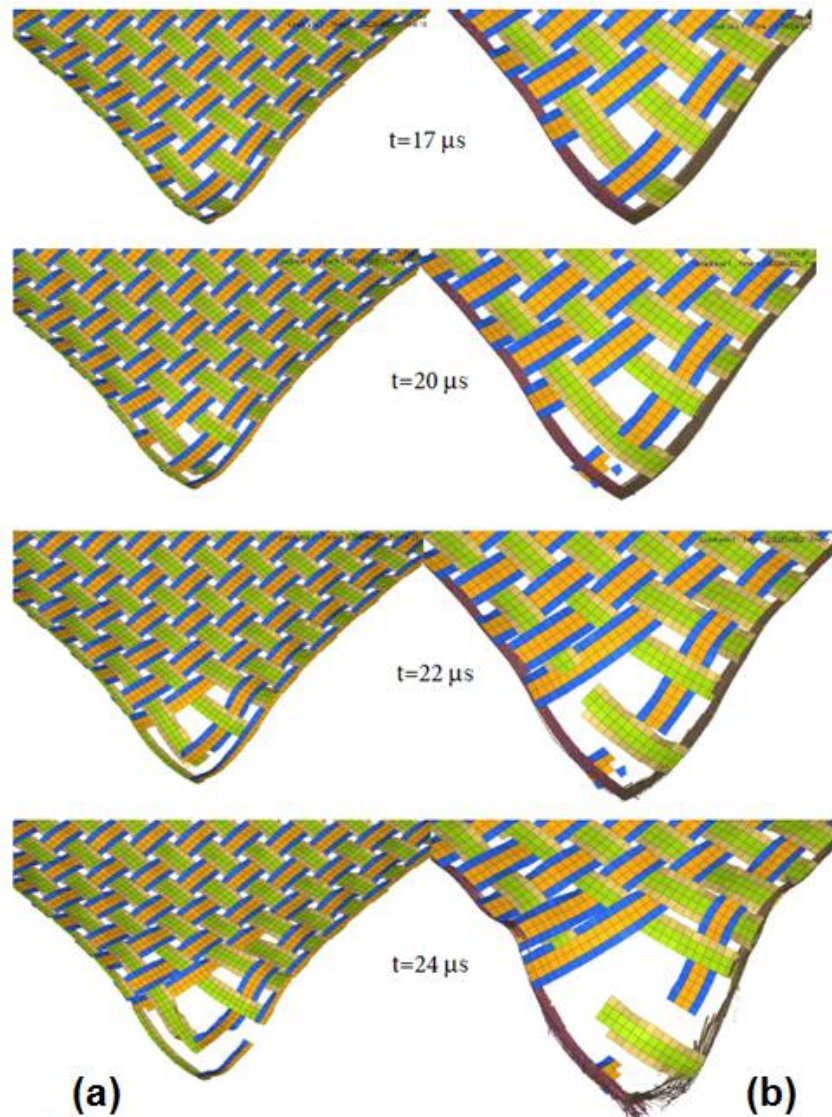


Figure I.22. Comparaison de l'état d'endommagement du tissu au niveau de la zone d'impact à différents instants. (a) Modèle mésoscopique et (b) modèle combiné méso-/micro-scopique [2]

I.3.2. Protections balistiques composites

Souvent, des plaques en composites sont utilisées comme protection balistique [3]. Ainsi, des composites stratifiés peuvent être fabriqués en enrobant dans de la résine des matériaux fibreux à hauts modules et hautes résistances, tissés ou non, tels que : UHMWPE, Kevlar[®], Spectra[®], Nylon voire fibre de verre [21,44]. Ces composites constituent une classe unique de blindages pour diverses applications, entre autres balistiques [44].

Des études expérimentales et numériques d'impacts balistiques sur tissus d'aramides et composites stratifiés ont été réalisées pour différents projectiles et impacteurs. Cependant, les performances des composites stratifiés face à différents scénarios d'impacts doivent encore être pleinement comprises [44].

Les mécanismes d'endommagement du composite apparaissent au niveau de la matrice et des fibres. Au niveau de la matrice, plusieurs chercheurs ont identifié deux mécanismes pouvant apparaître aussi bien lors d'impacts statiques que dynamiques. Le premier mécanisme

provient du cisaillement transversal tandis que le deuxième est issu de la flexion du composite [3]. La figure I.23 schématise ces deux mécanismes.

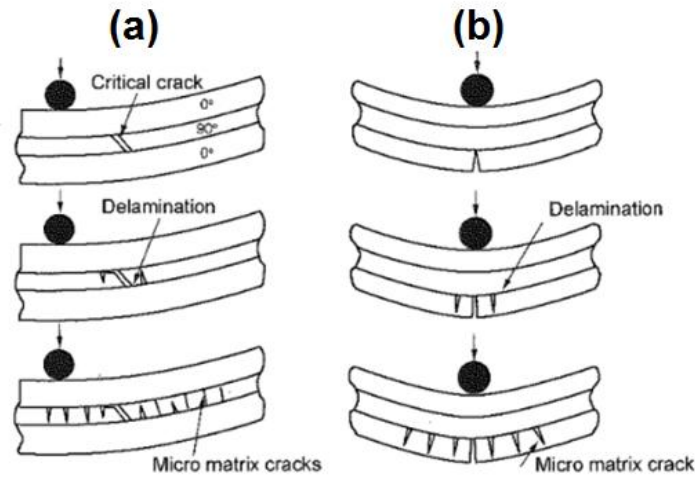


Figure I.23. Description schématique des deux types d'endommagement de la matrice. (a) par cisaillement et (b) par flexion [3]

Au niveau de la fibre, la flexion, qui est également responsable de la délamination, aboutit ultimement à la rupture en traction des fils ou filaments constituant le composite [3].

A haute vitesse, le projectile perce généralement les premières couches du composite durant le processus d'impact. Ce phénomène aboutit généralement à la formation d'un bouchon par cisaillement et se produit plus souvent lorsque le projectile a des bords tranchants (projectile à tête plate par exemple) [3]. La figure I.24 schématise ce processus.

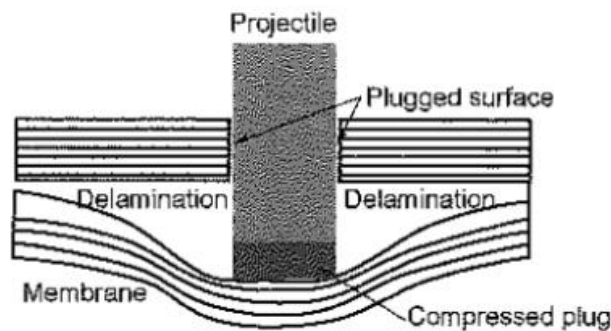


Figure I.24. Illustration des processus de cisaillement (plugging) et de délamination du composite [3]

Nayak et al. [44] ont réalisé une étude expérimentale et numérique portant sur l'impact balistique à l'aide de projectiles perforants (noyau en acier et chemise en plomb) de diamètre 7,62 mm de plaques composites de 30 cm de côté et 10 mm d'épaisseur à base de Twaron[®] T-750 et de résine époxy. Ils ont réalisé un modèle à 3 dimensions pour évaluer la réponse à l'impact de ce type de composite en variant la vitesse d'impact (Fig. I.25). Le composite a été modélisé comme un matériau élastique orthotrope avec plasticité de Tsai-Wu et endommagement. Ils ont estimé que la limite balistique se situe aux alentours de 190 m/s.

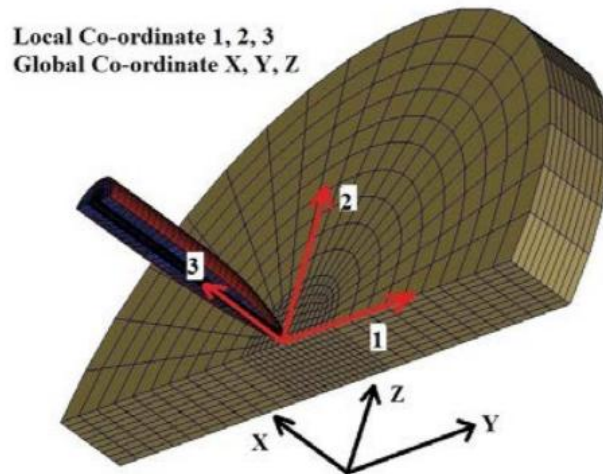


Figure I.25. Modèle élément fini du système projectile et composite [44]

Les résultats de la simulation sont présentés sous la forme d'une succession d'étapes dans le cas d'une vitesse d'impact de 245 m/s (Fig. I.26). Elle met notamment en évidence l'arrachement de la chemise du projectile très vite après le début de l'impact [44]. A l'inverse, le noyau en acier reste relativement intact. Ceci est confirmé par les essais à la suite desquels les projectiles utilisés ont été récupérés pour examen.

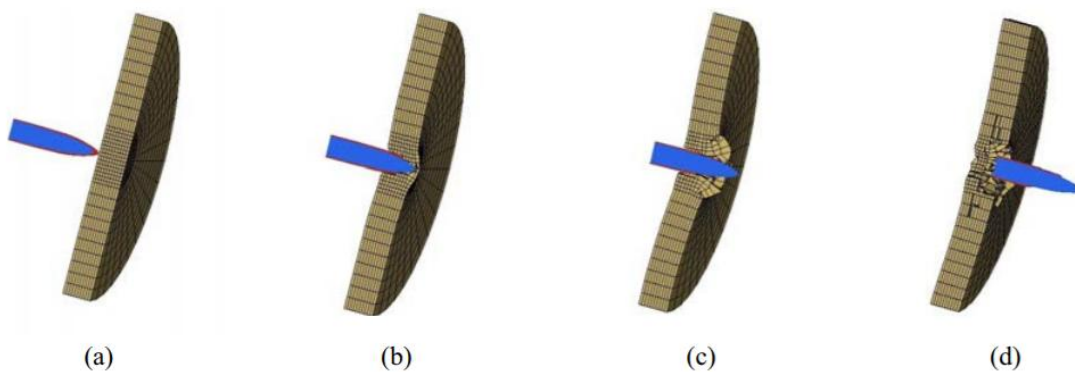


Figure I.26. Etapes successives de la simulation de la réponse du composite pour une vitesse d'impact de 245 m/s. (a) $0 \mu s$, (b) $60 \mu s$, (c) $180 \mu s$ et (d) $240 \mu s$ [44]

Nayak et al. [44] ont comparé les prédictions numériques avec les données expérimentales obtenues à l'aide d'une caméra à haute vitesse filmant le processus d'impact à une cadence de 10000 images par seconde. Ainsi, ils ont pu observer le déplacement avec le temps du projectile en cours de pénétration et la durée d'interaction entre le projectile et le composite en fonction de la vitesse d'impact. La figure I.27 présente quatre images successives de l'interaction entre le projectile et la protection pour une vitesse d'impact de 245 m/s. Le tableau I.5 présente les durées de contact mesurées et simulées entre le projectile et le composite pour différentes vitesses d'impact. Une bonne corrélation a été obtenue entre ces diverses données mesurées et simulées.

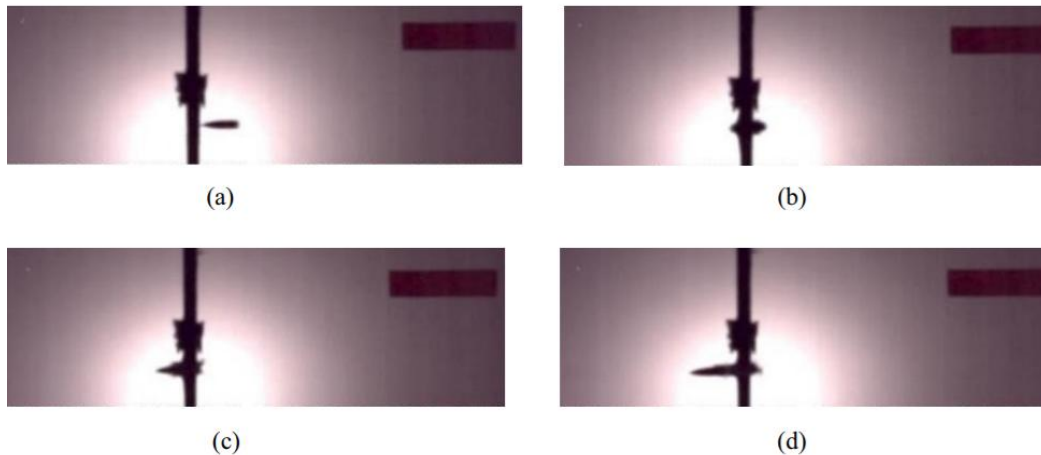


Figure I.27. Images successives de l'interaction entre le projectile et le composite. (a) 0 μ s, (b) 100 μ s, (c) 200 μ s et (d) 300 μ s [44]

Vitesse d'impact [m/s]	Durée d'interaction simulée [μ s]	Durée d'interaction mesurée [μ s]
245	254	247
276	247	238
342	153	158
466	106	101
550	89	98

Tableau I.5. Durée d'interaction entre projectile et composite pour différentes vitesses d'impact [44]

De leur côté, Heisserer, Azevedo et al. [45,46] ont décrit avec détails des plaques à base d'UHMWPE (DYNEEMA[®] HB26 et HB80) en vue de la modélisation de leur réponse à des impacts balistiques. Il s'agit de laminés multicouches pour lesquels des lois de comportement linéaires élastiques orthotropes conviennent bien. La figure I.25 illustre les structures macro-/mésoscopiques de ce type de matériau.

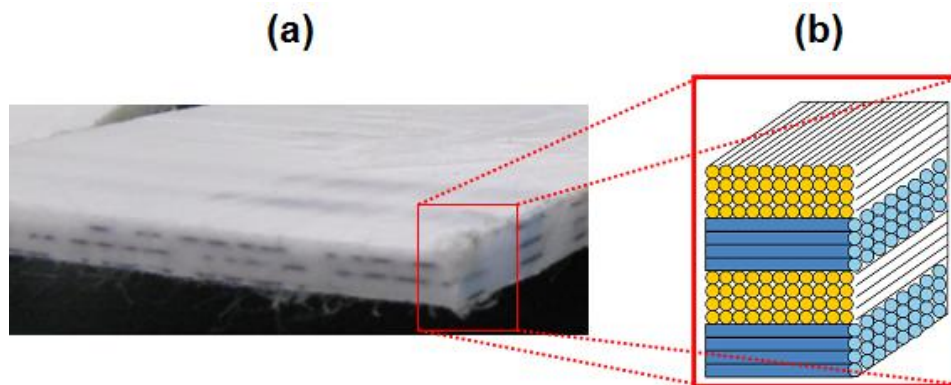


Figure I.28. Structure du composite aux échelles (a) macroscopique et (b) mésoscopique [45,46]

De tels modèles matériaux relient les contraintes aux déformations par l'équation (I.4) (équation matricielle). Dans cette formule, T est la matrice de transformation et C_L est la matrice constitutive définie par les équations (I.5) et (I.6) [28].

$$C = T^T C_L T \quad (I.4)$$

$$C_L^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_a} & -\frac{\nu_{ba}}{E_b} & -\frac{\nu_{ca}}{E_c} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{ab}}{E_a} & \frac{1}{E_b} & -\frac{\nu_{cb}}{E_c} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{ac}}{E_a} & -\frac{\nu_{bc}}{E_b} & \frac{1}{E_c} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{ab}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{bc}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{ca}} \end{bmatrix} \quad (I.5)$$

$$\frac{\nu_{ab}}{E_a} = \frac{\nu_{ba}}{E_b}, \frac{\nu_{ca}}{E_c} = \frac{\nu_{ac}}{E_a}, \frac{\nu_{cb}}{E_c} = \frac{\nu_{bc}}{E_b} \quad (I.6)$$

Le Tableau I.6 synthétise des paramètres matériaux qui peuvent être associés aux DYNEEMA[®] HB26 et HB80.

Elastique Orthotrope		
/	DYNEEMA [®] HB26	DYNEEMA [®] HB80
ρ [kg/m ³]	980	
E_a [GPa]	4,329	5,99
$E_b = E_c$ [GPa]	40,66	56,32
$\nu_{ba} = \nu_{ca}$	0,5183	
ν_{cb}	0,0269	
G_{bc} [GPa]	0,89	
$G_{ab} = G_{ca}$ [GPa]	0,4	

Tableau I.6. Paramètres matériaux pour les DYNEEMA[®] HB26 et HB80 [46]

Sur la base de ce type d'approche, Azevedo et al. [46] ont évalué numériquement la résistance balistique d'une plaque de DYNEEMA[®] HB26 de 40 cm de côté, 7 mm d'épaisseur et composée de 27 sous couches. Le projectile cylindrique en acier considéré dans cette recherche simule un fragment de 1,1 g et 5,56 mm de diamètre (Fig. I.26).

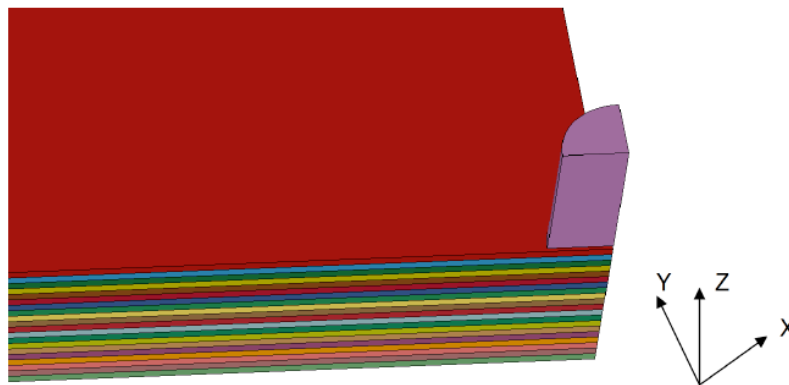


Figure I.29. Quart de géométrie de la simulation numérique d'impact sur DYNEEMA[®] HB26 [46]

Azevedo et al. [46] ont alors évalué la résistance balistique de ce composite impacté à différentes vitesses entre 500 et 550 m/s afin de déterminer la limite balistique. Cette dernière est la vitesse d'impact correspondante à la transition entre pénétration partielle (avec rebond du projectile dont la vitesse résiduelle devient dès lors négative) et perforation complète du composite avec vitesse résiduelle positive pour le projectile (Fig. I.27).

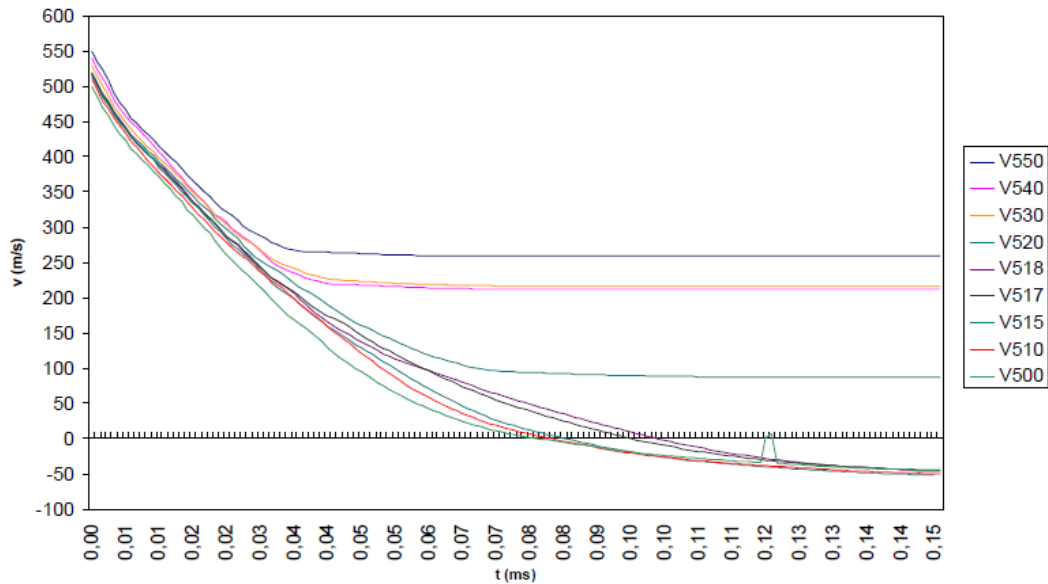


Figure I.30. Evolution de la vitesse du projectile pénétrant une plaque de DYNEEMA® HB26 pour différentes vitesses d'impact [46]

Azevedo et al. [46] ont constaté que les simulations aboutissent à la perforation pour une vitesse d'impact située entre 518 et 520 m/s. En effet, à 518 m/s le projectile est stoppé dans la plaque tandis qu'à 520 m/s, le projectile perce la plaque et conserve une vitesse résiduelle de 86,7 m/s. La figure I.31 présente l'état de la simulation numérique du DYNEEMA® HB 26 soumis à l'impact du projectile dont la vitesse initiale est de 518 m/s et arrêté dans le composite. Elle met en évidence la délamination du composite, conséquence de l'impact.

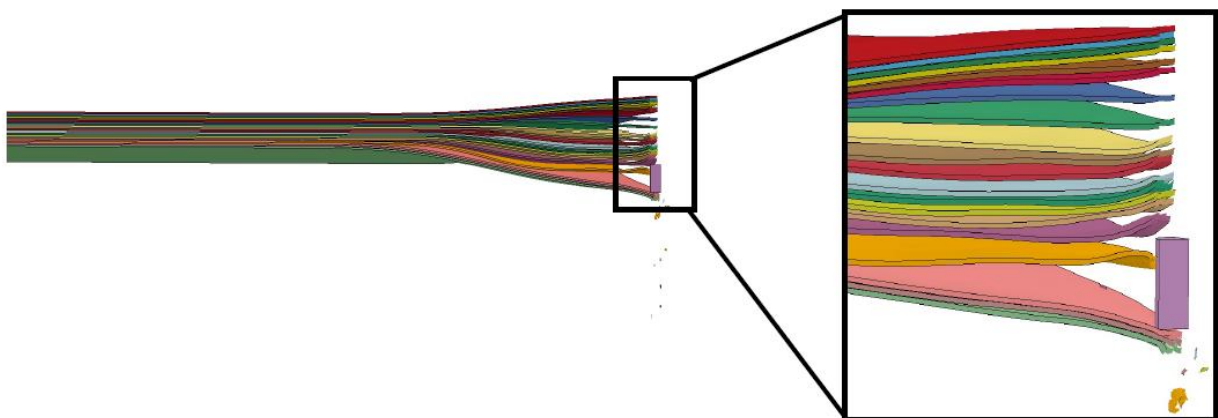


Figure I.31. Evaluation numérique de l'état final d'une plaque de DYNEEMA® HB26 impactée à une vitesse de 518 m/s [46]

I.3.3. Protections balistiques à base métalliques

Des protections balistiques à base métalliques sont parfois utilisées. Les métaux concernés sont notamment l'acier, l'aluminium et le titane [3,6]. Lorsque le projectile interagit avec une plaque métallique, cette dernière peut subir différentes formes d'endommagements, dépendant de la nature des matériaux et des conditions d'impact. Les modes d'endommagement des plaques impactées peuvent être soit uniques, soit des combinaisons complexes de différents modes. La figure I.27 présente les modes typiques d'endommagement de plaques minces ou d'épaisseur intermédiaire.

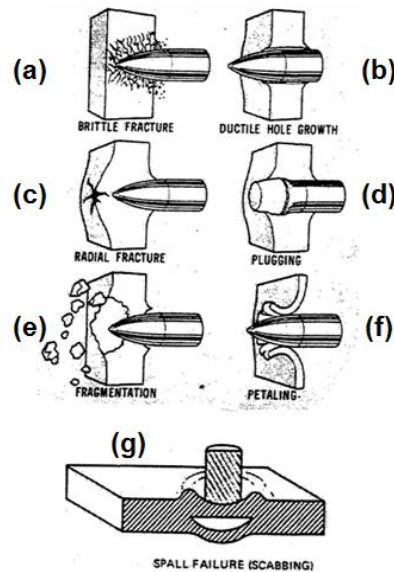


Figure I.32. Différents modes d'endommagement de plaques métalliques subissant un impact (a) rupture fragile, (b) croissance d'une cavité ductile, (c) fissuration arrière en étoile, (d) formation et éjection d'un bouchon, (e) fragmentation, (f) ouverture en pétales et (g) spallation et "scabbing" [47]

Ainsi, le projectile peut pénétrer la plaque en générant la croissance d'une cavité par déformation ductile ou fragile du métal. L'arrière de la plaque métallique peut également se déformer et générer de la fissuration radiale ou subir du cisaillement avec formation et éjection d'un bouchon. De la fragmentation de la face arrière de la plaque métallique peut également apparaître et, lorsque le projectile traverse la plaque métallique, il peut y avoir ouverture par formation de pétales de la face arrière de la plaque métallique [47].

Généralement, la modélisation des métaux tels que l'aluminium peut se faire sur base du modèle de Johnson-Cook (Eq (I.1) à (I.3)). L'étude de Schwer [31] en fournit les paramètres (Tab. I.7).

Johnson-Cook								
Aluminium 6061-T6	ρ_0	G	K	A	B	C	n	m
	[kg/m ³]	[GPa]	[GPa]	[MPa]	[MPa]			
	2703	26	74,2	324,1	113,8	0,002	0,42	1,34
	T_m [K]	T_0 [K]	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	/
	865	293,15	-0,77	1,45	-0,47	0	1,6	

Tableau I.7. Paramètres de Johnson-Cook pour l'aluminium 6061-T6 [31]

Sur base de ce modèle, Schwer [31] a étudié numériquement l'impact normal et centré aboutissant à la perforation d'une plaque en aluminium 6061-T6 de 12,7 mm d'épaisseur et 203 mm de côté par un projectile cylindrique fait du même aluminium de 24,7 mm de long et 16,7 mm de diamètre possédant une vitesse d'impact de 970 m/s. Le but de cette étude est d'évaluer la réponse de différentes méthodes numériques, à savoir Lagrange avec érosion, ALE multi-matériaux et Smooth Particle Hydrodynamics (SPH) quant à la modélisation de pareil processus. La figure I.33 présente l'état du projectile ainsi que de la zone déformée de la plaque en aluminium suite à l'essai servant de référence pour la comparaison avec les modèles.

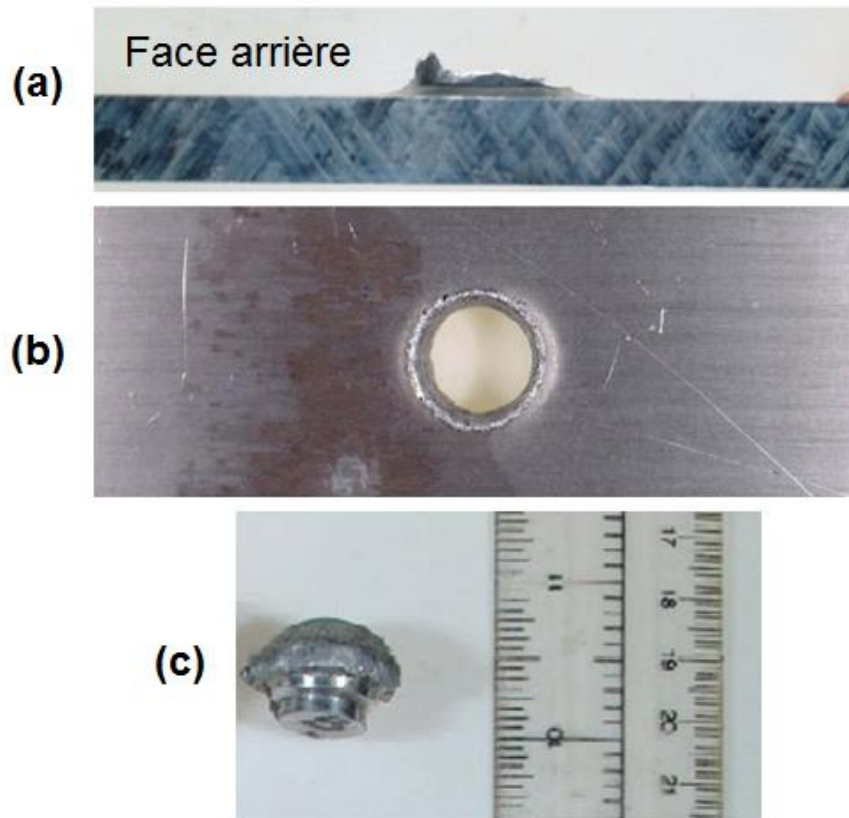


Figure I.33. Aspect de la plaque et du projectile en aluminium suite à l'impact. (a) Vue latérale, (b) vue de la face avant de la zone impactée de la plaque et (c) projectile déformé [31]

La figure I.34 présente les états initiaux des modèles numériques axisymétriques correspondant aux approches Lagrange avec érosion et ALE multi-matériaux ainsi que le modèle SPH à 3 dimensions. Globalement, les modèles Lagrange et ALE sont similaires. La différence la plus importante provenant, dans le cas du modèle ALE, du volume modélisé comme étant du vide qui enrobe tout le modèle et permet de simuler la présence et l'écoulement des objets en aluminium. Dans le cas du modèle SPH, la simulation est réalisée à 3 dimensions, faute de solveur pour une approche axisymétrique. Il est également à noter que l'épaulement du projectile visible sur les approches Lagrange et ALE a été omis dans le cas de l'approche SPH. Dans ce cas, la longueur du projectile a été légèrement diminuée afin de faire correspondre la masse du projectile aux deux autres approches [31].

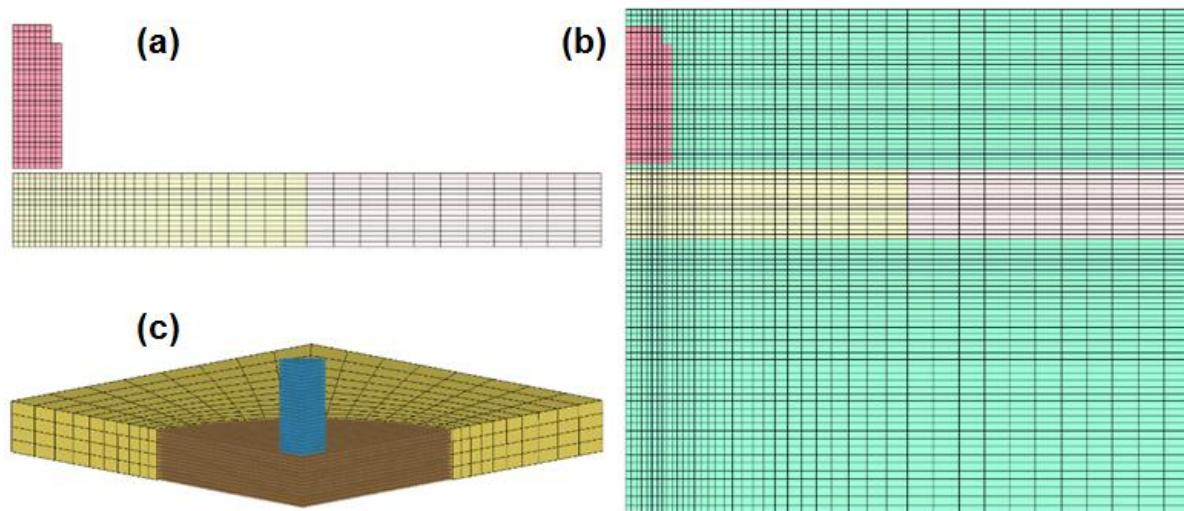


Figure I.34. Conditions initiales de la simulation d'impact. (a) Lagrange avec érosion, (b) ALE Multi-matériaux axisymétriques et (c) 3D SPH [31]

La figure I.35 présente l'état des simulations 0,1 ms après le début de l'impact pour les 3 différentes approches (Fig. I.35(a) à (c)). Elle montre également l'état du projectile récupéré après l'essai pour comparaison (Fig. I.35(d)). Cette étude démontre que chacune des approches envisagées présentent ses avantages et inconvénients pour simuler le phénomène étudié. Ainsi, la méthode Lagrange permet de simuler la perforation de la plaque en aluminium, ce que l'approche ALE peine à représenter. Cependant, l'aspect déformé du projectile est nettement mieux pris en compte par l'approche ALE. En effet, celle-ci ne permet pas d'introduire de critère de rupture par érosion numérique d'éléments à l'instar de l'approche Lagrange via un modèle de rupture tel que celui associé à l'équation de Johnson-Cook (éq. (I.2)). Dans le cas de l'approche exploitant la méthode SPH, il est remarquable d'observer un important panache de particules éjectées du projectile et de la plaque (en brun clair et foncé sur le dessus de la figure I.35(c)) lors de l'impact ainsi que d'un bouchon de matière éjecté de la plaque en aluminium à l'avant du projectile (en brun foncé à l'avant du projectile sur le dessous de la figure I.35(c)). Cette approche SPH montre que le projectile reste relativement intact à l'exception de son nez au contact du bouchon éjecté de la plaque d'aluminium et de ses bords et des parties du projectile qui restent attachés à la plaque en aluminium.

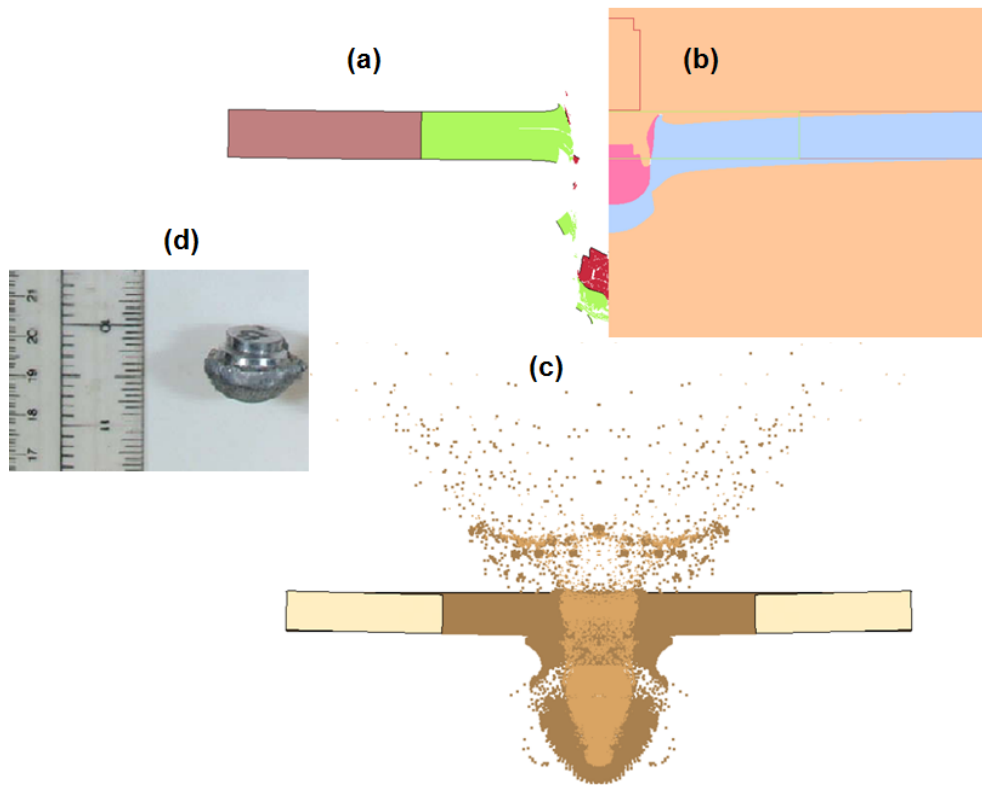


Figure I.35. Comparaison des différentes approches numériques. (a) Lagrange, (b) ALE, (c) SPH et (d) aspect déformé du projectile réel [31]

I.3.4. Protections balistiques en céramiques et composites

Certains impacts balistiques ne peuvent être contenus seulement à l'aide de protections souples. En effet, certains projectiles sont assez rapides ou rigides pour perforer une protection à base textile ou composite. C'est pourquoi un assez grand nombre de fabricants de ces protections proposent des designs d'inserts beaucoup plus rigides permettant de compléter la protection balistique. Ces inserts ont pour rôles de commencer à déformer et éroder le projectile afin de lui faire perdre une partie de sa stabilité et de son énergie avant d'interagir avec les composantes plus souples de la protection [21]. La figure I.36 schématise le processus d'érosion d'un projectile qui interagit avec la céramique et montre un exemple de combinaison de protection à base céramique et composite qui a été soumise à un impact à haute vitesse [5].

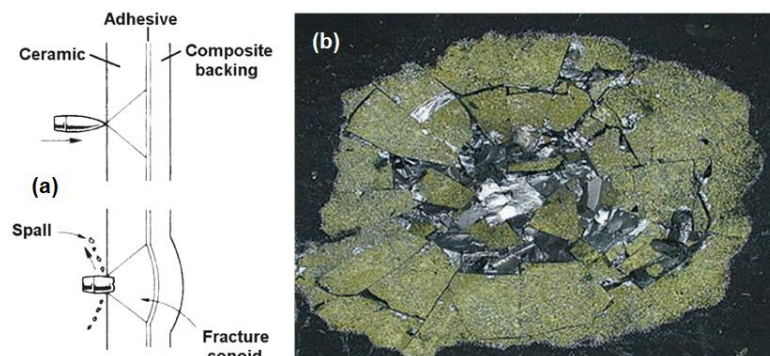


Figure I.36. (a) schéma de principe de la détérioration d'un projectile rapide dans la céramique, (b) aspect d'une plaque de carbure de bore après impact [5]

Krishnan et al. [21] expliquent que l'impact du projectile à la surface de la céramique génère une onde de choc compressive qui se propage au travers de la plaque céramique. Cette onde de choc se réfléchit à la surface arrière en une onde de traction qui, si son intensité est suffisante, fracture la céramique par dépassement de sa résistance en traction dynamique. Dès lors, des fissures suivant une structure radiale se forment à l'arrière du matériau céramique et se propagent jusqu'à la face avant ayant subi l'impact. Généralement, il se forme un cône de fracturation dont la tête se situe au niveau de la face avant et qui croît jusqu'à la face arrière (Fig. I.36(a)). Dans le cas de la présence d'un composite, plus ductile, collé à l'arrière, de la céramique, une part variable de l'onde de choc compressive se transmet au composite. La proportion transmise dépend de l'impédance mécanique du composite.

En fait, les céramiques sont très souvent utilisées car elles possèdent une assez faible densité et une grande dureté. Ainsi, parmi les matériaux fréquemment utilisés dans ce domaine, nous pouvons citer le carbure de silicium (SiC), l'alumine (Al₂O₃), le carbure de bore (B₄C) et le nitrure d'aluminium (AlN) [21,48].

Les céramiques sont en effet très résistantes en compression mais peu performantes en traction. Elles conservent en outre une bien plus grande résistance à la compression après rupture que la plupart des autres matériaux. Cependant, de telles propriétés rendent l'étude de la réponse mécanique de ces matériaux assez difficile. Il est assez compliqué de déduire directement, à partir de tests de laboratoire, des mesures de contraintes, déformations et vitesses de déformations. Parmi les méthodes pouvant être utilisées, le test d'impact de plaque permet d'extraire certains paramètres du modèle [49].

Bien que de nombreux modèles existent pour représenter le comportement mécanique des céramiques, le deuxième modèle proposé par Johnson et Holmquist [50] semble être un de ceux qui fournit les meilleurs résultats lorsqu'il faut étudier les parties essentielles de la réponse des céramiques aux impacts balistiques [43]. La formulation de ce modèle est assez complexe et nécessite plusieurs composantes [21,28]. Les résistances de la céramique lorsqu'elle est respectivement intacte et endommagée sont décrites par :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \sigma_i^* = A(P^* + T^*)^N (1 + C \ln \dot{\epsilon}) & \text{(non endommagé)} \\ \sigma_f^* = B(P^*)^M (1 + C \ln \dot{\epsilon}) & \text{(endommagé)} \end{array} \right. \quad (\text{I.7})$$

Aussi, l'endommagement accumulé dans la céramique est défini par :

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}^p}{\epsilon^f} \quad \text{avec} \quad \epsilon^f = D_1 (P^* + T^*)^{D_2} \quad (\text{I.8})$$

L'équation (I.9) représente la pression hydrostatique du matériau en traction et compression. Il s'agit en réalité d'une sorte d'équation d'état :

$$\left\{ \begin{array}{ll} P = K_1 \mu + K_2 \mu^2 + K_3 \mu^3 + \Delta P_{n-1} & \text{(compression)} \\ P = K_1 \mu & \text{(traction)} \end{array} \right. \quad \text{avec} \quad \mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \quad (\text{I.9})$$

Les paramètres de ce modèle correspondant aux quatre céramiques mentionnées plus haut (ainsi que ceux correspondant au verre de silice) sont fournis par Cronin et al. [48]. Le tableau I.8 reprend les paramètres matériaux correspondants au carbure de silicium.

Johnson-Holmquist						
SiC	ρ [kg/m ³]	G [GPa]	A	B	C	m
	3163	183	0,96	0,35	0	1
	n	K ₁ [GPa]	K ₂ [GPa]	K ₃ [GPa]	D ₁	D ₂
	0,65	204,785	0	0	0,48	0,48

Tableau I.8. Paramètres de Johnson-Holmquist pour le carbure de silicium [48]

A partir de ce modèle, Johnson et Holmquist [45] ont notamment étudié expérimentalement et numériquement l'interaction entre un projectile cylindrique en or possédant une vitesse d'impact de 4000 m/s avec une cible non confinée en carbure de silicium. Ils ont ainsi montré que la vitesse de pénétration du projectile en fonction de la vitesse d'impact simulée est tout à fait corrélée aux données expérimentales. La figure I.31 présente les conditions initiales de leur modèle ainsi que les résultats de leur simulation après 3, 5 et 7 μ s et compare le résultat numérique aux données expérimentales.

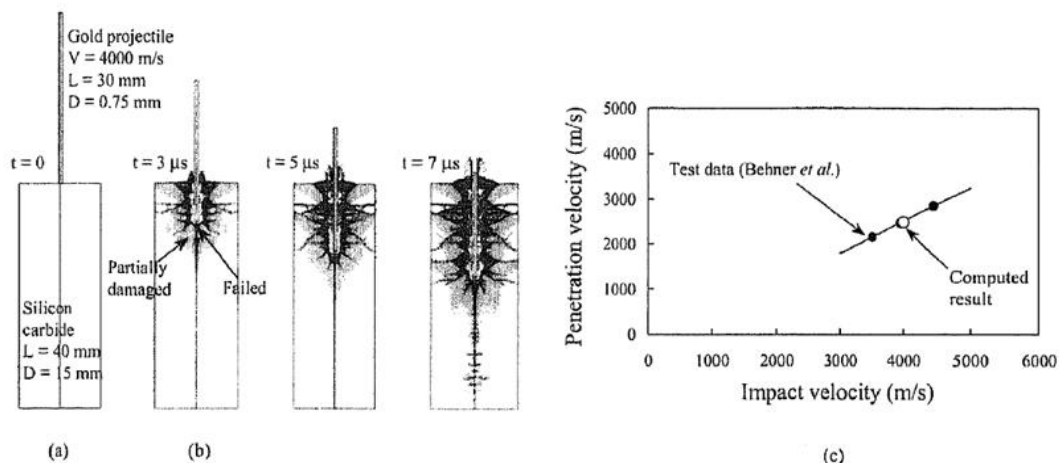


Figure I.37. Résultats expérimentaux et numériques concernant un projectile en or impactant une cible non confinée en SiC avec une vitesse de 4000 m/s. (a) conditions initiales du modèle, (b) résultats numériques à 3, 5 et 7 μ s et (c) confrontation des résultats numériques et expérimentaux de la vitesse de pénétration en fonction de la vitesse d'impact [45]

De leur côté, Krishnan et al. [21] ont modélisé l'impact normal de différentes configurations de plaques céramique (carbure de bore et de silicium)/composite (UHMWPE) par des projectiles perforant de 7,62 mm de diamètre possédant une vitesse d'impact de 878 m/s et comportant un noyau pointu en acier et une chemise cuivrée (Fig. I.38).



Figure I.38. Modèle numérique du projectile perforant utilisé dans l'étude de Krishnan et al. [21]

La plaque blindée est courbée et possède les dimensions approximatives suivantes : 10 in X 12 in X 1 in. En vue de la réalisation d'une étude d'optimisation de la protection, trois

configurations différentes sont envisagées : 70% de céramique (30% d'UHMWPE), 40% de céramique (60% d'UHMWPE) et 30% de céramique (70% d'UHMWPE). La céramique a été simulée sur base du modèle de Johnson-Holmquist dont les paramètres ont été ajustés pour correspondre à la réponse mécanique du carbure de bore et de silicium. Le composite à base d'UHMWPE, quant à lui, a été modélisé comme un ensemble de couches aux propriétés isotropes dans le plan du composite mais différente dans le cas de la direction transversale. Les paramètres évalués quant à la réponse du modèle sont d'une part le pourcentage d'épaisseur initiale non endommagée quand le projectile est arrêté et, d'autre part, le déplacement arrière de la protection. La figure I.39 présente le modèle proposé pour la protection et la position de l'impact (position du projectile) [21].

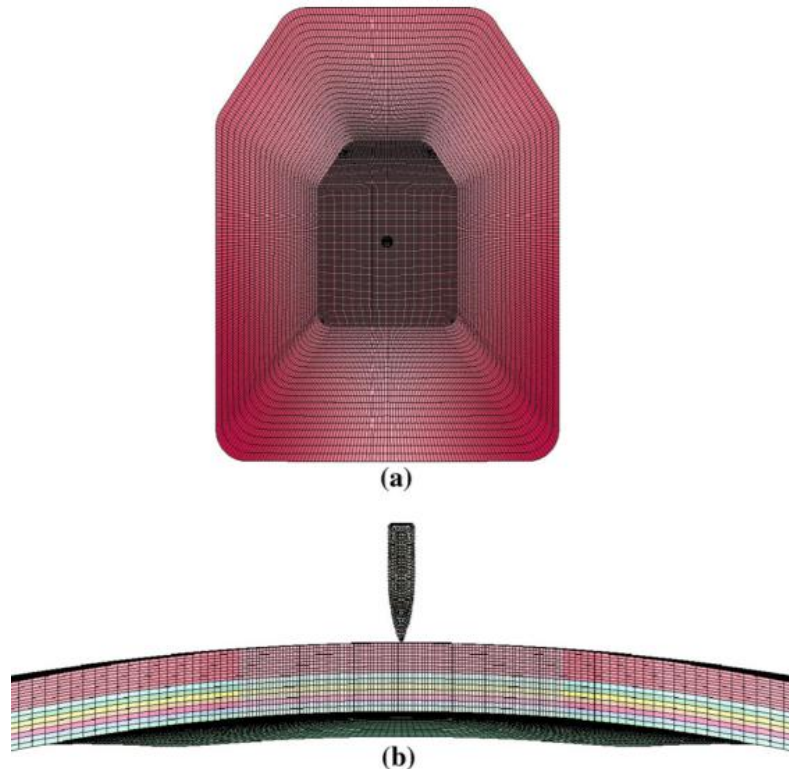


Figure I.39. Plaque blindée individuelle modélisée. (a) Vue du dessus et (b) vue latérale de la région impactée [21]

La figure I.40 présente l'état final de la simulation, suite à l'arrêt du projectile dans la protection. Elle met clairement en évidence la meilleure performance de la protection comportant la plus forte proportion de céramique (70%). En effet, à mesure que la quantité de céramique est diminuée, le projectile subit de moins en moins d'érosion avant d'interagir avec la composante en composite de la protection. Ceci lui permet de pénétrer d'autant plus profondément la protection et de générer un déplacement arrière plus important [21].

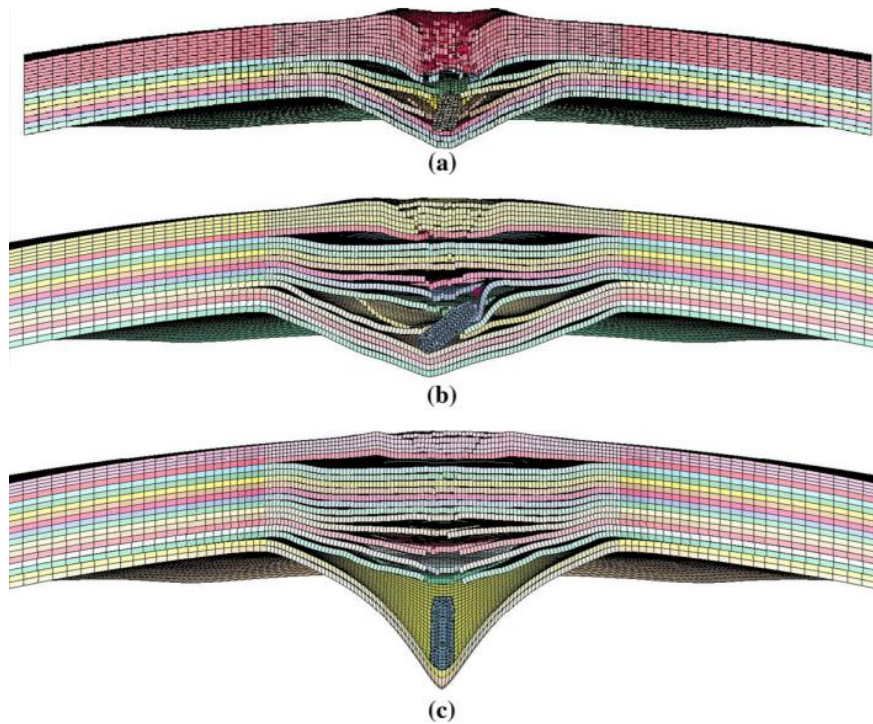


Figure I.40. Etat final de la protection avec (a) 70%, (b) 40% et (c) 30% de céramique [21]

Finalemnt, Krishnan et al. [21] ont comparé l'état de la protection comportant 70% de céramique et réellement testée à leur simulation. Le modèle numérique prédit notamment l'encastrement du projectile dans la protection en composite, ce qui est bien constaté dans la réalité. L'érosion complète de la chemise et partielle du noyau en acier du projectile simulé sont également bien conformes à ce qui est observé suite à l'essai (Fig. I.41).

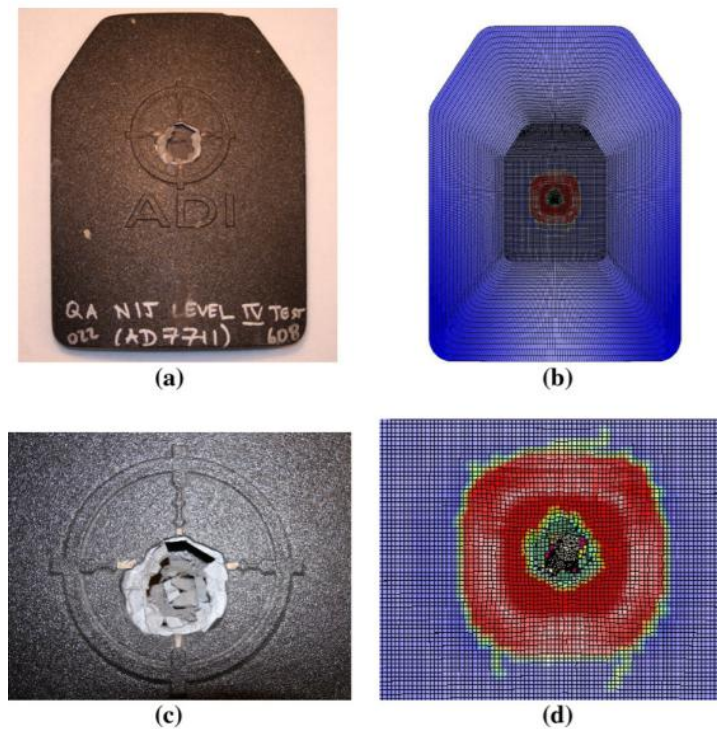


Figure I.41. Configuration de protection comportant 70% de céramique après impact. (a) plaque testée, (b) prédiction numérique, (c) détail de l'endommagement de la céramique au niveau de l'impact et (d) prédiction numérique de l'endommagement de la céramique [21]

I.4. Modélisation de la cible

Les effets de l'impact balistique sur la cible (corps humain ou simulation) ont fait l'objet de plusieurs travaux dans la littérature. On peut noter plusieurs approches utilisées pour mieux cerner le comportement de la cible en utilisant les données recueillies à partir de :

- Accidents sur le terrain [5,6]
- Essais sur cadavres humains (Post Mortem Human Subjects – PMHS) [6]
- Essais sur animaux [6]
- Essais avec simulant mécanique [5,6,51–59]
- Essais avec matériaux témoins [6,60–64]
- Simulations numériques de la réponse du corps humain [65]

Ces différentes configurations possèdent leurs avantages et limites qui sont synthétisées sur la figure I.42.

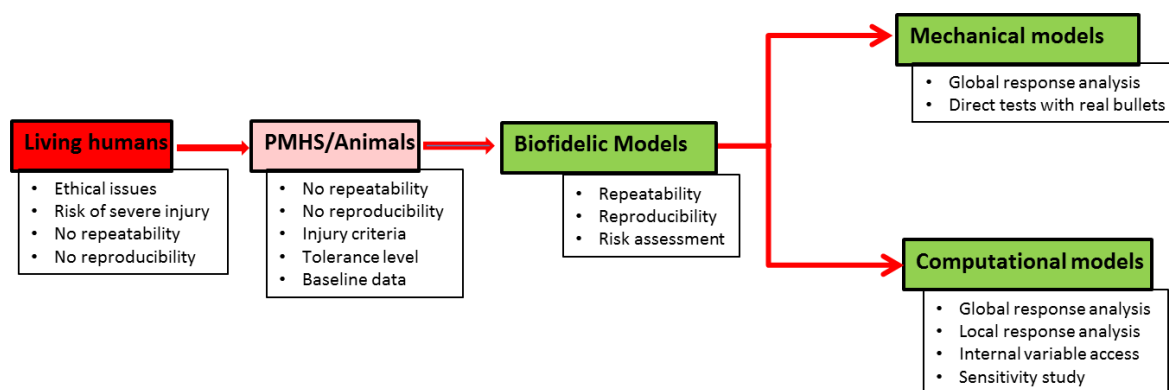


Figure I.42. Différents types de modèles pour l'évaluation des lésions [22]

D'une façon générale, les études expérimentales sont souvent réalisées sur des blocs homogènes simulant le corps humain (matériau témoin). La plupart des travaux antérieurs porte essentiellement sur la modélisation de :

- Gélatine et plastiline balistiques
- Corps humain (thorax, crâne, abdomen,...)

Dans la suite de cette étude bibliographique, nous nous intéresserons plus particulièrement au problème de la modélisation de la gélatine, de la plastiline et du thorax humain.

I.4.1. Gélatine

La poudre de gélatine est produite à partir de matériaux biologiques (peau, os et tendons). Par extraction dans de l'eau chaude en milieu acide (type A) ou alcalin (type B). Sa consistance est décrite par le nombre de Bloom dont la valeur se situe entre 50 et 300. Celui-ci est défini par la masse d'une estampille de 12,7 mm de diamètre nécessaire pour pénétrer la gélatine de 4 mm [66].

I.4.1.1. Applications balistiques

Deux formes classiques de gélatine sont, en général, utilisées pour la réalisation d'essais balistiques : la première est composée de 10% de gélatine (90% d'eau) et conditionnée à 4°C tandis que la deuxième, plus souvent utilisée, est composée de 20% de gélatine (80% d'eau) conditionnée à 10 °C [24,67–69].

Sa transparence relative offre un avantage indéniable lorsqu'il faut visualiser des processus balistiques. La figure I.43 présente un échantillon cylindrique moulé en gélatine pour la réalisation d'essais de compression.

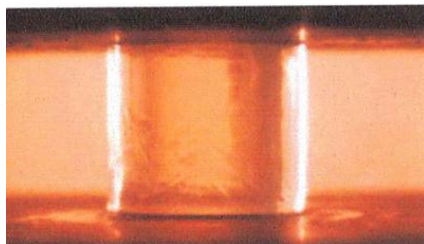


Figure I.43. Échantillon de gélatine pour la réalisation d'essais de compression [66]

La gélatine est un matériau témoin bien connu dans le domaine de l'étude de l'impact perforant [24,67,70–72] mais aussi lors de l'étude d'impacts non pénétrants tels que ceux concernant le BABT [6].

De très nombreuses études exploitent les propriétés de ce matériau pour visualiser la cavité temporaire qui se forme pendant le processus de pénétration d'un projectile. En effet, comme l'illustre la figure I.44, celle-ci peut momentanément représenter un volume très important.

Lorsque le projectile pénètre la gélatine, il est initialement stable et droit. Il va donc prendre localement la place de la gélatine qui va s'écarter. Ensuite, dans le cas d'un projectile non sphérique, dans beaucoup de situations, celui-ci bascule en cours de pénétration. Ce processus signifie que le projectile continue de pénétrer la gélatine en lui présentant de plus en plus son flanc, donc une plus grande surface d'interaction. Il en résulte généralement une décélération accrue du projectile mais également un transfert d'énergie cinétique à la gélatine plus intense et rapide. De ce fait, la cavité temporaire qui se forme devient beaucoup plus volumineuse pendant cette phase. Finalement, à la fin du processus de pénétration, le projectile peut totalement se retourner et a fortement ralenti. Il génère donc à ce moment, une cavité temporaire plus étroite.

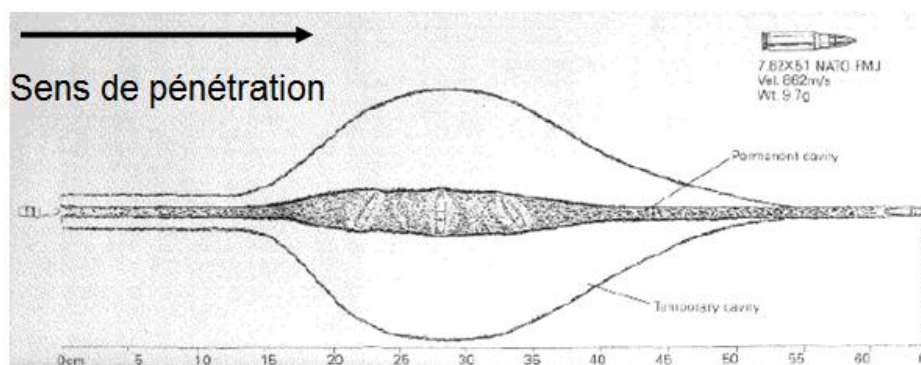


Figure I.44. Aspects typiques des cavités temporaires qui se forment suite au passage d'un projectile dans de la gélatine [73]

Ainsi, Wen et al. [24] ont réalisé des essais d'impact et des simulations de pénétration de blocs de gélatine de 200 mm X 250 mm X 330 mm (Fig. I.45) par des projectiles sphériques en acier de 4,8 mm de diamètre, aux vitesses d'impact suivantes : 728 et 947 m/s.

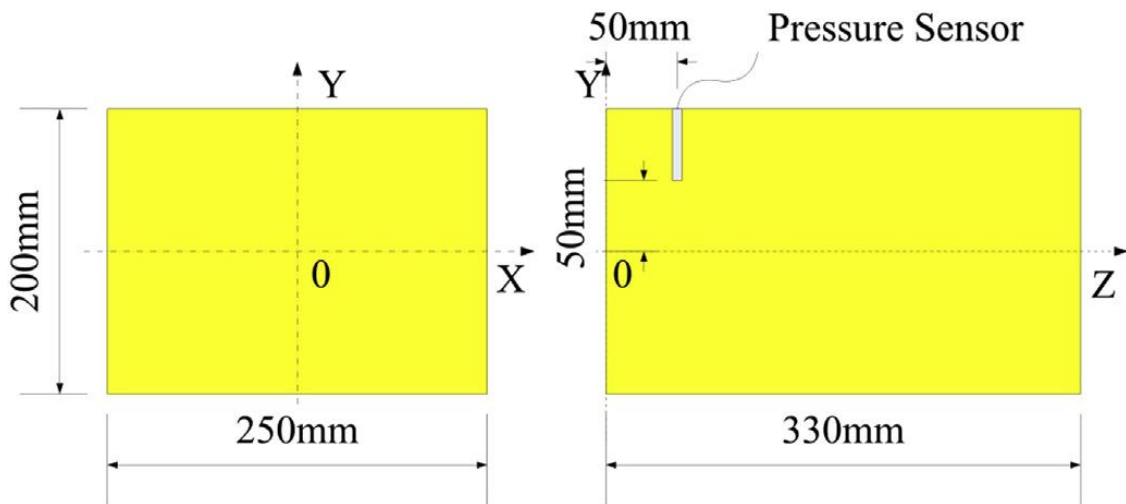


Figure I.45. Dimensions des blocs de gélatine utilisés par Wen et al. [24]

Ils ont pu valider leurs simulations sur base de la visualisation des profondeurs de pénétration en fonction du temps, de la perforation du bloc de gélatine dans le cas de l'impact à 947 m/s et des dimensions atteintes par les cavités temporaires comme l'illustrent les figures I.46 et I.47.

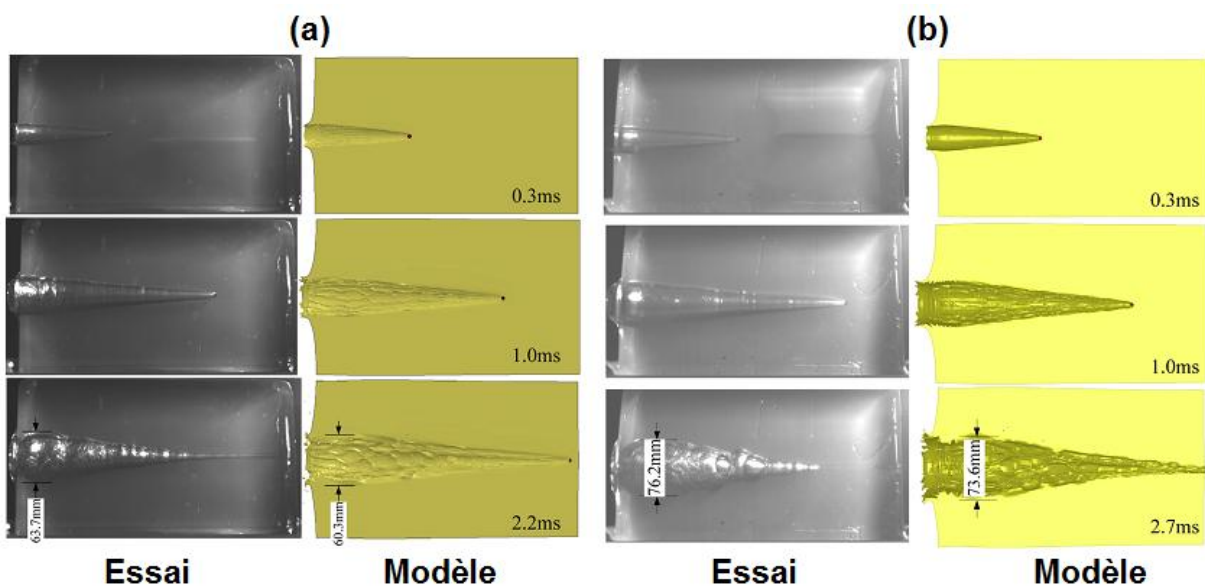


Figure I.46. Blocs de gélatine pénétrés par projectiles sphériques de 4,8 mm et vitesse d'impact (a) 728 m/s, (b) 947 m/s [24]

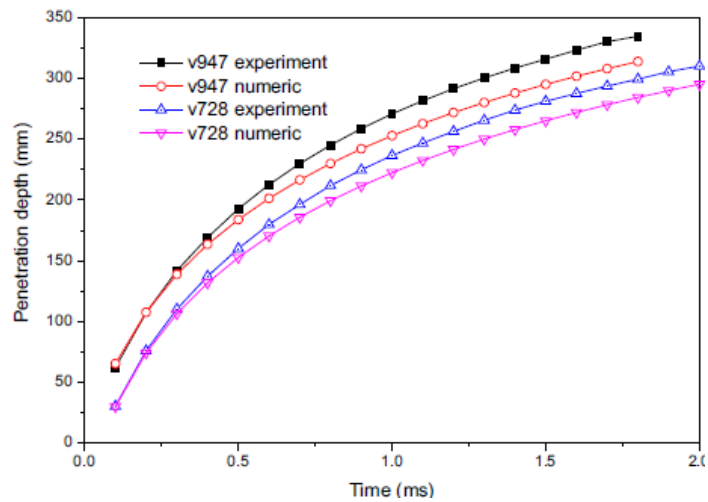


Figure I.47. Evolution des profondeurs de pénétration avec le temps [24]

De même, Wen et al [24] ont inséré des capteurs de pressions 50 mm derrière la face impactée du bloc et 50 mm au dessus de la trajectoire du projectile (Fig. I.45) afin de mesurer les ondes de pressions se propageant dans la gélatine au cours du processus de pénétration. Les résultats expérimentaux et numériques en termes d'ondes de pressions sont présentés dans la figure I.48 pour les deux vitesses d'impacts de 728 et 947 m/s.

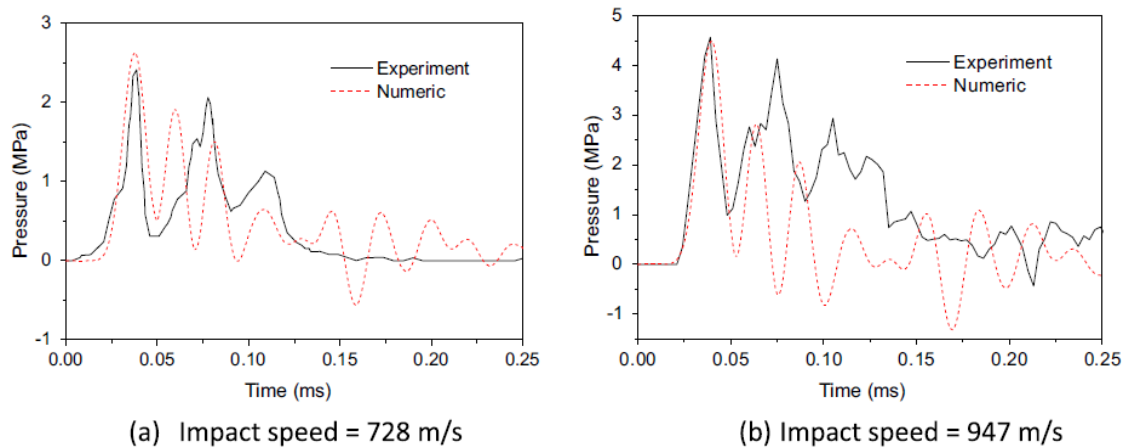


Figure I.48. Ondes de pressions mesurées et simulées obtenues par capteurs de pression [24]

La gélatine peut également être utilisée pour la réalisation de travaux sur le BABT. Une protection balistique peut être positionnée sur la surface impactée du bloc. Dans ce cas, l'étude des ondes de chocs peut être faite à l'aide de caméras à hautes vitesses et de capteurs de pressions installés dans le bloc de gélatine.

Dans leur étude, Van Bree et al. [74] ont doté des blocs de gélatine d'une protection balistique de type CBA et d'un capteur de pression à 150 mm de la zone d'impact. Le projectile utilisé de diamètre 7,62 mm possède une vitesse d'impact de 855 m/s. La figure I.49 présente la mesure de pression ainsi obtenue lors de l'essai.

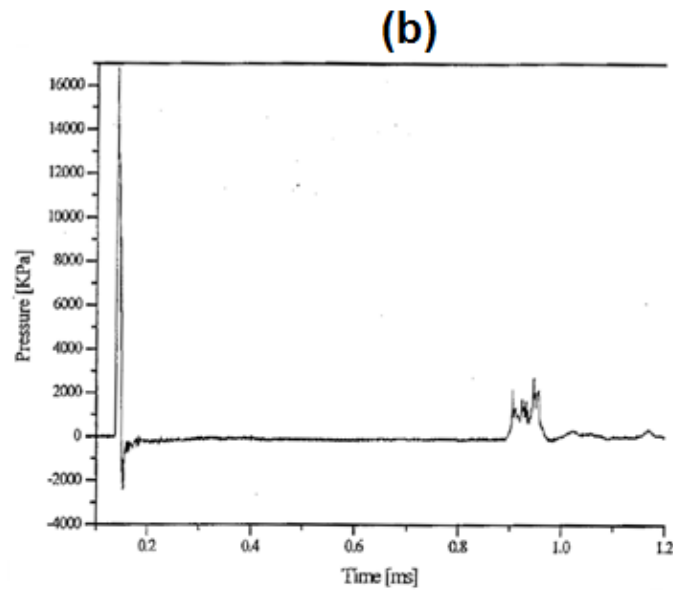


Figure I.49. Double pic de pression apparu lors de l'impact par un projectile de 7,62 mm de diamètre possédant une vitesse de 855 m/s d'une protection CBA contre un bloc de gélatine doté d'un capteur de pression 150 mm derrière la région d'impact [74]

Herlaar et al. [75] ont, quant à eux, étudié le passage de l'onde de choc transmise par l'impact à la gélatine à l'aide d'une méthode optique, donc sans contact. Ils expliquent en effet, que la mesure à l'aide de capteurs de pressions ne fournit qu'une information localisée. En outre le capteur de pression influence l'onde de choc qui subit par conséquent des distorsions. Le capteur de pression peut aussi être endommagé lors de la mesure. La figure I.50 décrit la méthode proposée afin d'observer l'onde de choc transmise par un projectile de diamètre 7,62 mm ayant une vitesse à l'impact de 850 m/s sur une protection composée d'un insert en céramique au contact de blocs de gélatine de 80 X 80 X 150 mm placés dans un container transparent. La protection balistique est placée à l'avant du bloc de gélatine contre celui-ci. Sur la gauche, un lanceur accélère le projectile qui impacte la protection en générant une onde sphérique dans la gélatine. Grâce à un éclairage puissant et une grille servant de référence aux mesures et observations du passage de l'onde de choc, une caméra à haute vitesse filme le passage de l'onde de choc sphérique au travers du bloc de gélatine.

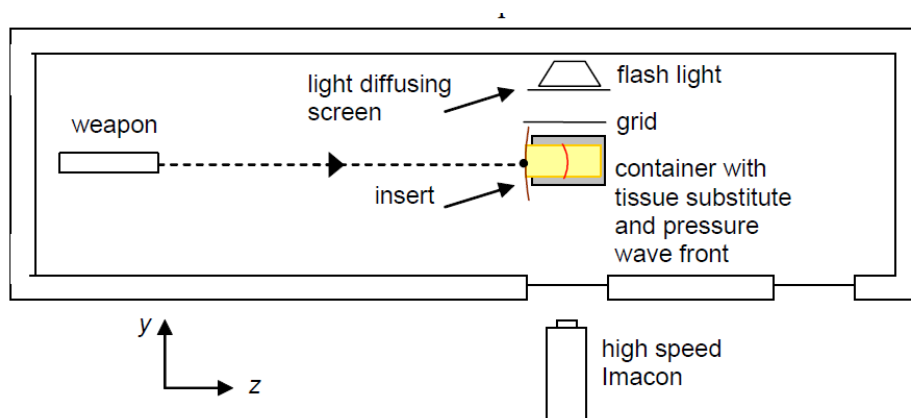


Figure I.50. Synoptique expérimental [75]

Ce dispositif expérimental permet donc d'observer l'onde de choc se propageant dans la gélatine. Celle-ci se présente comme une surface plus ou moins sphérique et plus sombre dans le bloc de gélatine qui se déplace de gauche à droite. En outre, comme cette onde de choc

correspond à des régions locales de la gélatine dans lesquelles le matériau est densifié, elle crée une distorsion de l'image visible par une déformation du grillage de référence qui est placé du côté opposé à la caméra. La figure I.51 présente l'évolution du déplacement de l'onde de choc avec le temps.

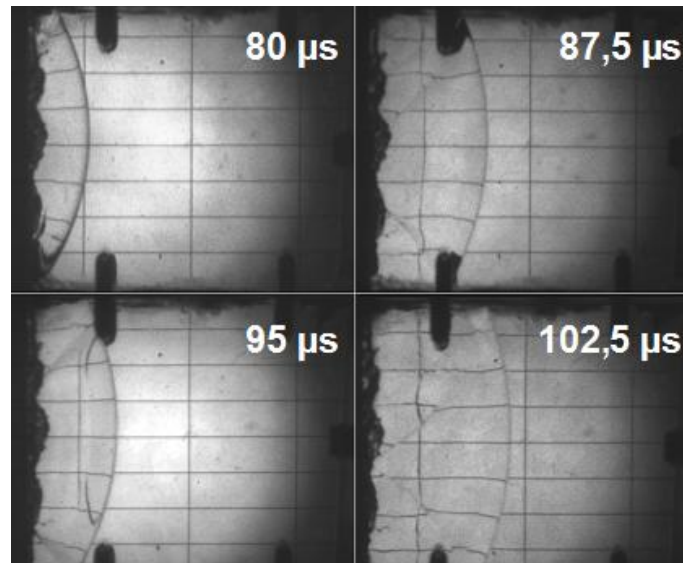


Figure I.51. Onde de choc se propageant de gauche à droite dans la gélatine à différents instants après l'impact [75]

Pour leur part, Wen et al. [76] ont mesuré et simulé, outre les profils de pressions se propageant à la gélatine suite à un impact, la formation d'une cavité temporaire qui se résorbe après environ 5 ms. Leur protocole expérimental se compose de blocs de gélatine (10%) cubiques de 30 cm de côté et instrumentés par des capteurs de pression tels que décrits sur la figure I.52.

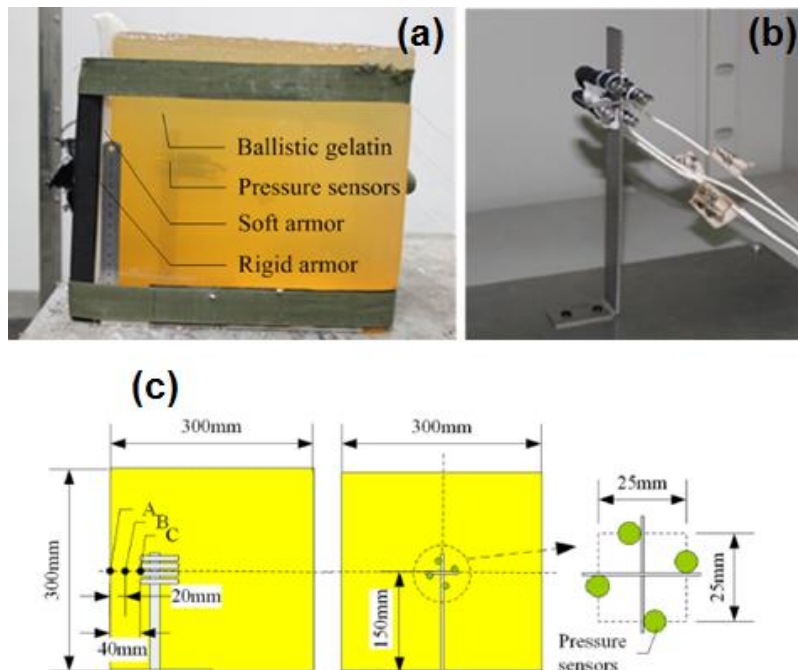


Figure I.52. (a) Experimental setup pour l'étude du BAPT, (b) Capteurs de pression englobés dans la gélatine et (c) position des capteurs de pression dans la gélatine [76]

La protection balistique envisagée dans le cadre de cette étude est constituée d'une plaque d'alumine de 7 mm d'épaisseur suivie d'un laminé à base d'UHMWPE de 11 mm d'épaisseur et encore suivie d'une composante plus souple de 9,2 mm. L'impacteur est ici de nouveau un projectile de 7,62 mm de diamètre possédant un noyau perforant en acier et possédant une vitesse à l'impact de 692 m/s. L'ensemble de ce système est schématisé sur la figure I.53.

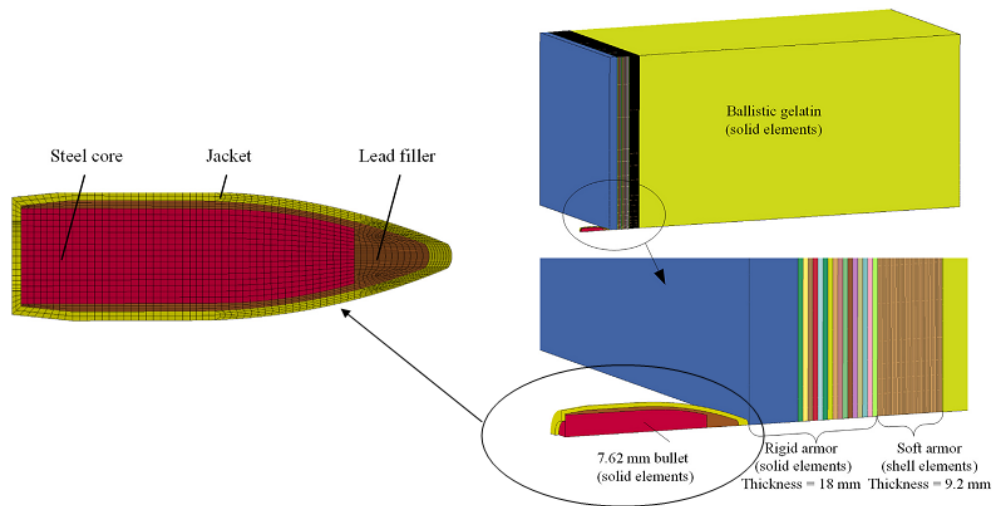


Figure I.53. Schéma de la configuration de protection et du projectile utilisés dans l'étude de Wen et al. [76]

La figure I.54 présente l'évolution de la cavité temporaire qui se forme dans la gélatine avant de disparaître. D'après ces observations, Wen et al. [76] ont réalisé des simulations numériques du phénomène en admettant que la fixation entre la protection et le bloc de gélatine constitue un contact adhésif entre les deux corps pendant le processus d'impact.

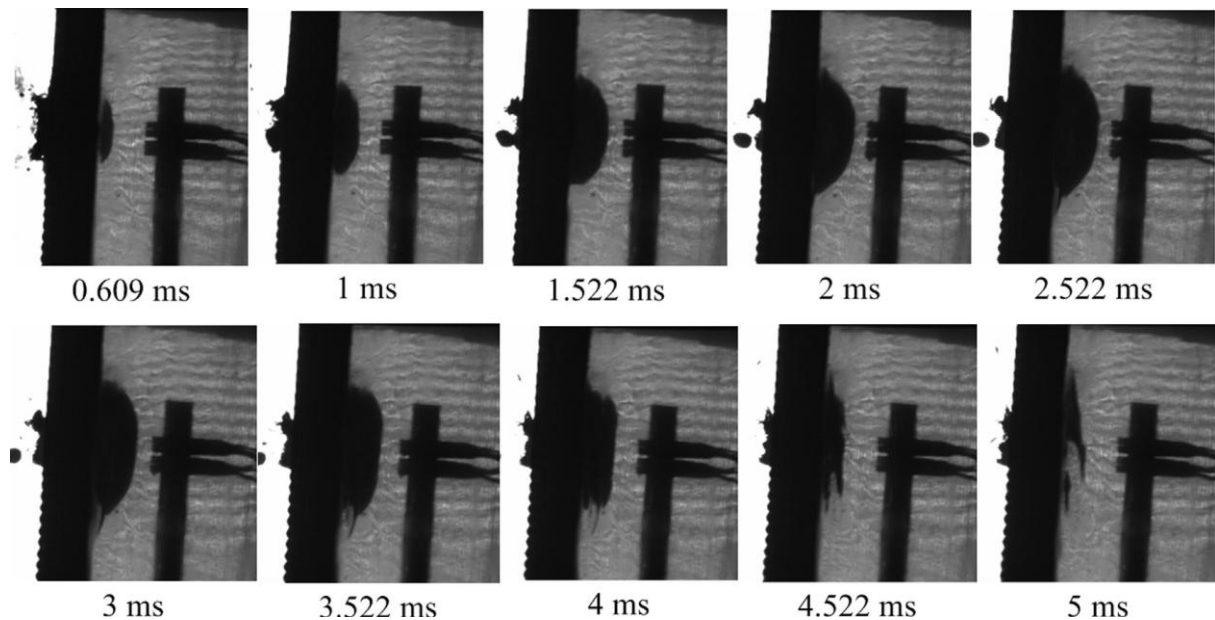


Figure I.54. Cavité temporaire qui se forme avant de disparaître [76]

La figure I.55(a), présente l'évolution de la cavité temporaire simulée avec le temps. Elle met également l'évolution de la profondeur de cette même cavité en fonction du temps mesurée lors des essais et simulée (Fig. I.55(b)). Si nous comparons les figures I.54 et I.55(a), nous

voions que la simulation aboutit à une cavité temporaire moins profonde mais plus large que dans le cas des essais. De même, la figure I.55(b) indique que la profondeur d'indentation en fonction du temps simulée présente une allure différente de celles obtenues lors des essais. En effet, le maximum est obtenu plus tard lors de la simulation. En outre, le maximum de profondeur d'indentation simulé est notablement plus faible que dans le cas des essais et obtenu bien plus tard. Finalement, l'évolution de la profondeur d'indentation avec le temps simulée semble plus lente que ce que les mesures expérimentales suggèrent [76].

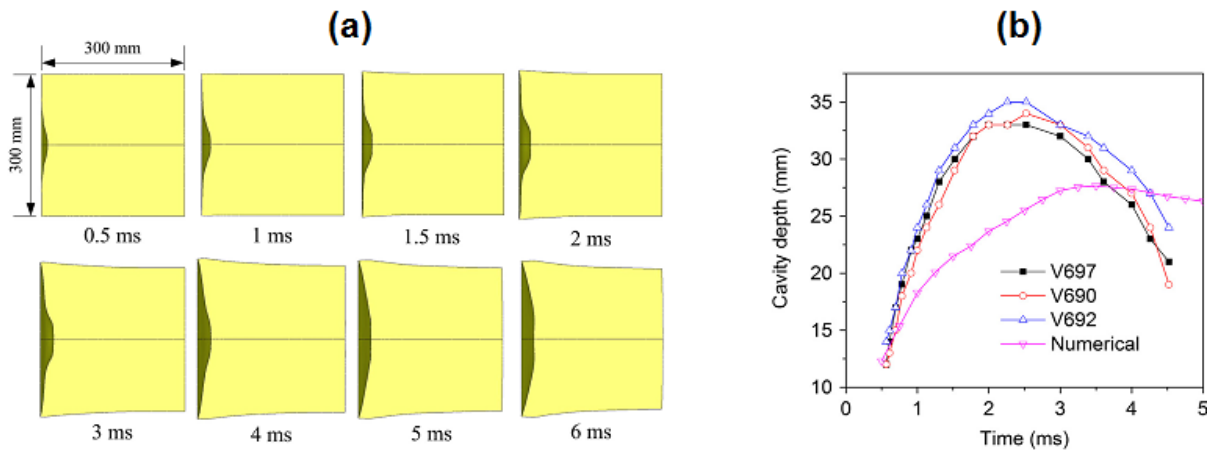


Figure I.55. (a) Evolution de la cavité temporaire simulée d'après les conditions d'impact décrites plus haut et (b) de la profondeur de cette même cavité mesurée et simulée en fonction du temps [76]

La figure I.56 présente les profils de pressions mesurés et simulés au niveau du capteur de pression 3. Nous notons une corrélation entre les données expérimentales et numériques. Toutefois, l'estimation numérique montre assez bien de bruit en regard des données de l'essai.

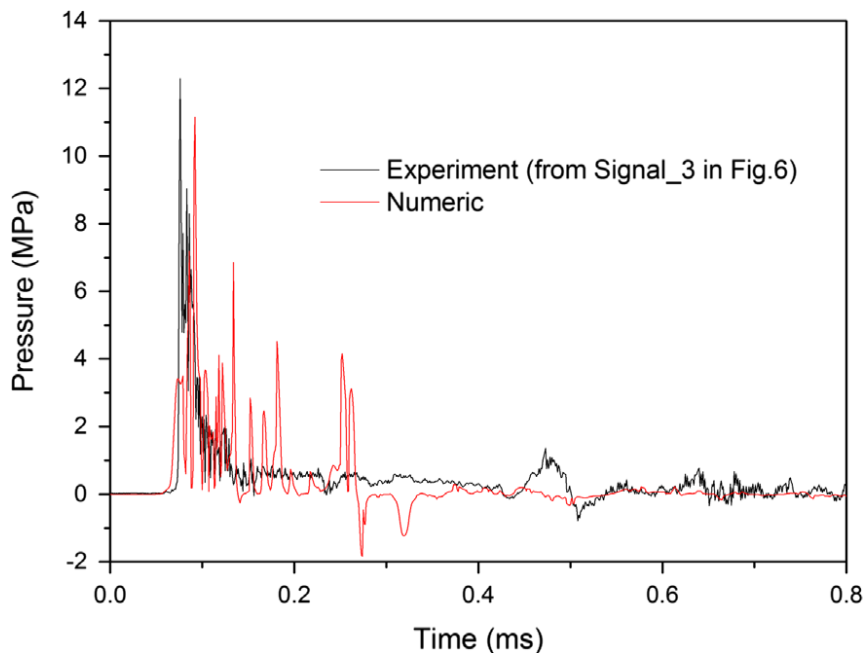


Figure I.56. Evolution des profils de pression mesuré et simulé dans la gélatine [76]

I.4.1.2. Modélisation du comportement mécanique de la gélatine

La modélisation du comportement mécanique de la gélatine a fait l'objet de plusieurs travaux antérieurs dans la littérature [24,27,68,76]. En effet, la gélatine peut-être modélisée comme un matériau au comportement caoutchouteux/mousseux incompressible [27,76]. Ainsi, Shen et al. [27] se sont basés sur un modèle dans lequel la deuxième contrainte de Piola-Kirchoff est donnée par :

$$S_{ij} = G \left[\frac{1}{V} C_{ij} - V^{-\left(\frac{1}{1-2\nu}\right)} \delta_{ij} \right] \quad (I.10)$$

Dans ce modèle, G est le module de cisaillement, V est le volume relatif, ν est le coefficient de Poisson et C_{ij} est le tenseur des déformations droites de Cauchy-Green. La contrainte de Cauchy est définie par :

$$\sigma_{ij} = V^{-1} F_{ik} F_{jl} S_{lk} \quad (I.11)$$

Dans cette relation, F_{ij} est le tenseur du gradient des déformations [28]. Le tableau I.9 fournit les paramètres pour ce modèle associé à la gélatine.

ρ [kg/m ³]	G [kPa]	ν
1000	50	0,462

Tableau I.9. Paramètres matériaux introduits par Shen et al. [27]

Shen et al. [27] ont exploité ce modèle pour simuler des essais d'impacts sur protections balistiques souples commerciales de niveau IIIA et posées contre des blocs cubiques de gélatine de 15 cm de côté. Les projectiles utilisés possèdent un diamètre de 9 mm, en plomb chemisé de cuivre. Différentes vitesses d'impact sont considérées ici. La figure I.57 compare les résultats des essais aux simulations en termes de profondeur d'indentation et de largeur de la déformation arrière en fonction du temps. Elle montre une bonne corrélation entre les données expérimentales et les simulations même si cette analyse porte sur une assez courte durée (0,8 ms).

