

# Glossaire

## Abréviations

AA	Alliage d'Aluminium
AdA	Adhésif A
AdB	Adhésif B
AdC	Adhésif C
AM	Alumine
CALMIP	CALcul en Midi-Pyrénées
CMOFL	Composite à Matrice Organique à Fibres Longues
CNIM	Constructions Industrielles de la Méditerranée
EEI	Engin Explosif Improvisé (IED pour Improvised Explosive Device en anglais)
ICA	Institut Clément Ader
FSP	Fragment Simulating Projectile (projectile calibré simulant un fragment)
MEF	Méthode des Éléments Finis
MS	MARS <sup>®</sup> 380
SiC	Carbure de Silicium
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
STANAG	STANdardization AGreement
TB	Tissu Balistique
VLP	Vitesse Limite de Perforation (BLV pour Ballistic Limit Velocity en anglais)
WC	Carbure de tungstène
Ø	Diamètre (mm)

## Notations

$X$	Tenseur d'ordre zéro (scalaire)
$\vec{X}$	Tenseur d'ordre un (vecteur)
$\underline{\underline{X}}$	Tenseur d'ordre deux (matrice)
$\underline{\underline{\underline{X}}}$	Tenseur d'ordre quatre
$\ \vec{X}\ $	Norme d'un vecteur
$\langle X \rangle$	Crochets de Macaulay : $\langle X \rangle = \max(0, X)$
$\dot{X}$	Dérivée temporelle

# Table des matières

Résumé .....	i
Abstract .....	ii
Remerciements .....	iii
Glossaire.....	v
I. Introduction.....	1
I.1. Contexte général.....	1
I.2. Périmètre de l'étude .....	3
I.3. Cahier des charges et enjeux industriels .....	4
I.4. Enjeux et verrous scientifiques .....	5
I.5. Organisation du manuscrit .....	5
II. Étude bibliographique.....	7
II.1. Généralités sur les munitions et les blindages .....	8
II.2. Performances d'un blindage passif : VLP .....	15
II.3. Modes de défaillance de blindages passifs en fonction du matériau constitutif.....	18
II.4. Optimisation de blindages.....	29
II.5. Ondes de choc dans les solides .....	31
II.6. Modélisation constitutive.....	38
II.7. Bilan de l'étude bibliographique.....	53
III. Investigation expérimentale .....	55
III.1. Projectiles et protections.....	56
III.2. Moyens expérimentaux.....	68
III.3. Résultats des essais d'impacts à vitesse modérée (lanceur Ø40) .....	74
III.4. Résultats des essais d'impacts à haute vitesse (lanceur Ø60) .....	79
III.5. Résultats des essais de tir réel (veine de tir) .....	98
III.6. Bilan de la campagne expérimentale .....	105
IV. Dialogue expérience-simulation .....	115
IV.1. Outils de modélisation numérique.....	116
IV.2. Mise au point de la méthodologie d'optimisation .....	126
IV.3. Calibration, vérification et validation des briques élémentaires numériques.....	133

IV.4. Optimisations de protections mono-matériau face à des projectiles D20-Acier-Plat/Conique .....	147
IV.5. Changement de projectile .....	153
IV.6. Optimisations de protections mono et multi-matériaux face à des projectiles D6.35-WC-Conique.....	162
IV.7. Bilan du dialogue expérience-simulation .....	165
Conclusions et perspectives .....	169
1. Conclusions .....	169
2. Perspectives .....	172
Références .....	179
Annexes ouvertes .....	189
A. STANAG : Niveaux de protection .....	189
B. STANAG : Vitesse limite de perforation (VLP) .....	190
C. Double-VLP.....	192
D. Plans de définition des projectiles .....	194
E. Dimensionnement du surblindage d'un caisson de confinement.....	195
F. Procédure de calcul des vitesses du projectile.....	201
G. Identification du coefficient de frottement .....	204
H. Comparaison des algorithmes d'optimisation .....	205
I. Caractérisation de l'acier 40CMD8 (40CrMnMo8).....	207
J. Énergies Abaqus .....	208
K. Perspective pour l'ouverture en pétales : matériau hétérogène .....	209
Annexes confidentielles .....	213
L. Matériaux et constantes.....	213
M. Courbes contrainte-déformation des matériaux calibrés.....	218





# I. Introduction

*Les motivations industrielles et scientifiques pour ce travail expérimental et numérique sont exposées dans cette introduction.*

## Table des matières

I.1. Contexte général.....	1
I.2. Périmètre de l'étude .....	3
I.3. Cahier des charges et enjeux industriels .....	4
I.4. Enjeux et verrous scientifiques .....	5
I.5. Organisation du manuscrit .....	5

Cette thèse a été réalisée dans le cadre d'une Convention Industrielle de Formation par la Recherche (CIFRE) passée entre l'entreprise CNIM Systèmes Industriels et l'Association Nationale de la Recherche et de la Technologie (ANRT), avec l'Institut Clément Ader (ICA CNRS 5312) comme laboratoire d'accueil principal et le Laboratoire Génie de Production (LGP) comme laboratoire d'accueil secondaire.

### I.1. Contexte général

D'abord constitués de simples tôles d'acier rivetées, les blindages pour véhicules terrestres se sont complexifiés dès la seconde guerre mondiale. Incliner les tôles suffit à faire ricocher les petits calibres [Tate, 1979], tandis que des blindages espacés permirent de diminuer la dangerosité des projectiles anti-char [Warford, 2002]. Durant les années 1970, l'évolution des menaces poussa les ingénieurs vers des solutions plus abouties, à l'instar du blindage composite dit « Chobham », constitué d'un empilement complexe de couches de différents matériaux (céramiques, alliages métalliques, polymères) [Hunnicut, 1990].

Les conflits d'aujourd'hui imposent cependant de nouveaux enjeux : les zones de conflit sont désormais majoritairement urbaines, les EEI (exemple : sac à dos ou voiture piégés) constituent des menaces inédites et imprévisibles, et des groupes armés non étatiques (type organisations terroristes) apparaissent [Hazell, 2015]. Cette situation fait peser un risque quasi-permanent sur les véhicules engagés dans ces conflits. Face à cela, une solution rapide

consisterait à ajouter des couches de matériaux pour augmenter le niveau de protection des véhicules non-destinés au front (exemple : engin du génie) et/ou des zones habituellement peu exposées (exemple : toit ou arrière). Cette solution augmenterait cependant la masse des véhicules et pourrait rendre plus difficile le transport aérien, naval ou routier. De plus, les systèmes de franchissement de brèche, comme le PTA ou le PFM du groupe CNIM (voir respectivement les Figure I-1 a. et b.), devraient être revus. Enfin, pour s'adapter aux nouvelles menaces, la stratégie de conception d'un véhicule blindé a évolué : autrefois régie par un équilibre entre létalité, survivabilité et mobilité, elle repose aujourd'hui sur de nombreux facteurs. L'exemple donné en Figure I-2 montre que la capacité d'export et la mobilité sont d'une importance primordiale (figure inspirée de [Armoured Trials and Development Unit, 2015]), ce qui est pourtant souvent incompatible avec une augmentation de masse.



Figure I-1 : a. PTA de CNIM. b. Un module PFM sur semi-remorque CNIM

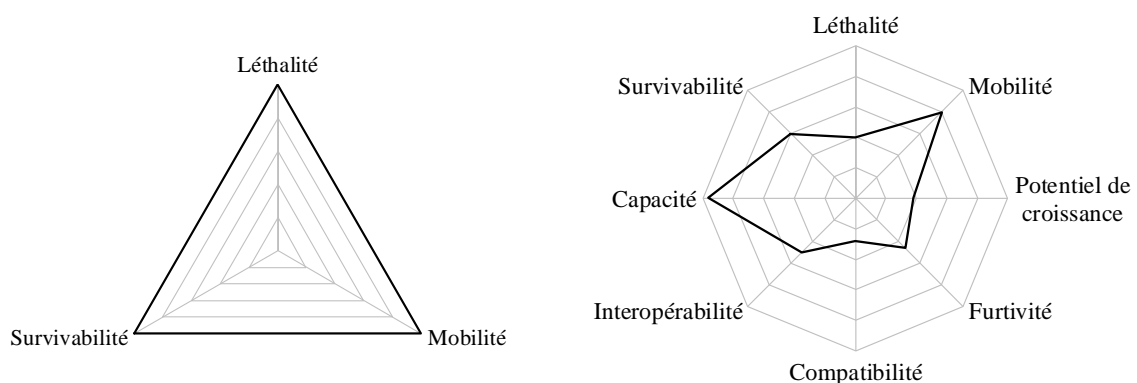


Figure I-2 : Évolution des facteurs pour la conception d'un véhicule blindé. Ancienne (à gauche) vs. nouvelle logique de développement (à droite) (inspiré de [Armoured Trials and Development Unit, 2015])

Il est donc primordial de se doter d'outils de conception de protections balistiques, suffisamment modulaires et réactifs pour prendre en compte à la fois les nouvelles menaces et les avancées technologiques (matériaux, procédés, agencement, ...) afin de développer des

empilements fonctionnels potentiellement complexes proposant un rapport performance/masse optimal.

## I.2. Périmètre de l'étude

La balistique est divisée en trois grands domaines d'études : la balistique interne, la balistique externe et la balistique terminale.

La balistique interne concerne les phénomènes mis en jeu lors de la mise en mouvement du projectile à l'intérieur du tube lanceur jusqu'au vol libre. Elle s'intéresse par exemple à la détonation de la poudre, la mise en rotation du projectile, etc (voir par exemple [USAMC, 1965]). La balistique externe s'intéresse à la trajectoire du projectile durant la phase de vol libre depuis sa sortie du tube lanceur jusqu'à la cible. Elle étudie notamment le comportement aérodynamique du projectile, voir par exemple [USAMC, 1966]. La balistique terminale s'intéresse aux interactions entre le projectile et la cible, voir par exemple [Zukas et al., 1982].

La présente étude porte sur les systèmes de protection balistique et entre de fait dans le cadre de la balistique terminale.

Il est courant de distinguer des gammes de vitesses en fonction des applications visées. Le Tableau I-1 présente un exemple de découpage approximatif de ces gammes, voir [Backman & Goldsmith, 1978].

Tableau I-1: Description des gammes de vitesses en balistique

	<b>Vitesse (m/s)</b>	<b>Application</b>
Impacts basses vitesses	0 – 50	Transport terrestre
Impacts à vitesses modérées	50 – 500	Transport aérien
Impacts balistiques	500 – 1300	Militaire
Impacts hypervéloces	1300 – 10 000	Spatial

L'étude présente concerne des applications militaires et la vitesse d'intérêt à terme est de l'ordre de 900 m/s. Des vitesses inférieures seront néanmoins considérées dans une approche de calibration, vérification et validation de briques de modèles.

### I.3. Cahier des charges et enjeux industriels

Actuellement, le groupe CNIM ne développe pas ses propres systèmes de protection et dépend donc des propositions de ses fournisseurs. Dans l'optique de réduire la masse de ses véhicules du génie à vision directe (c'est-à-dire comprenant des surfaces vitrées), CNIM souhaite enrichir ses compétences en balistique terminale pour être capable de proposer des solutions de protection innovantes.

Il s'agirait en l'occurrence de proposer un niveau de protection similaire à un système existant classique et éprouvé, tel que l'acier à blindage MARS<sup>®</sup> 380 fabriqué et commercialisé par Industeel (ex-MARS<sup>®</sup> 190, ce matériau est décrit plus loin), tout en ayant une masse surfacique moindre. Il est difficile de fixer d'emblée un pourcentage de réduction de masse car il dépendra fortement des coûts prêts à être engagés pour l'acquisition de certains matériaux.

En plus de cet objectif, une nouvelle solution de protection doit répondre à certains critères comme la capacité à résister à plusieurs impacts successifs, la possibilité d'être réparée sur le terrain et une fabrication et installation possible avec les moyens de production de CNIM. Quelques aspects secondaires pourront être pris en compte par la suite, comme une bonne résistance aux souffles d'explosion, l'utilisation de cette solution comme matériau structurel, ou une conception modulaire pour adapter le niveau de protection aux situations sur le terrain.

Cet objectif appelle plusieurs enjeux industriels, dont le développement d'un outil de prédimensionnement, sous la forme d'un modèle numérique, pour évaluer les performances de potentiels nouveaux systèmes de protection. Il devra être assez souple pour s'adapter aux besoins des différents clients. Utilisé comme un outil pour l'innovation, le transfert vers l'industrie ne doit pas être oublié, et pour cela le modèle devra se baser sur des outils commerciaux.