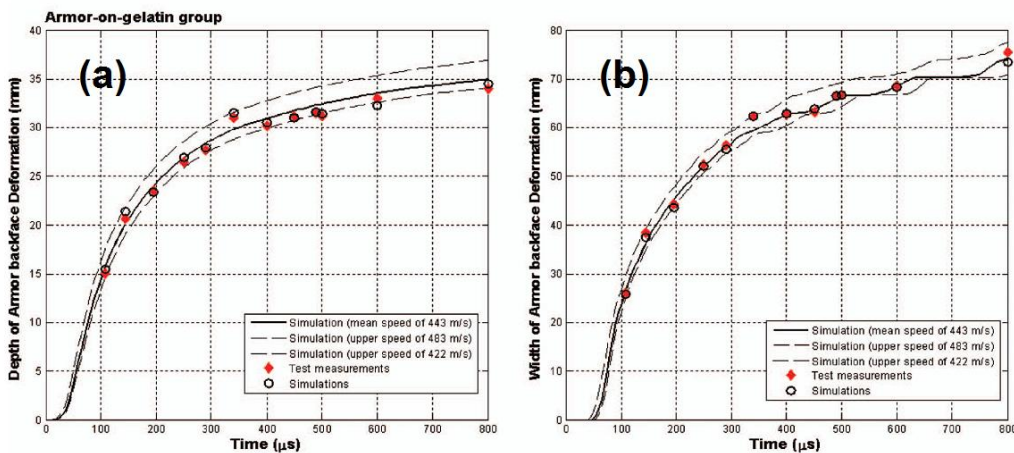


Figure I.57. Comparaison entre les essais et simulations d'impacts sur gélatine avec protection interposée. (a) profondeurs d'indentation et (b) largeur de la déformation arrière en fonction du temps [27]

D'un autre côté, Datoc [68] a exploité un modèle de type élasto-plastique pour simuler le comportement mécanique de la gélatine. Ce modèle permet de définir la compressibilité du matériau sous forme linéaire définie par le coefficient de compressibilité isostatique K [28] :

$$\dot{p} = -K\dot{\varepsilon}_{ii} \quad (I.12)$$

Toutefois, Datoc [68] n'introduit apparemment aucune valeur à ce module K lors de l'exploitation de ce modèle. Son analyse a porté sur la simulation d'impact perforant de blocs de gélatine de 12,7 cm X 12,7 cm X 35,6 cm par des projectiles en plomb de forme à peu près ogivale de 9 mm de diamètre et 10,2 g. Il a constaté des résultats numériques acceptables. Cependant, la profondeur de pénétration obtenue s'est avérée inférieure à ce qui était attendu. En outre, aucune cavité temporaire n'est apparue.

Comme les processus d'impact balistique sont généralement des phénomènes fortement dynamiques et non linéaires, il peut s'avérer intéressant de prendre en compte la compressibilité transitoire qui peut apparaître lors de la propagation d'ondes de choc. Wen et al. [24] ont également exploité un modèle élasto-plastique :

$$\sigma_y = \sigma_0 + E_h \bar{\varepsilon}^p \quad \text{avec} \quad E_h = \frac{EE_t}{E - E_t} \quad (I.13)$$

Dans ce modèle, Le module de durcissement plastique E_h est défini à partir des paramètres E et E_t qui sont respectivement les modules de Young et tangent. La limite d'élasticité σ_y est définie à partir de la limite d'élasticité initiale σ_0 et de la déformation plastique effective $\bar{\varepsilon}^p$. Finalement, l'équation d'état linéaire polynomiale complète ce modèle et a déjà été définie plus haut (Eq (I.2)). Le tableau I.10 synthétise les paramètres utiles à la modélisation de la gélatine balistique.

ρ_0 [kg/m ³]	E [kPa]	E_t [kPa]	σ_0 [kPa]
1030	850	10	220
C_0 [GPa]	C_1 [GPa]	C_2 [GPa]	C_3 [GPa]
0	2.38	7.14	11.9

Tableau I.10. Valeurs des différents paramètres matériaux pour la gélatine [24]

En résumé, la gélatine balistique est un matériau très intéressant pour la réalisation d'essais. En effet, elle se caractérise par une réponse mécanique qui se rapproche de celle des parties molles du corps humain. En outre, son caractère transparent permet de visualiser en temps réel des phénomènes particuliers se déroulant durant un processus d'impact balistique. Toutefois, ces avantages sont quelque peu contrebalancés par le caractère très élastique de ce matériau. En effet, elle reprend très rapidement une configuration proche de l'état non déformé. Ceci impose donc souvent l'utilisation de caméras à haute vitesse. C'est pourquoi les laboratoires préfèrent utiliser une matière qui conserve un état déformé suite aux impacts balistique : la plastiline, par exemple.

I.4.2. Plastiline balistique

Les plastilines font partie d'une gamme de matières variées dont la composition exacte est assez confidentielle. Leur base est un mélange coloré graisseux/huileux d'huile minérale (paraffine), de cire et d'une phase minérale de type poudre de calcite-dolomie ou kaolin dont la granulométrie peut varier entre 0,5 et 10 μm [77–91]. La plastiline Roma[®] #1, produite par la société Sculpture House, peut aussi contenir du soufre afin de la ramollir [64,92]. En outre, il semble que ce produit peut se décliner sous différentes couleurs comme l'atteste la figure I.58.



Figure I.58. Deux plastilines de type Roma[®] #1 de couleurs différentes. (a) rouge et (b) échantillons cylindriques moulés blancs [88,89,93]

Elle sert souvent de matériau témoin arrière pour les tests de résistance balistique des gilets pare-balles. Dans ce cas particulier, elles visent à simuler le comportement des tissus du thorax humain lors des essais balistiques [77]. Dans certains cas, de la plastiline Weible[®] rouge (Annexe B), produite par la société Weible Spiele, peut également être utilisée [16].

I.4.2.1. Propriétés mécaniques de la plastiline

Selon Hernandez et al. [77], les plastilines ne peuvent être soumises qu'à des essais de compressions du fait de leur nature extrêmement malléable. Dès lors, d'autres approches visant à caractériser les matériaux mous doivent être considérées.

Kobberger et al. [80] constatent que les courbes contrainte-déformation pour deux types de plastilines subissent une transition élastique plastique avant 5% de déformation.

D'un autre côté, Sofuoglu et al. [81] postulent un comportement avec écrouissage. Par conséquent, à vitesse de déformation constante, leur comportement peut s'écrire sous la forme (Eq. (I.14)) :

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (\text{I.14})$$

Ils observent un comportement élastique pour des déformations jusqu'à 2,53%. Par calcul de l'intersection de la ligne élastique avec l'ordonnée pour $\varepsilon = 1$ ($\log \varepsilon = 0$), ils déterminent les valeurs du module de Young comprises entre 1,71 (plastiline blanche) et 4,2 MPa (plastiline rouge foncée) (Fig. I.59). Par la même occasion, ils estiment des valeurs du coefficient d'écrouissage n comprises entre 0,044 et 0,167.

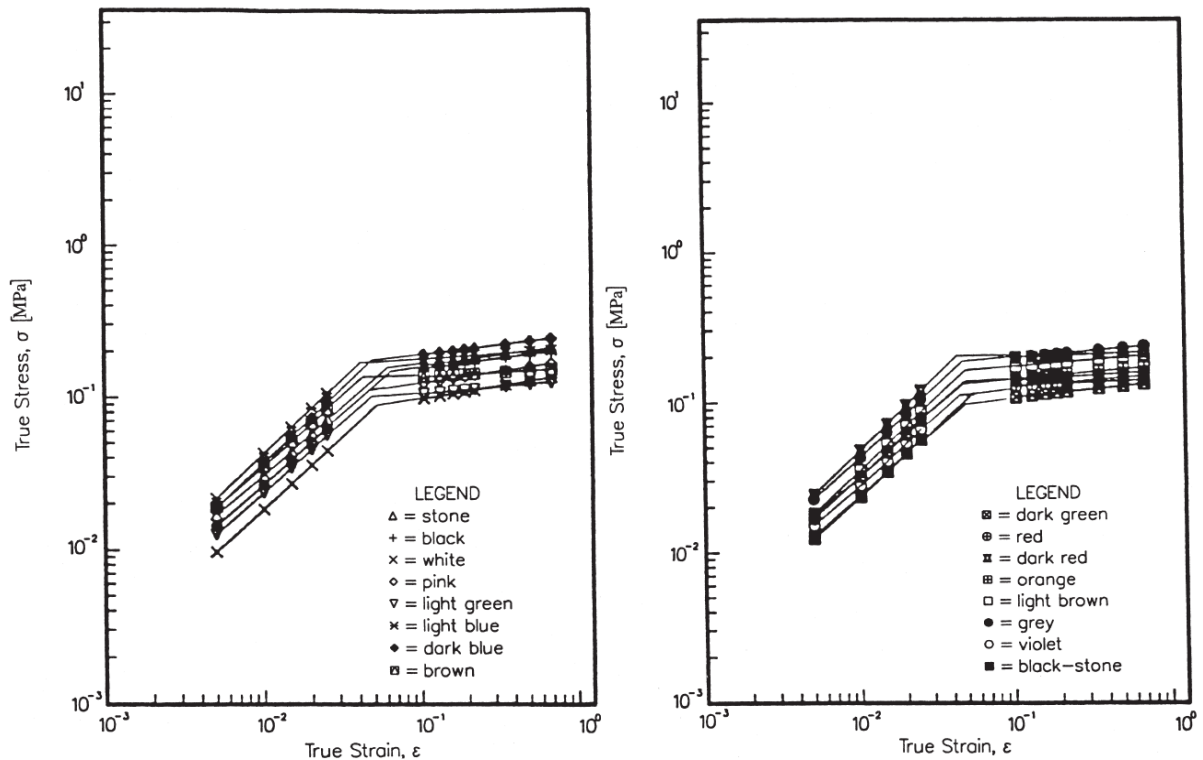


Figure I.59. Courbes log(contraite)-log(déformation) de 16 plastilines différentes [81]

De plus, lors de la manipulation de ces substances, il faut faire attention à la présence de bulles d'air rendant le produit inhomogène [77,81,83,85,86]. Il a même été démontré que les propriétés élastiques et plastiques d'une gamme de plastilines produite par le même fabricant varient significativement d'une couleur à l'autre en raison de la différence entre les agents colorants utilisés [81,82].

Mates et al. [89] proposent une méthodologie utilisant une barre de Kolsky avec échantillon de plastiline Roma® #1 confinée en vue d'estimer les paramètres élastiques de ce matériau (Fig. I.60).

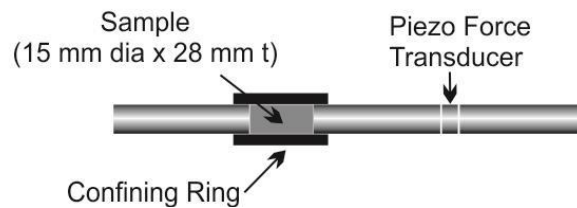


Figure I.60. Setup expérimental du test de Kolsky sur plastiline confinée [89]

En effet, vu la limite élastique très faible de ce matériau, il est pratiquement impossible de prendre des mesures valables des paramètres de cette région de manière quasi-statique. Le test de Kolsky avec confinement doit permettre de supprimer complètement la composante plastique de la déformation durant le test dynamique. Il propose un moyen de déterminer le coefficient de compressibilité isostatique (K), le module de Young (E) et le coefficient de Poisson (ν). Le test de Kolsky sur des échantillons conditionnés à $35 \text{ °C} \pm 5 \text{ °C}$ et non vieillis plus longtemps qu'une heure leur a donné les valeurs approximatives suivantes : $K = 2,3 \text{ GPa} \pm 0,6 \text{ GPa}$, $E \approx 2,3 \text{ GPa}$ et $\nu \approx 0,35$. Il constate également que le module de Young estimé est trois ordres de grandeur supérieur aux données de la littérature concernant des tests

quasi statiques et un ordre de grandeur au dessus de son estimation avec barres de Kolsky et non confinement [88].

De leur côté, Ji et al. [84] proposent une méthodologie basée sur l'analyse des vitesses d'ondes ultrasoniques longitudinales et transversales pour mesurer le module de Young d'une plastiline JOVI. Ils aboutissent également à des valeurs de l'ordre de 1 MPa.

Il semblerait en réalité que le module de Young est assez sensible à la vitesse de déformation. Carton et al [94] ont évalué sa valeur pour de la plastiline Roma[®] #1 à température ambiante, en fonction de la vitesse de déformation et ont observés de fortes variations (Tab. I.11).

Vitesse de déformation [s ⁻¹]	Module de Young [MPa]
0,1	1
850	26
10000	100

Tableau I.11. Evolution du module de Young de la plastiline Roma[®] #1 à température ambiante avec la vitesse de déformation [94]

Ceci semble également confirmé par Hernandez et al. [86], qui ont proposé des méthodologies à la fois quasi-statique et dynamique en vue de l'obtention de paramètres matériaux pour de la plastiline Roma[®] #1. Les résultats de leur étude ont aboutit à un module de Young de 1,714 MPa dans le cas quasi-statique et 5,347 MPa dans le cas dynamique.

Les propriétés mécaniques des plastilines peuvent en réalité être vues de deux manières différentes selon l'approche considérée :

- Du point de vue de la mécanique des matériaux, elles ont souvent un comportement de type visco-élasto-plastique avec sensibilité à la vitesse de déformation [88]
- Du point de vue de la rhéologie, ce sont plutôt des fluides approximativement incompressibles de type thixotropes, donc dépendant de l'histoire des déformations vécues, ou encore des fluides de Reiner-Rivlin [64,78,83,85]

Par conséquent, les plastilines peuvent être décrites d'un point de vue de la mécanique des fluides. Les plastilines font en fait partie des fluides thixotropes [64,78,83,85].

D'après [78,82,83], le comportement à l'écoulement des plastilines en cours de déformation peut se décrire par une loi prenant la forme suivante :

$$\dot{\epsilon} = K e^{-Q/RT} \sigma^N \quad (\text{I.15})$$

Dans cette relation, $\dot{\epsilon}$ est la vitesse de déformation, K est une constante, Q est l'énergie d'activation nécessaire à l'écoulement, R est la constante des gaz parfaits, T est la température absolue, σ est la contrainte appliquée et N est un exposant [78,95]. Dans cette relation, l'hypothèse selon laquelle la structure ne change pas est faite en vue de garder K constante [78]. L'énergie d'activation peut se déduire de graphiques d'Arrhenius de type $\ln \dot{\epsilon}$ versus $1/T$.

A température constante, l'équation (I.15) peut être réduite sous la forme suivante [78–80,82,83] :

$$\dot{\epsilon} = C\sigma^N \quad \left(\Leftrightarrow \sigma = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{N}} \right) \quad (\text{I.16})$$

Dans cette équation, les tests de compression indiquent que N prend des valeurs comprises entre 6 et 9.

Schöpfer et al. [82] observent que le coefficient d'écroutissage est plus marqué pour de faibles vitesses de déformations conduisant à une augmentation de la viscosité et de la valeur de N. De leur côté, Zulauf et al. [83] fournissent des estimations de la valeur de la constante C sur base de la connaissance de la valeur de la viscosité apparente η . En effet, la rhéologie permet d'écrire l'équation suivante :

$$\eta = \frac{\sigma}{2\dot{\epsilon}} = \frac{1}{2C^{\frac{1}{N}}} \dot{\epsilon}^{\frac{1}{N}-1} \quad (\text{I.17})$$

L'étude de Dupuis et al. [79] est également intéressante. En effet, ils ont réalisé une analyse par rhéométrie capillaire sur de la plastiline FILIA, sur de larges plages de taux de cisaillement. Leur étude décrit également la réalisation de deux corrections importantes à faire dans ce domaine, à savoir les corrections de Rabinowitsch et Bagley. La correction de Rabinowitsch permet de déduire la viscosité réelle à partir de la viscosité apparente tandis que la correction de Bagley permet de prendre en compte les pertes de charges lors de cet essai. Ainsi, Dupuis et al. [79] ont pu déduire les fonctions de viscosités et les courbes d'écoulement à différentes températures pour cette forme particulière de plastiline (Fig. I.61).

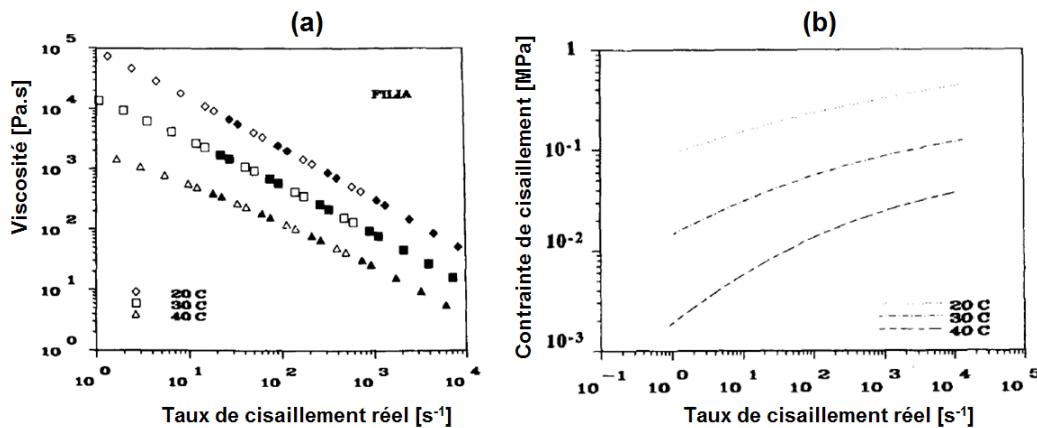


Figure I.61. (a) Fonctions de viscosités et (b) Courbes d'écoulement à différentes températures de la plastiline FILIA [79]

I.4.2.2. Tests de calibration sur la plastiline

Il est évident que la plastiline doit respecter certains critères et posséder une texture calibrée pour être considérée comme utilisable pour des essais balistiques normalisés (Annexe A) [8–16]. Le plus souvent, le test consiste en la chute d'une sphère en acier de 1043 ± 5 g et de $63,5 \pm 0,05$ mm de diamètre depuis une hauteur déterminée. Ce test porte le nom de drop test. Pour la norme HOSDB [9], cette hauteur est fixée à 1,5 m tandis que pour la norme NIJ [10], elle est fixée à 2 m. L'impact de cette sphère dans la plastiline doit aboutir à une indentation de profondeur déterminée. La figure I.62 représente schématiquement le principe de l'essai drop test [77].

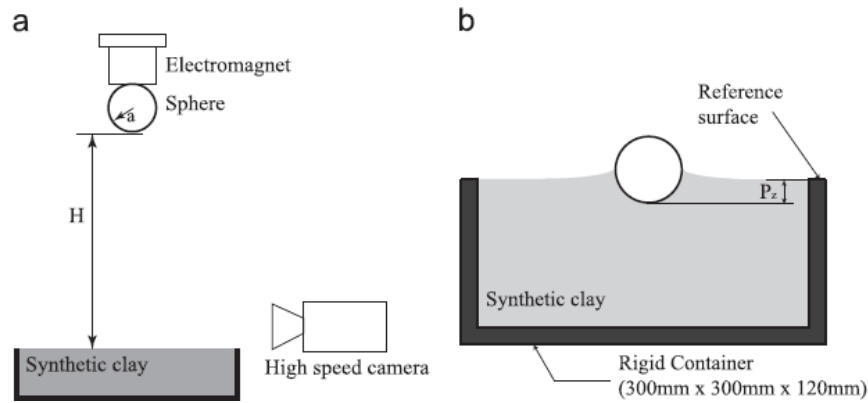


Figure I.62. (a) Assemblage expérimental permettant la réalisation du drop test et (b) exemple de mesure d'indentation [77]

En fait, la vitesse de chute dans le vide est égale à $\sqrt{2gH}$ [m/s] où $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ est la constante gravitationnelle et h est la hauteur de chute (en mètres).

Par conséquent, d'après les conditions initiales du drop test décrites par NIJ [10] et HOSDB [9], les vitesses à l'impact de la sphère dans la plastiline doivent valoir respectivement $2\sqrt{g}$ ($\sim 6,26 \text{ m/s}$) et $\sqrt{3g}$ ($\sim 5,42 \text{ m/s}$). Cette vitesse d'impact a notamment été vérifiée par Rahbek [93] pour les conditions proposées par la norme NIJ [10].

Pour mieux préparer les tests de calibration balistique, la plastiline balistique Roma[®] #1 est conditionnée en milieu contrôlé à une température de $23 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$ et une humidité de $50 \pm 10 \%$ pendant 88 h afin de garantir une texture optimale [77,85,86].

Hernandez et al. [77] ont étudié l'évolution des profondeurs d'indentation en fonction du temps (entre 0 et environ 6 ms) obtenues dans de la plastiline pour des drop tests dans différentes conditions. Ainsi, ils ont effectués des lâchés de boules en acier de diamètres 44,45 mm, 50,8 mm et 63,5 mm depuis les différentes hauteurs suivantes : 1m, 1,5 m et 2 m. L'évolution de la profondeur d'indentation en fonction du temps est estimée sur base de mesures à l'aide d'une caméra à haute vitesse. La figure I.63 présente ces résultats expérimentaux. Elle montre que la profondeur d'indentation augmente avec la hauteur de chute et la taille de la boule en acier utilisée.

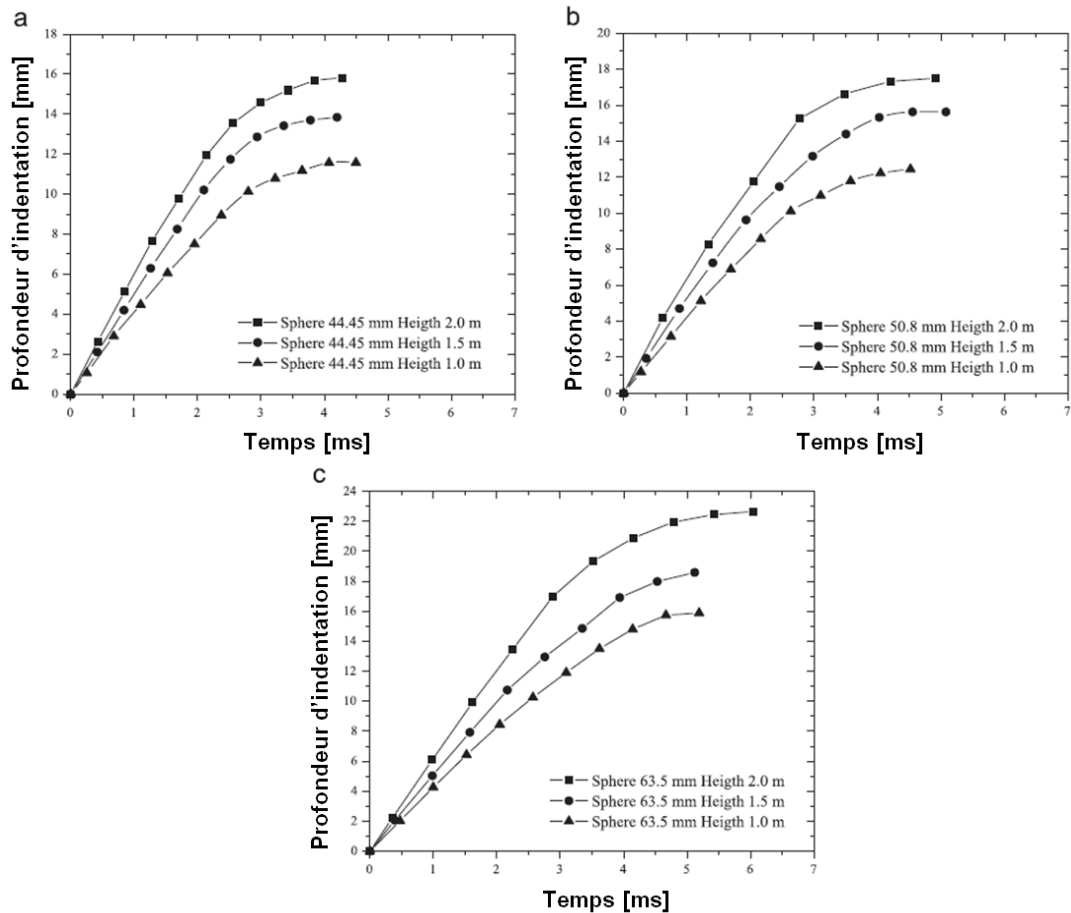


Figure I.63. Profondeur d'indentation en fonction du temps pour différentes configurations de drop tests avec boules en acier de diamètre (a) 44,45 mm, (b) 50,8 mm et (c) 63,5 mm [77]

Hernandez, Buchely et al. [77,85] fournissent l'estimation des vitesses de déformation moyennes selon la théorie de l'expansion des cavités sphériques pour les différentes configurations synthétisées dans la figure I.63. En effet, pour le processus de pénétration d'une sphère en acier, considérée comme rigide dans un matériau mou, la vitesse de déformation moyenne est donnée par la relation suivante [77] :

$$\dot{\epsilon}_{moyenne} = \frac{4V}{D} \quad (I.18)$$

Dans cette relation, V représente la vitesse d'impact de la sphère et D son diamètre. Les valeurs de $\dot{\epsilon}_{moyenne}$ estimées sont synthétisées dans le tableau I.12. Leurs données rejoignent par ailleurs l'estimation numérique de Mates de 300 s^{-1} [88].

Test	Sphere diameter (mm)	Drop height (m)	Average strain rate (s^{-1})
1	63.5	2.0	394.4
2	63.5	1.5	341.6
3	63.5	1.0	278.9
4	50.8	2.0	493.0
5	50.8	1.5	426.9
6	50.8	1.0	348.6
7	44.45	2.0	563.4
8	44.45	1.5	487.9
9	44.45	1.0	398.4

Tableau I.12. Vitesses de déformations moyennes subies par de la plastiline Roma® #1 pour différentes configurations du drop test [77]

De leur côté, Rahbek, Mates et al. [89,93,96] proposent également plusieurs courbes expérimentales donnant les évolutions des profondeurs de la boule au cours de l'impact (Fig. I.64).

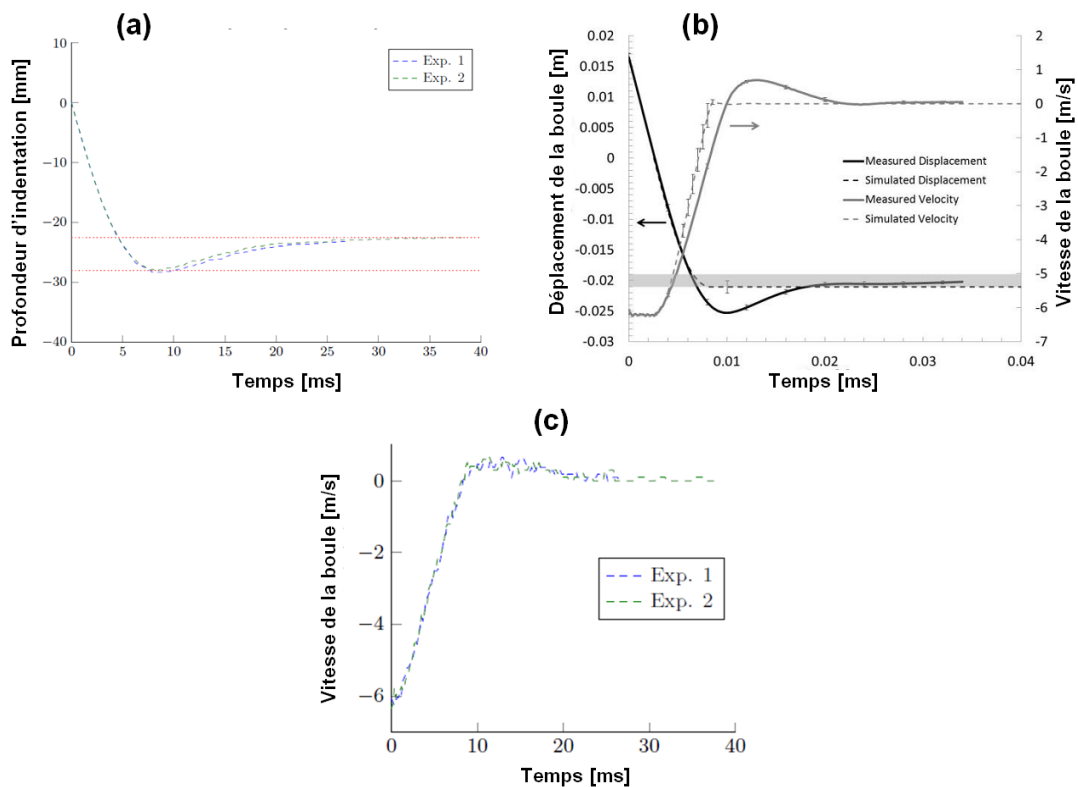


Figure I.64. (a) Profondeur d'indentation [93], (b) profondeur et vitesse d'indentation [89,96] et (c) vitesses d'indentation [93] en fonction du temps

Il est intéressant d'observer sur la figure I.64 que les études proposées par Rahbek [93] ainsi que Mates et al. [89,96] aboutissent à des profondeurs d'indentation en fonction du temps quelque peu différentes. Il se pourrait qu'elles proviennent de conditionnements différents (pas de description de conditionnement stricte de température et humidité avant les tests dans

[93] et conditionnement plus stricte, suivant la norme NIJ [10] qui impose d'adapter la température en fonction des résultats à obtenir lors du drop test [89]).

Il est également intéressant d'observer sur la figure I.64 que les profondeurs d'indentations mesurées atteignent d'abord un point maximum avant un retour (élastique) d'environ 25% aboutissant à l'indentation à l'équilibre au bout d'environ 25-30 ms. La boule subit alors un rebond dont la vitesse maximale semble être comprise entre 0,5 et 1 m/s. Mates et al. [89] expliquent que la réduction de rigidité élastique de cette matière lorsqu'elle est non confinée est issue d'effets de pression hydrostatique en rappelant qu'en mécanique des sols, la rigidité élastique augmente proportionnellement à la racine carrée de la pression.

Un élément qui apparaît fréquemment dans ces travaux de modélisation du drop test concerne la réponse élastique des modèles matériaux proposés pour la plastiline. Celui-ci peut entraîner le rebond et l'éjection de la boule en acier dans le cadre des simulations. Mates et al. [89] qui ont observé ce phénomène ont d'abord proposé un moyen pour empêcher la boule de rebondir en le spécifiant au niveau de l'algorithme de contact utilisé. Avec cette hypothèse, les nœuds de la boule qui entrent en contact avec la plastiline restent collés à celle-ci. La figure I.65 présente le résultat de la simulation d'impact ainsi réalisée. Il s'agit d'un modèle axisymétrique dans lequel la boule est considérée comme rigide. Plus récemment, Mates et al. [96] expliquent que si la profondeur d'indentation finale peut correctement être modélisée, ce n'est pas le cas du rebond.

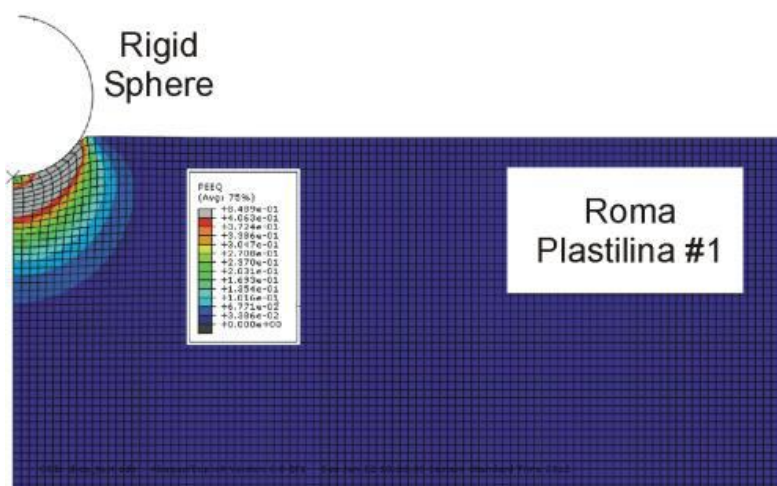


Figure I.65. Modèle axisymétrique du drop test [89]

Certains auteurs discutent également de l'utilisation d'amortissement ("damping") numérique [88,89,93]. Néanmoins, ils s'accordent tous sur le fait qu'il s'agit plutôt d'un artifice numérique qu'il faut essayer d'éviter [89] ou dont on doit au moins limiter l'intensité [88].

Rahbek [93] a réalisé une étude de sensibilité sur l'amortissement introduit dans ses simulations. Il en est arrivé à la conclusion que le coefficient d'amortissement tend à rigidifier numériquement le modèle utilisé pour la plastiline. Cela aboutit dès lors à des profondeurs de pénétration trop faibles par rapport aux essais à moins de réduire, à son tour, la valeur du module de Young. Cependant, la réduction de la valeur du module de Young augmente alors l'amplitude des oscillations du modèle. Les principaux résultats de son analyse sont présentés sur la figure I.66. Celle-ci illustre l'influence de la valeur du module de Young (Fig. I.66(a)) et de la constante d'amortissement (Fig. I.66(b)) sur la réponse de la simulation du test de calibration en termes de profondeur d'indentation en fonction du temps.

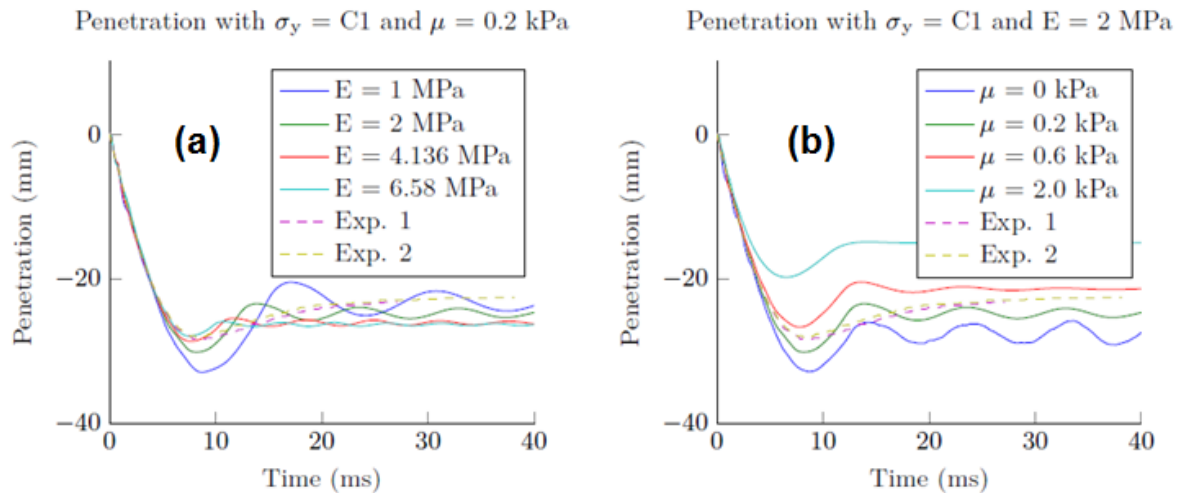


Figure I.66. Evaluation de l'influence du module de Young (a) et de la constante d'amortissement (b) sur la réponse de la simulation du test de calibration en termes de profondeur d'indentation en fonction du temps [93]

I.4.2.3. Tenue balistique de la plastiline

Des tests d'impacts balistiques sont réalisés sur des protections (souples et rigides) en présence de blocs de plastiline. Ils servent, en cas de non perforation, à mesurer la signature d'indentation connue sous le nom de "Back Face Signature" (BFS), c'est-à-dire la profondeur de l'emprunte de l'impact dans la plastiline. Il est généralement admis que cette dernière ne doit pas dépasser une certaine valeur, souvent 44 mm (critère du 44 mm) [97].

Lors de ce test, la protection balistique peut être plane. Dans ce cas, elle est simplement posée contre la surface du bloc de plastiline (côté droit de la figure I.67(a)). Toutefois, beaucoup de protections balistiques sont incurvées. Dans ce cas, le bloc de plastiline est moulé pour épouser la surface arrière de la protection (côté gauche de la figure I.67(a)). La mesure de profondeur d'indentation est prise dans tous les cas entre le point le plus profond de l'emprunte de l'impact et l'arrière de la zone impactée de la protection (Fig. I.67(b)).

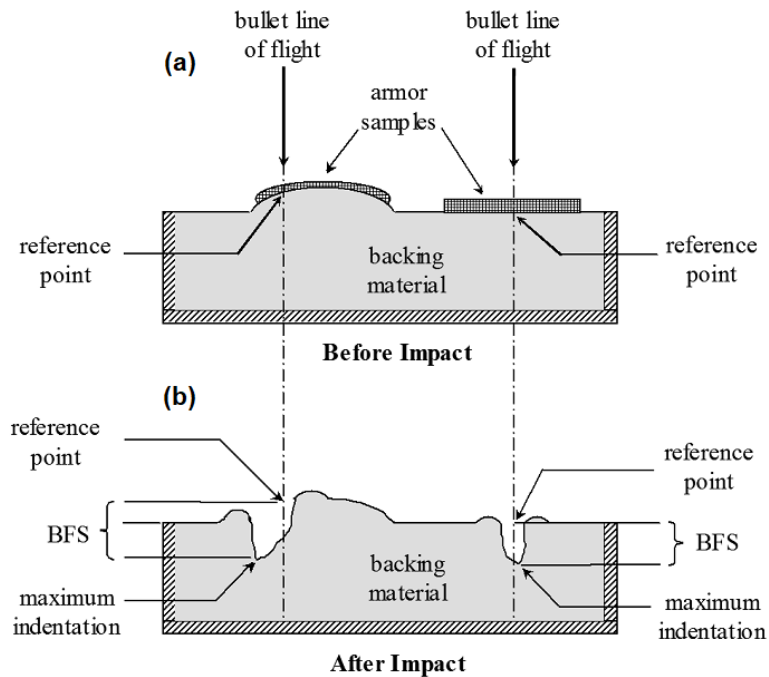


Figure I.67. Principe du processus de mesure de la signature d'indentation obtenue suite à l'impact balistique d'une protection posée sur la plastiline. (a) Positionnement d'une protection en fonction de sa géométrie et (b) principe de mesure du BFS [10]

Ainsi, Roberts et al. [98] ont réalisé un ensemble d'essais et de simulations numériques sur de la plastiline Roma[®] #1 sous impact. La première phase de leur travail consiste en la réalisation de drop tests à différentes hauteurs, à savoir 0,5, 1,0, 1,5 et 2 m d'une boule en acier de 63,5 mm de diamètre et 1043 g. Ils ont alors mesuré les profondeurs d'indentation obtenues en vue d'alimenter un modèle de type "sol et mousse". Ils ont ajusté les paramètres sur la base d'une procédure itérative afin d'obtenir des profondeurs d'indentation simulées cohérentes avec les données des essais. Le meilleur ajustement obtenu sur la densité (ρ), les modules de cisaillement (G) et de compressibilité isostatiques (K) sont les suivants : $\rho = 1750 \text{ kg/m}^3$, $G = 50 \text{ MPa}$ et $K = 40 \text{ GPa}$. Le tableau I.13 présente une comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations des drops tests.

Drop Height (m)	Measured Deformation (mm)	CFEM Deformation (mm)
0.5	12	8.47
1.0	11	11.50
1.5	15	16.67
2.0	19	19.50

Tableau I.13. Profondeurs d'indentation mesurées et simulées (CFEM) pour différentes hauteurs (drop test) [98]

Suite à cette analyse, Roberts et al. [98] ont réalisé une série d'essais balistiques sur la même plastiline avec une protection balistique souple de niveau II (Kevlar[®]) et de 9,5 mm d'épaisseur interposée selon le protocole de la norme NIJ [10]. Ils ont alors modélisé la protection à la surface de leur simulation du bloc de plastiline comme un corps élastique en supposant que le module de Young des fils de Kevlar[®] la constituant s'apparente à celui de l'aluminium. Les projectiles utilisés possèdent un diamètre de 9 mm, une masse de 8 g et des

vitesses d'impact comprises entre 150 et 400 m/s. De cette façon, ils ont pu d'une part vérifier que le modèle proposé pour la plastiline aboutit à une réponse cohérente avec les essais balistiques et, d'autre part, estimer la vitesse d'impact du projectile capable de fournir une profondeur d'indentation de la plastiline de 44 mm.

Roberts et al. [98] utilisent différents paramètres de validation. Parmi ceux-ci, les vitesses d'impact, énergies cinétiques, profondeurs d'indentation mesurées et simulées ainsi que le pourcentage de différence entre les résultats expérimentaux et numériques (Tab. I.14) sont considérés.

Velocity (m/s)	Kinetic Energy (Joules)	Experimental Deformation (mm)	VCFEM Deformation (mm)	Percent Difference
148.13	87.77	10		
157.89	99.71	12		
162.76	105.96	13		
184.40	136.02	16		
200	160	14.75*	15.33	3.8
201.17	161.87	14		
206.35	170.32	16		
253.59	257.24	18		
254.20	258.48	19		
258.47	267.23	19		
275	302.5	18.82*	18.91	0.5
297.48	353.99	18		
298.09	355.44	21		
303.28	367.91	19		
350	490	22.63*	23.03	1.7
351.123	493.17	24		
353.57	500.04	24		
353.57	500.04	24		
396.24	628.02	24		
398.98	636.75	23		
399.29	637.72	24		
425	722.5	26.25*	25.97	1.0

* Based on power law $\delta = 2.12 (K.E.)^{0.382}$

Tableau I.14. Résultats des essais d'impacts sur protections balistiques et plastiline [98]

En outre, Roberts et al. [98] comparent les profondeurs d'indentation en fonction des énergies cinétiques mesurées et simulées (Fig. I.68).

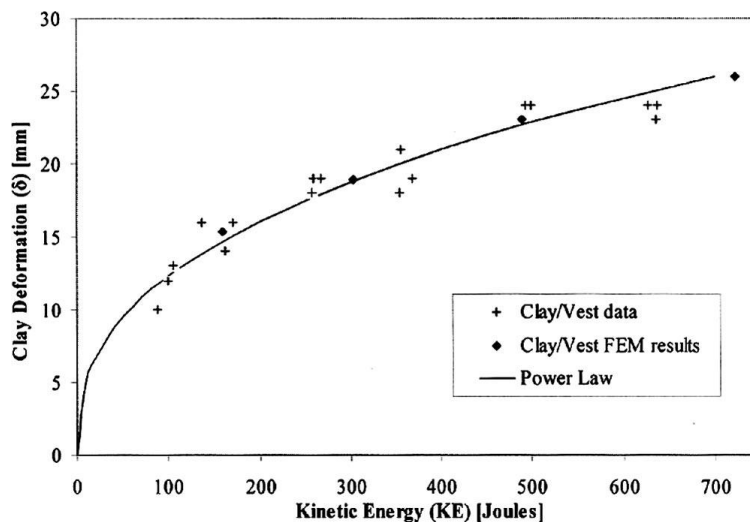


Figure I.68. Profondeurs d'indentation mesurées et simulées en fonction des énergies cinétiques [98]

Pour leur part, Shen et al. [27] ont procédé à des mesures par imagerie rayon X de profondeur d'indentation et largeur de zone déformée en fonction du temps pour des protections balistiques avec des blocs de plastiline de 13 cm X 13 cm X 30 cm. Ils ont également simulé ces essais sur plastiline en la modélisant sur la base d'un modèle adapté à la mécanique des sols qui exploite l'équivalent d'une courbe pression-déformation volumétrique dont la formulation est synthétisée par les équations (I.19) à (I.21) [28].

La fonction de déformation déviatorique parfaitement plastique limite ϕ est décrite en termes de second invariant J_2 [28] :

$$J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} \quad (I.19)$$

La pression p et les constantes a_0 , a_1 et a_2 sont reliées par [28] :

$$\phi = J_2 - [a_0 + a_1 p + a_2 p^2] \quad (I.20)$$

Sur la surface limite $J_2 = \frac{1}{3} \sigma_y^2$ dans laquelle σ_y est la contrainte limite uniaxiale [28] :

$$\sigma_y = [3(a_0 + a_1 p + a_2 p^2)]^{1/2} \quad (I.21)$$

Le tableau I.15 synthétise les paramètres utilisés par Shen et al. en vue d'alimenter ce modèle.

ρ [kg/m ³]	G [MPa]	K [MPa]	a_0 [MPa ²]	a_1 [MPa]	a_2
1650	50	500	40	5	0,1
ε_1	ε_2	ε_3	ε_4	ε_5	ε_6
-0,01	-0,13	-0,26	-0,42	-0,61	-0,84
ε_7	ε_8	ε_9	p_1 [kPa]	p_2 [kPa]	p_3 [kPa]
-1,13	-1,55	-2,3	9	20	50
p_4 [kPa]	p_5 [kPa]	p_6 [kPa]	p_7 [MPa]	p_8 [MPa]	/
100	200	500	2	10	

Tableau I.15. Paramètres du modèle exploité par Shen et al. [27]

Les projectiles utilisés sont en plomb chemisé cuivre et possèdent un diamètre de 9 mm. Les vitesses d'impact sont les suivantes : 426, 447 et 463 m/s. La figure I.69 compare les essais aux simulations en termes de profondeur d'indentation et de largeur de la déformation arrière en fonction du temps. Elle montre une bonne corrélation entre les données expérimentales et les simulations même si cette analyse porte sur une assez courte durée (1,2 ms).

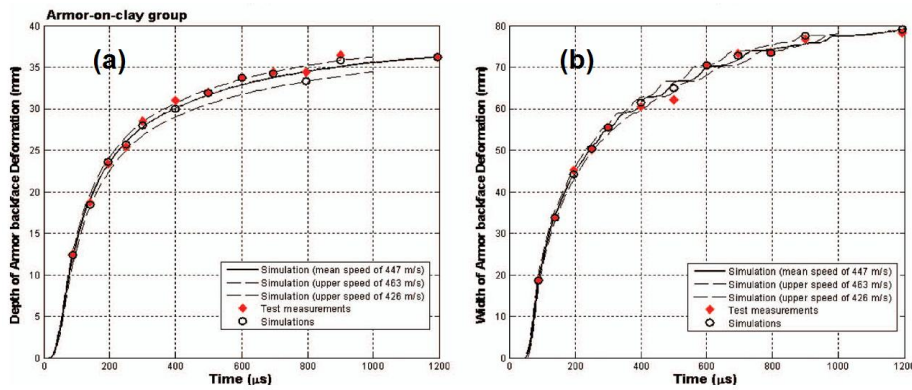


Figure I.69. Comparaison entre les essais et simulations d'impacts sur plastiline avec protection interposée. (a) profondeurs d'indentation et (b) largeur de la déformation arrière en fonction du temps [27]

De leur côté, Coghe et al. [99] proposent une étude visant à développer un projectile standard appelé "Bullet Simulating Projectile" (BSP) permettant de remplacer une grande partie des projectiles commerciaux afin de simplifier les méthodes d'essais balistiques. Les caractéristiques géométriques du BSP sont proches de celles des projectiles de diamètre 9 mm standards de 8 g, sa composition est monolithique à base d'un alliage commun de cuivre et sa masse moyenne est de 6,779 g.

Afin de réaliser l'évaluation du risque de BABT sur ces deux types de projectiles, Coghe et al. [99] ont équipé des blocs de plastiline Weible® rouge par une configuration de protection composée de 20 couches de Kevlar® XP™ S102. Les profondeurs d'indentation du bloc de plastiline suite aux impacts sont mesurées à l'aide d'un pied à coulisse digital. La figure I.70 schématise le dispositif expérimental pour les essais balistiques.

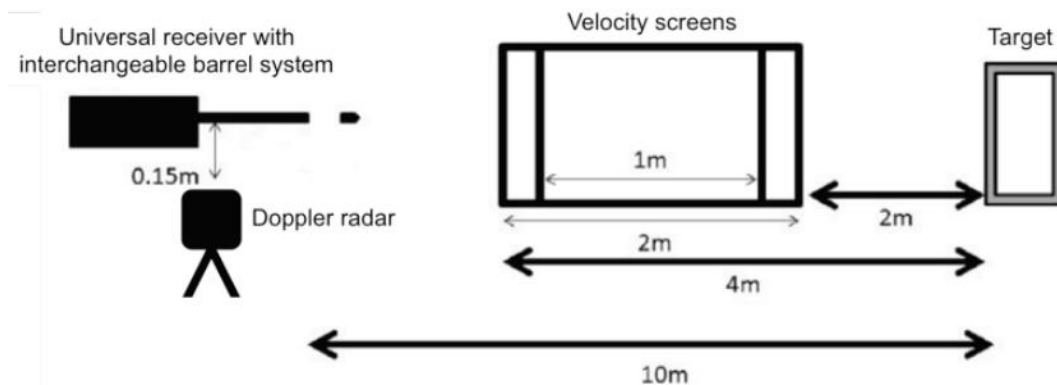


Figure I.70. Dispositif expérimental pour les essais balistiques [99]

Pour chaque projectile (standard de diamètre 9 mm et BSP), douze impacts ont été réalisés et répartis en trois groupes de quatre projectiles pour lesquels les vitesses sont similaires. Ainsi, une analyse des incertitudes de mesures peut être réalisée. La figure I.71 présente l'évolution des profondeurs d'indentation du bloc de plastiline protégé par 20 couches de Kevlar® XP™ S102 en fonction de la vitesse de projectiles de diamètre 9 mm et BSP.

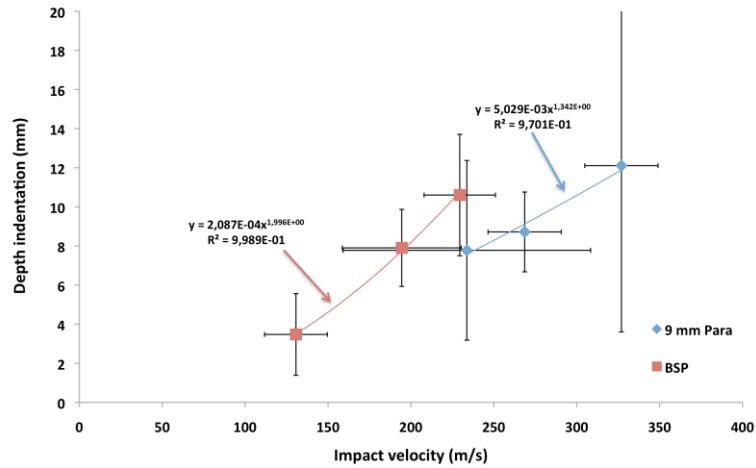


Figure I.71. Profondeur d'indentation de la plastiline en fonction de la vitesse d'impact [99]

La figure I.71 montre que la profondeur d'indentation est plus importante avec le projectile BSP, plus rigide, qu'avec le projectile de diamètre 9 mm. En outre, l'incertitude de mesure sur les profondeurs d'indentation n'est pas négligeable. Elle semble même augmenter avec la vitesse d'impact et la profondeur d'indentation.

Plus récemment, Morka et al. [100] ont modélisé l'impact d'un projectile de diamètre 7,62 mm à une vitesse de 420 m/s sur 36 couches de DYNEEMA[®] SB71 positionnées sur un bloc de plastiline Roma[®] #1 (Fig. I.72). Les dimensions de base sont les suivantes : longueur du projectile : 14 mm, épaisseur totale de la protection : 8,2 mm, profondeur et largeur du bloc de plastiline : 76,5 et 95 mm.

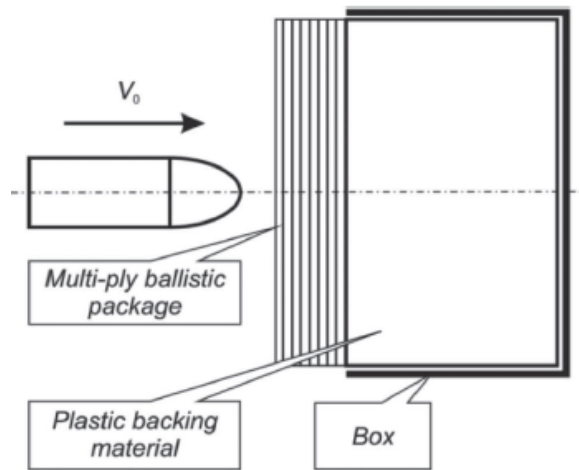


Figure I.72. Schéma du dispositif expérimental [100]

La plastiline a été modélisée sur la base d'une approximation linéaire par partie à l'aide de la courbe contrainte-déformation obtenue par Sofuoglu et al. [81] sur de la plastiline grise (Fig. I.73).

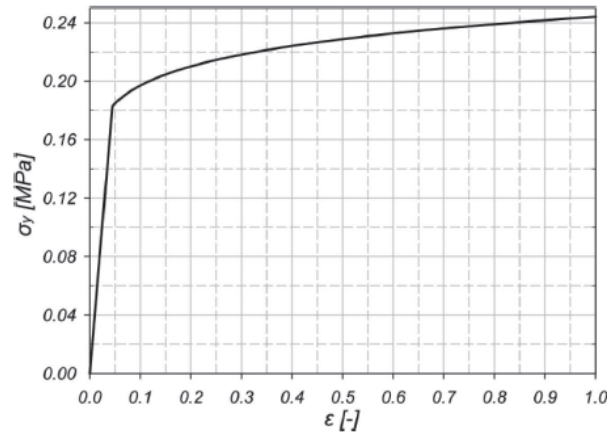


Fig. 2. Flow curve for backing material

Figure I.73. Courbe contrainte-déformation de la plastiline [100]

La figure I.74 présente l'état initial et final de cette simulation. Elle a permis à Morka et al. [100] d'estimer la profondeur d'indentation en vue d'une comparaison avec l'essai (Tab. I.16). La simulation a abouti à un plus grand nombre de couches de protection perforées que lors du test de laboratoire. A l'inverse par contre, la simulation estime une profondeur d'indentation moindre qu'observé à l'occasion de l'essai.

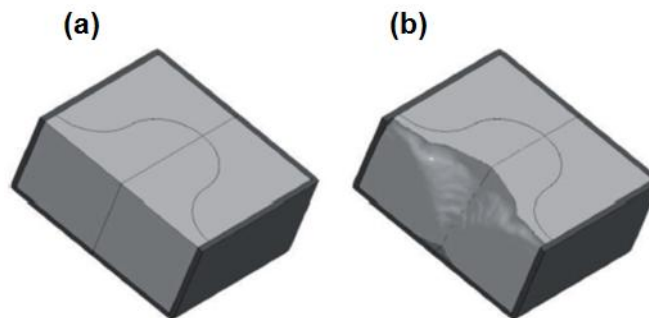


Figure I.74. Déformation simulée de la plastiline. (a) avant et (b) après impact [100]

Parameter	Simulation	Experiment
Number of perforated plies	17	11
Depression in backing	18.6 mm	23 mm

Tableau I.16. Comparaison des résultats de l'essai et de la simulation [100]

En résumé, la plastiline balistique est un matériau témoin très souvent utilisé pour les tests balistiques. Elle constitue un moyen pratique en vue de réaliser des évaluations de performances de protections balistiques (BFS) car elle présente l'avantage de conserver son état déformé après impact sans perforation. Cependant, rien n'indique à priori que l'utilisation de blocs de plastiline constitue un moyen d'évaluation de la réponse biomécanique du thorax humain sollicité par un impact balistique. C'est pourquoi, de nombreux travaux de recherche portent également sur la possibilité de développer des simulations numériques de la réponse à l'impact du thorax humain.

I.4.3. Simulation d'impact du thorax humain

I.4.3.1. Comportement mécanique du thorax

Dans les études relatives à l'évaluation des conséquences des impacts balistiques, souvent, des matériaux témoins tels la gélatine ou la plastiline sont utilisés en substitution du thorax humain.

A ce stade, la représentativité de tels matériaux reste entièrement posée. En effet, l'étude de Hanlon, Prather et al. [97,101] montre que leur réponse mécanique n'est pas nécessairement la même que celle d'un thorax (Fig. I.75). Celle-ci présente un ensemble de courbes donnant l'évolution de la profondeur d'indentation avec le temps pour différentes cibles (thorax de chèvre, gélatine balistique, deux formes de plastilines balistiques et une mousse). Ces impacts ont été réalisés sans protection balistique. L'impacteur est un projectile hémisphérique de 80 mm de diamètre et 200 g possédant une vitesse de 55 m/s. La figure I.75 montre qu'aucun des matériaux simulants envisagé dans ce travail ne répond de la même façon que le thorax de chèvre pris comme référence.

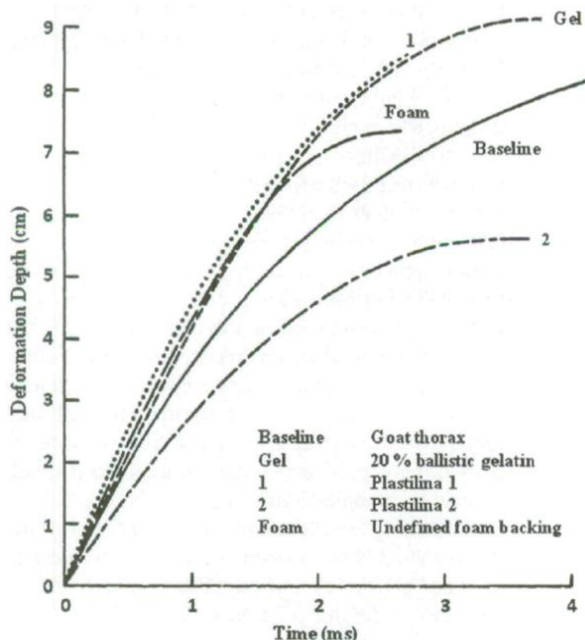


Figure I.75. Évolution de la profondeur d'indentation dans le temps de différentes cibles [97,101]

Dès 1977, les premières tentatives sont apparues afin de modéliser des effets statiques et dynamiques [102]. Un peu plus tard, l'approche par éléments finis a été envisagée pour la modélisation structurelle dynamique du thorax humain afin d'évaluer la réponse de la poitrine à l'impact et le degré lésionnel [103]. Dix ans plus tard, Stuhmiller et al. [104] a envisagé la modélisation numérique du thorax soumis à l'effet de souffle. En 1995, le modèle dit de "Wayne State" est utilisé en vue de l'étude d'impacts latéraux dans le domaine du crash automobile [105].

Ainsi, des travaux dans la littérature ont porté sur des études ayant aboutit à des modèles thorax comme illustré sur la figure I.76 [106]. Celle-ci montre une simulation d'impact latéral du modèle dit de Wayne State, qui est un des modèles les plus détaillés anatomiquement, par un pendule balistique [107].

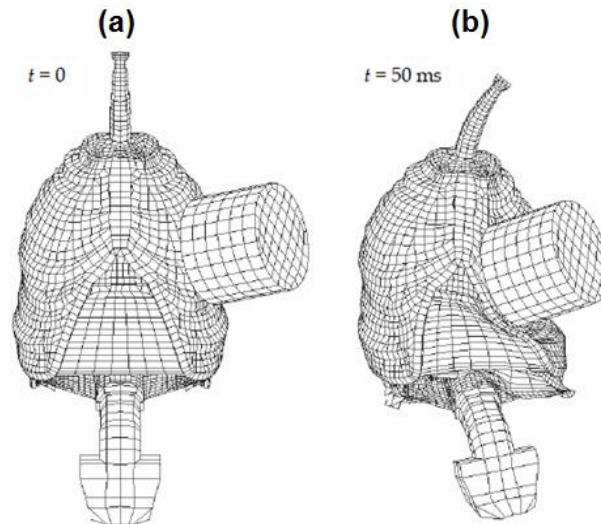


Figure I.76. Modèle de Wayne State dans le cadre d'une simulation d'un impact latéral par une pendule balistique. (a) état initial et (b) après 50 ms [106]

Aussi, la modélisation numérique des structures complexes et très hétérogènes telles que le corps humain soumis à des sollicitations dynamiques n'est pas récente. Une assez complète revue des modèles existants est présentée par Yang et al. [65] et montre que la plupart des applications concernent le domaine du crash automobile. Assez peu de modèles s'intéressent aux applications balistiques. Les conséquences sont souvent liées à la vitesse d'impact et donc au déplacement au niveau du thorax. Les mécanismes d'endommagement du thorax humain peuvent être classés en trois grandes catégories qui sont fonction de la vitesse de déformation du thorax comme illustré schématiquement par la figure I.77 [22,108].

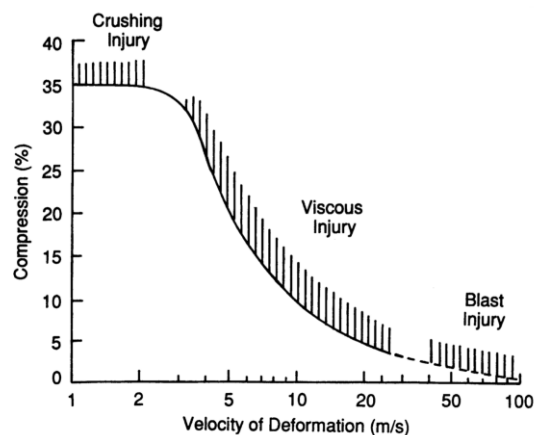


Figure I.77. Domaines de validités des mécanismes lésionnels sous la forme d'une relation entre compression et vitesse de déformation [22,108,109]

Pour des vitesses inférieures à 3 m/s, les parties du thorax et organes sont généralement sollicités en compression et cisaillement par compression direct du thorax. La réponse biomécanique des tissus et organes est dans ce cas le plus souvent élastique. Les lésions apparaissent lorsque la limite élastique est dépassée [22,108,109].

Pour des vitesses comprises entre 3 m/s et 30 m/s, la réponse biomécanique des différents constituants du thorax sont dans le domaine visqueux caractérisé par la propagation et la réflexion d'ondes dans les organes. Il peut en résulter l'apparition de lésions des organes

creux ou pleins avant même que d'autres structures n'aient subi des déplacements significatifs [22,108,109]. La figure I.78 schématise le mécanisme visqueux qui découle d'un impact balistique par un projectile non pénétrant. Celui-ci impacte le thorax qui subit un déplacement en fonction du temps à une certaine vitesse. Si ces deux fonctions (déplacement et vitesse) peuvent être mesurées, leur combinaison, tenant compte, de l'épaisseur initiale du thorax permet de déduire un critère qui permet d'estimer la probabilité de subir des lésions [22,110,111].

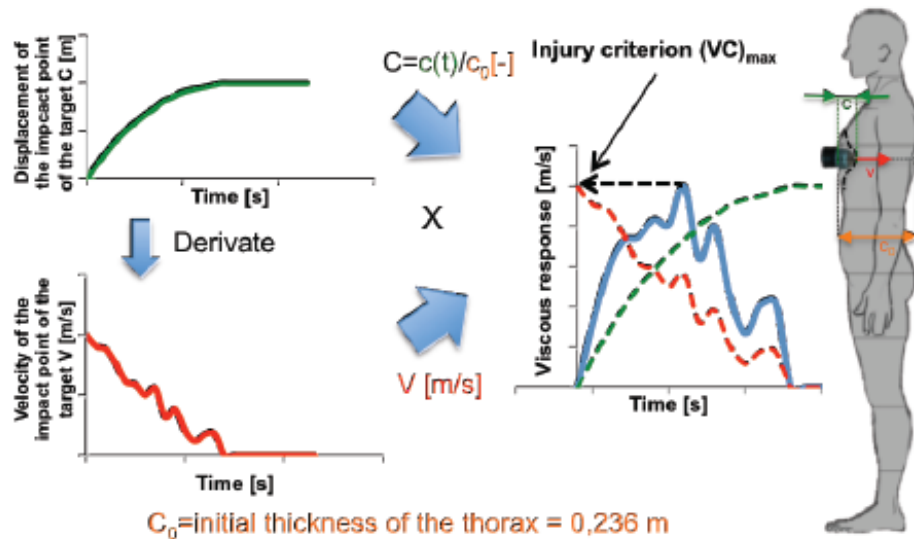


Figure I.78. Schématisation du mécanisme visqueux qui découle d'un impact balistique par un projectile non pénétrant ainsi que le principe de calcul du critère lésionnel [22,111]

Au delà de 30 m/s, nous entrons dans le domaine "blast" pour lequel l'effet des ondes de choc devient prédominant. Dans ce cas, les organes creux sont généralement les premiers à subir des lésions [22,108].

De ce point de vue, le travail réalisé par Bir [110] est intéressant et apparemment assez unique car il fournit des informations concernant la réponse biomécanique de thorax humain basée sur des essais d'impacts non pénétrants et sans protection balistique sur les thorax d'une série de cadavres. Les configurations d'essais ont consisté en la réalisation de tirs à l'aide de projectiles en plastique de 37 mm de diamètre, 100 mm de long et 140 g avec une vitesse d'impact de 20 m/s (condition A) et 40 m/s (condition B) ainsi qu'un projectile similaire de 20 mm de long et 30 g avec une vitesse d'impact de 60 m/s (condition C). Ce type de projectile est notamment présenté sur la figure I.7(a). L'analyse des dégâts représentés, entre autres, par des ruptures de côtes ont permis d'associer un certain risque lésionnel à une certaine menace.

Dans le cadre de l'étude de Bir [110], les projectiles ont été instrumentés en vue de la réalisation de mesures dynamiques de déplacement et de force exercée à la surface du sternum. Néanmoins, en raison d'un certain nombre d'inconsistances, les mesures des forces semblent manquer de fiabilité [22]. La figure I.79 présente les mesures de déplacements réalisées. L'ensemble des résultats expérimentaux a conduit l'auteur à proposer des bornes supérieures et inférieures pour chaque condition d'impact. Celles-ci constituent des données de validation pour la réalisation de simulations d'impact sur thorax.

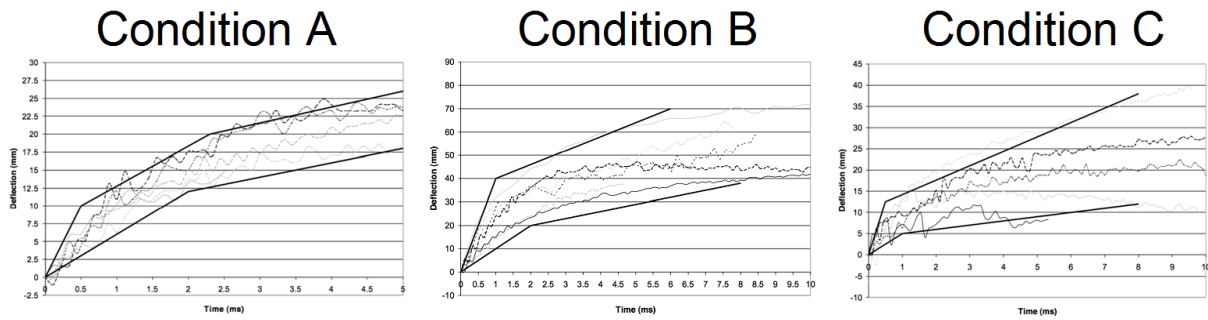


Figure I.79. Résultat d'essais sur cadavres en termes de déplacements du sternum et bornes déduites pour les trois conditions d'impact étudiées [110]

D'autre part, parmi les critères lésionnels qui peuvent être associés au thorax, le critère visqueux a été développé pour les applications liées au domaine automobile [112–114]. Ce critère a également été proposé pour l'évaluation de processus d'impact de thorax de cadavres humains par des projectiles rigides. Le type de lésion ayant permis de définir un critère lésionnel fut l'apparition de fractures des côtes [110].

Ce critère découle de la déflexion dynamique du thorax et est déterminé sur la base de la réponse visqueuse qui est le produit de la déflexion ($v(t)$) et de sa vitesse ($c(t)$), le tout normalisé par l'épaisseur initiale du thorax ($c_0 = 0,236$ m) (Schématisé sur la figure I.78) et représenté par [22] :

$$\text{Réponse visqueuse} = \frac{v(t)c(t)}{c_0} \quad (\text{I.22})$$

Le critère visqueux $(VC)_{\max}$ se définit comme étant le maximum de la réponse visqueuse du thorax et vaut [22] :

$$(VC)_{\max} = \left(\frac{v(t)c(t)}{c_0} \right)_{\max} \quad (\text{I.23})$$

Il a été estimé qu'une probabilité de 50% de chance d'apparition de fracture au niveau des côtes était associée à un $(VC)_{\max} = 0,8$ m/s [110].

I.4.3.2. Modélisation numérique du thorax

A partir de l'an 2000, des études concernant la réponse à l'impact balistique avec protection sur modèle thoracique apparaissent [106,115].

En 2004, le modèle de Wayne State (Fig. I.80) est utilisé pour la réalisation de mesure de contraintes et déplacements sous l'effet d'impact sur protections balistiques et blast [107].

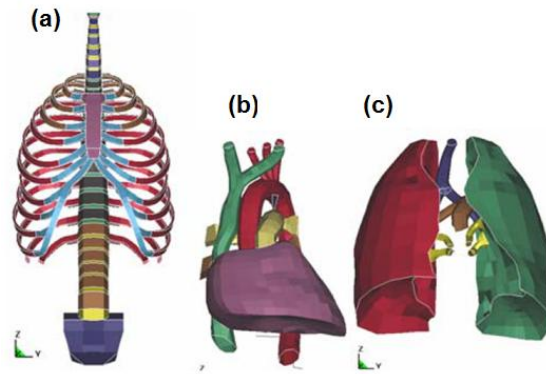


Figure I.80. Modèle de Wayne State. (a) squelette, systèmes (b) cardiovasculaire et (c) respiratoire [107]

Dans son étude, Raftenberg [107] se base sur des essais sur cadavres pour modéliser l'impact d'un projectile de diamètre 9 mm en plomb chemisé cuivre de 8 g à une vitesse de 445 m/s. Sur la base des résultats des essais, le modèle de Wayne State a été adapté en vue de placer des accéléromètres sur le bas du sternum (Fig. I.81(a)) et sur le côté au niveau de la côte fixée à la vertèbre T7 (Fig. I.81(b)). Une protection balistique en Kevlar[®] a été modélisée par une couche d'éléments solides à 8 nœuds de 3,63 mm d'épaisseur couvrant le modèle (Fig. I.81(c)).

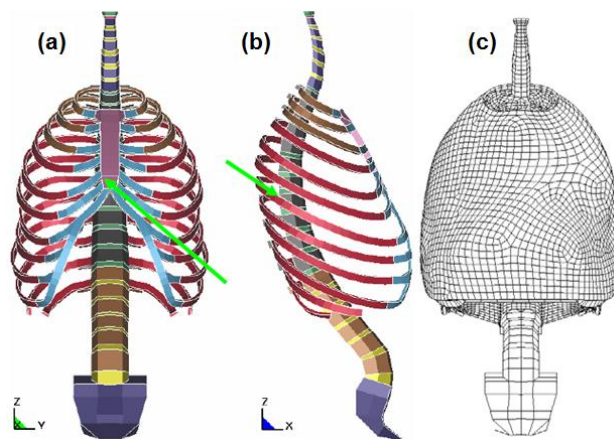


Figure I.81. (a) et (b) positionnement des accéléromètres (flèches vertes) et (c) modélisation de la protection balistique [107]

Le Kevlar[®] a été modélisé comme un corps élastique linéaire de densité 1440 kg/m³, module de Young de 74 GPa et coefficient de Poisson 0,2. Le projectile a été modélisé par un seul élément cubique en plomb parfaitement plastique. Le résultat de cette simulation est comparé aux essais (Fig. I.82) en ce qui concerne l'accélération du sternum.

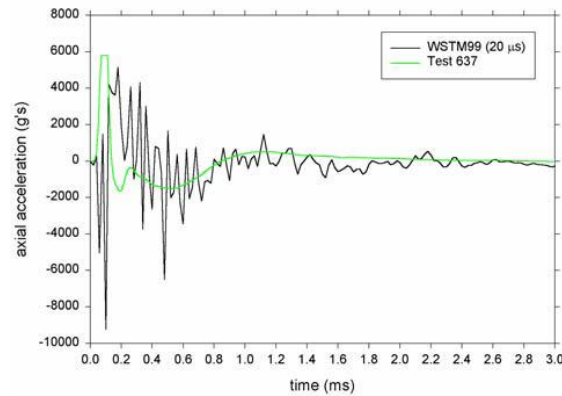


Figure I.82. Comparaison de l'accélération dans le temps mesurée et simulée au niveau du sternum [107]

La figure I.82 présente un accord correct entre les résultats expérimentaux et numériques même si les oscillations obtenues numériquement n'apparaissent pas sur les résultats d'essais [107].

Entre 2005 et 2008, Roberts, Merkle et al. [59,98,116,117] ont proposé un dispositif expérimental et numérique afin de réaliser des mesures de pression et accélération sur thorax soumis à impact balistique avec protection. Leur modèle numérique simulant le corps d'un humain mâle est composé d'une structure osseuse, d'organes internes et d'une couche épaisse simulant la musculature et la peau. Sa géométrie sert également de référence pour le développement du dispositif expérimental correspondant. La figure I.83 présente les différentes parties de ce modèle ainsi que sa totalité. L'ensemble de ce modèle est composé d'éléments tétraédraux (Fig. I.83(a)). Il comporte trois grandes parties : une structure osseuse/cartilagineuse (Fig. I.83(b)), des organes internes comprenant coeur, poumons, foie, estomac, aorte (Fig. I.83(c)) et d'un enrobage constituant la peau, la graisse et les muscles (Fig. I.83(d)).

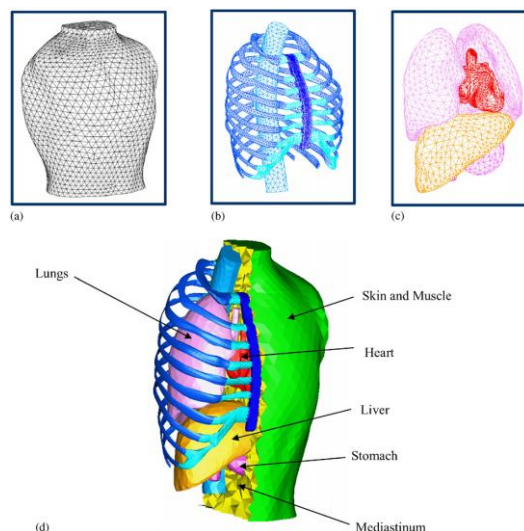


Figure I.83. Modèle numérique du corps humain et ses composants : (a) maillage de la peau et des muscles, (b) squelette, (c) organes internes et (d) modèle complet [59]

Les différents organes ont été modélisés sur la base d'essais dynamiques sur des gels silicones simulant les organes et de la littérature, afin d'alimenter des modèles élastiques et viscoélastiques (Tab. I.17).

	Solid elements in HTFEM	Shell membrane elements in HTFEM	Materials in HSTM	$E^{a,b,c}$ (GPa)	$\nu^{a,b}$	G_0^d (kPa)	G_∞ (kPa)	K^d (Gpa)	β	$\rho^{a,b}$ (kg/mm ³) $\times 10^{-6}$
Skin/muscles	–	3948	Silicone XP429 (Silicone, Inc, High Point, NC) with fillers added	–	–	200	195	2.9	0.1	1.20
Ribs	15,048	–	Shell Epon 862+, Epi-cure 3274+, TiO ₂ , calcinated alumina and milled fiberglass, RP-806+ +	9.5	0.20	–	–	–	–	1.08
Sternum	4919	–	Shell Epon 862+, Epi-cure 3274+, TiO ₂ , calcinated alumina and milled fiberglass, RP-806+ +	9.5	0.25	–	–	–	–	1.25
Vertebral column	8651	–	Shell Epon 862+, Epi-cure 3274+, TiO ₂ , calcinated alumina and milled fiberglass, RP-806+ +	0.355	0.26	–	–	–	–	1.33
Cartilage	6238	–	Smooth-on Evergreen 40 (Smooth On, Easton, PA)	0.0025	0.40	–	–	–	–	1.07
Heart	6841	–	Silicone XP429 (Silicone, Inc, High Point, NC) with added filler	–	–	67	65	0.744	0.1	1.00
Lungs	11,262	–	Silicone foam R2370 (Nusil, Carpinteria, CA)	–	–	67	65	0.744	0.1	0.60
Mediastinum and viscera	182,781	–	Silicone XP429 (Silicone, Inc, High Point, NC) with added filler	–	–	200	195	1.03	0.1	2.07
Liver	3377	–	Silicone XP429 (Silicone, Inc, High Point, NC) with added filler	–	–	67	65	0.744	0.1	1.06
Stomach	2314	–	Silicone XP429 (Silicone, Inc, High Point, NC) with added filler	–	–	67	65	0.744	0.1	1.05
Total	241,917	3948								

Tableau I.17. Composition des différents organes, information sur les éléments numériques les constituants et paramètres matériaux [59]

Le modèle physique correspondant à cette simulation numérique est développé sur la base de la géométrie attribuée aux différents objets constituant la simulation numérique. Comme décrit par le tableau I.17, ces différents organes sont fabriqués à partir de matières synthétiques [59]. La figure I.84 présente la simulation physique développée à partir du modèle numérique. Elle montre les constituants internes de ce modèle expérimental avec cage thoracique, foie, poumons, ainsi qu'une masse constituant la chair entre tous ces organes. Des cables sont également visibles et relient des capteurs de pression au monde extérieur (Fig. I.84(a)). Cet ensemble est complètement fermé par une coque qui simule la peau de ce système (Fig. I.84(b)).

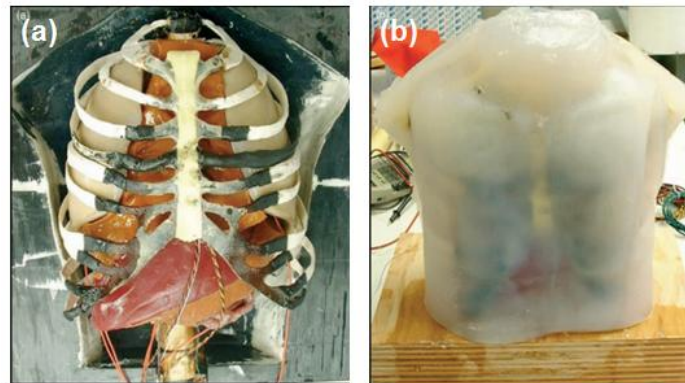


Figure I.84. (a) Structure osseuse avec organes internes, chair et cables pour les capteurs et (b) assemblage final du modèle physique [116]

Des capteurs de pression ont été introduits dans les organes au moment de leur moulage (Fig. I.85). Sur le plan numérique, les capteurs sont constitués de nœuds du modèle dont la position correspond à celle des capteurs physiques [59].

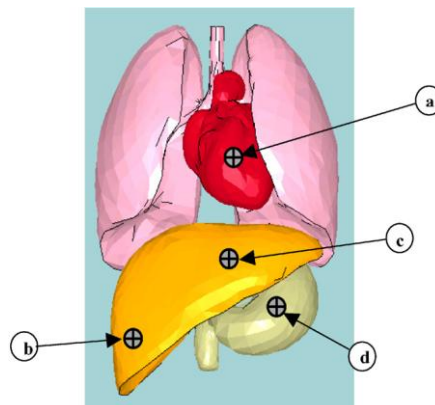


Figure I.85. Position des capteurs de pression. (a) au milieu du cœur, (b) lobe droit du foie, (c) dans le foie juste sous le sternum, (d) approximativement au milieu de l'estomac [59]

Des essais et des simulations ont, entre autres, été effectués avec projectiles de diamètre 9 mm de 8 g possédant une vitesse d'impact de 430 m/s sur protection à base de Kevlar[®]. La figure I.86 présente le modèle numérique couvert par une protection balistique (Fig. I.86(a)) juste avant impact ainsi que les pressions appliquées suite à l'impact à la protection (Fig. I.86(b)) et aux organes (Fig. I.86(c)) [59].

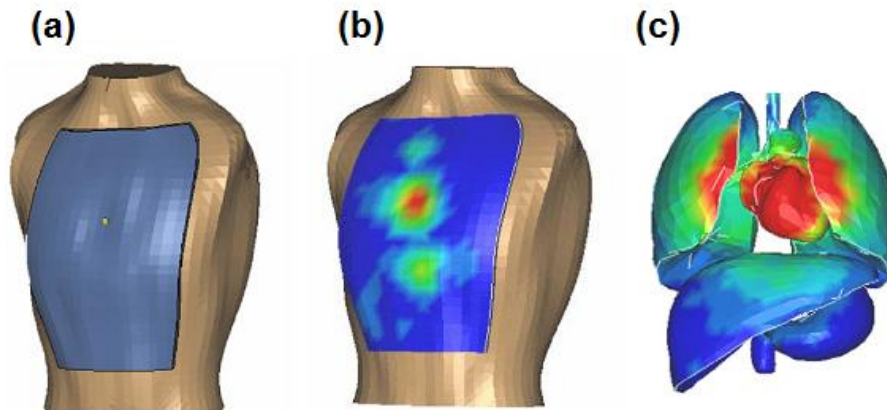


Figure I.86. Exploitation du modèle numérique de Roberts et al. [59]. Avec protection balistique et projectile (a), onde de pression se propageant à la protection simulée (b) et aux organes (c)

Sur la figure I.87, une comparaison des pressions mesurées et simulées est faite au niveau de différents organes (cœur, estomac, parties gauche et droite du foie) suite à l'impact par un projectile de diamètre 9 mm à une vitesse d'impact de 430 m/s sur une protection à base de Kevlar®. Ceci montre que le cœur subit des pics de pression bien plus importants que les autres organes, probablement en raison d'une plus grande proximité à l'impact. Dans l'ensemble, les réponses en pression mesurées et simulées présentent des aspects similaires, les organes les plus proches de l'impact étant les plus rapidement touchés [59].

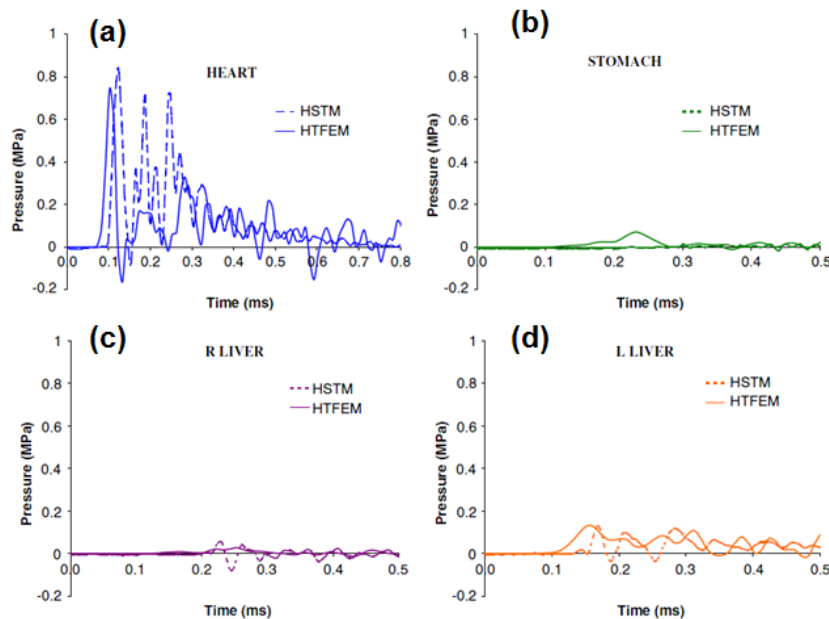


Figure I.87. Comparaison des pressions mesurées et simulées au niveau de différents organes. (a) cœur, (b) estomac, (c) partie droite et (d) gauche du foie [59]

En 2010, Sarron et al. [118] a de nouveau exploité un modèle basé sur les développements de Wayne State afin de quantifier des lésions pulmonaires (Fig. I.88(a)) suite à des impacts latéraux. Ils ont collecté des données d'essais réalisés sur des thorax d'animaux protégés par des plaques d'UHMWPE et des plaques céramiques impactées par des projectiles de diamètre 7,62 mm possédant des vitesses d'impact de 705 et 820 m/s. Ils ont alors utilisé un modèle numérique pour des simulations d'impact avec sphères rigides de 10 mm de diamètre dont la

masse est adaptée pour avoir une énergie cinétique de 3200 J correspondant à une vitesse d'impact de 820 m/s. La protection balistique simulée est une plaque d'aluminium de 150 mm X 150 mm X 15 mm, de densité 2800 kg/m³, de module de Young 72 GPa et de coefficient de Poisson 0,4. La plaque est directement positionnée contre le modèle pour une simulation d'impact latéral (Fig. I.88(b)).

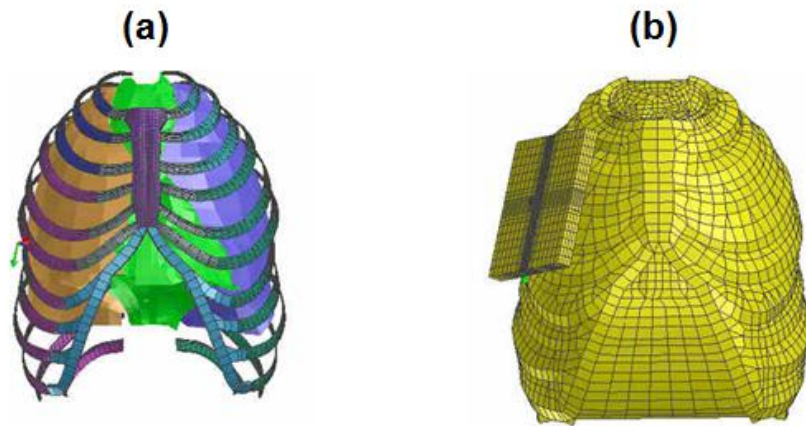


Figure I.88. Modèle numérique de Wayne State adapté par Sarron et al. [118]. (a) structure osseuse et organes internes et (b) plaque de protection balistique positionnée sur le côté

Les propriétés mécaniques de base des constituants de ce modèle de thorax sont résumées dans le tableau I.18.

Tissue	Density (kg/m ³)	E ₀ (GPa)	Poisson ratio
<i>Skin</i>	1000	18.52e-3	0.499
<i>Rib</i>			
cortical bone	3000	13.12	0.3
spongiuous b.	1100	0.15	0.001
<i>Lungs</i>	1000	-	0
<i>Mediastinum</i>	1000	9.054e-3	0.499

Tableau I.18. Propriétés mécaniques de base des constituants du modèle de thorax [118]

Le modèle de Sarron et al. [118] a notamment été validé par comparaison des déplacements simulés avec les données expérimentales. Les bornes supérieure et inférieure obtenues par Bir [110] pour le projectile de 140 g impactant avec une vitesse de 40 m/s (Condition B (Fig. I.79)) ont également été placées afin de montrer que les conditions d'impact envisagées avec protections balistiques interposées se situent dans ce domaine (Fig. I.89).

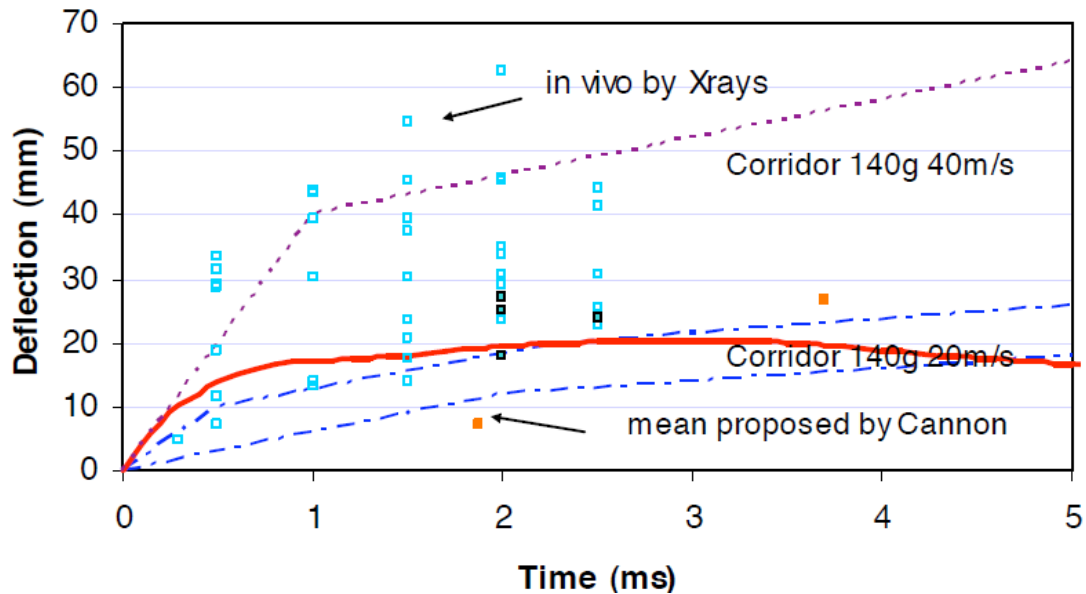


Figure I.89. Déplacement de la poitrine en fonction du temps. La courbe rouge correspond au résultat de la simulation tandis que les différents carrés bleus, noirs et oranges sont les résultats d'essais [118]

En 2014, le modèle nommé “HUBYX” développé par Awoukeng-Goumtcha et al. [119] a permis d'évaluer des effets de blast et d'impacts pénétrants avec corps rigides (Fig. I.90).

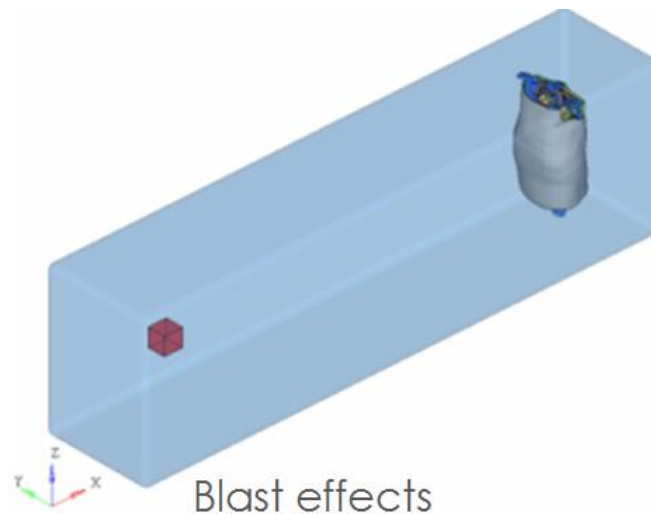


Figure I.90. Modèle “HUBYX” dans un volume d'air face à une charge explosive pour l'évaluation des effets de blast [119]

En effet, Awoukeng-Goumtcha et al. [119] ont développé le modèle “HUBYX” de telle sorte que ses constituants simulants les parties molles du corps ont été modélisés comme de la gélatine balistique au comportement viscoélastique [119]. Ce modèle a notamment été validé sur base des travaux de Bir [110] comme illustré par la figure I.91 qui présente la réponse du modèle par rapport aux conditions d'impact avec le projectile de 140 g ayant une vitesse d'impact de 20 m/s (Condition A de la figure I.79).

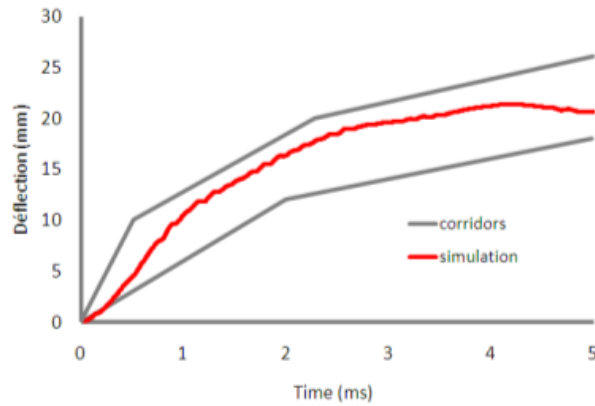


Figure I.91. Réponse numérique du modèle “HUBYX” par rapport aux conditions d’impacts avec projectile de 140 g impactant à 20 m/s [119]

Le modèle “HUBYX” [119] a alors notamment été utilisé pour simuler des impacts pénétrants par des projectiles sphériques possédant les masses suivantes : 0,055 g, 0,439 g et 1,03 g. Les vitesses d’impact considérées dans cette étude varient entre 247 et 2229 m/s. Les résultats de ces simulations ont été comparés à un modèle analytique et des données expérimentales d’impact sur gélatine balistique. Il s’agit d’un ensemble de courbes d’évolution de la vitesse du projectile avec la profondeur de pénétration ou de profondeur de pénétration en fonction du temps. La figure I.92 présente une synthèse des résultats pour chaque configuration d’impact. Chaque graphique présente les données expérimentales ainsi que les données analytiques et numériques. L’ensemble de ces courbes mettent en évidence un bon accord entre les résultats des simulations et les données analytiques et expérimentales.

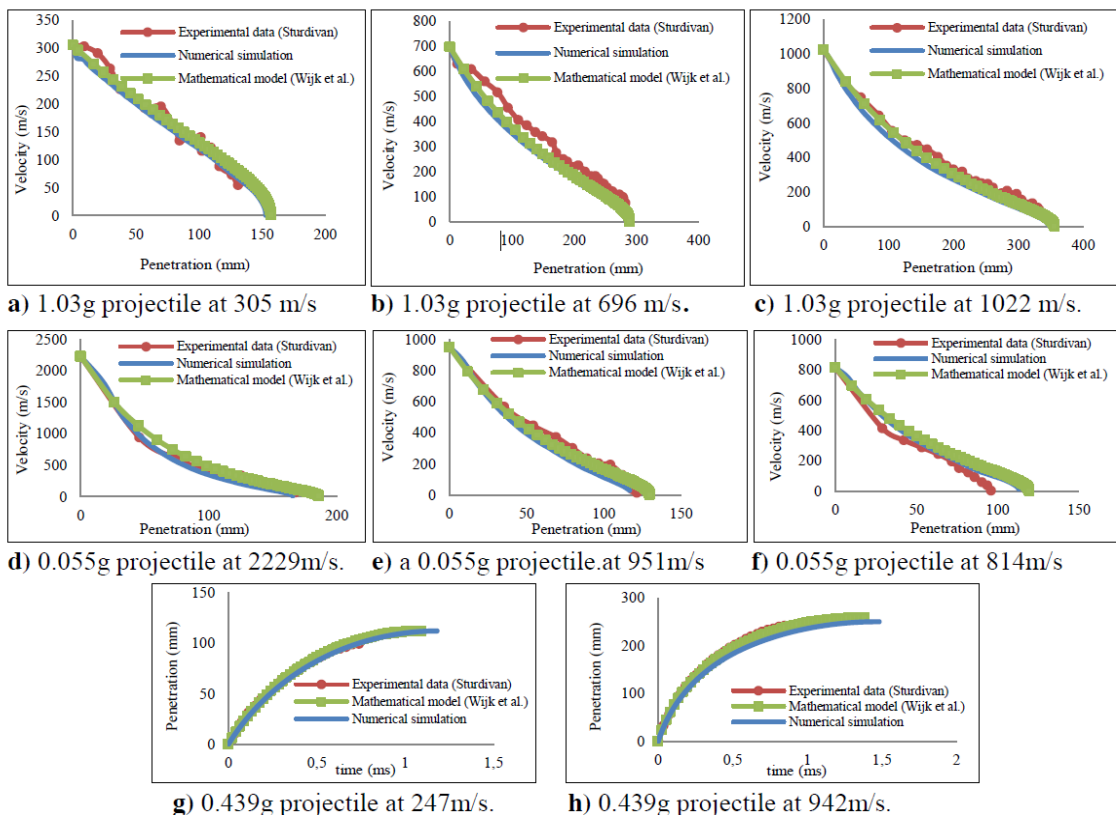
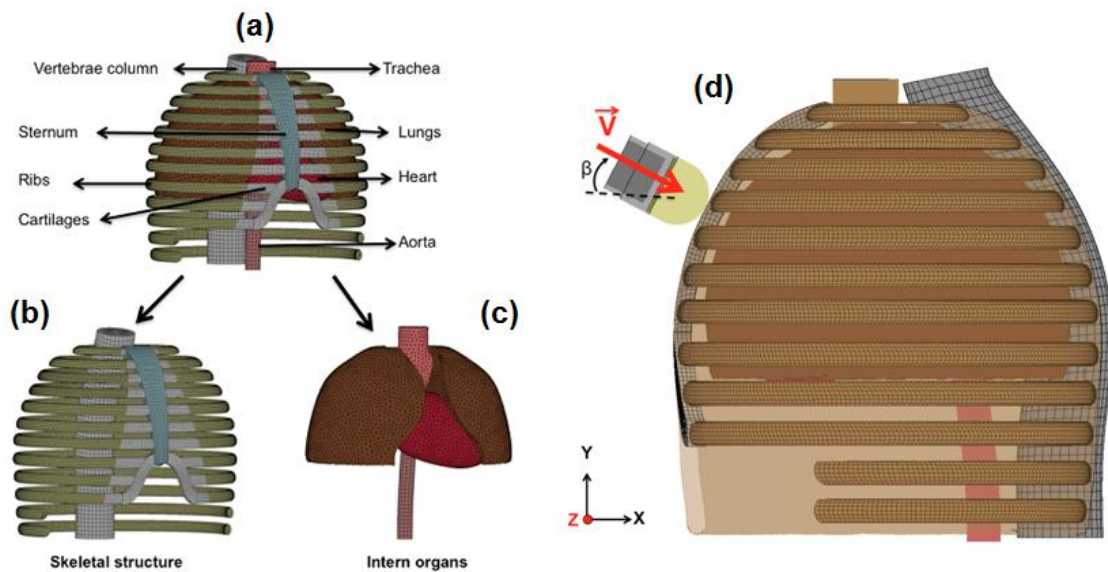


Figure I.92. Réponse du modèle numérique comparée à des modèles analytiques et des résultats d’essais d’impacts pénétrants par des projectiles sphériques de différentes masses et vitesses [119]

Dans le but de réaliser des simulations d'effet d'impact de projectiles non pénétrants sur la cage thoracique, un modèle numérique de thorax (nommé SHTIM pour "Surrogate Human Thorax for Impact Model") a été développé par Nsiampa [22]. Il s'agit de travaux antérieurs réalisés au Département de Systèmes d'Armes et balistique de l'Ecole Royale Militaire en Belgique [22,56,120].

Ce modèle est constitué d'éléments hexa et tétra. La validation a été faite sur la base des travaux de Bir [110]. La figure I.93 fournit un descriptif de ce modèle et ses constituants. Elle présente également la configuration générale en vue de simuler des impacts perpendiculaires à la surface du modèle SHTIM, sur le sternum à hauteur de la quatrième côte en partant du haut, avec orientation et direction d'impact du projectile.



Nsiampa [22] a réalisé une étude bibliographique afin de sélectionner des lois de comportement convenables en vue de compléter le modèle SHTIM. Par conséquent, il a dû faire un certain nombre d'hypothèses afin de modéliser les constituants. La première de ces hypothèses consiste à admettre l'homogénéité des matériaux. Toutes les parties osseuses et cartilagineuses ont été modélisées comme des matériaux linéaires élastiques. A l'inverse, la chair et les différents organes ont été modélisés comme des matériaux caoutchouteux voire hyper-élastiques. Aucun modèle de rupture n'a été introduit vu que le critère lié à l'apparition de fracture est déterminé par les déplacements subis par le thorax (critère visqueux) [22]. Le tableau I.19 synthétise les paramètres matériaux exploités pour les différentes parties du modèle.

Parts	Material parameters			Element type/ Number of elements	
	Density [kg/mm ³]	Young modulus [Pa]	Poisson's ratio	Hexa	
Ribs	1581	7.9 10 ⁹	0.379	Hexa/ 56320	
Sternum	1354	3.5 10 ⁹	0.387	Hexa/ 2750	
Vertebrae column	1644	9.6 10 ⁹	0.376	Hexa/ 6696	
Costal cartilage	1281	4.9 10 ⁶	0.400	Hexa/ 5513	
Heart			0.495	Tetra/ 31071	
			Loading curve	Tetra/ 31071	
"Flesh"	1050	2.2 10 ⁹	LC	Tetra/ 100894	
Aorta			Hexa/ 968		
Trachea			Tetra/ 3122		
Lungs			118	1.18 10 ⁵	C
			Δ [m]		
			α		
			β		
			C1	C2	
			-2.46000	0.00654	2.87600

Tableau I.19. Paramètres matériaux associés aux différents organes du modèle SHTIM [22]

La figure I.94 présente la réponse biomécanique du modèle SHTIM par rapport aux différentes conditions d'impacts étudiées par Bir [110] (Cas A, B et C (Fig. I.79)).

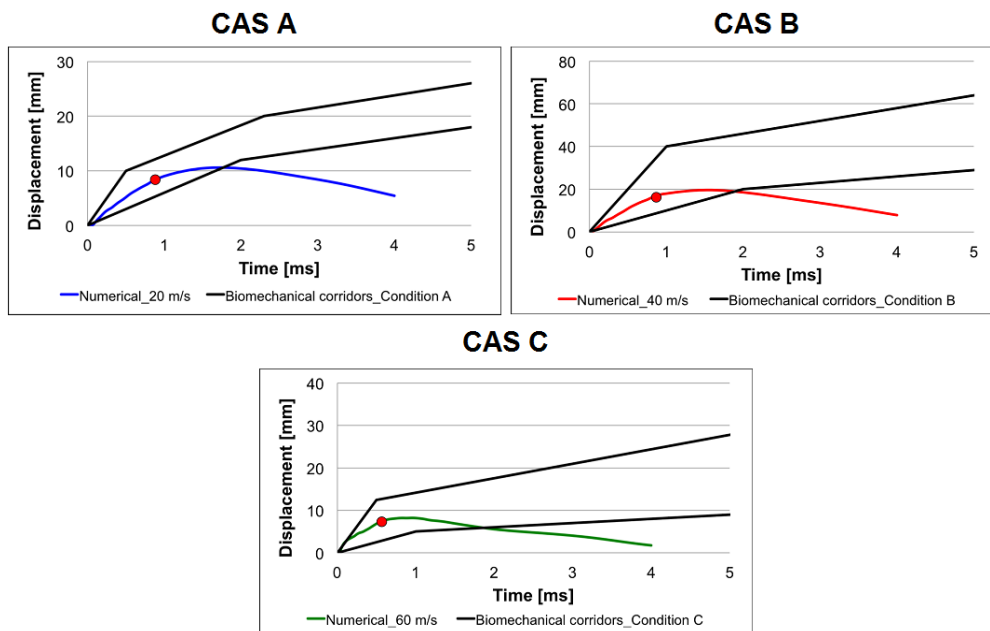


Figure I.94. Situation de la réponse biomécanique du modèle SHTIM par rapport aux bornes inférieures et supérieures obtenues par Bir [22]

Nsiampa [22] a également réalisé des travaux complémentaires à l'aide d'une simulation du projectile SIR-X (Fig. I.7(b)) et sur base d'essais de laboratoire sur une cage mécanique simulant le thorax et dont les résultats sont synthétisés par la norme AEP 99 [121]. Ceux-ci visaient à augmenter le nombre de données de validation de simulations d'impact sur un

thorax afin d'affiner ce type de modèle. La figure I.95 situe la réponse du modèle SHTIM par rapport aux données expérimentales et à ces nouvelles bornes correspondant aux deux conditions d'impact avec projectile SIR-X (vitesses d'impact de respectivement 56 et 86,5 m/s).

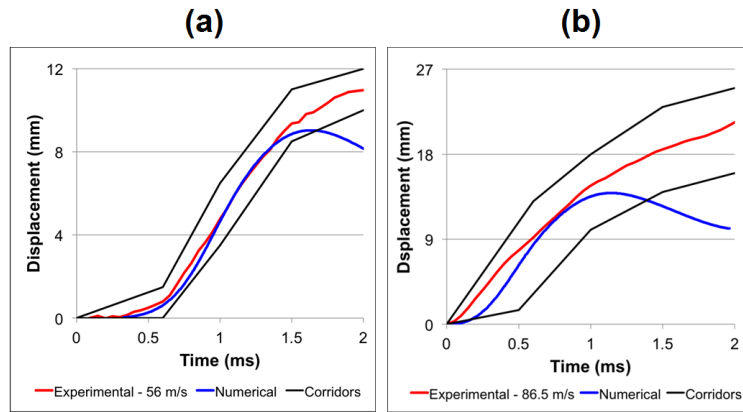


Figure I.95. Comparaison de la réponse du modèle SHTIM avec les données d'essais et les bornes inférieures et supérieures déduites dans le cas du projectile SIR-X. Vitesse d'impact de (a) 56 et (b) 86,5 m/s [22]

Toutefois, à ce stade de son développement, le modèle SHTIM a principalement servi à modéliser des impacts à l'aide de projectiles non létaux. Il n'a pas servi à modéliser des impacts balistiques avec protection interposée. Les données de validation ne se basent que sur des déplacements et vitesses de déplacement au niveau de points de références à la surface du sternum.

Par conséquent, les espaces et interstices existants entre les différentes structures de ce modèle n'ont pas été modélisés. Ces régions non modélisées sont donc composées de vides numériques. Nsiampa [22] conclut dès lors que l'extension de l'exploitation de ce modèle aux applications de type "blast" ou BAPT nécessiterait l'introduction de matière pour combler les vides. Ainsi, le modèle SHTIM deviendrait plus continu. Le principal intérêt deviendrait alors la capacité du modèle à mettre en évidence la propagation d'onde de choc aux différents organes du modèle. Le travail de notre thèse s'inscrit dans la suite du développement de ce modèle.

I.5. Synthèse

L'étude et la modélisation de l'interaction entre un projectile déformable, une protection balistique et une cible est un champs de recherche complexe lié à la problématique des multi-matériaux.

En effet, il s'agit d'un processus se déroulant à grandes vitesses et le plus souvent difficile à visualiser de manière directe. En outre, les configurations étudiées sont le plus souvent constituées de nombreux objets et matériaux différents aux géométries parfois complexes et aux interactions initiales pas toujours bien définies.

Chaque matériau doit donc être modélisé de la manière la plus adaptée possible en vue d'en connaître la réponse mécanique dans le cadre d'applications liées à de la dynamique rapide. Un assez grand nombre de modèles matériaux existent en vue d'atteindre cet objectif. Cependant, aucun modèle matériau n'est adaptable à tout type de matériau. Les matériaux peuvent tout au plus être classés par gamme et associés à un modèle générique dont les paramètres doivent être déterminés.

Ainsi, les métaux peuvent très souvent être associés à l'équation de Johnson-Cook. Les céramiques peuvent être associées à l'équation de Johnson-Holmquist. Les tissus et composites sont souvent modélisés à l'aide de modèles orthotropes. La gélatine balistique et les parties molles du corps humain sont souvent considérées comme caoutchouteuses voire élasto-plastiques.

Cependant, certains matériaux semblent ne pas avoir été modélisés de manière adaptée ou tout simplement pas modélisés du tout. Ainsi, la plastiline balistique a été associée à des modèles matériaux parfois fort inhabituels quand on sait qu'il s'agit en réalité plutôt d'un fluide non linéaire et non Newtonien.

Dans la suite de ce travail de thèse, nous allons évaluer expérimentalement et numériquement la réponse de quelques associations de multi-matériaux. Des configurations utilisant la gélatine balistique, la plastiline ainsi que le modèle de thorax SHTIM seront envisagées. Des modèles numériques sont validés lorsque c'est possible sur la base d'essais et à l'aide de modèles matériaux issus de la littérature. Lorsque la littérature ne semble pas fournir de connaissances sur la réponse d'un matériau, nous le caractérisons à l'aide d'une méthode appropriée.

Chapitre II

Etude de l'interaction protection/gélatine sous impact balistique

Résumé

La gélatine balistique est le matériau témoin par excellence en balistique. Non seulement sa consistance ressemble quelque peu à celle des parties molles du corps humain mais en plus elle est transparente. Ceci permet donc des observations de processus dynamiques à l'aide de caméra à haute vitesse ou de capteurs de pression. Pour toutes ces raisons, elle peut être utilisée afin d'observer et d'étudier les processus se produisant dans des cas de balistique lésionnelle. De même, elle permet d'observer et d'interpréter ce qui se produit derrière une protection balistique capable d'arrêter un projectile tout en laissant passer une partie de l'énergie cinétique de ce dernier. Ce chapitre décrit un ensemble d'essais et de modèles visant à décrire les processus dynamiques se produisant dans ce matériau très particulier. Un choix de modèle matériau avec une équation d'état nous a permis de modéliser des impacts perforants et non perforants impliquant de la gélatine. Les modèles ont été validés par une confrontation avec des résultats obtenus à partir d'essais réalisés en laboratoire.

Sommaire

II.1.	MATERIAUX ET PROCEDURES EXPERIMENTALES	80
II.2.	SIMULATION NUMERIQUE	82
II.2.1.	<i>Impacts sans protection</i>	82
II.2.1.1.	Projectiles	82
II.2.1.2.	Gélatine balistique.....	83
II.2.2.	<i>Impacts avec protection</i>	84
II.2.2.1.	Projectiles	84
II.2.2.2.	Protection	86
II.2.2.3.	Gélatine balistique.....	87
II.3.	SÉLECTION D'UN MODÈLE MATÉRIAU ADAPTÉ À LA GÉLATINE.....	88
II.3.1.	<i>Etude de sensibilité au maillage proposé pour la gélatine</i>	90
II.4.	CONFRONTATION ENTRE LES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET NUMÉRIQUES	91
II.4.1.	<i>Impacts sans protection</i>	91
II.4.2.	<i>Impacts sur protection balistique</i>	94
II.5.	SYNTHESE	101

Dans cette partie de notre travail, nous présentons une étude globale portant sur les effets des impacts balistiques dans le cas d'une interaction projectile/cible en gélatine avec ou sans la présence d'une protection. La gélatine est souvent utilisée comme un matériau témoin pour simuler, en première approximation, le comportement du corps humain en balistique. L'étude est basée sur deux approches : approche expérimentale et modélisation numérique. Elle porte sur l'analyse de différentes configurations d'impacts balistiques, utilisant deux types de projectiles, sur deux systèmes :

- Projectile/gélatine
- Projectile/protection/gélatine

La modélisation numérique est validée sur la base d'une confrontation avec les résultats expérimentaux.

II.1. Matériaux et procédures expérimentales

Dans cette investigation, des essais d'impacts balistiques sont effectués sur des blocs en gélatine avec ou sans protection. Les blocs de gélatine sont préparés au laboratoire en utilisant un mélange de gélatine sèche avec un certain volume d'eau : chaque bloc contient 695,25 grammes de gélatine et 6,26 litres d'eau. Cette solution est agitée pour assurer une solubilisation complète, suivie d'un repos pendant 6 heures à 40°C. Le produit est ensuite versé dans un moule parallélépipédique de dimension 15 cm X 15 cm X 30 cm. Le moule est placé dans une chambre climatisée à 4°C pendant 72 heures. La figure II.1 présente les blocs ainsi obtenus.



Figure II.1. Blocs de gélatine utilisés dans le cadre de cette étude

Le dispositif d'essai balistique proposé dans le cadre de nos essais est décrit par la figure II.2. Celui-ci est composé de :

- un lanceur positionné à une distance de 5 m du bloc de gélatine
- un radar Doppler Weible[®], placé juste à l'avant du lanceur, mesure en continu la vitesse du projectile avant l'impact avec une précision de 0,2%
- une caméra haute vitesse Photron[®], placée sur le côté du bloc de gélatine, permet de visualiser les phénomènes s'y déroulant à une cadence de 100000 images par seconde
- une base optique placée entre le lanceur et la cible permet de déclencher la chaîne de mesure

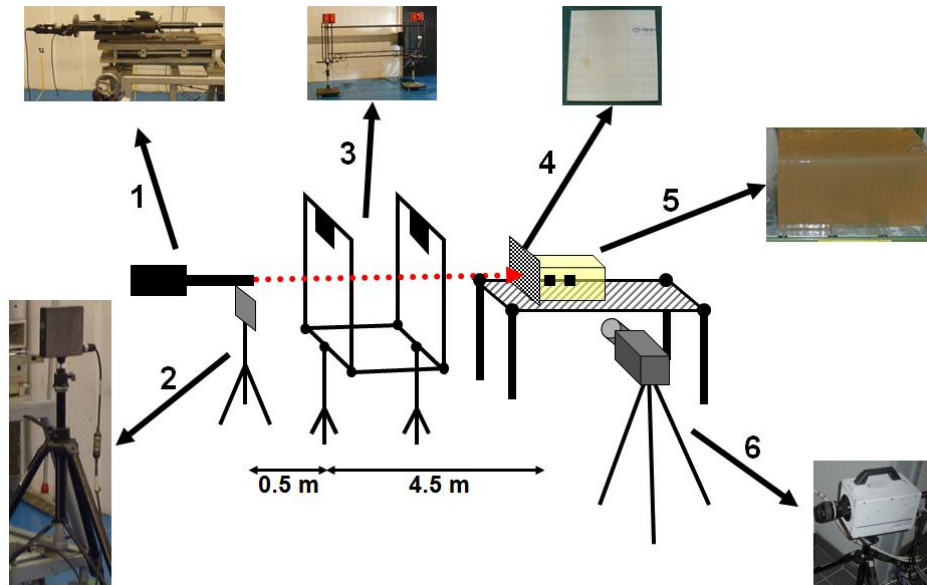


Figure II.2. Dispositif expérimental : (1) lanceur, (2) radar Doppler Weible®, (3) base optique, (4) protection, (5) bloc de gélatine, (6) caméra haute vitesse Photron®

Le bloc de gélatine est instrumenté en introduisant des capteurs de pression de type Tourmaline (PCB Kistler model 138A05). Ceux-ci permettent de mesurer, en temps réel, l'évolution de la pression dans le bloc pendant le processus d'impact à une cadence de 10 MHz. Ces capteurs sont positionnés selon le type d'essai à réaliser (Fig. II.3) :

- Lorsque l'impact est réalisé sans protection balistique, un capteur de pression est positionné à 4 cm derrière le point d'impact et à 4 cm de profondeur en partant de la surface supérieure du bloc, juste au dessus du trajet prévu pour le projectile (Fig. II.3(a)).
- Lorsque l'impact se produit sur une protection balistique interposée entre le projectile et le bloc de gélatine, deux capteurs de pression sont positionnés à 10 et à 15 cm derrière le point d'impact (Fig. II.3(b)).

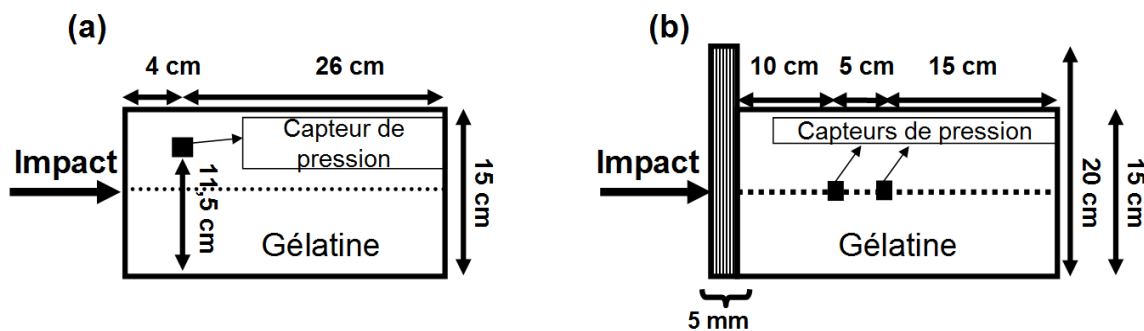


Figure II.3. Positions des capteurs de pression dans les blocs de gélatine en fonction du type d'essai. (a) En l'absence de protection balistique et (b) avec protection balistique

Deux types de projectiles sont utilisés au cours de ces essais (Figure II.4) :

- Le premier type de projectile (projectile 1) correspond à une munition commerciale standard de diamètre 9 mm, longueur 15,7 mm et possède une masse de 7,96 g. Il est composé d'un noyau de plomb recouvert d'une chemise en laiton 70/30 de 0,43 mm d'épaisseur sauf au niveau du culot (Fig. II.4(a))

- Le deuxième type de projectile (projectile 2) correspond à une munition commerciale standard de diamètre 10,92 mm, longueur 18,3 mm et possède une masse de 15,56 g. Il est composé d'un noyau de plomb totalement recouvert d'une chemise en cuivre de 0,6 mm d'épaisseur (Fig. II.4(b)). Le bout de sa tête est plat.

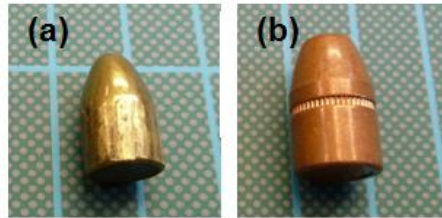


Figure II.4. Projectile 1 (a) et 2 (b) utilisés lors de ces essais

Lors des essais avec protection interposée, la protection balistique considérée est une plaque d'UHMWPE (DYNEMA[®] HB80) de 20 cm de côté et 5 mm d'épaisseur. Il s'agit d'un composite laminé constitué de 34 sous-couches d'UHMWPE disposé en UD dont les propriétés orthotropes sont décrites par Azevedo et al. [46] (Fig. II.5).

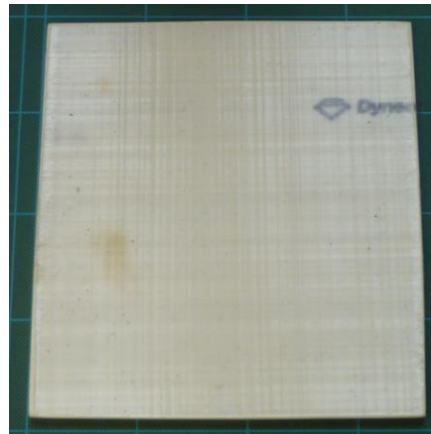


Figure II.5. Protection balistique à base d'UHMWPE

II.2. Simulation numérique

II.2.1. Impacts sans protection

II.2.1.1. Projectiles

Sur la base de l'observation de l'état intact de nos projectiles récupérés après impacts lors de nos essais, l'hypothèse selon laquelle les différents projectiles sont considérés comme des corps rigides a été faite. Par conséquent, les propriétés des matériaux peuvent se résumer à une densité moyenne afin de représenter le poids exact du projectile en fonction de son volume. Les projectiles 1 et 2 ont été modélisés de la façon suivante (Fig. II.6) :

- Le projectile 1 a été maillé par 17000 éléments solides (Fig. II.6(a)). Il possède une densité moyenne de 10750 kg/m³. La vitesse moyenne introduite comme condition initiale des simulations est de 388,2 m/s
- Le projectile 2 a été maillé par 115200 éléments solides (Fig. II.6(b)). Il possède une densité moyenne de 10760 kg/m³. La vitesse moyenne introduite comme condition initiale des simulations est de 431,5 m/s

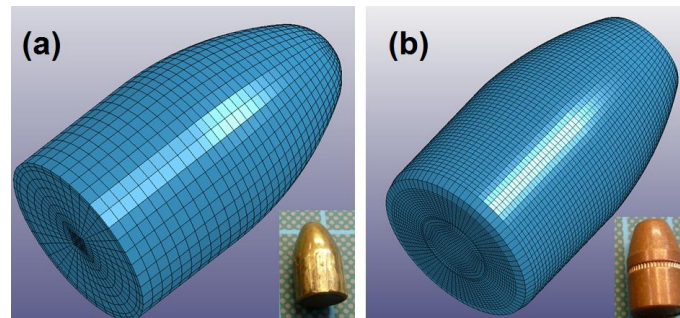


Figure II.6. Modèles numériques correspondants aux projectiles rigides 1 (a) et 2 (b)

Le grand nombre d'éléments utilisés pour définir le projectile 2 comparé au maillage du projectile 1 provient du désir d'essayer de prendre en compte certains détails géométriques particuliers. En effet, son nez est à peu près plat mais l'examen au microscope a montré que le bord n'est pas aigu et possède une certaine courbure susceptible d'influencer le comportement balistique lors de l'interaction avec un matériau cible. Il est en effet fréquent d'observer que des matériaux cibles impactés par des projectiles à front plat (cylindre) se déforment assez fort par cisaillement localisé avec éjection d'un bouchon.

II.2.1.2. Gélatine balistique

Le quart du bloc de gélatine a été maillé de manière progressive avec des éléments plus petits au niveau de la région subissant l'impact. La figure II.7 présente la géométrie et le maillage proposé dans le cadre de cette étude. Par conséquent, les éléments face au projectile sont des parallélépipèdes de 0,5 mm de côté et 1 mm de long. Les deux taches et la flèche rouge désignent le point et la direction de l'impact.

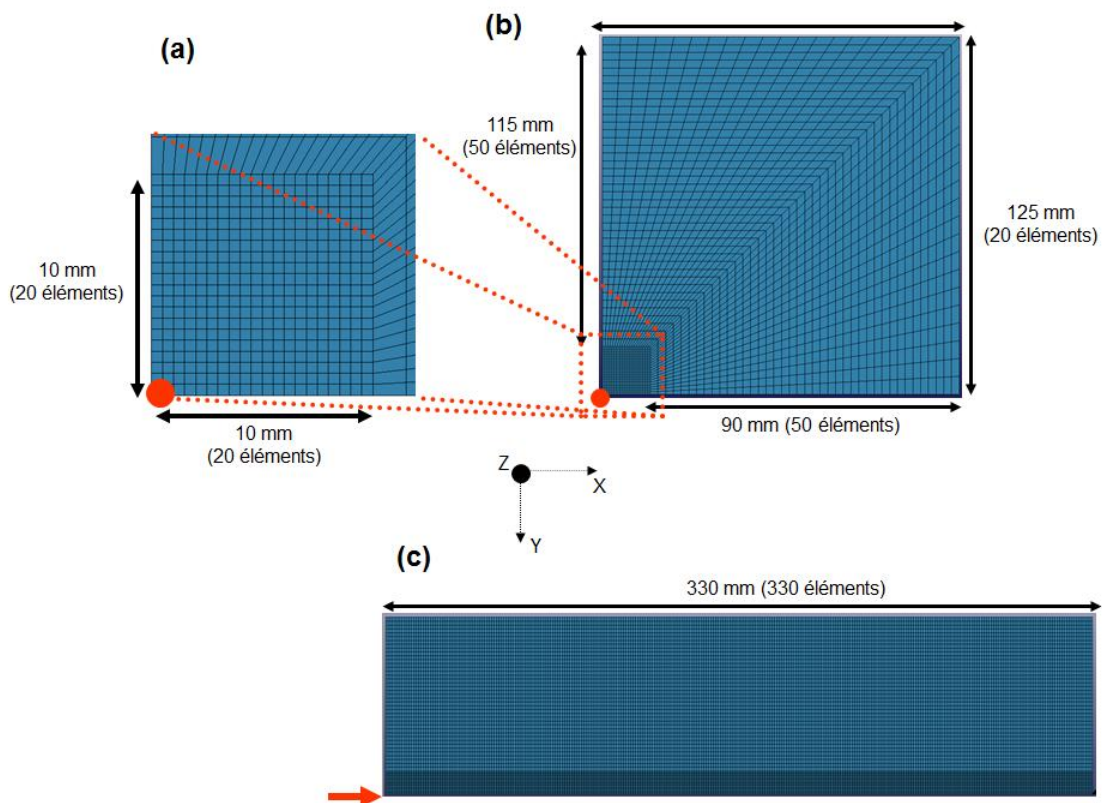


Figure II.7. Description du quart de modèle proposé pour définir la gélatine. (a) Détail de la zone d'impact, (b) vue de face et (c) vue latérale

Quatre simulations ont été mises en œuvre en tenant compte des projectiles et de la géométrie des blocs de gélatine présentés sur la figure II.7. Les deux premiers modèles simulent l'impact du bloc de gélatine par les projectiles 1 et 2 en exploitant le quart de la configuration expérimentale par symétrie. Les deux autres modèles par contre simulent la moitié de la configuration expérimentale (obtenue par réflexion du quart du modèle) et visent à simuler la présence de la table (2 m de long, 1 m de large et 1 cm d'épaisseur) soutenant le bloc et modélisée comme de l'acier élastique possédant une densité de 7830 kg/m^3 , un coefficient de Poisson de 0,3 et un module de Young de 210 GPa.

II.2.2. Impacts avec protection

Dans cette partie, la modélisation comprend deux simulations d'impact, la première concerne le projectile 1 tandis que la deuxième concerne le projectile 2. Chaque modèle représente un quart de la configuration expérimentale en admettant que l'impact est parfaitement centré (plans de symétrie XZ et YZ).

II.2.2.1. Projectiles

Sur la base de l'observation de l'état fortement déformé de nos projectiles récupérés après impacts lors de nos essais (Fig. II.8), la modélisation des matériaux les constituant a été réalisée avec plus de détails :

- Le projectile 1, de 7,96 g, a été maillé par 17000 éléments solides. Il a une forme ogivale de 9 mm de diamètre, 15,7 mm de long et comporte un noyau de plomb couvert par une chemise en laiton 70/30 de 0,43 mm d'épaisseur à l'exception du culot (Fig. II.9(a)). La chemise est modélisée par une double couche d'éléments. La vitesse moyenne introduite comme condition initiale des simulations est de 390,2 m/s.
- Le projectile 2, de 15,56 g, a été maillé par 115200 éléments solides. Il a une forme ogivale à tête aplatie de 10,92 mm de diamètre et 18,3 mm de long. Il est constitué d'un noyau de plomb intégralement recouvert par une chemise en cuivre de 0,6 mm d'épaisseur (Fig. II.9(b)). La chemise est modélisée par une double couche d'éléments. La vitesse moyenne introduite comme condition initiale des simulations est de 425,6 m/s

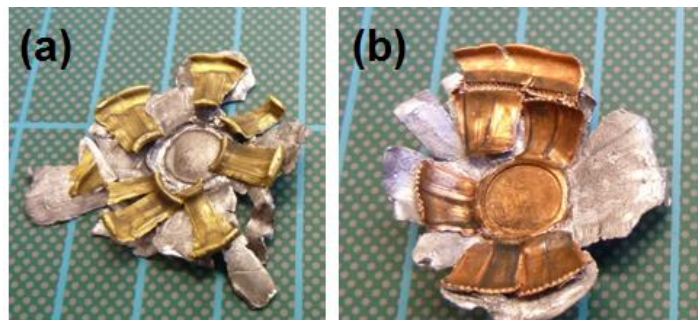


Figure II.8. Projectiles 1 (a) et 2 (b) fortement déformés après impact

Pour la modélisation du comportement mécanique des matériaux (cuivre et laiton), le modèle de Johnson-Cook avec une équation d'état est utilisé (Eq (I.1) à (I.3)). Le plomb est modélisé comme un matériau élastique-plastique isotrope avec écrouissage linéaire et une sensibilité aux vitesses de déformation. Les tableaux II.1 et II.2 donnent les paramètres matériaux s'appliquant aux 3 matières constituant les projectiles 1 et 2.

Johnson-Cook		
/	Cuivre	Laiton 70/30
ρ_0 [kg/m ³]	8754	8404
G [GPa]	46	44
K [GPa]	129	100
A [MPa]	90	112
B [MPa]	292	505
C	0.025	0,009
n	0.31	0,42
m	1.09	1,68
T _m [K]	1356	1303
T ₀ [K]	293,15	
D ₁	4.89	
D ₂	-3.03	
D ₃	0.014	
D ₄	1.12	
D ₅	0.54	

Tableau II.1. Paramètres matériaux de Johnson-Cook pour le cuivre et le laiton [29–36]

Elastique-plastique linéaire écrouissant	
/	plomb
ρ [kg/m ³]	10770 (projectile 1)/11130 (projectile 2)
E [GPa]	17
ν	0,4
σ_y [MPa]	8
E _{tan} [MPa]	15
C [s ⁻¹]	600
P	3
Failure Strain	2,5

Tableau II.2. Paramètres matériaux pour le plomb [25–27]

Les densités ont été légèrement ajustées afin de faire correspondre les géométries numériques aux masses réelles des deux projectiles. Ainsi, le laiton du projectile 1 s'est vu attribué une densité de 8404 kg/m³ tandis que le cuivre du projectile 2 s'est vu attribué une densité de 8754 kg/m³. Dans le cas du plomb, une valeur de 10770 kg/m³ a été attribuée aux applications concernant le projectile 1 et 11130 kg/m³ pour les applications utilisant le projectile 2.

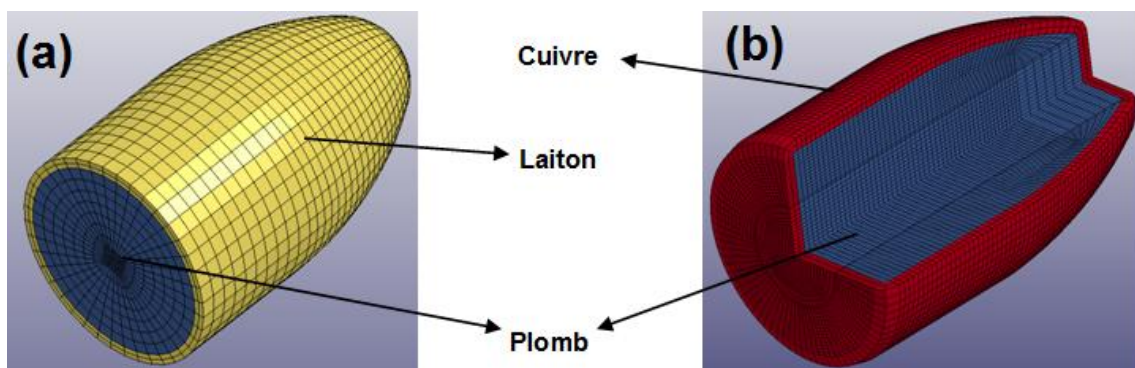


Figure II.9. Modèles numériques du (a) projectile 1 et (b) projectile 2

Concernant l'interaction qui peut exister entre les deux constituants de chaque projectile ainsi que l'interaction entre le projectile et la protection balistique, un algorithme de contact permettant l'érosion est défini.

II.2.2.2. Protection

Il s'agit d'une plaque de 20 cm de côtés et 5 mm d'épaisseur composée de 34 sous-couches orthotropes de 0,1479 mm d'épaisseur. Etant donné la faible épaisseur de chaque sous-couche par rapport aux autres dimensions du composite, l'approche membrane à l'aide d'éléments coques à quatre nœuds a été sélectionnée. Chacune des 34 sous-couches a alors été représentée comme un objet indépendant des autres afin de modéliser correctement l'adhésion entre toutes ces couches pour constituer le composite. Un maillage progressif a été sélectionné en vue de raffiner la zone d'impact par des éléments dont les dimensions sont similaires à celles des éléments constituant le projectile. La figure II.10 présente le modèle du composite ainsi que le détail de la zone d'impact qui met en évidence les 34 sous couches constituant le stratifié de 5 mm d'épaisseur.

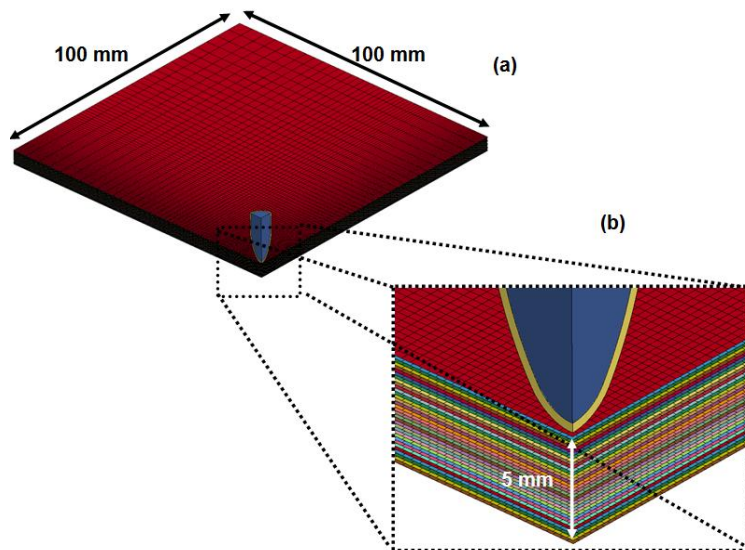


Figure II.10. (a) Vues globale du quart du modèle du composite avec projectile 1 et (b) détail de la zone d'impact et de la structure du modèle du composite

La modélisation du matériau composite peut-être faite en utilisant les équations (I.4) à (I.6). Le tableau II.3 fournit les paramètres matériaux adaptés au modèle pour chaque sous couche du composite.

Elastique Orthotrope	
/	DYNEEMA[®] HB80
ρ [kg/m ³]	980
E_a [GPa]	5,99
$E_b = E_c$ [GPa]	56,32
$\nu_{ba} = \nu_{ca}$	0,5183
ν_{cb}	0,0269
G_{bc} [GPa]	0,89
$G_{ab} = G_{ca}$ [GPa]	0,4

Tableau II.3. Paramètres matériaux pour le DYNEEMA[®] HB80 [46]

Finalement, chaque sous-couche du composite doit être capable d'interagir avec les autres tout en étant collées. Un algorithme de contact adapté est sélectionné afin de représenter les interactions. L'adhésion entre les sous-couches est définie par une contrainte limite à la rupture en traction de 15 MPa et une contrainte limite à la rupture en cisaillement de 60 MPa.

II.2.2.3. Gélatine balistique

Les dimensions des blocs et la modélisation des matériaux constituant la gélatine sont ici les mêmes que ceux décrits plus haut pour les impacts pénétrants avec les projectiles 1 et 2. Toutefois, le maillage sélectionné est différent. Comme l'impact doit aboutir à l'arrêt du projectile dans la protection à l'avant et au contact de la gélatine, un maillage progressif concentré à l'approche de la zone d'impact est défini. La figure II.11 présente le bloc ainsi modélisé.

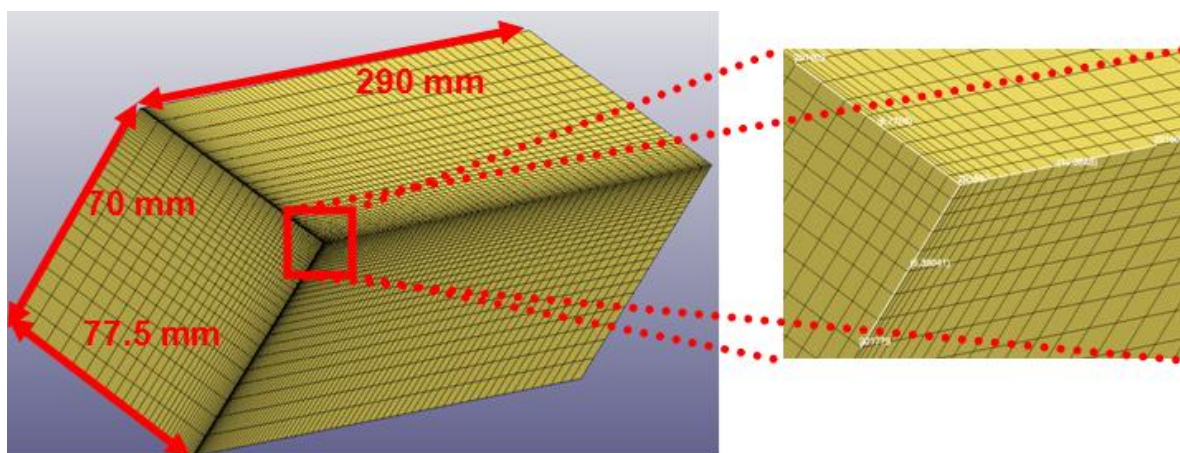


Figure II.11. Géométrie et maillage du bloc de gélatine

La protection et la gélatine doivent interagir. Par conséquent, un algorithme de contact adapté doit être sélectionné. Selon Wen et al. [24], les nœuds créant le contact entre le composite et la gélatine sont considérés comme devant bouger ensemble dans la direction de l'impact.

Cependant, nos essais ont montré une séparation probable entre les deux surfaces en contact. De plus, aucun signe d'adhésion ne semble exister entre la gélatine et le composite. Par conséquent, nous avons sélectionné un contact simple entre la dernière sous-couche de composite et la surface du bloc de gélatine.

Finalement, en vue d'acquérir certains paramètres, il est possible de définir certains éléments du modèle comme capteurs numériques. Ainsi, nous avons sélectionné deux groupes d'éléments constituant la gélatine, sur l'axe de symétrie et dont la position correspond approximativement à celle des capteurs de pression pour les essais (à 10 et 15 cm derrière le point d'impact). La moyenne des mesures de pression sur chaque groupe de capteurs constituera la mesure de pression effective. La figure II.12 présente un quart de modèle (projectile 2 + protection + gélatine) ainsi que les jauges numériques devant servir aux mesures de pression.

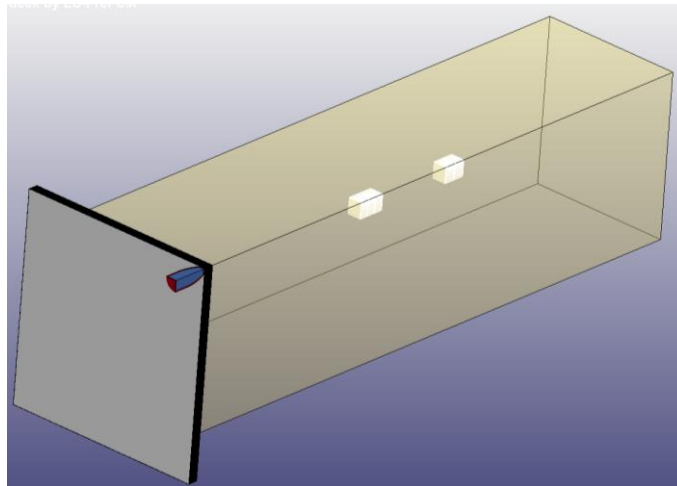


Figure II.12. Quart de modèle global avec jauges numériques de pression constituant les données d'entrée de la simulation

II.3. Sélection d'un modèle matériau adapté à la gélatine

Deux modèles matériaux ont été pris en considération pour modéliser la gélatine. Le premier modèle est de type élastique-plastique isotrope sans équation d'état (EOS) mais prenant en compte la compressibilité du matériau par introduction du coefficient de compressibilité isostatique K . Le deuxième modèle est de type élastique-plastique avec EOS [24,28,68].

Les équations (I.2), (I.12) et (I.13) suffisent à présenter ces deux modèles tandis que le tableau I.10 fournit les différents paramètres matériaux qui ont été introduits et auxquels il faut rajouter une déformation à la rupture de 90% [24].

Nous évaluons ici les deux modèles matériaux proposés pour la gélatine sur la base des travaux réalisés par Wen et al. [24] en vue de sélectionner le plus adapté. Cependant, les blocs de gélatine décrits par les auteurs dans leur étude ont les dimensions suivantes : 200 mm X 250 mm X 330 mm. La géométrie des blocs décrite sur la figure II.7 a donc été adaptée mais le maillage reste le même, tout particulièrement au niveau de la zone d'impact.

Une comparaison entre nos données et celles de Wen et al. [24] est faite sur base de la profondeur de pénétration et des pressions. Dans cette évaluation purement numérique, le projectile est une bille rigide en acier de 4,8 mm. Nous avons considéré les deux vitesses d'impact suivantes [24] : 728 et 947 m/s.

La figure II.13 montre les résultats en termes de profondeurs de pénétration en fonction du temps proposés par les travaux de Wen et al. [24] et nos propres modèles.

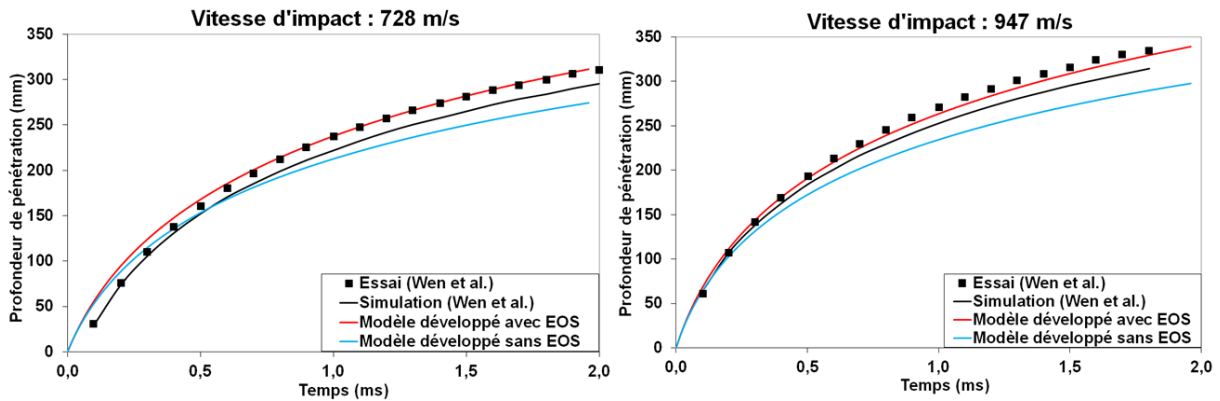


Figure II.13. Evolutions des profondeurs de pénétration en fonction du temps issues des travaux de Wen et al. [24] et de nos simulations

Pour les deux vitesses d'impact et les deux modèles matériaux proposés pour la gélatine, nous observons que nos résultats sont assez similaires à ceux décrits par Wen et al. [24]. Le modèle comportant une EOS est cependant plus proche des données expérimentales que le modèle sans EOS qui sous-estime sensiblement les profondeurs de pénétration.

Sur la figure II.14, les profils de pression en fonction du temps sont présentés. De nouveau, nous comparons nos résultats à ceux présentés dans [24]. Nous constatons une certaine corrélation entre nos travaux et ceux issus de la littérature. Les pics de pression et l'allure générale des profils de pression sont relativement bien prédits. On note que le modèle avec EOS semble plus proche des résultats issus de [24] et présente surtout nettement moins d'oscillations que le modèle sans EOS après 0,1 ms.

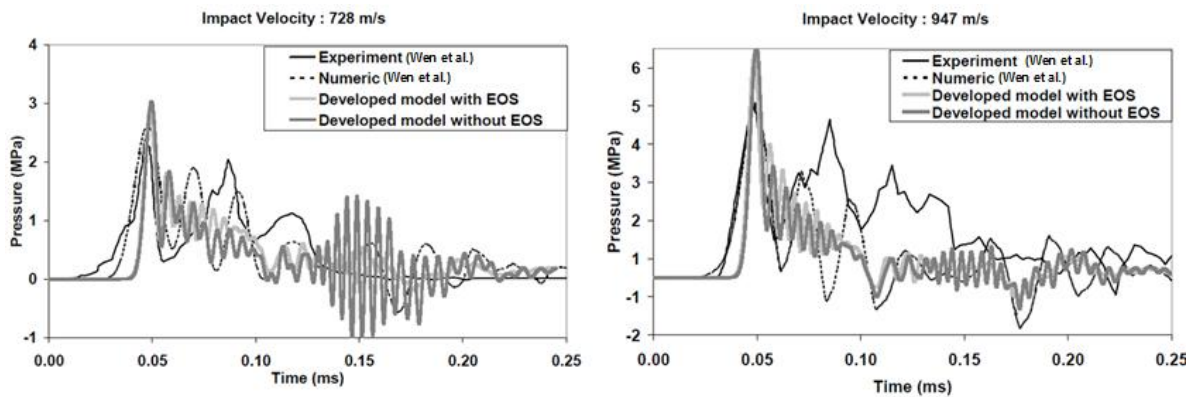


Figure II.14. Comparaison entre les profils de pressions expérimentaux et numériques issues de [24] et nos simulations pour les deux vitesses d'impact

Finalement, la figure II.15 présente et compare les évolutions des cavités temporaires formées par le projectile 1 en cours de pénétration à une vitesse d'impact de 947 m/s pour les deux modèles de gélatine avec les données expérimentales issues de [24]. Cette vitesse d'impact est intéressante car elle aboutit expérimentalement à la perforation du bloc de gélatine. Par conséquent, la figure II.15 montre que le modèle avec EOS est, une fois de plus, plus proche de la réalité en prédisant la perforation. A l'opposé cependant, le modèle sans EOS semble plus probant pour ce qui est de la prédiction du diamètre maximum de la cavité temporaire.

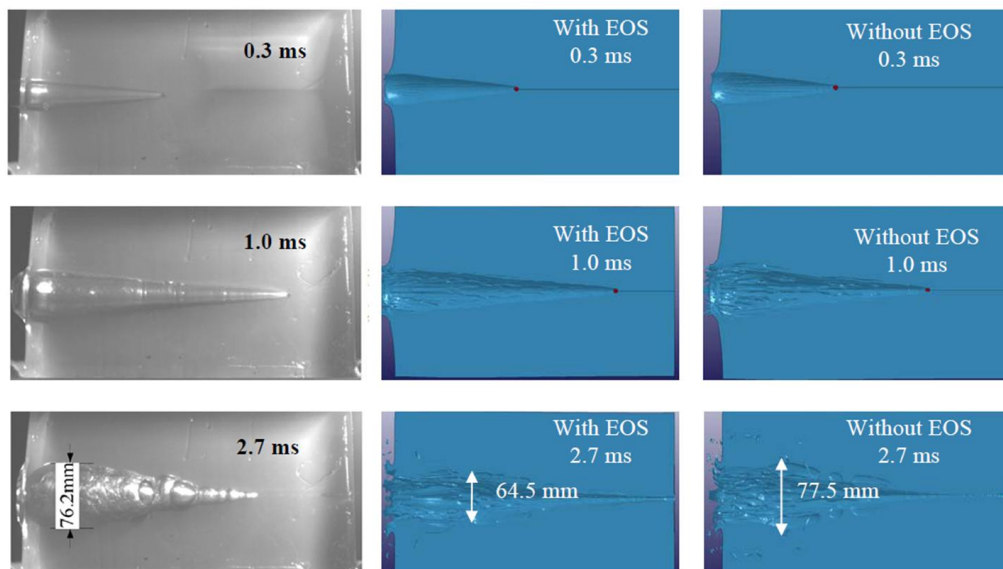


Figure II.15. Comparaison de l'évolution de la cavité temporaire issue des données expérimentales de [24] avec nos modèles pour la gélatine sans ou avec EOS dans le cas de l'impact à 947 m/s

Dès lors, il a été conclut que le modèle avec EOS semble plus efficace en vue de modéliser le comportement dynamique de la gélatine balistique. Par conséquent, dans la suite de ce travail, seul le modèle avec EOS sera encore pris en considération.

II.3.1. Etude de sensibilité au maillage proposé pour la gélatine

Souvent, le choix de la taille des mailles dans la zone d'élaboration influence manifestement les résultats numériques. C'est pour cette raison qu'une étude de la sensibilité au maillage est réalisée dans cette partie de notre travail.

Les modèles qui ont été utilisés pour simuler des impacts de blocs de gélatine comportent, dans la zone d'impact, des éléments parallélépipédiques avec les dimensions suivantes : $a = 0,5$ mm et $b = 1$ mm (maillage alternatif) (Fig. II.16(a)). Ce maillage a été élaboré dans un souci de diminution des temps de calculs.

Le but ici est de réaliser un ensemble de modèles en variant la taille des éléments de la gélatine. Pour ce faire, un même modèle d'un quart de bloc de gélatine de 40 mm de côté a été simulé en faisant varier les dimensions a des côtés de ses éléments cubiques (Fig. II.16(b)) entre 0,25 mm et 2 mm.

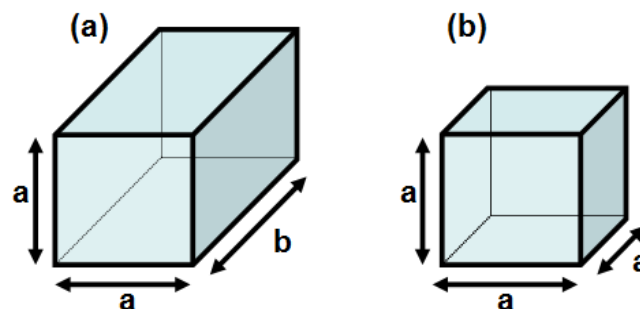


Figure II.16. Deux sortes d'éléments. (a) Parallélépipédique et (b) cubique

La vitesse résiduelle a été calculée dans deux configurations de vitesses d'impact : 728 et 947 m/s. La figure II.17 présente les évolutions de la vitesse résiduelle V_r pour différentes valeurs de la taille a des côtés des mailles. Nous notons que la valeur de V_r est stabilisée pour des tailles de mailles inférieures à 0,5 mm.

Nous avons aussi effectué des calculs avec des mailles parallélépipédiques de côté $a = 0,5$ mm et de longueur $b = 1$ mm (maillage alternatif). La figure II.17 indique que cette configuration de maillage donne le même résultat qu'un cube de côté $a = 0,5$ mm.

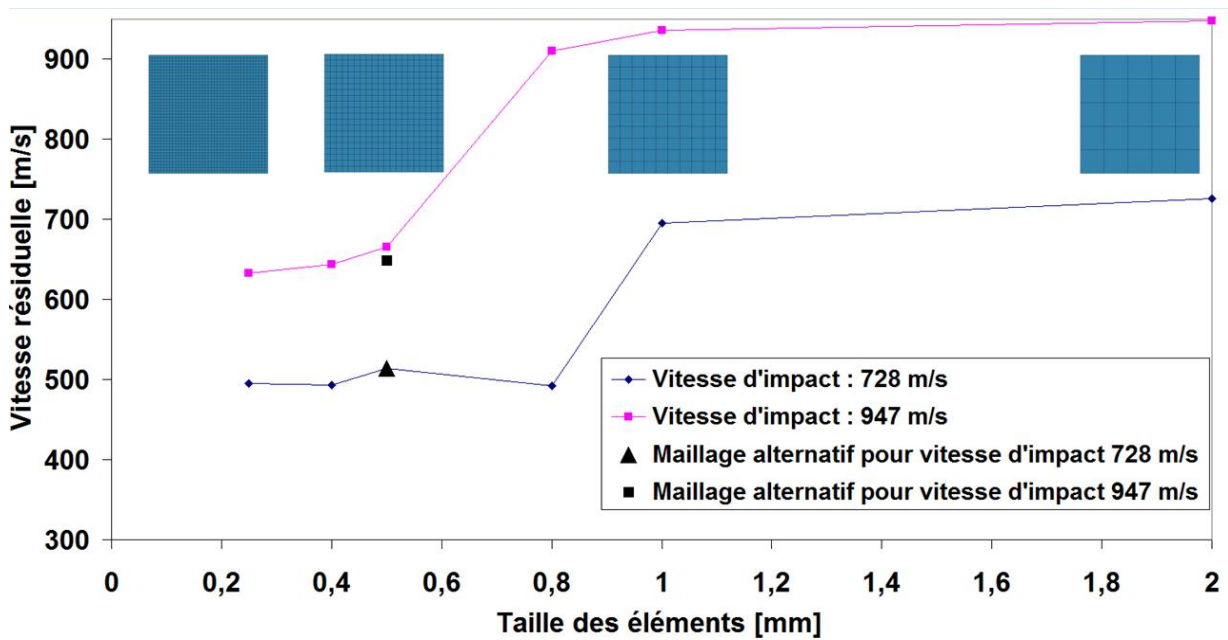


Figure II.17. Etude de sensibilité au maillage. Influence de la taille des éléments sur la vitesse résiduelle du projectile

II.4. Confrontation entre les résultats expérimentaux et numériques

II.4.1. Impacts sans protection

Afin de comparer les résultats d'essais et de simulation, nous avons mesuré l'évolution des vitesses des projectiles 1 et 2 en cours de pénétration à l'aide d'une caméra rapide. La figure II.18 montre toutes les vitesses mesurées et modélisées.

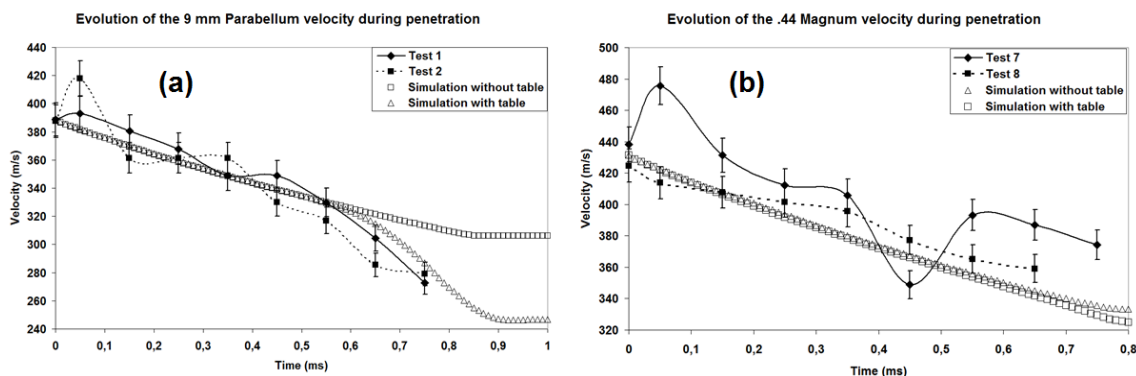


Figure II.18. Evolution des vitesses du (a) projectile 1 et (b) projectile 2. Comparaison essai - simulation

Les incertitudes de mesures sur les vitesses expérimentales mesurées ont été estimées. La figure II.18 montre une très bonne corrélation entre les résultats des essais et des modèles. Cependant, il est remarquable d'observer que le modèle représentant le quart de la configuration surestime la vitesse à la fin du processus de pénétration du projectile 1 par rapport au modèle représentant la moitié de la configuration. Cet effet est par contre moins visible dans le cas du projectile 2. Ceci peut en fait s'expliquer par la déstabilisation et le basculement du projectile en fin de processus de pénétration et particulièrement visible dans le cas du projectile 1. En effet, entre 0,5 et 0,6 ms après le début de l'impact, le projectile 1 commence à basculer et présente à ce moment là de plus en plus son flanc, et donc une surface de plus en plus grande pour interagir avec la gélatine. Il en résulte une dissipation plus rapide de l'énergie cinétique et de la vitesse. Cet effet n'est évidemment pas modélisable dans le cas du quart de modèle car cette simulation n'offre qu'un seul degré de liberté au projectile pour se déplacer, à savoir la direction de l'impact. C'est pourquoi le modèle représentant la moitié de la configuration avec la table méritait d'être développé. La figure II.19 compare le processus d'impact observé et simulé pour le projectile 1 dans le cas du demi-modèle avec table.

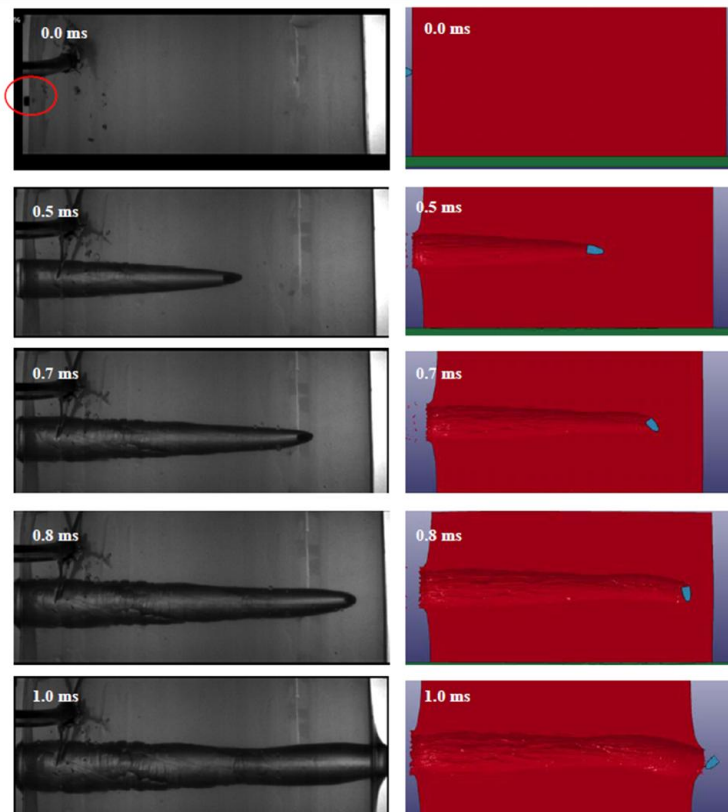


Figure II.19. Différentes phases du processus de pénétration de la gélatine par le projectile 1 (gauche) et demi modèle avec table correspondant (droite)

La figure II.19 permet de visualiser la déstabilisation et le basculement du projectile 1. Cependant, les images de la caméra rapide montrent que le projectile semble basculer plutôt horizontalement tandis que la simulation donne un basculement vertical. Ceci peut s'expliquer, d'une part, par la superposition de la rotation propre du projectile et de son basculement durant l'essai et, d'autre part, par le plan de symétrie vertical du modèle qui n'autorise qu'un degré de liberté de rotation verticale au projectile dans le modèle.

Néanmoins, cette différence ne devrait pas influencer grandement les résultats numériques car le projectile est complètement axisymétrique. Par conséquent, quelle que soit l'orientation de son basculement, il présentera toujours une même surface interagissant avec la gélatine.

Tandis que la géométrie du projectile 1 a été modélisée de manière précise sur la base de plans du fournisseur, c'est moins le cas pour le projectile 2 pour lequel il a fallu réaliser nos propres mesures à l'aide d'un microscope. Ceci peut expliquer la petite sous estimation de la vitesse à la fin de l'impact pour les deux modèles correspondants et représentant le quart et la moitié de la configuration expérimentale.

Dans le cas du projectile 2, le basculement est nettement moins visible lors des essais. Tout au plus pouvons-nous deviner un début de déstabilisation en fin de processus de pénétration. En fait, ce projectile est environ deux fois plus lourd que le projectile 1 et conserve donc plus longtemps sa stabilité, probablement en raison d'effets d'inertie. La simulation avec table, quant à elle, montre une légère et très progressive déstabilisation qui n'influence cependant que très peu l'évolution de la vitesse par comparaison avec le modèle représentant le quart de la réalité. L'ensemble du processus de pénétration observé et simulé avec table est présenté sur la figure II.20.

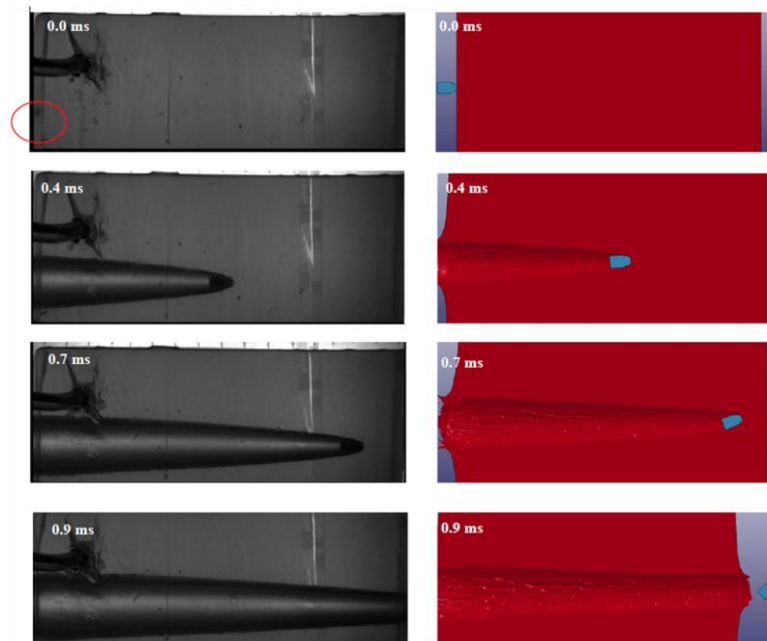


Figure II.20. Différentes phases du processus de pénétration de la gélatine par le projectile 2 (gauche) et demi-modèle avec table correspondant (droite)

L'autre paramètre mesuré et donc simulé est l'évolution locale de la pression avec le temps. La figure II.21 présente tous les profils de pressions mesurés et simulés à l'aide des quarts et demi-modèles pour les projectiles 1 et 2.

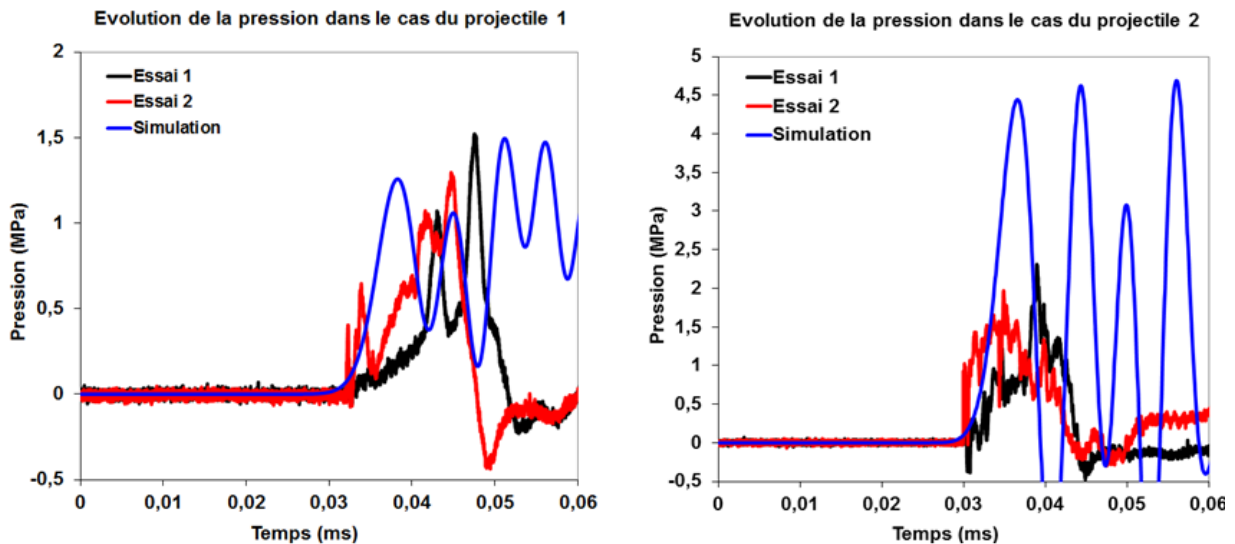


Figure II.21. Profils de pression mesurés et simulés pour le projectile 1 (gauche) et 2 (droite)

La figure II.21 montre une certaine corrélation entre les profils de pressions mesurés et simulés dans le cas du projectile 1. En particulier le premier double pic présente quelques similitudes et est probablement dû à la superposition de l'onde incidente initiale et d'une de ses réflexions sur les côtés du bloc de gélatine. Par contre, toutes les oscillations suivantes apparaissant dans la simulation n'ont pas été observées au cours des essais.

A l'inverse, les résultats obtenus dans le cas du projectile 2 sont nettement moins évidents. Malgré que l'ordre de grandeur des pics observé à l'aide du modèle soit similaire à ceux des essais, les signaux sont quand même très différents. Bien qu'un problème de basse fréquence de coupure des capteurs de pression puisse être mis en cause, nous n'avons pas trouvé d'explication plus complète à ces différences.

II.4.2. Impacts sur protection balistique

Dans le cas des impacts sur protection balistique, l'ensemble du processus peut en réalité se subdiviser en deux sous-processus. Le premier et le plus court correspond à la pénétration du projectile dans le composite et le développement et la propagation d'ondes de choc au travers du composite et dans la gélatine. D'après les simulations, cette première phase dure moins de 100 μ s. A ce moment, le projectile est arrêté ou presque.

La figure II.22 illustre cette première phase et montre un bon accord entre les essais et les simulations pour chaque projectile en termes de timing de déplacement d'ondes de choc (échelle de respectivement 0-5 MPa avec le projectile 1 et 0-10 MPa avec le projectile 2 - Les ovales blancs montrent la position des jauges numériques). Par conséquent, il peut être admis que le modèle matériau considéré pour la gélatine convient aussi bien pour les impacts non pénétrants que les impacts pénétrants [24], au moins dans les premiers instants.

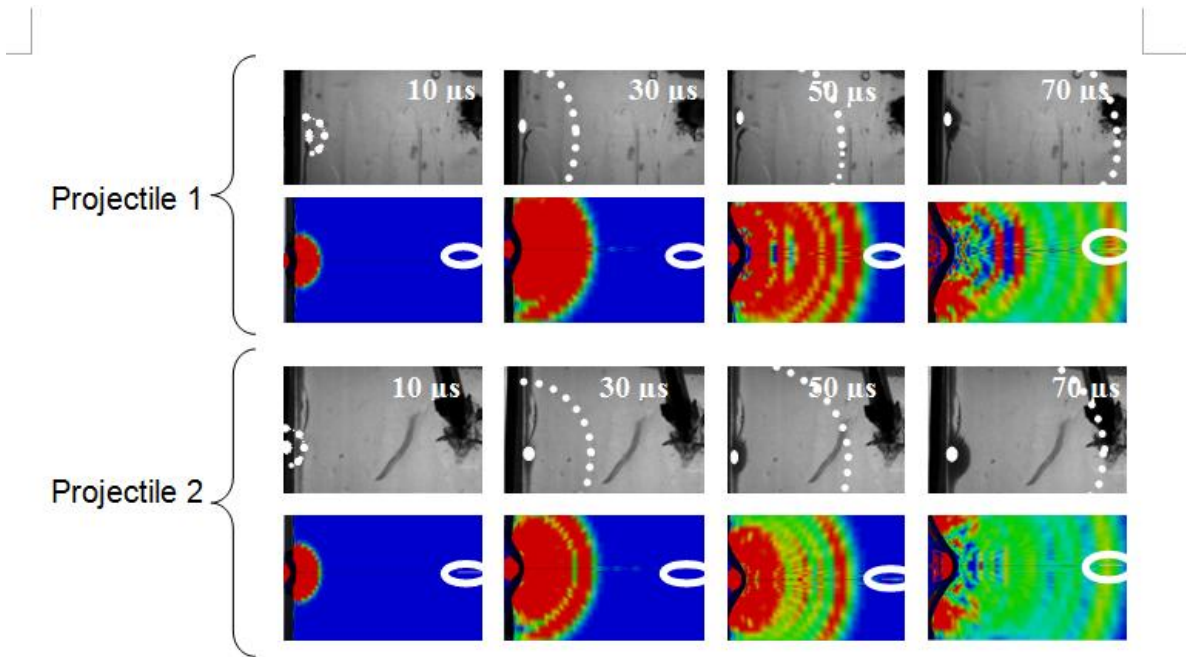


Figure II.22. Ondes de choc (courbes blanches pointillées) se propageant dans la gélatine depuis la zone d'impact (taches blanches) vers la région où se situe la première jauge de pression lors des essais et simulations

Les figures II.23 et II.24 présentent les profils de pressions mesurés par les capteurs lors des différents impacts avec chaque projectile. Elles indiquent que les profils de pressions mesurés à la première jauge sont composés de différents pics. Ceci est particulièrement clair dans le cas du projectile 2. A l'inverse, les pressions mesurées à la seconde jauge semblent systématiquement être fortement atténuées. Nous supposons que la présence de la première jauge dont la taille pourrait être suffisante pour perturber et modifier le passage de l'onde de choc serait responsable de cette atténuation.

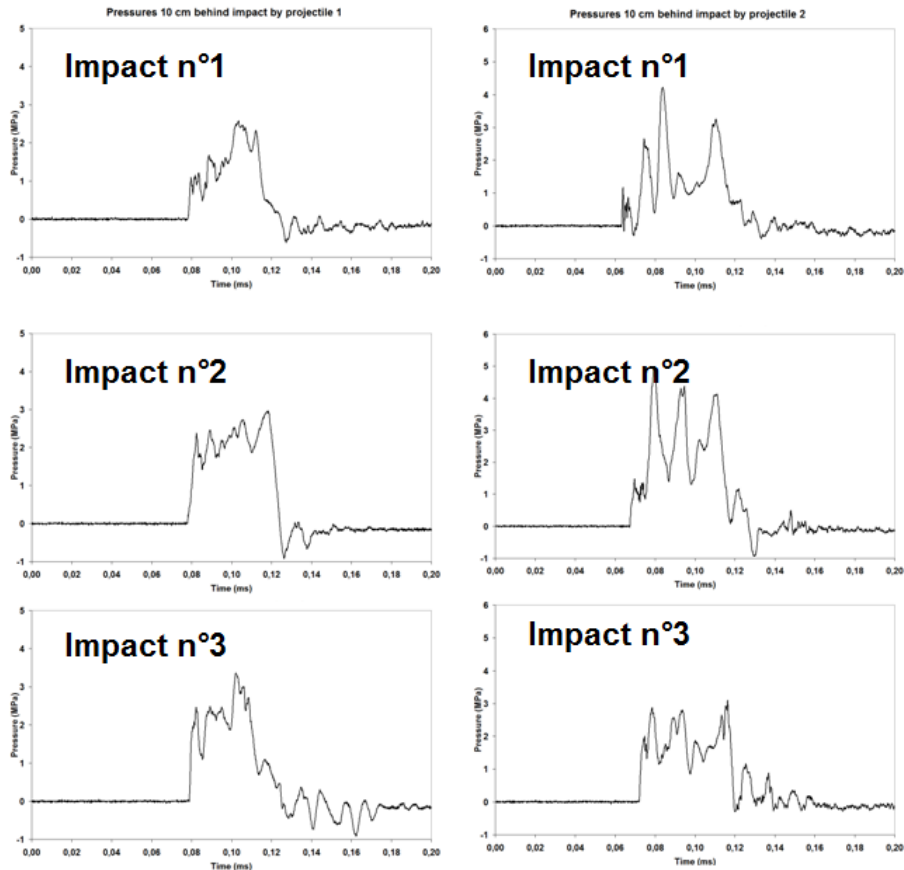


Figure II.23. Pressions en fonction du temps mesurées à l'aide de la première jauge pour les deux projectiles

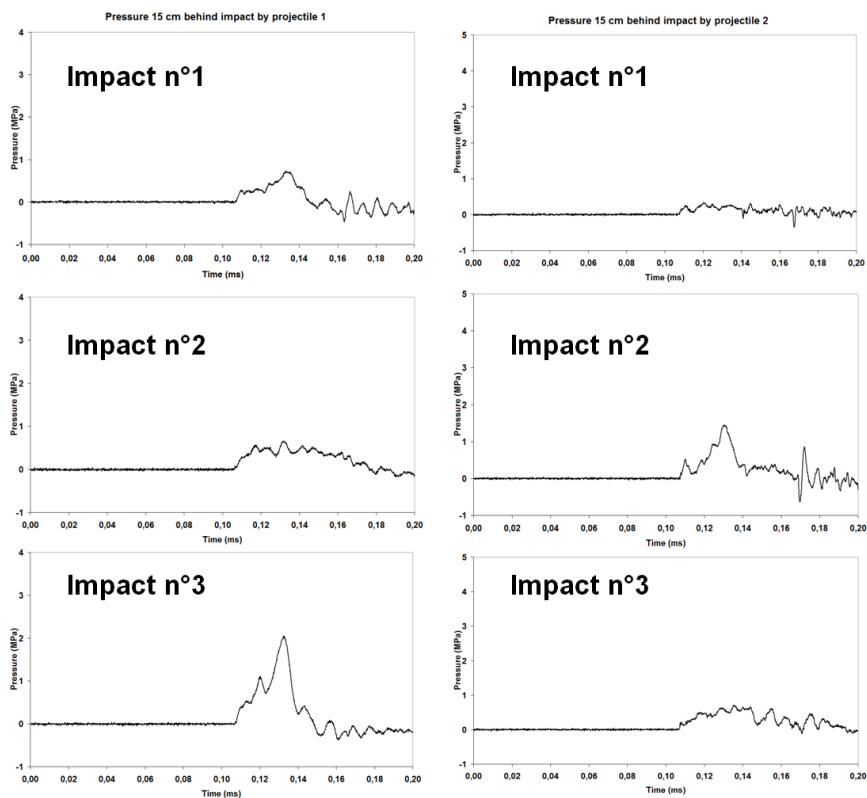


Figure II.24. Pressions en fonction du temps mesurées à l'aide de la deuxième jauge pour les deux projectiles

La figure II.25 compare les pressions mesurées expérimentalement dans le cas du troisième impact avec le projectile 1 et le second impact avec le projectile 2 à 10 et 15 cm derrière la région impactée. Les simulations correspondantes y ont également été placées.