La présente étude s'inscrit dans une méthodologie de conception ingénieur visant à développer de nouveaux systèmes de protection balistique face à une menace de type 7,62AP (Armour Piercing) au moyen d'outils du commerce et utilisant des données disponibles. Dans ce cadre, les simulations numériques seront menées au moyen du code de calcul par éléments finis Abaqus/Explicit, les modèles constitutifs seront ceux existant par défaut dans le code et les constantes seront autant que possible issues de la littérature.

## I.4. Enjeux et verrous scientifiques

Ces attentes industrielles s'accompagnent d'enjeux et verrous scientifiques, à la fois dans les domaines numériques et expérimentaux.

Les données issues de la littérature sont souvent incomplètes, en particulier lorsqu'elles sont relatives à des applications militaires. Le recours à des essais en laboratoire est donc nécessaire, mais devra être réduit au minimum afin de réduire les coûts de développement. La balistique terminale requiert des équipements pour la mise en vitesse du projectile (canon) et la visualisation de l'interaction projectile-cible (caméras) très spécifiques qu'il s'agira en partie de mettre au point pour cette étude. En l'occurrence, le laboratoire dispose de trois lanceurs à gaz, et celui utilisé pour les essais balistiques n'était pas encore opérationnel au commencement de la thèse. Le lanceur et la chaîne de mesure ont donc dû être développés au cours de cette thèse afin de construire une base de données de résultats d'impacts.

En second lieu, cette base de donnée alimente un modèle numérique construit à l'aide d'un code de calcul commercial et utilisant des modèles de comportement standards. Il est capable de reproduire une perforation dynamique de manière réaliste. Pour s'inscrire dans une approche « ingénieure », les comportements des matériaux sont simplifiés pour atteindre différents degrés de fidélité et choisir le meilleur compromis. Ce modèle s'intègre ensuite dans un processus d'optimisation numérique. La fidélité du modèle est évaluée au moyen d'un dialogue expérience-simulation.

Il s'agit donc d'alimenter un dialogue expérience-simulation par des résultats d'essais d'impact dans une large gamme de vitesses (~200 à 900 m/s), nécessitant l'emploi de plusieurs lanceurs et d'outils métrologiques spécifiques aux grandes vitesses (à mettre au point), et impliquant des matériaux de natures très différentes (métaux et alliages, céramiques, polymères renforcés), requérant des modèles constitutifs (de comportement, endommagement, rupture) de fait très différents. Dans les phases d'identification-optimisation, le module commercial Isight est couplé au code de calcul commercial Abaqus.

## I.5. Organisation du manuscrit

Le présent manuscrit s'articule autour de trois chapitres.

Une étude bibliographique présente quelques éléments généraux concernant les menaces, les blindages et leurs interactions, avant de se concentrer sur les méthodes habituelles de conception des protections balistiques. Ensuite, quelques concepts scientifiques nécessaires à

la compréhension des phénomènes physiques en jeu dans les impacts balistiques sont introduits. Enfin, les modèles décrivant les comportements des matériaux utilisés dans la présente étude sont détaillés.

Le deuxième chapitre est dédié à des investigations expérimentales. Différents bancs d'essais sont utilisés pour étudier la réponse de systèmes de protection simples (ex : monomatériaux) et complexes (ex : 3 matériaux différents) face à des projectiles de différentes natures (géométrie, matériau, composition).

Le troisième chapitre traite d'un dialogue entre expériences et simulations. Des modèles numériques sont construits en se basant sur les résultats expérimentaux puis utilisés dans des routines d'optimisation afin de prédimensionner des systèmes de protection résistants et légers.

Un bilan et des pistes de poursuite de ce travail seront donnés dans un dernier chapitre.

## II. Étude bibliographique

*Après quelques généralités sur les munitions et protections (ou blindages), avec une attention particulière portée aux différentes fonctions que doit assurer une protection, nous présenterons les munitions et protections d'intérêt de la présente étude. La performance d'un blindage passif étant généralement exprimée en termes de vitesse limite de perforation (VLP), nous introduirons alors cette notion et les principaux paramètres influents. Il existe une grande variété de matériaux de protection passive et chaque classe de matériaux (métaux et alliages, céramiques, polymères renforcés) a ses propres modes de défaillance que nous présenterons. Quelques approches d'optimisation de blindages passifs seront ensuite introduites. Pour une meilleure compréhension de l'interaction projectile-cible, un rappel sur les ondes de choc sera fait. Enfin, dans la perspective de la modélisation numérique, les grandes familles de modèles constitutifs (métaux et alliages, céramiques, polymères renforcés) seront introduites et celles utilisés pour les simulations numériques ultérieures seront détaillées.*

## Table des matières

II.1. Généralités sur les munitions et les blindages .....	8
II.1.1. Les différents types de menaces balistiques .....	8
II.1.2. Les différents types de blindage .....	10
II.1.3. Blindages et munitions d'intérêt.....	13
II.2. Performances d'un blindage passif : VLP .....	15
II.2.1. Vitesse limite de perforation (VLP) .....	15
II.2.2. Modèles empiriques .....	17
II.2.3. Paramètres influents .....	17
II.3. Modes de défaillance de blindages passifs en fonction du matériau constitutif .....	18
II.3.1. Matériaux types .....	18
II.3.2. Blindages multimatériaux .....	24
II.3.3. Blindages à base de matériaux fonctionnels/nouveaux .....	27

II.4. Optimisation de blindages.....	29
II.4.1. Approche analytique.....	29
II.4.2. Approche numérique .....	30
II.5. Ondes de choc dans les solides .....	31
II.5.1. Relations de saut (Rankine-Hugoniot) .....	31
II.5.2. Courbe d’Hugoniot et polaire de choc .....	32
II.5.3. Impact plan entre deux solides .....	34
II.5.4. Cas élastoplastique .....	35
II.5.5. Endommagement par écaillage sous choc.....	36
II.6. Modélisation constitutive.....	38
II.6.1. Décomposition en parties déviatorique et sphérique.....	38
II.6.2. Elasticité isotrope et équation d’état .....	38
II.6.3. Plasticité .....	39
II.6.4. Endommagement.....	43
II.6.5. Echauffement.....	52
II.7. Bilan de l’étude bibliographique.....	53

## II.1. Généralités sur les munitions et les blindages

### II.1.1. Les différents types de menaces balistiques

Les menaces balistiques sont ici classées selon deux catégories : les projectiles, qui sont volontairement orientés vers une cible, et les fragments, qui résultent d’une explosion.

#### II.1.1.1. Projectiles

Les projectiles balistiques les plus courants sont les balles, caractérisées principalement par leur calibre (ou diamètre extérieur). D’autres types de projectiles, comme les ogives à charge creuses et les obus-flèches, conçus pour percer les blindages des chars, mettent en jeu des calibres bien plus élevés. Globalement on distingue (voir Figure II-1) :

- Gros calibres, ex : ogives à charge creuse ( $\text{Ø}125$  mm) [Wikipedia, 2006c], obus-flèche ( $\text{Ø}22$  mm) [Wikipedia, 2006b]
- Moyens calibres, ex : balle de diamètre 12,7 mm [Wikipedia, 2006a]
- Petits calibres, ex : balle de diamètre 5,56 mm ou 7,62 mm [Wikipedia, 2006a]



Plusieurs types de projectiles, de composition différente, existent pour un même calibre. Plus précisément, les balles sont composées de différents éléments, généralement trois comme illustré sur la Figure II-2 dans le cas d'une balle 7,62×51 P80 [Nsiampa et al., 2007].



Figure II-1 : Exemples de munition. De gauche à droite : ogive à charge creuse BK-14 ; obus-flèche OFL 120 F1 ; 12,7×99 OTAN ; 7,62×67 (.300 Win Mag) ; 7,62×51 OTAN ; 7,62×39 M43 ; 5,56×45 OTAN ; 5,56×15 R (.22 Long Rifle). Sur cette image, l'échelle des petits et moyens calibres est 3 fois supérieure à celle des gros calibres [Wikipedia, 2006b, 2006c, 2006a]

- Cœur (ou noyau)

Partie principale de la balle, son matériau et sa géométrie sont adaptés à l'application visée : un matériau ductile pour le maintien de l'ordre public (exemple : plomb) ou un matériau à haute dureté et haute densité dans une application militaire (exemple : acier durci, carbure de tungstène).

- Chemise

En métal déformable (ex : cuivre, laiton, acier doux), elle permet de protéger l'intérieur du canon du passage du cœur à haute dureté et d'en épouser les stries donnant à la balle un mouvement rotatif stabilisant sa trajectoire.

- Bouchon arrière

Le dernier élément est un bouchon de matériau à haute densité (ex : plomb) situé à l'arrière du cœur. Sa position lui permet d'augmenter la force de l'impact via son énergie cinétique, et de marteler le cœur pour améliorer son pouvoir pénétrant.

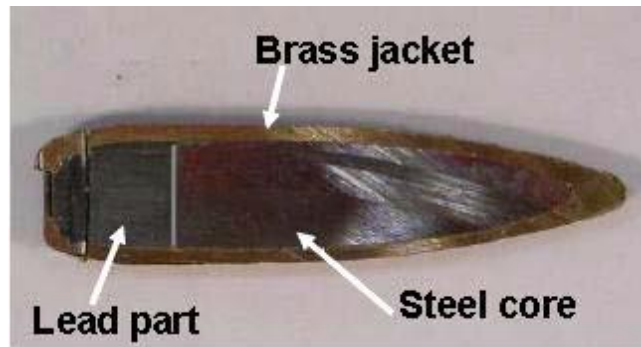


Figure II-2 : Coupe d'une balle de calibre 7,62x51 mm P80, montrant une chemise en laiton enveloppant un bouchon en plomb à l'arrière du cœur en acier [Nsiampa et al., 2007].

D'autres balles de calibre 7,62×51 existent sans bouchon, avec un cône lubrifiant devant le cœur, voire avec un cœur en carbure de tungstène.

### II.1.1.2. Fragments

Lors d'explosion d'obus, de mines ou d'engins explosifs improvisés (« EEI ») (voir Figure II-3), des fragments sont projetés à haute vitesse et représentent une menace pour les véhicules se trouvant à proximité.



Figure II-3 : De gauche à droite : Obus M982, Mine anti-char allemande, EEI camouflé en cannette de soda

Au vu de la diversité des situations et des dispositifs existants, il est difficile de connaître précisément la nature du fragment (matériau, forme, masse, vitesse par exemple). Le STANAG définit des projectiles de référence dénommés FSP pour « Fragment Simulating Projectile » de diamètre 20 mm [NATO, 2011]. Une version de 20FSP sans jupe est montrée en Figure II-4.

## II.1.2. Les différents types de blindage

### II.1.2.1. Les fonctions d'un blindage

Le mode d'action d'un blindage sur une menace peut être décomposé en fonctions technologiques. On peut identifier comme fonctions principales :

- FP1 : Protéger les occupants du véhicule contre les menaces extérieures.

- FP2 : Protéger les systèmes critiques du véhicule (ex : moteur, carburant)

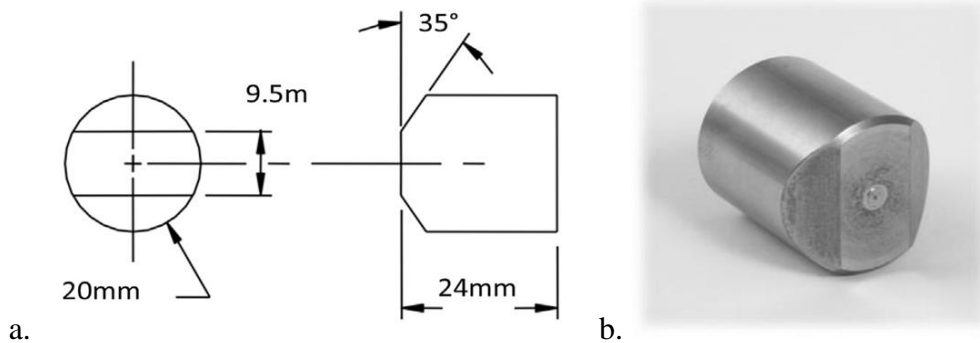


Figure II-4 : Dimensions (a.) et photo (b.) d'un projectile 20FSP [Fras et al., 2015]

Cinq sous-fonctions, plus spécifiques au mode d'action des matériaux constituant la protection, ont été identifiées (voir Figure II-5). Par souci de concision, les « sous-fonctions » seront simplement appelées « fonctions ».

Des contraintes liées à l'environnement du véhicule s'ajoutent également, par exemple :

- Masse
- Résistance au feu
- Résistance à l'environnement (humidité, variations de température, ultra-violets, obstacles (ex : barbelés)...)
- Résistance au multi-impact
- Coût d'achat et de possession
- Encombrement
- Empreinte environnementale
- En cas d'impact, peu de fragments projetés qui pourraient blesser des personnes autour du véhicule

Ces fonctions et contraintes sont souvent incompatibles, et un compromis doit être trouvé. Par exemple, un blindage de char respectera toutes les fonctions, mais sera lourd, encombrant et coûteux. D'autre part, un blindage d'hélicoptère est léger et peu encombrant, mais ne peut pas éroder les projectiles. Par conséquent le blindage est souvent adapté en fonction du rôle du véhicule concerné ainsi que de sa localisation : la partie avant a par exemple besoin d'un niveau de protection supérieur à celui du toit. De plus, certains blindages sont modulaires : des couches peuvent être ajoutées ou retirées pour s'adapter rapidement aux conditions sur le terrain.

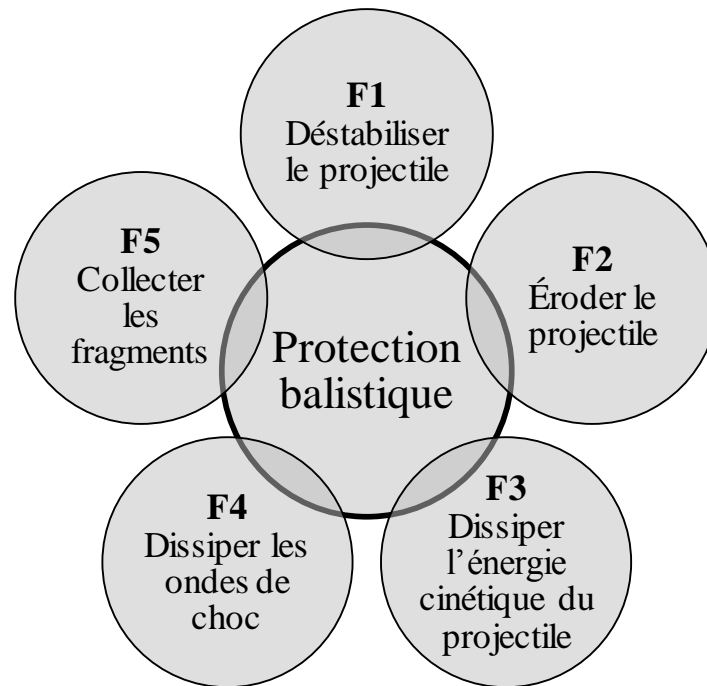


Figure II-5 : Fonctions d'une protection balistique

#### II.1.2.2. Blindages passifs, actifs et réactifs

Classiquement, le blindage est passif : il subit l'action du projectile et ne réagit que par les modes de déformation et de rupture de ses matériaux constitutifs. Cette technologie est suffisante contre les balles de petits et moyens calibres. En revanche face à des charges creuses ou des obus-flèches un blindage réactif est nécessaire (exemple : Brenus de Nexter, voir Figure II-6 a. [Nexter, 2014]). Ce type de blindage se présente sous la forme de tuiles de matière explosive prise en sandwich entre deux plaques d'acier. Lors de l'impact, l'explosion se déclenche et les plaques d'acier se séparent l'une de l'autre à haute vitesse, perturbant fortement la trajectoire du projectile. Un blindage actif, enfin, vise à neutraliser la menace avant même qu'elle n'entre en contact avec le véhicule (exemple : système SHARK de Thales, voir Figure II-6 b. [Defense-Update, 2010]) : un système de contre-mesure propulse une charge explosive au-devant de la menace, qui la détruit avant son impact. Cette technologie se destine principalement à contrer les obus, missiles et charges creuses.

Bien que plus performants qu'un blindage passif, les blindages actifs et réactifs ont des coûts d'achat et de possession (entretien, maintenance, remplacement) plus élevés. De plus, ils ne peuvent équiper que des véhicules disposant d'un blindage passif suffisant pour résister au souffle de l'explosion perturbant la menace.

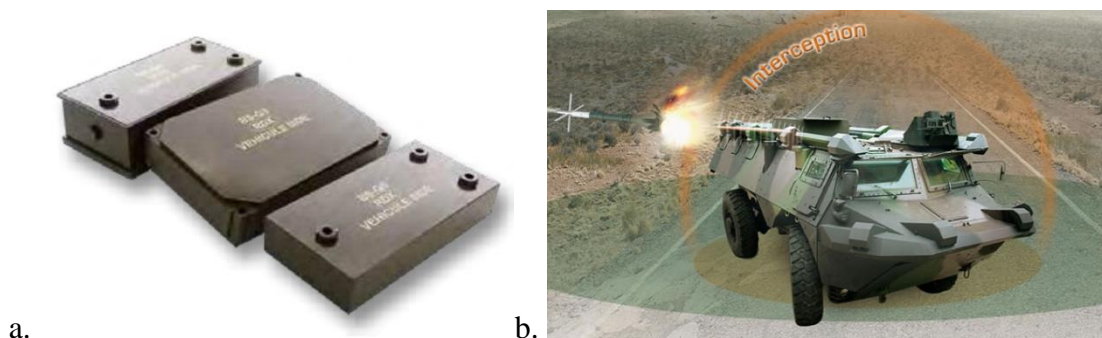


Figure II-6 : a. Photo de tuiles explosives du système Brenus de Nexter. [Nexter, 2014] b. Vue artistique du fonctionnement du système SHARK de Thales. [Defense-Update, 2010]

### II.1.3. Blindages et munitions d'intérêt

#### II.1.3.1. Blindage : Passif

CNIM a choisi d'orienter l'étude vers un blindage passif pour véhicule du génie à vision directe offrant une protection de niveau 3 d'après le STANAG (voir Annexe A p189). Les éléments vitrés ne sont pas considérés ici. L'acier à blindage MARS<sup>®</sup> 380 (ex-MARS<sup>®</sup> 190) a été sélectionné comme acier à blindage de référence. Cette dénomination (« 380 ») correspond à la dureté Brinell moyenne pour une plaque de faible épaisseur ( $\leq 6,32$  mm). Le MARS<sup>®</sup> 380 correspond davantage à un niveau de performance global qu'à un matériau donné. Ainsi, sa composition, ses traitements thermiques et ses caractéristiques mécaniques de base (résistance mécanique, allongement à rupture, ténacité, dureté) peuvent varier pour s'adapter aux demandes des clients. Dans notre cas, pour des plaques d'épaisseurs comprises entre 6,33 et 15,85 mm, Industeel indique que le MARS<sup>®</sup> 380 a la composition et les propriétés répertoriées dans les Tableau II-1 et Tableau II-2. De plus, des épaisseurs de MARS<sup>®</sup> 380 requises pour bloquer certaines menaces sont répertoriées dans le Tableau II-3.

Tableau II-1 : Composition chimique (en % massique maximum) d'une plaque de MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur inférieure à 150 mm.

<b>C</b>	<b>S</b>	<b>P</b>	<b>Si</b>	<b>Mn</b>	<b>Ni</b>	<b>Cr</b>	<b>Mo</b>	<b>V</b>	<b>B</b>
0,30	0,002	0,012	0,4	1,2	1,8	1,5	0,6	0,10	0,003

Tableau II-2 : Caractéristiques mécaniques d'une plaque de MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur comprise entre 6,33 et 15,85 mm

<b>Dureté Brinell (HBW)</b>	<b>Charpy KV à -40°C (J)</b>
340-390	$\geq 22$

Tableau II-3 : Exemple de performances balistiques pour un blindage en MARS® 380 [Aceros URS, 2019].

Projectile	Vitesse	Épaisseur de protection requise	Masse surfacique correspondante
7,62×51 cœur WC	930 m/s	23 mm	180 kg/m <sup>2</sup>
7,62×51 OTAN	833 m/s	10,5 mm	82 kg/m <sup>2</sup>
5,56×45 OTAN	900 m/s	10,5 mm	82 kg/m <sup>2</sup>

### II.1.3.2. Munition : 7,62×51 à cœur en carbure de tungstène

Pour le niveau de protection choisi (STANAG niveau 3, voir Annexe A p189), la menace la plus vulnérante est la balle de calibre 7,62×51 à cœur en carbure de tungstène (« WC »). Plusieurs modèles de munitions correspondent à cette définition, par exemple les 7,62×51 AP8 ou 7,62×51 Sniper 9 qui se distinguent principalement par quelques variations géométriques du cœur en WC. Pour les essais en laboratoire nous n'avons pas pu nous procurer ces balles pour des raisons de sécurité et de volume d'approvisionnement. Leur structure multicomposant étant difficile à reproduire, nous avons décidé de procéder à une simplification en ne conservant que le cœur en WC. Pour cela, nous nous basons sur les mesures de [Hazell et al., 2008] qui ont étudié en détails les éléments d'une balle 7,62×51 Sniper 9. En particulier, une photographie du cœur en WC en visible en Figure II-7.



Figure II-7 : Cœur en carbure de tungstène d'une balle 7,62×51 Sniper 9 [Hazell et al., 2008]

Cependant les performances balistiques d'une balle complète et d'un cœur seul sont différentes. [Nsiampa et al., 2007] ont en effet étudié, expérimentalement et numériquement, le rôle de chaque élément (chemise, bouchon, cœur) d'une balle 7,62x51 mm P80 à cœur en acier sur des cibles en alliage d'aluminium 5083 d'épaisseur 25 mm dans trois scénarios :

- Cœur seul
- Balle sans chemise (cœur + bouchon)
- Balle complète (cœur + bouchon + chemise)

La vitesse d'impact, de 860 m/s, est identique dans les trois cas et est suffisante pour que les projectiles traversent la plaque en alliage d'aluminium. Les vitesses après perforation

(« vitesses résiduelles ») sont mesurées et comparées. Une vitesse résiduelle plus élevée témoigne ainsi d'un meilleur pouvoir pénétrant. Le Tableau II-4 reprend ces vitesses.

Tableau II-4 : Vitesses résiduelles d'une balle de 7,62x51 mm P80 à 860 m/s face à une cible en alliage d'aluminium 5083 selon 3 cas : cœur seul, balle sans chemise et balle complète [Nsiampa et al., 2007].

<b>Projectile</b>	<b>Vitesse résiduelle (m/s)</b>
Cœur seul	540
Balle sans chemise (cœur + bouchon)	630
Balle complète (cœur + bouchon + chemise)	650

Dans ce cas, le bouchon en plomb, notamment via une augmentation de l'énergie cinétique, augmente le pouvoir pénétrant de la balle par rapport à un cœur seul (+17% de vitesse résiduelle). Le gain lié à la présence de la chemise est quant à lui assez anecdotique (+3,2% de vitesse résiduelle). De plus, face à des matériaux très durs et quasi-fragiles comme des céramiques, [Hazell et al., 2013] et [Crouch et al., 2015] montrent que la chemise participe au pré-endommagement de la céramique et contribue à réduire la déformation radiale du cœur à l'impact.

## II.2. Performances d'un blindage passif : VLP

Les performances d'un blindage passif sont souvent résumées à sa Vitesse Limite de Perforation (VLP). Au préalable, deux valeurs expérimentales doivent être définies :

- Vitesse incidente : C'est la vitesse du projectile juste avant qu'il n'entre en contact avec la cible.
- Vitesse résiduelle : Si le projectile traverse la cible, c'est la vitesse qu'il a juste après avoir traversé la cible.

### II.2.1. Vitesse limite de perforation (VLP)

La VLP d'une protection balistique est définie de manière précise par un STANAG (voir Annexe B p190). Elle est alors appelée V50 et désigne la vitesse telle que le projectile a 50% de chance de générer des fragments potentiellement dangereux à l'arrière de la cible.

Dans la suite, nous utilisons une définition simplifiée de la VLP qui devient la vitesse incidente du projectile telle que :

- en-deçà de cette vitesse, le projectile ne traverse pas la cible,
- au-delà de cette vitesse, le projectile traverse la cible et est animé d'une vitesse résiduelle non nulle.

Expérimentalement, en traçant la vitesse résiduelle  $v_{res}$  du projectile en fonction de sa vitesse incidente  $v_i$ , la VLP est matérialisée par l'intersection de la courbe avec l'axe des abscisses ( $v_{res} = 0$ ). Par exemple en Figure II-8, issue de [Børvik et al., 2009], la VLP d'une plaque de 6 mm d'acier Hardox 400 face à une balle de 7,62×51 OTAN est égale à 762 m/s. Les courbes en traits pleins sont tracées au moyen de la loi de Lambert-Jonas (voir paragraphe suivant).