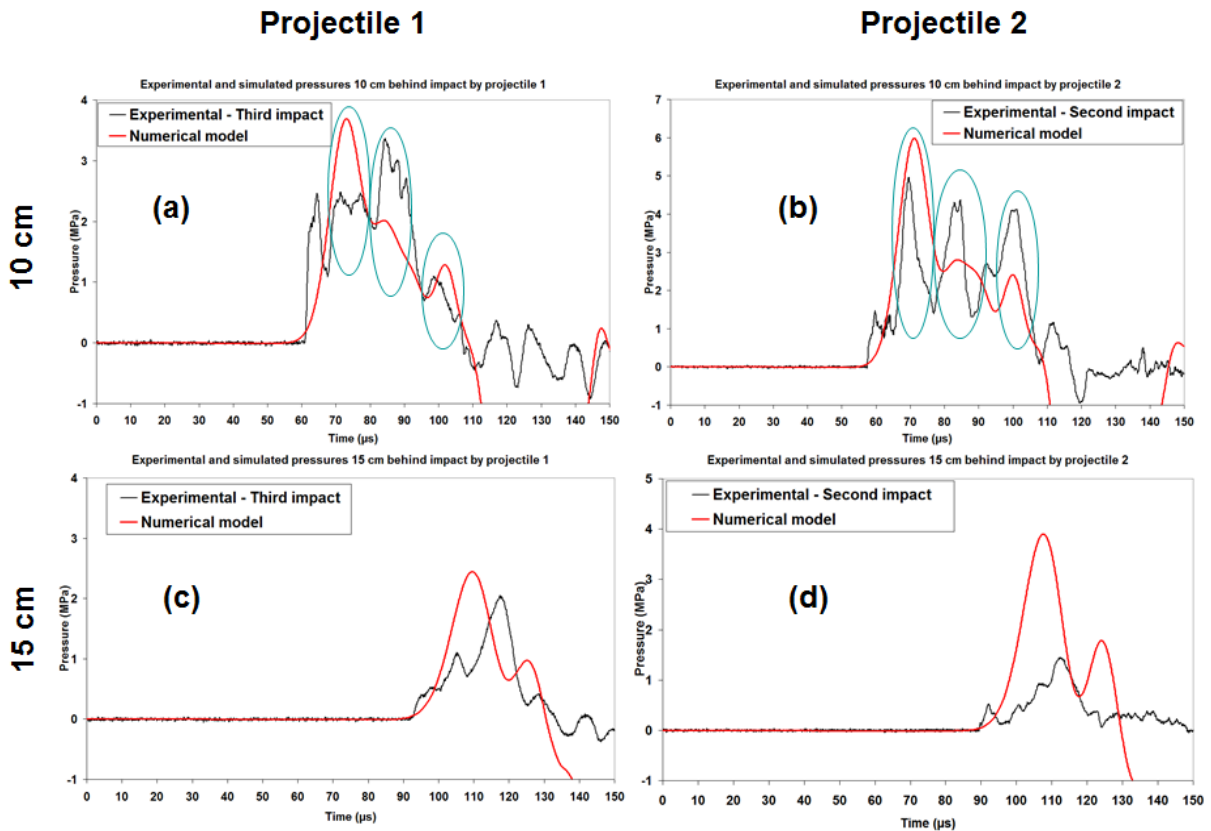


Figure II.25. Comparaison entre les pressions mesurées et simulées au capteur à 10 cm pour le (a) projectile 1, (b) projectile 2 et au capteur à 15 cm pour le (c) projectile 1, (d) projectile 2

La figure II.25 indique une assez bonne corrélation entre les résultats des essais et des simulations en termes de durée d'impulsion et d'ordre de grandeur du pic de pression. De plus, la forme des pressions simulées semblent similaires à celle des pressions mesurées, tout spécialement dans le cas du second impact avec le projectile 2 au niveau de la première jauge de pression. La simulation semble confirmer que l'onde de pression transmise au travers de la protection balistique peut être composée d'une succession de différents pics de pressions qui se suivent très rapidement (zones entourées en bleu).

Les simulations semblent cependant légèrement surestimer les pics de pression. Nous supposons que certains mécanismes dissipatifs et certaines perturbations indéterminées peuvent influencer la réalité des essais. Par exemple, le support du bloc de gélatine ou la présence physique des jauges de pression dont la taille n'est pas négligeable peuvent être responsables de l'absorption d'une partie du signal. Dans le cas des simulations, nous admettons que les impacts sont parfaitement centrés. Finalement, lors des essais, il a été décidé d'introduire les jauges après solidification de la gélatine. Lors de l'introduction des jauges, de petites fissures sont apparues dans la gélatine autour du capteur. Cela peut également expliquer certaines différences entre les résultats expérimentaux et numériques.

Au niveau de la seconde jauge, le signal est pratiquement toujours plus faible que ce que montre la simulation à l'exception du troisième impact par le projectile 1. Nous supposons que la présence de la première jauge à 10 cm atténue ou crée des réflexions des ondes. Par conséquent, le signal capturé par la jauge à 15 cm ne contient pas toute l'information. Numériquement, les jauges sélectionnées ne représentent pas la moindre discontinuité ou perturbation et donc le signal de pression ne subit aucune perte.

La deuxième phase du processus d'impact correspond à la déformation arrière de la protection balistique et de la surface du bloc de gélatine qui est en contact. Cela provient du transfert d'énergie cinétique entre le projectile, la protection et le matériau arrière. La figure II.26 montre ces déplacements sur une période de 1 ms.

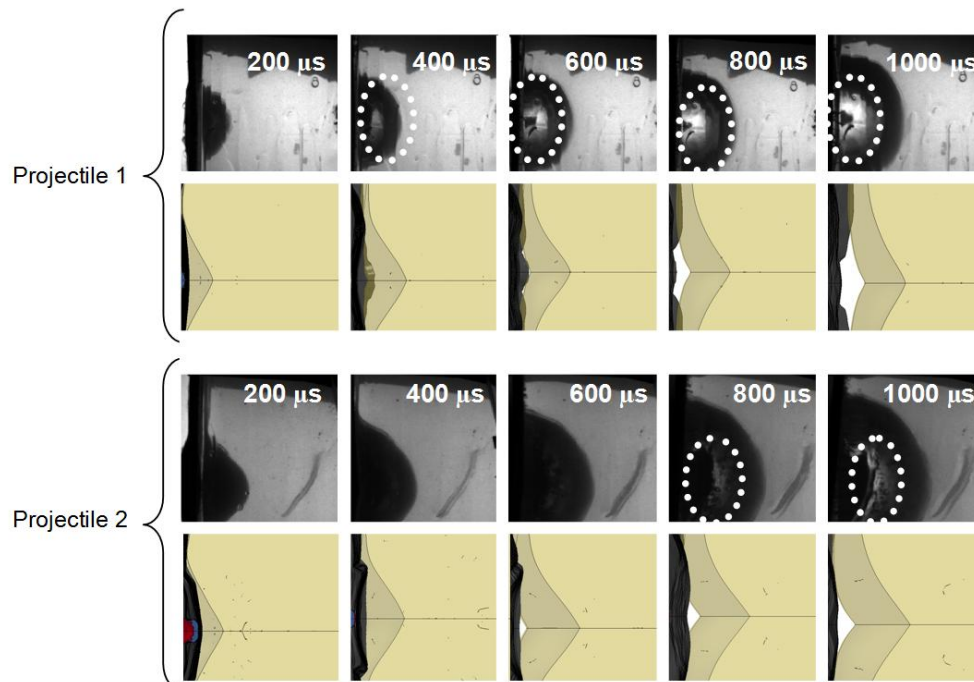


Figure II.26. Evolution des déplacements du composite et de la cavité temporaire se formant pendant les essais et la simulation ainsi que l'apparition d'un gap (cercles blancs)

Il est intéressant d'observer une certaine transmission de la lumière au travers de la cavité temporaire en cours de formation sur cette période. Cela signifie que la surface de gélatine en contact avec la protection se sépare de cette dernière. Ceci provient probablement de la différence de rigidité entre les deux matériaux. En effet, les modules de Young de la protection dans les différentes directions valent $E_a = 5,99$ GPa et $E_b = E_c = 56,32$ GPa tandis que le module de Young de la gélatine est inférieur à 1 MPa. Par conséquent, la protection arrête de bouger bien avant la gélatine qui continue à être soumise à l'énergie cinétique qui a été transférée par le projectile au travers de la protection. Ceci contraste avec l'étude proposée par Wen et al. [76]. Nous notons cependant que la gélatine ne semble pas présenter d'endommagement résiduel visible après les impacts comme confirmé par la figure II.27.



Figure II.27. Surface avant d'un bloc de gélatine après impact. Pas d'endommagement apparent

Après l'impact, nous avons examiné le mode d'endommagement des plaques composites. Il est notamment intéressant de regarder la face arrière du composite qui présente une bosse. La figure II.28 présente la surface arrière des plaques impactées par les projectiles 1 et 2 suite à l'essai et à la simulation numérique. Il semble que les essais aboutissent à une bosse dont l'aspect est plus lisse que dans le cas de la simulation.

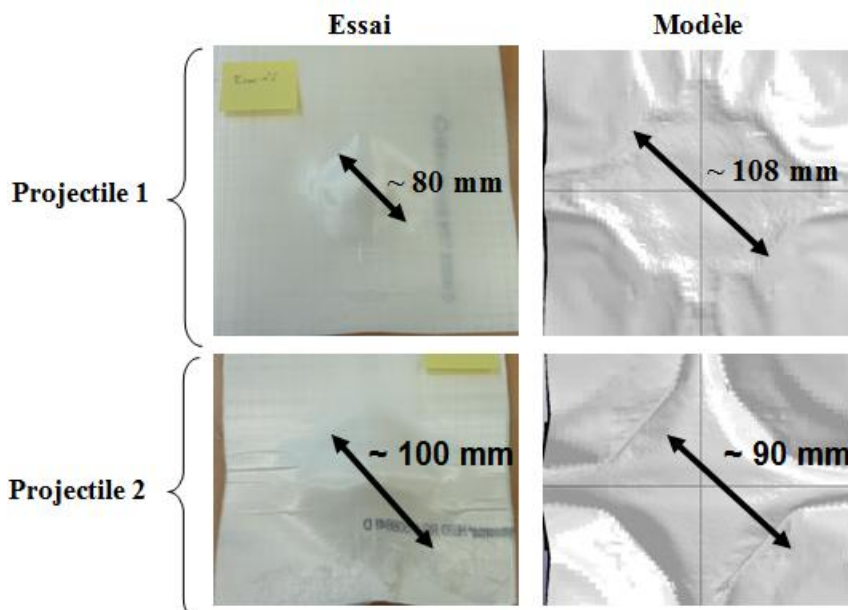


Figure II.28. Aspects arrière des plaques composites impactées par les projectiles 1 et 2

L'examen de la zone d'impact a également été réalisé. La figure II.29 présente le détail de la zone de pénétration par les projectiles 1 et 2 dans le cas des essais et des simulations. Elle met en évidence un bon accord en ce qui concerne la profondeur de pénétration et le nombre de couches de laminé perforé.

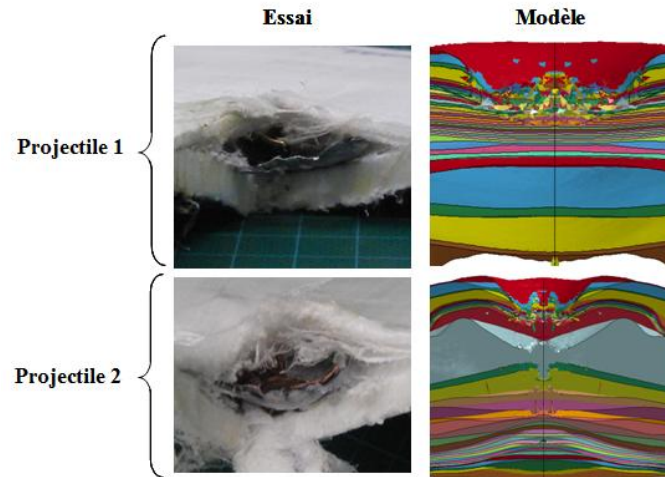


Figure II.29. Détails de la région d'impact du composite par les projectiles 1 et 2 et modèle numérique

Finalement, nous avons examiné le mode d'endommagement des projectiles et comparé avec les simulations. La figure II.30 présente les projectiles 1 et 2 qui ont servi aux essais d'impacts ainsi que les modèles correspondants.

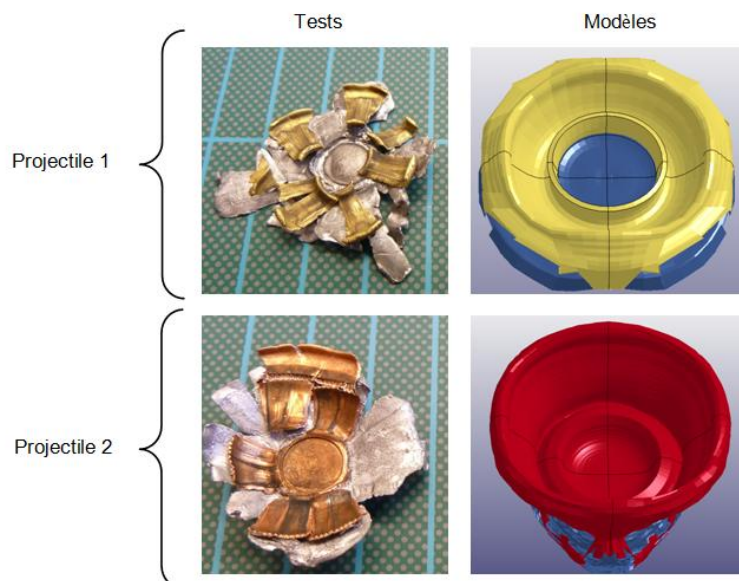


Figure II.30. Aspects des projectiles 1 et 2 après impacts lors des essais et simulés

Cette figure montre que les déformations sont en bon accord entre les données expérimentales et les données numériques, même si les modèles semblent donner un aspect un peu plus rigide ou moins déformé. Ceci pourrait s'expliquer par l'ouverture en pétales des chemises des projectiles utilisés et qui n'apparaît pas dans les simulations. Ce mécanisme d'endommagement revêt une certaine importance car il apparaît suite à des instabilités entraînant la rupture des chemises en des zones préférentielles. Ces instabilités locales sont probablement dues à d'inévitables imperfections de la matière et de la géométrie des chemises qui ne sont pas prises en compte dans nos modèles. Ce sont ces raisons qui expliquent que les chemises se brisent probablement plus vite lors des essais que dans les simulations. Dans ces dernières, le plomb se retrouve dès lors probablement retenu plus longtemps à l'intérieur des chemises et donc la déformation finale peut apparaître moins importante que dans la réalité.

II.5. Synthèse

Différentes configurations d'essais d'impacts ont été envisagées avec de la gélatine balistique pour simuler la cible. L'avantage majeur de ce matériau est sa transparence qui permet de visualiser les phénomènes à l'aide de caméras à haute vitesse et la possibilité de réaliser des mesures de propagation d'ondes de pression.

Des simulations numériques ont été élaborées et validées à partir de l'analyse de différents phénomènes. Un modèle matériau élastique-plastique avec équation d'état s'est avéré bien adapté à nos applications.

L'évolution de la vitesse de projectile ainsi que leur basculement en cours de pénétration dans la gélatine ont été étudiés.

Les mesures de propagation d'ondes de pression sont plus difficiles à valider notamment en raison d'importantes oscillations numériques. Toutefois, dans le cas d'impact avec protection en composite, les simulations et les essais semblent mettre en évidence une succession rapide de pics de pressions.

Nous avons aussi analysé les mécanismes et les modes d'endommagement de la protection en composite après impact. On note une rupture locale des couches en contact avec le projectile. Ce constat est mis en évidence avec la modélisation numérique proposée dans notre étude. De même, le mode de rupture des projectiles a été évalué.

Chapitre III

Etude de l'interaction protection/plastiline sous impact balistique

Résumé

La gélatine est un matériau de choix pour la réalisation de certains tests en balistique. Néanmoins, il s'agit d'un matériau labile, non recyclable et imposant un conditionnement assez complexe et particulier. C'est pourquoi les laboratoires de balistique se sont tournés vers un matériau différent capable de fournir une réponse similaire mais d'utilisation plus facile. Ainsi, la plastiline balistique s'est substituée à la gélatine car elle évite tous les inconvénients liés à cette dernière. Des normes ont été établies quant à l'utilisation de ce matériau. Notamment, la consistance doit être contrôlée par un essai spécifique. Bien entendu, ce matériau peut également être modélisé. Différentes lois de comportement ont ainsi été proposées dans la littérature. Nous nous sommes cependant rendus compte que la plastiline fait partie d'une gamme de substances plutôt proche de fluides non linéaires et non newtoniens. Une caractérisation de ce matériau a donc été réalisée à l'aide d'une technique spécifique permettant d'extraire une loi de comportement sous la forme de fonction d'écoulement ou de viscosité. Des essais respectant les normes de calibration ainsi qu'un test de Taylor adapté à un matériau aussi mou ont été réalisés afin de valider un modèle numérique pour ce matériau. Quelques essais balistiques ont également été réalisés afin de vérifier que le modèle proposé pour la plastiline soit capable de représenter le comportement de ce matériau sur des plages de vitesses de déformations assez étendues.

Sommaire

III.1.	INTRODUCTION.....	104
III.2.	EVALUATION DE LA MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU DROP TEST	104
III.2.1.	<i>Description du modèle numérique</i>	104
III.2.2.	<i>Modèles basés sur l'équation de Johnson-Cook</i>	106
III.2.3.	<i>Modèles basés sur la mécanique des sols</i>	108
III.2.4.	<i>Modèles basés sur une loi de puissance</i>	112
III.3.	CARACTÉRISATION DE LA PLASTILINE PAR RHÉOMÉTRIE CAPILLAIRE.....	116
III.4.	DROP TESTS SUR PLASTILINE WEIBLE® ROUGE.....	121
III.4.1.	<i>Partie expérimentale</i>	121
III.4.1.1.	Objectif.....	121
III.4.1.2.	Procédure d'essais	122
III.4.1.3.	Observations de base et mesures au pied à coulisse selon norme	124
III.4.1.4.	Mesures au scanner 3D	125
III.4.1.5.	Evolution de la profondeur d'indentation dans le temps.....	127
III.4.2.	<i>Modélisation numérique du drop test</i>	128
III.4.2.1.	Modèles à deux dimensions	128
III.4.2.2.	Modèles à trois dimensions	131
III.5.	ESSAI DE TAYLOR SUR PLASTILINE WEIBLE® ROUGE	138
III.5.1.	<i>Partie expérimentale</i>	138
III.5.1.1.	Objectif.....	138
III.5.1.2.	Procédure expérimentale	138
III.5.1.3.	Résultats des essais.....	140
III.5.2.	<i>Modélisation de l'essai de Taylor</i>	145
III.5.2.1.	Modèles purement Lagrangien.....	145
III.5.2.2.	Modèles par couplage fluide-structure	151
III.6.	IMPACTS BALISTIQUES.....	153
III.6.1.	<i>Cas des impacts sur UHMWPE</i>	154
III.6.2.	<i>Cas des impacts sur aluminium</i>	155
III.6.3.	<i>Cas des impacts sur Kevlar® XP™ S102</i>	159
III.7.	SYNTHESE	166

III.1. Introduction

Les plastilines balistiques font en réalité partie d'une gamme de matériaux aux comportements assez complexes. Les plastilines habituellement utilisée par les laboratoires de balistique sont la Weible[®] rouge ou la Roma[®] #1 de couleurs et composition pouvant varier ce qui explique souvent des réponses mécaniques différentes entre tous ces matériaux malgré le besoin d'une réponse normalisée.

Dans ce chapitre, nous présentons une étude portant sur l'utilisation de la plastiline Weible[®] rouge comme matériau témoin pouvant simuler la cible. Dans un premier temps, nous avons développé une modélisation numérique du "Drop Test" en se basant sur des données de la littérature. Cette partie a permis de mieux cerner les difficultés numériques liées au drop test. La profondeur de pénétration en fonction du temps constitue l'indicateur de la validation de la modélisation numérique en intégrant des modèles matériau adéquats. Dans un second temps, nous proposons une méthodologie basée sur l'étude de la rhéologie des plasticines en utilisant un rhéomètre capillaire. Cette partie permet de déterminer une loi de comportement de la plastiline utilisée dans notre travail. Cette loi de comportement est évaluée à partir des résultats des "Drop Tests" réalisés dans notre laboratoire.

Un essai de Taylor a également été mis en œuvre afin de caractériser un matériau aussi mou. Finalement, quelques essais balistiques avec configurations de protection interposées ont été réalisés.

III.2. Evaluation de la modélisation numérique du drop test

III.2.1. Description du modèle numérique

Géométriquement, le drop test consiste en la chute d'une boule en acier dans un bac rectangulaire de grande dimension contenant de la plastiline. Ces deux objets sont composés de matériaux à priori isotropes. Par conséquent, une simulation se basant sur un modèle axisymétrique constitue probablement une approche adaptée. Celle-ci est d'ailleurs évoquée dans la littérature [77,85,86,88–90].

Le choix du maillage est important car il doit être suffisamment fin pour représenter au mieux le problème en tenant compte des délais raisonnables de calculs. La meilleure description d'un modèle de ce type est fournie par Hernandez et al. [77]. Ils utilisent un maillage régulier composé d'éléments axisymétriques à quatre nœuds pour représenter la boule et la plastiline. D'après leur géométrie pour la plastiline et le nombre d'éléments dans une direction, la taille d'un élément pour la plastiline est de 3 mm de côté. Par conséquent, nous considérons cette taille comme une limite supérieure pour les éléments de notre modèle de plastiline devant interagir avec la boule. Une analyse de sensibilité au maillage est, par ailleurs, envisagée dans cette section. Celle-ci permettra de vérifier que nous sommes bien dans une gamme de dimension d'éléments qui n'influence plus les réponses du modèle.

Le bloc de plastiline est représenté par un simple rectangle de côté 20 cm X 15 cm dont les bords extérieurs sont encastrés. Un maillage progressif de densité 60 dans le sens de la largeur et 45 dans l'épaisseur pour un ratio de 1,05 est proposé. La sphère, quant à elle, est représentée par un demi-disque de diamètre 63.5 mm générée automatiquement avec une

densité d'éléments 80. La figure III.1 présente le modèle géométrique maillé. Il est facile de vérifier que les éléments de la sphère et du bloc de plastiline qui peuvent entrer en contact ont des dimensions inférieures à 3 mm (en fait compris entre 0,5 et 2 mm).

Deux nœuds, pris sur l'axe de symétrie, à la surface de la plastiline et de la sphère servent à suivre l'évolution dans le temps de la profondeur de pénétration et la vitesse de la sphère pendant la simulation (cercle rouge sur la droite de la figure III.1).

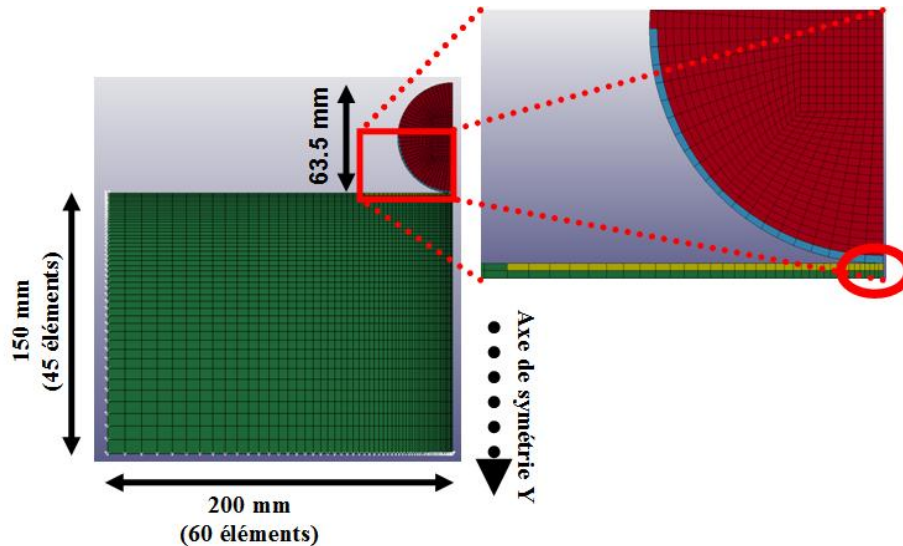


Figure III.1. Modèle numérique axisymétrique du drop test

Concernant la sphère, le matériau (acier) est représenté par un modèle élastique linéaire ($\rho = 7780 \text{ kg/m}^3$; $E = 210 \text{ GPa}$; $\nu = 0,3$) afin de représenter correctement la masse de l'objet pour les dimensions envisagées.

Numériquement, le modèle comporte deux corps. L'algorithme de contact 2D à utiliser pour un tel modèle axisymétrique impose certaines hypothèses. Il ne permet notamment pas de définir un contact adhésif entre les objets mais des coefficients de friction statiques ou dynamiques peuvent être introduits. En outre, l'interaction entre les deux corps ne concerne que les surfaces inférieure de la sphère et supérieure de la plastiline. Il est donc intéressant de pouvoir isoler ces petites zones afin de pouvoir les intégrer au contact sans devoir faire interagir les éléments inclus dans la masse des 2 corps. C'est pour cela que nous avons isolé deux petites bandes d'éléments de la sphère et de la plastiline dans 2 objets supplémentaires. Le contact est donc défini entre ces deux petits groupes d'éléments.

La vitesse à l'impact de la boule est égale à $2\sqrt{g}$ [m/s] (NIJ [10]) ou $\sqrt{3g}$ (HOSDB [9]) dans lesquelles $g = 9,81 \text{ m/s}^2$. C'est une condition initiale au modèle qui peut être introduite sur la boule dans son ensemble. L'accélération gravitationnelle a également été prise en compte dans la définition du modèle.

Nous évaluons ici différents modèles matériaux proposés dans la littérature pour simuler la réponse mécanique de la plastiline à l'occasion du drop test. Le critère imposé par la norme NIJ [10] est d'abord pris en compte. Lorsque la simulation du test de calibration aboutit à une profondeur d'indentation à l'équilibre qui se situe dans une fourchette comprise entre 18 et 22 mm au bout de 40 ms, nous admettons que le modèle est satisfaisant. Dans ce cas, une seconde évaluation du modèle est réalisée selon le critère de la norme HOSDB [9]. Si la

profondeur d'indentation à l'équilibre se situe dans une fourchette comprise entre 13,5 et 16,5 mm au bout de 40 ms, nous admettons que le modèle fournit une réponse satisfaisante.

Nous mesurons également la vitesse maximale du rebond de la sphère afin de la comparer aux données de Rahbek [93] et Mates [89] (Fig. I.64(c)). La figure III.2 montre le graphique générique qui permet l'évaluation des différents modèles. Les lignes horizontales de couleur rouges et vertes constituent les fourchettes de valeurs acceptables de profondeurs d'indentation à l'équilibre selon, respectivement, les normes NIJ [10] et HOSDB [9]. Les courbes expérimentales obtenues par Rahbek [93] et Mates et al. [89] sont également présentées pour comparaison.

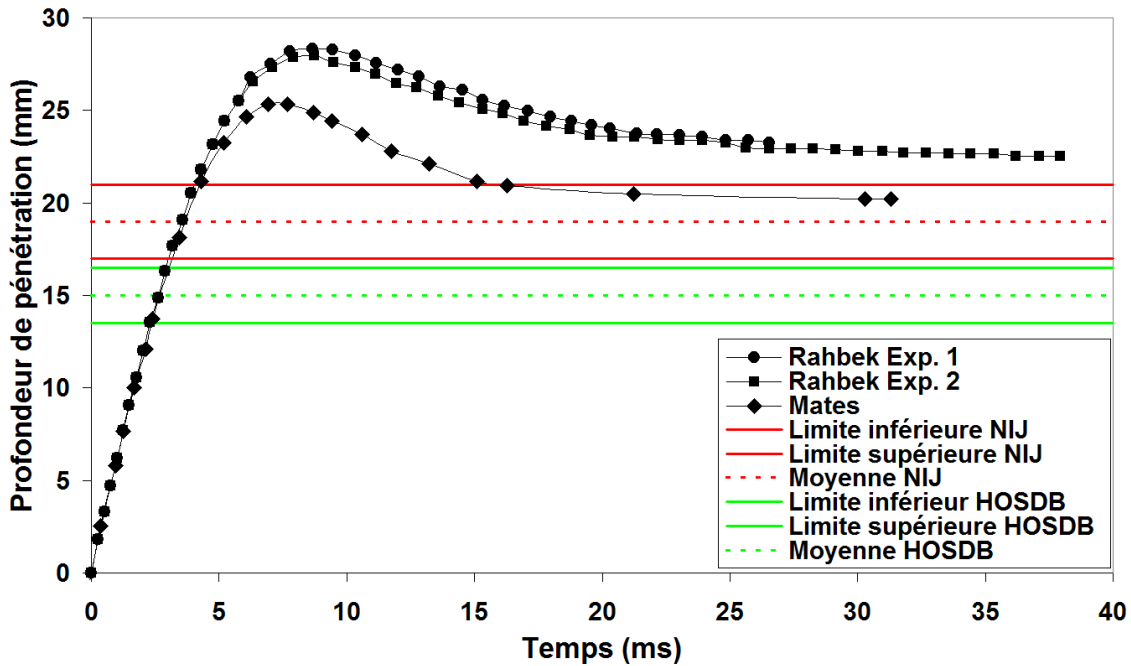


Figure III.2. Graphique générique pour la comparaison des différents modèles avec bornes issues des normes et résultats expérimentaux

III.2.2. Modèles basés sur l'équation de Johnson-Cook

Quoique le modèle de Johnson-Cook est plutôt de nature semi-empirique et a principalement été développé dans le cadre de l'étude du comportement dynamique des métaux, certains auteurs l'ont exploité en vue de simuler la réponse mécanique de la plastiline balistique. Nous pouvons d'ailleurs rappeler ici que les plastilines servent parfois à modéliser certains procédés de mise en forme des métaux. L'équation de Johnson-Cook se formule de la façon suivante :

$$\sigma = \left(A + B \varepsilon^n \right) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right) \quad (III.1)$$

Il s'agit du modèle exploité par Wisniewsky et al. [16] pour de la plastiline Weible[®] rouge ainsi que de Rahbek [93], Mates et al. [89,96] et Callahan [122] pour de la plastiline Roma[®] #1. Le tableau III.1 synthétise les paramètres que Callahan [122] ainsi que Wisniewsky et al. [16] ont utilisé pour alimenter leur modèle.

/	ρ [kg/m ³]	E [MPa]	ν	G [MPa]	K [MPa]	A [kPa]	B [kPa]	n	m	Failure strain
Wisniewsky et al.[16]	1560	3	0,49	1,007	50	65	370	0,6	1	/
Callahan [122]	1500	1,012		/	/		210			1

Tableau III.1. Paramètres de Johnson-Cook pour la plastiline

Sur la figure III.3, nous évaluons les modèles de Wisniewsky et al. [16] et Callahan [122]. Les résultats du modèle de Rahbek [93] ont déjà été discutés dans l'étude bibliographique (Fig. I.66) tandis que le modèle de Mates [89,96] s'est avéré incapable de tourner. La figure III.3 indique que seul le modèle proposé par Wisniewsky et al. [16] parvient à satisfaire aux deux normes et pourrait donc constituer un candidat intéressant. Toutefois, la boule rebondit après impact avec une vitesse maximale de 3,03 m/s, ce qui est bien au delà des valeurs obtenues lors des essais de Rahbek [93], Mates et al. [89]. Il est également remarquable de constater que les simulations des profondeurs d'indentation en fonction du temps évoluent d'abord vers un maximum avant d'osciller fortement.

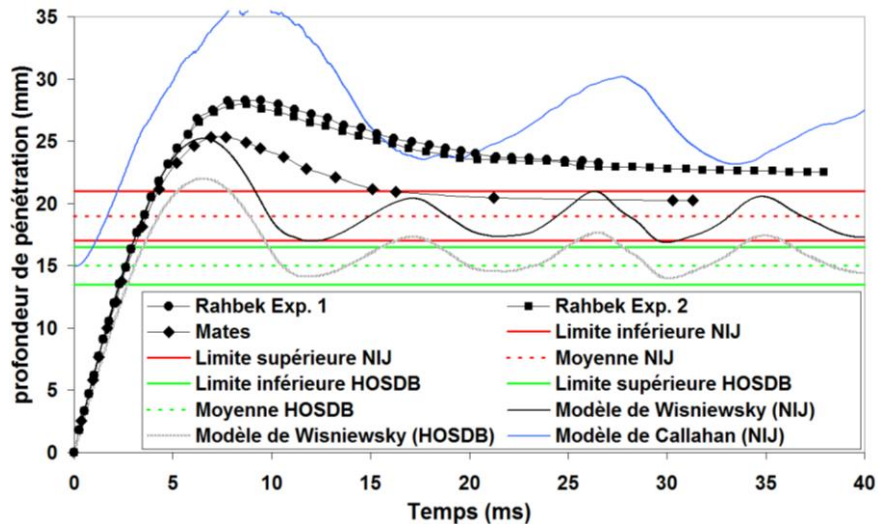


Figure III.3. Evaluations des modèles basés sur l'équation de Johnson-Cook

La figure III.4 présente différentes phases du drop test (NIJ [10]) à plusieurs instants entre 0 et 20 ms dans le cas du modèle de Wisniewsky et al. [16]. On note l'existence d'un rebond de la boule à partir de 12 ms, phénomène qui n'est pas physique dans le cas d'un drop test d'une plastiline.

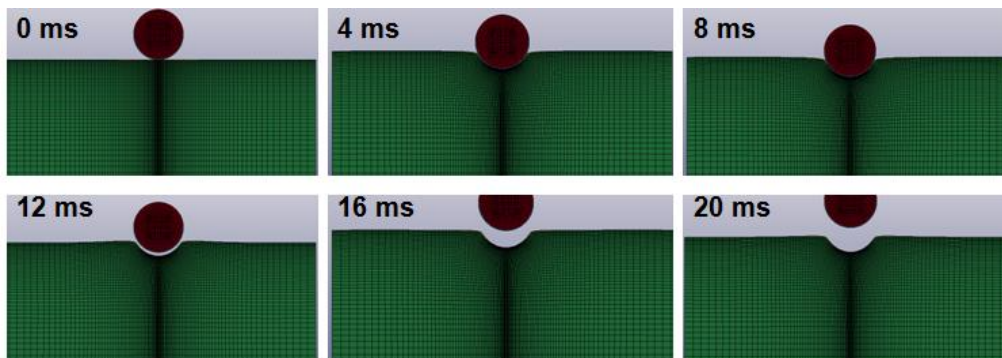


Figure III.4. Impact de la sphère dans la plastiline pour un modèle de Johnson-Cook

En résumé, une approche exploitant le modèle de Johnson-Cook avec les paramètres proposés par Wisniewsky et al. [16] pourrait convenir à la modélisation du comportement mécanique de la plastiline pour le drop test. Néanmoins, le modèle de Johnson-Cook a été développé à l'origine pour la modélisation des métaux et non des matières molles telles que les pâtes à modeler.

III.2.3. Modèles basés sur la mécanique des sols

Comme les plastilines servent, entre autre, à modéliser des processus tels que ceux liés à la dynamique des sols ou de mouvements magmatiques (lithosphère), il est approprié d'utiliser la même approche dans le cas qui nous intéresse. Certains auteurs l'ont déjà tenté pour alimenter leurs modèles. Ainsi, Shen et al. [27], Roberts et al. [98] et Li et al. [123] ont proposé d'utiliser un modèle dans lequel la matière (sol ou plastiline) se comporte comme un fluide. Ce genre de modèle convient bien pour des mousses ou bien des sols confinés et peut se formuler à partir de la fonction de déformation déviatorique parfaitement plastique limite ϕ décrite en termes de second invariant J_2 [28] :

$$J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} \quad (III.2)$$

La pression p et les constantes a_0 , a_1 et a_2 sont reliées par [28] :

$$\phi = J_2 - [a_0 + a_1 p + a_2 p^2] \quad (III.3)$$

Sur la surface limite $J_2 = \frac{1}{3} \sigma_y^2$ dans laquelle σ_y est la contrainte limite uniaxiale [28] :

$$\sigma_y = [3(a_0 + a_1 p + a_2 p^2)]^{1/2} \quad (III.4)$$

Il faut toutefois noter ici que si Shen et al. [27] fournissent tous les paramètres du modèle, Roberts et al [98] ainsi que Li et al. [123] ne fournissent que la densité, le module de cisaillement, le module de compressibilité isostatique et la limite élastique. La courbe pression-déformation volumétrique nécessaire au modèle n'est pas donnée. Par conséquent, seul le modèle de Shen et al. [27] peut être évalué ici. Le tableau III.2 synthétise les paramètres utilisés par Shen et al. [27] en vue d'alimenter ce modèle.

ρ [kg/m ³]	G [MPa]	K [MPa]	a_0 [MPa ²]	a_1 [MPa]	a_2
1650	50	500	40	5	0,1
ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	ϵ_4	ϵ_5	ϵ_6
-0,01	-0,13	-0,26	-0,42	-0,61	-0,84
ϵ_7	ϵ_8	ϵ_9	p_1 [kPa]	p_2 [kPa]	p_3 [kPa]
-1,13	-1,55	-2,3	9	20	50
p_4 [kPa]	p_5 [kPa]	p_6 [kPa]	p_7 [MPa]	p_8 [MPa]	/
100	200	500	2	10	

Tableau III.2. Paramètres du modèle exploité par Shen et al. [27]

La figure III.5 présente la déformation de la plastiline au niveau de la zone d'impact après 40 ms. Elle met en évidence une déformation anormale de la plastiline au voisinage de la boule.

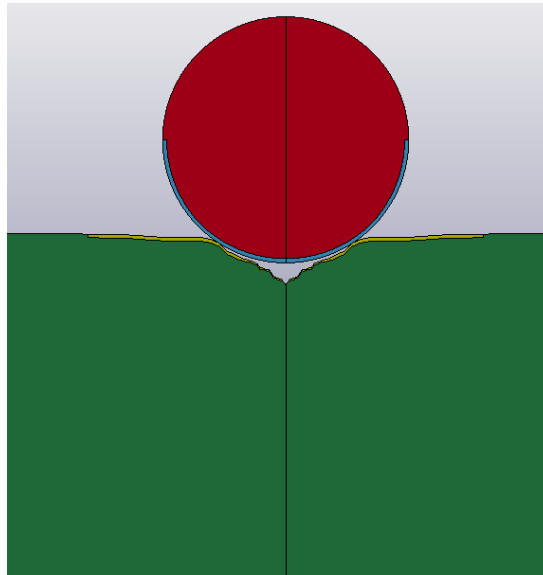


Figure III.5. Déformation de la plastiline 40 ms après l'impact

Munusamy et al. [87] ont modélisé de la plastiline à l'aide du jeu de paramètres présentés dans le tableau III.3 et de la courbe contrainte-déformation présentée sur la figure III.6. Il faut également observer que Munusamy et al. [87] ne donnent pas la densité de la plastiline qu'ils modélisent mais cite le travail de Roberts et al. [98]. Nous avons dès lors considéré la densité suivante : 1750 kg/m³.

ρ [kg/m ³]	E [MPa]	ν	K [MPa]	A ₀ [MPa]	A ₁ [MPa]	A ₂ [MPa]
1750	1,012	0,49	1,27	0,13	0,00	-0,33

Tableau III.3. Paramètres du modèle exploité par Munusamy et al. [87]

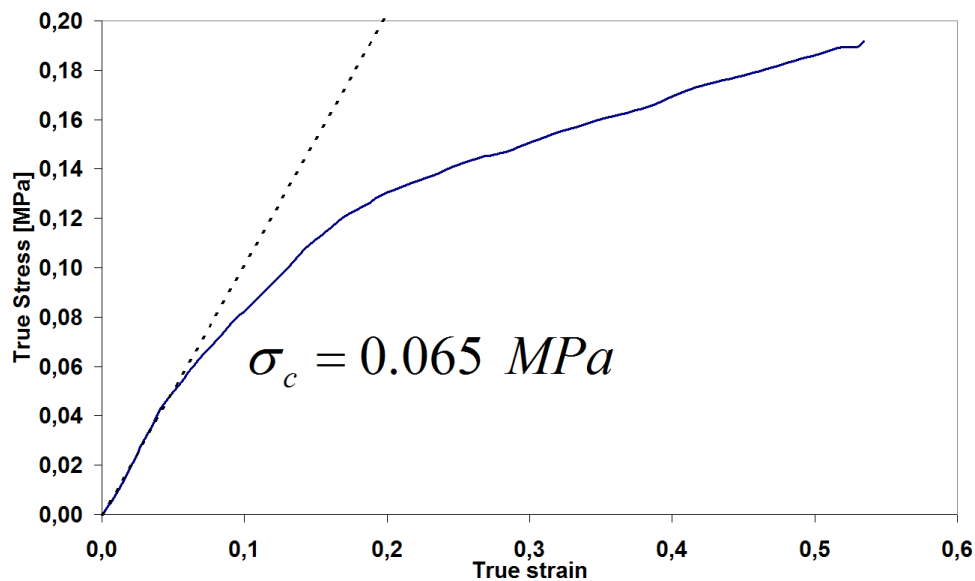


Figure III.6. Courbe contraintes-déformations [87]

La figure III.7 présente l'évolution de la pénétration de la boule en fonction du temps sur base de l'approche utilisée par Munusamy et al. [87] et montre que ce modèle aboutit à une déformation abérante de la plastiline.

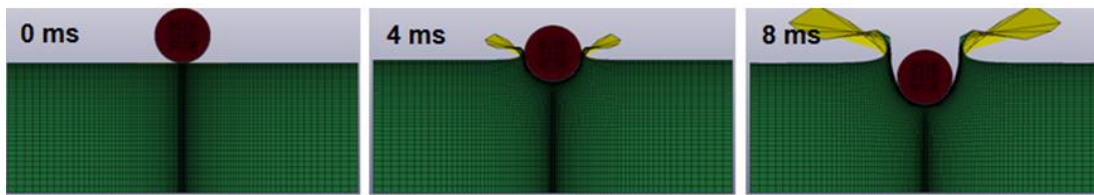


Figure III.7. Déformation de la plastiline modélisée selon Munusamy et al. [87]

De même, Mates et al. [88] ont exploité une approche similaire. Toutefois, l'implémentation de leur modèle aboutit également à des résultats aberrants.

Finalement, l'approximation linéaire par morceaux peut également être invoquée car elle permet de définir des courbes contrainte-déformation et de dépendance aux vitesses de déformation arbitraires. Morka et al. [100] ont exploité cette approche pour tenter de modéliser de la plastiline Roma® #1 sur la base de la courbe contrainte-déformation obtenue par Sofuoglu et al. [81] sur de la plastiline grise (Fig. I.73). Bien sûr, en vue d'alimenter ce modèle, la densité doit être introduite, de même que le module de Young. Concernant ce dernier, l'étude de Sofuoglu et al. [81] fournit une estimation de 4,058 MPa.

Une étude de sensibilité de la densité sur la réponse du modèle a été réalisée. Comme nous savons que les pâtes à modeler ont généralement des densités comprises entre 1400 et 1900 kg/m³, nous avons décidé de réaliser les calculs pour les valeurs suivantes : 1300, 1600 et 1900 kg/m³.

La figure III.8 présente les résultats illustrés à différents instants du drop test pour la plastiline ayant une densité de 1900 kg/m³. Les simulations aboutissent à des résultats similaires pour les trois valeurs de densité. On note l'existence d'un rebond de la boule à partir de 12 ms, phénomène qui n'est pas physique dans le cas d'un drop test d'une plastiline.

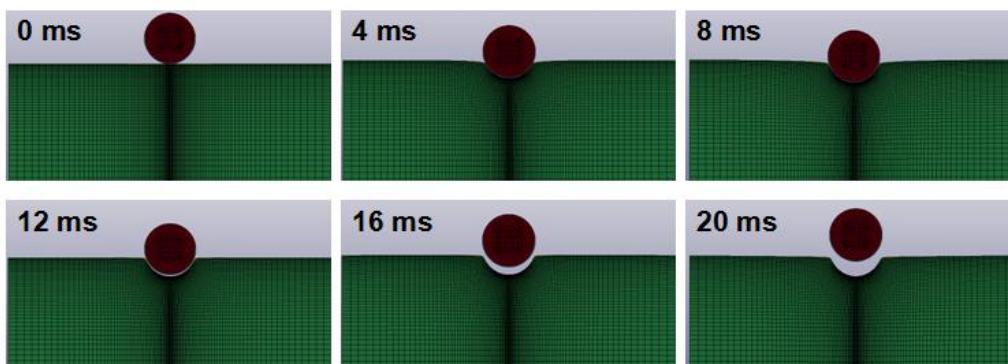


Figure III.8. Impact de la sphère dans la plastiline pour le modèle basé sur une approximation linéaire par morceaux et une densité de 1900 kg/m³

Finalement, la figure III.9 présente l'évolution de la profondeur de pénétration en fonction du temps pour le modèle de Morka et al. [100] pour différentes densités.

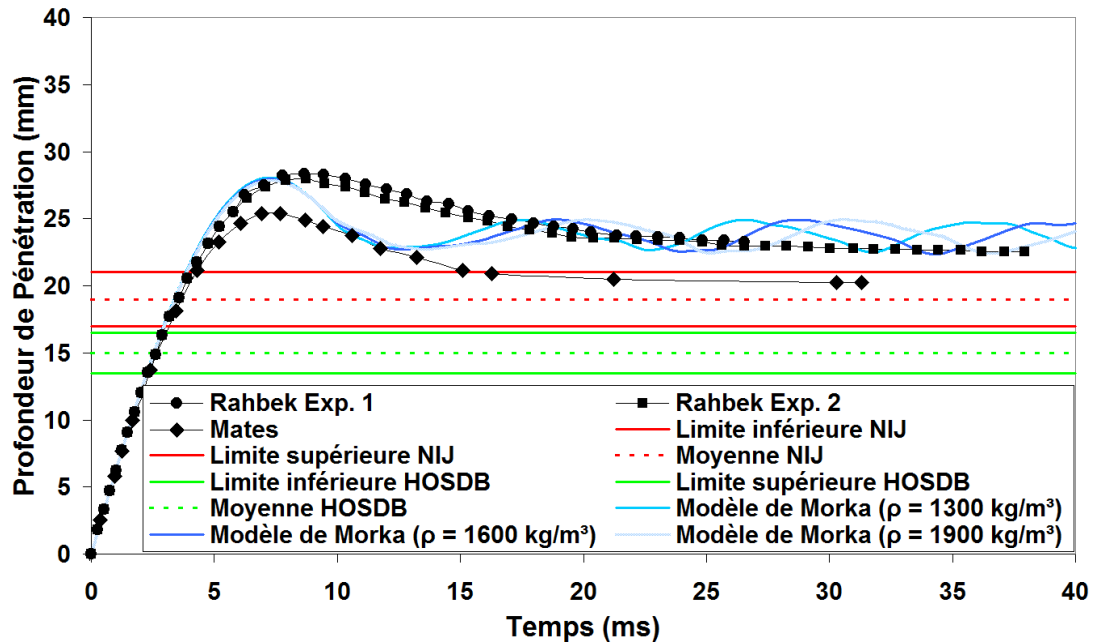


Figure III.9. Profondeur d'indentation en fonction du temps

Cette figure montre que la profondeur d'indentation semble très peu affectée par la densité de la plastiline. Par contre, ce que nous pouvons appeler "longueur d'onde" des oscillations tend à augmenter sensiblement avec la densité proposée pour la plastiline. En outre, nous avons observé que la vitesse maximale (V_{\max}) du rebond de la sphère diminue lorsque la densité de la plastiline augmente, même si elle reste fort élevée par comparaison avec les études de Rahbek [93] et Mates et al. [89]. Ainsi, le tableau III.4 présente les vitesses maximales de rebond en fonction de la densité.

Densité [kg/m ³]	V_{\max} [m/s]
1300	2,07
1600	1,96
1900	1,84

Tableau III.4. Influence de la densité sur la vitesse du rebond de la boule

Nous pouvons donc admettre que la densité n'est pas le paramètre qui influence le plus les résultats de ce type de simulation. En outre, la figure III.9 montre clairement que les valeurs des profondeurs d'indentation sont supérieures aux valeurs autorisées par la norme NIJ [10]. On note que nos résultats semblent proches de l'allure des courbes expérimentales obtenues par Rahbek [93].

En résumé, différents modèles exploitant des approches liées à la modélisation des sols ont été envisagés pour simuler le comportement mécanique de la plastiline. Néanmoins, aucune de ces approches ne semble convenir à la modélisation du drop test. Le plus souvent, ces simulations aboutissent à des résultats erronés ou ne satisfont pas le critère de la norme NIJ [10].

III.2.4. Modèles basés sur une loi de puissance

Pour modéliser le comportement mécanique de la plastiline, certains auteurs exploitent une relation sous la forme d'une loi de puissance qui peut s'écrire sous la forme suivante [77] :

$$\sigma = k\varepsilon^n \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \quad (\text{III.5})$$

Dans cette relation, ε et $\dot{\varepsilon}$ désignent respectivement la déformation et la vitesse de déformation. Les paramètres k , n , m et $\dot{\varepsilon}_0$ doivent être ajustés. La valeur 1 s^{-1} est souvent attribuée au dernier [77] et correspond à la vitesse de déformation de référence. Cette relation est intéressante car elle combine l'effet des déformations et des vitesses de déformation avec peu de paramètres. En particulier, le cas pour lequel $m = 0$ nous permet de retrouver un comportement plastique avec écrouissage tandis que le cas pour lequel $n = 0$ correspondrait à une loi de puissance exclusivement dépendante de la vitesse de déformation, donc similaire à une fonction d'écoulement, et dans laquelle m n'est autre que l'indice d'écoulement déjà décrit plus haut. Cette dernière relation ressemble donc tout à fait à l'équation (I.16).

Plusieurs études se sont donc intéressées à ce modèle pour tenter de modéliser la réponse de la plastiline Roma® #1. Hernandez et al. [86], les premiers, ont exploité la composante purement plastique du modèle. Leur modèle est alimenté sur la base de données statiques ou dynamiques. Les paramètres quasi statiques de la plastiline ont été extraits de la méthode proposée par Sofuoglu et al. [81]. Concernant les paramètres dynamiques, ils les ont ajustés à partir d'un algorithme génétique et d'une procédure itérative inverse exploitant l'observation de la réponse des matériaux lors de drop tests [86]. Leur modèle admet également un contact sans frottement entre la boule et la plastiline. Le tableau III.5 présente les deux jeux de paramètres obtenus statiquement et dynamiquement.

/	ρ [kg/m ³]	E [MPa]	ν	k [MPa]	n
Statique	1528,77	1,714	0,49	0,1417	0,1107
Dynamic		5,347		0,3609	0,1649

Tableau III.5. Paramètres matériaux pour la plastiline [86]

La figure III.10 indique que ces modèles avec paramètres statiques ou dynamiques donnent des profondeurs d'indentation bien trop faibles par rapport aux exigences de la norme NIJ [10].

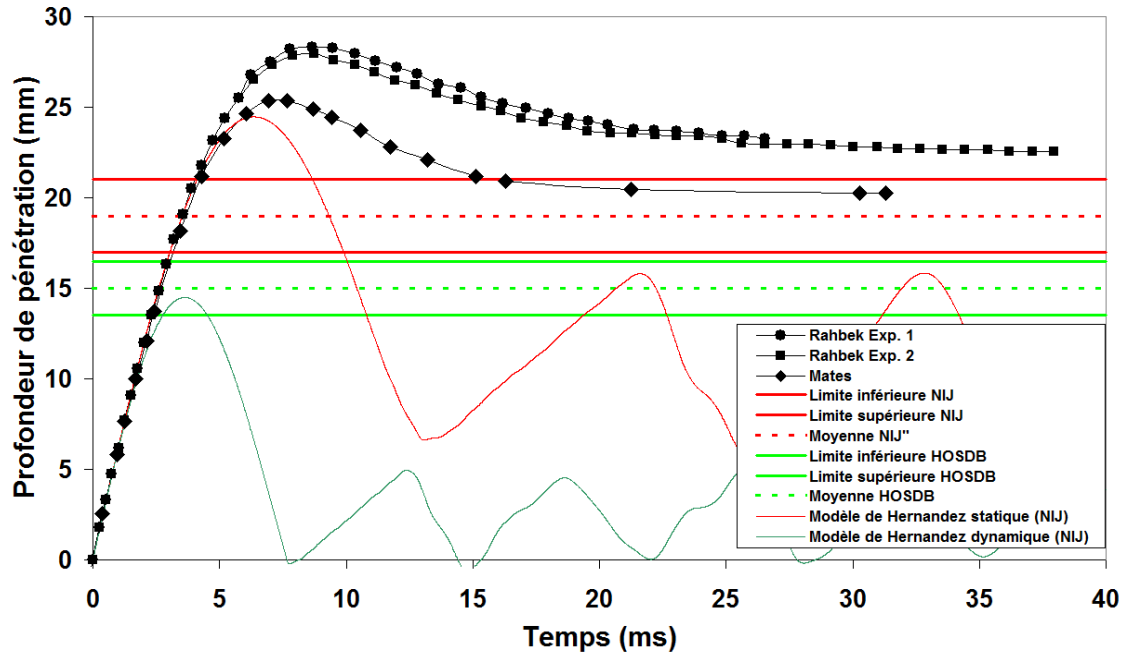


Figure III.10. Réponse au drop test des deux modèles proposés par Hernandez et al. [86]

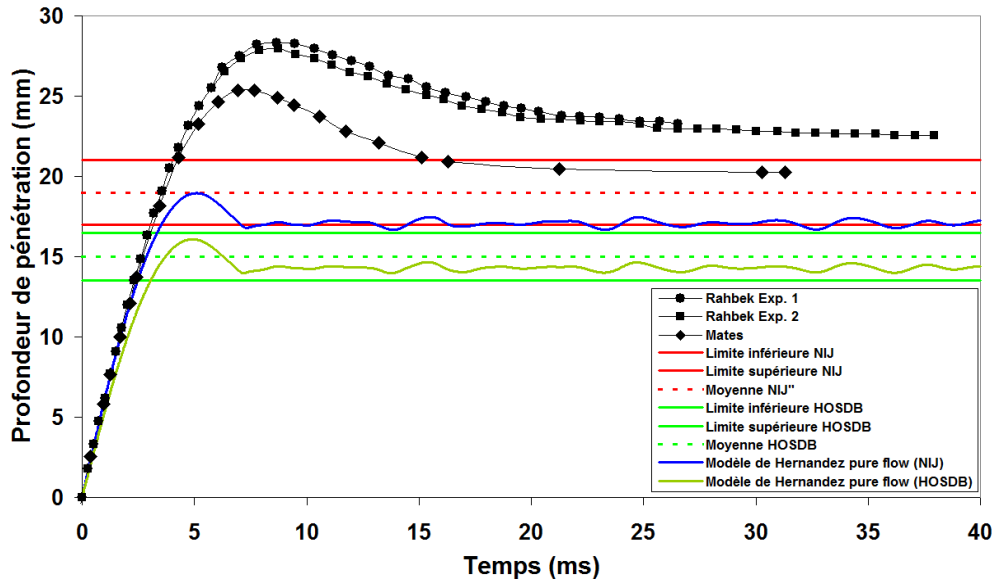
Plus tard, Hernandez et al. [90] exploitent également une loi de puissance des vitesses de déformation dont ils ont optimisé les paramètres k et m sur la base du même processus itératif. Ils ont abouti à trois jeux de paramètres dont les valeurs sont très proches et qui donnent des réponses très similaires. Ceux-ci sont synthétisés par le tableau III.6.

Jeu de paramètres n°	ρ [kg/m ³]	E [MPa]	ν	k [MPa]	m
1	1878	13,34	0,49	0,236	0,0144
2		14,24		0,239	0,0141
3		14,28		0,238	0,0142

Tableau III.6. Trois jeux de paramètres proposés par Hernandez et al. [90] pour modéliser la plastiline

Nous présentons la réponse du modèle concernant le premier de leur jeu de paramètres pour une meilleure visibilité sur la Figure III.11. Cette dernière montre une réponse satisfaisant au critère imposé par la norme NIJ [10]. Néanmoins, le projectile rebondit avec une vitesse d'environ 1,3 m/s qui reste plus élevée que ce que laisse penser les études expérimentales faites par Rahbek [93] ainsi que Mates et al. [89].

Une évaluation suivant le critère de la norme HOSDB [9] a également été effectuée et est également présentée sur la figure III.11. Le graphique montre que ce modèle parvient également à satisfaire aux exigences de la norme HOSDB [9]. Néanmoins, une vitesse de rebond d'environ 1,25 m/s est toujours présente. Ce modèle est donc adapté à la modélisation du comportement mécanique de la plastiline.



Apparemment, tout comme Morka et al. [100], Barnat et al. [124] ont exploité le modèle proposé par Sofuoglu et al. [81] pour de la plastiline grise (Fig. I.73). Le tableau III.7 synthétise les paramètres ajustés à ce modèle. De nouveau, la densité de la plastiline n'est pas précisée et nous évaluons l'influence de ce paramètre sur la réponse mécanique de la plastiline.

ρ [kg/m ³]	E [MPa]	ν	k [MPa]	n
1300 / 1600 / 1900	4	0,4	0,244	0,093

Tableau III.7. Paramètres proposés par Barnat et al. [124] pour modéliser la plastiline

La figure III.12 indique que les profondeurs d'indentation obtenues satisfont tout à fait au critère imposé par la norme NIJ [10]. Une fois de plus, la valeur de la densité attribuée à la plastiline ne semble influencer que très faiblement la réponse du modèle. Seule une légère variation sur la longueur d'onde des oscillations apparait. Toutefois, chacune de ces simulations aboutit au rebond de la boule avec une vitesse non négligeable comme l'indique le tableau III.8.

Densité [kg/m ³]	V_{\max} [m/s]
1300	2,58
1600	2,57
1900	2,53

Tableau III.8. Influence de la densité sur la vitesse du rebond de la boule

Nous avons donc également évalué ce modèle suivant le critère de la norme HOSDB [9] pour les trois densités. La figure III.12 indique une fois de plus que la densité de la plastiline n'est pas le paramètre qui influence le plus les résultats de ce type de simulation. Le modèle proposé par Barnat et al. [124] satisfait également au critère de la norme HOSDB [9].

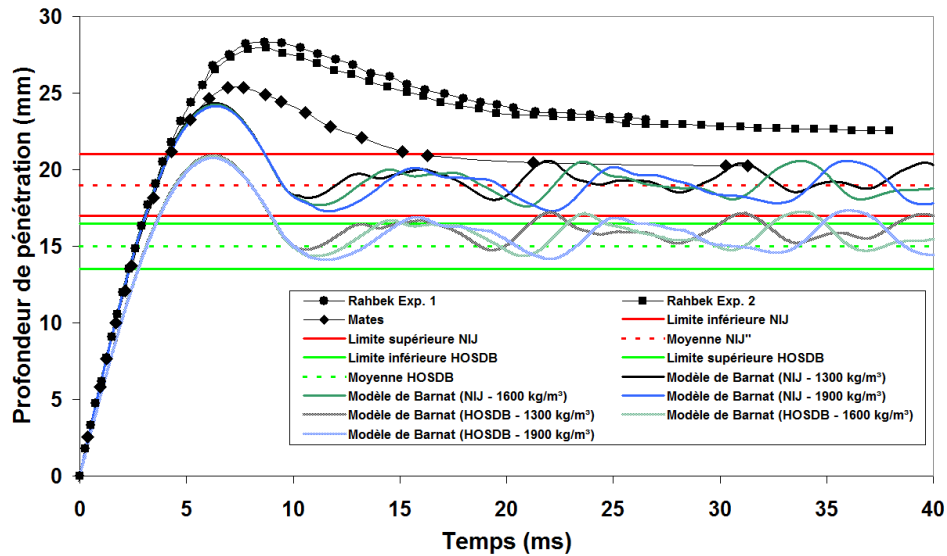


Figure III.12. Réponse du modèle au drop test proposé par Barnat et al. [124] pour différentes densités

De leur côté, Hernandez et al. [77] exploitent également une combinaison plus générale associant la composante avec écoulement et écoulement pour laquelle les paramètres E , k , m et n sont ajustés à l'aide d'un algorithme génétique qu'ils ont développé. Ils introduisent ici également un coefficient de friction statique de 0,193 afin de modéliser le contact entre la boule et la plastiline Roma® #1. Ce modèle, dont les paramètres sont synthétisés dans le tableau III.9, est également exploité par Rodriguez-Millan et al. [125].

ρ [kg/m ³]	E [MPa]	ν	k [MPa]	n	m	ϵ_0 [s ⁻¹]
1529	4,94	0,49	0,202	0,101	0,01	1

Tableau III.9. Paramètres proposés par Hernandez et al. [77] pour modéliser la plastiline

La figure III.13 indique que les profondeurs d'indentation obtenues satisfont tout à fait au critère imposé par la norme NIJ [10]. La boule rebondit ici avec une vitesse de 2,23 m/s ce qui reste plus élevée que ce que laisse penser les études expérimentales faites par Rahbek [93] ainsi que Mates et al. [89]. Nous avons procédé à une évaluation suivant le critère de la norme HOSDB [9]. La figure III.13 indique également que ce modèle est capable de satisfaire aux exigences de la norme HOSDB [9].

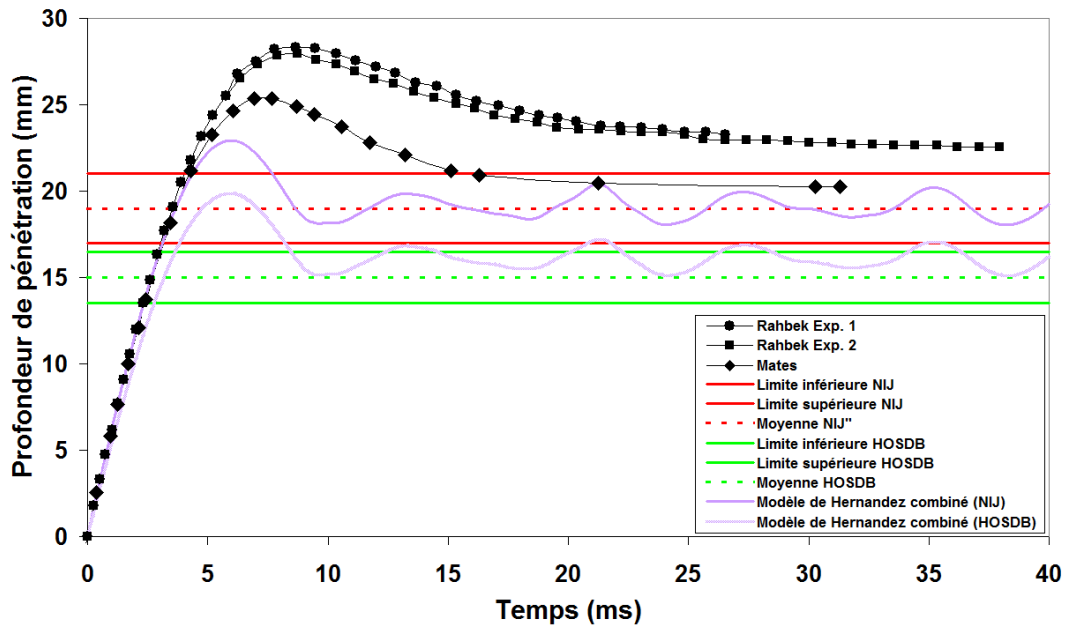


Figure III.13. Réponse du modèle au drop test proposé par Hernandez et al. [77]

En résumé, divers modèles se basant sur une loi de puissance combinant les déformations avec écrouissage aux vitesses de déformation ont été envisagés. Ces modèles aboutissent le plus souvent à des résultats acceptables selon les critères imposés par les normes. Toutefois, l'ajustement des paramètres est toujours réalisé sur base de données issues de la littérature ou bien d'algorithmes d'optimisation paramétrique. Dans la section suivante, nous proposons de déterminer la réponse mécanique de la plastiline à partir d'un essai de rhéométrie capillaire.

III.3. Caractérisation de la plastiline par rhéométrie capillaire

Dans cette partie nous nous intéressons essentiellement à la rhéologie des plasticines. En effet, la plastiline peut être assimilée à un fluide non linéaire et non newtonien qui passe par la détermination de la fonction de viscosité. Par conséquent, nous avons réalisé un essai de rhéométrie capillaire à température contrôlée sur de la plastiline Weible® rouge.

Les mesures de viscosités ont été réalisées à l'aide d'un rhéomètre capillaire RHENOGRAPH 2002 (marque GOETTERT) selon la norme ISO 11443 :2005 Mars 2005. La figure III.14 présente schématiquement le principe d'une mesure de ce genre. Le fluide à analyser est placé dans un fourreau dans lequel la température peut-être contrôlée. Un piston pousse la matière au travers d'un capillaire de longueur et diamètre donnés. Le piston piloté en vitesse sert à imposer un débit, et une sonde en amont de la filière mesure la pression de la matière.

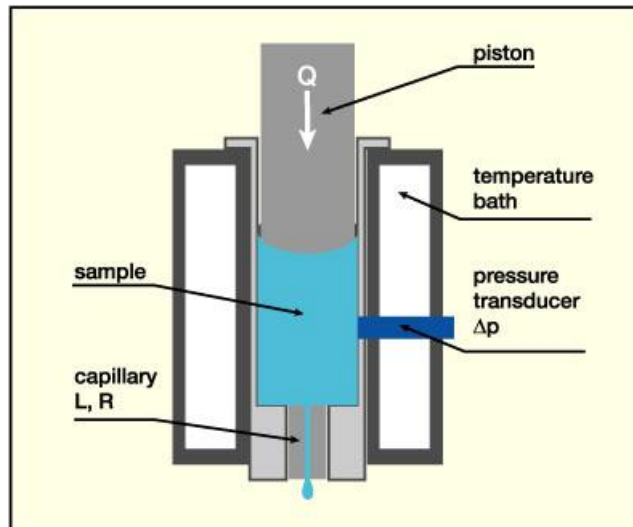


Figure III.14. Schéma de principe de l'essai de rhéométrie capillaire

Une température de contrôle de 27°C (et non 28°C comme prévu pour le conditionnement de notre plastiline Weible® rouge) a été imposée en vue de prendre en compte l'éventuel auto-échauffement de la matière pendant les mesures.

Trois filières de diamètres différents (0,8 – 1,0 et 1,3 mm) et de longueurs différentes ont été utilisées pour les mesures de viscosité.

Nous avons obtenu les viscosités dynamiques en fonction du taux de cisaillement réel qui sont présentées sur la figure III.15.

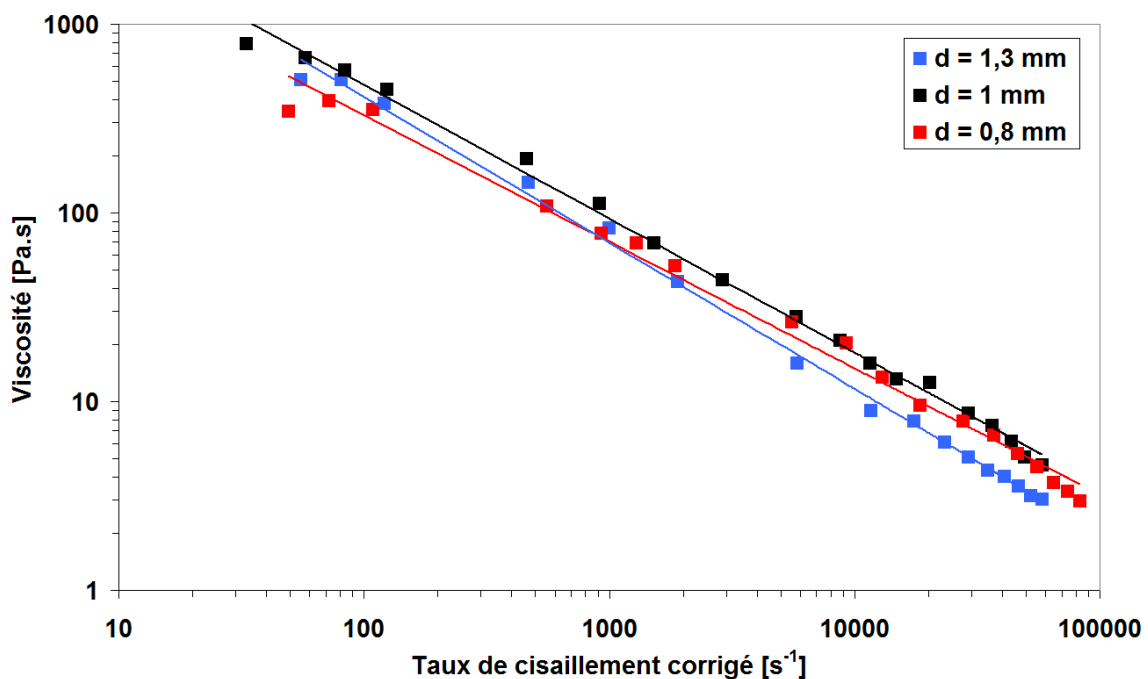


Figure III.15. Fonctions de viscosités de la plastiline Weible® rouge à 27°C pour des filières de différents diamètres

A partir de l'ensemble de courbes présenté sur la figure III.15, nous pouvons reconstruire les fonctions d'écoulements correspondantes sur base de l'équation (I.17). Celles-ci sont présentées sur la figure III.16.

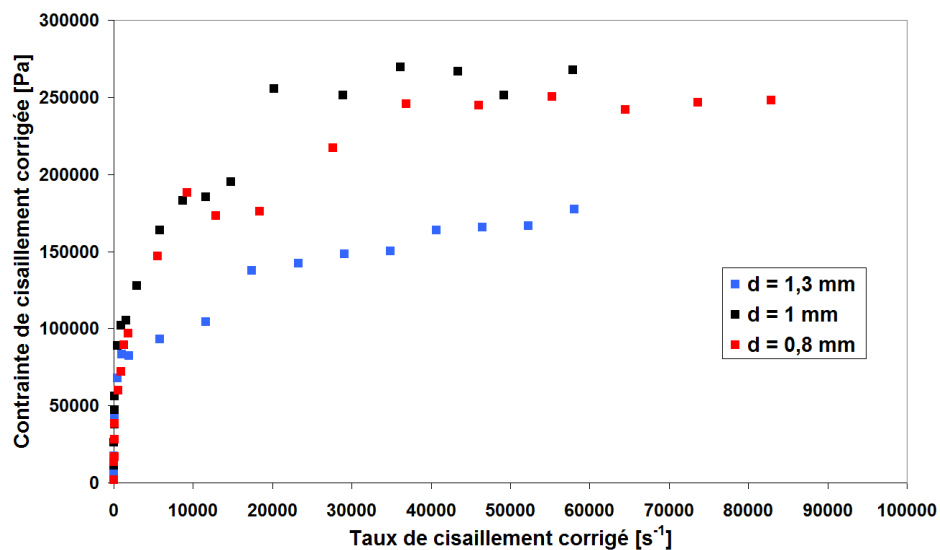


Figure III.16. Fonctions d'écoulement de la plastiline Weible® rouge à 27°C pour des filières de différents diamètres

A partir de la figure III.16, nous pouvons tirer différents enseignements :

- Ces données constituent apparemment les mesures les plus étendues en termes de vitesses de déformation sur de la plastiline ou plasticine
- Dans le domaine des faibles vitesses de déformation, la pente est très importante
- Les résultats de l'analyse avec les filières les plus fines montrent que la réponse de la plastiline devient insensible au taux de cisaillement à partir d'environ 40000 s⁻¹.
- Les données correspondantes aux deux filières les plus fines montrent une certaine superposition tandis que la filière de 1,3 mm donne des résultats un peu à l'écart.

Suite à cette analyse, nous avons décidé de regrouper les résultats obtenus avec les deux filières les plus fines en un seul jeu de mesures afin d'essayer de lui ajuster une loi de comportement (Fig. III.17).

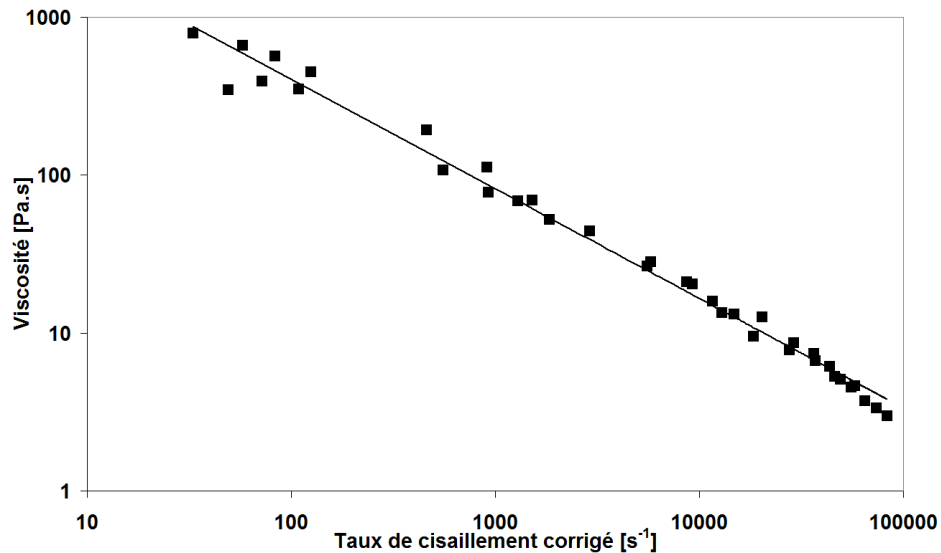


Figure III.17. Fonction de viscosité extrapolée de la plastiline Weible[®] rouge à 27°C

Le graphique de la figure III.17 est intéressant car il montre que la viscosité dynamique de la plastiline Weible[®] rouge dans les conditions qui nous intéressent suit une loi de comportement de type puissance sous la forme suivante :

$$\eta = 9938,9\dot{\gamma}^{-0,6947} \quad (\text{III.2})$$

Dans l'équation (III.2), la viscosité est reliée au taux de cisaillement. Cependant, lors de la modélisation numérique, les lois de comportement utilisées relient plutôt des contraintes à des vitesses de déformation. Néanmoins, il a été démontré que, dans le cadre d'écoulements de substances incompressibles, taux de cisaillement et composantes déviatoriques du tenseurs des vitesses de déformation peuvent être traités algébriquement de manière équivalente [28,79].

En outre, nous savons que contrainte, viscosité et vitesse de déformation sont reliées par $\sigma = 2\eta\dot{\epsilon}$ (Eq. (I.17)) [28,82,83]. Par conséquent, la fonction d'écoulement que nous recherchons peut s'écrire (Eq. (III.3)) :

$$\sigma = 19877,8\dot{\epsilon}^{0,3053} \quad (\text{III.3})$$

La figure III.18 présente l'accord entre les données expérimentales ainsi traitées et la courbe correspondant à l'équation (III.3). La courbe ajustée et les données expérimentales semblent bien correspondre avant 40000 s⁻¹. Par conséquent, des phénomènes déjà aussi dynamiques que des impacts balistiques pourraient être modélisés sur base d'une loi de puissance.

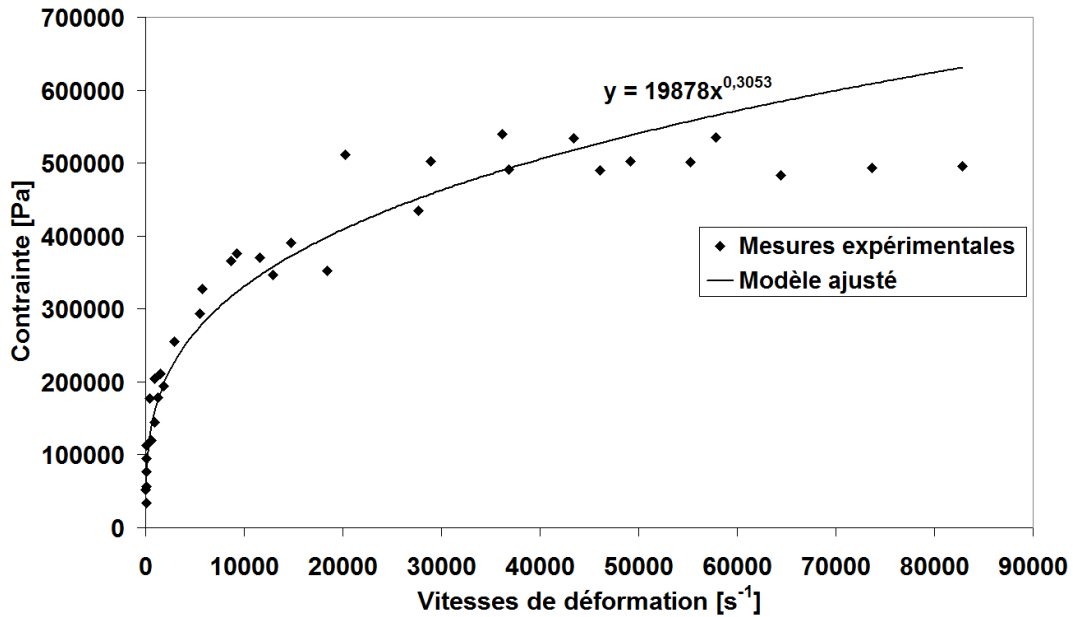


Figure III.18. Contraintes en fonction des vitesses de déformation ainsi que l'ajustement par une loi de puissance

Par conséquent, la constante k de notre plastiline vaut $19878 \text{ Pa}\cdot\text{s}^{0,3053}$ tandis que l'indice d'écoulement de notre plastiline vaut $m = 0,3053$. Nous voyons ici que son comportement mécanique pourra directement être modélisé sur base d'une loi de puissance telle que décrite par l'équation (III.1) mais sans composante écrouissante ($n = 0$). Signalons cependant encore que les données expérimentales obtenues par rhéométrie capillaire montre un certain plafonnement des contraintes aux alentours de 500 kPa à partir d'environ 40000 s^{-1} . Par conséquent, en réalité, une loi de comportement plus réaliste pour la plastiline devrait se présenter en deux temps comme le montre la figure III.19.

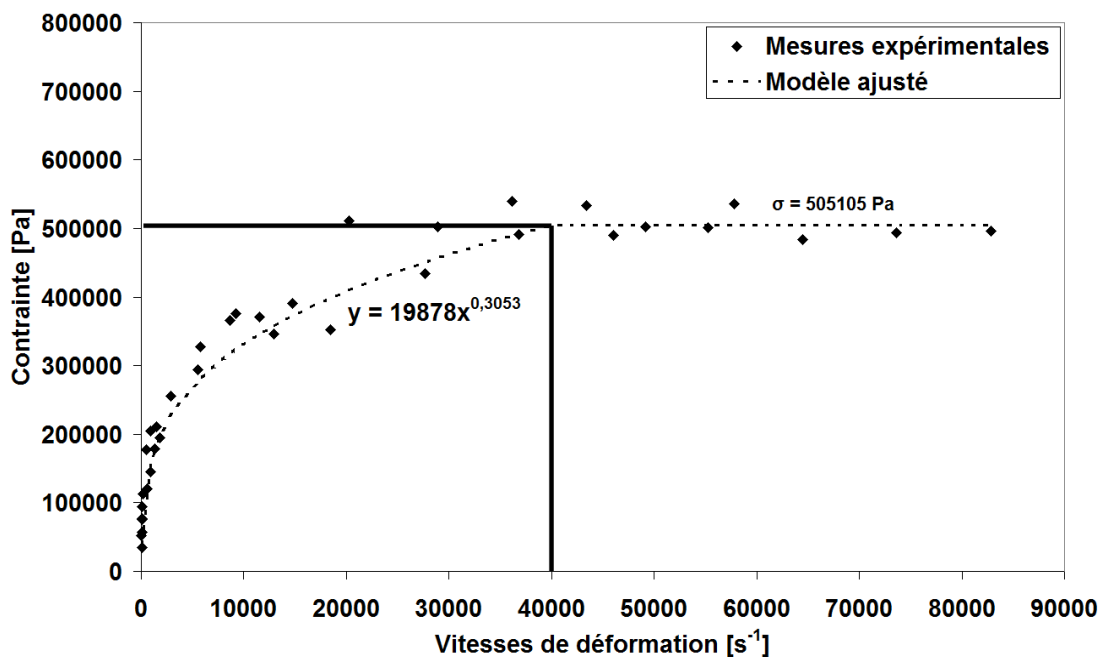


Figure III.19. Meilleur ajustement de loi de comportement pour la plastiline avec plafond apparent sur les contraintes

Néanmoins, pour la suite de notre étude, en raison de contraintes liées aux simulations numériques et des très hautes vitesses de déformations à atteindre pour observer des écarts entre données expérimentales et courbe ajustée, nous baserons notre analyse sur une loi de puissance (Fig. III.18). Nous confronterons ce modèle aux données d'essais qui ont été réalisés au laboratoire. Il s'agit là d'un ensemble de drop tests, d'un test de Taylor adapté à un matériau aussi mou et de quelques essais balistiques avec projectile 2 déformable et protections balistiques interposées.

A ce stade, nous avons fixé la plupart des paramètres pour le modèle à valider pour la plastiline. Cependant, trois paramètres devraient encore l'être :

- La densité de la plastiline : Celle-ci peut être déduite de pesées d'échantillons. Nous l'avons fait à l'occasion des essais de Taylor que nous décrivons plus loin. La densité estimée est de $1639,00 \pm 10,30 \text{ kg/m}^3$. Nous savons déjà qu'elle influence apparemment assez peu la réponse de nos modèles visant à simuler le drop test. Nous la fixerons donc à 1639 kg/m^3 dans la suite de cette étude.
- Le module de Young de la plastiline : Nous savons qu'il est variable en fonction des vitesses de déformation. Malheureusement, c'est un paramètre fixe qui doit être introduit à nos modèles. Par conséquent il devra être estimé sur base d'une analyse de sensibilité.
- Le contact entre la plastiline et les corps impliqués dans nos simulations : le plus souvent, un coefficient de friction est introduit et la gamme des valeurs qu'il peut prendre se situe entre 0 et 0,4. Toutefois, modélisée comme un fluide, une autre hypothèse peut être faite. Elle consiste à se rappeler qu'une particule de fluide au contact d'une paroi d'un écoulement a une vitesse nulle. Ceci peut être adapté à nos modèles sous la forme d'un algorithme de contact adhésif dans lequel les nœuds de la plastiline qui entrent en contact avec un autre corps solide se voient interdits de glisser sur la surface du solide. Dans ce cas, il n'est plus nécessaire d'introduire de frottement.

III.4. Drop tests sur plastiline Weible[®] rouge

III.4.1. Partie expérimentale

III.4.1.1. Objectif

Le but de cet essai consiste à réaliser un drop test sur blocs de plastiline Weible[®] rouge en suivant le protocole de la norme NIJ (et HOSDB) mais en faisant varier la hauteur de chute de la boule en acier. De cette façon, nous pouvons mesurer l'influence de la hauteur de chute et donc de la vitesse d'impact sur la profondeur de pénétration de la plastiline Weible[®] rouge.

Nous envisageons également d'étudier d'autres paramètres. Ainsi, nous mesurerons l'évolution de la vitesse et de la profondeur de pénétration de la boule dans la plastiline en fonction du temps, tout particulièrement dans le cas du drop test de 2 m de haut (NIJ). Nous évaluerons aussi l'influence du retrait de la boule et des impacts successifs sur les mesures d'indentation du premier impact à l'aide d'un scanner 3D.

Cette manipulation doit également permettre d'alimenter un modèle numérique en vue d'ajuster des paramètres matériaux convenables pour obtenir une meilleure connaissance de la réponse mécanique / rhéologique de la plastiline Weible[®] rouge. Nous comparerons également la réponse mécanique obtenue à certaines données extraites de la littérature.

Le dispositif expérimental se compose des éléments suivants :

- 3 blocs de plastiline Weible® rouge préalablement conditionnés à 28°C pendant au moins 48 h en chambre climatisée
- Boule en acier de 63.5 ± 0.05 mm de diamètre et 1043 ± 5 g
- Caméra haute vitesse Photron® + éclairage adapté éventuel (drop test selon norme NIJ)
- Scanner 3D Krypton®
- Appareil photo
- Thermocouple Avantec P600
- Pied à coulisse de profondeur Facom 1350 pour les mesures d'indentation

III.4.1.2. Procédure d'essais

Nous réaliserons les drop tests en respectant le protocole proposé par la norme NIJ mais nous ferons varier les hauteurs de chute de 0,5 à 2,0 m par palier de 50 cm. Pour cela, un mat de longueur adaptable et doté d'un support magnétique nous permettra de fixer la boule en acier à la bonne hauteur (distance entre la base de la boule et la surface du bloc de plastiline) et de la lâcher sans risque de perturber la chute. Pour chaque hauteur, la position des cinq impacts devra respecter l'ordre présenté sur la figure III.20.

La caméra haute vitesse devra filmer chaque impact à chaque hauteur si possible mais en tout particulier dans le cas des chutes de 2 m de haut et le premier au centre du bloc de plastiline. Cet impact servira en effet de référence pour l'élaboration des modèles numériques. La cadence proposée sera de 10000 images par secondes.

La figure III.20 présente schématiquement l'aspect du dispositif expérimental proposé ainsi que la position souhaitée des différents impacts dans le bloc de plastiline selon la norme NIJ [10].

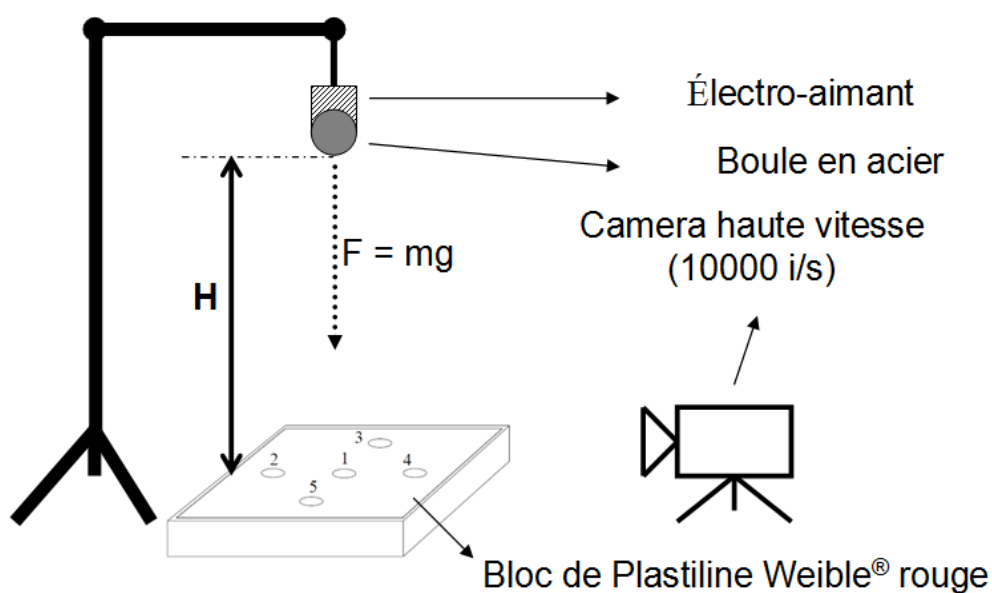


Figure III.20. Configuration générale du test de calibration et de la position des différents impacts selon NIJ

Avant et après chaque groupe d'essais (impacts 1 à 5), la température de la plastiline est mesurée. Ceci permet de vérifier que la température reste stable sur la durée des essais ou bien que l'essai est réalisé dans des délais raisonnables (pas de précision particulière sur cette durée mais idéalement moins d'une heure).

Pour chaque hauteur de chute, après l'impact n°1 (centre du bloc), une mesure de l'état de surface à l'aide du scanner 3D sera effectuée afin d'obtenir le "dénivelé" de la surface du bloc et cela avant le retrait de la boule en acier.

La boule en acier est alors retirée. Une mesure de la profondeur d'indentation est alors prise à l'aide du scanner 3D et aussi suivant la norme, avec le pied à coulisse de profondeur.