La VLP dépend fortement des conditions d'essais : projectile, température, angle d'incidence par exemple. Le Tableau II-5 reprend quelques matériaux courants et des ordres de grandeur d'épaisseurs nécessaires pour assurer une VLP de 800 m/s pour un projectile 7,62×51 APM2 [Constellium, 2016].

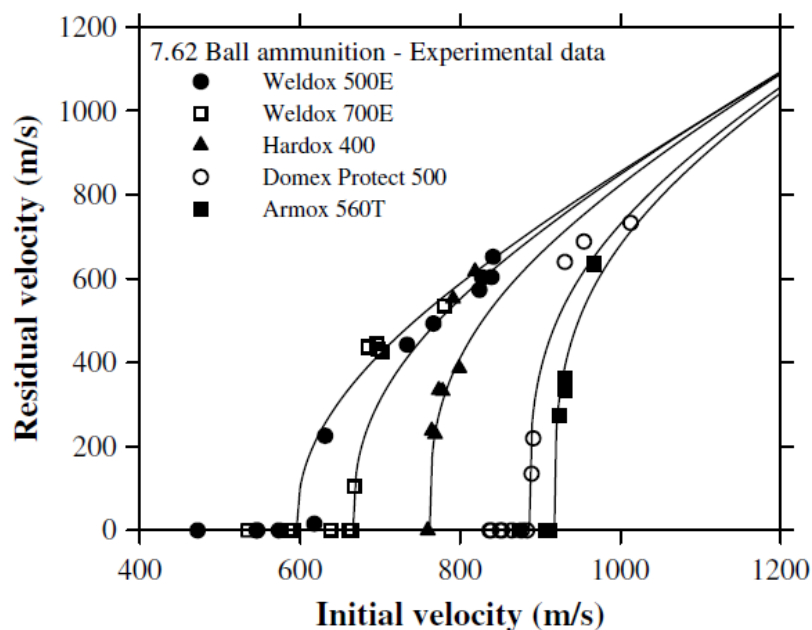


Figure II-8 : Essais de tirs sur des tôles de 6 mm de différentes nuances d'acier impactées par une balle de 7,62×51 OTAN [Børvik et al., 2009]

Certains blindages, généralement constitués de plusieurs couches de duretés différentes, présentent un phénomène de « double-VLP » (ou « Shatter Gap » en anglais), illustré en Annexe C p192.

Tableau II-5 : Ordres de grandeurs d'épaisseurs de matériaux métalliques courants associés à une VLP de 800 m/s pour un projectile 7,62 APM2 [Constellium, 2016].

Matériau	Épaisseur requise
Acier RHA <sup>1</sup>	14,5 mm
Alliage d'Aluminium 7020-T651	38 mm
Titane TA6V	19 mm

<sup>1</sup> Rolled Homogeneous Armour (Blindage homogène laminé)



### II.2.2. Modèles empiriques

[Recht & Ipson, 1963] ont proposé un modèle phénoménologique, basé sur la conservation de la quantité de mouvement et de l'énergie, pour estimer la VLP d'un couple projectile-cible, valable dans le cas d'une rupture de la cible par poinçonnage où le projectile reste intègre. Ce modèle s'appuie simplement sur quelques résultats préalables d'essais de tirs pour lesquels le projectile traverse la cible :

$$VLP = \sqrt{v_i^2 - \left( \frac{m_p + m_{plug}}{m_p} \right)^2 v_{res}^2} \quad (II.1)$$

avec  $v_i$  la vitesse initiale du projectile,  $v_{res}$  sa vitesse résiduelle,  $m_p$  sa masse, et  $m_{plug}$  la masse de matière éjectée de la cible lors de la perforation. Les auteurs ont ensuite étendu leur raisonnement pour prendre en compte les dimensions relatives de la cible et du projectile, ou l'angle d'incidence. C'est cependant la forme précédente qui prédomine dans la littérature. Les auteurs précisent de plus que dans le cas d'une rupture par ouverture en pétales, où on a simplement  $m_{plug} = 0$  dans l'équation précédente, le modèle n'est valable que dans une gamme de vitesse très réduite et nécessairement proche de la VLP.

[Lambert & Jonas, 1976] ont proposé une forme plus générale qui prend en compte la possibilité que la quantité d'énergie dissipée par la cible varie en fonction de la vitesse du projectile :

$$VLP = \left( v_i^p - \frac{v_{res}^p}{a^p} \right)^{1/p} \quad (II.2)$$

avec  $a$  et  $p$  des paramètres à déterminer expérimentalement. En particulier pour

$$a = \frac{m_p}{m_p + m_{plug}} \text{ et } p = 2 \text{ on retrouve la loi de Recht \& Ipson (II.1).}$$

Ces modèles sont très fréquents dans la littérature et de nombreux auteurs s'en servent pour déterminer rapidement la VLP d'un blindage même dans le cas d'une ouverture en pétales. C'est par exemple le cas dans la Figure II-8 de [Børvik et al., 2009], dont les courbes obtenues via ce modèle semblent donner des estimations de VLP satisfaisantes.

### II.2.3. Paramètres influents

Pour pouvoir comparer des essais de tirs, de nombreux paramètres sont à prendre en compte, par exemple d'après [Sedgwick, 1972] :

- les matériaux de la cible et du projectile

- les conditions aux limites (cible encastrée, libre, ...)
- la température
- la géométrie (forme, épaisseur) et l'état de surface de la cible
- la géométrie et l'état de surface du projectile
- la vitesse du projectile
- les angles d'attaque et d'inclinaison

L'ensemble de ces paramètres est rarement renseigné dans les études disponibles dans la littérature, parfois pour des raisons de confidentialité, et il est donc difficile de reproduire les essais à l'identique.

### II.3. Modes de défaillance de blindages passifs en fonction du matériau constitutif

On s'intéresse ici aux modes de défaillance de matériaux types, de blindages multimatériaux et de blindages constitués de matériaux fonctionnels et/ou innovants.

#### II.3.1. Matériaux types

##### II.3.1.1. Aciers et alliages (aluminium, titane) à haute résistance

En étudiant des métaux et alliages soumis à des impacts balistiques, [Backman & Goldsmith, 1978] et [Zukas, 1980] ont identifié différents modes de défaillance pouvant intervenir lors de la pénétration d'un projectile à bout pointu (voir par exemple Figure II-9). Ils peuvent se décomposer en :

- Fragmentation en face avant (Brittle fracture) : Ce mécanisme se rencontre surtout avec les aciers à très haute dureté, et conduit parfois à une érosion du projectile.
- Pénétration ductile (Ductile hole growth) : Ce mécanisme de perforation s'observe dans les matériaux présentant une certaine ductilité, et génère un fort écoulement plastique. La matière est repoussée en face avant et en face arrière. Ce mode de défaillance apparaît sur des cibles épaisses (épaisseur supérieure au diamètre du projectile), constituées de matériaux à dureté faible ou moyenne.
- Fissuration radiale en face arrière (Radial fracture) : Ce type de rupture se manifeste lorsque le matériau présente une certaine ductilité et que la face arrière est soumise à de fortes contraintes de traction.
- Poinçonnage (Plugging) : Ce type de défaillance a généralement lieu avec un projectile à bout plat ou émoussé, en général pour des vitesses proches de la VLP.

Lors d'un tel impact, de fortes déformations en cisaillement sont localisées dans une zone annulaire d'un diamètre proche de celui du projectile, ce qui provoque l'éjection d'une pastille. Le poinçonnage est favorisé dans certains matériaux sujets à une forte sensibilité au cisaillement adiabatique comme par exemple l'acier à blindage MARS<sup>®</sup> 380 ou des alliages de titane Ti-6Al-4V [Longère et al., 2005; Ruiz De Sotto et al., 2020].

- Fragmentation en face arrière (Fragmentation) : Si la vitesse du projectile dépasse la VLP d'au moins 5 à 10%, la pastille générée par le poinçonnage peut se fragmenter. De plus, une fissuration radiale en face arrière peut mener à une fragmentation en face arrière, en particulier pour des matériaux quasi-fragiles.
- Déchirure/ouverture en pétales (Petaling) : Ce phénomène apparait en face arrière de cibles fines (épaisseur inférieure au diamètre du projectile) et est provoqué par d'importantes contraintes de traction lorsque le projectile déforme la cible. La matière est alors rejetée dans la direction du projectile, la cible se fissure et forme des pétales.

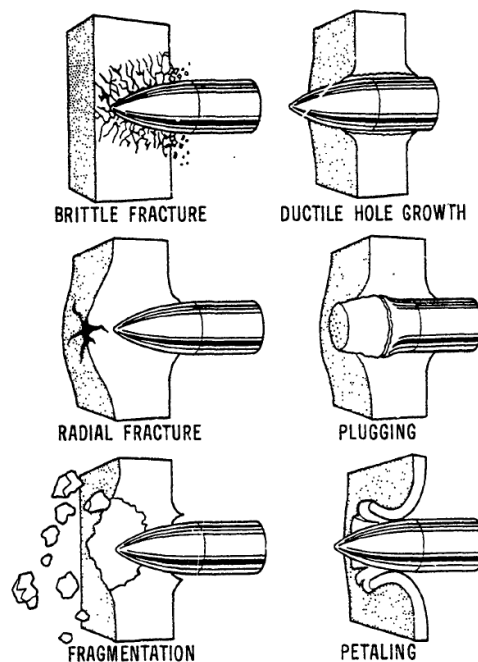


Figure II-9 : Modes de défaillance identifiés par [Zukas, 1980]

A ces modes de rupture reportés par [Zukas, 1980] on peut ajouter, voir par exemple [Backman & Goldsmith, 1978],

- Écaillage dynamique (spalling) : Ce mode de rupture résulte de la rencontre d'ondes de détente créant une importante contrainte de traction dans l'épaisseur de la cible. Si

cette contrainte dépasse sa résistance mécanique, une cavité se forme dans l'épaisseur de la cible (exemple en Figure II-10).

➤ Exemple de dimensionnement

Plusieurs modèles empiriques semi-analytiques ont fait leur apparition à partir des années 1880 pour déterminer l'épaisseur d'un blindage en acier nécessaire pour stopper un projectile donné, principalement pour des applications navales. Ces modèles s'appuient sur une des deux hypothèses suivantes ([Bruff, L, 1896] d'après [Hazell, 2015]) :

- le projectile poinçonne le métal (rupture par poinçonnage)
- le projectile ouvre et écarte le métal (rupture par ouverture en pétales)

Le modèle de De Marre, par exemple, a été développé en se basant sur la seconde hypothèse :

$$VLP = \frac{k \cdot d_p^{0,75} \cdot e^{0,7}}{m_p^{0,5}} \quad (\text{II.3})$$

avec  $d_p$  et  $m_p$  le diamètre et la masse du projectile,  $e$  l'épaisseur de la plaque et  $k$  une constante empirique dépendant des matériaux de la plaque et du projectile, de la structure du projectile et d'autres facteurs. La valeur de  $k$  est généralement prise égale à 43 121, mais les essais de [The Carnegie Steel Company, 1898] montrent que sa valeur varie de 49 096 à 66 852, ce qui correspond à un écart de 14% à 55% par rapport à la valeur de référence.

La précision de ce modèle dépend ainsi fortement des hypothèses de départ et des matériaux utilisés, et ces informations ne sont pas toujours accessibles.



Figure II-10 : Exemple d'écaillage dans une plaque en alliage d'aluminium [Barbee et al., 1970]

### II.3.1.2. Céramiques

Les céramiques sont des matériaux quasi-fragiles sensibles à la pression et présentant une dureté supérieure aux aciers et alliages. Trois modes d'endommagement des céramiques sont classiquement observés, illustrés en Figure II-11 ([Rahbek et al., 2017; Camalet et al., 2019]) :

- Rupture en forme de cône et fissures circulaires : Des contraintes de cisaillement génèrent des fissures qui se propagent dans l'épaisseur de la tuile de céramique. Elles partent de la face avant et rejoignent la face arrière en s'éloignant de la trajectoire du projectile, formant un cône. Plusieurs fissures peuvent se développer, naissant à des profondeurs différentes. Leur rencontre avec la face arrière donne naissance à des fissures circulaires.
- Fissuration radiale : Des fissures radiales dues à une rupture en traction de la céramique sont visibles sur les faces avant et arrière. Elles partent de la zone d'impact et s'en éloignent radialement jusqu'au bord de la tuile, ou jusqu'à rencontrer une fissure circulaire.