Ensuite, les impacts n°2-5 seront réalisés successivement (autour de l'impact 1 – voir figure III.20). Entre chaque impact, un opérateur mesure la profondeur d'indentation à l'aide du pied à coulisse de profondeur. Après que l'ensemble des 5 lâchés auront été effectués, une nouvelle mesure au scanner 3D sera prise. De même, un opérateur prend une deuxième mesure de profondeur au niveau de l'impact central. De cette façon nous pouvons vérifier si les impacts n° 2 à 5 influencent l'état de surface de la plastiline (profondeur d'indentation suite à l'impact n°1).

L'ordre des essais par hauteur, est résumé par le tableau III.10. Ce tableau reprend également les mesures de base à effectuer selon la norme. C'est-à-dire les températures du bloc avant et après chaque groupe d'essais par hauteur, ainsi que les profondeurs d'indentations, mesurées au pied à coulisse, et les moyennes et écarts-types sur ces valeurs. Nous vérifions déjà avec le pied à coulisse de profondeur si les impacts 2 à 5 modifient la profondeur d'indentation du premier impact.

auteur [m]	Températures avant/après tests [°C]	Test n°	Indentation mesurée [mm]	Moyenne [mm]	Ecart type [mm]	Indentation mesurée 2 (Tests n°1) [mm]
2,0 (NIJ)	27.7/27.3 (bloc de plastiline n°2)	1	19,10	18,82	0,33	18.48
		2	18,88			X
		3	18,98			
		4	18,95			
		5	18,18			
1,5 (HOSDB)	28.1/28.0 (bloc de plastiline n°4)	1	20,13	18,80	1,70	20,17
		2	21,45			X
		3	17,35			
		4	17,14			
		5	17,91			
1,0	28.0/27.9 (bloc de plastiline n°2)	1	15,33	13,66	0,91	14.34
		2	13,64			X
		3	12,74			
		4	13,64			
		5	12,93			
0,5	28.0/27.9 (bloc de plastiline n°3)	1	11,16	9,82	0,76	10.51
		2	9,18			X
		3	10,10			
		4	9,11			
		5	9,54			

Tableau III.10. Liste des essais à faire et des mesures à prendre au pied à coulisse

III.4.1.3. Observations de base et mesures au pied à coulisse selon norme

La figure III.21 montre une vue d'ensemble de la chaîne de mesure ainsi que la succession typique des impacts réalisés. Nous voyons notamment que les états de surfaces sont très variables suite au retrait de la boule en acier. Cet état de surface est notamment d'autant plus mauvais que la boule a été lâchée de haut. Ceci est normal car à mesure que la hauteur augmente, la boule s'enfonce plus profondément dans la plastiline qui semble adhésive au moment du retrait.

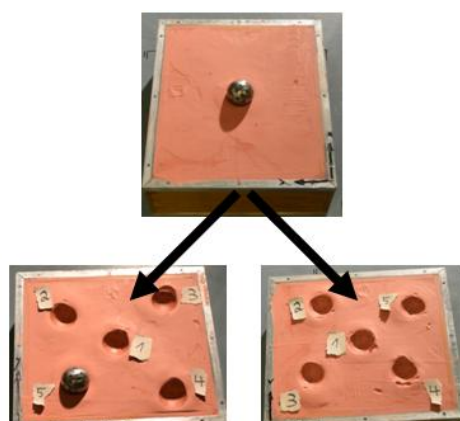


Figure III.21. Succession d'impacts sur bloc de plastiline et état de surface des impacts après retrait de la sphère

Quoique difficile à visualiser, la plastiline présente des aspects parfois différents au niveau des impacts (plus ou moins brillant) et l'adhésion avec la boule peut également varier (pour une même hauteur de chute). Par conséquent, il semblerait que ce type de matière peut présenter des inhomogénéités de composition.

Les données du tableau III.10 semblent montrer que dans la plupart des cas, l'impact au centre (première mesure au pied à coulisse) semble être un peu plus profond que les impacts réalisés autour du premier (impacts 2 à 5). Nous pouvons donc supposer que malgré le respect de la norme, des effets de bords influencent quelque peu les impacts 2 à 5. En outre, même si cet effet semble a priori très limité, la deuxième mesure d'indentation, à l'aide du pied à coulisse, au niveau de l'impact central est quasi systématiquement légèrement moins profonde que la première. Cela peut s'expliquer par un léger repoussement de la plastiline hors du bac dû aux impacts successifs. Comme la plastiline est à peu près incompressible et vu le déplacement de matière liée à la présence de la boule, nous pensons que le volume d'indentation de l'impact n°1 n'est pas nécessairement modifié mais qu'il est seulement légèrement repoussé dans la direction normale au plan de référence (servant de zéro pour la mesure). Nous n'excluons toutefois pas un biais d'utilisateur lors d'une mesure au pied à coulisse de profondeur. Les données du scanner 3D devraient permettre d'évaluer cela plus précisément.

La figure III.22 met en regard les profondeurs d'indentations moyennes mesurées au pied à coulisse de profondeur (les croix d'erreur correspondent au maximum de l'écart-type calculé sur chaque groupe d'essai) ainsi que les données (mesurées et simulées) issues des travaux de Roberts et al. [98] pour comparaison (Tab. I.13). Elle semble indiquer des profondeurs d'indentation plus importantes pour les plus faibles hauteurs dans le cas de notre plastiline, surtout si nous excluons la mesure de Roberts et al. à 0,5 m (profondeur plus élevée qu'à 1 m, ce qui semble illogique). Par conséquent, notre plastiline pourrait être légèrement moins

visqueuse aux basses vitesses que celle utilisée par l'auteur (de la Roma® #1). Les valeurs pour une hauteur de chute de 2 m sont par contre tout à fait corrélées.

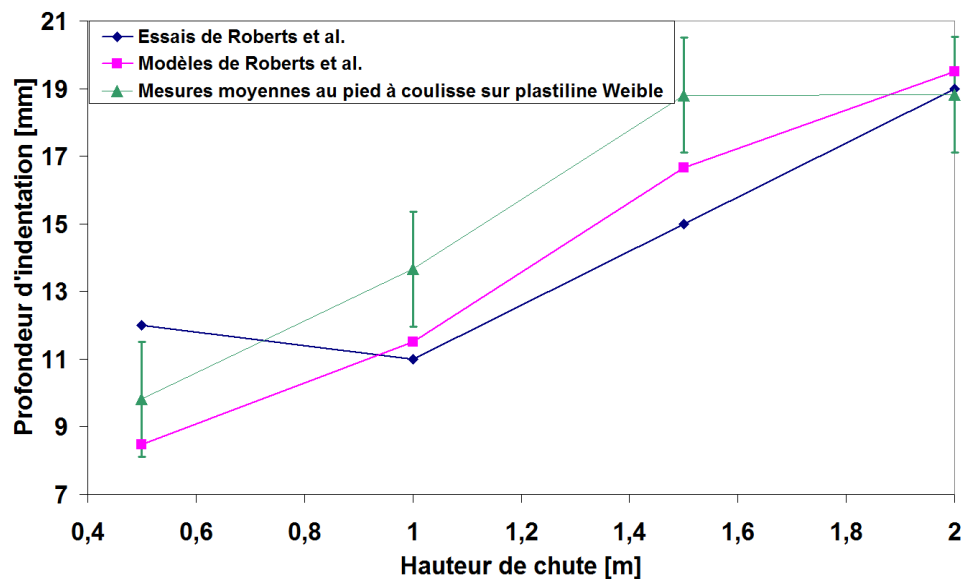


Figure III.22. Comparaison des réponses de notre plastiline et de celle exploitée par Roberts et al.[98]

III.4.1.4. Mesures au scanner 3D

Grâce au scanner 3D, nous sommes capables de mesurer des dimensions avec une précision de 0,05 mm à partir du bord du bloc. Ce dernier est en effet doté d'un repère servant de plan de référence horizontal (profondeur nulle). Nous avons donc systématiquement scanné la surface du bloc de plastiline avant et après retrait de la boule, dont le diamètre est connu à 0,05 mm près, suite aux premiers impacts (au centre du bloc). De même, à l'issue des 5 impacts successifs pour chaque hauteur de chute, nous avons scanné la surface de chaque bloc. Cette technique est intéressante car elle permet automatiquement de mesurer les points les plus profonds ou les plus élevés par rapport au plan de référence horizontal. La figure III.23 montre les scans ainsi réalisés sur l'ensemble des tests.

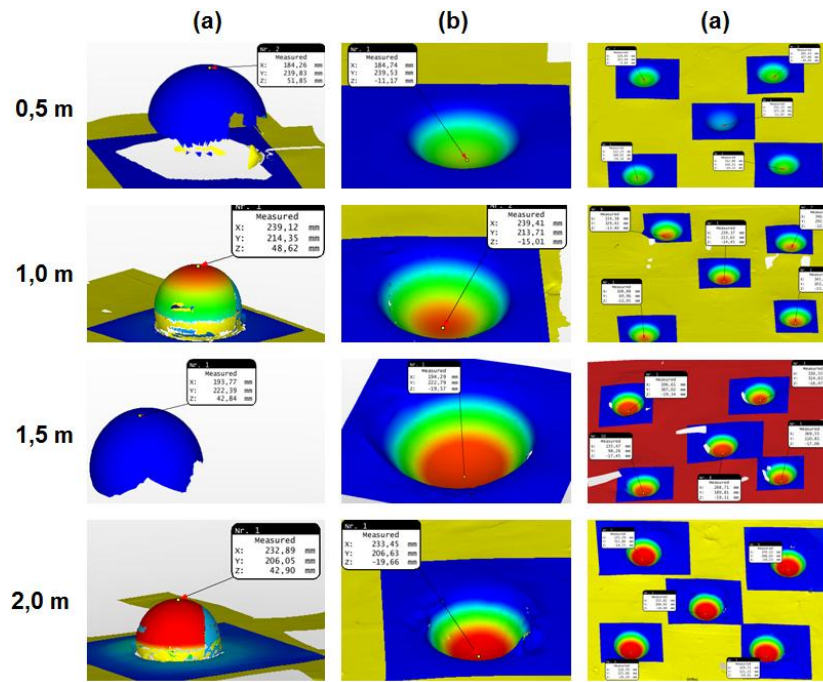


Figure III.23. Scans 3D de la surface du bloc de plastiline suite aux drop tests à différentes hauteurs. (a) avant retrait de la boule au premier impact, (b) après retrait de la boule au premier impact, (c) après les cinq impacts

Par conséquent, nous disposons de mesures précises à 0,1 mm près avec boule et 0,05 mm sans boule. Le tableau III.11 résume les mesures prises au scanner 3D sur chaque groupe de cinq impacts. Finalement, le tableau III.12 compare les profondeurs d'indentations mesurées à l'aide du scanner 3D pour chaque premier drop test avant, après retrait de la boule et suite à chaque succession de 5 drop tests.

Hauteur [m]	Test n°	Indentation mesurée [mm]	Moyenne [mm]	Ecart type [mm]	Indentation mesurée 2 (Tests n°1) [mm]
2,0 (NIJ)	1	19,66	19,46	0,20	19,40
	2	19,72			X
	3	19,23			
	4	19,41			
	5	19,29			
1,5 (HOSDB)	1	19,57	17,98	1,25	19,11
	2	19,34			X
	3	16,47			
	4	17,06			
	5	17,45			
1,0	1	15,01	13,56	0,77	14,45
	2	13,40			X
	3	12,81			
	4	13,53			
	5	13,05			
0,5	1	11,17	10,29	0,46	11,02
	2	9,85			X
	3	10,04			
	4	10,23			
	5	10,14			

Tableau III.11. Mesures de base prises au scanner

Hauteur [m]	Profondeurs d'indentation mesurées au scanner 3D [mm]		
	Avant retrait de la boule	Après retrait de la boule	Après 5 tests
2,0	20,60	19,66	19,40
1,5	20,66	19,57	19,11
1,0	14,88	15,01	14,45
0,5	11,65	11,17	11,02

Tableau III.12. Influence du retrait de la boule et de la succession d'essais sur les résultats du drop test

La figure III.24 met en regard les profondeurs mesurées à l'aide du scanner 3D au premier drop test avant et après retrait de la boule et aussi suite à la succession des 5 drop tests (les croix d'erreurs sont invisibles ici à cause de leur petites tailles).

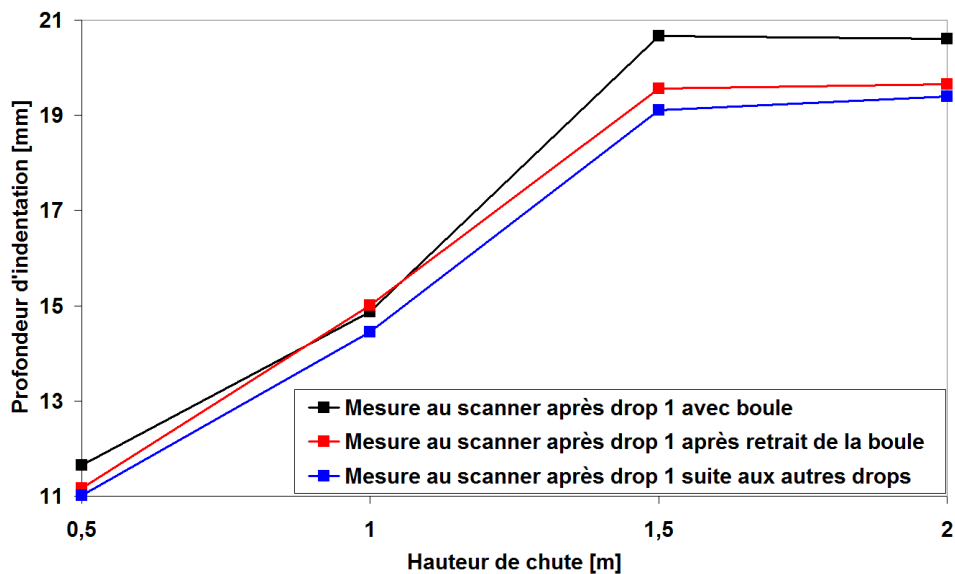


Figure III.24. Evaluation de l'influence du retrait de la boule et de la succession d'impact sur la profondeur d'indentation au centre du bloc

La figure III.24 montre clairement que, à hauteur de chute croissante de la boule, le retrait de cette dernière ainsi que la succession des impacts 2 à 5 entraîne un soulèvement de l'emprunte d'impact de la sphère au centre du bloc. Cela a donc une certaine importance lorsque nous voudrions évaluer un modèle de la réponse de la plastiline sur base des données du drop test. En effet, les valeurs de référence à prendre en termes de profondeur d'indentation sont celles mesurées lorsque la boule en acier est encore plantée dans le bloc. D'autre part, cela signifie que la façon de retirer la boule risque d'influencer le résultat du test de calibration selon les normes NIJ [10] ou HOSDB [9].

III.4.1.5. Evolution de la profondeur d'indentation dans le temps

Grâce à la caméra haute vitesse, il nous est possible de tracer l'évolution de la position de la sphère dans le temps pour les différents drop tests, et tout particulièrement pour ceux de 2 m de haut (NIJ [10]) qui sont généralement utilisés comme référence avant les essais balistiques. L'évolution de la profondeur d'indentation peut en être déduite. La figure III.25 présente les résultats de cette analyse et la compare également aux données issues de la littérature (Rahbek [93] et Mates et al. [89]).

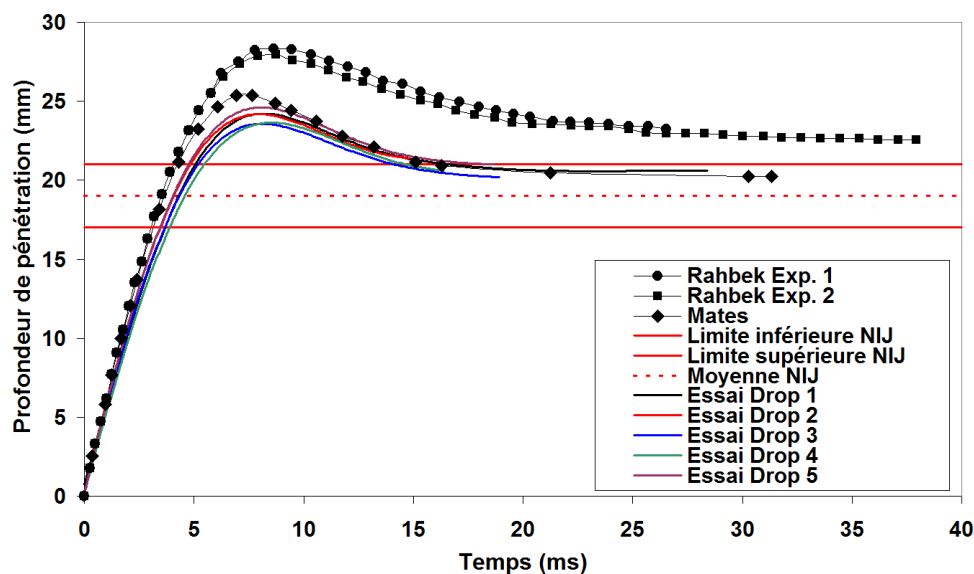


Figure III.25. Mesures de l'évolution de la profondeur d'indentation en fonction du temps selon norme NIJ [10] et comparaison avec la littérature

La figure III.25 montre une assez bonne similitude entre les résultats de nos essais et ceux obtenus par Mates [89]. Il semble cependant que l'indentation maximale avant rebond soit obtenue légèrement plus tard que dans le cas de l'étude de Mates. Ceci peut suggérer que notre plastiline a un effet d'amortissement légèrement plus prononcé que celle utilisée par l'auteur. A l'inverse, les données de Rahbek [93] sont nettement différentes, probablement pour les raisons déjà évoquées dans l'étude bibliographique.

III.4.2. Modélisation numérique du drop test

III.4.2.1. Modèles à deux dimensions

Sur base de la caractérisation par rhéométrie capillaire, des drops tests réalisés et du modèle à 2 dimensions que nous avons déjà exploité plus haut (Fig. III.18), nous allons évaluer la loi de comportement proposée pour la plastiline Weible[®] rouge. Cette évaluation se fera sur base du drop test réalisé selon la norme NIJ [10]. Nous considérons donc le cas de la boule lâchée de 2 m de haut.

En outre, comme le module de Young E est un élément qui doit être ajusté, nous ferons une analyse de sensibilité sur ce paramètre.

Finalement, comme les modèles 2D ne permettent pas l'introduction d'un contact adhésif pour les objets entrant progressivement en contact, nous évaluerons l'influence des coefficients de frottement statiques et dynamiques entre 0,1 et 0,4 (nous prenons cette gamme de valeurs sur base de l'étude de Buchely et al. [85]) en admettant ces deux coefficients égaux (μ). La figure III.26 présente les différents jeux de courbes ainsi obtenus.

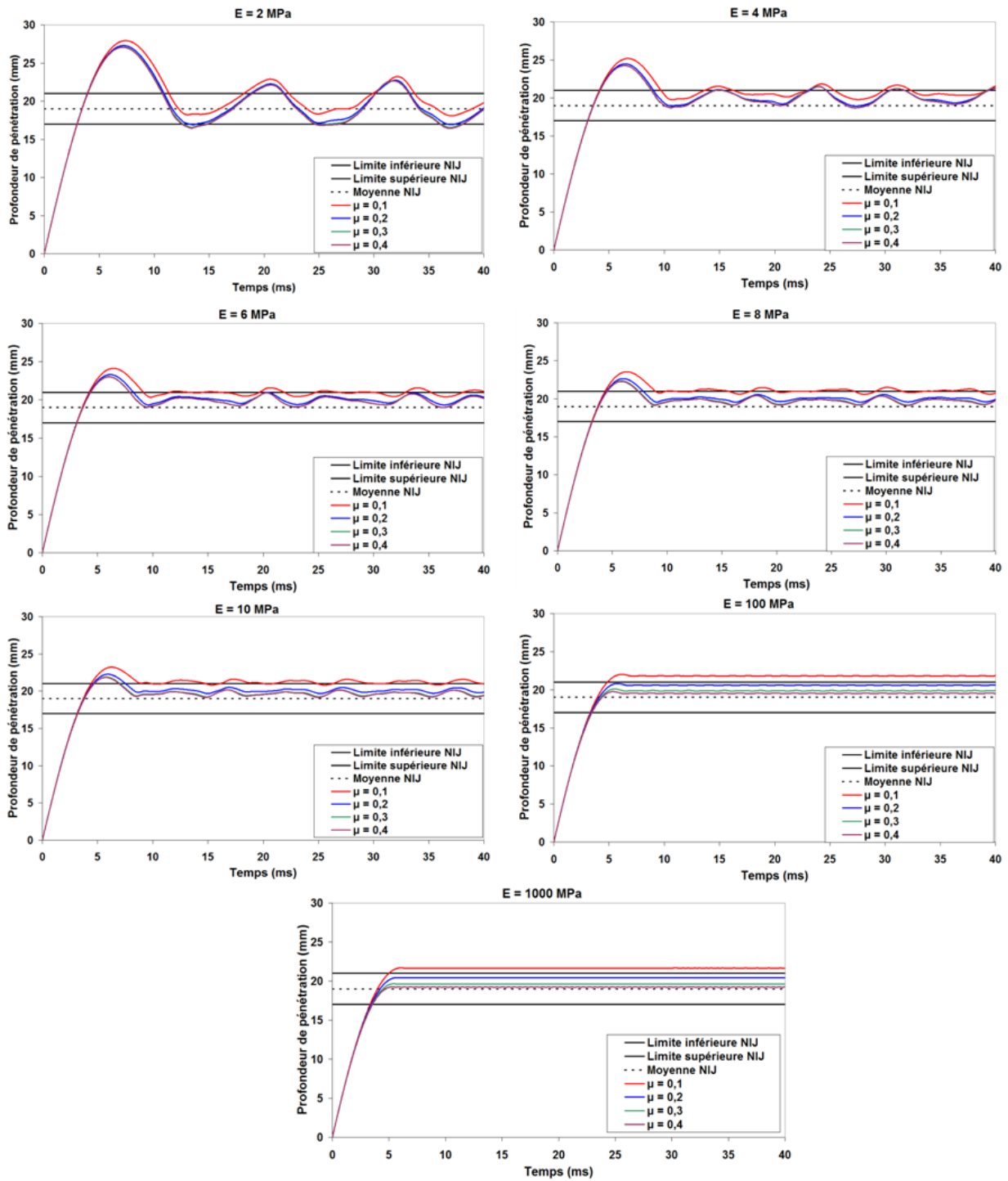


Figure III.26. Evaluation du modèle obtenu par rhéométrie capillaire et influence des paramètres E et μ

Nous voyons une fois de plus que, à mesure que le module Young augmente, les oscillations diminuent. De même, le Module de Young affecte quelque peu la profondeur maximale atteinte par la boule. Pour les valeurs les plus hautes de ce module (100 et 1000 MPa), le pic de profondeur devient pratiquement inexistant. De toute façon, les essais ont montré que la boule rebondit partiellement dans la plastiline, ce qui n'apparaît pratiquement pas dans les simulations pour des modules de Young trop élevés (à partir de 100 MPa).

Concernant les coefficients de friction, nous constatons également qu'à mesure qu'ils augmentent, l'incidence sur la profondeur d'indentation en fonction du temps diminue. Ainsi, les réponses des différentes simulations sont pratiquement égales pour des coefficients de friction statique et dynamique valant 0,3 et 0,4.

Finalement, pour tous ces modèles, la boule rebondit et peut même être éjectée du bloc. En effet, ces modèles à 2 dimensions ne permettent pas d'introduire un contact adhésif entre les deux corps. Le rebond de la boule devient par contre pratiquement négligeable pour les modules de Young les plus élevés (100 MPa et 1 GPa).

Par conséquent, nous pouvons dire ici que la réponse du modèle qui s'approchera de la réalité fera probablement intervenir un module de Young assez faible (probablement compris entre 0 et 10 MPa). En outre, même si l'introduction d'un contact simple avec friction permet d'ajuster notre modèle à la norme NIJ, ce type d'approche ne capte pas toute la réalité du problème. S'il y a bien un léger rebond de la boule, celle-ci reste dans la réalité collée à la plastiline. Nous devons donc évaluer ce problème un peu plus en détail.

Le dernier élément qui doit encore être vérifié est l'influence de la taille des éléments de la plastiline sur la réponse du modèle. Pour ce faire, nous considérerons l'évolution de la profondeur d'indentation en fonction du temps correspondant au modèle utilisant un module de Young de 1 GPa et un coefficient de friction de 0,4. La taille des éléments du bloc de plastiline sera variée. Des éléments carrés de 10 mm, 5 mm, 2 mm, 1 mm seront évalués. Ces modèles seront alors également confrontés au modèle préalablement développé avec maillage progressif. Pour ce faire, le modèle décrit sur la figure III.1 est utilisé. Le bloc de plastiline est re-modélisé comme un objet unique à maillage de taille constant. La figure III.27 montre les états initiaux et finaux des modèles correspondant aux éléments de taille 10 mm et 1 mm pour la plastiline.

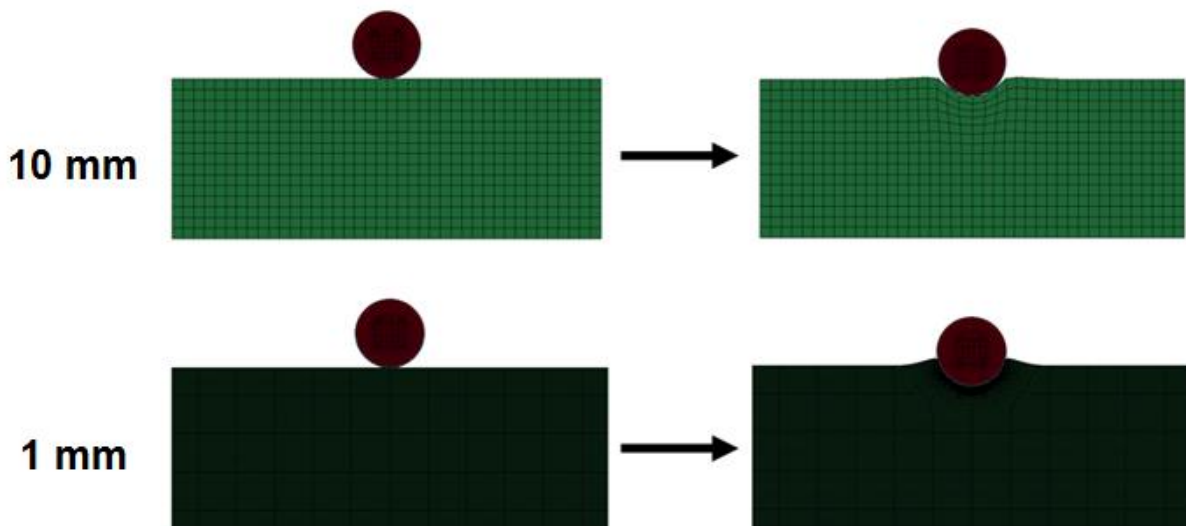


Figure III.27. Aspect initiaux et finaux correspondant aux tailles d'éléments extrêmes pour la plastiline

La figure III.27 indique que des éléments de 10 mm de côté pour la plastiline donne un aspect relativement peu précis à l'état final des déformations de cette dernière. Sur la figure III.28 nous présentons l'évolution dans le temps de la profondeur d'indentation pour les différentes tailles d'éléments considérées.

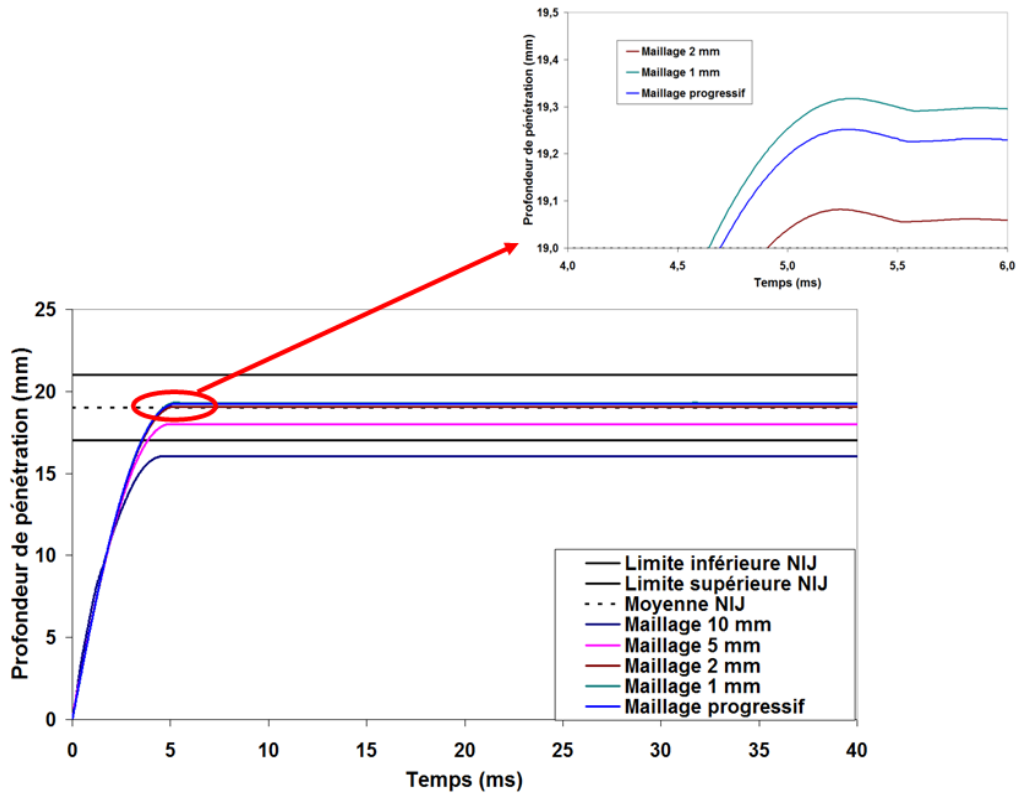


Figure III.28. Influence de la taille des éléments sur la réponse du modèle plastiline en termes de profondeurs d'indentation

La figure III.28 indique que pour les tailles inférieures à 2 mm, la dimension des éléments servant à modéliser la plastiline n'influence plus que très peu la réponse du modèle. Un zoom du graphique montre par ailleurs que le modèle à maillage progressif proposé à l'origine donne une réponse intermédiaire entre le modèle à éléments 2 mm et 1 mm. Ceci peu paraître logique lorsque nous nous rappelons que ce modèle fait côtoyer des éléments dont les dimensions peuvent être comprises entre 1 et 2 mm au niveau de la zone d'interaction avec la boule.

III.4.2.2. Modèles à trois dimensions

Afin d'évaluer plus précisément la réponse de la plastiline au drop test, nous avons dû développer un modèle Lagrange à trois dimensions. Il s'est avéré que seul un modèle de ce type permet d'introduire un contact adhésif entre deux corps.

En effet, nous avons essayé différentes options en vue de tentatives de modélisation de l'interaction adhésive entre la boule et la plastiline.

La première consiste à utiliser un algorithme de contact adhésif spécifique. Celui-ci impose aux nœuds esclaves (surface de la plastiline dans ce cas-ci) à adhérer lorsqu'ils interagissent avec la surface de la boule. Ces nœuds ne peuvent alors plus subir de mouvements tangentiels. Cette approche donne donc des résultats intéressants même si elle aboutit à des distorsions numériques importantes au niveau des éléments de la plastiline devant coller à la boule.

La deuxième option a consisté à modéliser l'ensemble du modèle 3D en SPH pur ou tout du moins en multi-échelles solide-SPH au niveau des zones de contacts. Ces approches, quoique assez artistiques, n'ont pas permis d'obtenir l'adhésion souhaitée. La boule rebondit.

Finalement, nous avons même tenté une approche 2D pure ALE (donc boule élastique-plastique quasi rigide et plastiline modélisées comme des fluides). Cette approche aboutit à une certaine adhésion entre les deux corps mais la boule rebondit quand même en arrachant ou non de la matière, ce qui est assez peu réaliste.

La figure III.29 présente quelques instantanés de ces différentes tentatives et montre clairement que le phénomène d'adhésion que nous désirions intégrer à notre modèle est difficile à modéliser de manière correcte.

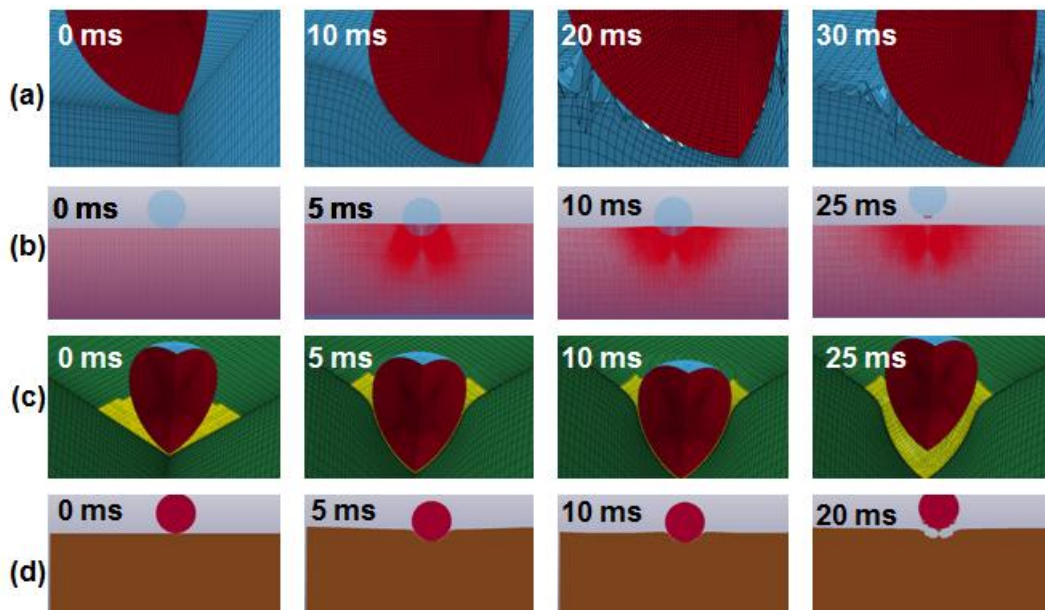


Figure III.29. Différentes tentatives de modélisation du phénomène d'adhésion entre la boule et la plastiline. (a) en Lagrange 3D à l'aide de l'option 1 de l'algorithme de contact tiebreak, (b) en modélisant tous les corps en SPH, (c) en multi-échelles, avec les intérieurs des volumes correspondants à la boule et la plastiline en éléments solides mais les surfaces devant interagir et coller en SPH et (d) en modélisant tous les corps en ALE 2D

Par conséquent, la méthode Lagrange avec contact adhésif sera exploitée ici pour la suite. Le contact en question imposera aux nœuds de la plastiline qui sont initialement au contact ou bien qui vont entrer en contact avec la boule de rester coller à celle-ci sans plus aucune possibilité de glisser dessus. Cette hypothèse assez forte est intéressante car elle devrait permettre de s'affranchir de coefficients de friction. En outre, du point de vue de l'écoulement d'un fluide visqueux, elle s'approche assez fort de l'hypothèse selon laquelle une particule de fluide au contact d'une paroi a une vitesse nulle (ici, la paroi de l'écoulement serait la surface de la boule). Finalement, l'évaluation d'un modèle à trois dimensions est avantageuse car seul un modèle de ce type pourra permettre de simuler des impacts avec protections au comportement orthotrope de type Kevlar® ou DYNEEMA®. La figure III.30 présente le modèle ainsi généré (maillage et dimensions). Il s'agit d'un quart de bloc (quart de symétrie) de 20 cm X 20 cm X 15 cm maillé à l'aide d'un maillage progressif de ratio 1,05 (60 éléments selon x et y, 26 éléments selon z). De nouveau, il est facile de vérifier que les éléments de la surface du bloc de plastiline capables d'interagir avec la boule ont des dimensions inférieures

à 3 mm (en fait comprises entre 0,5 et 2 mm). La boule fait 63,5 mm et est générée automatiquement avec une densité d'éléments 24.

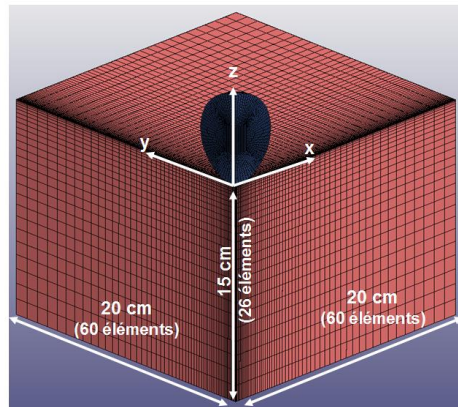


Figure III.30. Modèle à trois dimensions pour le drop test

Nous commencerons par évaluer le modèle matériau déduit de l'analyse par rhéométrie capillaire sur base du drop test d'une hauteur de 2 m (norme NIJ [10]). Cette évaluation sera réalisée en même temps qu'une analyse de sensibilité au module de Young sur base des observations expérimentales en vue d'ajuster au mieux l'évolution de la profondeur d'indentation en fonction du temps. Ensuite, les paramètres du modèle seront très légèrement variés autour des valeurs donnant le meilleur ajustement sur base de l'analyse par rhéométrie capillaire. Finalement, une analyse de sensibilité au maillage permettra de vérifier que le modèle n'est plus influencé pour des éléments inférieurs à 2 mm comme dans le cas du modèle à deux dimensions.

III.4.2.2.1 Comparaison entre le modèle 3D et les résultats d'essais

Le modèle proposé (Eq. (III.3)) a été évalué en fonction du module de Young et sur base des essais de drop test réalisés au laboratoire. La figure III.31 montre les premiers résultats de ces simulations pour des modules de Young compris entre 2 et 6 MPa.

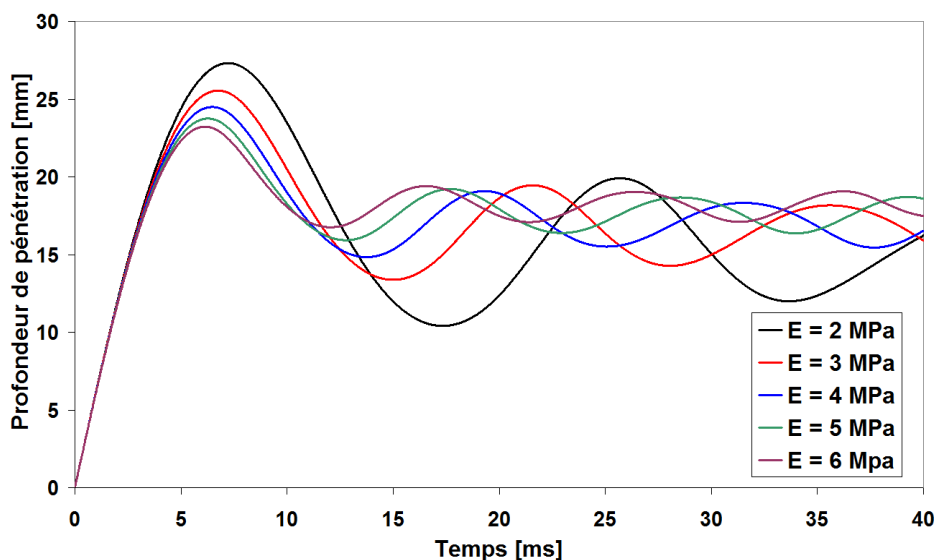


Figure III.31. Simulation du drop test à l'aide de notre modèle de plastiline pour différents modules de Young

Les résultats numériques présentés sur la figure III.31 confirment certaines conclusions proposées par Rahbek [93] à l'occasion de ses recherches. En effet, le module de Young est l'élément influençant le plus les oscillations numériques liées à la réponse du modèle proposé pour la plastiline. Celles-ci présentent une amplitude d'autant plus élevée que le module de Young est faible. A l'inverse, des modules plus élevés réduisent ces oscillations mais en augmentent la fréquence.

Nous avons vu à l'occasion de l'étude à l'aide du modèle à deux dimensions que l'ajustement du module de Young doit probablement aboutir à une valeur assez faible, quelque part entre 1 et 10 MPa. Néanmoins, pour des valeurs aussi faibles, les oscillations sont si amples qu'il est difficile d'en tirer directement une conclusion sur la qualité du modèle que nous avons proposé. D'un autre côté, il semble que ces oscillations possèdent une fréquence propre bien caractéristique dès que la boule effectue son rebond.

Certains auteurs ont introduit de l'amortissement numérique en vue d'éliminer cet inconvénient. Cependant, cet amortissement doit être limité afin d'éviter une rigidification numérique du modèle. D'autre part, il semble que durant le processus de pénétration de la boule avant rebond, cet effet oscillant ne soit pas apparent. La boule pourrait alors être vue comme un exciteur fréquentiel de la plastiline dans le cadre de la simulation. Elle serait alors un objet qui aurait le temps de pénétrer la plastiline en lui transférant son énergie cinétique avant que la plastiline ne lui en restitue une partie et entraîne ce rebond ainsi que les suivants. Par conséquent, une façon d'éliminer les fréquences oscillantes parasites pourrait, sur base des simulations initiales, de déterminer la fréquence indésirable et de refaire tourner la même simulation en amortissant cette seule fréquence mais seulement après que la boule n'atteigne son pic de profondeur (donc quand elle a terminé de transmettre son énergie cinétique). La détermination de la fréquence parasite peut être réalisée par une analyse FFT du signal donnant la profondeur d'indentation en fonction du temps lors de la première simulation tandis que l'instant correspondant au pic d'indentation est simple à déterminer. La figure III.32 schématise le principe de l'idée proposée dans le cas d'une simulation à l'aide de notre modèle pour un module de young de 5 MPa.

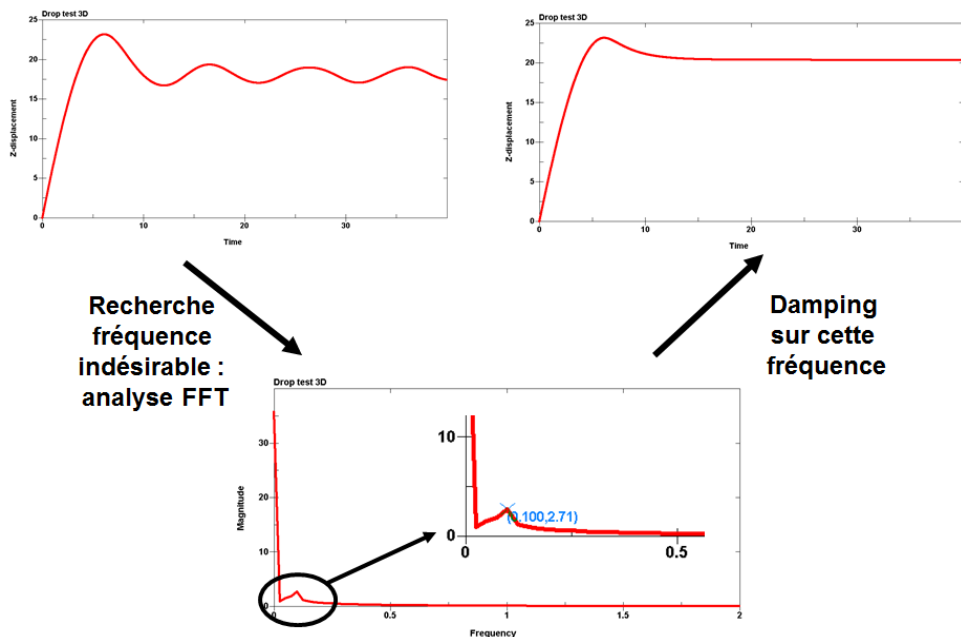


Figure III.32. Principe du traitement par damping en deux simulations en vue de l'élimination de la fréquence d'oscillation indésirable

La figure III.32 montre que la fréquence indésirable sur le premier modèle se situe aux alentours de 100 Hz. L'élimination de cette fréquence à partir du pic de profondeur atteint par la boule permet d'obtenir une réponse du modèle assez similaire à ce qui est observé lors des essais. La même méthode peut être appliquée à tous les modèles visant à évaluer l'incidence du module de Young. La figure III.33 montre les résultats de cette analyse après élimination des fréquences indésirables. Elle compare les données des différentes simulations avec les courbes expérimentales.

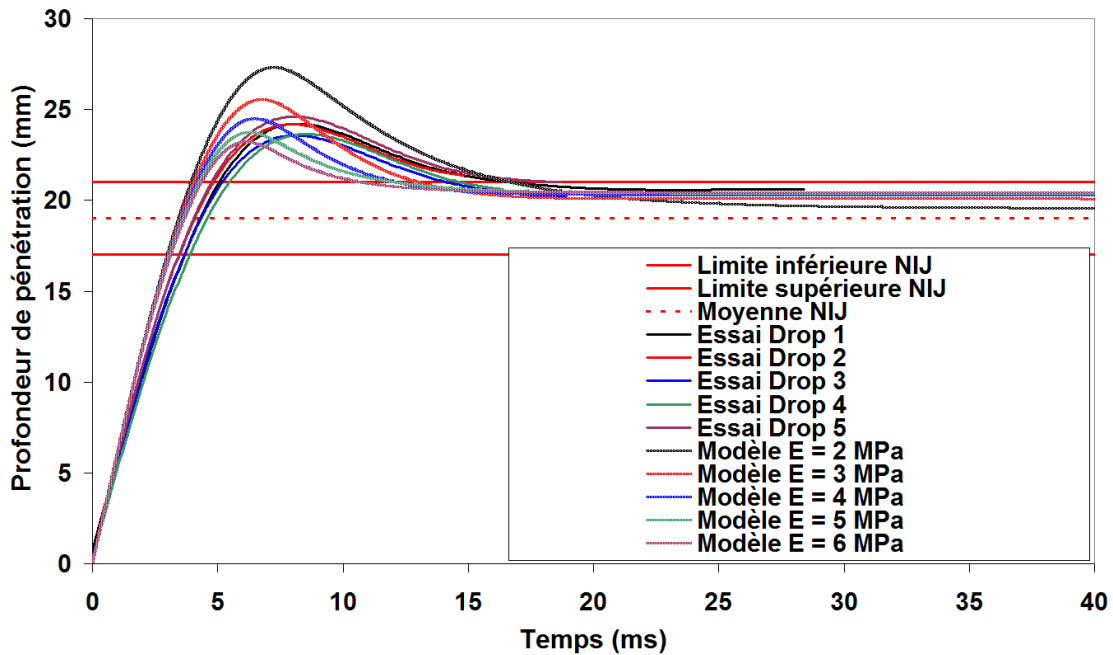


Figure III.33. Comparaison entre les essais et le modèle. Influence du module de Young

La figure III.33 indique un assez bon accord entre les données expérimentales obtenues au laboratoire et notre modèle. Tout particulièrement, pour des modules de Young compris entre 4 et 6 MPa, la profondeur d'indentation maximale correspond tout à fait à celle obtenue lors des essais. A l'inverse, le délai nécessaire pour atteindre ce pic d'indentation semble correspondre aux modules de Young les plus faibles. Pour des modules de Young compris entre 4 et 6 MPa, le pic de profondeur est atteint environ 2 ms trop tôt par rapport aux essais. L'explication la plus logique à ce phénomène doit probablement provenir de la sensibilité à la vitesse de déformation du module de Young qui ne peut pas être prise en compte dans nos modèles. Dans la suite de notre étude, le module de Young sera fixé à 5 MPa, la valeur moyenne qui semble correspondre le plus à la réalité physique.

III.4.2.2.2 Analyse de sensibilité sur les paramètres k et m du modèle de plastiline

La figure III.18 indique que les mesures expérimentales effectuées en vue de connaître la réponse mécanique / rhéologique de notre plastiline sont à la fois ponctuelles et dotées de dispersions. Il est donc logique d'évaluer les effets de ces dispersions sur les paramètres du modèle matériau proposé et donc sur la réponse du modèle numérique par rapport aux données des essais. La figure III.34 montre une mise à jour de la figure III.18 afin de mettre en évidence les variations du modèle générique proposé par rapport aux mesures expérimentales. Ainsi, nous évaluerons la réponse de notre modèle pour $k = 19000, 19878$ et 20500 Pa.s^m (m maintenu à $0,3053$) et pour $m = 0,29 ; 0,3053$ et $0,315$ (k maintenu fixe à 19878 Pa.s^m).

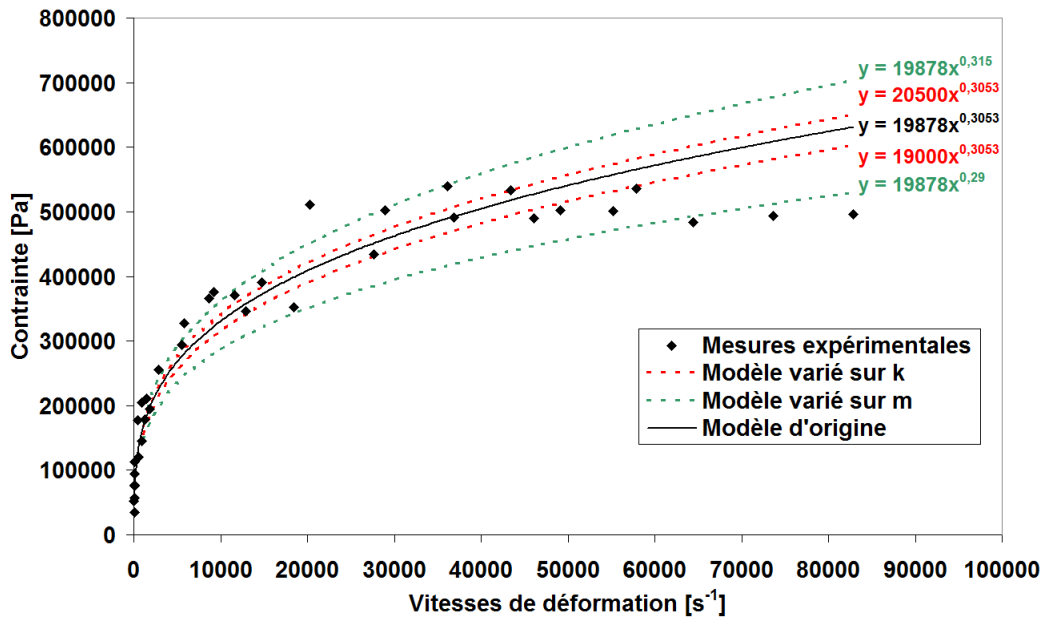


Figure III.34. Influence de petites variations sur les paramètres du modèle

La figure III.35 présente l'impact des variations de k et m sur la réponse du modèle en termes de profondeur d'indentation en fonction du temps pour le drop test à 2 m (NIJ [10]).

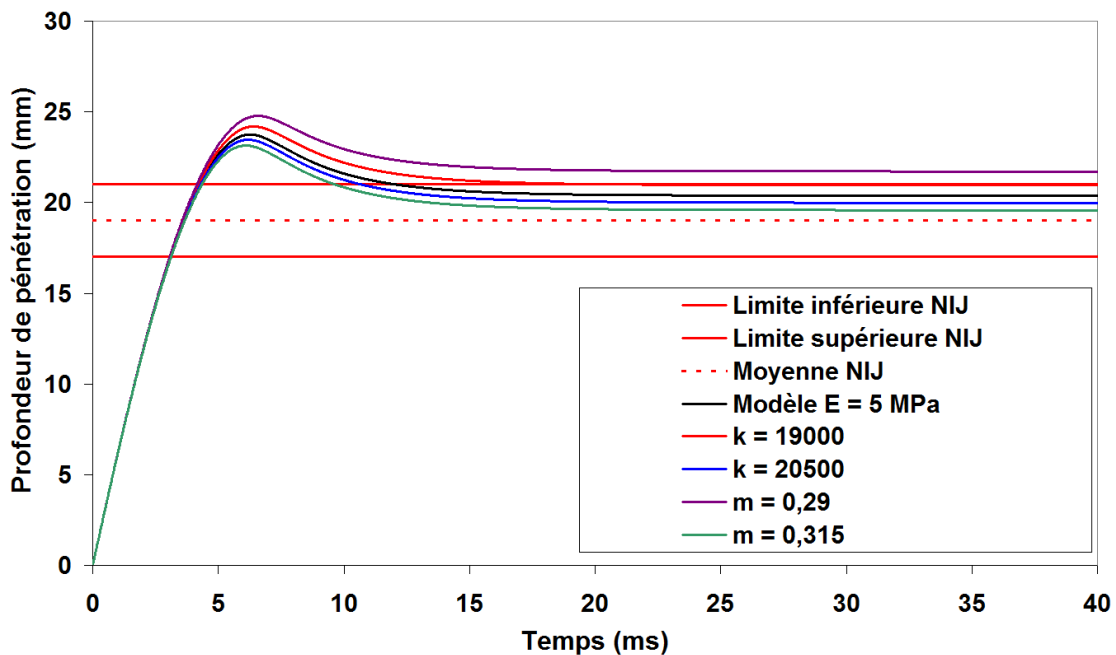


Figure III.35. Influence des variations sur les paramètres k et m du modèle proposé pour la plastiline

La figure III.35 montre que les paramètres k et m du modèle proposé pour la plastiline influencent la réponse de la simulation de la même manière. En effet, pour k ou m croissants, le pic de profondeur d'indentation augmente, ainsi que le temps nécessaire à l'atteindre. L'indentation à l'équilibre augmente également sensiblement avec la valeur de ces deux paramètres.

III.4.2.2.3 Analyse de sensibilité au maillage

Tout comme pour le modèle à deux dimensions, nous évaluons ici la sensibilité de la réponse du modèle au maillage afin de vérifier que le maillage progressif proposé convient bien à nos applications. Des modèles à éléments de tailles uniformes de 4, 2 et 1 mm ont été calculés dans le cas du drop test de 2 m de haut. Toutefois, pour les modèles à 2 et 1 mm, seule la région de l'impact a été maillée finement en vue de limiter le nombre d'éléments à calculer. Une fois de plus, le paramètre évalué est la profondeur d'indentation en fonction du temps. La figure III.36 présente l'aspect des trois modèles ainsi considérés.

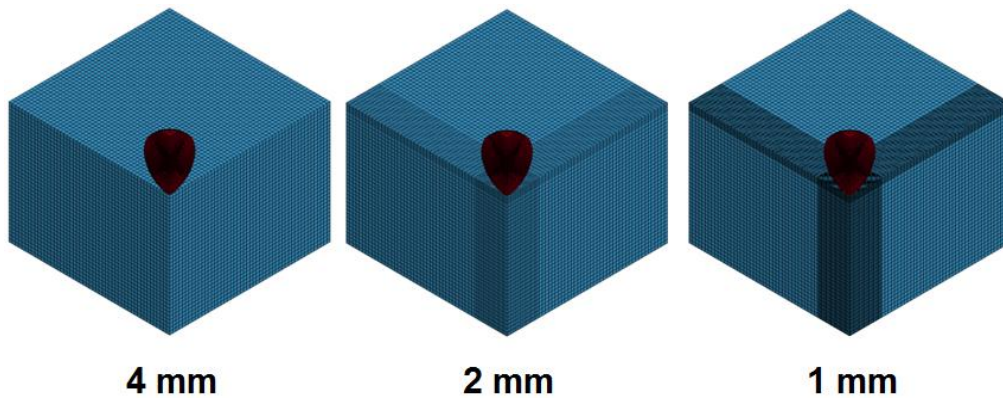


Figure III.36. Analyse de sensibilité au maillage sur le modèle 3D

La figure III.37 présente, sur le même graphique l'évolution de la réponse du modèle en termes de profondeur d'indentation en fonction du temps pour les différentes tailles d'éléments considérées, y compris le maillage progressif. Signalons ici que dans le cas des éléments de 4 mm, il a été impossible de réaliser l'analyse avec damping. En effet, pour cette taille d'éléments et l'algorithme de contact avec adhésion, l'adhésion ne se fait pas correctement (trop peu de nœuds "plastiline" s'accrochent à la boule) et la boule rebondit en tirant dehors des nœuds de plastiline.

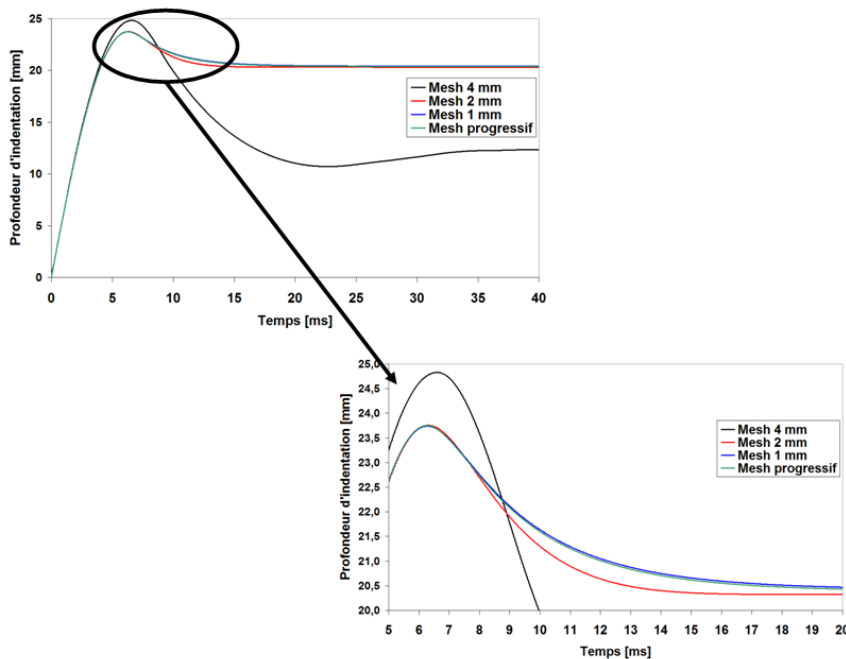


Figure III.37. Réponse du modèle en fonction du maillage de la plastiline

La figure III.37 montre qu'en dessous de 2 mm de taille d'éléments, la réponse change relativement peu. La réponse du modèle à maillage progressif est par ailleurs beaucoup plus proche du modèle aux éléments de 1 mm de côté qu'aux éléments de 2 mm de côté.

III.5. Essai de Taylor sur plastiline Weible® rouge

III.5.1. Partie expérimentale

III.5.1.1. Objectif

Le but de cet essai consiste à adapter un test de Taylor pour un matériau mou de type plastiline balistique.

Dans la pratique, le test de Taylor est habituellement utilisé pour la caractérisation dynamique de métaux sur des plages de vitesses de déformation comprises entre 10^3 et 10^5 s⁻¹. L'échantillon métallique, de forme cylindrique de dimensions initiales connues, est tiré à l'aide d'un canon (pneumatique ou autre) contre un mur considéré comme rigide. Le processus d'impact peut alors être filmé à l'aide d'une caméra haute vitesse afin de mesurer l'évolution de la déformation dans le temps. A la fin de l'essai, l'échantillon métallique est de nouveau mesuré pour déterminer son tassement longitudinal et son étalement latéral.

Dans le cas de la plastiline, il ne sera pas possible de tirer l'échantillon au canon car nous considérons ici une matière très molle. L'idée consistera à se baser sur la pesanteur pour accélérer l'échantillon. Par conséquent, nous laisserons tomber des échantillons de plastiline depuis différentes hauteurs pour obtenir différentes vitesses.

III.5.1.2. Procédure expérimentale

Douze échantillons cylindriques de plastiline ont été fabriqués au moins un jour avant les essais afin de permettre à la matière au moins 24h de relaxation en chambre conditionnée à 28 °C. Les dimensions de ces échantillons sont les suivantes : diamètre de 46 mm et longueur de 100 mm. Un groupe de neuf échantillons constitue le principal des essais tandis qu'un groupe de trois échantillons sert de réserve.

Pour ce faire, un bloc de plastiline a été préalablement conditionné entre 28 et 40 °C afin de ramollir la matière tout en garantissant sa stabilité (non détérioration thermique). Ceci doit servir à simplifier le moulage et la mise en forme des échantillons.

Le moule utilisé consiste en un tronçon de tuyau en PVC de diamètre intérieur 46 mm et de 100 mm de long ainsi que d'un piston en PVC de diamètre 46 mm.

La partie creuse du moule est progressivement bourrée de plastiline afin de complètement la remplir. Une légère lubrification préalable du piston et de l'intérieur du cylindre peut éventuellement être réalisée à l'aide d'huile en spray de type Brunox® afin de simplifier le (dé)moulage. L'échantillon est alors extrait du moule à l'aide du piston.

Les échantillons ne peuvent pas être lâchés tels quels lors des essais car leur chute serait instable. L'échantillon aurait tendance à basculer et à présenter son flanc à l'impact, ce qui rendrait l'essai invalide.

Par conséquent, chaque échantillon doit être doté d'un empennage constitué par un morceau de film plastique d'environ 15 cm de long, 4 cm de large et relié à deux épingle de nourrice par un fin fil. Les épingle de nourrice sont alors enfoncées dans le sommet de l'échantillon en son centre.

Suite à la fabrication des douze échantillons cylindriques, ceux-ci ont été conditionnés au moins 24h avant la date des essais dans une chambre climatisée à 28°C. Quatre heures avant le début des essais, les échantillons ont été légèrement surchauffés à 29°C afin de prendre en compte la chute de température qui pourrait se produire sur la durée de l'essai (extraction de la chambre climatisée et temps de chute au contact de l'air).

Les essais de Taylor sont réalisés par groupes de trois échantillons (chaque groupe correspondra à une hauteur de chute et le dernier groupe est constitué des échantillons de réserve). Entre le moment de l'extraction d'un groupe d'échantillons de la chambre climatisée et le test du dernier de ce groupe, le temps le plus court possible doit être pris (environ une demi heure) afin de limiter les pertes en température et donc des modifications des propriétés de la plastiline.

Le dispositif expérimental se compose d'une table à plateau de verre épais le plus lisse possible. En dessous de cette table, un miroir est disposé à 45°. Deux caméras à haute vitesse filmeront l'impact des échantillons avec une cadence de respectivement 6000 (caméra 1 de type Photron® APX 120 K) et 20000 (caméra 2 de type Photron® SA4) images par seconde. La première caméra filme le reflet du miroir afin de visualiser l'impact par le dessous tandis que la deuxième filme latéralement l'impact. Un éclairage puissant et adéquat est disposé du côté opposé aux caméras en vue d'obtenir une imagerie de qualité. La figure III.38 schématise le système expérimental ainsi proposé.

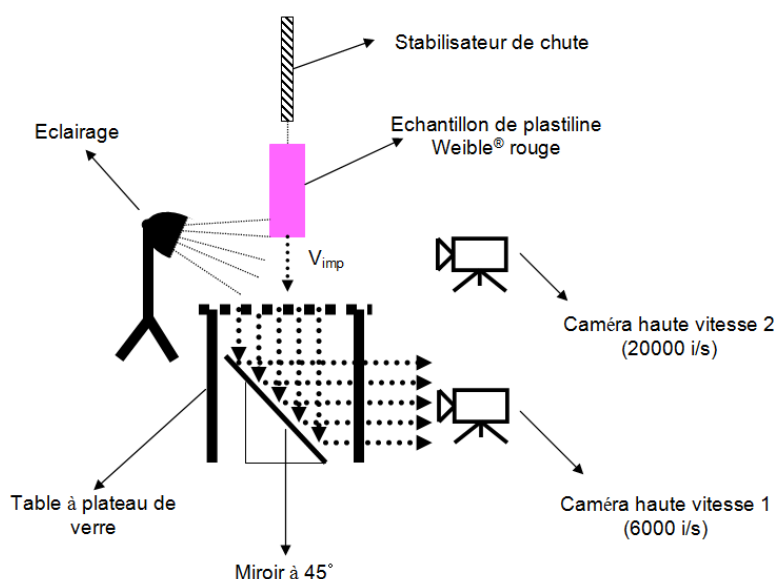


Figure III.38. Dispositif expérimental pour le test de Taylor

Trois hauteurs différentes ont été envisagées et mesurées à l'aide d'un télémètre laser Leika DISTO pro. Nous avons estimé les hauteurs respectives suivantes : ~ 7,0 m, ~ 12,5 m et ~ 18,0 m. Ces hauteurs sont plutôt indicatives. Le paramètre qui nous intéresse le plus est en réalité la vitesse d'impact de l'échantillon mesurée à l'aide de la caméra 2.

Pour chaque hauteur, trois échantillons ont été largués. Un quatrième échantillon (par hauteur) de réserve est conservé dans la chambre climatisée en cas de problème lors d'un essai. Les échantillons de réserve ont été testés en dernier lieu.

Tout juste avant chaque essai, un opérateur mouille la table en contrebas avec de l'eau très savonneuse. Ceci doit permettre de réduire l'adhésion (ou frottement) entre la plastiline et la surface de la table au moment de l'impact.

La position de l'échantillon avant chute est ajustée afin de lui permettre d'acquérir une trajectoire devant lui faire atteindre le centre de la table. Au moment du lâché de l'échantillon, l'opérateur qui procède au largage signale à l'opérateur en contrebas la chute imminente pour pouvoir lancer l'enregistrement par les caméras.

Les échantillons ont d'abord été largués de 7,0 m, ensuite de 12,5 m et puis de 18 m. Immédiatement après la chute, un opérateur enfonce le capteur d'un thermocouple Comark Evolution N9009 Thermometer dans la masse de l'échantillon afin de prendre sa température. Ceci doit permettre de vérifier quelle fut la température de l'échantillon au moment de l'impact.

Chaque échantillon sera également photographié et mesuré après impact afin d'en déterminer le tassement longitudinal et l'étalement latéral de la base.

III.5.1.3. Résultats des essais

Le tableau III.13 résume les essais à réaliser ainsi que les paramètres de base à collecter avant les tests. Il s'agit essentiellement des masses des échantillons.

Hauteur de chute [m]	échantillon n°	Masse sans empennage [g]	Densité [kg/m ³]	Masse de l'empennage [g]	Masse Totale [g]	Densité totale [kg/m ³]
7.0 m	1	269,63	1622,42	0,97	270,60	1628,25
	2	272,69	1640,83	0,92	273,61	1646,37
	3	273,86	1647,87	0,89	274,75	1653,23
	4*	272,81	1641,55	0,94	273,75	1647,21
12.5 m	5	271,63	1634,45	1,00	272,63	1640,47
	6	269,81	1623,50	0,99	270,8	1629,46
	7	272,75	1641,19	0,84	273,59	1646,25
	8*	270,10	1625,25	0,84	270,94	1630,30
18.0 m	9	272,19	1637,82	0,98	273,17	1643,72
	10	274,78	1653,41	0,98	275,76	1659,30
	11	274,55	1652,02	0,96	275,51	1657,80
	12*	273,84	1647,75	1,01	274,85	1653,83

*: échantillon de réserve à tester en dernier lieu

Tableau III.13. Masses et densités des échantillons

A partir du tableau III.13, nous pouvons calculer la masse moyenne de nos échantillons et son écart-type. Nous avons une masse moyenne de $272,39 \pm 1,71$ g (soit 0,63 % d'écart relatif). Ceci démontre que les échantillons sont relativement similaires du point de vue de la taille et de l'éventuelle présence de bulles d'air. Le procédé de fabrication est donc assez reproductif.

Nous pouvons également calculer la densité moyenne et son écart type des échantillons cylindriques testés. Dans notre cas, nous avons que $\rho_{\text{plastiline}} = 1639,00 \pm 10,30$ kg/m³.

L'analyse des vitesses et dimensions des échantillons est faite à l'aide du logiciel Photron Fastcam Viewer[®] version 350 sur base des images des caméras 1 et 2 et des photos des échantillons prises après les tests.

La vitesse d'impact est estimée sur base de la distance parcourue par l'échantillon pendant les 20 dernières images prises par la caméra 2 qui précède l'impact de l'échantillon. Le moment de l'impact est facile à visualiser car il correspond à l'apparition de projection d'eau savonneuse.

Pour chaque échantillon, nous estimons la vitesse sur base de 5 points à la surface de l'échantillon. La même procédure s'applique également pour l'estimation du diamètre de la base des échantillons après impact.

Finalement, concernant la longueur des échantillons après chute, comme trois images ont été prises pour chacun d'entre eux sous différents plans, ce sont cinq mesures par photos (donc 15 mesures) qui seront moyennées.

Le tableau III.14 reprend la moyenne de ces valeurs ainsi que leur écart-type (sauf pour la température dont la valeur est précise à 0,1 °C près) qui permet de se faire une idée de l'incertitude de mesure. Le code de couleur appliqué est expliqué un peu plus bas.

Hauteur de chute [m]	échantillon n°	Vitesse d'impact [m/s]	Longueur après chute [mm]	Largeur de la base après chute [mm]	Température après chute [°C]
1^{er} étage (~ 7.0 m)	1	11,18 ± 0,33	75,10 ± 1,94	74,94 ± 0,54	29,4
	2	10,82 ± 0,32	72,03 ± 1,03	81,83 ± 0,31	29,2
	3	11,06 ± 0,01	70,85 ± 2,18	80,91 ± 0,73	28,8
	4*	10,60 ± 0,28	indéfinissable	70,09 ± 1,22	28,8
	5	14,50 ± 0,36	indéfinissable	89,08 ± 2,36	29,0
2^{ème} étage (~ 12.5 m)	6	15,04 ± 0,01	64,08 ± 4,08	89,20 ± 0,28	28,8
	7	15,40 ± 0,00	67,93 ± 1,20	88,82 ± 0,43	28,7
	8*	14,97 ± 0,34	63,53 ± 3,68	90,70 ± 0,91	28,7
	9	17,18 ± 0,00	indéfinissable	83,24 ± 1,33	26,8
3^{ème} étage (~ 18.0 m)	10	17,31 ± 0,00	61,26 ± 3,21	92,61 ± 1,19	27,6
	11	18,28 ± 0,31	54,67 ± 3,68	97,53 ± 1,25	28,2
	12*	18,04 ± 0,35	55,52 ± 1,97	100,43 ± 0,94	28,0

*: échantillon de réserve à tester en dernier lieu

Tableau III.14. Liste des essais à faire et des mesures de base à prendre

Suite aux essais, un examen visuel des échantillons est réalisé. Nous avons classé les échantillons en trois catégories sur base d'un code de couleur visible sur le tableau III.14.

En vert, sont considérés les échantillons qui ne présentent pas de défauts de leur surface latérale et sont tombés droits.

En orange, sont considérés les échantillons qui sont tombés apparemment droit mais dont l'arrière train est quand même incliné par rapport à l'horizontal ou encore présentent des boursouffures sur leur flancs traduisant la présence probable de bulles d'air incluses au moment de la fabrication.

En rouge, sont considérés les échantillons qui sont franchement tombés de travers. La figure III.39 présente l'ensemble des échantillons en mettant en évidence la présence des défauts éventuels considérés ci-dessus (attention, le trou visible sur certains d'entre eux provient de l'introduction du thermocouple après chaque essai et n'est donc pas un défaut). Nous avons classé, à partir de la figure III.39 :

- en vert, les échantillons 2, 7 et 12
- en orange, les échantillons 1, 3, 6, 8, 10 et 11
- en rouge, les échantillons 4, 5 et 9

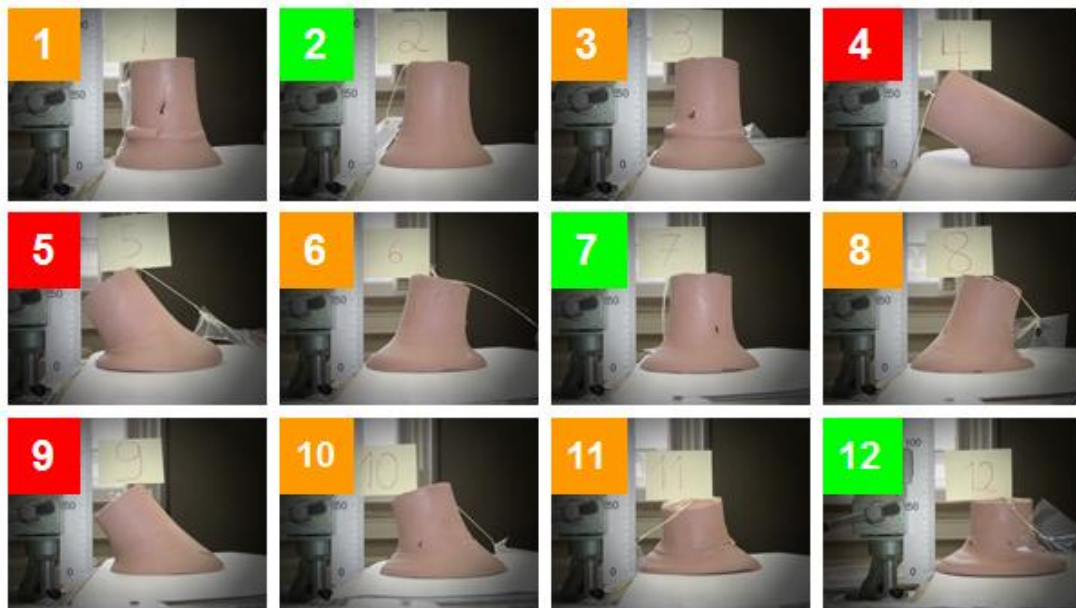


Figure III.39. Aspect des différents échantillons après essais et mise en évidence de leurs défauts éventuels en vue de leur classification

Concernant les dimensions longitudinales, les valeurs des groupes vert et orange sont prises en considération (au niveau de la position du point d'insertion de l'empennage dans la plastiline). Enfin, pour le diamètre de la base, tous les groupes sont pris en considération.

La figure III.40 montre les échantillons vus du dessus. Cela permettra d'avoir le diamètre final de la base des échantillons après impact.

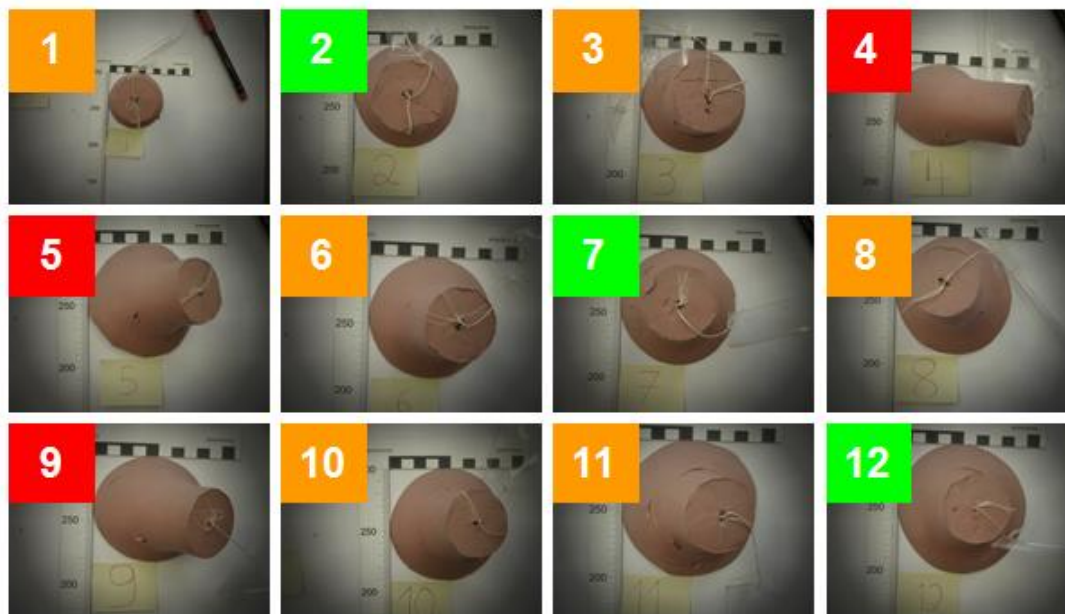


Figure III.40. Vue du dessus des différents échantillons en vue de l'estimation du diamètre de leur base

Dans la suite de cette analyse, nous prendrons essentiellement les images obtenues à l'aide des caméras hautes vitesses des échantillons du groupe vert pour faire la correspondance avec les simulations numériques.

Pour les échantillons 2, 7 et 12 (groupe vert), les figures III.41, III.43 et III.45 présentent l'évolution de la longueur de l'échantillon en fonction du temps pendant le processus d'impact tandis que les figures III.42, III.44 et III.46 présentent les images prises par le dessous à l'aide de la caméra 1.

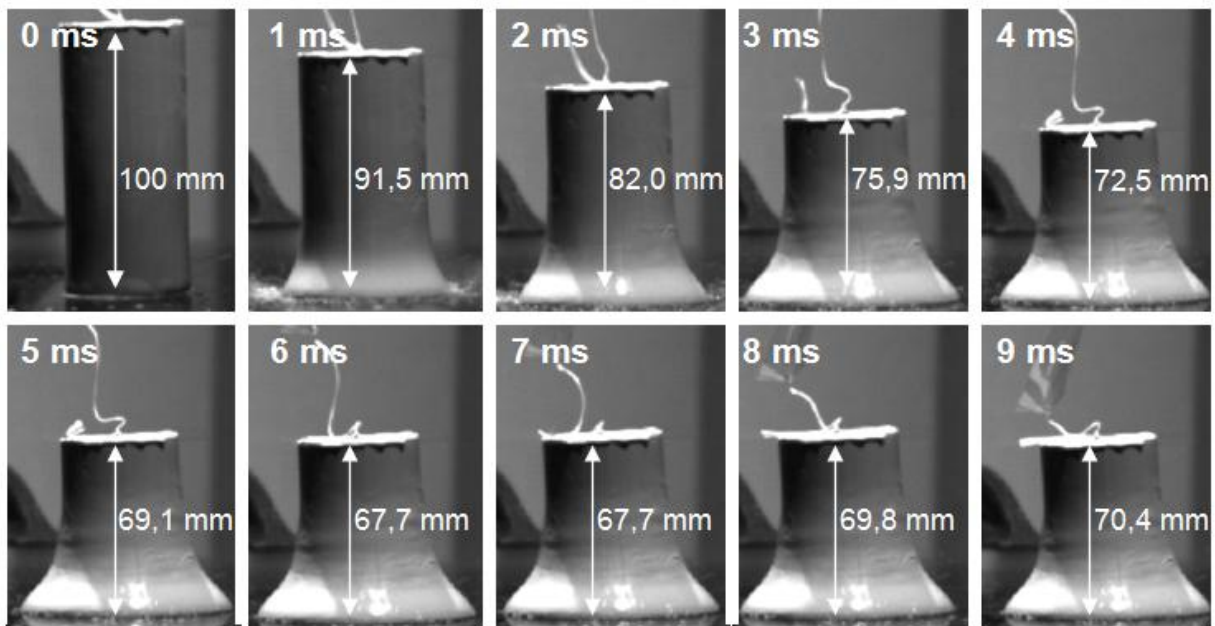


Figure III.41. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 2. Vue latérale

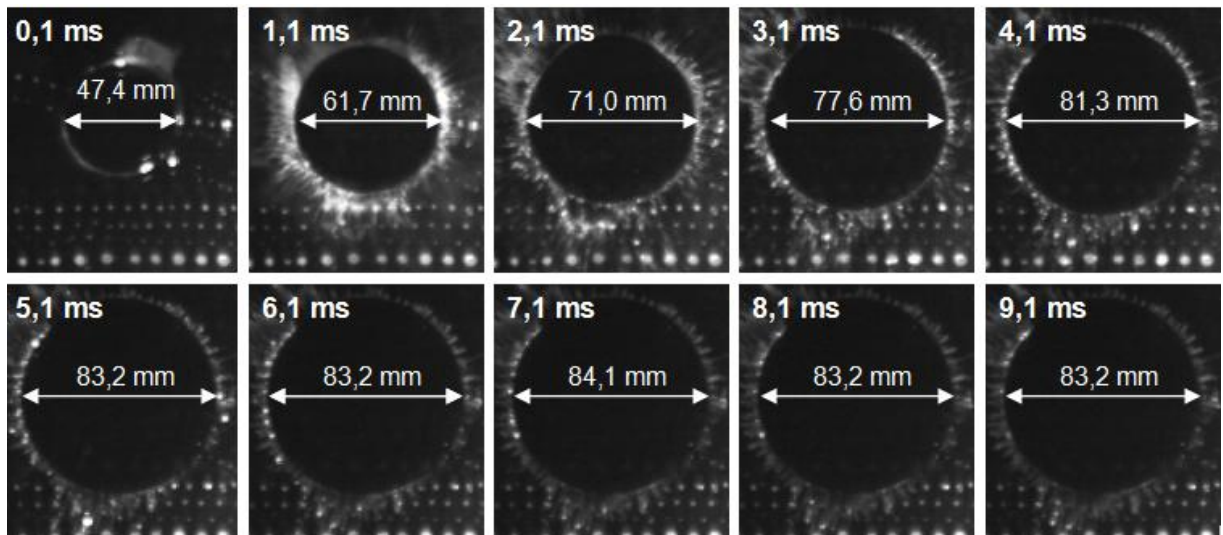


Figure III.42. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 2. Vue du dessous

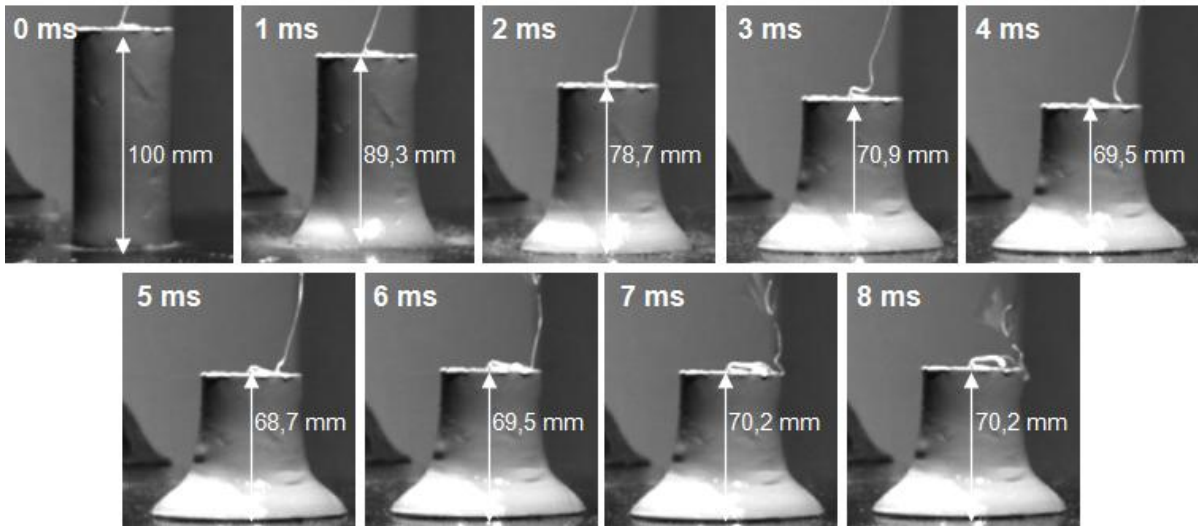


Figure III.43. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 7. Vue latérale

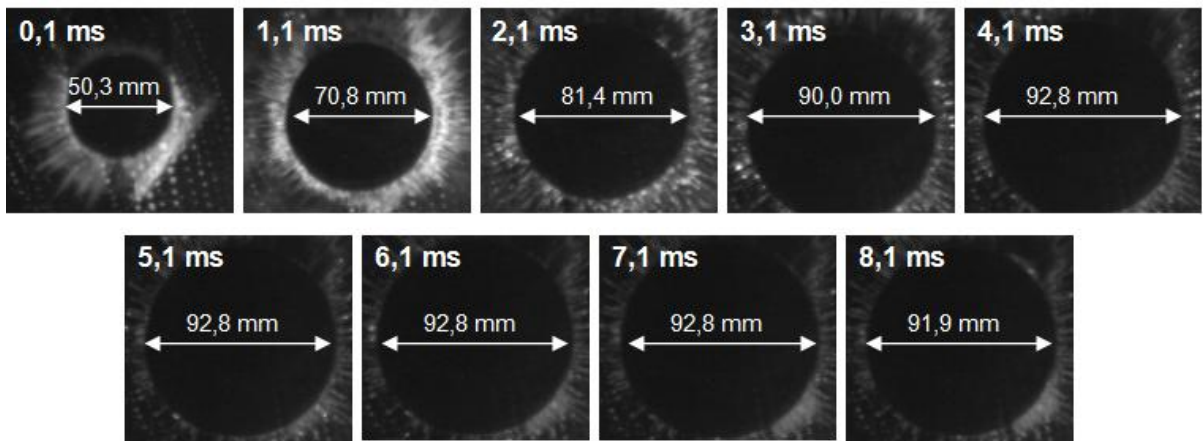


Figure III.44. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 7. Vue du dessous

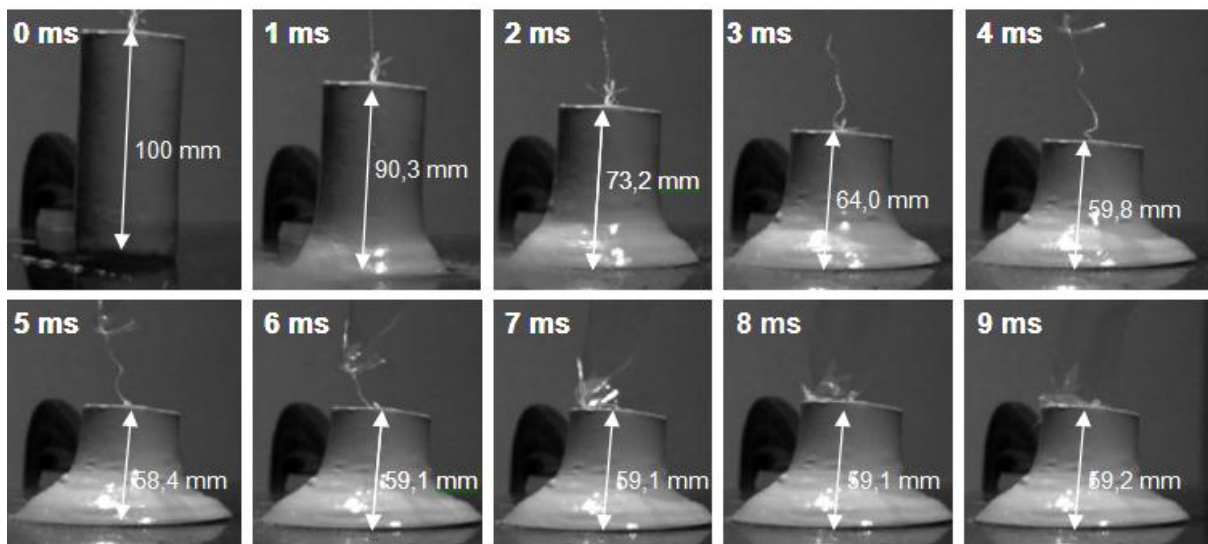


Figure III.45. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 12. Vue latérale

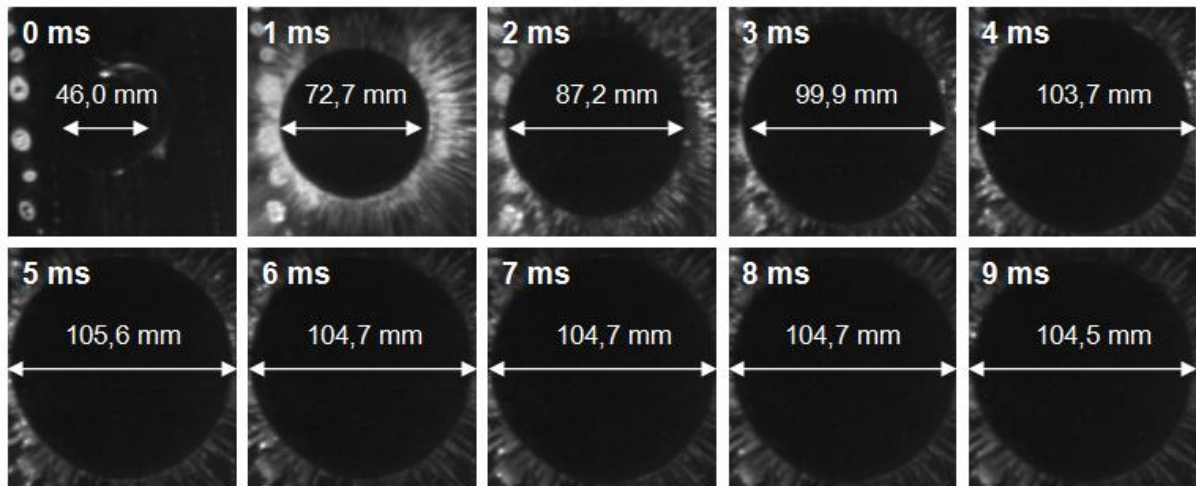


Figure III.46. Evolution du processus d'impact de l'échantillon 12. Vue du dessous

A partir des figures III.41 à III.46, nous pouvons suivre l'évolution simultanée de l'écrasement de l'échantillon ainsi que son étalement latéral.