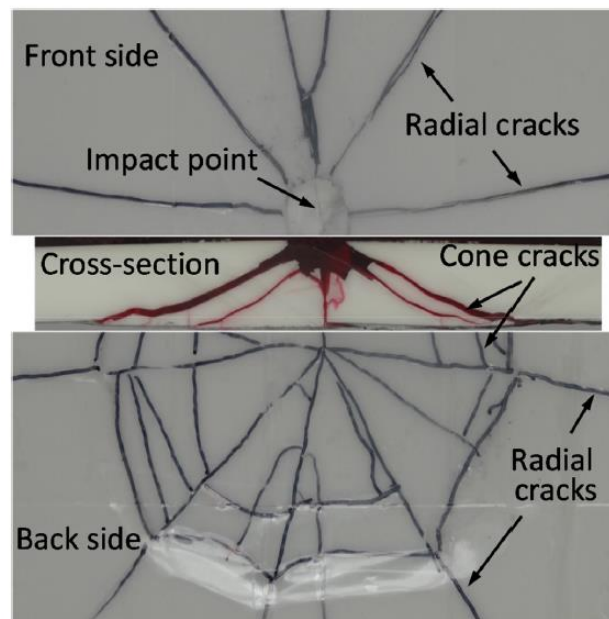


Figure II-11 : Photographie de la face avant (haut), d'une vue en coupe (milieu) et de la face arrière (bas) d'une tuile de céramique impactée. On y visualise les trois modes d'endommagement [Rahbek et al., 2017].

### II.3.1.3. Composite à matrice organique à fibres longues (CMOFL)

Le matériau composite le plus fréquent en protection balistique est un matériau composite à matrice organique (polymère) renforcée par des fibres longues sous la forme d'empilements de couches unidirectionnelles ou de tissus 2D voire 3D.

Cinq modes de rupture statique des CMOFL ont été identifiés par [Gay, 1997], auxquels on peut ajouter le poinçonnage dynamique identifié par [Naik & Shrirao, 2004].

- Rupture de fibres : Soumises à de fortes contraintes selon leur direction longitudinale, les fibres peuvent rompre en traction. Ce mode de rupture intervient en particulier pour des projectiles affutés.
- Rupture de matrice : Beaucoup moins résistante que les fibres, la matrice n'est pas censée reprendre des efforts importants. Cela peut néanmoins arriver en particulier si le pli est soumis à des contraintes de traction perpendiculaires à la direction des fibres. La rupture matricielle est favorisée par des microfissures ou microvides dans la matrice ou aux interfaces fibre-matrice.
- Décohésion fibre-matrice : La force d'adhésion entre les fibres et la matrice dépend fortement des matériaux utilisés et du procédé de fabrication. Certaines sollicitations peuvent provoquer une décohésion fibre-matrice.
- Flambement de fibres : Ce phénomène est provoqué par une forte contrainte de compression dans la direction des fibres. Il ne provoque pas en soi la rupture du pli, mais amène d'autres modes de rupture comme une décohésion fibre-matrice.
- Délamination : Il s'agit ici d'une rupture de la matrice, non plus au sein d'un pli, mais entre deux plis. En général le délamination est dû à une discontinuité du champ de contrainte causée par des orientations de fibres différentes.
- Poinçonnage : Le mécanisme est proche de celui apparaissant dans les matériaux monolithiques ductiles. Un projectile plat sollicite les fibres et la matrice en cisaillement, entraînant l'éjection d'une pastille. Ce phénomène est observable surtout sur des cibles dont les fibres sont fragiles, comme les fibres de carbone.

Lors d'un impact balistique, il a été rapporté que seules les quelques fibres qui passent directement par la zone d'impact participent effectivement aux mécanismes d'arrêt du projectile ([Naik & Shrirao, 2004]). Dans le cas d'un tissu 2D ou d'un empilement de plis unidirectionnels  $0^\circ/90^\circ$ , ces fibres fortement sollicitées forment un « + » dans le plan du composite (voir Figure II-12). Parfois appelées « fibres principales » elles se distinguent des « fibres secondaires » qui ne se déforment que légèrement.

➤ Exemple de dimensionnement

Un exemple de modèle de dimensionnement, proposé par [Walker, 2001], concerne des panneaux de composites à fibres longues tissées, associées ou non à une matrice organique.

L'auteur constate tout d'abord que la zone d'impact sur un tel panneau adopte la forme d'une pyramide, et que le ratio entre sa hauteur  $h$  et son rayon  $R$  est constant et indépendant de la vitesse d'impact. En se basant sur la conservation de la quantité de mouvement et la manière dont se propagent les ondes dans les tissus secs, il obtient une première expression de VLP pour ces matériaux :

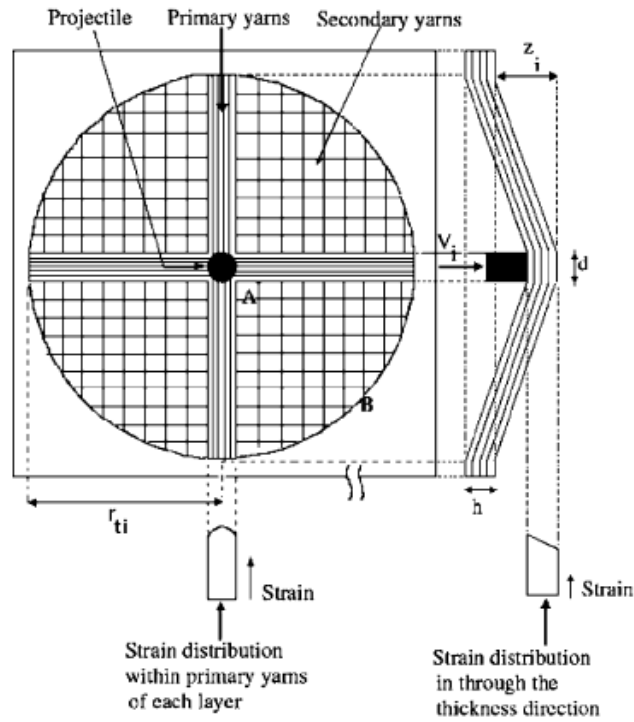


Figure II-12 : Schéma de répartition des « fibres principales » qui participent effectivement à l'arrêt du projectile, et des « fibres secondaires » qui se déforiment légèrement. [Naik & Shrirao, 2004]

$$VLP = (1 + \beta_w X) c_{\text{fibre}} \varepsilon_{\text{fibre}}^{1/2\alpha} (c_1 \sqrt{2})^{1/\alpha} ; X = \frac{m_s A_p}{m_p} \quad (\text{II.4})$$

où  $m_p$  et  $A_p$  représentent la masse et la surface projetée du projectile,  $m_s$  la masse surfacique du panneau,  $c_{\text{fibre}}$  la vitesse de propagation des ondes longitudinales dans une fibre et  $\varepsilon_{\text{fibre}}$  la déformation à rupture des fibres.  $\beta_w$  est un coefficient multiplicateur pour estimer la proportion de surface de tissu dont l'inertie participe à ralentir le projectile, expérimentalement de l'ordre de 2,56.  $\alpha$  est un coefficient de tension des fibres :  $\alpha = 0,5$  pour des fibres tendues et se rapproche de 1 pour des fibres lâches.  $c_1$  est une constante telle que  $\left(\frac{c_1}{\sqrt{2}}\right)^{1/\alpha} \sim 1,8$ . D'après des résultats d'essais sur un Kevlar<sup>®</sup> 29 Walker estime  $X \sim 0,39$ .

En considérant maintenant un panneau composite de masse égale, mais qui comprend une résine organique, la raideur est modifiée et la VLP devient :

$$VLP(X, r) = \sqrt{1 - r + r(\beta_w X)^3} \cdot VLP(X, 0) \quad (\text{II.5})$$

Avec  $r$  la fraction massique de résine dans le panneau. En particulier,  $VLP(X, 0)$  correspond à la formule (II.4). [Sorrentino et al., 2014] ont comparé les résultats de ce modèle avec ceux fournis par des essais de tir, toujours sur du Kevlar K-29. Les auteurs ont mesuré un écart de 8%, acceptable selon eux pour une phase de prédimensionnement.

### II.3.2. Blindages multimatériaux

Les blindages les plus simples ne sont constitués que d'un matériau. Dans le cas d'une protection de véhicule, il s'agit exclusivement d'aciers et alliages métalliques, les céramiques et CMOFL sont utilisés dans des empilements multimatériaux.

#### II.3.2.1. Rôles des différents matériaux

Les aciers et alliages à haute résistance sont très utilisés dans les systèmes de protection du fait de leur capacité à dissiper l'énergie cinétique du projectile par déformation plastique. Certains aciers à très haute dureté peuvent également endommager partiellement le projectile. Les céramiques sont employées pour deux raisons principales : leur haute dureté émousse ou brise le projectile, et leur rupture en forme de cône distribue dans le plan les efforts sur la couche suivante. D'après [Woodward et al., 1994], ces matériaux dissipent une quantité négligeable de l'énergie cinétique du projectile par fissuration.

Le rôle des CMOFL est de collecter les fragments générés lors de l'impact, dont l'énergie cinétique est dissipée par déformations de fibres et de matrice et par frottements inter-fibres [Chu et al., 2020].

#### II.3.2.2. Exemples d'empilement

Souvent soumis à des contraintes de masse et de coût, les industriels ont dû trouver des compromis dans les fonctions assurées par leurs systèmes, voir Figure II-5 pour la liste des fonctions en question.

Les protections personnelles sont un parfait exemple où les contraintes de masse et d'encombrement sont primordiales pour ne pas entraver les mouvements du porteur. Elles sont généralement composées d'un panneau de tissus techniques, souvent en aramide, devant



lequel est parfois placée une plaque en acier ou en céramique. Les fonctions F1, F2 et F5 sont alors pleinement assurées, F3 dans une moindre mesure (voir Figure II-5 p12 la correspondance de ces fonctions). Notons que le cas des protections personnelles est particulier car le corps du porteur participe à la dissipation des ondes de choc et assure donc en partie la fonction F4 [Crouch, 2019]. En fonction du niveau de protection assuré, un gilet peut peser de 2,5 kg à 16 kg, soit 2% à 13% de la masse totale d'un combattant équipé.

Dans le secteur aéronautique, les contraintes de masse et d'encombrement sont également prédominantes. Le cockpit du Fairchild A-10, par exemple, est protégé par un empilement constitué de titane et de fibres de nylon représentant environ 6% de la masse totale du véhicule [Donald & March, 2004]. L'impasse est donc faite ici sur les fonctions F1, F2 et F4.

Enfin, dans l'hypothèse où la masse est une contrainte moins critique, toutes les fonctions peuvent être assurées. C'est le cas par exemple du char américain M1-Abrams dont le blindage consiste en un empilement complexe de pièces de céramiques éventuellement noyées dans une matrice en polymère, de plaques métalliques et de tissus balistiques. Il en résulte un blindage extrêmement efficace contre de nombreux types de menace, mais qui représente plus de 50% de la masse totale du véhicule [National Academies of Sciences Engineering and Medicine, 2018].



Figure II-13 : De gauche à droite : Gilet pare-balles, Fairchild A-10, Char M1-Abrams [Wikipedia, 2009; Greer, 2011; Crouch, 2019]

Un empilement bien choisi permet donc de bénéficier des avantages des différents matériaux, tout en s'adaptant aux contraintes de fonctionnement du véhicule, ou du porteur dans le cas d'une protection personnelle.

Certains empilements intègrent également une lame d'air qui présente plusieurs intérêts, dont trois en particulier :

- perturber la trajectoire du projectile (basculement) après son passage au travers de la première plaque (en matériau dur)
- neutraliser (au moins en partie) l'effet d'une charge creuse
- empêcher la propagation des ondes de choc d'une plaque à l'autre

Il faut néanmoins être attentif à la nature des plaques avant et arrière. L'« effet carrosserie » (Bodywork effect, K-effect) est par exemple un phénomène connu par les blindeurs de véhicules légers, limousines ou véhicules de transport de fonds. Il se caractérise par le fait que le véhicule blindé offre une moins bonne résistance balistique que le blindage seul. Cela vient de la position particulière du blindage pour ces véhicules : il est placé à l'intérieur, derrière la carrosserie, pour plus de discrétion. Cet effet a été mis en évidence expérimentalement par [Adams, 2003] et reproduit numériquement par [Coghe et al., 2010]. En tirant à une vitesse proche de la VLP du blindage, il apparaît que la carrosserie arrache la partie avant de la chemise de la balle, laissant le nez plat du cœur en acier frapper directement le blindage. Sans la chemise, la surface de contact est plus petite et, si la vitesse de la balle est suffisante, une localisation de la déformation en bandes de cisaillement a lieu dans la plaque de blindage en acier qui rompt par poinçonnage. Si maintenant on enlève la carrosserie, le poinçonnage n'a pas lieu et le blindage arrête le projectile.