III.5.2. Modélisation de l'essai de Taylor

Afin de valider le modèle proposé pour la plastiline Weible® rouge, un ensemble de simulations ont été réalisées pour les différentes hauteurs de chute. Etant donné la nature parfaitement axisymétrique des échantillons, l'approche 2D a été privilégiée. La première approche considérée fut purement Lagrangienne. Par la suite, une approche utilisant le couplage fluide-structure a également été envisagée. La base de ces modèles est constituée d'un maillage de 1 mm de côté. Néanmoins, nous verrons que dans certaines conditions la réponse du modèle tend à être sensible aux dimensions des éléments.

III.5.2.1. Modèles purement Lagrangien

III.5.2.1.1 Modèle avec nœuds contraints

Etant donné les images obtenues à l'aide des caméras haute vitesse, la réponse de la plastiline semble assez simple à interpréter. La matière impacte la table et s'écoule en glissant dessus. Par conséquent la surface impactant la table devrait simplement glisser sur cette dernière. Dès lors, le modèle axisymétrique pourrait se résumer à un simple rectangle de 100 mm de long et 23 mm de côté (2300 éléments) dont les nœuds devant constituer la zone d'impact seraient simplement contraints de glisser horizontalement. La figure III.47 présente ce modèle simple.

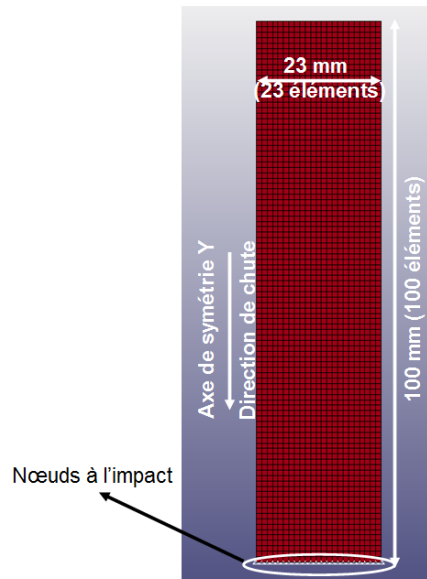


Figure III.47. Modèle 2D Lagrange axisymétrique du test de Taylor

La figure III.48 montre les instantanés de la réponse de ce modèle pour les trois hauteurs de chute (vitesses d'impact) envisagées lors de cette étude.

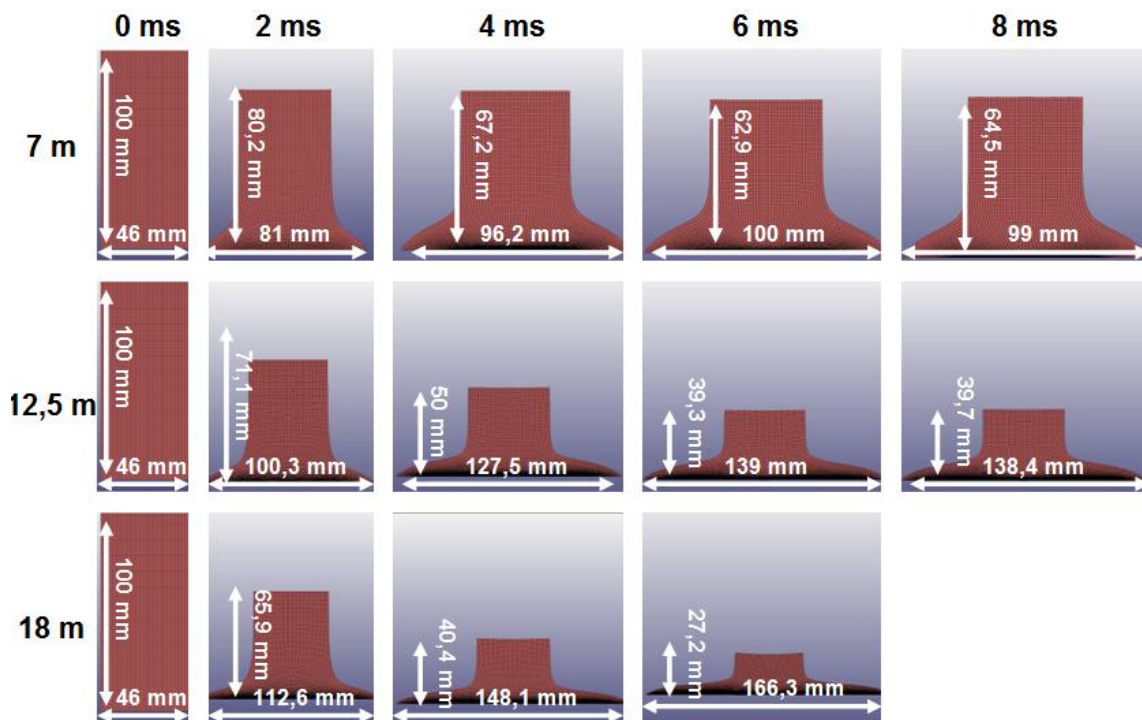


Figure III.48. Quelques instantanés des modèles d'impacts de Taylor et les dimensions correspondantes (pas d'image en bas à droite car le modèle correspondant n'a pas atteint ce stade du calcul)

La figure III.48 indique que le test de Taylor simulé pour une hauteur de chute de 7 m s'approche des résultats expérimentaux, quoique l'étalement latéral de la matière est un peu excessif. A l'inverse, lorsque les vitesses d'impact (et donc les hauteurs de chute) augmentent, le tassement longitudinal et l'étalement latéral deviennent plus importants que lors des essais.

Comme nous avons basé ces premiers modèles sur l'hypothèse selon laquelle les nœuds à l'impact sont forcés de bouger dans la direction horizontale, nous ne pouvions pas introduire de coefficient de friction. Cependant, lors des essais, même si nous avons limité la friction autant que possible en savonnant la table impactée, il est fort probable qu'une valeur non nulle doive quand même être introduite. Par conséquent, pour représenter la réalité de manière un peu plus complète, nous avons introduit un corps rigide afin de représenter la table et donc un algorithme de contact permettant de prendre en compte la friction.

III.5.2.1.2 Modèle avec table rigide

Le modèle ainsi développé est assez similaire au précédent (Fig. III.47). La table rigide est simplement introduite sous la forme d'une couche d'éléments coque axisymétriques de 1 mm de côté comme le montre la figure III.49.

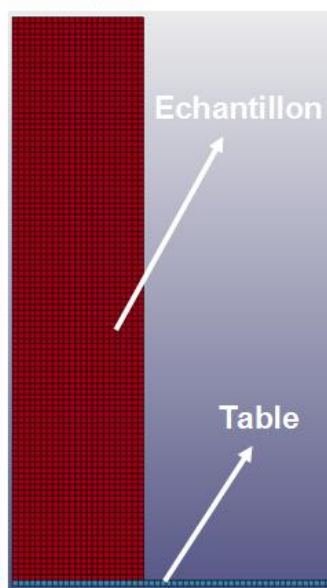


Figure III.49. Modèle avec table rigide

Dans ce cas, il nous est possible de réaliser une analyse de sensibilité sur les coefficients de friction statique et dynamique. Nous avons pris les mêmes valeurs que dans le cas du drop test à deux dimensions. Néanmoins, cela n'a pas une très grande influence sur le tassement longitudinal de la matière comme le montre la figure III.50 pour les différentes hauteurs de chute et coefficients de friction.

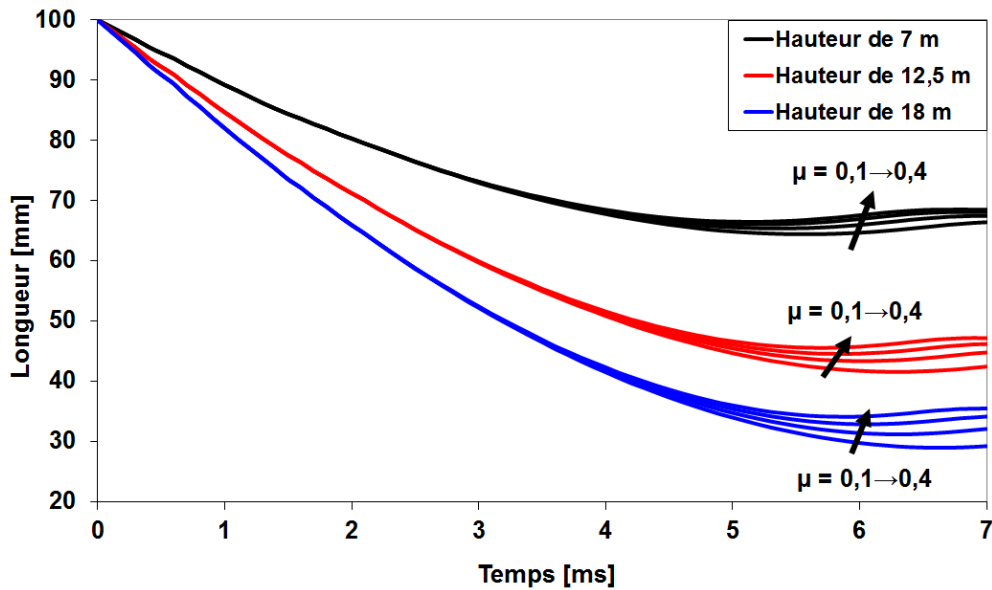


Figure III.50. Influence de la hauteur de chute et du frottement sur le tassement longitudinal des échantillons de Taylor

Par contre, l'étalement latéral est très sensible à l'introduction de coefficients de friction. En effet, sans frottement, les bords de l'échantillon tendent à se décoller de manière fort peu réaliste en regard des données obtenues à l'aide des caméras à haute vitesse. La figure III.51 montre l'état final de déformation des modèles pour l'échantillon subissant une chute de 7 m et les différents coefficients de friction.

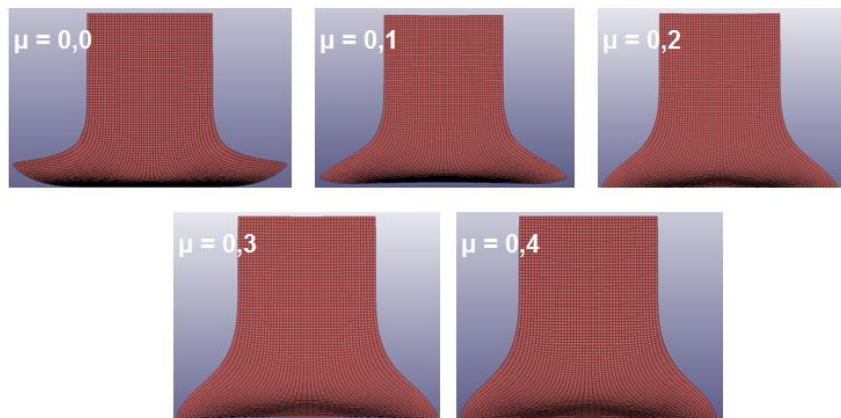


Figure III.51. Différents aspects de l'échantillon en fonction du coefficient de friction

D'après les données expérimentales et les résultats des simulations, il semble que des coefficients de friction statique et dynamique égaux à 0,4 se rapprochent le plus de la réalité. La figure III.52 montre, comme dans le cas où les nœuds sont contraints, différents instantanés des impacts pour les trois configurations d'essais et des coefficients de friction statique et dynamique égaux à 0,4.

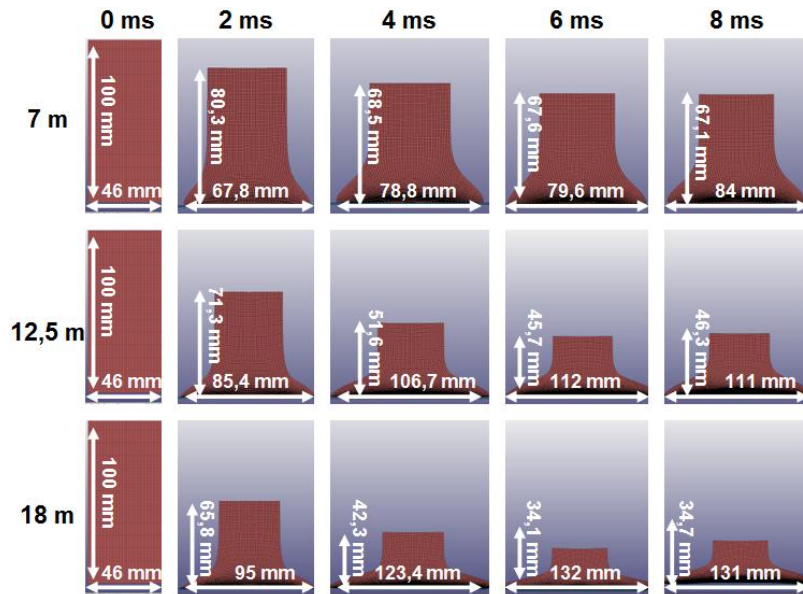


Figure III.52. Quelques instantanés des modèles d'impacts de Taylor et les dimensions correspondantes

La figure III.52 indique que le test de Taylor simulé pour une hauteur de chute de 7 m confirme tout à fait les résultats expérimentaux (à comparer aux figures III.41 et III.42). A l'inverse, lorsque les vitesses d'impact (et donc les hauteurs de chute) augmentent, le tassement longitudinal et l'étalement latéral deviennent plus importants que lors des essais.

Comme le test de Taylor est le seul pour lequel nous ne pouvons pas estimer les vitesses de déformation atteintes durant ce processus dynamique sur base de la théorie de l'expansion des cavités sphériques, nous pouvons être tentés d'en estimer les valeurs sur base des simulations numériques. La figure III.53 présente ces vitesses de déformation en fonction du temps correspondant aux éléments du modèle pour la plastiline au contact de la table pour une hauteur de chute de 7 m (donc la simulation donnant les résultats les plus proches de la réalité).

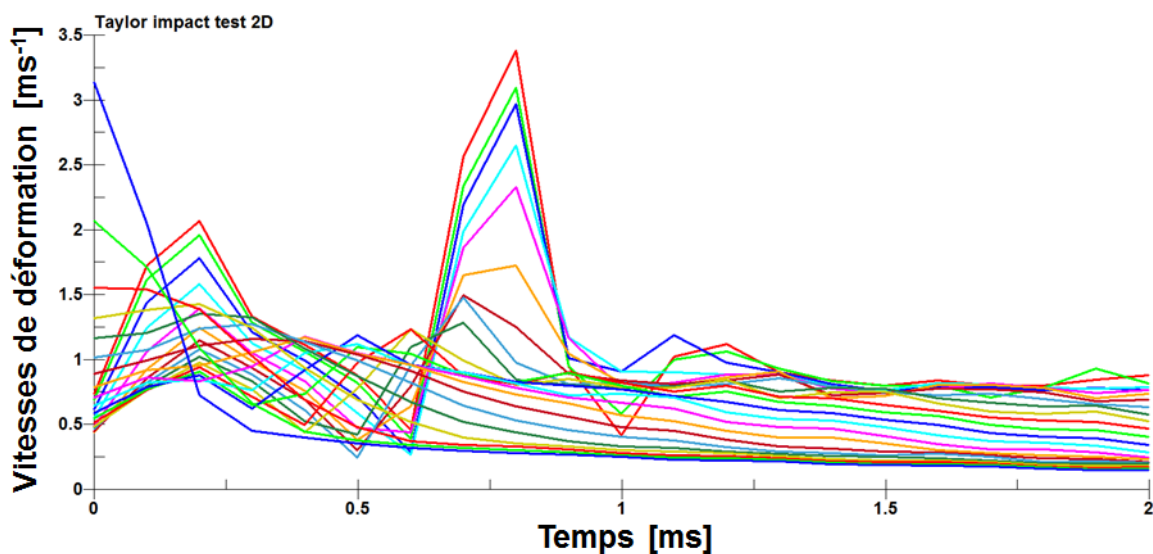


Figure III.53. Evolution des vitesses de déformation dans le temps des éléments du modèle au contact de la table pour une hauteur de chute de 7 m

La figure III.53 est intéressante car elle semble indiquer que certains éléments du modèle atteignent temporairement des vitesses de déformations de plusieurs milliers de s^{-1} , ce qui est bien plus élevé que dans le cas des drop tests.

Concernant les configurations de chutes plus rapides, il faut en fait s'intéresser à la première milliseconde de simulation pour observer un phénomène de rebond oscillant de la surface impactante de l'échantillon de plastiline. La figure III.54 montre le détail de la zone d'impact sur cette période dans le cas du test de Taylor correspondant à une hauteur de chute de 18 m.

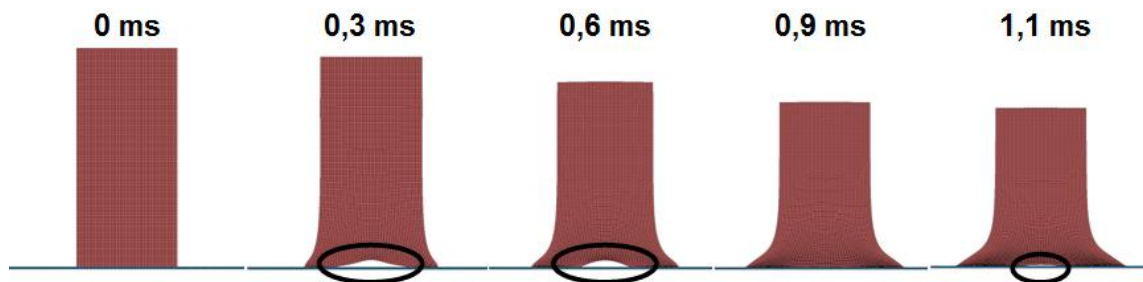


Figure III.54. Rebond de la surface d'impact de l'échantillon de plastiline

La figure III.54 montre une forme de rebond de la surface de l'échantillon impactant la table. Non seulement, ce rebond semble peu physique et ne semble absolument pas apparaître sur les images obtenues à l'aide des caméras hautes vitesses lors des essais (Fig. III.42, III.44 et III.46), mais en plus il représente une proportion non négligeable de la surface d'impact de l'échantillon qui n'est pas en contact avec le support. Par conséquent, les efforts se concentrent probablement sur une surface bien plus petite de l'échantillon que dans la réalité. Ceci pourrait expliquer pourquoi certaines des simulations semblent aboutir à de plus grandes déformations que la réalité. Outre le premier rebond bien visible sur la figure III.54, celui-ci est également suivi d'une succession de rebonds de bien moins grandes amplitudes (pratiquement pas visibles), s'ajoutant à cet effet possiblement indésirable.

Nous avons tenté différentes approches afin d'essayer d'éliminer cet effet. Parmi celles-ci, l'introduction de damping numérique n'a donné aucun résultat. Celui-ci tend en effet beaucoup trop à rigidifier le modèle.

Nous nous sommes aussi posés la question si le choix du modèle matériau ne pourrait pas expliquer cela. Cependant, basé sur une simulation d'un test de Taylor d'un échantillon d'acier 4340 de 10 mm de long et 5 mm de large lancé à 250 m/s et modélisé selon les travaux de Johnson et Cook [29,30], le rebond apparaît toujours, même si d'amplitude nettement moindre en raison de la rigidité plus grande de ce matériau.

Une des hypothèses pouvant alors expliquer l'existence de ce phénomène pourrait être liée à l'algorithme de contact entre la table et l'échantillon. En effet, ces algorithmes de contact travaillent le plus souvent par pénalité. Ils recherchent l'existence d'interpénétration entre les corps en contact et exercent des contre-forces sur les nœuds pénétrant la structure du support. Par conséquent, le code numérique pourrait rejeter ces nœuds (ici de la surface de l'échantillon de plastiline à l'impact) de telle sorte que ceux-ci auraient une énergie trop élevée.

C'est pourquoi un autre jeu de simulations a tenté de représenter le phénomène qui nous intéresse à l'aide d'une autre approche numérique, le couplage fluide-structure.

III.5.2.2. Modèles par couplage fluide-structure

Dans ce cas, nous représentons toujours la table rigide comme une couche d'éléments coque axisymétriques de 1 mm de côté. Par contre, la modélisation de l'échantillon de Taylor de plastiline n'est pas directe. Elle doit se faire sur base d'un maillage support Euler au sein duquel l'échantillon de plastiline est généré par initiation de fraction volumique géométrique (IFVG). Cette méthode éprouvée a été décrite par Aquelet et al. [126].

Pour cette application, un maillage support composé d'éléments de 1 mm de côté a servi de base afin de représenter le modèle. Néanmoins, nous nous sommes rendu compte que l'interaction entre la plastiline et le support n'était pas parfaite mais dépendante de la taille des éléments. Nous avons donc également étudié l'incidence de la taille des éléments juste au niveau de la zone d'interaction entre les deux matières. Les éléments de cette région ont simplement été divisés en deux à deux reprises afin d'avoir des modèles avec des éléments d'épaisseur 1 mm, 0,5 mm et 0,25 mm d'épaisseur dans la région d'interaction.

Finalement, comme l'analyse par l'approche Lagrange semble indiquer que des coefficients de friction statique et dynamique valant 0,4 s'approchent le mieux de la réalité, cette valeur sera retenue ici dans la définition de l'interaction. La figure III.55 présente les différents modèles ainsi générés avant et après initiation de fraction volumique pour les différentes tailles d'éléments.

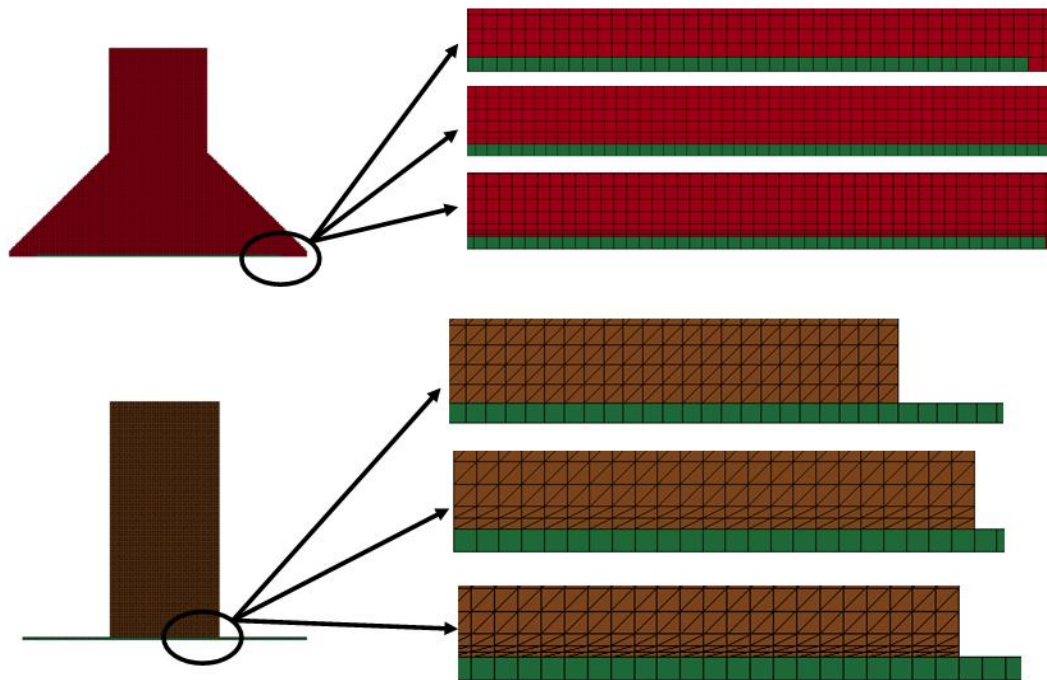


Figure III.55. Modèle par couplage fluide-structure et évaluation de l'influence de la taille des éléments

La figure III.56 montre l'influence de la taille des éléments sur l'aspect de la surface à l'impact de l'échantillon de plastiline pour les différentes hauteurs de chute à la fin du calcul.

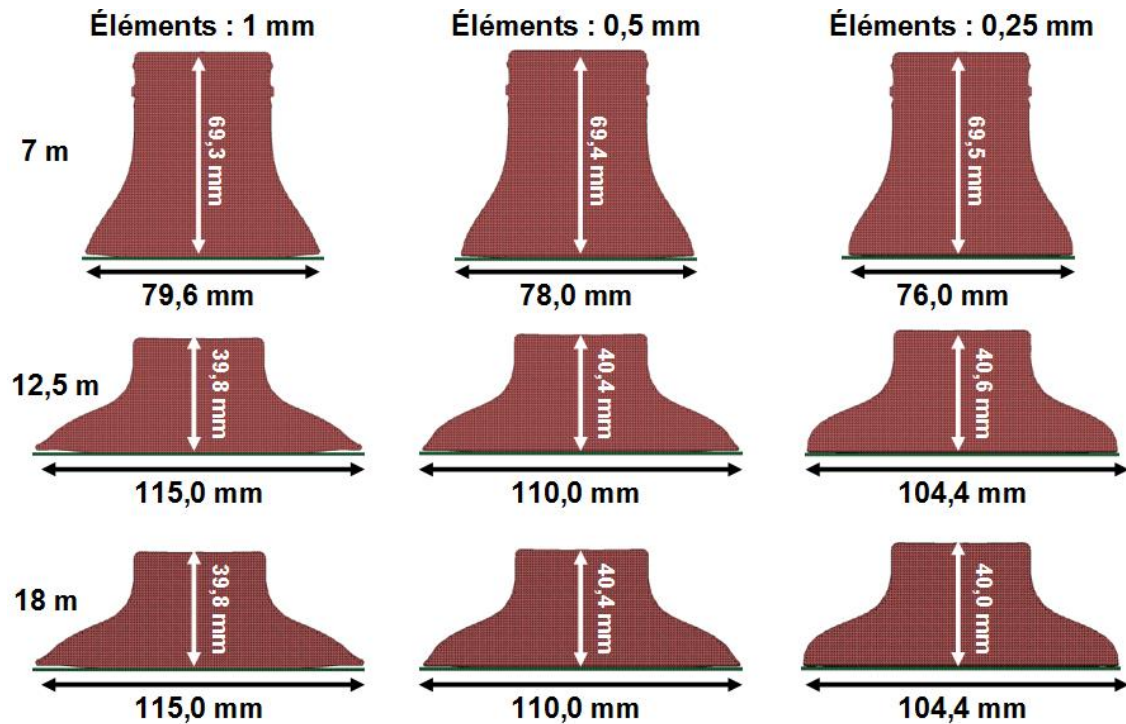


Figure III.56. Influence de la taille des éléments au niveau de la surface impactée

La figure III.56 indique que l'approche par couplage fluide-structure n'aboutit pas à des rebonds indésirables au niveau de la surface d'impact. De nouveau, la réponse du modèle de l'échantillon correspondant à la hauteur de chute la plus faible est tout à fait corrélée aux résultats des essais. A l'inverse, les modèles des échantillons correspondants aux hauteurs de chute plus élevées sont trop tassés par rapport aux essais. Il est néanmoins remarquable d'observer un certain décollement des bords de l'échantillon de la surface rigide modélisée pour l'impact. De nouveau, ce décollement correspond à une surface non négligeable de l'échantillon et pourrait expliquer les divergences avec les essais, du moins pour les hauteurs de chute les plus importantes. Afin de corriger cet effet, nous avons évalué un raffinement du maillage au niveau de l'impact et constaté que le décollement est fonction de la taille des éléments. Plus les éléments sont fins, plus l'écart est étroit entre le bord de l'échantillon et la plaque rigide impactée. L'aspect du bord de l'échantillon est également influencé ici. En effet, à mesure que le maillage est affiné, le bord de l'échantillon s'arrondit de plus en plus. En outre, les tassements longitudinaux des modèles correspondants aux chutes les plus longues sont très proches. Finalement, l'étalement de l'échantillon est clairement influencé par le maillage. En effet, à mesure que les éléments ont des tailles qui diminuent, la largeur de l'échantillon après coup diminue aussi. Le modèle semble même montrer que la matière se ramasse de plus en plus à mesure que le maillage est raffiné. Ceci contraste avec les essais pour lesquels ce sont plutôt les échantillons lâchés de 7 et 12,5 m de hauteur qui aboutissent à des tassements similaires. Ceci pourrait provenir d'effets indésirables tels qu'une légère inclinaison des échantillons à l'occasion des essais.

Finalement, il semble qu'à mesure que la plastiline est sollicitée de plus en plus rapidement, la réponse du modèle numérique correspondant tend à devenir plus fluide que ce que donne l'expérience comme résultat. Ceci pourrait provenir de deux raisons.

La première de ces raisons pourrait être une divergence entre le modèle matériau utilisé (ajustement d'une loi de puissance à des données obtenues par rhéométrie capillaire) et la

réponse matérielle réelle. En effet, la loi de puissance ajustée a un coefficient de corrélation de 94,51%. Néanmoins des écarts semblent quand même apparaître, notamment lorsque des vitesses de déformation élevées sont atteintes. C'est pourquoi la rhéologie des polymères propose également des lois de comportement plus complexes comme la relation de Carreau-Yasuda qui nécessite l'introduction de plus de paramètres afin d'obtenir un meilleur ajustement. De pareilles approches pourraient mériter d'être implémentées pour les codes éléments finis s'intéressant à la dynamique rapide. Pareille tentative est par ailleurs décrite pour une autre application par Vingaard et al. [127].

La deuxième de ces raisons pourrait provenir de la nature probablement plutôt thixotrope que rhéofluidifiante de la plastiline. En effet, ce type de matériau tend non seulement à avoir une viscosité fortement décroissante avec la vitesse de déformation mais en plus sa viscosité est dépendante du temps. Elle décroît en réalité également à vitesse de déformation constante (et donc à mesure que le matériau se déforme). Hors l'analyse par rhéométrie capillaire qui a été faite impose inévitablement une pré-déformation conséquente de la matière avant la prise de mesure de viscosité. Par conséquent, les viscosités déduites de ce test pourraient être plus faibles que dans la réalité. En effet, les applications qui nous intéressent ici nécessitent un pré-conditionnement de la matière qui doit par conséquent être mise au repos avant d'être utilisée.

III.6. Impacts balistiques

Afin d'évaluer la réponse de la plastiline Weible[®] rouge, nous avons effectué quelques essais balistiques avec protection interposée entre le projectile et la plastiline en respectant le protocole de la norme NIJ. D'un point de vue schématique, le dispositif expérimental envisagé pour la réalisation de ces essais est tout à fait similaire à celui utilisé pour les essais avec gélatine et protection balistique décrit plus haut (Fig. II.2). Les deux seules différences ici sont l'absence de caméra rapide et de capteurs de pression dans les blocs.

Le projectile considéré dans le cadre de cette application est le projectile 1, déformable, déjà décrit plus haut. Concernant la plastiline, les mêmes blocs que ceux utilisés pour les drop tests ont été utilisés ici.

Trois types de protections balistiques ont été envisagés pour ces essais :

- Plaque d'UHMWPE (DYNEEMA[®] HB80) de 5 mm d'épaisseur
- 3 tôles d'aluminium 6061-T6 de 3 mm d'épaisseur chacune
- 10 couches de Kevlar[®] XPTM S102

Concernant les protections à base d'UHMWPE, différents impacts à vitesses croissantes (entre 395 et 430 m/s) ont été réalisés. Les profondeurs d'indentation en fonction de la vitesse d'impact ont été mesurées à l'aide du scanner 3D en vue d'en obtenir une courbe de tendance.

Concernant les impacts sur Kevlar[®] et aluminium, deux vitesses ont été considérées à chaque fois. Trois impacts par vitesse ont été réalisés pour chaque configuration.

Les paramètres qui ont été évalués sont essentiellement la profondeur d'indentation de la plastiline suite aux impacts et après retrait des différentes configurations de protections. Ensuite, l'endommagement des matériaux constituant les protections balistique à base de Kevlar[®] et d'aluminium ont été également comparés aux modèles afin d'en évaluer plus qualitativement la validité.

L'ensemble des modèles numériques qui ont été développés à partir de ces essais balistiques se base sur le modèle numérique du projectile 1 déformable déjà décrit plus haut et le modèle à trois dimensions et maillage progressif développé pour la plastiline également déjà décrit plus haut. Les différentes protections balistiques ont été simplement extrudées à partir de la surface du modèle proposé pour la plastiline et seront décrites dans les sections suivantes concernant les différentes configurations testées. Concernant l'algorithme de contact entre la protection et le bloc de plastiline, le choix s'est porté sur un contact adhésif entre les deux corps afin de conserver l'hypothèse de vitesse nulle d'une particule de fluide (plastiline) au contact d'une paroi (arrière de la protection balistique) d'un écoulement.

III.6.1. Cas des impacts sur UHMWPE

Les données expérimentales présentées ici sont issues d'un rapport interne du Département de Systèmes d'Armes et Balistique de l'Ecole Royale Militaire.

Nous évaluons ici la profondeur d'indentation de la plastiline, mesurée à l'aide du scanner 3D, en fonction de la vitesse d'impact. Ces valeurs sont également confrontées au maxima des valeurs calculées lors des simulations numériques aux vitesses suivantes situées dans la fourchette des vitesses testées : 398, 410, 420 et 430 m/s.

La protection balistique en UHMWPE est modélisée à l'aide d'éléments coque sur base de l'extrusion de 34 sous couches à partir de la surface du bloc de plastiline. La modélisation de la protection est donc tout à fait similaire à celle qui a été développée dans le cas des impacts sur gélatine.

La Figure III.57 présente quelques instantanés du modèle numérique permettant de simuler les processus d'impacts dans le cadre de cette application pour une vitesse d'impact de 398 m/s.

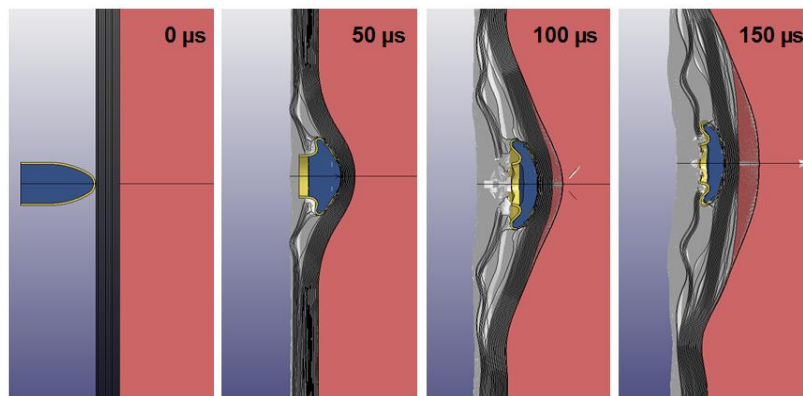


Figure III.57. Instantanés du processus d'impacts selon les calculs numériques

Finalement, la figure III.58 présente les profondeurs d'indentation de la plastiline mesurées à l'aide du scanner 3D à l'occasion des essais et les compare aux valeurs maximales obtenues lors des calculs numériques.

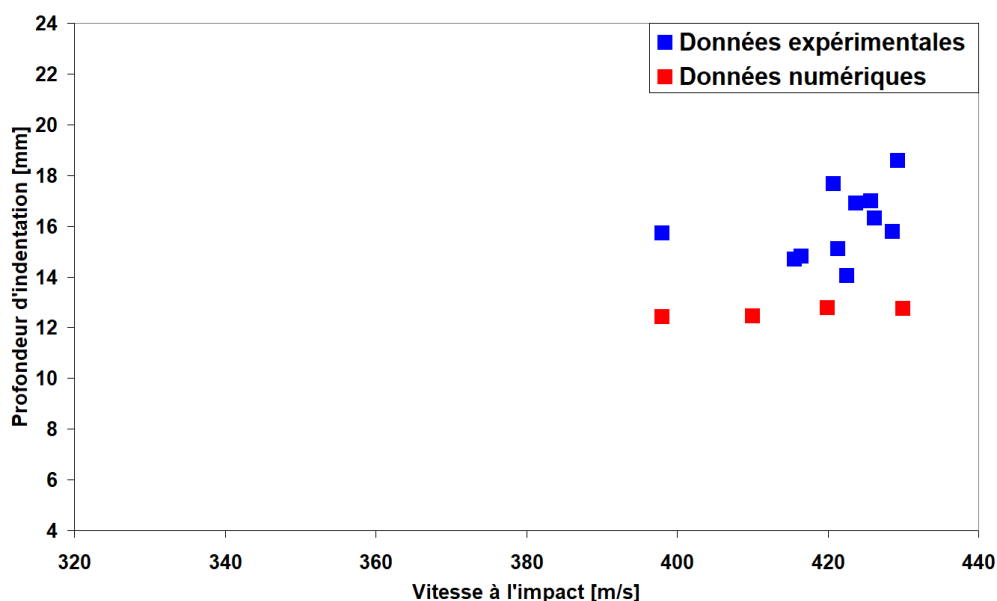


Figure III.58. Comparaisons entre les profondeurs d'indentation de la plastiline obtenues lors des essais et les résultats des simulations

La figure III.58 indique que les estimations des profondeurs d'indentation en fonction de la vitesse obtenues par les simulations numériques semblent un peu plus faibles et plus constantes que ce que laisse penser les essais. Toutefois, la dispersion des valeurs expérimentales semble assez conséquente et semble augmenter avec la vitesse d'impact.

Ces valeurs plus faibles et moins pentues des profondeurs d'indentation obtenues par les simulations peuvent probablement s'expliquer par les écarts qui existent entre la loi de comportement générique (loi de puissance des vitesses de déformation) proposée pour ajuster le modèle plastiline aux données expérimentales obtenues par rhéométrie capillaire.

En effet, la loi de comportement générique ajustée tend à être plus rigide que les mesures expérimentales, tout spécialement lorsque les vitesses de déformation dépassent 40000 s^{-1} .

Nous avons vu que la théorie de l'expansion des cavités sphériques nous permet d'estimer la vitesse de déformation moyenne atteinte lors d'un impact. Si nous appliquons ce raisonnement (Eq. (I.18)) pour les deux vitesses d'impact extrêmes obtenues lors de ces essais (398 et 430 m/s) en sachant que le projectile a un diamètre de 9 mm et la protection balistique une épaisseur de 5 mm, nous trouvons respectivement comme estimation des vitesses de déformations moyennes 83789 et 90526 s^{-1} .

Il est donc possible qu'au début de l'impact, moment où les sollicitations sur la plastiline sont les plus fortes dans la région de l'impact, des différences de comportement entre les essais et modèles apparaissent. Dans ces premiers instants, la plastiline simulée par une loi de comportement de type puissance des vitesses de déformations est possiblement trop rigide par rapport à la réalité.

III.6.2. Cas des impacts sur aluminium

Ici, ce sont trois tôles d'aluminium 6061-T6 de 3 mm chacune qui ont constitué la protection balistique. Les deux vitesses d'impacts envisagées se situent respectivement aux alentours de 330 et 420 m/s. Le tableau III.15 donne les vitesses d'impact exactes pour chaque tir.

Configuration	Tir n°	Vitesse d'impact mesurée (m/s)
Vitesse 1	1	333,1
	2	321,9
	3	329,9
Vitesse 2	1	417,6
	2	421,2
	3	419,0

Tableau III.15. Configurations testées et vitesses d'impact

Comme pour les essais avec UHMWPE, nous évaluons ici la profondeur d'indentation, mesurée à l'aide du scanner 3D, en fonction de la vitesse d'impact. Ces valeurs sont également confrontées au maxima des valeurs calculées lors des simulations numériques aux vitesses suivantes, moyennes des vitesses mesurées lors des trois impacts pour chaque configuration (et associées à leur écart-type) : $328,3 \pm 4,7$ et $419,3 \pm 1,5$ m/s. La figure III.59 montre l'état de surface typique du bloc de plastiline suite à un impact sur aluminium (impact n°1 à vitesse 2).



Figure III.59. Aspect typique de la surface de la plastiline après impact sur aluminium

La figure III.59 indique que les impacts sur aluminium aboutissent à des indentations très localisées et de faibles profondeurs de la plastiline. Cette configuration de protection à base d'aluminium est la plus "rigide" ($E_{\text{aluminium}} = 70$ GPa) et la plus épaisse que nous avons considéré dans cette partie de l'analyse.

La figure III.60 montre l'état de surface des blocs de plastiline pour chaque impact obtenu à l'aide du scanner 3D. Ceci nous informe de manière précise sur la profondeur d'indentation atteinte lors de ces impacts.

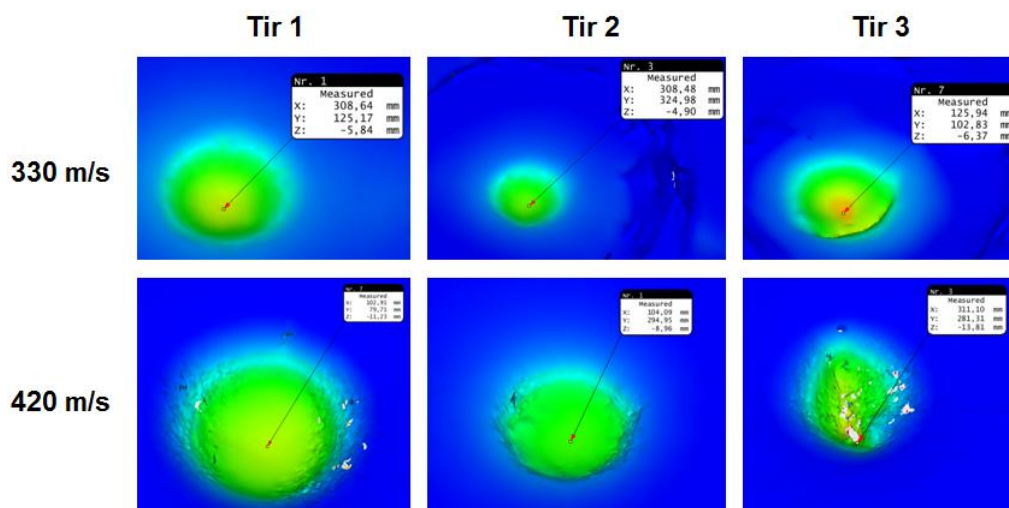


Figure III.60. Mesures au scanner 3D des empreintes obtenues dans la plastiline suite aux impacts

Nous voyons sur la figure III.60 que les différentes empreintes sont relativement similaires pour une même configuration d'essai. Le tableau III.16 donne les profondeurs d'indentation pour les six essais ainsi réalisés.

Configuration	Tir n°	Profondeur d'indentation (mm)	
Vitesse 1	1	5,84	± 0,05
	2	4,90	
	3	6,37	
Vitesse 2	1	11,23	
	2	8,96	
	3	13,81	

Tableau III.16. Profondeurs d'indentation mesurées au scanner 3D

Par conséquent, les moyennes des profondeurs d'indentation pour chaque vitesse et associées à leur écart-type ainsi qu'à l'incertitude de mesure au scanner valent respectivement $5,70 \pm 0,66$ mm et $11,33 \pm 2,03$ mm

Nous avons réalisé deux simulations correspondantes aux deux configurations testées et considérant la moyenne respective des vitesses d'impact (328,3 et 419,3 m/s). La figure III.61 présente quelques instantanés de ces simulations qui permettent d'avoir une idée des processus dynamiques qui se produisent (comme rien n'est transparent ici, il est impossible d'utiliser les caméras à haute vitesse).

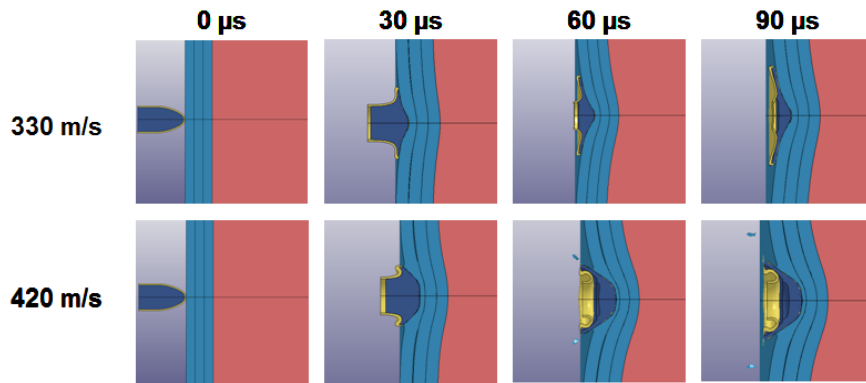


Figure III.61. Instantanés du processus d'impact simulé

Le maximum d'indentation dans la plastiline atteint dans le cas de la simulation avec impact à 328,3 m/s est de 4,47 mm tandis que pour une vitesse d'impact de 419,3 m/s le maximum d'indentation vaut 7,51 mm. La figure III.62 met en regard les résultats expérimentaux et simulés ainsi obtenus.

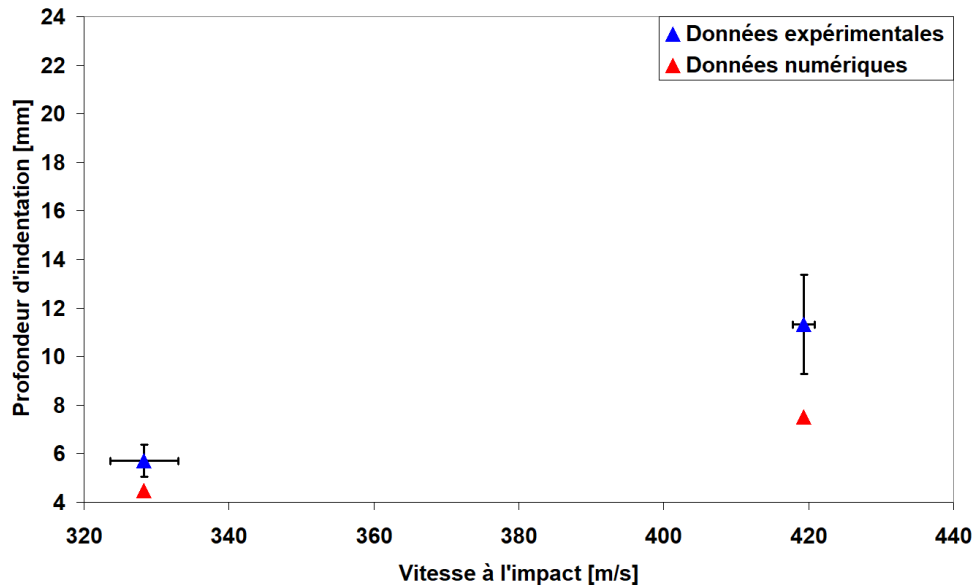


Figure III.62. Comparaisons entre les profondeurs d'indentation obtenues lors des essais et les résultats des simulations

Nous y voyons notamment que, comme dans le cas des impacts sur protection à base d'UHMWPE, les profondeurs d'indentation simulées sont sensiblement moins élevées et évolutives que lors des mesures expérimentales. Ceci s'explique probablement de nouveau par une divergence entre la loi de comportement réelle de la plastiline et l'ajustement d'une loi de puissance générique dont la rigidité devient de plus en plus excessive au-delà de 40000 s^{-1} . Signalons encore ici que, comme dans le cas de la protection à base d'UHMWPE, la dispersion sur les valeurs des profondeurs d'indentations mesurées lors des essais semble augmenter avec la vitesse d'impact.

En effet, si nous estimons la vitesse de déformation moyenne pour les deux vitesses d'impact par la théorie de l'expansion des cavités sphériques (Eq. (I.18)), nous obtenons respectivement 48637 et 62118 s^{-1} .

Par conséquent, il est probable qu'au début de l'impact la plastiline modélisée par une loi de puissance offre une résistance trop grande en comparaison avec la réalité.

Finalement, nous avons comparé l'état de déformation et endommagement des zones d'impact sur l'aluminium. Pour les deux vitesses d'impact, la première tôle d'aluminium n'était jamais perforée. La figure III.63 montre la zone d'impact des tirs 1 pour les deux vitesses d'impact et les compare aux simulations.

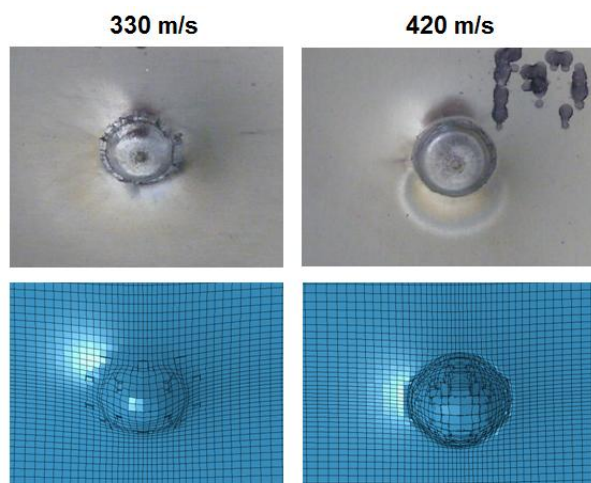


Figure III.63. Aspect de la région d'impact de l'aluminium (essais et modèles)

La figure III.63 montre un très bon accord entre les essais et les modèles pour l'aspect du cratère formé à l'impact dans l'aluminium.

III.6.3. Cas des impacts sur Kevlar® XP™ S102

Une configuration à base de dix couches de Kevlar® XP™ S102 a été testée ici pour deux vitesses d'impacts (autour de 350 et 420 m/s). Le tableau III.17 donne de manière précise les vitesses d'impact de chaque tir.

Configuration	Tir n°	Vitesse d'impact mesurée (m/s)
Vitesse 1	1	346,1
	2	356,9
	3	343,8
Vitesse 2	1	422,2
	2	417,8
	3	409,7

Tableau III.17. Configurations testées et vitesses d'impact

Comme pour les essais avec UHMWPE et aluminium, nous évaluons ici la profondeur d'indentation, mesurée à l'aide du scanner 3D, en fonction de la vitesse d'impact. Ces valeurs sont également confrontées au maxima des valeurs calculées lors des simulations numériques aux vitesses suivantes, moyennes des vitesses mesurées lors des trois impacts pour chaque configuration (et associées à leur écart-type) : 348,9 et 416,6 m/s. La figure III.64 montre l'état de surface typique du bloc de plastiline suite à un impact sur Kevlar® XP™ S102 (impact n°1 à 346,1 m/s).

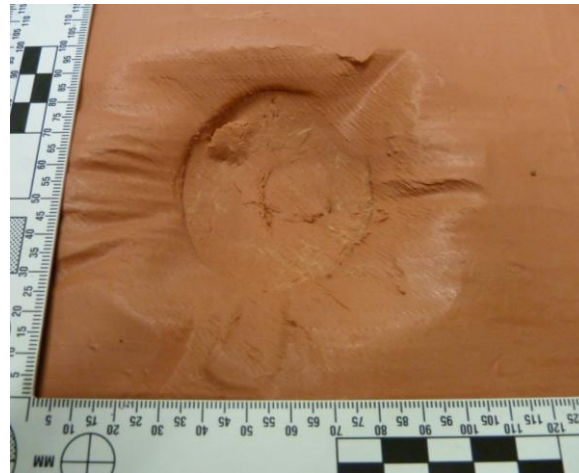


Figure III.64. Aspect typique de la surface de la plastiline après impact sur Kevlar®

La figure III.64 indique que les impacts sur Kevlar® aboutissent à des indentations de la plastiline assez larges et plus profondes que dans le cas des impacts sur aluminium. Ceci peut probablement s'expliquer par une nature relativement plus flexible (tissu).

La figure III.65 montre l'état de surface des blocs de plastiline pour chaque impact obtenu au scanner 3D. Ceci nous informe de manière précise (à 0,05 mm près) sur la profondeur d'indentation atteinte lors de ces impacts.

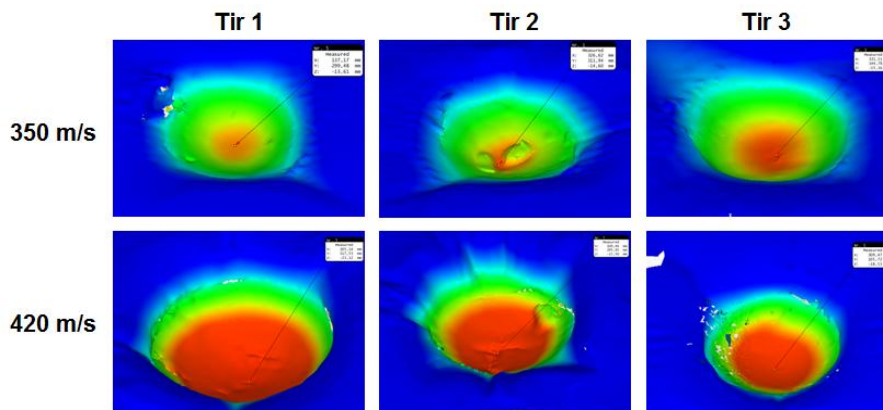


Figure III.65. Mesures au scanner 3D des empreintes obtenues dans la plastiline suite aux impacts

Nous voyons sur la figure III.65 que les différentes empreintes sont relativement similaires pour une même configuration d'essai, surtout dans le cas des impacts autour de 350 m/s. Le tableau III.18 donne les profondeurs d'indentation pour les six essais ainsi réalisés.

Configuration	Tir n°	Profondeur d'indentation (mm)	
Vitesse 1	1	13,61	± 0,05
	2	14,60	
	3	15,16	
Vitesse 2	1	23,12	
	2	22,50	
	3	18,53	

Tableau III.18. Profondeurs d'indentation mesurées au scanner 3D

Par conséquent, les moyennes des profondeurs d'indentation pour chaque vitesse et associées à leur écart-type ainsi qu'à l'incertitude de mesure au scanner valent respectivement $14,46 \pm 0,69$ mm et $21,38 \pm 2,08$ mm.

Nous avons réalisés deux simulations correspondantes aux deux configurations testées et en considérant la moyenne respective des vitesses d'impacts (348,9 et 416,6 m/s).

Cependant, si nous connaissons la réponse mécanique de la plastiline et des métaux constituant le projectile, nous devons encore déterminer la réponse mécanique du tissu de Kevlar[®] XP[™] S102 pour lequel aucun modèle macroscopique n'est disponible dans la littérature.

Les seules informations disponibles proviennent de la fiche technique du fournisseur pour ce produit. Celle-ci nous informe sur la densité surfacique qui est de $0,51 \pm 0,02$ kg/m² et sur l'épaisseur moyenne qui est de $0,46 \pm 0,03$ mm. Ceci permet de déduire une densité volumique de 1108,7 kg/m³ sur base des valeurs précédentes moyennes. De même, sachant que la densité d'un filament d'aramide vaut environ 1450 kg/m³, nous pouvons déduire que le taux d'occupation en filament de notre tissu est de 76,5%. Cette valeur peut sembler élevée mais peut s'expliquer par le caractère très proche de l'unidirectionnel de l'architecture de ce tissu.

Nous nous sommes basés sur les études réalisées par Stahlecker, Bansal, Naik, Wang et al. [43,128–131] en vue de caractériser cette forme particulière de tissu de Kevlar[®].

Comme le Kevlar[®] que nous considérons est basé sur de la fibre para-aramide, nous avons admis que la dépendance à la vitesse de déformation pouvait être déduite des études de Wang et al. [130,131]. De même, les coefficients de frottement statique et dynamique ont été déduits des études de Naik et al. [129].

Cependant, la résistance à la traction et au cisaillement dans le plan pour ce type particulier de tissu nécessitent d'être déterminés étant donné l'architecture fort différente de notre tissu par rapport aux tissus déjà étudiés [129]. Par conséquent, deux essais de traction ont été répétés pour chacune des deux directions principales (+45°/-45°) sur trois échantillons de notre tissu tandis qu'un essai de cisaillement dans le plan a été réalisé sur trois échantillons.

Les résultats de cette analyse sont intéressants car ils mettent en évidence un comportement assez particulier de ce tissu. La figure III.66 montre les résultats des essais de traction dans les deux directions principales de ce tissu tandis que la figure III.67 montre les résultats des essais de cisaillement dans le plan.

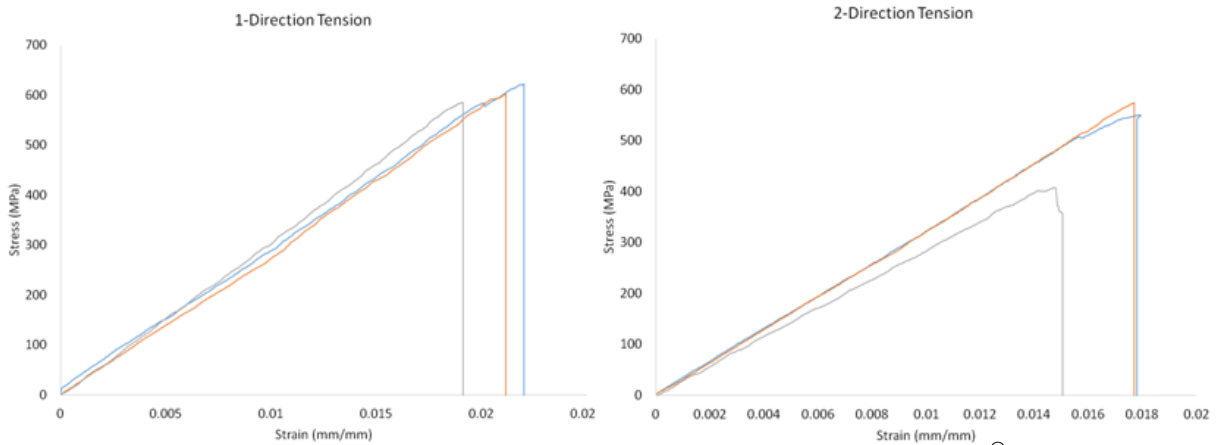


Figure III.66. Résistance à la traction de notre tissu de Kevlar®

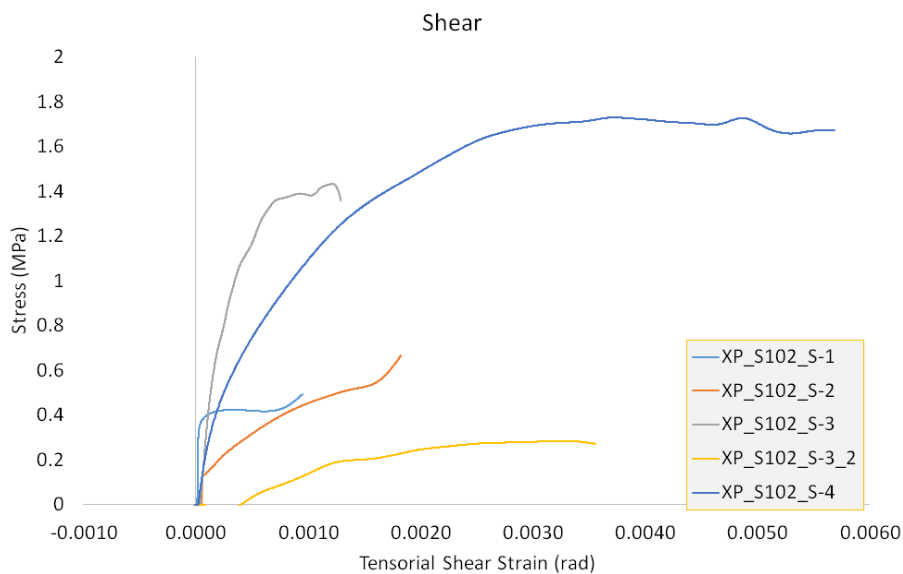


Figure III.67. Résistance au cisaillement dans le plan de notre tissu de Kevlar®

Les figures III.66 et III.67 montrent en fait que le Kevlar® XP™ S102 a un comportement de type orthotrope élastique fragile avec, apparemment, quasi absence de résistance au cisaillement dans le plan.

A partir des données de la figure III.66 (nous excluons ici la courbe qui s'interrompt prématurément sur les résultats de l'essai de traction dans la direction principale 2) nous pouvons déduire les limites élastiques et modules de Young moyens correspondants aux deux directions principales. Ceci peut alors être combiné aux données de Wang et al. [130,131] afin de prendre en compte l'influence de la vitesse de déformation sous la forme de paramètres de Cowper-Symonds pour alimenter le modèle proposé par Stahlecker, Bansal et al. [43,128] dans le cas du tissu de Kevlar® XP™ S102. Le tableau III.19 résume les paramètres numériques nous permettant de modéliser la réponse mécanique globale de ce matériau.

Kevlar® XP™ S102	ρ [kg/m ³]	E_a [GPa]	E_b [GPa]	C [s ⁻¹]	P	ϵ_a max [%]	ϵ_b max [%]
	1108.7	29,12	31,6	5	40	2,0766	1,7792

Tableau III.19. Paramètres matériaux du Kevlar® XP™ S102

A partir de ces résultats, nous avons réalisés deux simulations correspondantes aux deux moyennes respectives des vitesses d'impact (348,9 et 416,6 m/s). La figure III.68 présente quelques instantanés de ces simulations qui permettent d'avoir une idée des processus dynamiques qui se produisent (comme rien n'est transparent ici, il est impossible d'utiliser les caméras à haute vitesse).

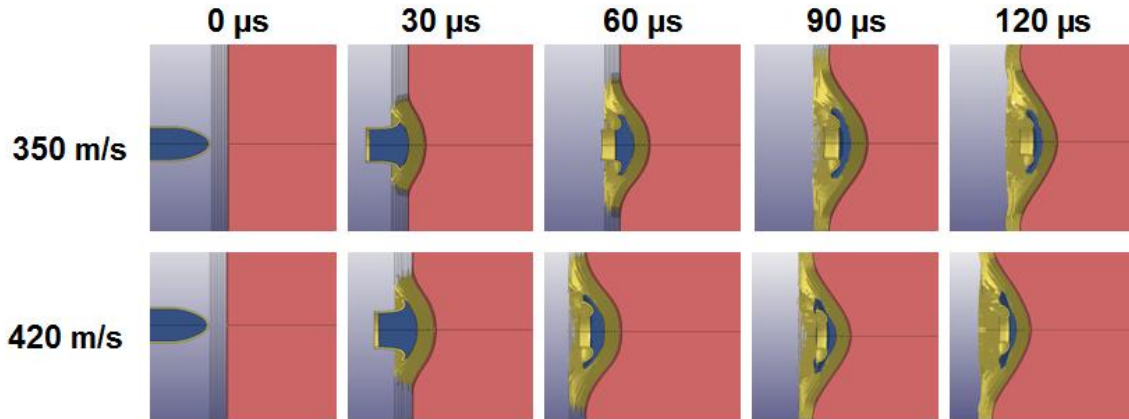


Figure III.68. Instantanés du processus d'impact simulé

Cependant, les résultats de ces simulations ne prenant en compte que la résistance en traction du Kevlar[®] aboutissent à des valeurs des profondeurs maximales d'indentation excessives. Ainsi, pour une vitesse d'impact de 348,9 m/s nous obtenons 23,23 mm et pour une vitesse d'impact de 416,6 m/s nous obtenons 22,00 mm (ce qui, bizarrement, est inférieur au cas correspondant à un impact plus lent). Finalement, ces simulations montrent un glissement et une rétraction irréaliste des couches de tissu, notamment de la couche au contact de la plastiline. En effet, les essais ont montré un mouvement très limité voire inexistant des couches de tissus. La figure III.69 montre l'état de déformation de la plastiline et de la couche de tissu directement à son contact pour les deux vitesses d'impact après 2 ms de calcul.

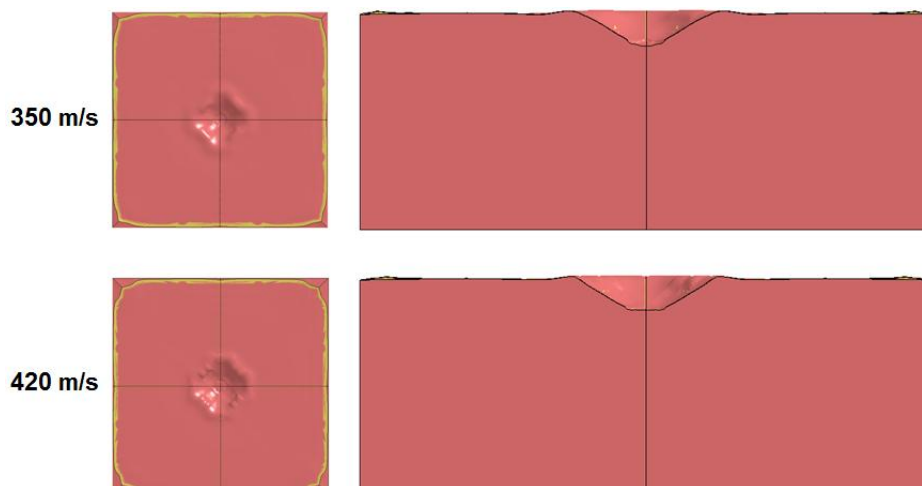


Figure III.69. Déformation simulée de la plastiline (en rose) et de la dernière couche de Kevlar[®] (bord jaune)

Nous avons alors supposé que la mesure de cisaillement dans le plan était peut-être erronée pour ce type de tissu. En effet, l'hypothèse d'absence (ou très faible) résistance au cisaillement provient d'un essai quasi-statique. Dans le cadre d'un processus dynamique il se peut qu'une résistance au cisaillement apparaisse quand même.

Afin d'essayer de corriger cet inconvénient, nous avons décidé de nous intéresser aux études proposées par Rao, Nilakantan et al. [132,133]. Ceux-ci ont réalisés tout un ensemble de travaux de modélisation multi-échelle de tissus de Kevlar[®] soumis à des impacts balistiques. Leur analyse comporte entre autre une évaluation des paramètres matériaux à introduire pour modéliser la réponse de la région globale des tissus, située loin de la zone d'impact qui est, à l'inverse, modélisée à l'échelle mésoscopique.

Leur étude permet entre autre d'estimer la valeur du module de Young correspondant à la réponse élastique de la région modélisée à l'échelle macroscopique sur base du module de Young des fils constituant la région modélisée à l'échelle mésoscopique. L'hypothèse de base appliquée pour ce calcul consiste à admettre que l'impédance acoustique des deux régions est la même afin d'avoir une transmission cohérente des ondes élastiques. Il en résulte que le module de Young de la région globale est proportionnel au module de Young de la région locale, le coefficient de proportionnalité étant le rapport entre les densités des régions locale et globale. Dans notre cas, ce ratio des deux densités n'est autre que l'inverse du taux d'occupation en Kevlar[®] que nous avons calculé plus haut.

Dans leur étude, Nilakantan et al. [133], proposent comme valeur de module de cisaillement pour les fils de Kevlar[®] (modélisation à l'échelle mésoscopique) $G = 3,28$ GPa. Si nous appliquons le même raisonnement que dans le cas du module de Young, nous pouvons extrapoler que le module de cisaillement corrigé pour modéliser ce tissu de Kevlar[®] XPTM S102 vaudrait $G = 4,29$ GPa. Cette valeur sera donc introduite dans notre modèle pour prendre en compte de la résistance au cisaillement dans les différentes directions de notre tissu.

A partir de ces données d'entrée complétées, nous avons recalculé les deux simulations correspondantes aux deux moyennes respectives des vitesses d'impact (348,9 et 416,6 m/s). La figure III.70 présente quelques instantanés de ces simulations qui permettent d'avoir une idée des processus dynamiques qui se produisent.

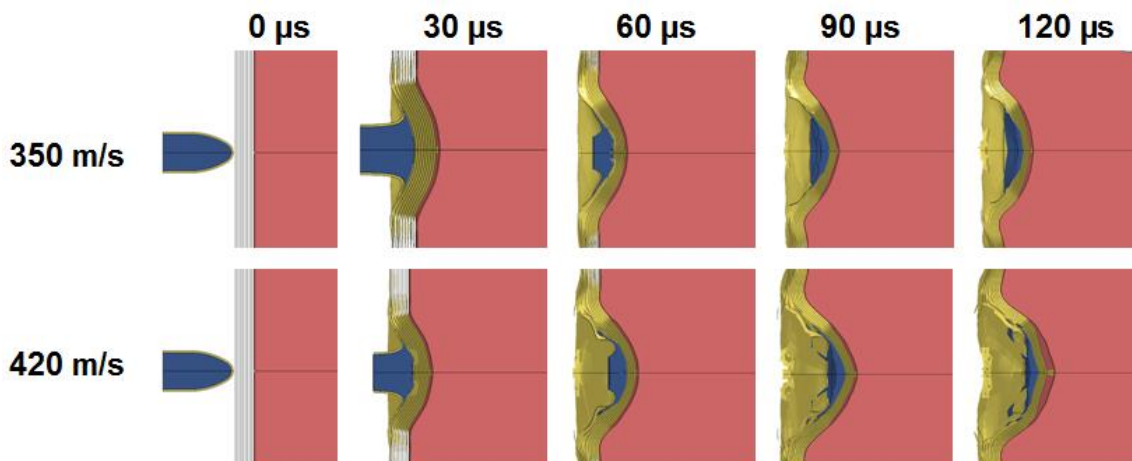


Figure III.70. Instantanés du processus d'impact simulé

Le maximum d'indentation dans la plastiline atteint dans le cas de la simulation avec impact à 348,9 m/s est de 12,01 mm tandis que pour une vitesse d'impact de 416,6 m/s le maximum d'indentation vaut 18,43 mm. La figure III.71 met en regard les résultats expérimentaux et simulés ainsi obtenus.

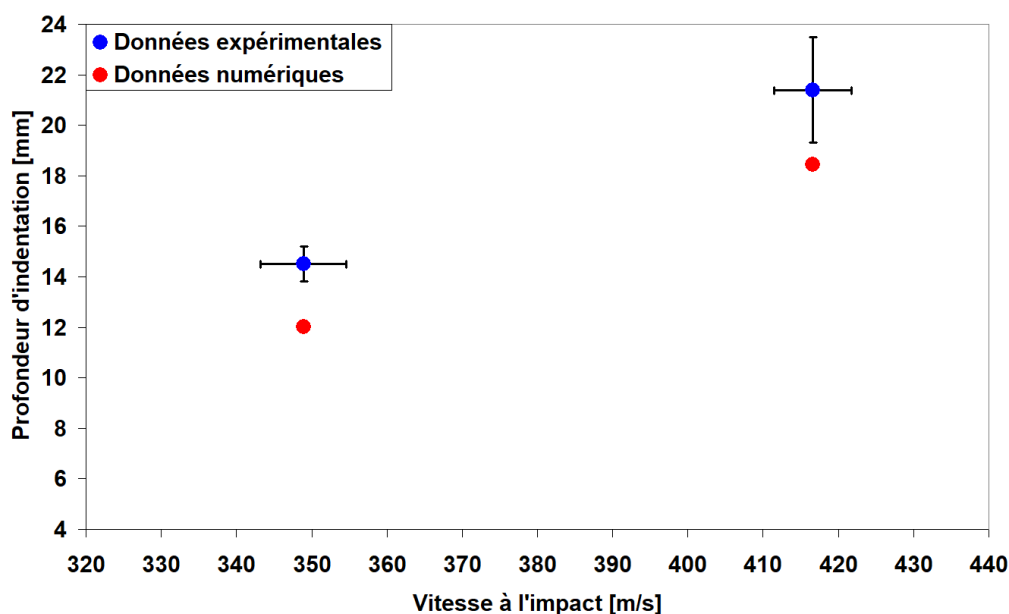


Figure III.71. Comparaisons entre les profondeurs d'indentation obtenues lors des essais et les résultats des simulations

Une fois de plus, les profondeurs d'indentation simulées sont sensiblement moins élevées et évolutives que lors des mesures expérimentales. Ceci s'explique probablement de nouveau par une divergence entre la loi de comportement réelle de la plastiline et l'ajustement d'une loi de puissance générique dont la rigidité devient de plus en plus excessive au-delà de 40000 s^{-1} . Signalons encore ici que, comme dans les cas précédents, la dispersion sur les valeurs des profondeurs d'indentations mesurées lors des essais semble augmenter avec la vitesse d'impact.

En effet, si nous estimons la vitesse de déformation moyenne pour les deux vitesses d'impact par la théorie de l'expansion des cavités sphériques (Eq. (I.18)), nous obtenons respectivement 76681 et 91560 s^{-1} .

Les essais avec Kevlar[®] sont également intéressants car ils mettent en évidence un fort effet d'adhésion entre la couche de protection au contact de la plastiline au niveau de la zone d'impact tandis qu'à distance de la zone d'impact, le contact ne semble pas présenter cette adhésion. Cependant, la mesure d'indentation faite au scanner 3D (ou au pied à coulisse) ne peut être réalisée qu'après retrait de la protection de la surface du bloc de plastiline. Par conséquent, il se pourrait également, qu'en raison de l'adhésion entre les deux corps, le retrait de la protection entraîne une perturbation de l'état de l'emprunte imprimée dans la plastiline.

La figure III.72 illustre cet effet d'adhésion non négligeable et variable entre la plastiline et la face arrière du Kevlar[®]. Cela signifie que le retrait de la protection pourrait entraîner un mouvement de la plastiline et donc une perturbation de la mesure.



Figure III.72. Adhésion entre la plastiline et la face arrière du Kevlar[®]

Finalement, nous avons comparé l'état de déformation et endommagement des zones d'impact sur le Kevlar®. Pour la vitesse d'impact la plus faible, le projectile était systématiquement bloqué sur la quatrième couche de Kevlar tandis que pour la vitesse la plus élevée le projectile se retrouve arrêté sur la cinquième couche de Kevlar®. Il est remarquable d'observer que le projectile se retrouve systématiquement bloqué contre une petite languette de tissu suivant une même direction principale. Ceci est visible pour le tir 1 à chaque vitesse d'impact et sur la simulation correspondante (Fig. III.73).

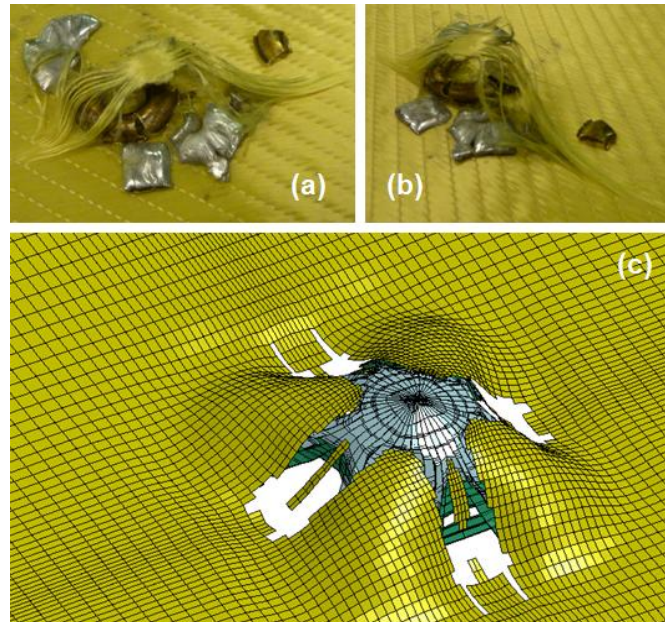


Figure III.73. (a, b) Aspect local de l'endommagement de la couche de Kevlar® ayant stoppé le projectile. (c) Equivalent numérique (Vitesse d'impact : 420 m/s et stoppé au bout de 0,1 ms)

III.7. Synthèse

Nous avons évalué les modèles que nous avons pu trouver dans la littérature concernant de la plastiline balistique selon les critères des normes NIJ et HOSDB. Nous avons constaté que, apparemment, les modèles capables de satisfaire au critère d'indentation de la norme NIJ semblent également satisfaire au critère d'indentation de la norme HOSDB. La plupart de ces modèles concernent de la plastiline Roma® #1. Néanmoins, nous savons que même cette plastiline semble exister sous différentes formes (de différentes couleurs en l'occurrence) or la coloration à elle seule peut déjà influencer les propriétés mécaniques de ces matériaux. En outre, les températures de conditionnement varient d'une étude à l'autre.

Concernant la plastiline Weible® rouge, seules deux études qui exploitent un modèle de Johnson-Cook et un modèle basé sur l'approche de Cowper-Symonds pour des applications balistiques semblent s'avérer acceptables d'après les critères de calibration des normes NIJ et HOSDB.

Des modèles matériaux assez variés dont certains donnent des résultats intéressants sont proposés pour modéliser la plastiline balistique. Néanmoins, ces modèles présentent souvent l'inconvénient d'avoir des natures fort empiriques. C'est typiquement le cas de Johnson-Cook et Cowper-Symonds qui ont plutôt été développés pour les métaux. Une partie des modèles semble peu adaptée à la plastiline. C'est notamment le cas des modèles basés sur la

mécanique des sols, caoutchouteux ou hydrodynamique. La plupart de ces modèles négligent l'effet des vitesses de déformations qui semblent pourtant avoir une grande importance dans les processus dynamiques impliquant de la plastiline. Pratiquement aucun des modèles proposés n'associe une équation d'état pour tenir compte de la compressibilité de ce matériau. Cependant, la plupart des auteurs s'accordent sur le fait que la plastiline est une substance à peu près incompressible et cela d'un point de vue tant mécanique que rhéologique.

Nous avons profité de l'évaluation de tous ces modèles afin de vérifier l'influence de certains paramètres. Ainsi, la densité semble présenter un effet tout à fait négligeable sur la réponse du modèle. A l'inverse, le module de Young semble présenter un effet très important sur la réponse des modèles en termes de rebond de la boule et d'amplitude d'oscillations numériques de la plastiline. Plus ce module est élevé et plus les oscillations diminuent rapprochant le modèle d'une réponse plutôt parfaitement plastique. Nous savons aussi que, apparemment, le module de Young de la plastiline augmente avec les vitesses de déformations. Néanmoins, aucun des modèles ne permet de faire varier ce module (ou tout du moins de manière stable) qui est donc un paramètre fixe ajusté lors d'une simulation.

Il semblerait qu'une loi de puissance simple prenant en compte les vitesses de déformation représente probablement un bon compromis entre représentativité physique et capacité de modélisation. De ce point de vue, certaines des études proposées par Hernandez et al. présentent un intérêt certain, même si les auteurs estiment les paramètres de leurs modèles sur base d'ajustements algorithmiques.

De son côté, la rhéologie, considérée de manière générale, propose divers modèles pouvant être associés à des écoulements de fluides complexes tandis que la rhéologie des plastilines propose un modèle générique assez simple purement basé sur une loi de puissance des vitesses de déformation. Par conséquent, l'établissement d'une fonction d'écoulement ou de viscosité dynamique expérimentale correspondant à de la plastiline balistique constituerait une base très utile pour un objectif de modélisation de ce matériau complexe soumis à des sollicitations dynamiques.

Comme nous utilisons de la plastiline Weible[®] rouge et non de la Roma[®] #1 nous ne pouvons pas a priori ajuster un modèle sur base de données expérimentales concernant de la Roma[®] #1. En effet, rien ne dit que notre plastiline aura la même réponse mécanique même si le drop test doit aboutir à des profondeurs d'indentation particulières pour satisfaire aux normes NIJ et/ou HOSDB.

Nous avons, par conséquent, réalisé un essai de rhéométrie capillaire associée à différentes corrections très importantes dans ce domaines sur un échantillon de plastiline Weible[®] rouge en vue d'en tirer une loi de comportement à partir de la viscosité dynamique.

Cette loi de comportement a d'abord été évaluée selon les critères de calibration de la norme NIJ à partir d'essais réalisés au labo et de simulations numériques. Un très bon accord a été trouvé entre les tests et les simulations pour ce type de sollicitation.

Un essai de Taylor adapté a été mis en œuvre en vue d'étudier le comportement dynamique de la plastiline balistique Weible[®] rouge. Plutôt qu'une propulsion pyrotechnique ou pneumatique, la force gravitationnelle a été sélectionnée en vue d'atteindre des vitesses acceptables pour les échantillons. L'impact des échantillons a été filmé par le côté et le dessous. En parallèle, différents modèles utilisant différentes approches numériques ont été

développés. Une très bonne corrélation a été obtenue par ces différentes approches pour l'échantillon le plus faiblement accéléré lorsqu'un minimum de frottement est introduit entre la surface de l'échantillon à l'impact et le support rigide. Par la même occasion, l'analyse numérique nous a permis d'estimer les vitesses de déformation pouvant être atteinte dans le cadre de ce test particulier. Des valeurs de l'ordre de plusieurs milliers de secondes réciproques semblent être aisément accessibles.

Finalement, quelques essais balistiques ont été réalisés avec un projectile déformable et différentes configurations de protections balistiques. Une corrélation a été trouvée entre ces essais et les modèles même si une loi de puissance simple ajustée aux données issues de l'analyse par rhéométrie capillaire semble trop rigide dans les cas correspondant aux impacts balistiques.

A cette occasion, nous avons également déterminé une loi de comportement appropriée pour un tissu à base de para-aramide particulier.

Chapitre IV

Etude numérique de l'interaction protection/thorax sous impact balistique

Résumé

Le but ultime est de comprendre ce qui se passe au niveau du corps humain lors d'un impact balistique non perforant. Il est néanmoins évident qu'il est très difficile de réaliser des tests réels étant donné les risques. C'est pourquoi les laboratoires de balistiques se sont tournés vers les substituts décrits plus haut. La gélatine et la plastiline balistiques permettent d'évaluer la performance d'une protection sur base de critères et procédures assez simples. De plus elles peuvent être modélisées pour autant que la loi de comportement exploitée soit adaptée. Tout comme ces deux matériaux témoins, le thorax humain peut être modélisé en vue de s'affranchir de la complexité des essais. Un modèle numérique de thorax humain a déjà été développé et validé à l'ERM afin de simuler la réponse de cette structure face à des impacts non perforants sans protection balistique. Néanmoins ce modèle nécessitait encore des compléments en vue de représenter ce qui se passe en cas d'impacts balistiques avec protection. Une technique spécifique de couplage fluide structure a été exploitée afin de modéliser les espaces existants entre les organes et donc assurer une continuité de cette structure. Ce modèle de thorax complété a nécessairement dû être validé sur base de données issues de la littérature. Les configurations testées et modélisées sur de la plastiline ont alors été simulées à l'aide du modèle de thorax.

Sommaire

IV.1.	INTRODUCTION ET DEVELOPPEMENT DU MODELE.....	171
IV.2.	OPTIMISATION DU MODELE DE BASE.....	172
IV.3.	REPLISSAGE DU MODÈLE PAR INITIATION DE FRACTION VOLUMIQUE GÉOMÉTRIQUE	173
IV.4.	VALIDATION DES TROIS MODÈLES À L'AIDE DES DONNÉES DE BIR	177
IV.5.	VALIDATION DES TROIS MODÈLES SUR BASE DU PROJECTILE SIR-X.....	182
IV.6.	EVALUATION DE LA RÉPONSE DU MODÈLE SHTIM REMPLI AUX IMPACTS BALISTIQUES	187
IV.6.1.	<i>Simulations d'impact avec protections à base d'UHMWPE</i>	189
IV.6.2.	<i>Simulations d'impact avec protections à base d'aramide</i>	192
IV.6.3.	<i>Simulations d'impact avec protection à base d'aluminium</i>	195
IV.6.4.	<i>Simulations d'impact avec protection multi-matériaux</i>	198
IV.6.5.	<i>Discussion des résultats</i>	202
IV.7.	SYNTHESE	204

IV.1. Introduction et développement du modèle

L'idée de modéliser numériquement des structures complexes et très hétérogènes telles que le corps humain soumis à des sollicitations dynamiques n'est pas récente comme déjà montré dans l'étude bibliographique.

Dans le but de réaliser des simulations d'effet d'impact de projectiles non létaux sur cage thoracique, un modèle numérique de thorax (modèle SHTIM) a été développé et validé au département de Systèmes d'Armes et Balistique de l'Ecole Royale Militaire [22,56,120]. La validation de ce modèle a été faite sur base des travaux de Bir [110].

Cependant, ce premier modèle présente dans certains cas quelques instabilités au niveau des poumons ("Complex Sound Speed in Solid Element") aboutissant à l'arrêt des calculs. De plus, ce modèle n'est pas optimisé numériquement (grand nombre de structures, algorithmes de contacts établis de manière trop globaux, renumérotations des objets, éléments et nœuds, ...), ce qui aboutit à des temps de calculs plutôt longs. Enfin, pour de futures applications nécessitant l'établissement de la transmission d'ondes de pression entre les "organes" de ce modèle de thorax, il reste incomplet (vide numérique entre les différentes structures du modèle).

C'est pourquoi quelques adaptations ont été réalisées sur ce modèle afin de l'optimiser d'une part et, d'autre part, compléter cette structure.

Les hypothèses de base utilisées sont les suivantes :

- Angle d'impact du projectile de 27° par rapport à l'horizontale afin de considérer une incidence normale avec la surface du thorax (Fig. IV.1(a)). L'axe du projectile est centré sur un nœud spécifique à la surface du sternum (nœud 3396 sur la figure IV.1 (c))
- Déplacements et vitesses mesurés suivant la direction horizontale (suivant l'axe x)
- Le nœud servant au centrage du projectile sert également pour les mesures de déplacement et vitesse de déplacement aboutissant au critère VC
- Le déplacement est considéré après filtrage numérique passe bas de fréquence de coupure 1666 Hz en vue d'éliminer des oscillations indésirables [22,56]
- La vitesse de déplacement est obtenue par dérivation du déplacement filtré.
- Le critère VC, est obtenu en faisant le produit du déplacement et de la vitesse de déplacement, le tout divisé par l'épaisseur du modèle (23,6 cm)

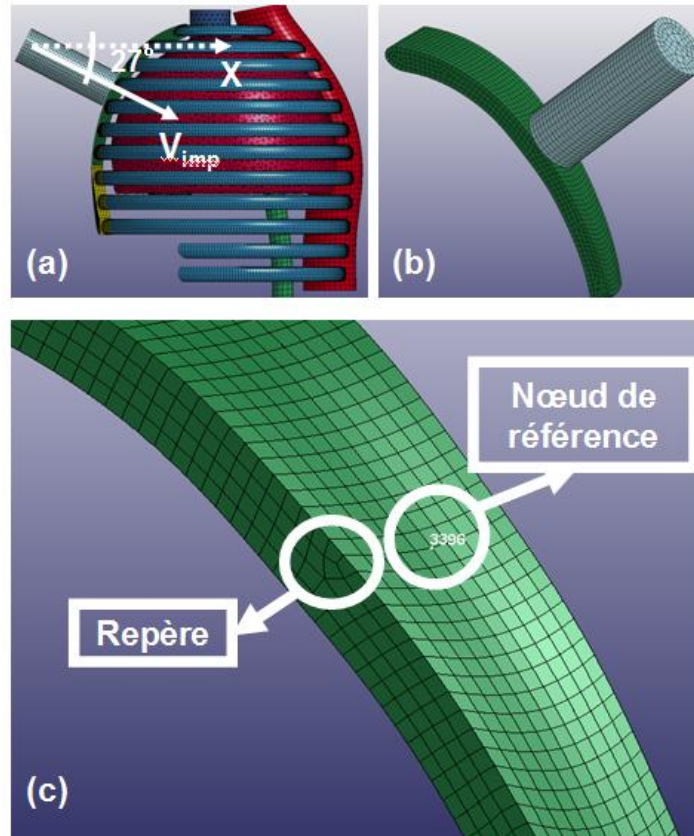


Figure IV.1. (a) angle d'impact, (b) position du projectile sur le sternum, (c) positions du nœud de référence pour les mesures, le nœud 3396 est celui sur lequel le projectile est centré à l'impact

IV.2. Optimisation du modèle de base

Le but est de simplifier le modèle de base afin de le rendre plus efficace pour les calculs. En outre, le problème d'instabilité numérique au niveau des poumons a été résolu. La figure IV.2 illustre le travail de simplification qui a été réalisé.

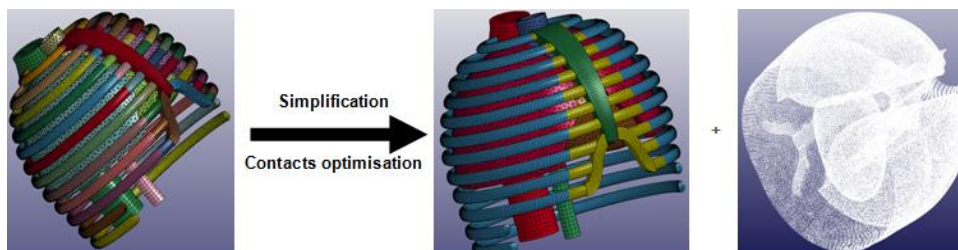



Figure IV.2. Illustration des simplifications apportées au modèle de base

L'objectif ici était de rassembler différents objets qui possédaient les mêmes propriétés (modèle matériau, section, ...) en une seule structure. Ainsi, toutes les côtes sont reprises en une fois. Il en va de même pour les cartilages et les poumons. En outre, les contacts entre toutes ces structures ont été optimisés afin de rendre les calculs plus efficaces. La simplification consiste essentiellement à exploiter les algorithmes de contact à l'aide de segments plutôt que de "parts". De la sorte, ce sont les surfaces des différentes structures qui interagissent plutôt que leurs volumes. Il en résulte des temps de calculs sensiblement plus courts.

En outre, afin de résoudre le problème de stabilité numérique au niveau des poumons ("Complex Sound Speed"), le modèle matériau des poumons a été changé. Nous sommes passés du modèle proposé dans [120] à celui proposé par [59] pour lequel la densité a été adaptée afin que la masse totale des poumons fasse 1 kg (masse moyenne approximative des poumons chez un individu). Le tableau IV.1 présente l'ancien modèle et le nouveau modèle pour les poumons.

Lungs	
Mat_Lung_Tissue	
ρ [kg/m ³]	118
K [GPa]	$1,18 \cdot 10^4$
C	0,5035
δ	$7,02 \cdot 10^{-5}$
α	0,08227
β	-2,46
C ₁	0,006535
C ₂	2,876



Lungs	
Mat_Viscoelastic	
ρ [kg/m ³]	600
K [Pa]	$7.44 \cdot 10^8$
G ₀ [Pa]	67000
G ₁ [Pa]	65000
β	-2,46

Tableau IV.1. Changement de modèle matériau pour les poumons [59,120]

Ce modèle est plus stable et est une amélioration du modèle initial mais devait encore être complété afin de tenir compte de la présence des entrailles. Ceci est décrit dans la section suivante.

IV.3. Remplissage du modèle par initiation de fraction volumique géométrique

Sur base du modèle optimisé, nous avons rempli les vides à l'intérieur de la structure. Le choix de l'approche de remplissage s'est de nouveau arrêté sur l'initiation de fraction volumique géométrique (IFVG) [126] et un couplage fluide/structure. Cette méthode permet de définir un volume Eulérien autour de la structure (ici un thorax) et de délimiter une sous région contenant un autre fluide. Le volume Eulérien enrobant toute la structure a été défini comme étant de l'air (ce qui apparaît comme un choix logique). La zone délimitée afin de réaliser les entrailles a été définie comme contenant de la gélatine "Fackler" disposant des propriétés décrites par [24] (voir également le chapitre concernant la gélatine). Le choix du volume d'air autour de l'ensemble pourrait également présenter l'avantage de pouvoir éventuellement utiliser le modèle dans d'autres applications de type "blast". La figure IV.3 montre le modèle amélioré et "enrobé" de son volume d'air servant de support à l'IFVG.

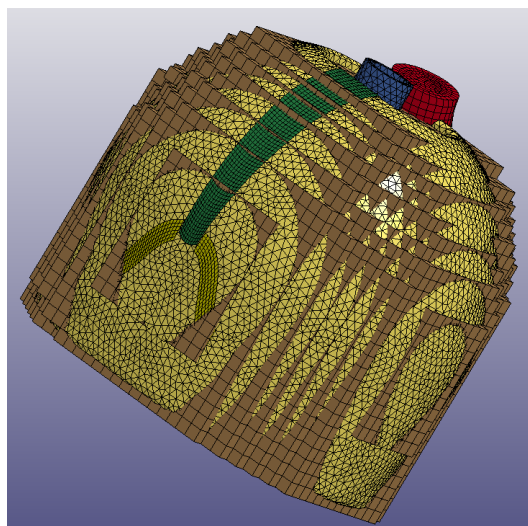


Figure IV.3. Modèle complet avec “enrobage” d’air (partie brune)

Cependant, avant de pouvoir faire tourner le modèle avec la partie fluide, il a été nécessaire de délimiter les contours intérieurs du modèle optimisé afin d’en définir la région “entrailles”. La grosse difficulté vient du fait que le modèle n’a pas été défini pour cela à la base. Les différents composants (côtes, sternum, organes, chair, ...) sont en effet séparés par des gaps qu’il fallait refermer. En outre, afin de réaliser pareil opération de fermeture, il faut avoir un nombre égal de nœuds entre les différentes structures à souder. La figure IV.4 montre un exemple de ce type de problème.

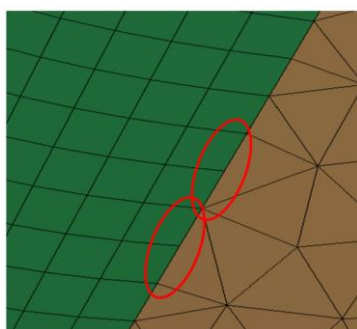


Figure IV.4. Illustration des problèmes de joints entre différentes structures du modèle (ici entre le sternum et la chair)

Afin de résoudre ce problème, nous avons choisi de générer des structures à base d’éléments coque par extrusion à partir de tous les objets (organes) nécessaires afin de définir les contours de l’intérieur du modèle.

Cette opération a également être réalisée afin de générer les contours extérieur du modèle pour modéliser une protection balistique (voir plus loin).

Par la suite, nous avons réalisé un ensemble de “soudures” afin de faire correspondre et fusionner les nœuds des bords de la structure devant être fermée et délimiter la partie entrailles. Lorsque les nombres de nœuds en présence ne correspondaient pas, nous divisons ou fusionnions certains éléments des deux bords afin d’arriver au résultat désiré. Ce processus manuel est très long mais ne doit être fait qu’une seule fois. Cela abouti à la structure présentée sur la figure IV.5(a).

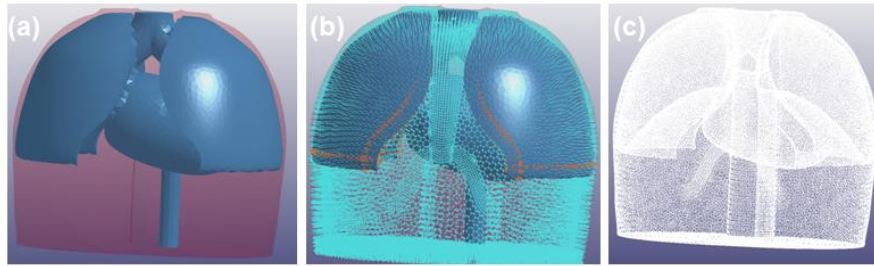


Figure IV.5. Contour intérieur du thorax délimitant la future partie entrailles qui apparaîtra au début des calculs après initiation à l'aide de l'IVFG. (a) Structure en éléments coque, (b) normales aux éléments coque et (c) segments correspondants

En outre, les éléments coque de cette structure doivent avoir tous leurs vecteurs normaux orientés vers l'intérieur ou l'extérieur du volume qui sera rempli (Fig. IV.5(b)). Sans cela, l'IVFG risque d'aboutir à des résultats erronés. Finalement, même si l'IVFG peut être défini à partir d'un contour formé d'éléments coque, nous ne pouvons pas encore le faire fonctionner de cette façon. En effet, le container est une structure hétérogène formée d'un assemblage d'éléments coque à 3 et 4 nœuds.

Pour contourner ce dernier problème, nous avons décidé de prendre tous les segments correspondants aux éléments coque de ce contour (Fig. IV.5(c)) et de supprimer la structure proprement dite. L'IVFG peut en effet se baser sur un contour formé juste de segments et sans éléments (en acceptant dès lors la présence de nœuds sans masse dans le modèle). De cette façon, le modèle peut être calculé.

La figure IV.6 présente ces nouvelles évolutions sur le modèle et les nouvelles structures qui y correspondent. La partie entrailles n'apparaîtra qu'au début des calculs (initiation des calculs).

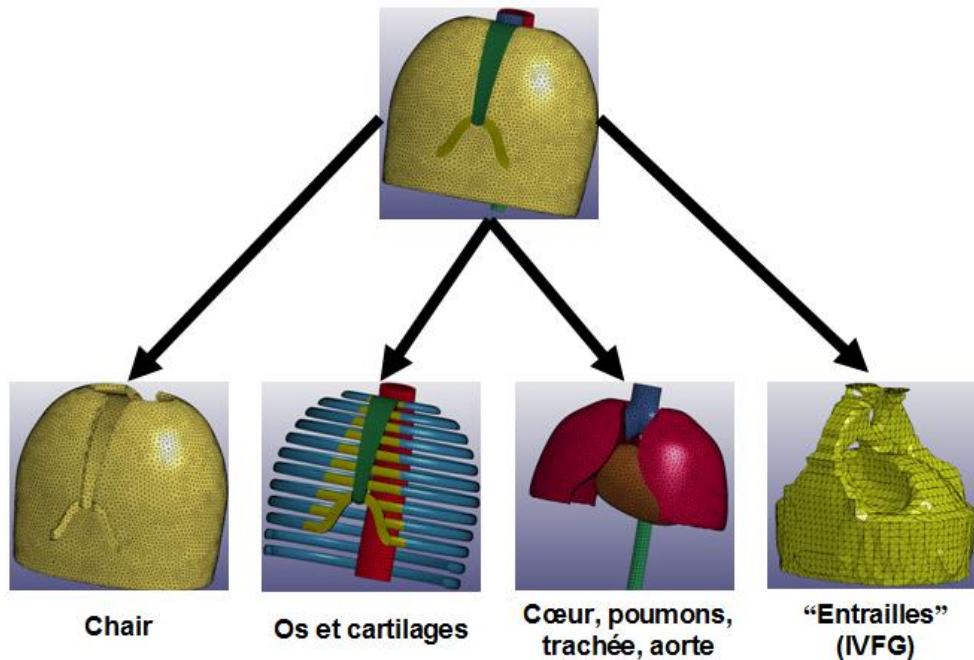


Figure IV.6. Evolution et remplissage du modèle thorax

L'avant dernière étape de tout ce travail a été de changer quelques modèles matériaux pour certains organes et structures sur base de données disponibles dans la littérature. De ce point

de vue, notre attention a été attirée par l'article de Zhao et al [134] qui proposent des paramètres assez variés notamment au niveau des os (os cortical vs. spongieux). Les modèles changés sont présentés sur le tableau IV.2.

Modèle caoutchouc		Modèle élastique			
Muscles					
ρ [kg/m ³]	1050				
K [GPa]	2,2				

	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	ν
Sternum	1354	3,5	0,387
Côtes	1561	7,9	0,379
Cartilages	1281	0,0049	0,4

Modèle élastique-plastique linéaire écrouissant					
	ρ [kg/m ³]	E [MPa]	ν	σ_y [MPa]	E_t [MPa]
Sternum/Côtes	1000	40	0,45	1,8	32
Cartilages	1000	0,0227	0,35	6,2	1
Muscles	1000	0,0103	0,4	73	1,03

Tableau IV.2. Changement de modèles matériaux pour certaines parties du modèle [120,134]

Dans ce modèle, il est intéressant de remarquer que le sternum et les côtes sont modélisés de la même façon. Néanmoins, cette structure reste beaucoup trop peu rigide afin de satisfaire aux critères de validation présentés dans les deux sections suivantes. Il a donc été décidé d'ajuster progressivement à la hausse les valeurs de E, σ_y , et E_t . Dès lors, les paramètres finaux qui servent à modéliser le sternum et les côtes sont les suivants (Tab. IV.3) :

Modèle élastique-plastique linéaire écrouissant					
Sternum/côtes	ρ [kg/m ³]	E [MPa]	ν	σ_y [MPa]	E_t [MPa]
	1000	130	0,45	3,5	115

Tableau IV.3. Paramètres finaux du modèle pour les côtes et le sternum

Finalement, en vue de générer des modèles de protections balistiques capables de couvrir la surface du thorax, une structure de 20 cm de côté et formée d'éléments coque a été extrudée sur base de la surface du thorax. Celle-ci est présentée sur la figure IV.7. A partir de cette structure, toute configuration de protection peut être générée par extrusion ou copie de l'objet.

Dans les deux sections suivantes, nous montrerons que ce nouveau modèle satisfait aux données de validation proposées par Bir [110] ainsi que Nsiampa [22]. L'ensemble de ces données de validations sont également actuellement compilées dans la norme NATO AEP 99 (2017) [121].

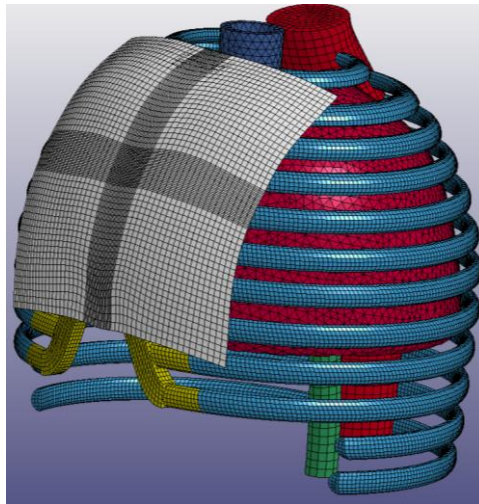


Figure IV.7. Structure en éléments coques générée sur base de la surface du modèle thorax et servant de source pour générer une protection balistique

IV.4. Validation des trois modèles à l'aide des données de Bir

La première validation impose que le déplacement du point de référence impacté à la surface du sternum (nœud 3396 du modèle) respecte les corridors biomécaniques proposés par Bir [110] suite aux essais qu'elle a réalisés sur un groupe de cadavres à l'aide des projectiles WSU (Fig. I.7(a)) [22,110,121].

La figure IV.8 montre les déplacements dans le cas des différentes évolutions du modèle SHTIM et les couloirs biomécaniques de Bir pour les différentes configurations qu'elle a étudié (cas A, B et C).

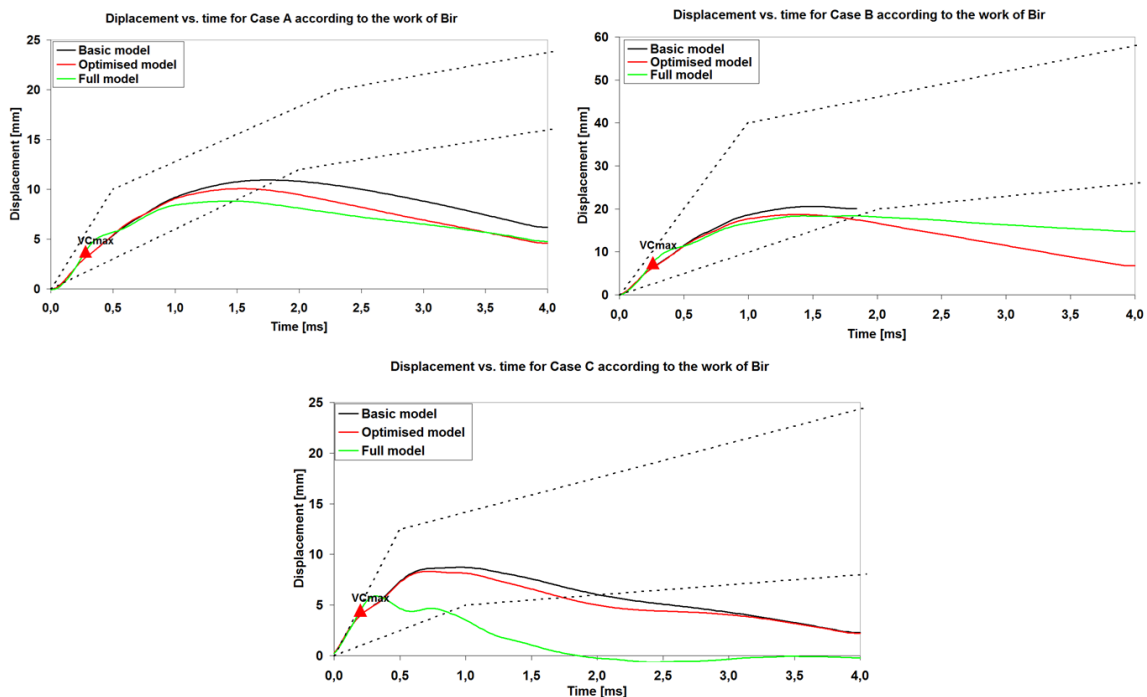


Figure IV.8. Déplacement du sternum et corridors biomécaniques pour différents impacts non létaux servant à valider les modèles de thorax (en noir le modèle initial, en rouge le modèle optimisé, en vert le modèle rempli ainsi que le moment correspondant au VC_{max})

La figure IV.8 indique clairement que tous les modèles satisfont aux critères imposés dans une certaine plage de temps. Pour les cas A et B, les réponses des différents modèles sont relativement similaires pour la première milliseconde et demi suivant l'impact.

Néanmoins, pour le cas C, le modèle rempli ne satisfait au corridor biomécanique que sur un peu moins d'une milliseconde. La réponse du modèle rempli reste proche de celles des deux autres modèles sur environ 0,4 ms avant de montrer une rigidité plus importante et de sortir du corridor biomécanique par le bas aux alentours de 0,9 ms. Ceci peut en fait probablement s'expliquer par la présence de la matière visant à simuler les entrailles (IFVG) qui représente un certain accroissement de masse de matière hyper-élastique derrière le sternum.

De manière générale, les différents modèles aboutissent à des réponses satisfaisant les corridors biomécaniques qui sont toujours croissants avant d'en sortir par le bas. Ceci peut probablement s'expliquer par les choix de modèles matériaux utilisés pour représenter la réponse mécanique des constituants du corps sur base d'études bibliographiques. Il s'agit en effet systématiquement de modèles matériaux élastiques (os, cartilages), hyper-élastique (entrailles), élastique-plastique linéaires écrouissant (os) ou plutôt caoutchouteux (chair et muscles) sans rupture. Par conséquent, la réponse mécanique des différentes évolutions du modèle SHTIM présente une certaine restauration élastique.

Bien que la qualité de la réponse du modèle rempli puisse sembler légèrement inférieure à celles des autres modèles, elle reste cependant tout à fait acceptable car d'autres données de validations doivent être respectées afin de valider complètement le modèle rempli. Ainsi, le deuxième critère de validation pour chaque configuration d'impact impose que la valeur VC_{max} soit dans une fourchette donnée [110,121].

La figure IV.9 décrit l'évolution du critère VC en fonction du temps tandis que le tableau IV.4 donne les valeurs VC_{max} pour les trois modèles et pour les différentes configurations testées par comparaison avec les bornes obtenues par Bir. Nous voyons clairement que les VC_{max} sont bien dans les limites imposées [110,121]. De plus, le VC_{max} est clairement obtenu bien avant 1 ms dans le cas du modèle rempli, donc tant que la réponse du modèle reste dans les différents corridors biomécaniques (Fig. IV.8).

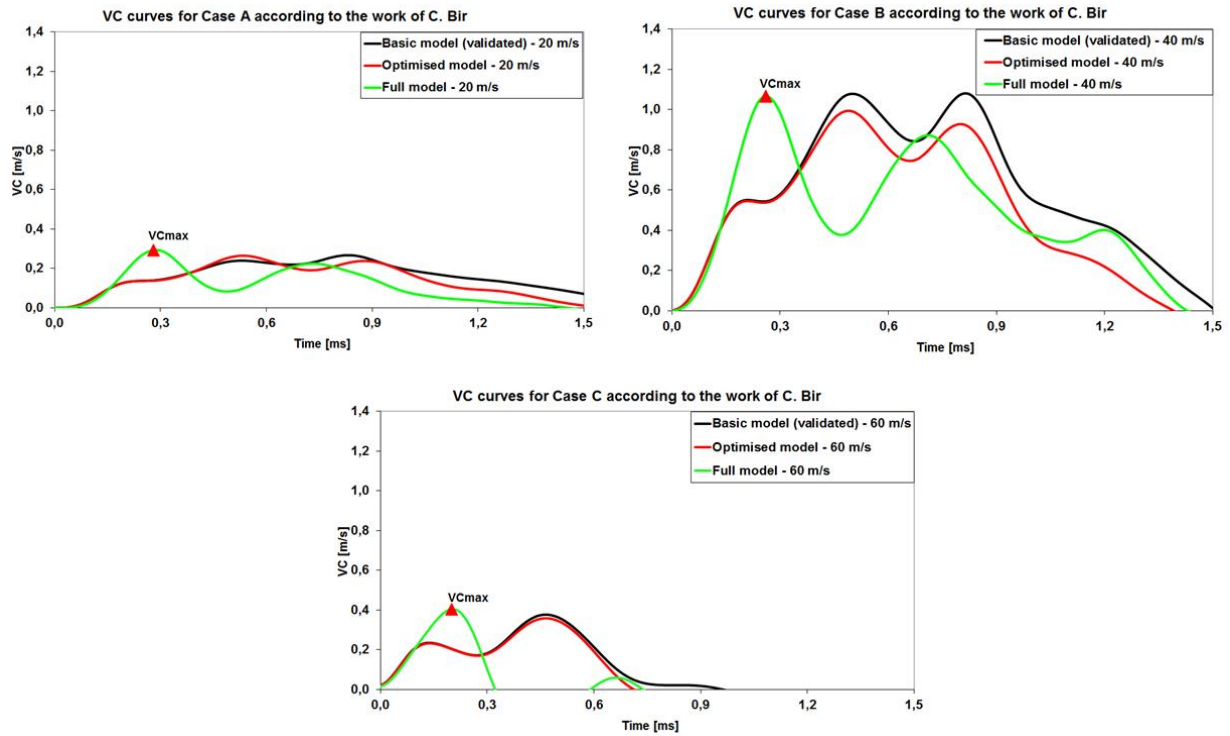


Figure IV.9. Evolution des critères VC pour les différents modèles et position du VC_{max} dans le cas du modèle rempli

Cas	Bornes VC_{max} [m/s]	Valeurs VC_{max} obtenues [m/s]		
		Modèle de base	Modèle optimisé	Modèle rempli
A	[0.24 – 0.51]	0,27	0,26	0,29
B	[0.65 – 2.35]	1,08	0,99	1,07
C	[0.14 – 0.6]	0,38	0,36	0,40

Tableau IV.4. Valeurs des VC_{max} pour les différents modèles et bornes admissibles [110,121]

La figure IV.10 présente l'évolution des vitesses dans le temps du nœud de référence pour les différentes configurations d'impacts étudiées par Bir et les différentes évolutions du modèle SHTIM.

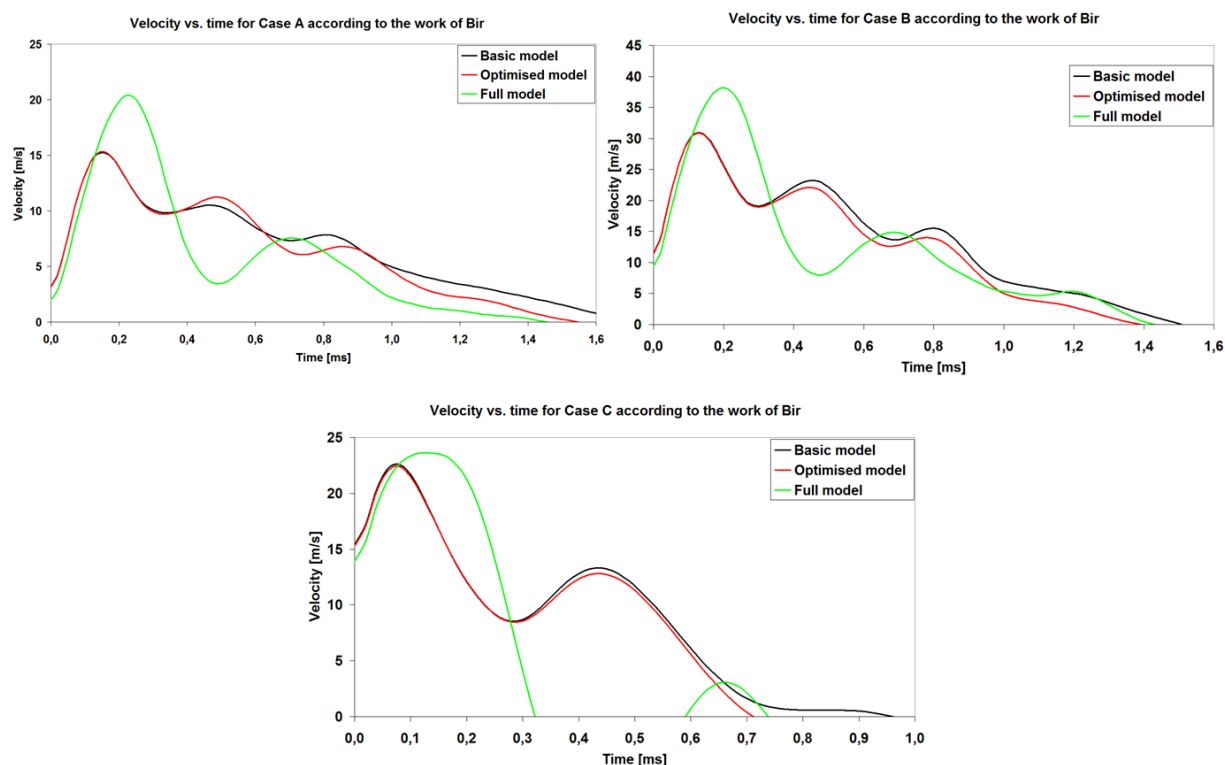


Figure IV.10. Vitesses de déplacement du sternum pour différents impact non létaux servant à valider les modèles de thorax (en noir le modèle initial, en rouge le modèle optimisé, en vert le modèle rempli)

La figure IV.10 est intéressante car elle peut être mise en parallèle de la figure I.77. En effet, nous voyons ici que le pic de vitesse atteint par le nœud de référence sur le sternum reste dans la fourchette permettant d'appliquer le critère visqueux pour l'étude des impacts non létaux (entre 3 et 30 m/s), du moins pour les cas A et C. En effet, au-delà d'environ 30 m/s, il est observé une transition entre le domaine visqueux et le domaine "blast".

Seule la configuration correspondant au cas B des travaux de Bir aboutit à un pic de vitesse atteignant voire, pour le modèle rempli, dépassant sensiblement les 30 m/s. Cependant, ces impacts aboutissaient le plus souvent aux dégâts et lésions les plus importants lors des travaux de Bir (seul cas pour lequel le VC_{max} peut franchement devenir supérieur à 0,8 m/s [110,121]).

Finalement, les figures IV.11 à IV.13 présentent les résultats animés de ces différentes simulations (cas A, B et C) ainsi que les pressions qu'appliquent ces différentes sollicitations aux organes et entrailles modélisés entre 0 et 5 kPa. Celles-ci montrent clairement l'interaction entre les différentes parties Lagrange et ALE de ces modèles.

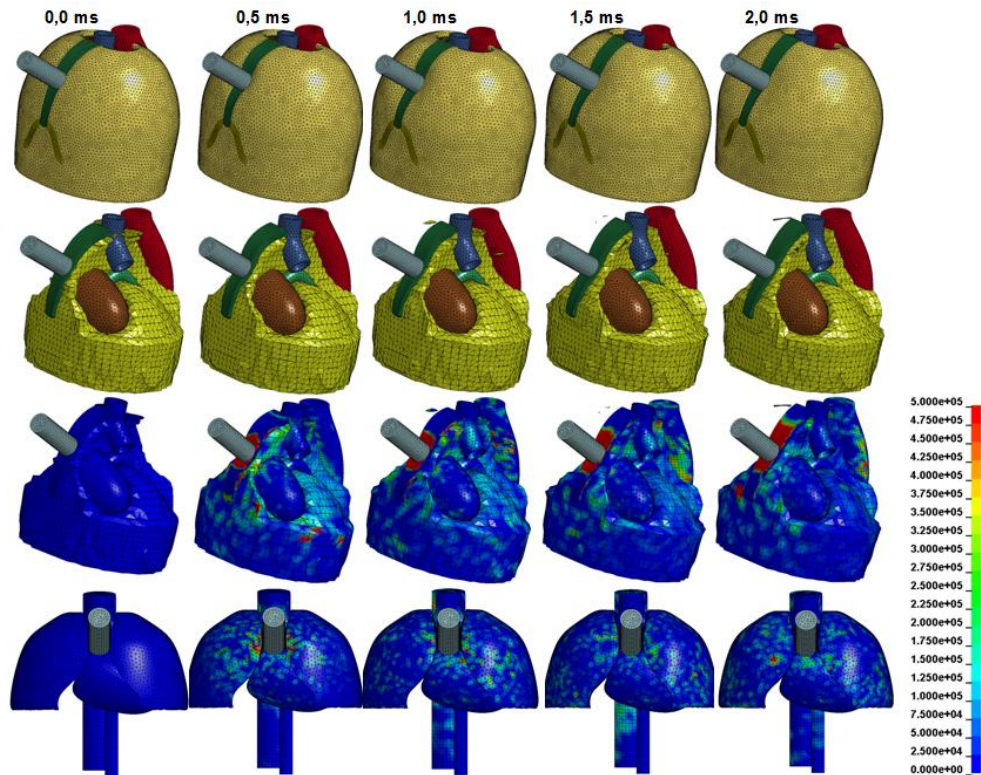


Figure IV.11. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation du cas A issu des travaux de Bir [110]

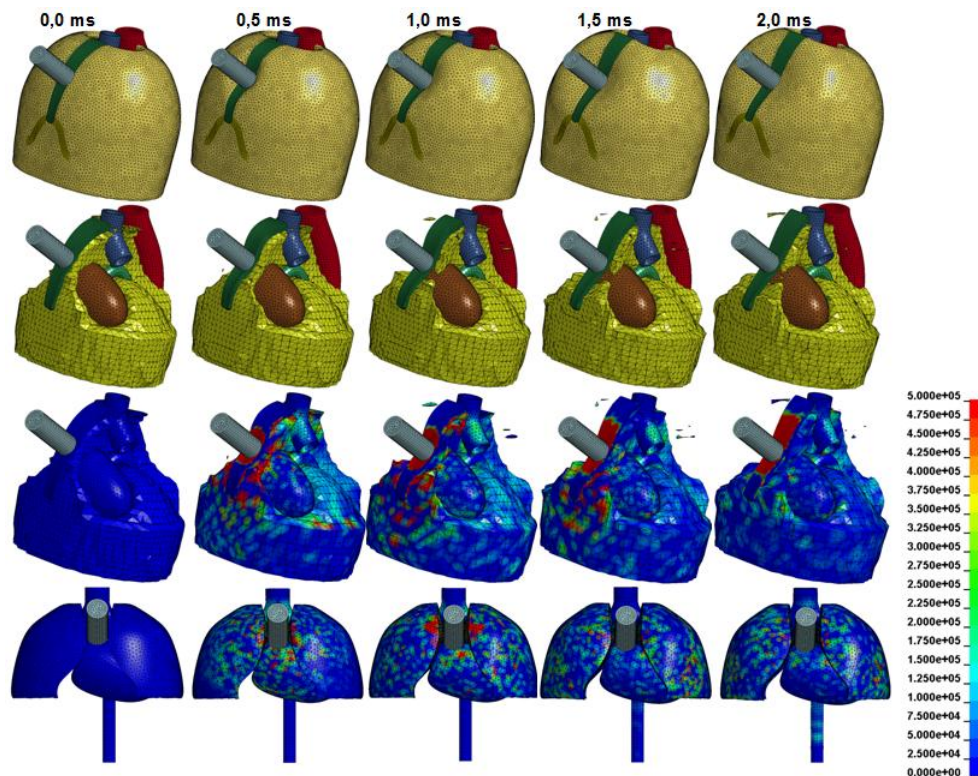


Figure IV.12. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation du cas B issu des travaux de Bir [110]

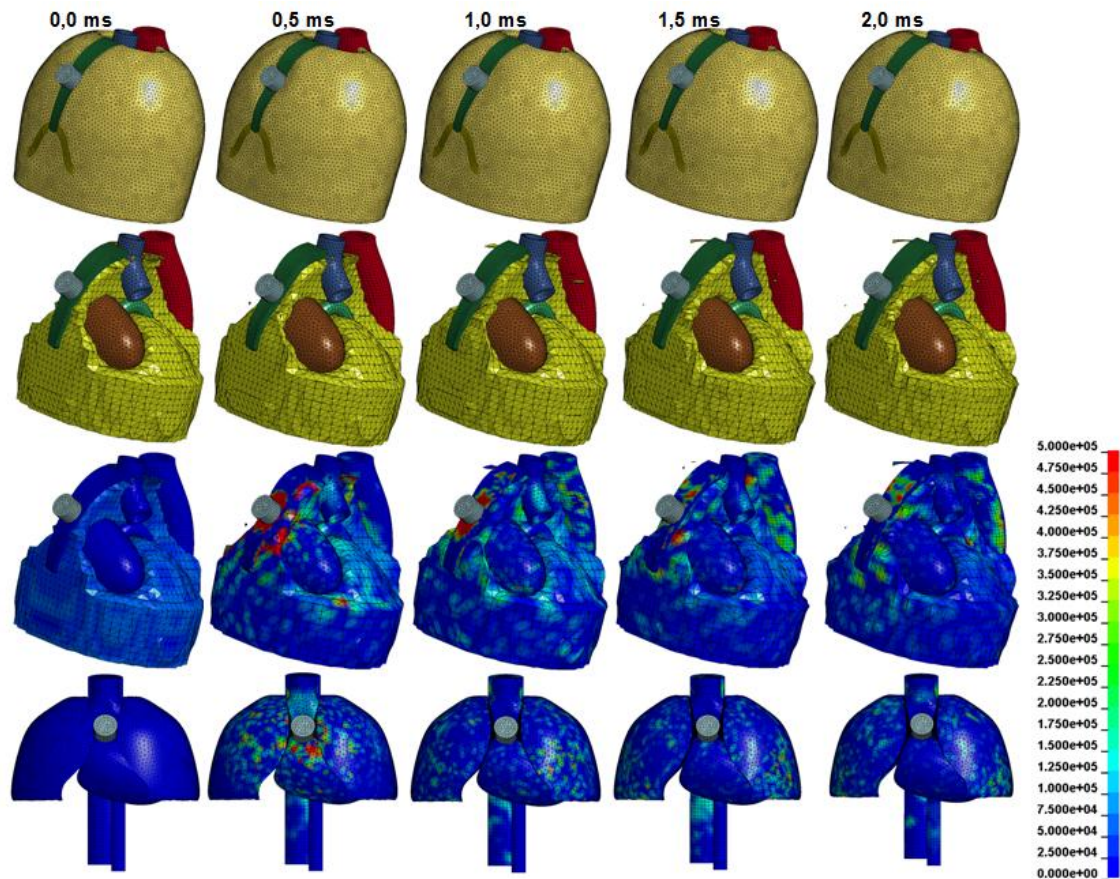


Figure IV.13. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation du cas C issu des travaux de Bir [110]

IV.5. Validation des trois modèles sur base du projectile SIR-X

Bien que les travaux réalisés par Bir constituent le set de données de validation le plus complet dont nous disposons, nous voyons que ses corridors biomécaniques et les gammes de valeurs atteignables par le VC_{max} sont très larges. Il y a par conséquent eu une volonté de réaliser de nouveaux sets de données de validations du même type afin d'affiner quelque peu la réponse des modèles numériques simulant le comportement à l'impact du thorax humain. Les travaux de Nsiampa et al. [22,120] sont, de ce point de vue, intéressants car ils fournissent des données biomécaniques de validation supplémentaires à l'aide du projectile SIR-X (Fig. I.7(b)) et sont compilés, avec les résultats de Bir, sous la forme d'une norme OTAN [121] dont le but est de fournir des prescriptions lors du développement de simulations de réponse à l'impact (non léthal) du thorax humain.

La figure IV.14 présente les déplacements du nœud de référence en fonction du temps et les compare aux corridors biomécaniques proposés pour le projectile SIR-X pour les deux vitesses d'impact considérées ($V_1=56$ m/s et $V_2=86,5$ m/s).

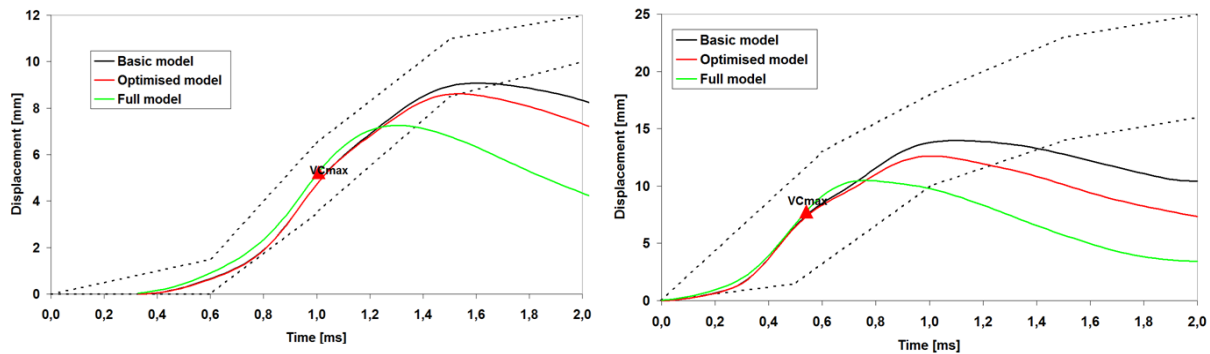


Figure IV.14. Déplacement du sternum et corridors biomécaniques pour différents impacts par le projectile SIR-X servant à valider les modèles de thorax (en noir le modèle initial, en rouge le modèle optimisé, en vert le modèle rempli ainsi que le moment correspondant au VC_{max})

La figure IV.14 montre clairement que nos deux modèles répondent correctement aux corridors biomécaniques correspondant au projectile SIR-X, au moins sur la première milliseconde suivant l'impact. Les réponses des différentes évolutions du modèle SHTIM sont relativement similaires sur 0,8 milliseconde suivant l'impact.

Tout comme lors de la validation selon les données de Bir [110], les différents modèles aboutissent à des réponses satisfaisants les corridors biomécaniques qui sont toujours croissants avant d'en sortir par le bas. Ceci semble confirmer une fois de plus que les choix de modèles matériaux utilisés pour représenter la réponse mécanique des constituants du thorax humain sur base d'études bibliographiques sont à l'origine d'une certaine réversibilité (élasticité) de la réponse mécanique des différentes évolutions du modèle SHTIM. Finalement, la présence de la nouvelle masse de matière simulant les entrailles est probablement une fois de plus à l'origine de la sortie un peu plus rapide des corridors biomécaniques que pour les versions non remplies du modèle.

Une fois de plus, bien que la qualité de la réponse du modèle rempli peut sembler légèrement inférieure à celles des autres modèles, elle reste cependant tout à fait acceptable car d'autres données de validations doivent être respectées afin de valider complètement le modèle rempli. Ainsi, le deuxième critère de validation pour chaque configuration d'impact impose que la valeur VC_{max} soit dans une fourchette donnée [22,121].

La figure IV.15 décrit l'évolution du critère VC en fonction du temps tandis que le tableau IV.5 donne les valeurs VC_{max} pour les trois évolutions du modèle SHTIM et pour les différentes configurations simulées par comparaison avec les bornes obtenues pour le projectile SIR-X. Nous voyons clairement que les VC_{max} sont bien dans les limites imposées [22,121]. De plus, le VC_{max} est clairement obtenu tant que la réponse du modèle reste dans les différents corridors biomécaniques (Fig. IV.14).

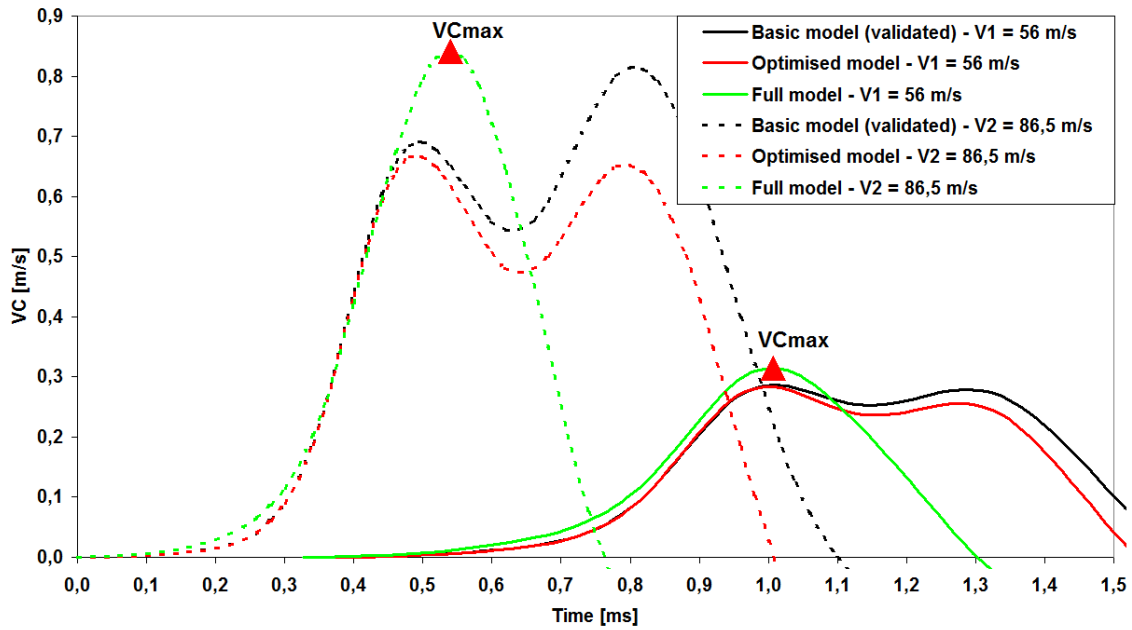


Figure IV.15. Evolution des critères VC pour les différents modèles dans le cas du projectile SIR-X

Cas	Bornes VC_{max} [m/s]	Valeurs VC_{max} obtenues [m/s]		
		Modèle de base	Modèle optimisé	Modèle rempli
V_1	[0,28 – 0,32]	0,29	0,28	0,31
V_2	[0,78 – 0,85]	0,81	0,67	0,84

Tableau IV.5. Valeurs des VC_{max} pour les différents modèles et bornes admissibles [22,121]

Il en ressort que tant le modèle de base que le modèle rempli satisfont aux différentes exigences. Le modèle optimisé qui est une version intermédiaire entre le modèle de base et le modèle rempli présente une valeur du VC_{max} beaucoup trop faible dans le cas de la simulation d'impact avec le projectile SIR-X à vitesse V_2 . Ceci explique pourquoi nous sommes passés des paramètres présentés dans le tableau IV.2 à ceux du tableau IV.3 pour la modélisation du sternum et des côtes. Il a été en effet nécessaire d'ajuster certaines valeurs afin d'obtenir une réponse mécanique satisfaisant à toutes les contraintes.

La figure IV.16 présente l'évolution des vitesses dans le temps du nœud de référence pour les différentes évolutions du modèle SHTIM pour les deux cas d'impact à l'aide du projectile SIR-X.

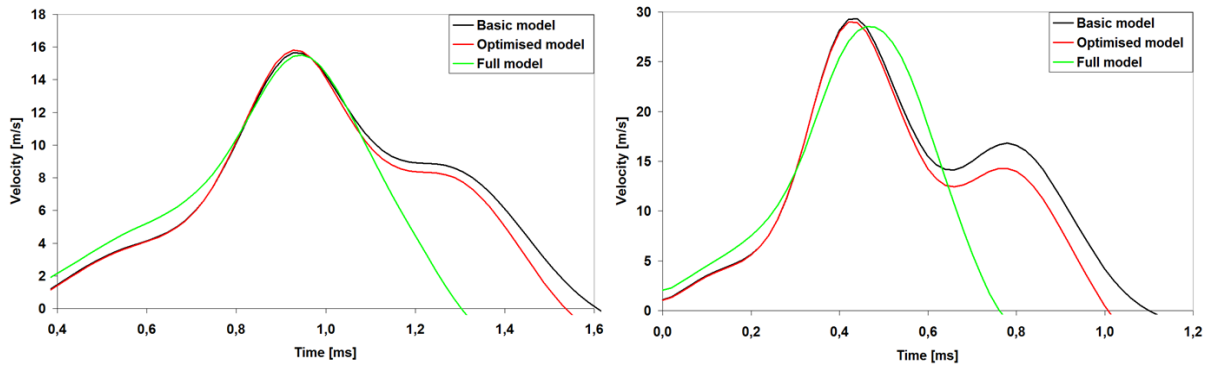


Figure IV.16. Vitesses de déplacement du sternum pour différents impacts non létaux servant à valider les modèles de thorax à l'aide du projectile SIR-X (en noir le modèle initial, en rouge le modèle optimisé, en vert le modèle rempli)

La figure IV.16 est intéressante car nous pouvons une fois de plus mettre les résultats qu'elle présente en parallèle de la figure I.77. En effet, nous voyons ici que, de nouveau, le pic de vitesse atteint par le nœud de référence sur le sternum reste dans la fourchette permettant d'appliquer le critère visqueux pour l'étude des impacts non létaux (entre 3 et 30 m/s). Le cas du projectile SIR-X impactant le thorax à vitesse V_2 est d'autant plus intéressant car il correspond à un VC_{max} aux alentours de 0,8 m/s. Cependant, cette valeur correspond à une probabilité de 50% d'apparition de fracture de côtes et donc de lésions déjà assez sérieuses selon les travaux de Bir. Pour cet impact, nous obtenons un pic de vitesse très proche de 30 m/s au niveau du nœud de référence sélectionné sur le sternum, ce qui correspond à peu près à la limite entre le domaine pour lequel le critère visqueux s'applique et le domaine "blast" (Fig. I.77).

Finalement, les figures IV.17 et IV.18 présentent les résultats animés de ces différentes simulations (impacts à vitesses V_1 et V_2) ainsi que les pressions qu'appliquent ces différentes sollicitations aux organes et entrailles modélisés entre 0 et 2 kPa. Celles-ci montrent à nouveau l'interaction entre les différentes parties Lagrange et ALE de ces modèles.

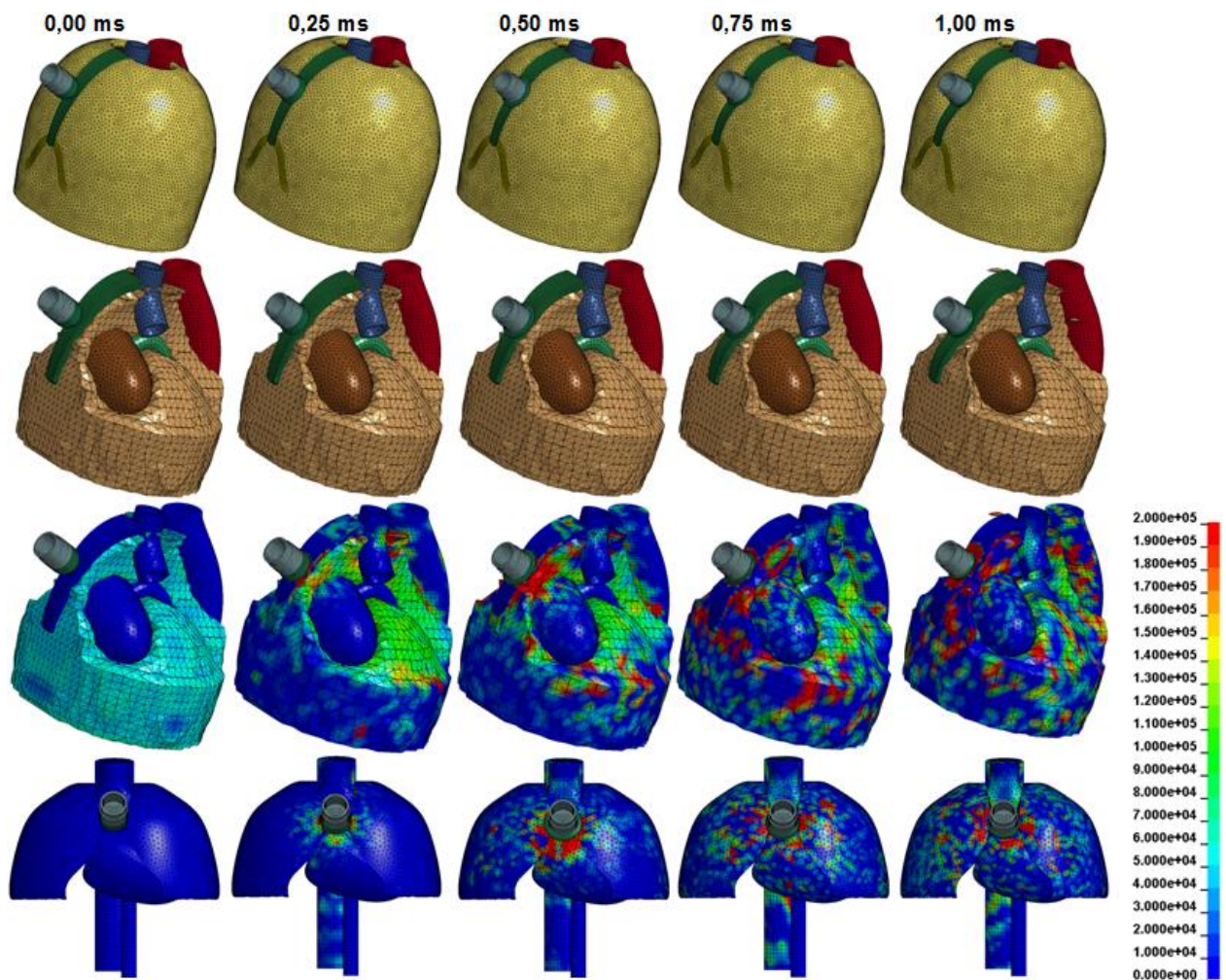


Figure IV.17. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation avec projectile SIR-X à vitesse $V_1=56$ m/s

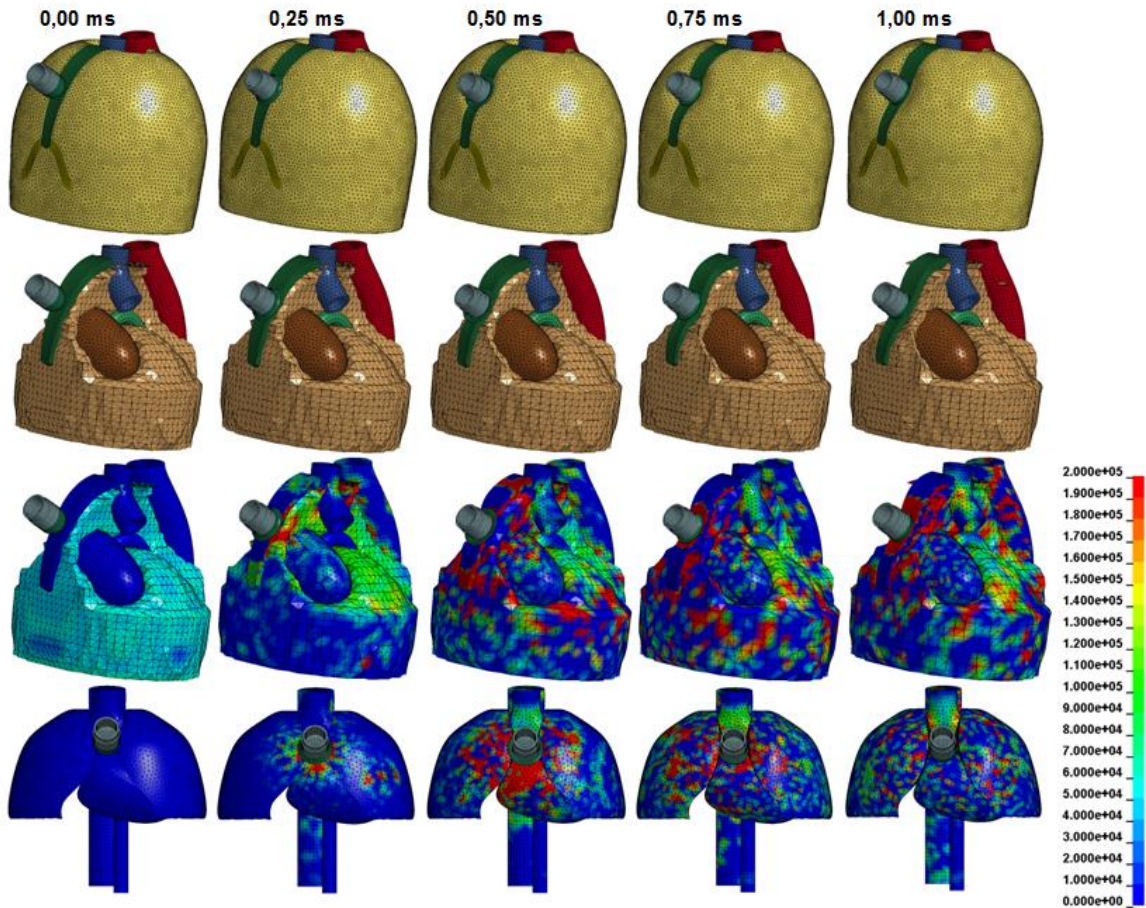


Figure IV.18. Réponse du modèle et évolution des pressions aux différents organes lors de la simulation avec projectile SIR-X à vitesse $V_2=86,5$ m/s

Sur base de cette analyse et de la validation du modèle SHTIM rempli, nous pouvons envisager de réaliser quelques simulations d'impacts avec projectiles balistiques à grandes vitesses et protections balistiques interposées. Ceci devrait nous permettre d'estimer dans quel domaine se situerait la menace BABT (Fig. I.77) et de visualiser la propagation d'ondes de choc pouvant éventuellement se propager au corps suite au transfert d'énergie cinétique du projectile au travers d'une protection balistique et dans le corps humain simulé ici par le modèle SHTIM rempli.

IV.6. Evaluation de la réponse du modèle SHTIM rempli aux impacts balistiques

Dans cette section, nous combinerons le modèle SHTIM rempli à quatre types de protections balistiques différentes. Les trois premières seront respectivement une plaque de DYNEEMA[®] HB80 de 5 mm d'épaisseur, une série de dix couches de Kevlar[®] XP[™] S102 et trois tôles d'aluminium 6061-T6. Les matériaux sont modélisés comme déjà décrits précédemment (Tab I.6, I.7 et III.19). Pour ces configurations, le projectile 1, déformable et déjà décrit précédemment et lancé à différentes vitesses constitue la menace. Les vitesses considérées seront en fait les mêmes que celles qui ont été mesurées lors des essais sur plastiline avec les mêmes différentes configurations de protection.

Une quatrième configuration de protection balistique sera finalement envisagée. Cette dernière sera complètement multi-matériaux car composée d'une plaque de céramique SiC de

6 mm d'épaisseur (voir tableau I.8 pour le modèle matériau) suivie d'une plaque de DYNEEMA® HB80 de 7 mm d'épaisseur (48 sous-couches) et d'une fine tôle d'aluminium 6061-T6 de 2 mm d'épaisseur. L'ensemble de ces différentes plaques sont collées et constituent une configuration de protection plutôt rigide visant à stopper des menaces constituées de projectiles à noyaux rigides et beaucoup plus rapides que les projectiles 1 et 2 déjà décrits précédemment.

Nous introduirons donc ici un troisième projectile correspondant à la munition commerciale 7,62 AP80. Celui-ci est assez élancé, a un diamètre de 7,62 mm et une longueur de 32,8 mm. Il est composé d'une chemise en laiton 90/10 d'épaisseur variable le couvrant à l'exception du culot. L'intérieur est composé d'un noyau en acier à haute dureté pointu que nous modéliserons comme de l'acier 4340 mais dont la densité a été légèrement ajustée à 7700 kg/m³ afin de se rapprocher de la masse réelle de l'objet et d'un petit culot en plomb dont la densité a également été ajustée à 11350 kg/m³ (l'ensemble des paramètres matériaux utiles à la définition de ce projectile est synthétisé par les tableaux I.3 et I.4). La figure IV.19 montre un exemple de ce projectile ainsi que le modèle numérique qui a été développé pour le représenter lors de simulations. Ce projectile impacte la protection à une vitesse de 845 m/s. Il a été vérifié expérimentalement que la configuration de protection multi-matériau est bien à même de stopper le projectile 3.

L'ensemble des hypothèses (angle d'impact, positionnement des projectiles, nœud de référence sur le sternum et traitement des données de déplacements, vitesse de déplacement et critère VC) restent les mêmes que lors de l'analyse concernant les projectiles WSU et SIR-X.

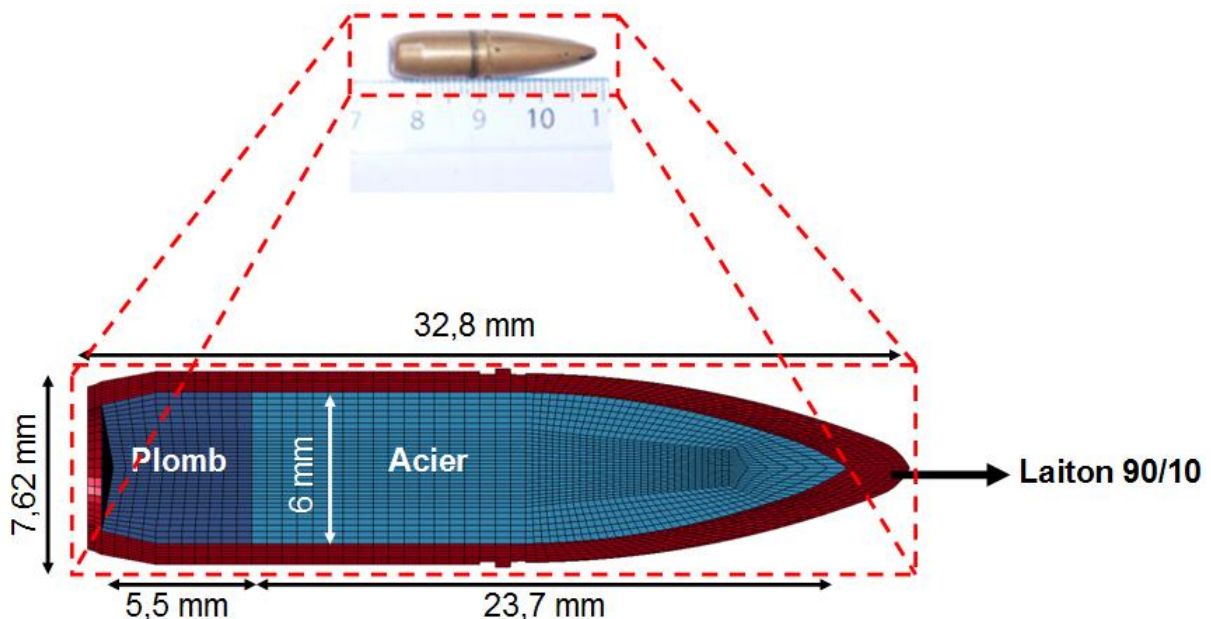


Figure IV.19. Présentation, description, morphologie et modélisation du projectile 3

L'ensemble des protections balistiques ont été modélisées sur base de l'objet formé d'éléments coques à quatre nœuds décrit sur la figure IV.7. Cet objet a été extrudé à partir de la surface du modèle SHTIM en vue d'en épouser au mieux les contours. Concernant les sous couches en Kevlar® XP™ S102 et DYNEEMA® HB80, des structures en éléments coques à quatre nœuds ont été copiées et positionnées de manière adéquate à partir de l'objet de base. Par contre, les plaques en céramique et aluminium ont été obtenues par extrusion d'éléments solides hexa. Les éléments au niveau de la région d'impact ont des dimensions d'environ 0,5

mm de côté (objet géométrique asymétrique et irrégulier ne permettant pas d'avoir des éléments aux dimensions parfaitement identiques). La figure IV.20 présente les différentes configurations ainsi envisagées à l'aide du modèle SHTIM rempli.

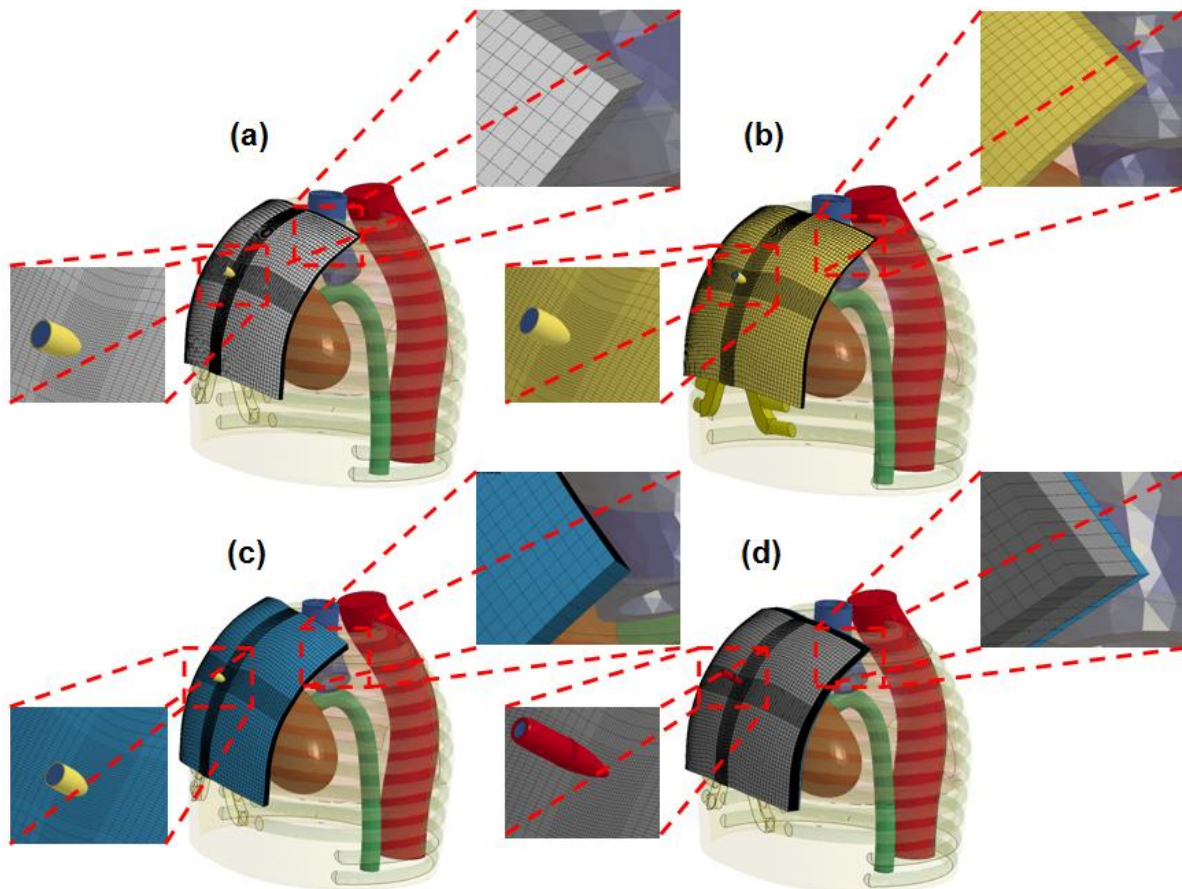


Figure IV.20. Différentes configurations d'impact simulées à l'aide du modèle SHTIM rempli. (a) avec projectile 1 et DYNEEMA® HB80, (b) avec projectile 1 et Kevlar® XP™ S102, (c) avec projectile 1 et trois tôles d'aluminium et (d) avec projectile 3 et multi-matériaux

De la même manière que pour l'analyse et la validation du modèle SHTIM rempli à l'aide des projectiles WSU et SIR-X, nous évaluerons dans les sections suivantes, pour chaque configuration envisagée, les évolutions dans le temps des déplacements, vitesses de déplacements et critère VC. Ces simulations mettront également en évidence la propagation d'ondes de choc.

IV.6.1. Simulations d'impact avec protections à base d'UHMWPE

La figure IV.21 présente les déplacements du nœud de référence en fonction du temps pour les différentes vitesses d'impact considérées lors des essais sur plastiline avec le projectile 1 déformable et la plaque de DYNEEMA® HB80.

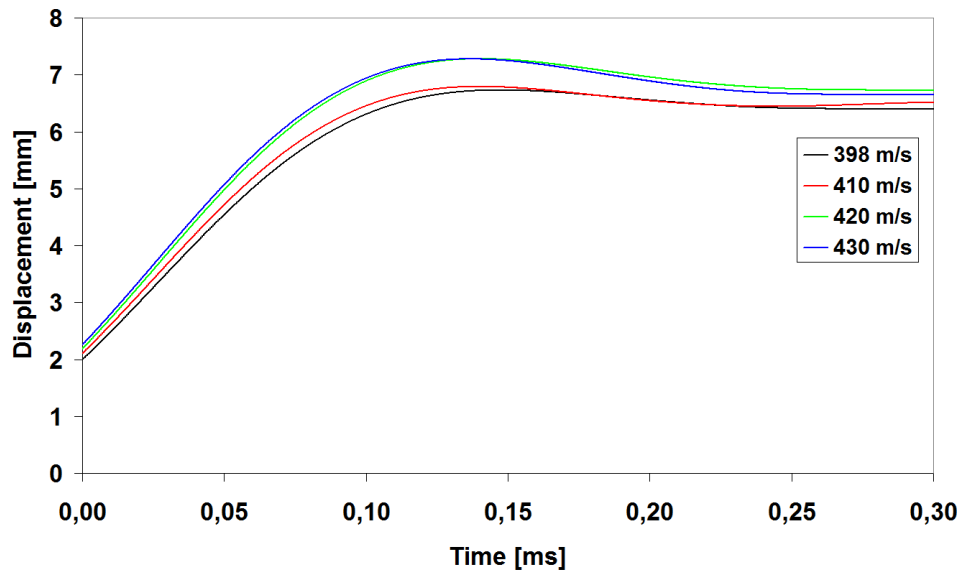


Figure IV.21. Evolution du déplacement dans le temps du nœud de référence sur le sternum pour différentes vitesses d'impact

La figure IV.21 montre en fait que les déplacements sont relativement similaires pour cette gamme de vitesses d'impact. Les maximums atteints sont légèrement croissants avec la vitesse d'impact et tournent autour de 7 mm.

Tout comme lors de l'analyse avec les projectiles WSU et SIR-X, nous pouvons calculer les valeurs atteintes par le critère VC. La figure IV.22 décrit l'évolution du critère VC en fonction du temps ainsi que les valeurs VCmax en fonction de la vitesse d'impact.

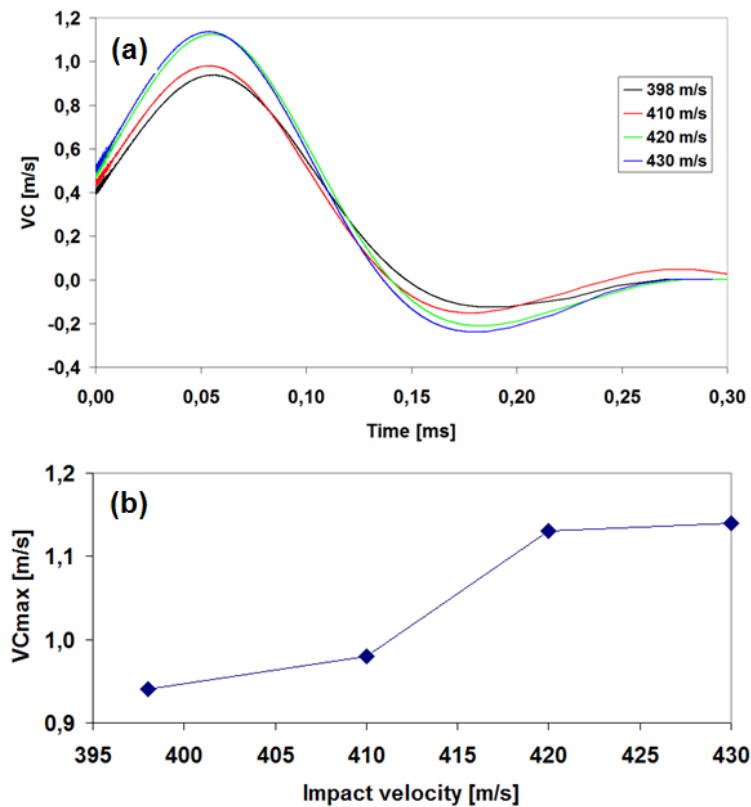


Figure IV.22. Evolution du (a) VC en fonction du temps et (b) VC_{max} avec la vitesse d'impact

La figure IV.22 montre que, d'un point de vue numérique, le VC_{max} est atteint après tout juste un peu plus de 50 μ s, donc en des temps bien plus courts qu'avec les projectiles WSU et SIR-X. Ceci peut probablement s'expliquer par les vitesses d'impact beaucoup plus élevées obtenues avec le projectile 1, même si la protection balistique à base d'UHMWPE est présente pour en atténuer les effets. D'autre part, la valeur VC_{max} est croissante avec la vitesse d'impact, ce qui paraît assez logique. Finalement, la valeur VC_{max} est systématiquement supérieure à 0,8 m/s pour les vitesses d'impact envisagées et pour ce type de protection balistique à base d'UHMWPE. Ceci signifie que les simulations prédisent une probabilité supérieure à 50% d'avoir des lésions de type rupture de côtes ou sternum pour pareille menace, du moins si nous nous basons sur l'hypothèse que le critère visqueux est applicable à ce type de sollicitation.

Sur la figure IV.23, nous présentons l'évolution dans le temps de la vitesse du nœud de référence pris à la surface du sternum.

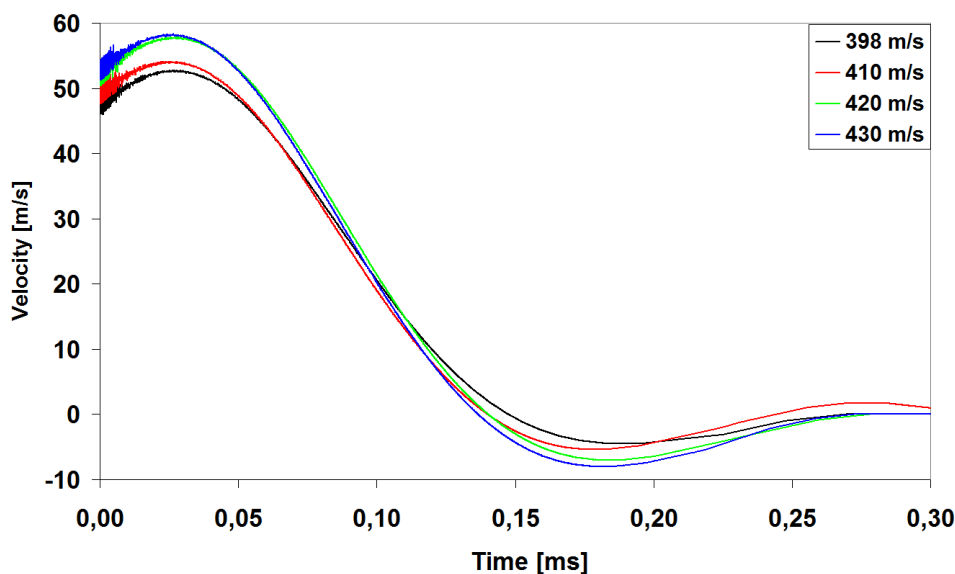


Figure IV.23. Evolution dans le temps de la vitesse de déplacement du nœud de référence à la surface du sternum pour les différentes vitesses d'impact

La figure IV.23 est intéressante car elle montre clairement que la vitesse du nœud de référence à la surface du sternum est déjà très sensiblement plus élevée que 30 m/s. Par conséquent, il semblerait que la menace liée à l'impact d'un projectile rapide sur une protection balistique suivie du corps humain s'écarterait du domaine visqueux pour se situer plutôt dans le domaine "blast" (Fig. I.77). Par conséquent, contrairement aux impacts avec les projectiles WSU et SIR-X, les impacts avec le projectile 1 sur protection à base d'UHMWPE pourraient nécessiter un traitement différent de celui faisant appel au critère visqueux. En outre, si nous nous situons dans ce domaine où l'onde de choc devient prépondérante, alors la simulation devrait mettre en évidence la propagation d'une onde à peu près sphérique. La figure IV.24 présente quelques instantanés du processus d'impact par le projectile 1 à 398 m/s, donc la vitesse d'impact la plus faible considérée ici. Nous présentons également les profils de pression entre 0 et 5 MPa se propageant dans les différentes parties du modèle thorax, comme nous l'avons déjà fait avec les projectiles WSU et SIR-X.

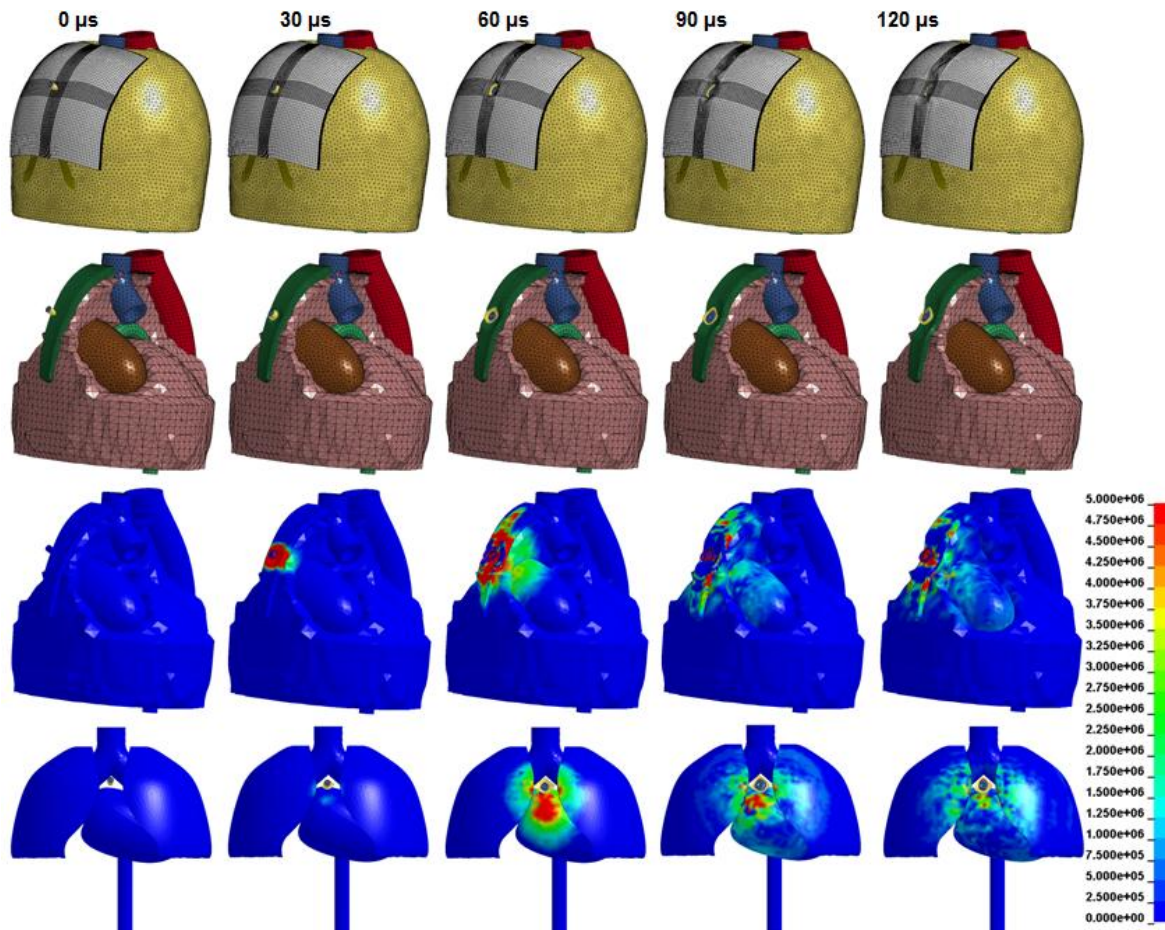


Figure IV.24. Réponse du modèle et évolution des pressions entre 0 et 5 MPa aux différents organes lors de la simulation d'impact avec projectile 1 déformable à 398 m/s et plaque d'UHMWPE interposée

La figure IV.24 met en évidence l'ensemble des phénomènes liés à l'interaction entre le projectile 1 déformable, la protection à base UHMWPE et le modèle SHTIM rempli. Elle montre clairement l'apparition d'une onde de choc apparemment sphérique au niveau du cœur et des poumons vers 60 μs suivant l'impact.

IV.6.2. Simulations d'impact avec protections à base d'aramide

Tout comme avec le DYNEEMA[®] HB80, nous évaluons ici la réponse du modèle SHTIM rempli protégé par 10 couches de Kevlar[®] XP[™] S102 face aux menaces d'impacts par le projectile 1 à 348,9 et 416,6 m/s (vitesses d'impacts simulées sur la plastiline pour cette configuration de protection).

La figure IV.25 présente les déplacements du nœud de référence en fonction du temps pour les deux vitesses d'impact considérées.

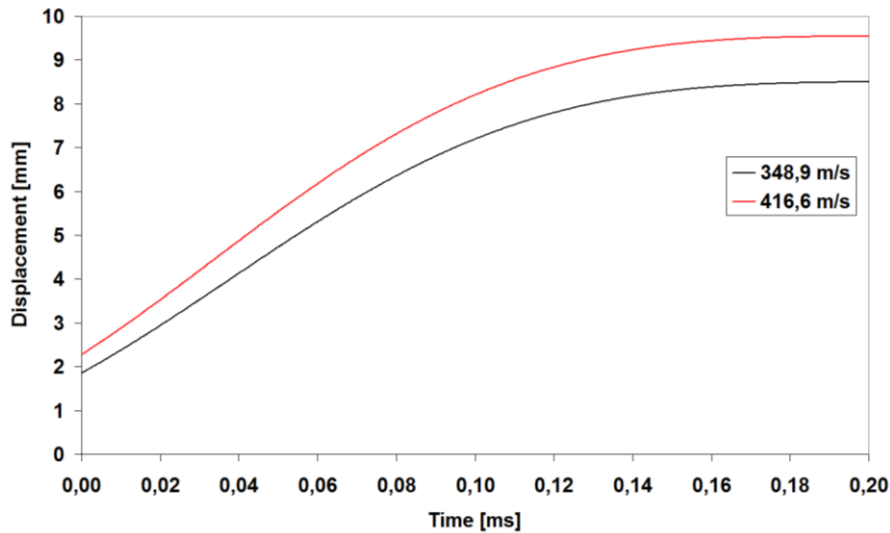


Figure IV.25. Evolution du déplacement dans le temps du nœud de référence sur le sternum pour les deux vitesses d'impact considérées

La figure IV.25 montre que les déplacements sont relativement similaires pour cette gamme de vitesses d'impact. Les maximums atteints sont légèrement croissants avec la vitesse d'impact et tournent autour de 9 mm. Il est remarquable de constater que ces valeurs sont donc légèrement plus élevées que lors des simulations d'impact avec 5 mm d'épaisseur de protection à base d'UHMWPE. En effet, les dix couches de Kevlar® représentent ici une épaisseur cumulée théorique de 4,6 mm, donc assez proche de l'épaisseur de la protection à base d'UHMWPE décrite juste avant. La raison de cette différence provient probablement de la moins grande rigidité globale de cette protection à base de couches de tissus libres par comparaison avec la rigidité du laminé.

Tout comme précédemment, nous pouvons calculer les valeurs atteintes par le critère VC. La figure IV.26 décrit l'évolution du critère VC en fonction du temps ainsi que les valeurs VC_{max} en fonction de la vitesse d'impact.

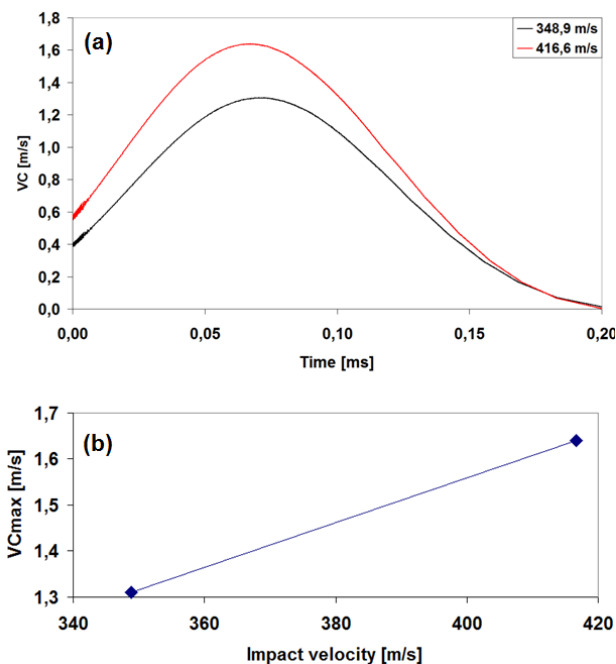


Figure IV.26. Evolution du (a) VC en fonction du temps et (b) VC_{max} avec la vitesse d'impact

La figure IV.26 indique que, d'un point de vue numérique, le VC_{max} est atteint après tout juste un peu plus de 70 μs , donc en des temps légèrement plus longs que dans le cas des impacts sur protection à base d'UHMWPE mais toujours bien plus courts qu'avec les projectiles WSU et SIR-X. Ceci peut probablement s'expliquer d'une part par un amortissement plus progressif du projectile par une protection à base de tissus secs libres empilés et, d'autre part, les vitesses d'impact beaucoup plus élevées qu'avec les projectiles WSU et SIR-X.

D'autre part, la valeur VC_{max} est croissante avec la vitesse d'impact, ce qui paraît assez logique, mais bien plus élevée que lors des impacts sur protection à base d'UHMWPE laminée. De nouveau, les simulations prédisent une probabilité supérieure à 50% d'avoir des lésions de type rupture de côtes ou sternum pour pareille menace, du moins si nous nous basons sur l'hypothèse que le critère visqueux est applicable à ce type de sollicitation.

Sur la figure IV.27, nous présentons l'évolution dans le temps de la vitesse du nœud de référence pris à la surface du sternum.

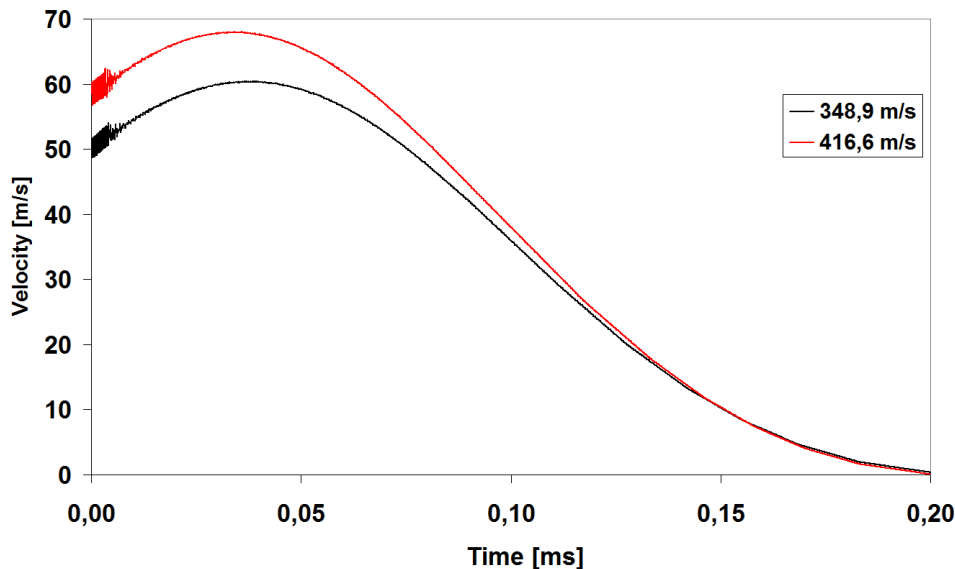


Figure IV.27. Evolution dans le temps de la vitesse de déplacement du nœud de référence à la surface du sternum pour les deux vitesses d'impact considérées

Une fois de plus, nous voyons d'après la figure IV.27 que la vitesse du nœud de référence à la surface du sternum est très sensiblement plus élevée que 30 m/s. Par conséquent, il semblerait que la menace liée à l'impact d'un projectile rapide sur ce type de protection balistique suivie du corps humain s'écarterait du domaine visqueux pour se situer dans le domaine "blast" (Fig. I.77). Par conséquent, contrairement aux impacts avec les projectiles WSU et SIR-X, les impacts avec le projectile 1 sur protection à base de tissu sec d'aramide pourraient nécessiter un traitement différent de celui faisant appel au critère visqueux. En outre, si nous nous situons dans ce domaine où l'onde de choc devient prépondérante, alors la simulation devrait mettre en évidence la propagation d'une onde à peu près sphérique. La figure IV.28 présente quelques instantanés du processus d'impact par le projectile 1 à 348,9 m/s, donc la vitesse d'impact la plus faible considérée ici. Nous présentons également les profils de pression entre 0 et 5 MPa se propageant dans les différentes parties du modèle thorax, comme nous l'avons déjà fait précédemment.