### II.3.2.3. Exemple de dimensionnement

Le modèle de [Florence & Park, 1969], par exemple, permet d'estimer la VLP d'un empilement constitué d'une plaque en céramique en face avant (indice 1), et d'une plaque de matériau ductile en face arrière, généralement en alliage d'aluminium ou en polymère renforcé par des fibres de verre (indice 2) :

$$VLP = \sqrt{\frac{\tilde{\alpha} \varepsilon_{f2} \sigma_{f2} e_2 z \left[ (\rho_1 e_1 + \rho_2 e_2) z + m_p \right]}{0,91.m_p^2}} \quad (II.6)$$

$$z = \pi (r_p + 2e_1)^2$$

Avec  $m_p$  et  $r_p$  la masse et le rayon du projectile,  $\rho_i$  et  $e_i$  la masse volumique et l'épaisseur de la couche  $i$ ,  $\sigma_{f2}$  et  $\varepsilon_{f2}$  les contraintes et déformations à rupture de la plaque arrière.  $\tilde{\alpha}$  est un facteur correctif afin de, si besoin, mieux adapter le modèle à la configuration étudiée. Ce modèle considère la plaque arrière comme une membrane, dont la rupture est provoquée par des contraintes de tractions supérieures à la valeur de la contrainte à rupture. Pour faire le rapprochement avec les modes de défaillance de la Figure II-9, seule l'ouverture en pétales est envisagée.

Ce modèle est également utilisé à des fins d'optimisation, pour déterminer les épaisseurs  $b_i$  respectant une VLP donnée tout en minimisant la masse du blindage. Cet aspect est discuté ultérieurement.

### II.3.3. Blindages à base de matériaux fonctionnels/nouveaux

En plus de la conception de l'empilement, un autre levier pour agir sur les performances d'un blindage consiste à améliorer les matériaux individuels le constituant. De nombreuses recherches sont menées sur des matériaux fonctionnels de rupture technologique, combinant les avantages de matériaux de types différents ou apportant un comportement mécanique particulier. Du fait de leur structure sophistiquée, ils sont souvent complexes à mettre en œuvre et à modéliser numériquement, et coûteux à produire. Quelques concepts sont présentés dans la suite de ce paragraphe.

#### II.3.3.1. Matériaux à gradient de microstructure

Dans les empilements classiques, les interfaces entre couches perturbent la propagation des ondes de chocs, ce qui peut être néfaste pour l'intégrité du blindage (écaillage par exemple). Une possibilité pour diminuer l'impact de ces interfaces serait de créer des matériaux à gradient de microstructure rendant le changement de propriétés mécaniques progressif. En particulier, un matériau composite alumine-titane a été étudié par [Madec, 2018]. La part de chaque élément varie graduellement dans l'épaisseur, passant d'une céramique pure en face avant à un métal pur en face arrière (voir Figure II-14). Les fonctions d'érosion du projectile (F2) et de dissipation d'énergie cinétique (F3) seraient ainsi assurées tout en réduisant les risques de réflexion d'ondes aux interfaces céramique/métal.

Ce type de matériau s'est finalement révélé extrêmement difficile à mettre en forme, une application industrielle est donc encore prématurée.

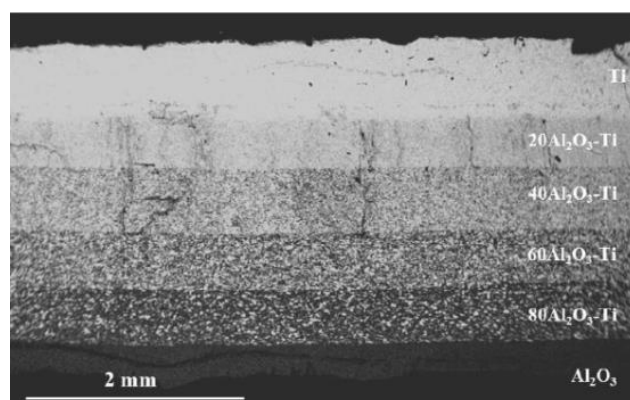


Figure II-14 : Matériau à gradient de microstructure Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Ti [Madec, 2018]

### II.3.3.2. Matériaux auxétiques

Les matériaux auxétiques se caractérisent par un coefficient de Poisson négatif : ils se densifient lorsqu'ils sont comprimés. Leur intérêt comme protection balistique est alors évident : au lieu d'utiliser un matériau initialement dense (avec une masse volumique élevée), il suffirait d'utiliser un matériau auxétique léger qui se densifie uniquement autour du projectile. La littérature recense de nombreux types de matériaux architecturés dont la structure se replie sur elle-même lorsqu'elle est comprimée (voir par exemple [Dirrenberger, 2013; Imbalzano et al., 2017; Jiang & Li, 2017]). Sur la Figure II-15, la densification d'une structure développée par [Jiang & Li, 2017] sollicitée en compression est clairement visible.

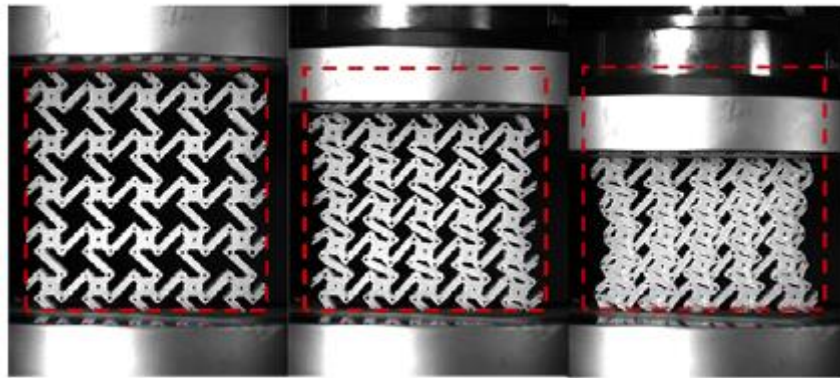


Figure II-15 : Structure auxétique testée en compression uniaxiale [Jiang & Li, 2017]

Dans certains cas l'utilisation de telles structures permet en effet, à masse égale, d'absorber plus d'énergie que des structures analogues non-auxétiques. Cependant, [Qiao & Chen, 2015] ont mis en évidence l'existence d'une « vitesse critique » au-delà de laquelle l'effet auxétique disparaît. Celle-ci est probablement due à la vitesse maximale à laquelle les éléments de la structure peuvent se réarranger compte tenu de leur inertie, par rapport à la vitesse de compression. Dans leur cas, cette vitesse se situe entre 50 et 200 m/s, soit bien en-dessous des vitesses mises en jeu en balistique. L'utilisation de tels matériaux dans un système de protection balistique paraît donc délicate.

### II.3.3.3. Fluide rhéoépaississant

Pour rappel, lors d'un impact sur un panneau de CMOFL, seules quelques fibres (« fibres principales ») sont sollicitées [Naik & Shirao, 2004]. Une solution proposée par [Xu et al., 2017] pour solliciter davantage de fibres est d'augmenter le module de cisaillement de la matrice via l'ajout d'un fluide rhéoépaississant (voir Figure II-16). La viscosité d'un tel fluide dépend de la vitesse de déformation, ce qui le rend particulièrement adapté pour des

applications de protections personnelles : le porteur n'est pas gêné dans ses mouvements mais le composite se raidit en cas d'impact. Les auteurs ont remarqué que l'ajout de ce fluide augmentait le nombre de fibres sollicitées lors de l'impact, et augmentait la résistance balistique du renfort.

Bien que l'avantage d'un tel fluide paraisse évident pour des protections personnelles, son avantage par rapport à une matrice raide classique sur un véhicule terrestre n'a pas encore été démontré. De plus, les auteurs ne discutent pas de la tenue en température et du vieillissement d'un tel matériau.

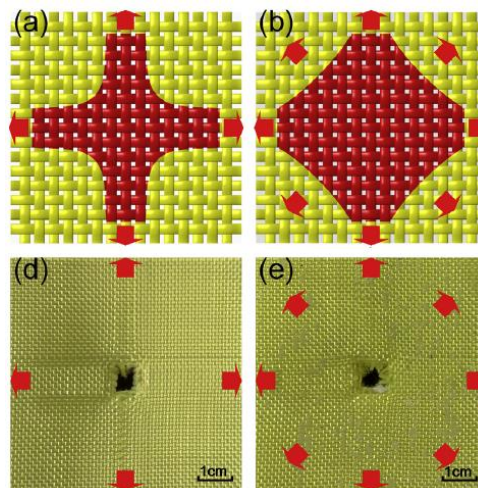


Figure II-16 Comparaison entre des composites à matrice organique renforcés par des fibres longues soumis à un impact. Gauche : composite classique. Droite : composite dopé avec un fluide rhéoépaississant.

## II.4. Optimisation de blindages

Un empilement multiconstituant possède plusieurs paramètres de conception (matériaux, épaisseur de chaque couche, nombre de couches, ordre d'empilement, ...) et deux approches existent pour déterminer un jeu de paramètre optimal : analytique et numérique.

### II.4.1. Approche analytique

Quelques modèles d'optimisation analytiques ont été développés comme outils de prédimensionnement.

On retrouve par exemple de nombreux articles utilisant le modèle de [Florence & Park, 1969] comme base d'optimisation ([Hetherington, 1992] et [Fawaz et al., 2006] par exemple). En particulier, [B. Wang & Lu, 1996] ont choisi un assemblage constitué de céramique et d'alliage d'aluminium d'épaisseur totale fixée. Les auteurs ont déterminé grâce à ce modèle le

rapport optimal  $\frac{\text{épaisseur céramique}}{\text{épaisseur métal}}$  pour maximiser la VLP de l'assemblage, et l'ont confirmé expérimentalement. De plus, Ben-Dor et son équipe proposent une approche mathématique pour exploiter ce modèle, en minimisant la masse de l'empilement pour une VLP donnée [Ben-Dor et al., 2000], ou encore dans le cas de multi-impacts [Ben-Dor et al., 2009]. [Banichuk et al., 2013] ont développé leur propre modèle d'optimisation avec des modèles de matériau très basiques, et en utilisant un algorithme génétique. Les auteurs sont ainsi parvenus à déterminer le matériau à utiliser pour chacune des 20 couches de leur empilement pour en minimiser la masse.

Bien qu'efficaces, ces modèles ont des domaines d'application très restreints. Des simulations numériques par éléments finis pourraient permettre de donner plus de latitude aux variations des paramètres.

#### II.4.2. Approche numérique

[Lee & Yoo, 2001] ont développé un modèle numérique capable de remplacer le modèle de [Florence & Park, 1969] et ont ainsi pu déterminer numériquement le rapport  $\frac{\text{épaisseur céramique}}{\text{épaisseur métal}}$  optimal afin de maximiser la VLP à épaisseur totale fixée (voir Figure

II-17). Ce résultat ouvre alors la voie à des optimisations plus poussées.

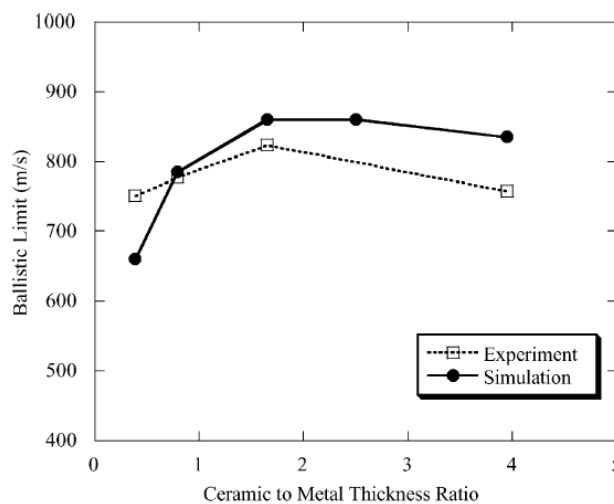


Figure II-17 : Recherche d'une configuration optimale pour un empilement céramique-métal [Lee & Yoo, 2001]

[Park et al., 2005] ont optimisé un assemblage bicouche par l'utilisation de simulations numériques d'impact. Cependant les modèles 2D manquent de représentativité. [Kim et al., 2012] ont optimisé un assemblage multicomposants de plaques en alliage d'aluminium

espacées par des lames de vide dans le cadre d'impacts hypervéloces pour une application dans le domaine spatial. Deux systèmes optimisés ont été obtenus :

- espacement constants, épaisseurs des plaques en alliage d'aluminium optimisées
- épaisseurs des plaques en alliage d'aluminium constantes, espacements optimisés

Cependant aucune variation dans les matériaux utilisés n'a été considérée. [Paman et al., 2019] ont travaillé sur l'optimisation d'un empilement de trois matériaux : acier, alliage de titane et alliage d'aluminium. L'ordre d'empilement et l'épaisseur de chaque plaque ont pu être optimisés. [Fernández-Fdz & Zaera, 2008] ont considéré un empilement bicouche constitué d'une plaque dure en face avant et d'une plaque ductile en face arrière. Un modèle numérique de simulation d'impact a été construit à l'aide d'Abaqus/Explicit. Un réseau de neurones a ensuite été entraîné avec de multiples simulations, avant d'être capable de prédire efficacement si l'empilement est traversé ou non, ainsi que la vitesse résiduelle du projectile en cas de perforation. Une telle méthode de calcul permettrait d'accélérer considérablement les calculs d'optimisation basés sur des modèles numériques éléments finis. Cependant ces modèles doivent nécessairement être simplifiés. Compte tenu du temps nécessaire à l'entraînement d'un réseau de neurone, une démarche similaire avec un modèle haute-fidélité ne semble pas réaliste pour le moment. Néanmoins, vu que les techniques d'intelligence artificielle et d'apprentissage profond investissent de plus en plus la simulation par éléments finis, nul doute que dans un avenir proche, ces techniques viennent compléter les approches proposées.