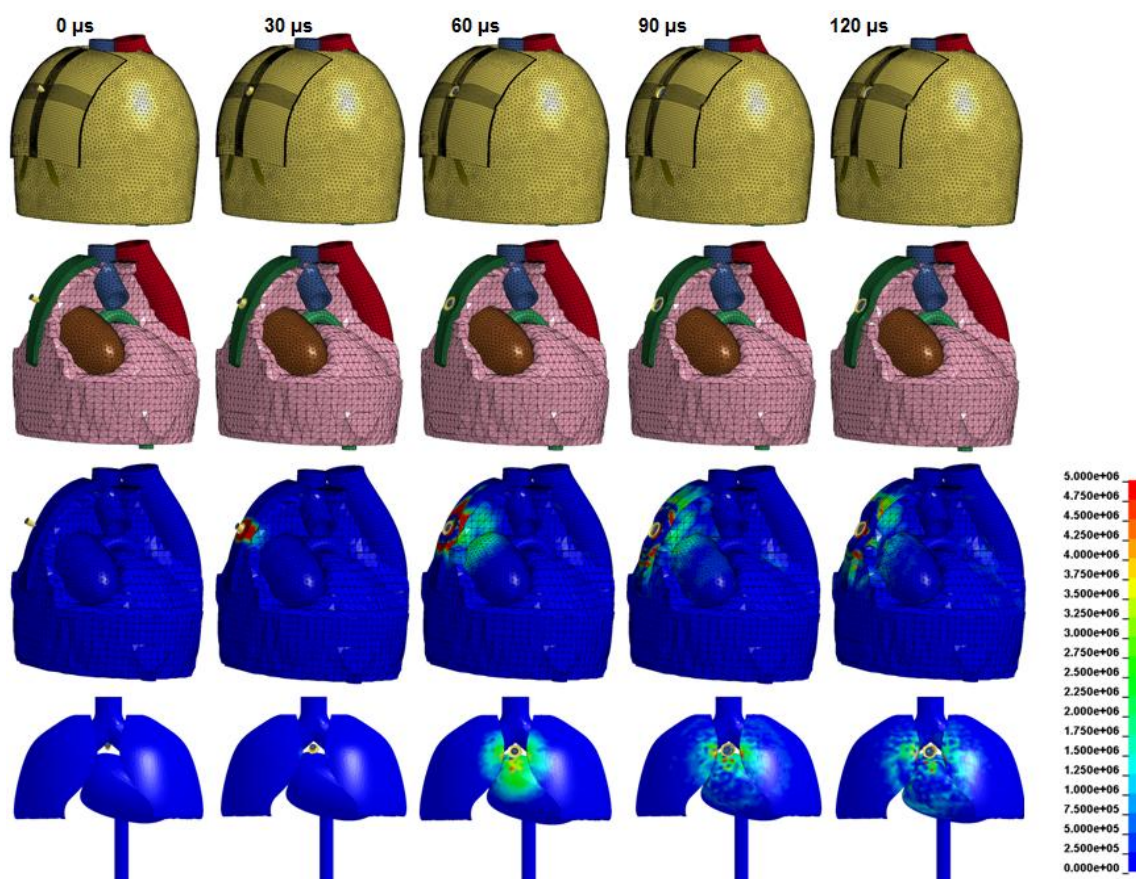


Figure IV.28. Réponse du modèle et évolution des pressions entre 0 et 5 MPa aux différents organes lors de la simulation d'impact avec projectile 1 déformable à 348,9 m/s et 10 couches de Kevlar[®] interposées

La figure IV.28 met en évidence l'ensemble des phénomènes liés à l'interaction entre le projectile 1 déformable, la protection à base d'aramide et le modèle SHTIM rempli. Elle montre clairement l'apparition d'une onde de choc apparemment sphérique au niveau du cœur et des poumons vers 60 μ s suivant l'impact.

IV.6.3. Simulations d'impact avec protection à base d'aluminium

Tout comme avec le DYNEEMA[®] HB80 et le Kevlar[®] XP[™] S102, nous évaluons ici la réponse du modèle SHTIM rempli protégé par 3 tôles d'aluminium 6061-T6 de 3 mm d'épaisseur chacune face aux menaces d'impacts par le projectile 1 à 326,7 et 419,3 m/s (vitesses d'impacts simulées sur la plastiline pour cette configuration de protection).

La figure IV.29 présente les déplacements du nœud de référence en fonction du temps pour les deux vitesses d'impact considérées.

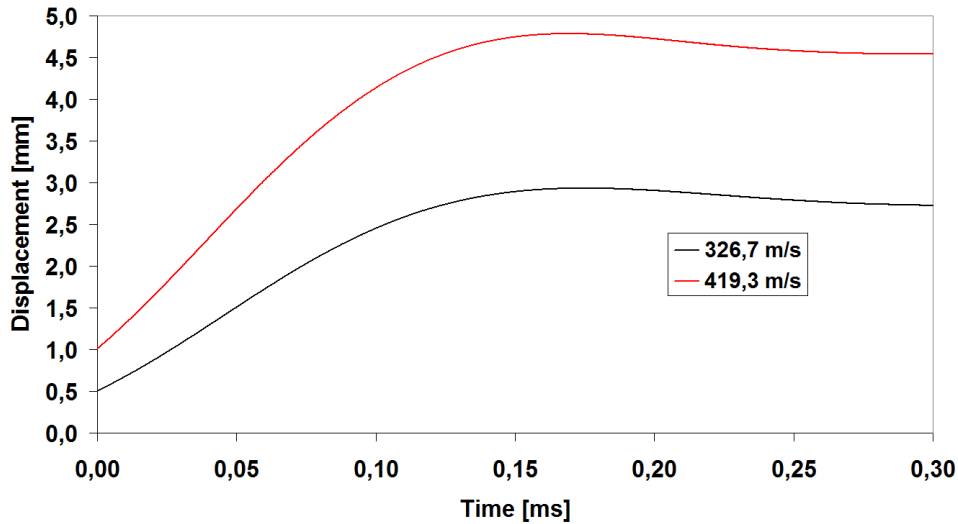


Figure IV.29. Evolution du déplacement dans le temps du nœud de référence sur le sternum pour les deux vitesses d'impact considérées

La figure IV.29 montre que les déplacements sont relativement faibles pour ces vitesses d'impact. Les maximums atteints sont croissants avec la vitesse d'impact et se situent respectivement autour de 3 et 5 mm. Ce sont les plus faibles valeurs mais cela correspond également à la configuration de protection la plus rigide et la plus épaisse considérée avec le projectile 1 déformable.

Tout comme précédemment, nous pouvons calculer les valeurs atteintes par le critère VC. La figure IV.30 décrit l'évolution du critère VC en fonction du temps ainsi que les valeurs VC_{max} en fonction de la vitesse d'impact.

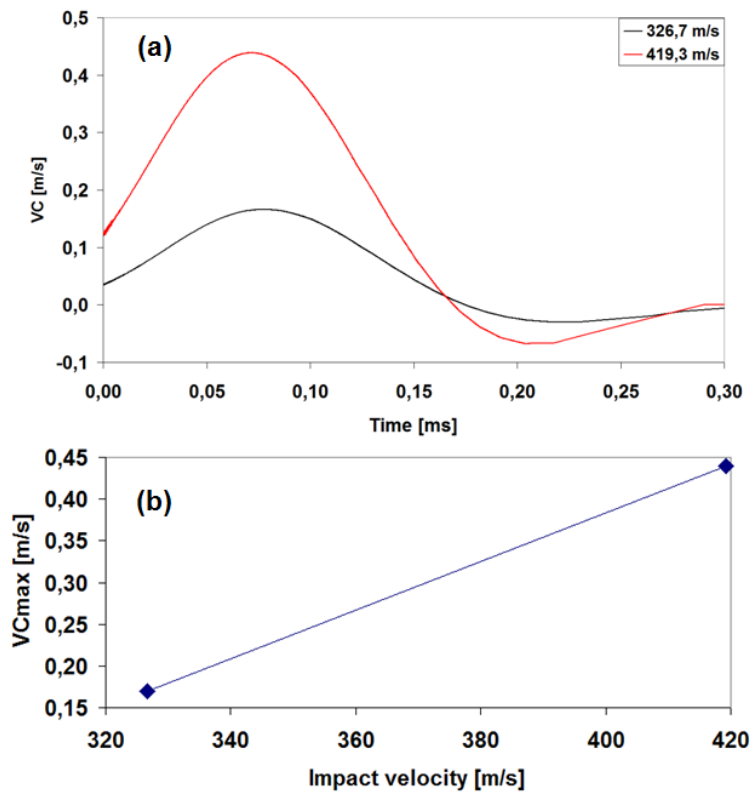


Figure IV.30. Evolution du (a) VC en fonction du temps et (b) VC_{max} avec la vitesse d'impact

Nous voyons sur la figure IV.30 que, d'un point de vue numérique, le VC_{max} est atteint après tout juste un peu plus de 70 μs , donc en des temps similaires aux cas d'impacts sur protection à base d'aramide mais toujours bien plus courts qu'avec les projectiles WSU et SIR-X.

D'autre part, la valeur VC_{max} est croissante avec la vitesse d'impact, ce qui est logique, mais bien plus faible que dans le cas des autres configurations déjà étudiées. Il s'agit de la seule configuration de protection aboutissant à une probabilité inférieure à 50% de souffrir de lésions de type fracture osseuse, du moins si nous admettons un traitement des données sur base du critère visqueux. Ceci s'explique probablement par la rigidité et l'épaisseur assez conséquente de pareille configuration de protection.

Sur la figure IV.31, nous présentons l'évolution dans le temps de la vitesse du nœud de référence pris à la surface du sternum.

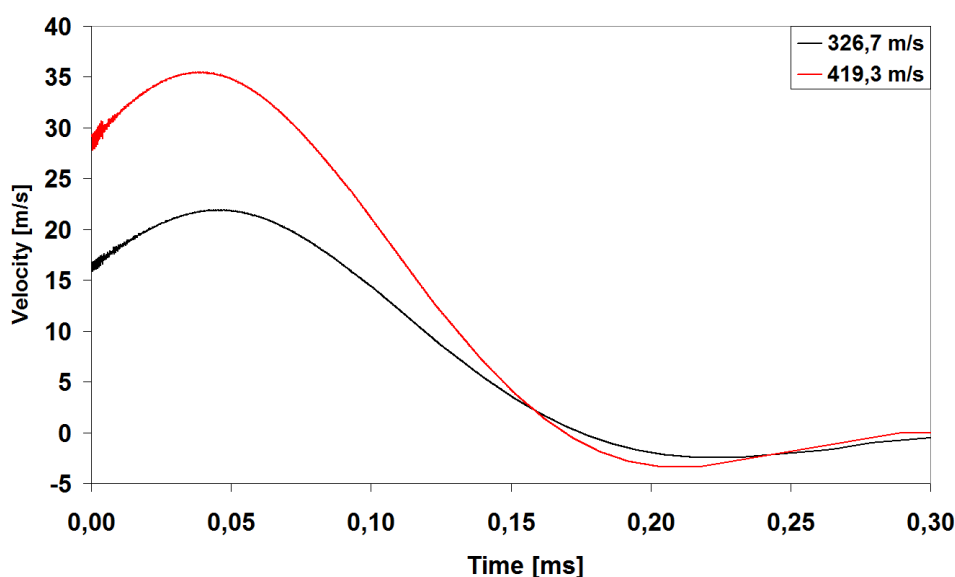


Figure IV.31. Evolution dans le temps de la vitesse de déplacement du nœud de référence à la surface du sternum pour les deux vitesses d'impact considérées

Cette fois ci, nous voyons d'après la figure IV.31 que la vitesse du nœud de référence à la surface du sternum se situe en dessous de 30 m/s pour une vitesse d'impact de 326,7 m/s mais légèrement au dessus de 30 m/s pour une vitesse d'impact de 419,3 m/s. Par conséquent, il semblerait que la menace liée à l'impact d'un projectile rapide sur ce type de protection balistique suivie du corps humain peut soit se traiter par le critère visqueux soit déjà se situer dans domaine "blast" (Fig. I.77). La figure IV.32 présente quelques instantanés du processus d'impact par le projectile 1 à 326,7 m/s, donc la vitesse d'impact la plus faible considérée ici. Nous présentons également les profils de pression entre 0 et 5 MPa se propageant dans les différentes parties du modèle thorax, comme nous l'avons déjà fait précédemment.

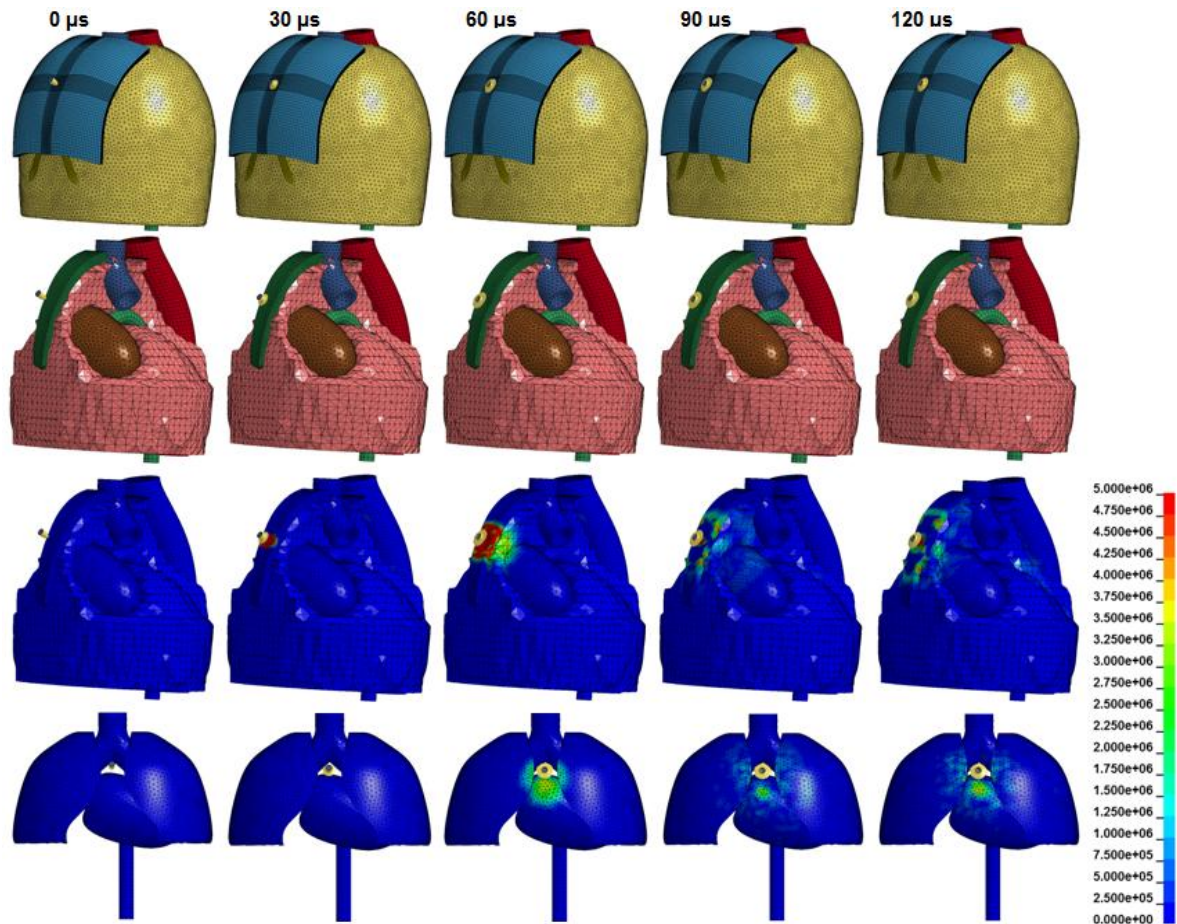


Figure IV.32. Réponse du modèle et évolution des pressions entre 0 et 5 MPa aux différents organes lors de la simulation d'impact avec projectile 1 déformable à 348,9 m/s et trois tôles d'aluminium interposées

La figure IV.32 met en évidence l'ensemble des phénomènes liés à l'interaction entre le projectile 1 déformable, la protection à base d'aluminium et le modèle SHTIM rempli. Elle montre cependant clairement l'apparition d'une onde de choc apparemment sphérique au niveau du cœur et des poumons vers 60 μ s suivant l'impact même si le nœud de référence à la surface du sternum se déplaçait à une vitesse inférieure à 30 m/s.

IV.6.4. Simulations d'impact avec protection multi-matériaux

La dernière configuration de protection envisagée est de type complètement multi-matériaux. Elle est constituée d'une plaque de SiC de 6 mm d'épaisseur collée à une plaque de DYNEEMA[®] HB80 de 7 mm d'épaisseur qui est elle-même collée à une fine tôle d'aluminium 6061-T6 de 2 mm d'épaisseur.

Préalablement à la simulation, nous avons vérifié que pareille configuration de protection est bien capable de stopper un projectile tel que le projectile 3 décrit plus haut à vitesse nominale. Nous avons donc réalisé un tir en mesurant la vitesse à l'impact du projectile. Celle-ci était de 845 m/s. Une simulation numérique de cette configuration a également été envisagée. Celle-ci se base sur les modèles déjà exploités pour l'aluminium et la protection à base d'UHMWPE. La céramique, du SiC a été modélisée à l'aide du modèle de Johnson-Holmquist et le set de paramètres décrit par le tableau I.8. Cette simulation a permis d'ajuster le critère de rupture

pour le SiC à 4% de déformation (failure strain). La figure IV.33 montre l'aspect après impact de pareille configuration ainsi que le modèle correspondant avant et après impact.

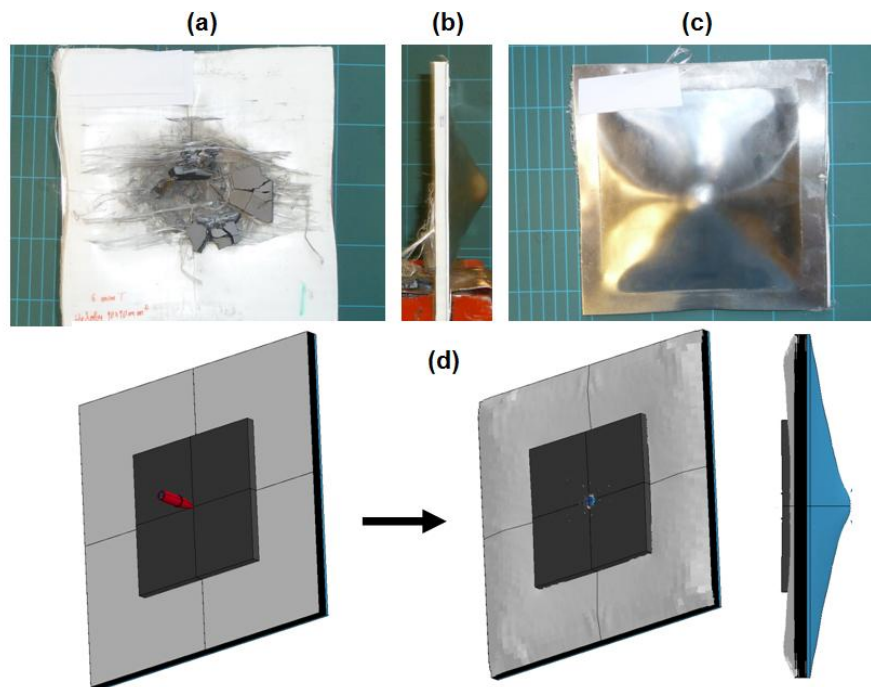


Figure IV.33. Configuration multi-matériaux envisagée pour l'évaluation de la réponse du modèle SHTIM rempli et capable de stopper le projectile 3 avec une vitesse à l'impact de 845 m/s. (a)-(c) état de la protection après l'essai, (d) simulation correspondante avant l'impact et 2 ms après

Suite à cela, une simulation de cette configuration d'essai à été calculée sur le modèle SHTIM rempli. La figure IV.34 présente le déplacement du nœud de référence en fonction du temps pour une vitesse d'impact de 845 m/s.

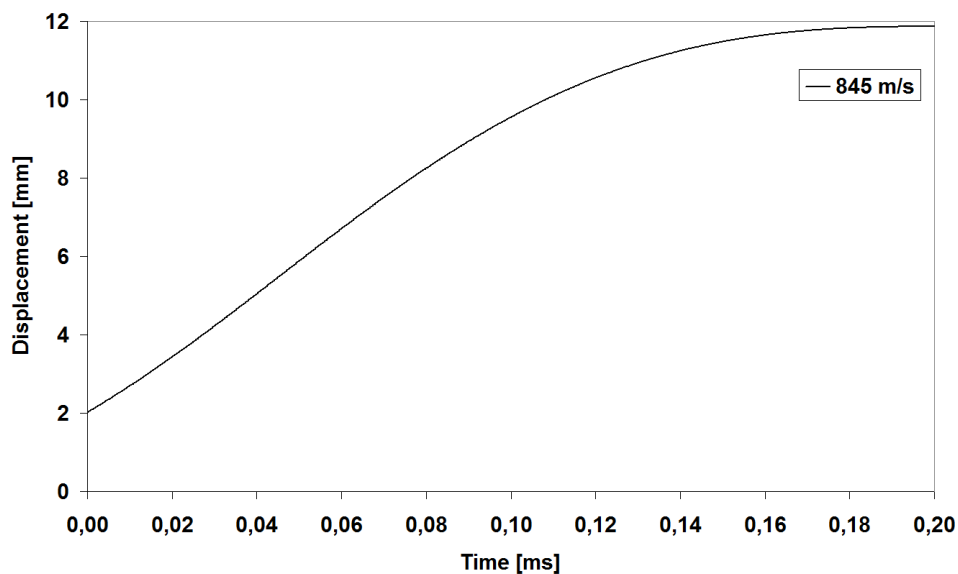


Figure IV.34. Evolution du déplacement dans le temps du nœud de référence sur le sternum pour un impact par le projectile 3 à 845 m/s

La figure IV.34 montre que le déplacement maximal atteint une valeur de 11,9 mm. Cette valeur peut paraître assez faible en regard de la menace (projectile avec noyau perforant à haute vitesse) mais peu s'expliquer par la nature particulièrement rigide de la configuration de protection envisagée ainsi que par son épaisseur (au total 15 mm).

Comme précédemment, nous pouvons calculer les valeurs atteintes par le critère VC. La figure IV.35 décrit l'évolution du critère VC en fonction du temps.

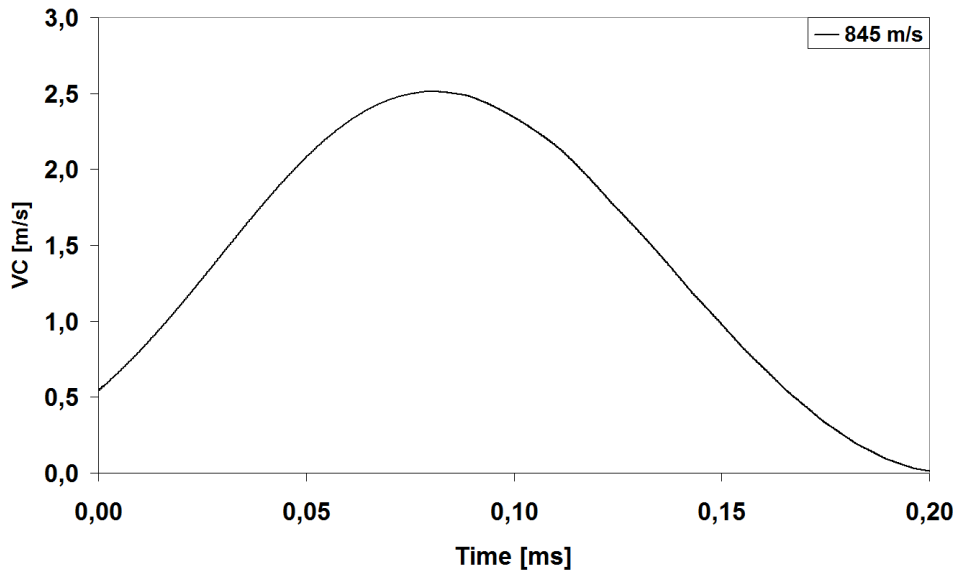


Figure IV.35. Evolution du VC en fonction du temps

Nous voyons sur la figure IV.35 que, d'un point de vue numérique, le VC_{max} est atteint après tout juste un peu plus de 80 μs , donc en des temps relativement similaires aux cas précédents malgré la vitesse à l'impact très élevée. Ceci peut probablement s'expliquer par l'épaisseur assez conséquente de cette configuration de protection qui joue probablement un rôle d'amortissement. Toutefois, le VC_{max} atteint une valeur de 2,51 m/s ce qui est très élevé et signifierait une probabilité supérieure à 50% de subir des lésions de type fracture, du moins si nous nous basons sur l'hypothèse que le critère visqueux est applicable à ce type de sollicitation.

Sur la figure IV.36, nous présentons l'évolution dans le temps de la vitesse du nœud de référence pris à la surface du sternum.

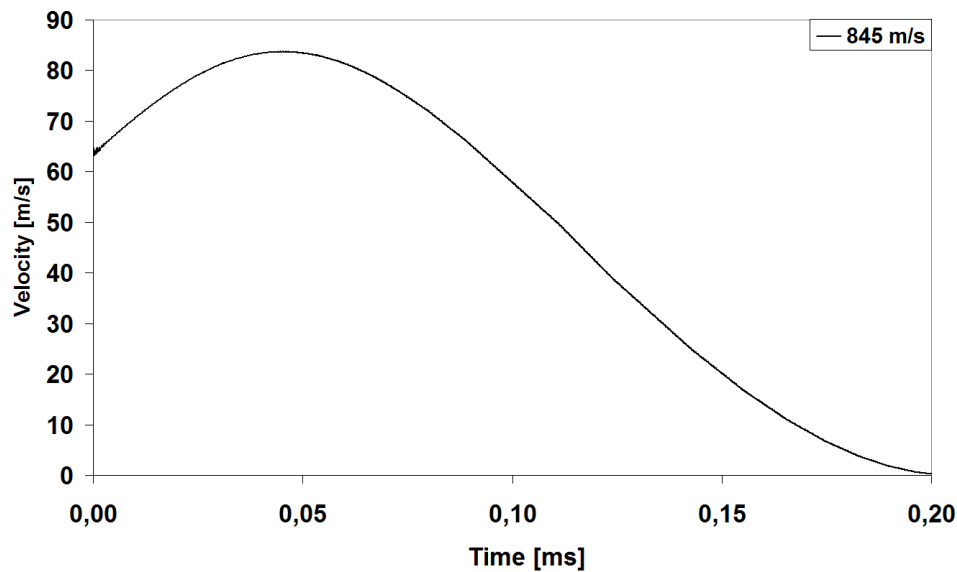


Figure IV.36. Evolution dans le temps de la vitesse de déplacement du nœud de référence à la surface du sternum

Une fois de plus, nous voyons d'après la figure IV.36 que la vitesse du nœud de référence à la surface du sternum est très sensiblement plus élevée que 30 m/s. Par conséquent, il semblerait que la menace liée à l'impact d'un projectile rapide sur ce type de protection balistique suivie du corps humain s'écarterait du domaine visqueux pour se situer dans le domaine "blast" (Fig. I.77). Par conséquent, contrairement aux impacts avec les projectiles WSU et SIR-X, les impacts avec le projectile 3 sur protection à base de multi-matériaux céramique + composite + métal pourraient nécessiter un traitement différent de celui faisant appel au critère visqueux. En outre, si nous nous situons dans ce domaine où l'onde de choc devient prépondérante, alors la simulation devrait mettre en évidence la propagation d'une onde à peu près sphérique. La figure IV.37 présente quelques instantanés du processus d'impact par le projectile 3 à 845 m/s. Nous présentons également les profils de pression entre 0 et 10 MPa se propageant dans les différentes parties du modèle thorax, comme nous l'avons déjà fait précédemment.

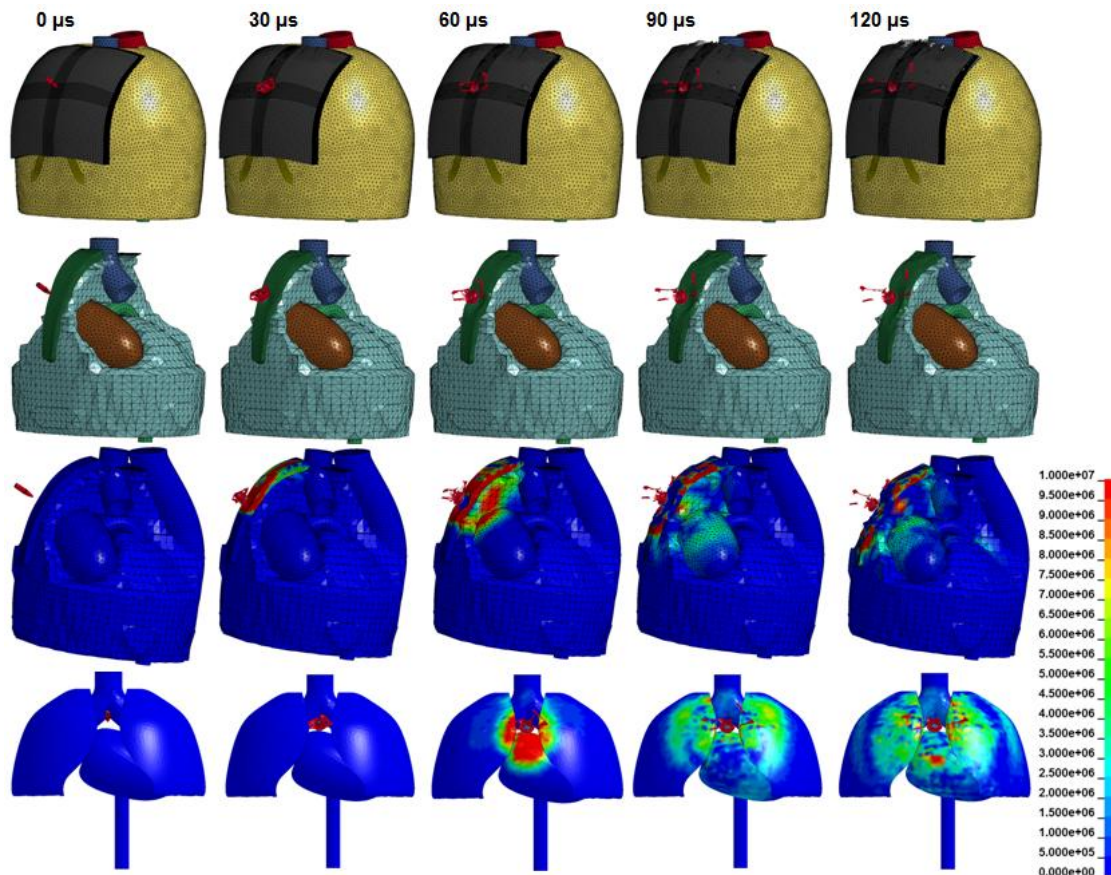


Figure IV.37. Réponse du modèle et évolution des pressions entre 0 et 10 MPa aux différents organes lors de la simulation d'impact avec projectile 3 déformable à 845 m/s et protection multi-matériaux interposée

La figure IV.37 met en évidence l'ensemble des phénomènes liés à l'interaction entre le projectile 3 déformable, la protection à base multi-matériaux et le modèle SHTIM rempli. Elle montre clairement l'apparition d'une vigoureuse onde de choc apparemment sphérique et au niveau du cœur et des poumons vers 60 μ s suivant l'impact et beaucoup plus puissante que dans le cas des modèles avec projectile 1.

IV.6.5. Discussion des résultats

Cette analyse concernant la réponse du thorax est principalement numérique. En effet, en dehors des travaux de Bir, il n'existe pas vraiment ou peu d'études permettant de valider un modèle sur base d'essai sur corps humains (cadavre). D'autre part, notre simulation de thorax est validée sur base de mesures de déplacements et vitesses de déplacement et non de mesures de pressions.

En outre, si des études existent concernant la réponse du corps à des impacts balistiques avec protection interposée, ces études ne semblent jamais préciser quel est exactement la nature ou configuration de ces protections. Les auteurs observent par ailleurs le plus souvent les dégâts arrière que subit le corps testé.

Par conséquent, nous ne pouvons pas conclure, de manière définitive, que les impacts balistiques avec protection interposée se situent réellement dans le domaine blast pour lequel l'onde de choc aura un effet prépondérant plutôt que dans le domaine visqueux.

Il existe cependant certains indices qui tendraient à valider cette hypothèse. Ainsi, dans leur revue sur le sujet, Carr et Horsfall [6] mentionnent certaines études qui parlent d'onde de choc se propageant au corps et également à de la gélatine.

Un autre indice qui validerait cette hypothèse provient de nos propres essais sur gélatine avec protection balistique à base d'UHMWPE interposée. Nous y avons clairement vu une onde de choc d'aspect sphérique se propageant depuis la zone d'impact dans la gélatine.

Concernant les estimations sur les valeurs du VC_{max} obtenues par nos simulations, il semblerait que nous soyons quasi systématiquement dans des situations pour lesquels le risque de fracture est supérieur à 50%. Toutefois, cette analyse des résultats se base sur l'hypothèse de l'applicabilité du critère visqueux, là ou nous envisageons qu'il pourrait être nécessaire de réaliser une étude propre au domaine blast.

Les études réalisées sur 3RBID et BTTR [53,54,56] sont également intéressantes car ces deux dispositifs sont validés selon les données de Bir (corridors biomécaniques) même si leurs réponses ne sont pas identiques. Il faut en effet appliquer un facteur de raccord dont la valeur semble influencée par le diamètre du projectile [54] pour ajuster la réponse du BTTR sur celle du 3RBID.

Ainsi, les essais balistiques réalisés sur 3RBID [56] avec protection à base d'UHMWPE interposée et projectile 1 déformable semblent aboutir à des valeurs de VC_{max} bien inférieure à 0,8 m/s et à nos estimations numériques sur base du modèle SHTIM rempli.

A l'inverse, les essais réalisés sur le BTTR [54] protégé par des protections balistiques à base d'aramide impactées par le projectile 1 déformable semble aboutir à des valeurs élevées du VC_{max} avant application du facteur de raccord et relativement similaires à nos estimations numériques sur base du modèle SHTIM rempli protégé par du Kevlar® XP™ S102.

Toutefois, il faut remarquer ici que les deux dispositifs mécaniques décrits dans ces études sont loin d'avoir la géométrie du thorax humain et d'être modélisables comme tel. Il s'agit en effet, pour le 3RBID, d'une sorte de cage métallique et, pour le BTTR, d'un cylindre creux en polyuréthane.

En outre, les mesures de déplacements et vitesses de déplacement réalisées lors des essais à l'aide de ces dispositifs mécaniques se font à l'arrière du support des protections balistiques et non directement au niveau de l'interface entre la protection balistique et son support. Dans le cas du modèle SHTIM rempli, la mesure se fait au niveau d'un nœud à la surface du sternum, donc juste en contact avec la face arrière de la protection balistique au niveau de la zone d'impact.

Par conséquent, ce domaine d'étude reste encore relativement ouvert. Il est évident que de nouveaux essais sur cadavres humains en mettant l'accent, lors de la mise en œuvre du protocole d'essai, sur la connaissance précise des matériaux constituant la protection balistique et le projectile ainsi qu'en prenant des mesures détaillées des pressions et (vitesses de) déplacements présenteraient un intérêt certain. Il en résulterait des sets de données de validations beaucoup plus complets et précis qui pourraient alimenter de nouvelles simulations de thorax beaucoup plus complètes.

IV.7. Synthèse

Une simulation numérique d'un thorax humain a été développée à l'Ecole Royale Militaire et porte le nom de modèle SHTIM. Ce modèle a été validé dans le passé pour des applications d'impact sans protection balistique interposée avec des projectiles à létalité réduite. Ce modèle était à l'origine composé de différents organes mais comportait encore une part de vide entre eux.

Pour des applications d'impact avec projectiles balistiques et protection interposée, il a été nécessaire de trouver un moyen de combler ces vides afin d'avoir une continuité dans cette structure. Ceci doit permettre d'observer la propagation éventuelle d'ondes de choc ou de pression entre les différents organes.

Etant donnée la complexité de ce modèle et son accroissement probable avec l'apparition de la structure comblant les vides, nous avons commencé par simplifier et optimiser le modèle d'origine. Ceci a permis de réaliser des calculs en des délais plus raisonnables. Par la suite, ce modèle s'est vu complété des "entrailles" devant assurer la continuité du modèle. La méthode sélectionnée pour réaliser ce complément est l'initiation de fraction volumique géométrique associée au couplage fluide structure. La nouvelle structure ainsi générée lors de l'initiation des calculs et visant à représenter les entrailles est donc de type Euler/ALE. Elle a été modélisée comme la gélatine décrite précédemment.

Suite à ces sérieuses modifications, le modèle SHTIM rempli a dû être revalidé. Pour ce faire, nous avons non seulement repris les données de la littérature mais également celles d'essais au laboratoire afin d'obtenir une validation plus complète. Les paramètres matériaux du modèle ont donc été adaptés et ajustés afin d'atteindre la validation souhaitée.

Nous avons observé que ce modèle est valide par rapport à différents paramètres mais ne garde sa validité que dans un certain délai. Ce modèle présente en effet une certaine réversibilité mécanique. Nous expliquons ce phénomène par le caractère principalement élastique des modèles matériaux sélectionnés pour les différents organes.

Suite à cette revalidation du modèle SHTIM rempli, nous avons procédé à plusieurs simulations d'impacts balistiques avec protections interposées. Ces analyses semblent montrer que ce type de sollicitation s'écarte du domaine d'applicabilité du critère visqueux pour se situer dans le domaine blast pour lequel l'effet de l'onde de choc devient prépondérant.

Même si des travaux ont déjà été réalisés en vue d'acquérir une meilleure connaissance des événements se produisant suite à pareilles sollicitations, il semblerait que des études complémentaires soient nécessaires.

Une piste de recherche dans ce domaine pourrait consister en la réalisation de nouveaux essais balistiques sur cadavres humain en considérant des projectiles et des configurations de protections balistiques précisément connues du point de vue des matériaux utilisés. Le développement de techniques de mesures de déplacements, vitesses de déplacements et pressions des parties du corps sollicitées par ces impacts accroîtraient très certainement la connaissance dans ce domaine.

Concernant la modélisation des parties du corps humain, il semblerait que des modèles matériaux plus sophistiqués devraient être envisagés. En effet, les propositions les plus

souvent faites se basent beaucoup sur une certaine élasticité. Cependant, il semblerait que les déplacements des parties impactées du corps devraient être plus continus et moins réversibles. L'introduction de la modélisation de phénomènes de ruptures des parties du corps humain pourraient également devoir être envisagée afin de mieux représenter la réalité.

Conclusions générales et perspectives

Dans le cadre de ce travail de thèse nous nous sommes particulièrement intéressés aux interactions qui surgissent lors d'un impact balistique non perforant entre un projectile, une protection balistique et une cible (corps humain ou simulé). L'objectif de cette étude consiste à évaluer l'endommagement du projectile et de la protection d'une part, et les déformations occasionnées sur la cible, d'autre part.

Concernant la simulation du corps humain, nous avons utilisé deux matériaux spécifiques à savoir : la gélatine et la plastiline balistiques.

L'accent a été mis sur la recherche des lois de comportement appropriées pour les différents composants du système balistique utilisant des multi-matériaux. Une simulation numérique du thorax humain a été développée, exploitée et validée sur la base d'un impact non pénétrant.

A l'issue de cette étude portant sur les conséquences globales d'un impact balistique non pénétrant, nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

Concernant la gélatine balistique

La gélatine balistique nous a intéressé en premier car son comportement est déjà bien documenté. Elle présente également le grand avantage d'être à peu près transparente. Des essais d'impacts avec et sans protection balistique interposée ont été réalisés au laboratoire. Aussi, des simulations numériques ont été développées sur la base d'une recherche du comportement mécanique des matériaux. Dans un premier temps, seules les interactions entre un projectile rigide sphérique et des blocs de gélatine ont été considérées. A partir de cette première approche, nous avons constaté qu'une loi de comportement élastique-plastique avec équation d'état linéaire polynomiale s'est avérée particulièrement bien adaptée à la représentation de l'interaction entre le projectile et la gélatine. Cette loi de comportement a alors été exploitée pour modéliser l'impact pénétrant par des projectiles rigides non sphériques. Des impacts à l'aide de projectiles non sphériques métalliques totalement déformables en présence d'une plaque de protection balistique en composite UHMWPE interposée ont été étudiés. Des lois de comportement dynamiques spécifiques aux métaux ont dû être sélectionnées à cet effet. La protection balistique est modélisée de manière adéquate. Cette partie de l'étude a permis de souligner les points suivants :

- L'étude expérimentale a mis en évidence le phénomène de basculement de deux projectiles rigides non sphériques pendant le processus de pénétration du bloc de gélatine lors du processus d'impact. Ce phénomène a été décrit correctement par la simulation numérique. De même, le modèle numérique proposé a été validé par une confrontation avec les résultats expérimentaux en termes de profils des vitesses des projectiles.
- On note la mise en évidence de la propagation d'ondes de choc à l'arrière d'une protection balistique interposée entre le bloc de gélatine et le projectile. Les essais et les modèles ont montré des résultats similaires en termes de temps de propagation et de pic de pressions.

Concernant la plastiline balistique

La plastiline balistique est le plus fréquemment utilisée comme matériau témoin dans le cas des impacts balistiques avec protection interposée. Elle présente en effet l'avantage de conserver son état déformé après impact. Une étude complète a été réalisée sur une qualité spécifique de plastiline balistique. Des lois de comportement proposées dans la littérature ont été évaluées numériquement sur la base d'un test de calibration appelé "drop test". Certains de ces modèles se sont avérés relativement appropriés et corrects. Il s'est avéré que la plastiline fait en réalité plutôt partie d'une gamme de matières au comportement devant être approché par la mécanique des fluides non linéaires et non newtoniens. D'autre part, il semble que les processus que nous étudions avec la plastiline impliquent potentiellement de très grandes plages de vitesses de déformation. Cette recherche nous a amené à proposer un essai de rhéométrie capillaire très étendu afin de déduire une loi de comportement à partir de la viscosité dynamique. Ainsi, il nous a été possible d'extrapoler une loi de comportement de type puissance des vitesses de déformation. Celle-ci a alors été évaluée numériquement sur la base du drop test qui sert à la calibration de ce matériau. Par la suite, un essai de Taylor spécifique a été proposé en vue d'étendre cette étude. Finalement, quelques essais balistiques ont été réalisés et modélisés. Parmi les résultats intéressants liés à ces études :

- L'évaluation des modèles proposés dans la littérature a montré que l'influence de la densité de la plastiline est faible sur sa réponse lors des drop tests. A l'inverse, le module de Young influe fortement la réponse de ce matériau et est de nature variable avec les vitesses de déformation.
- L'essai de rhéométrie capillaire a permis de déduire une loi de comportement possédant une base physique. Cette loi de comportement est assez proche d'une loi de puissance mais possède un plafond sur les contraintes pour les vitesses de déformations les plus élevées. Son implémentation numérique nécessite cependant de considérer une loi de puissance des vitesses de déformations. Cette loi de puissance s'ajuste bien aux données expérimentales mais diverge aux vitesses de déformations supérieures à 40000 s^{-1} . Le lien entre viscosité dynamique et contrainte en fonction des vitesses de déformation a été vérifié sur la base des hypothèses d'incompressibilité et d'isotropie.
- La réponse de cette loi de comportement a alors été étudiée à partir de drop tests réalisés au laboratoire. Ce test utilisé pour la calibration de la plastiline permet de considérer des vitesses de déformations dans la zone des 300 à 500 s^{-1} . Certains paramètres dont le module de Young ont été évalués et fixés sur la base d'analyses de sensibilité. La loi de comportement proposée s'est avérée convenir pour représenter la réponse mécanique de la plastiline dans le cas du drop test. Le caractère adhésif entre la boule en acier et la plastiline a un effet important sur la réponse de ces modèles pour lesquels une approche 3D s'est avérée nécessaire.
- Afin d'étudier la réponse du modèle proposé pour la plastiline dans des régimes un peu plus dynamique, un essai de Taylor spécifique a été développé et modélisé par une approche Lagrange et Euler/ALE. Une très bonne corrélation a été obtenue pour l'impact à plus faible vitesse. Pour cet impact, la simulation numérique a permis d'estimer que les vitesses de déformation subies par la plastiline pouvaient atteindre plusieurs milliers de s^{-1} . L'analyse numérique des essais à plus haute vitesse a montré des phénomènes de décollement ou rebond de la surface impactante de la plastiline.

Ces phénomènes semblent accroître la déformation du modèle par rapport aux essais. Cependant, lors des essais, rien ne permettait de prétendre l'apparition de ces décollements. En outre le décollement observé dans les simulations dépend de la méthode numérique sélectionnée.

- Des essais balistiques et des simulations correspondantes ont alors été envisagés pour différentes vitesses d'impact et différentes configurations de protections. Ce type de sollicitation permet d'atteindre des vitesses de déformation très élevées pour la plastiline. Les simulations d'impact ont montré une corrélation avec les tests. Néanmoins, les simulations aboutissent systématiquement à des profondeurs d'indentation moindre que les essais. Nous supposons que le modèle utilisant une loi de puissance proposé devient trop rigide aux vitesses de déformations élevées. Il en résulte une rigidité trop forte de la plastiline modélisée au début du processus d'impact.

Concernant la simulation numérique du thorax humain

Avec une volonté croissante de mieux comprendre ce qui se passe au niveau du corps lors d'un impact balistique non perforant, l'outil numérique permet de s'affranchir d'essais réels. Dans ce but, une simulation numérique d'un thorax humain a été développée au sein du laboratoire. Ce modèle a déjà été validé pour des impacts par des projectiles à vitesses modérées et sans protections balistiques. Cependant, pour étudier les événements tels que la propagation d'ondes de choc liés à des impacts rapides avec protections interposées, il a été nécessaire d'optimiser et de compléter cette structure pour en assurer la continuité. Des modifications de lois de comportement pour les organes ont également dû être réalisées. Ce modèle a alors nécessité une validation par rapport à des données d'impacts sur cadavres et modèles mécaniques du thorax issus de la littérature. Il a pu ensuite être exploité pour simuler des impacts avec deux types de projectiles métalliques et différentes protections balistiques interposées. Nous citons les principaux résultats obtenus dans cette partie de l'étude :

- L'utilisation de l'initiation de fraction volumique géométrique et d'un couplage fluide/structure afin de combler les vides entre les organes et de créer une continuité au sein de ce modèle. Cette nouvelle partie du thorax constitue en fait les entrailles du modèle auxquelles les propriétés de la gélatine balistique ont été attribuées.
- Une validation complète de la réponse mécanique de ce modèle a été réalisée en se basant sur des données d'essais sur cadavres et modèles mécaniques de thorax issues de la littérature. Cette validation est réalisée à partir des déplacements et vitesses de déplacement d'un nœud de référence à la surface du sternum centré au niveau de la zone d'impact. Il est ressorti de cette partie du travail que le modèle complété est valide sur une plage de temps déterminée par rapport à différents paramètres correspondants à différentes configurations d'impacts non pénétrants avec différents projectiles à vitesses d'impact réduites sans protection balistique interposée. Nous avons également constaté une réversibilité probablement excessive de la réponse mécanique de ce modèle. Le choix des lois de comportement les plus fréquemment utilisées pour modéliser les organes et autres parties du corps est plus que probablement à l'origine de ce fait. Ces modèles se basent en effet tous sur une importante composante élastique.
- En se basant sur la surface du modèle simulant le thorax, une structure géométrique maillée à base d'éléments coque a été générée en vue de modéliser différentes

configurations de protections balistiques. Ce nouvel objet en contact direct avec la surface de thorax permet de modéliser n'importe quelle protection balistique.

- L'analyse des déplacements et des vitesses de déplacement a mis en évidence un probable écart entre les conditions d'impacts rapides avec protection interposée et celles d'impacts plus lents non pénétrant et sans protection interposée. Il semblerait que les conditions d'impacts rapides avec protection interposée se situent dans un domaine pour lequel le critère visqueux pourrait ne plus être applicable. Ces conditions particulières d'impact se situeraient plutôt dans le domaine "blast" pour lequel l'effet des ondes de choc devient prépondérant.
- Des ondes de choc sphériques d'intensités variables, fonctions de la vitesse d'impact et du type de protection balistique modélisée ont été mises en évidence. Celles-ci se propageraient au travers de la protection balistique, apparaissent initialement comme localisées au niveau de la zone d'impact pour se propager ensuite en s'étendant aux entrailles vers les organes dont le cœur et les poumons. On note la présence de pics de pression.

Perspectives

A l'issue de ce travail de thèse, plusieurs pistes de recherches apparaissent ouvertes du point de vue expérimental et numérique :

Sur le plan expérimental

- Conception d'un protocole expérimental en vue d'étudier la réponse partiellement élastique de la plastiline balistique. La détermination précise du module de Young en fonction de la vitesse de déformation serait en effet intéressante.

Sur le plan numérique

- Développement d'une loi de comportement plus complète afin de mieux représenter la réponse de la plastiline balistique sur une très large plage de vitesses de déformations.
- Loi de comportement plus adaptées à la modélisation des organes et autres parties du corps humain. Il semblerait que des modèles à seuils critiques au-delà desquels l'endommagement apparaît pourraient s'avérer utiles. Des critères de ruptures mériteraient également d'être introduits pour mieux représenter la réalité.

PUBLICATIONS

PUBLICATIONS

Articles

L. GILSON, L. RABET, A. IMAD, D. KAKOGIANNIS, and F. COGHE

Development of a numerical model for the ballistic penetration of Fackler gelatine by small calibre projectiles

European Physical Journal, 225 2 (2016) 375-384

Articles en préparation

L. GILSON, L. RABET, A. IMAD, and F. COGHE

Experimental and numerical study of the complex interaction between deformable projectile, ballistic protection and witness material

International Journal of Impact Engineering

Conférences

L. GILSON, A. IMAD, and L. RABET

Simulation numérique de multi-matériaux soumis à un impact balistique

Journée Thématique Dynamique Rapide, 23 mai 2014, Polytech'Lille, Université Lille 1, France

L. GILSON, A. IMAD, and L. RABET

Comportement de multi-matériaux en dynamique rapide : approche expérimentale et simulation numérique

7^{ème} Journée des doctorants, 24 juin 2014, Polytech'Lille, Université Lille 1, France

Prix du meilleur Poster

L. GILSON, A. IMAD, and L. RABET

Caractérisation mécanique de multi-matériaux soumis à un impact balistique: approches expérimentale et numérique

8^{ème} Journée des doctorants, 25 juin 2015, Faculté des Sciences Appliquées de Béthune, France

L. GILSON, L. RABET, A. IMAD, D. KAKOGIANNIS, and F. COGHE

Development of a numerical model for the ballistic penetration of Fackler gelatine by small calibre projectiles

11th International DYMAT Conference, September 7th-11th, 2015, Lugano, Switzerland

Références bibliographiques

- [1] Body Armor Standards: Home and Away - Police Chief Magazine, (n.d.). <http://www.policechiefmagazine.org/body-armor-standards-home-and-away/> (accessed October 7, 2017).
- [2] T.-L. Chu, Etude du comportement mécanique d'un matériau tissé soumis à un impact balistique basée sur une approche multi-échelle, Université de Lille 1 Sciences et Technologies, 2017.
- [3] A. Bhatnagar, Lightweight Ballistic Composites, Military and law-enforcement Applications, Woodhead Publishing Limited, 2006.
- [4] Maybach, Saved from the Bullet, (n.d.). <http://maybach300c.blogspot.com/2012/07/saved-from-bulle.html> (accessed October 7, 2017).
- [5] L. Cannon, Behind armour blunt trauma--an emerging problem, J. R. Army Med. Corps. 147 (2001) 87–96.
- [6] D.J. Carr, I. Horsfall, Behind armour blunt trauma: a literature review, (2012).
- [7] E. Liden, R. Berlin, B. Janzon, B. Schantz, T. Seeman, Some observations relating to behind-body armour blunt trauma effects caused by ballistic impact, J Trauma. (1988).
- [8] Ballistic Standards | Close Focus Research - Ballistic Testing Services, (n.d.). <http://www.closefocusresearch.com/ballistic-standards> (accessed October 7, 2017).
- [9] J. Croft, D. Longhurst, HOSDB Body Armour Standards for UK Police. Part 2: Ballistic Resistance, Home Off. Sci. Dev. Branch Publ. No 3907B. (n.d.).
- [10] NIJ Standard-0101.06, Ballistic Resistance of Body Armor, Natl. Inst. Justice US Dep. Justice. (2008).
- [11] General basis for ballistic material, construction and product tests, Association of test centres for impact-hampering materials and constructions (VPAM), in: Germany, 2009.
- [12] Technische Richtlinie (TR) - Ballistische Schutzwesten, Stand: März 2008, Revisionen: Oktober 2008 (Nr. 4.4, letzter Absatz) und September 2009 (Anlage 1, Geschossangaben SK 4), (n.d.).
- [13] CEN ISO 14876-2 – Protective clothing – Part 2 : Bullet resistance – Requirements and test methods, (n.d.).
- [14] EN Standard - European Standard EN 1063: 1999 Security Glazing Ballistic Standard, (n.d.).
- [15] GOST R 50744-95- ARMORED CLOTHING Classification and General Technical Requirements, (n.d.).
- [16] A. Wisniewski, D. Pacek, Experimental Research and numerical analysis of 9 mm parabellum projectile penetration of ultra high molecular weight polyethylene layers, Probl. Tech. Uzbroy. R 42 Z 127. (2013) 55–64.

- [17] V.B.C. Tan, C.T. Lim, C.H. Cheong, Perforation of high-strength fabric by projectiles of different geometry, *Int. J. Impact Eng.* 28 (2003) 207–222. doi:10.1016/S0734-743X(02)00055-6.
- [18] A. Shahkarami, E. Cepus, R. Vaziri, A. Poursartip, 3 - Material responses to ballistic impact, in: A. Bhatnagar (Ed.), *Lightweight Ballist. Compos.*, Woodhead Publishing, 2006: pp. 72–100. doi:10.1533/9781845691554.1.72.
- [19] Munition, Wikipédia. (2017). <https://fr.wikipedia.org/w/index.php?title=Munition&oldid=141517393> (accessed October 25, 2017).
- [20] J.-L. Wuestenberghs, Composition et dureté sur une balle 7,62 X 39 mm Sellier Belot lot 124-8, Rapport interne RMA.
- [21] K. Krishnan, S. Sockalingam, S. Bansal, S.D. Rajan, Numerical simulation of ceramic composite armor subjected to ballistic impact, *Compos. Part B Eng.* 41 (2010) 583–593. doi:10.1016/j.compositesb.2010.10.001.
- [22] N. Nsiampa, Numerical assessment of non-lethal projectile thoracic impacts, PhD thesis, Université de Liège et Ecole Royale Militaire, 2016.
- [23] K.G. Rakvåg, T. Børvik, O.S. Hopperstad, A numerical study on the deformation and fracture modes of steel projectiles during Taylor bar impact tests, *Int. J. Solids Struct.* 51 (2014) 808–821. doi:10.1016/j.ijsolstr.2013.11.008.
- [24] Y. Wen, C. Xu, H. Wang, A. Chen, R.C. Batra, Impact of steel spheres on ballistic gelatin at moderate velocities, *Int. J. Impact Eng.* 62 (2013) 142–151. doi:10.1016/j.ijimpeng.2013.07.002.
- [25] R. Barauskas, A. Abraitienė, Computational analysis of impact of a bullet against the multilayer fabrics in LS-DYNA, *Int. J. Impact Eng.* 34 (2007) 1286–1305. doi:10.1016/j.ijimpeng.2006.06.002.
- [26] K. Krishnan, S.D. Rajan, A.D. Belegunda, A General Optimization Methodology for Ballistic Panel Design, in: Rio Othon Palace Hotel. Rio de Janeiro, Brazil, 2008.
- [27] W. Shen, Y. Niu, L. Bykanova, P. Laurence, N. Link, Characterizing the interaction among bullet, body armor, and human and surrogate targets, *J. Biomech. Eng.* 132 (2010) 121001. doi:10.1115/1.4002699.
- [28] LS-DYNA® keyword user's manual volume 1, Livermore Software Technology Corporation (LSTC), 2007.
- [29] D.R. Johnson, W.H. Cook, A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures, in: 1983.
- [30] G.R. Johnson, W.H. Cook, Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Eng. Fract. Mech.* 21 (1985) 31–48. doi:10.1016/0013-7944(85)90052-9.
- [31] L.E. Schwer, Aluminium plate perforation: A comparative case Study using Lagrange with erosion, multi-material ALE, and smooth particles hydrodynamics, in: Salzburg, Austria, 2009.

- [32] B. Adams, Simulation of ballistic impacts on armored civil vehicles, MT 06.03.
- [33] T. Børvik, S. Dey, A.H. Clausen, Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles, *Int. J. Impact Eng.* 36 (2009) 948–964. doi:10.1016/j.ijimpeng.2008.12.003.
- [34] D. R Lesuer, G. J Kay, M. M LeBlanc, Modeling Large-Strain, High-Rate Deformation in Metals, *Proc. TMS Fall Meet.* (2001).
- [35] K.C. Jorgenson, V. Swan, Modeling of armour-piercing projectile perforation of thick aluminium plates, in: 2014.
- [36] T. Børvik, H. Aunehaugen, O.S. Hopperstad, Impact behaviour of the high strength aluminium alloy AA7075-T651, in: 2009: pp. 695–701.
- [37] L. Peroni, M. Scapin, C. Fichera, A. Manes, M. Giglio, Mechanical properties at high strain-rate of lead core and brass jacket of a NATO 7.62 mm ball bullet, in: 2012.
- [38] Bulletproof vest, Wikipedia. (2017). https://en.wikipedia.org/w/index.php?title=Bulletproof_vest&oldid=803794018 (accessed October 7, 2017).
- [39] A. Shahkarami, A numerical investigation of ballistic impact on textile structures, Sharif University of Technology, 1995.
- [40] P. Cunniff, E. Vetter, D. Sikkema, HIGH PERFORMANCE “M5” FIBER FOR BALLISTICS STRUCTURAL COMPOSITES, in: 2002.
- [41] C. Ha Minh, Comportement mécanique des matériaux tissés soumis à un impact balistique : approches expérimentale, numérique et analytique, Université de Lille 1 Sciences et Technologies, 2011.
- [42] J. Van Roey, Etude du comportement dynamique des matériaux granulaires et tissés : approche expérimentale et simulation numérique, Université de Lille 1 Sciences et Technologies, 2011.
- [43] Z. Stahlecker, B. Mobasher, S.D. Rajan, J.M. Pereira, Development of reliable modeling methodologies for engine fan blade out containment analysis. Part II: Finite element analysis, *Int. J. Impact Eng.* 36 (2009) 447–459. doi:10.1016/j.ijimpeng.2008.08.004.
- [44] N. Nayak, A. Banerjee, T.R. Panda, Numerical Study on the Ballistic Impact Response of Aramid Fabric- epoxy Laminated Composites by Armor Piercing Projectile, *Procedia Eng.* 173 (2017) 230–237. doi:10.1016/j.proeng.2016.12.002.
- [45] U. Heisserer, A tensile property of Dyneema HB plies (HB2, HB26, HB50, HB80), DSM-Dyneema, 2011.
- [46] A. Azevedo, F. Coghe, A. Miranda Vicario, F. Texeira-Diaz, Modeling the ballistic behavior of DYNEEMA® HB26 and HB80 using LS-DYNA, in: 2013.
- [47] J.F. Chinella, B. Pothier, M.G. Wells, Processing, Mechanical Properties, and Ballistic Impact Effects of Austempered Ductile Iron, ARMY RESEARCH LAB ABERDEEN PROVING GROUND MD, ARMY RESEARCH LAB ABERDEEN PROVING

- GROUND MD, 1998. <http://www.dtic.mil/docs/citations/ADA352879> (accessed October 9, 2017).
- [48] D.S. Cronin, K. Bui, C. Kaufmann, G. McIntosh, T. Berstad, Implementation and validation of the Johnson-Holmquist ceramic material model in LS-Dyna, in: 2003.
- [49] T.J. Holmquist, G.R. Johnson, Response of silicon carbide to high velocity impact, *J. Appl. Phys.* 91 (2002) 5858–5866. doi:10.1063/1.1468903.
- [50] T.J. Holmquist, G.R. Johnson, Characterization and evaluation of silicon carbide for high-velocity impact, *J. Appl. Phys.* 97 (2005) 093502. doi:10.1063/1.1881798.
- [51] D. Bourget, B. Anctil, D. Doman, D.S. Cronin, Development of a surrogate thorax for BABT studies, in: TNO Prins Maurits Laboratory, The Hague, The Netherlands, 2002.
- [52] B. Anctil, T. Bayne, G. Bourget, G. Pageau, J.-S. Binette, K.D. Rice, A. Toman, An alternative to Plastilina for evaluating the performance of body Armours, in: Royal Military Academy, Brussels, Belgium, 2008.
- [53] C. Robbe, N. Nsiampa, A. Papy, A new thoracic surrogate for assessing the impact of kinetic energy non-lethal projectiles, in: Amsterdam, Netherlands, 2016.
- [54] K. Themans, Etude de la sensibilité du surrogate BTTR dans le cadre de l'évaluation de projectiles non létaux, Mémoire de fin d'études Département ABAL – Chaire de Balistique présenté pour l'obtention du diplôme de master en Sciences Sociales et Militaires, Ecole Royale Militaire, 2017.
- [55] K. Hewins, I. Horsfall, C.H. Watson, The validation of a thoracic and abdominal test rig for BABT soft body armour testing, in: New Orleans, LA, 2008: pp. 23–27.
- [56] C. Robbe, N. Nsiampa, A. Papy, A. Oukara, K. Meersman, A new thoracic surrogate for assessing the impact of kinetic energy non-lethal projectiles, in: Cambridge, UK, 2014.
- [57] C.R. Bass, R.S. Salzar, S.R. Lucas, M. Davis, L. Donnellan, B. Folk, E. Sanderson, S. Waclawik, Injury Risk in Behind Armor Blunt Thoracic Trauma, *Int. J. Occup. Saf. Ergon.* 12 (2006) 429–442. doi:10.1080/10803548.2006.11076702.
- [58] J.H. Stuhmiller, W. Shen, E. Niu, A. Fournier, Modeling for Military Operational Medicine Scientific and Technical Objectives, JAYCOR SAN DIEGO CA, JAYCOR SAN DIEGO CA, 2004. <http://www.dtic.mil/docs/citations/ADA430253> (accessed October 8, 2017).
- [59] J.C. Roberts, A.C. Merkle, P.J. Biermann, E.E. Ward, B.G. Carkhuff, R.P. Cain, J.V. O'Connor, Computational and experimental models of the human torso for non-penetrating ballistic impact, *J. Biomech.* 40 (2007) 125–136. doi:10.1016/j.jbiomech.2005.11.003.
- [60] G. Dyckmans, N. Ndompetelo, A. Chabotier, Numerical and experimental study of the impact of small caliber projectiles on ballistic soap, *J. Phys. IV Proc.* 110 (2003) 627–632. doi:10.1051/jp4:20020763.

- [61] C.J. Shepherd, G.J. Appleby-Thomas, J.M. Wilgeroth, P.J. Hazell, D.F. Allsop, On the response of ballistic soap to one-dimensional shock loading, *Int. J. Impact Eng.* 38 (2011) 981–988. doi:10.1016/j.ijimpeng.2011.07.003.
- [62] L. Cheng, K. Smorenburg, J. van Bree, M. Dijkstra, J. Braat, Optical measurements on Shock Waves in Human Tissue Simulants, in: 2002.
- [63] O. Mauzac, C. Paquier, E. Debord, F. Barbillon, P. Mabire, J. F Jacquet, A substitute of gelatin for the measurement of dynamic back face deformation, in:), Fairmont Le Château Frontenac, Quebec City, Canada, 2010.
- [64] R. Freeney, R. Mrozek, The development of a room temperature clay backing material for the ballistic testing of body armor, in: Amsterdam, Netherlands, 2016.
- [65] K.H. Yang, J. Hu, N.A. White, A.I. King, C.C. Chou, P. Prasad, Development of numerical models for injury biomechanics research: a review of 50 years of publications in the Stapp Car Crash Conference, *Stapp Car Crash J.* 50 (2006) 429–490.
- [66] D.S. Cronin, C. Falzon, Characterization of 10% Ballistic Gelatin to Evaluate Temperature, Aging and Strain Rate Effects, *Exp. Mech.* 51 (2011) 1197–1206. doi:10.1007/s11340-010-9438-z.
- [67] D. MacPherson, *Bullet Penetration: Modeling the Dynamics and the Incapacitation Resulting from Wound Trauma*, Ballistic Publications, 2005.
- [68] D. Datoc, *Finite Element Analysis and Modeling of a .38 Lead Round Nose Ballistic Gelatin Test*, Masters Theses Proj. Rep. (2010). doi:10.15368/theses.2010.44.
- [69] M.L. Fackler, J.A. Malinowski, Ordnance gelatin for ballistic studies. Detrimental effect of excess heat used in gelatin preparation, *Am. J. Forensic Med. Pathol.* 9 (1988) 218–219.
- [70] M. Krauss, J.F. Miller, *Studies in wound ballistics: temporary cavities and permanent tracts produced by highvelocity projectiles in gelatin*, Tech. Rep. CWLR US Army Chem. Warf. Lab. 2340 (1960) 1–30.
- [71] W.E. DeMuth, High velocity bullet wounds of the thorax, *Am. J. Surg.* 115 (1968) 616–625.
- [72] M.L. Fackler, J.S. Surinchak, J.A. Malinowski, R.E. Bowen, Bullet fragmentation: a major cause of tissue disruption, *J. Trauma.* 24 (1984) 35–39.
- [73] M.L. Fackler, *Wounding patterns of military rifle bullets*, Unpubl. Data. (1988).
- [74] J.L.M.J. van Bree, N. Van der Heiden, *Behind Armour Blunt Trauma Analysis of Compression Waves*, in: Colchester, UK, 1998.
- [75] K. Herlaar, J.L.M.J. van Bree, C. Smorenburg, H. Van Brug, *Optical measurement in behind armour blunt trauma experiments*, in: Adelaide, Australia, 2004.
- [76] Y. Wen, C. Xu, S. Wang, R.C. Batra, Analysis of behind the armor ballistic trauma, *J. Mech. Behav. Biomed. Mater.* 45 (2015) 11–21. doi:10.1016/j.jmbbm.2015.01.010.

- [77] C. Hernandez, M.F. Buchely, A. Maranon, Dynamic characterization of Roma Plastilina No. 1 from Drop Test and inverse analysis, *Int. J. Mech. Sci.* 100 (2015) 158–168. doi:10.1016/j.ijmecsci.2015.06.009.
- [78] K.R. McClay, The rheology of plasticine, *Tectonophysics*. 33 (1976) T7–T15. doi:10.1016/0040-1951(76)90047-0.
- [79] J.F. Dupuis, J.P. Villemaire, E. Felder, Capillary rheometer measurement of a plasticine used in order to simulate the hot extrusion of metals, *J. Mater. Process. Technol.* 43 (1994) 237–257. doi:10.1016/0924-0136(94)90024-8.
- [80] G. Kobberger, G. Zulauf, Experimental folding and boudinage under pure constrictional conditions, *J. Struct. Geol.* 17 (1995) 1055–1063.
- [81] H. Sofuoglu, J. Rasty, Flow behavior of Plasticine used in physical modeling of metal forming processes, *Tribol. Int.* 33 (2000) 523–529. doi:10.1016/S0301-679X(00)00092-X.
- [82] M.P.J. Schöpfer, G. Zulauf, Strain-dependent rheology and the memory of plasticine, *Tectonophysics*. 354 (2002) 85–99. doi:10.1016/S0040-1951(02)00292-5.
- [83] J. Zulauf, G. Zulauf, Rheology of plasticine used as rock analogue: the impact of temperature, composition and strain, *J. Struct. Geol.* 26 (2004) 725–737. doi:10.1016/j.jsg.2003.07.005.
- [84] H. Ji, E. Robin, T. Rouxel, Compressive creep and indentation behavior of plasticine between 103 and 353K, *Mech. Mater.* 41 (2009) 199–209. doi:10.1016/j.mechmat.2008.10.014.
- [85] M.F. Buchely, A. Maranon, V.V. Silberschmidt, Material model for modeling clay at high strain rates, *Int. J. Impact Eng.* 90 (2016) 1–11. doi:10.1016/j.ijimpeng.2015.11.005.
- [86] C. Hernandez, A. Maranon, I.A. Ashcroft, J.P. Casas-Rodriguez, Quasi-Static and Dynamic Characterization of Oil-Based Modeling Clay and Numerical Simulation of Drop-Impact Test, (2011) 147–152. doi:10.1115/IMECE2011-63883.
- [87] R. Munusamy, D.C. Barton, Behaviour of Roma Plastiline upon blunt projectile, in: 2009: pp. 749–755.
- [88] S.P. Mates, M. Riley, A. Forster, K. Rice, Modelling Unconfined Dynamic Compression Tests of Roma Plastiline #1, in: Nuremberg, Germany, 2012.
- [89] S.P. Mates, A. Forster, M. Riley, K. Rice, Mechanical Behavior of Ballistic Clay as a Function of Temperature, Pressure and Strain Rate, in: Cambridge, UK, 2014.
- [90] C. Hernandez, A. Maranon, I.A. Ashcroft, J.P. Casas-Rodriguez, Inverse methods for the mechanical characterization of materials at high strain rates, in: 2012.
- [91] D. Bhattacharjee, A. Kumar, I. Biswas, Energy Absorption and Dynamic Deformation of Backing Material for Ballistic Evaluation of Body Armour, *Def. Sci. J.* 63 (2013) 462–466. doi:10.14429/dsj.63.3821.

- [92] D. Bhattacharjee, A. Kumar, I. Biswas, S. Verma, E. Islam, Thermo-rheological and dynamic analysis of backing materials for measurement of Behind Armour Blunt Trauma, in: Amsterdam, Netherlands, 2016.
- [93] D.B. Rahbek, Finite element simulations of drop indentations into oily clay, Norwegian Defence Research Establishment, n.d.
- [94] E. Carton, G. Roebroeks, H. Broos, V. Halls, J. Zheng, Characterization of dynamic properties of ballistic clay, in: Cambridge, UK, 2014.
- [95] J.-L. Leblanc, Rhéologie et mise en œuvre des polymères, première partie : Rhéologie des polymères, (2005).
- [96] S.P. Mates, A.L. Forster, M. Riley, K. Rice, J. Ivancik, Building simulation tools for next generation soft body armour testing standards, in: Amsterdam, Netherlands, 2016.
- [97] E. Hanlon, P. Gillich, Origin of the 44-mm behind-armor blunt trauma standard, *Mil. Med.* 177 (2012) 333–339.
- [98] J.C. Roberts, E.E. Ward, A.C. Merkle, J.V. O'Connor, Assessing behind armor blunt trauma in accordance with the National Institute of Justice Standard for Personal Body Armor Protection using finite element modeling, *J. Trauma.* 62 (2007) 1127–1133. doi:10.1097/01.ta.0000231779.99416.ee.
- [99] F. Coghe, O. Puddu, M. Pirlot, On the introduction of a bullet-simulating projectile: Experimental feasibility study, in: Cambridge, UK, 2014.
- [100] A. Moroka, P. Kedzierski, R. Gieleta, Selected Aspects of Numerical Analysis of Layered Flexible Structures Subjected to Impact of Soft Core Projectile, *Arch. Mech. Eng.* 62 (2015) 73–83. doi:10.1515/meceng-2015-0005.
- [101] R.N. Prather, C.N. Swann, C.E. Hawkins, Backface signatures of soft body armors and the associated trauma effects, 1977.
- [102] S.H. Sundaram, C.C. Feng, Finite element analysis of the human thorax, *J. Biomech.* 10 (1977) 505–516. doi:10.1016/0021-9290(77)90104-X.
- [103] P.H. Chen, Finite element dynamic structural model of the human thorax for chest impact response and injury studies, *Aviat. Space Environ. Med.* 49 (1978) 143–149.
- [104] J.H. Stuhmiller, C.J. Chuong, Y.Y. Phillips, K.T. Dodd, Computer modeling of thoracic response to blast, *J. Trauma.* 28 (1988) S132-139.
- [105] H.C. wang, Development of a side impact finite element human thoracic model, Wayne State University, 1995.
- [106] M.N. Raftenberg, Response of the Wayne State Thorax Model With Fabric Vest to a 9-mm Bullet, 2003.
- [107] M.N. Raftenberg, Modeling Thoracic Blunt Trauma; Towards A Finite-Element-Based Design Methodology for Body Armor, 2004.
- [108] D. Viano, A. King, Biomechanics of Chest and Abdomen Impact, in: *Biomed. Eng. Handb.* Second Ed. 2 Vol. Set, CRC Press, 1999. doi:10.1201/9781420049510.ch24.

- [109] E. Lemaire, Summary on impact projectiles (note de synthèse concernant les projectiles d'impact), Non Publ. Obtenu Par Demande À L'auteur. (2008).
- [110] C. Bir, The evaluation of blunt ballistic impacts of the thorax, Unpublished PhD thesis, 2000.
- [111] C. Robbe, Experimental Evaluation of the Thoracic Impact of Non-Lethal Projectiles, Royal Military Academy & University of Liège, 2013.
- [112] C. Bir, D.C. Viano, Design and injury assessment criteria for blunt ballistic impacts, *J. Trauma*. 57 (2004) 1218–1224.
- [113] D.C. Viano, Biomechanical Responses and Injuries in Blunt Lateral Impact, SAE International, Warrendale, PA, 1989. doi:10.4271/892432.
- [114] J. Cavanaugh, Y. Zhu, Y. Huang, Injury and response of the thorax in side impact cadaveric tests, in: 1993.
- [115] J.E. Jolly, Y.W. Kwon, Computer Modeling and Simulation of Bullet Impact to the Human Thorax, NAVAL POSTGRADUATE SCHOOL MONTEREY CA DEPT OF MECHANICAL ENGINEERING, NAVAL POSTGRADUATE SCHOOL MONTEREY CA DEPT OF MECHANICAL ENGINEERING, 2000. <http://www.dtic.mil/docs/citations/ADA378989> (accessed October 12, 2017).
- [116] J. C Roberts, P. J Biermann, J. V O 'connor, E. E Ward, R. P Cain, B. G Carkhuff, A. Merkle, Modeling nonpenetrating ballistic impact on a human torso, 1 (2005).
- [117] A.C. Merkle, E.E. Ward, J.V. O'Connor, J.C. Roberts, Assessing behind armor blunt trauma (BABT) under NIJ standard-0101.04 conditions using human torso models, *J. Trauma*. 64 (2008) 1555–1561. doi:10.1097/TA.0b013e318160ff3a.
- [118] J.-C. Sarron, N. Prat, P. Magnan, C. Destombe, C. Pilet, V. Vuillemot, P.-F. Louvigné, How numerical simulation and experimental studies can help to enhance protection against BABT, in: Fairmont le Chateau Frontenac, Quebec City, Canada, 2010.
- [119] A. Awoukeng-Goumtcha, K. Thorral-Pierre, S. Roth, Toward a powerful tool for the prediction of human body trauma under extreme loadings through finite element simulations, in: Cambridge, UK, 2014, 2014.
- [120] N. Nsiampa, C. Robbe, A. Papy, Development of a thorax finite element model for thoracic injury assessment, in: Strasbourg, 2011.
- [121] Thorax Injury Risk Assessment of Non-Lethal Projectiles, 2017.
- [122] J.E. Callahan, Analysis of Composite Helmet Impact by the Finite Element Method, thesis, Virginia Tech, 2011. <https://vtechworks.lib.vt.edu/handle/10919/35649> (accessed October 11, 2017).
- [123] Y.Q. Li, X.G. Li, X.-L. Gao, Modeling of Advanced Combat Helmet Under Ballistic Impact, *J. Appl. Mech.* 82 (2015) 111004–111004–9. doi:10.1115/1.4031095.
- [124] W. Barnat, D. Sokolowsky, R. Gieleta, Numerical and experimental research on stab resistance of a body armour package, *Fibres Text. East. Eur.* 22 (2014) 90–96.

- [125] M. Rodriguez-Millan, A. Olmedo, G. Romualdo, N. Feito, J.A. Loya, M.H. Miguélez, Behaviour of a new combat helmet design against ballistic impact: Experimental and numerical analysis, in: Amsterdam, Netherlands, 2016.
- [126] N. Aquelet, C. Seddon, M. Souli, M. Moatamedi, Initialisation of volume fraction in fluid/structure interaction problem, *Int. J. Crashworthiness*. 10 (2005) 237–247. doi:10.1533/ijcr.2005.0341.
- [127] B. Vingaard, B. Endelt, J. deClaville, Implementation of a material model with shear rate and temperature viscosity, in: 2007.
- [128] S. Bansal, B. Mobasher, S.D. Rajan, I. Vintilescu, Development of fabric constitutive behavior for use in modeling engine fan blade-out events, *J. Aerosp. Eng.* 22 (2009) 249–259. doi:10.1061/(ASCE)0893-1321(2009)22:3(249).
- [129] D. Naik, S. Sankaran, B. Mobasher, S.D. Rajan, J.M. Pereira, Development of reliable modeling methodologies for fan blade out containment analysis - Part I: Experimental studies, *Int. J. Impact Eng.* 36 (2009) 1–11. doi:10.1016/j.ijimpeng.2008.03.007.
- [130] Y. Wang, Y. Xia, The effects of strain rate on the mechanical behaviour of kevlar fibre bundles: an experimental and theoretical study, *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 29 (1998) 1411–1415. doi:10.1016/S1359-835X(98)00038-4.
- [131] Y. Wang, Y.M. Xia, Experimental and theoretical study on the strain rate and temperature dependence of mechanical behaviour of Kevlar fibre, *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.* 30 (1999) 1251–1257. doi:10.1016/S1359-835X(99)00035-4.
- [132] M.P. Rao, G. Nilakantan, M. Keefe, B.M. Powers, T.A. Bogetti, Global/Local Modeling of Ballistic Impact onto Woven Fabrics, *J. Compos. Mater.* 43 (2009) 445–467. doi:10.1177/0021998308097684.
- [133] G. Nilakantan, M. Keefe, T.A. Bogetti, R. Adkinson, J.W. Gillespie, On the finite element analysis of woven fabric impact using multiscale modeling techniques, *Int. J. Solids Struct.* 47 (2010) 2300–2315. doi:10.1016/j.ijsolstr.2010.04.029.
- [134] J. Zhao, G. Narwani, Development of a human body finite element model for restraint system R&D applications, in: 2005.
- [135] D. Pastor-Galan, G. Gutierrez-Alonso, G. Zulauf, F. Zanella, Analogue modeling of lithospheric-scale oroclinal buckling: Constraints on the evolution of the Iberian-Armorican Arc, *Geol. Soc. Am. Bull.* 124 (n.d.) 1293–1309.
- [136] D. Pastor-Galán, Geodynamic Evolution of the Ibero Armorican oroclinal, (2012).
- [137] D.P. Galán, Evolución geodinámica del Oroclinal Ibero Armoricano. Geología estructural, modelización análoga y geocronología, <http://purl.org/dc/dcmitype/Text>, Universidad de Salamanca, 2012. <https://dialnet.unirioja.es/servlet/tesis?codigo=73143> (accessed October 10, 2017).

Annexes

Annexe A : Normes de calibration et d'essais balistiques

En vue de discriminer des protections balistiques, des instituts de standardisation ont imposés des niveaux de performance correspondant à différents critères. En effet, quand une protection balistique est testée, il sera possible de la classer selon un certain niveau de protection par comparaison avec les critères auxquels elle aura satisfait.

Cependant, la classification générale de ces protections balistiques est particulière pour chaque institut de normalisation. En effet, chacune d'entre elles détermine le critère à respecter en vue de distinguer la capacité de protection d'un blindage balistique individuel. Huit principales classifications provenant de différents pays ou institutions de standardisation sont généralement considérées. Une vue d'ensemble des normes principales et autres est par exemple présentée dans [8].

Les deux principales normes utilisées par les fabricants de protections balistiques sont celles qui ont été écrites par le HOSDB [9] et le NIJ [10].

La norme VPAM APR 2006 (Vereinigung der Prüfstellen für angriffshemmende Materialien und Konstruktionen with representatives of Belgium, Switzerland, Germany, Austria, The Netherlands and Norway) issu de l'institut de normalisation VPAM est une norme allemande qui décrit une méthodologie d'essais pour les matériaux balistiques, le design des tests et les produits à tester [11]. Ce document ne se contente pas seulement de considérer des descriptions de procédés pour tester des vestes pare-balles mais aussi pour les plaques blindées pour véhicules légers.

En Allemagne, une norme décrivant les critères minimum requis permettant la classification selon un certain niveau de menace a été introduite et utilisée. Il s'agit de The German Schutzklassen standard [12].

Le comité de normalisation européen a aussi développé des critères pour classer les protections balistiques selon la norme CEN ISO 14876-2 [13].

Il y a également une autre norme de classification européenne, la norme EN 1063 [14] qui définit aussi les critères minimaux correspondants à un niveau de protection minimum.

La norme GOST 50744-95 [15] est une norme balistique russe concernant la standardisation, la métrologie et la certification et est aussi adoptée dans les région Euro-Asie.

Finalement, nous avons trouvé un article [16] dans lequel une norme polonaise est décrite. Il s'agit de la norme PN-V-8700 :2011.

Annexe B : Réponse mécanique de la plastiline Weible[®] rouge

La littérature s'intéressant à la plastiline Weible[®] rouge est limitée. Seule une étude fournit des données mécaniques-rhéologique concernant cette plastiline [80]. Cette étude est par la suite encore citée dans [82]. Finalement, quelques paramètres rhéologiques sont également proposés dans d'autres travaux concernant plutôt la tectonique des plaques ou les mouvements du manteau terrestre supérieur (lithosphère) [135–137].

Toujours en utilisant les modèles et équations rhéologiques décrites plus haut, Kobberger et al. [80] ont étudié le plus en détail les caractéristiques de 2 types de plastilines Weible[®] dont la rouge. La figure B.1 montre des courbes contraintes-déformations pour différentes vitesses de déformations de la plastiline rouge.

Kobberger et al. [80] en déduisent notamment une transition assez peu marquée entre le domaine élastique et plastique en deçà de 5% de déformation. De même, s'il y a un domaine élastique, le module de Young correspondant devrait être fortement variable avec la vitesse de déformation et d'autant plus élevé que la vitesse de déformation augmente. Ceci rejoint les travaux de Carton et al. [94] sur de la plastiline Roma[®] #1 selon lesquels le module de Young est fort sensible aux vitesses de déformations.

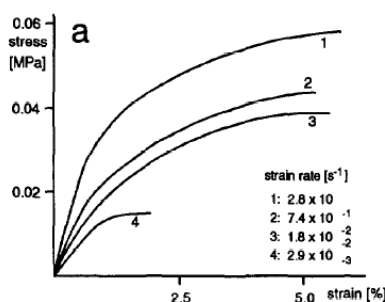


Figure B.1. Courbes contrainte-déformation issues de tests de compression uni-axiaux sur plastiline Weible[®] rouge pour différentes vitesses de déformations [80]

En outre, Kobberger et al. [80] ont déterminé l'exposant de contrainte (N) et la viscosité apparente (η) à déformation et température données. La figure B.2 montre leurs résultats pour 2 types de plastilines Weible[®] dont la rouge.

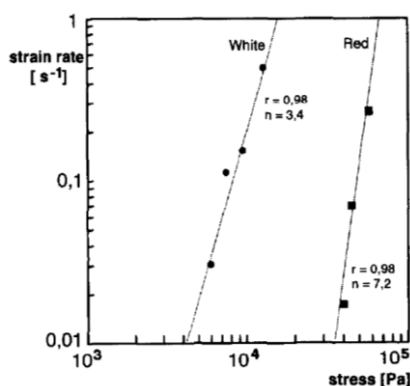


Figure B.2. Graphiques log stress vs. log strain rate (5% de déformation) pour deux plastilines Weible[®] dont la rouge. Les lignes droites correspondent aux meilleurs ajustements obtenus par analyse moindre carré. R = coefficient de corrélation, n = exposants de contrainte déduits [80]

Les résultats de leur analyse sont les suivants : à $T = 25\text{ °C}$, $\varepsilon = 0,05$, $\dot{\varepsilon} = 8.10^{-3}\text{ s}^{-1}$, ils trouvent $\eta = 2,17 \times 10^6\text{ Pa.s}$ et $N = 7,2$ [80,82]. Ces valeurs ne sont à priori acceptables que pour les conditions décrites dans ces études (c'est-à-dire à T , ε et $\dot{\varepsilon}$ donnés).

De leur côté, Pastor-Galan et al. [135–137] exploitent également les propriétés de la plastiline Weible® rouge (densité à 21 °C : 1400 kg/m^3) pour modéliser les mouvements de la lithosphère. Ils en ont donc déterminé les propriétés rhéologiques en fonction de la température sur une plage comprise entre 40 et 60 °C . Dans leur cas, les viscosités effectives estimées sont comprises entre 16600 et 72300 Pa.s tandis que les exposants de contraintes sont compris entre $3,81$ et $4,83$ montrant ainsi une grande sensibilité à la température si nous mettons ces données en relation avec celles obtenues par Kobberger, schöpfer et al. [80,82]. Le tableau B.1 synthétise l'ensemble de ces données.

Température [°C]	Densité [kg/m ³]	Viscosité effective [135]/apparente [80] [Pa.s]	Exposant de contrainte	Vitesse de déformation [s ⁻¹]
21	1400	/	/	/
25	/	$2,17 \times 10^6$	7,2	8×10^{-3}
40		72300	4,83	0,01
45		57300	4,37	
50		36500	3,81	
55		21900	3,85	
60		16600	4,61	

Tableau B.1. Synthèse des propriétés rhéologiques de la plastiline Weible® rouge trouvées dans la littérature [80,82,136,137]