## II.5. Ondes de choc dans les solides

Lorsqu'un milieu matériel est soumis à une forte variation de pression, comme lors d'un impact balistique, une onde de choc peut se former.

### II.5.1. Relations de saut (Rankine-Hugoniot)

L'onde de choc peut être définie comme une évolution discontinue de grandeurs thermomécaniques au passage d'une surface de discontinuité mobile. Ces grandeurs thermomécaniques sont en particulier la pression  $p$ , la masse volumique  $\rho$ , l'énergie interne massique  $e$ , la norme de la vitesse matérielle  $u$  et la célérité des ondes  $c$ . Les relations de Rankine-Hugoniot traduisent la conservation de la masse, de la quantité de mouvement, de l'énergie et de l'entropie entre un état au repos 0 et un état « choqué ». Dans l'hypothèse d'un

choc faisant intervenir des vitesses de déformation et des pressions suffisamment élevées, on obtient les relations de saut :

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho_0 c = \rho(c-u) \\ p - p_0 = \rho_0 c u \\ e - e_0 = \frac{1}{2}(p_0 + p)(V_0 - V) \\ \rho_0 c(s_0 - s) \geq 0 \end{array} \right. \quad (\text{II.7})$$

avec  $V = \frac{1}{\rho}$  le volume spécifique et  $s$  l'entropie massique.

D'après le système d'équations (II.7) on obtient la relation suivante :

$$-p(V - V_0) = (e - e_0) + \frac{1}{2}u^2 \quad (\text{II.8})$$

Cette relation montre que l'énergie apportée au matériau par le choc est transformée en énergie interne d'une part, et en énergie cinétique d'autre part.

### II.5.2. Courbe d'Hugoniot et polaire de choc

Deux courbes caractéristiques permettent de décrire un choc dans un solide : la courbe d'Hugoniot ou adiabatique dynamique (Figure II-18 a) et la polaire de choc (Figure II-18 b.). Ces courbes représentent les états accessibles par choc à partir d'un état initial  $(p_0, V_0, u_0)$ , respectivement dans des plans  $p-V$  et  $p-u$ .

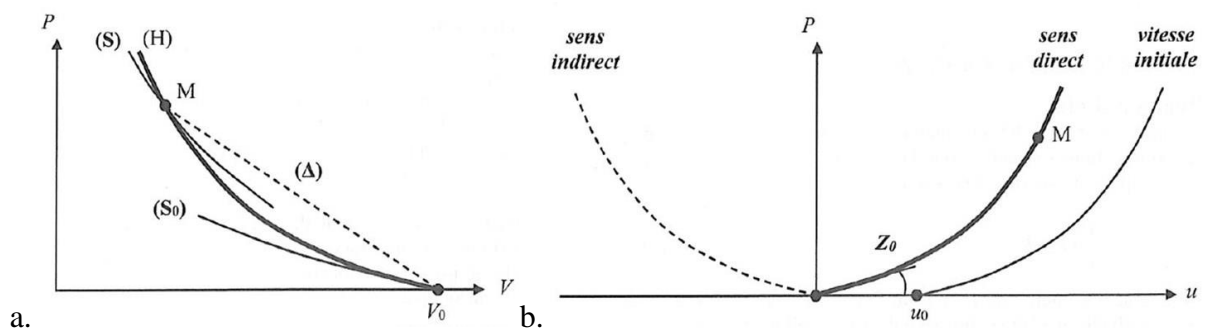


Figure II-18 : a. Courbe d'Hugoniot. b. Polaire de choc [Bauer et al., 2015]



### II.5.2.1. Célérité des ondes

Expérimentalement on observe généralement une relation affine entre la célérité  $c$  du front de l'onde de pression et la vitesse particulaire  $u$ , qui fait intervenir le module de compressibilité  $K$  et la masse volumique initiale  $\rho_0$  (voir par exemple [Anderson, 1995]) :

$$c = C_K + \delta u ; C_K = \sqrt{\frac{K}{\rho_0}} ; K = \lambda + \frac{2}{3}\mu \quad (\text{II.9})$$

où  $\lambda$  et  $\mu$  sont les constantes d'élasticité de Lamé ( $\mu$  est le module de cisaillement), et  $\delta$  une constante. La pente à l'origine de la polaire de choc donne accès à l'impédance acoustique  $Z_a$  du matériau :

$$Z_a = \left. \frac{dp}{du} \right|_{u=0} = \rho_0 C_K \quad (\text{II.10})$$

Pour des chocs élastiques de très faible intensité, la différence de pression ou de vitesse matérielle de part et d'autre du front d'une onde de choc peut ainsi se calculer via :

$$\Delta p = Z_a \Delta u \quad (\text{II.11})$$

Dans le cas 1D élastique, on obtient de la même façon la célérité longitudinale de l'onde de contrainte uniaxiale (et non de pression) comme :

$$C_L = \sqrt{\frac{E}{\rho_0}} \quad (\text{II.12})$$

où  $E$  est le module de Young, et à laquelle on peut également associer une impédance acoustique :

$$\bar{Z}_a = \left. \frac{d\sigma}{du} \right|_{u=0} = \rho_0 C_L \quad (\text{II.13})$$

On peut alors introduire l'impédance mécanique  $Z_m$ , plus commode pour l'analyse unidimensionnelle du choc entre solides élastiques dont les sections  $S$  peuvent ne pas être identiques :

$$Z_m = S \cdot \bar{Z}_a \quad (\text{II.14})$$

Plus généralement dans le cas tridimensionnel (3D), on distingue deux modes de propagation des ondes élastiques : un mode de dilatation dans lequel les particules se déplacent dans la même direction que l'onde de choc (colinéairement au vecteur d'onde), et un mode de cisaillement où elles se déplacent orthogonalement à celle-ci (perpendiculairement au vecteur d'onde). En 3D élastique on obtient ainsi les célérités suivantes pour les ondes de contrainte de dilatation et de cisaillement :

$$C_D = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho_0}} = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho_0(1+\nu)(1-2\nu)}} = \sqrt{\frac{1-\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}} \cdot C_L \quad (\text{II.15})$$

$$C_S = \sqrt{\frac{\mu}{\rho_0}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho_0(1+\nu)}} = \sqrt{\frac{1}{2(1+\nu)}} \cdot C_L \quad (\text{II.16})$$

où  $\nu$  est le coefficient de Poisson. On rappelle qu'il existe des relations entre les constantes élastiques de Lamé et les module de Young et coefficient de Poisson. Par exemple pour un acier classique avec  $E = 200 \text{ GPa}$ ,  $\nu = 0,3$  et  $\rho_0 = 8000 \text{ kg/m}^3$  on obtient :

$$C_L = 5000 \text{ m/s} ; C_D = 5801 \text{ m/s} ; C_S = 3100 \text{ m/s} \quad (\text{II.17})$$

Ces valeurs sont bien supérieures aux vitesses de déplacements de projectiles balistiques ( $< 1000 \text{ m/s}$ ), hors jet de charge creuse. Lors d'un impact, les ondes de choc se propageant dans la cible peuvent donc modifier les propriétés de certaines zones, bien avant qu'elles ne subissent des déformations dues à la pénétration du projectile.

### II.5.2.2. Equation de la courbe d'Hugoniot

D'après les équations (II.7) et (II.9) on peut écrire l'équation de courbe d'Hugoniot  $p_H$  :

$$p_H = \frac{\rho_0 C_K^2 \eta}{(1 - \delta\eta)^2} \quad (\text{II.18})$$

avec  $\eta = 1 - \frac{\rho_0}{\rho} = 1 - \frac{V}{V_0} = 1 - J$  la déformation volumique nominale en compression (ou taux de compression).  $J$  est le jacobien de la transformation,  $J = \det \underline{\underline{F}}$  avec  $\underline{\underline{F}}$  le gradient de la transformation. On peut trouver d'autres expressions dans la littérature, par exemple sous la forme polynomiale [Lukyanov, 2008]

$$p_H = A_1 \eta + A_2 \eta^2 + A_3 \eta^3 \quad (\text{II.19})$$

où  $A_1$ ,  $A_2$  et  $A_3$  sont des constantes matériau.

### II.5.3. Impact plan entre deux solides

Lors d'un impact entre solides, les polaires de chocs des matériaux nous renseignent sur les états  $p-u$  accessibles par choc dans les matériaux et à l'interface.

Soit un solide A de dimensions radiales infinies et d'épaisseur finie qui impacte un solide B semi-infini. Deux ondes de compression sont alors générées depuis les surfaces en contact. L'une se propage dans B, dans le sens du déplacement de A, l'autre se déplace dans A, dans le

sens opposé à son déplacement initial. Lorsque cette onde atteint la surface libre de A, elle est réfléchiée en onde de détente. Dès lors, trois scénarios sont possibles et dépendent des matériaux constitutifs de A et de B :

- Si  $Z_A > Z_B$ , les ondes de choc se réfléchissent de manière répétée dans le projectile et la cible subit une succession de chargements d'amplitudes décroissantes (Figure II-19)
- Si  $Z_A < Z_B$ , l'onde de choc réfléchiée fait reculer le projectile, qui rebondit contre la cible et s'en écarte (Figure II-20).
- Si  $Z_A = Z_B$ , le projectile s'immobilise.

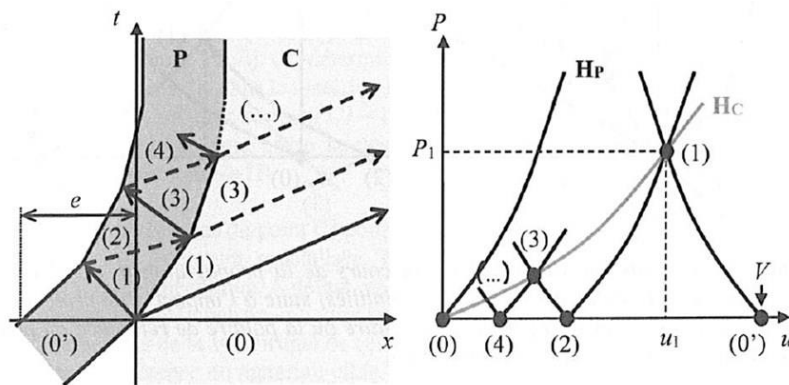


Figure II-19 : Diagramme de marche des ondes et polaires de choc pour un impact plan entre un solide A et un solide B (A en gris foncé impactant B en gris clair) avec  $Z_A > Z_B$  [Bauer et al., 2015]

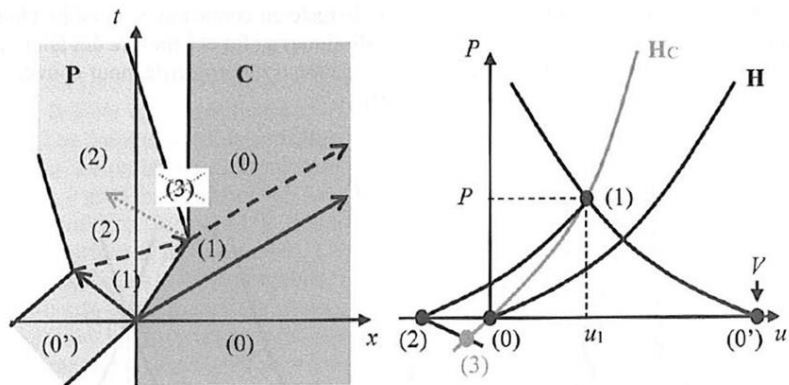


Figure II-20 : Diagramme de marche des ondes et polaires de choc pour un impact plan entre un solide A et un solide B (A en gris foncé impactant B en gris clair) avec  $Z_A < Z_B$  [Bauer et al., 2015]

On voit alors l'intérêt de cette analyse pour les protections balistiques : un blindage à haute impédance mécanique aura plus de facilité à résister à la pénétration d'un projectile.

#### II.5.4. Cas élastoplastique

Précédemment, on a traité du cas hydrodynamique pur. On s'intéresse à présent au cas élastoplastique. En effet, si un choc est suffisamment important, la différence de pression au

passage de l'onde de choc peut générer des contraintes supérieures à la contrainte d'écoulement du matériau. Dans ce cas, il est nécessaire de prendre en compte la partie déviatorique du tenseur des contraintes. La courbe d'Hugoniot, de même que la polaire de choc, s'en trouve modifiée par la présence d'un point singulier lorsque la pression atteint la valeur à la contrainte d'écoulement du matériau  $p_{HEL}$  (HEL pour Hugoniot Elastic Limit), voir Figure II-21. Ce point singulier montre que l'onde générée par un choc qui mène vers un état de pression  $p > p_{HEL}$  est instable et se scinde en fait en deux ondes successives : la première, appelée « précurseur élastique », a une amplitude  $p_{HEL}$  et se propage à la vitesse  $C_K$ . La seconde est une onde de compression plastique d'amplitude  $p$  et qui se propage à la vitesse  $c < C_K$ , voir Figure II-22.

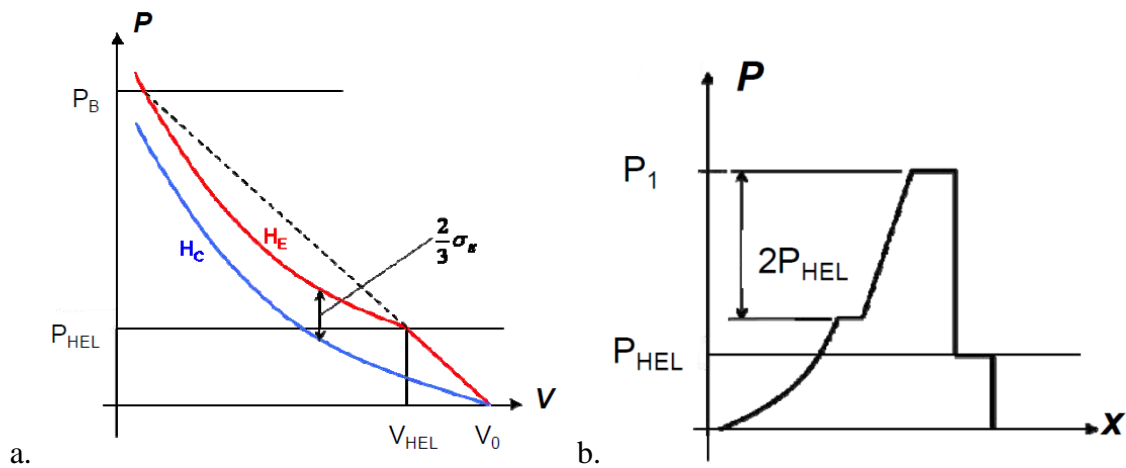


Figure II-21 : Courbes d'Hugoniot (a.) et propagation d'un choc (b.) dans le cas d'un comportement élasto-plastique. Courbe bleue : cas hydrostatique pur ; Courbe rouge : cas élasto-plastique parfait (compression suivis d'une détente). [Cuq-Lelandais, 2010]

La courbe P-v est alors régie par :

$$\begin{cases} p \leq p_{HEL} \rightarrow p = K\eta \\ p > p_{HEL} \rightarrow p = p_{HEL} + p_H \end{cases} ; p_{HEL} = \frac{K}{2\mu} \sigma_0 \quad (\text{II.20})$$

où  $\sigma_0$  est la contrainte d'écoulement en plasticité parfaite.

### II.5.5. Endommagement par écaillage sous choc

Considérons à présent que le solide B précédent a une épaisseur finie, supérieure à celle du solide A. La propagation des ondes, schématisée en Figure II-23, est alors semblable dans les solides A et B : l'onde de compression générée lors du choc atteint les surfaces libres et est réfléchiée en tant qu'onde de détente. Du fait des différences d'épaisseurs, l'onde de détente de A atteint l'interface et est transmise dans B alors que l'onde de B est encore en chemin.

Lorsque les deux ondes de détente se croisent, leurs amplitudes s'additionnent. Si celles-ci sont suffisamment élevées, ces ondes peuvent générer une contrainte de traction  $\sigma_{trac}$ . Si  $\sigma_{trac}$  est supérieure à  $\sigma_R$  la limite à rupture du matériau, une fissure se forme au lieu de rencontre des deux ondes de détente. Ce phénomène est connu sous le nom d'écaillage, ou « spalling » en anglais. La Figure II-24 montre un exemple d'écaillage dans un échantillon de carburant solide pour fusée [Antoun et al., 2003].

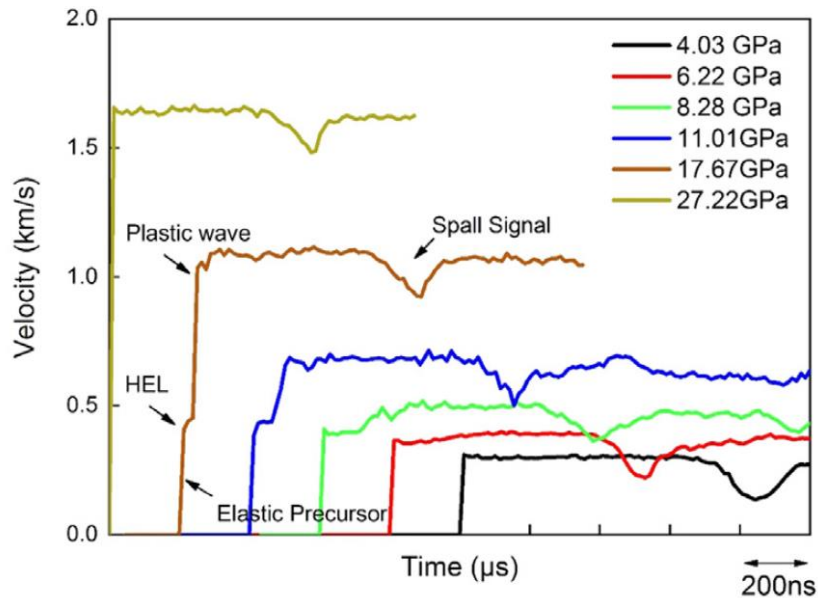


Figure II-22 : Influence de la pression de choc sur le profil de vitesse de surface libre. A très haute pression le précurseur élastique n'est plus visible [Li et al., 2021].

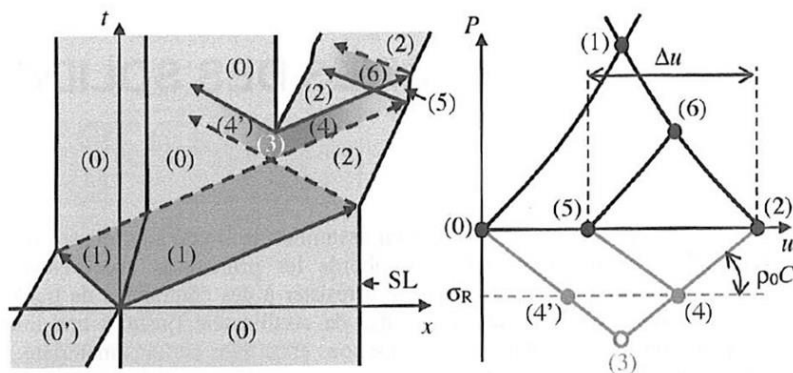


Figure II-23 : Diagramme de marche des ondes et polaires de choc donnant lieu à un écaillage interne [Bauer et al., 2015]

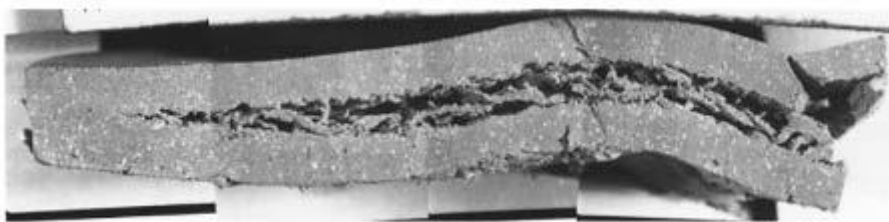


Figure II-24 : Exemple d'écaillage dans un échantillon de carburant solide pour fusée [Antoun et al., 2003].

## II.6. Modélisation constitutive

Comme mentionné précédemment, les classes de matériaux considérées dans ce travail sont variées et les modèles constitutifs correspondants sont très différents. Pour cette raison, il est utile d'introduire les modèles et les notations qui vont être utilisés plus tard dans les simulations numériques.

### II.6.1. Décomposition en parties déviatorique et sphérique

Le tenseur des contraintes de Cauchy  $\underline{\underline{\sigma}}$  peut être décomposé en une partie déviatorique et une partie sphérique :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{s}} - p\underline{\underline{I}} \quad (\text{II.21})$$

$$p = -\frac{\text{Tr} \underline{\underline{\sigma}}}{3} ; \text{Tr} \underline{\underline{s}} = 0$$

où  $\underline{\underline{s}}$  et  $p$  représentent le déviateur des contraintes de Cauchy et la pression, et  $\underline{\underline{I}}$  le tenseur identité. De la même façon, le tenseur des déformations de Hencky (eulérien)  $\underline{\underline{\varepsilon}}$  (associé au tenseur des contraintes de Cauchy  $\underline{\underline{\sigma}}$ ) peut être décomposé comme :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{e}} - \frac{e_v}{3}\underline{\underline{I}} \quad (\text{II.22})$$

$$e_v = -\text{Tr} \underline{\underline{\varepsilon}} = \ln\left(\frac{V_0}{V}\right) = \ln\left(\frac{\rho}{\rho_0}\right) = -\ln J ; \text{Tr} \underline{\underline{e}} = 0$$

où  $\underline{\underline{e}}$  et  $e_v$  représentent le déviateur des déformations et la déformation volumique en compression. Quand les déformations volumiques en compression sont petites alors on a

$$e_v \approx 1 - J = \eta. \text{ On introduit également la quantité } \bar{\mu} = \frac{\eta}{J} = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 = \frac{V_0}{V} - 1 = \frac{1 - J}{J}.$$

### II.6.2. Elasticité isotrope et équation d'état

#### II.6.2.1. Effet de la pression

Pour des vitesses de déformation faibles ( $10^{-5}$  à  $1 \text{ s}^{-1}$ ) les sauts de pression peuvent être négligés, et les modèles d'écrouissage sont suffisants pour décrire les variations du tenseur des contraintes. Des vitesses de déformation élevées ( $10^3 \text{ s}^{-1}$  et plus) peuvent générer des ondes de choc dans les matériaux. Les sauts de pression ne sont alors plus négligeables et il

devient nécessaire d'utiliser une équation d'état, reliant la pression au volume et à la température.

D'après [Backman & Goldsmith, 1978] il n'est pas nécessaire de prendre en compte les sauts de pression tant que les vitesses d'impacts ne sont pas hypervéloces ( $v < 1300$  m/s). Pourtant d'après [Zukas et al., 1982] et [Meyers, 1994], les impacts dès 500 m/s provoquent déjà des sauts de pression, bien que modérés. Ainsi, [Børvik et al., 2009] estiment qu'une relation linéaire est suffisante pour des chocs dans la gamme des vitesses balistiques.

Dans le cas d'un choc, on distingue ainsi deux cas :

- Cas 1 : Pressions faibles  $\rightarrow \begin{cases} \underline{s} = 2\mu e^e \\ p = Ke_v^e \end{cases} ; K = \lambda + \frac{2}{3}\mu$
- Cas 2 : Pressions élevées  $\rightarrow \begin{cases} \underline{s} = 2\mu e^e \\ p = \text{EOS}(p_H, e) \end{cases}$

où EOS est une équation d'état (Equation of State) faisant intervenir ici la courbe d'Hugoniot  $p_H$  et l'énergie interne  $e$ .

### II.6.2.2. Equation d'état de Mie-Grüneisen

Dans le cas hydrodynamique pur, l'équation d'état de Mie-Grüneisen [Grüneisen, 1912] peut s'écrire sous la forme :

$$p = p_H \left( 1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2} \right) + \Gamma_0 \rho_0 e \quad (\text{II.23})$$

avec  $\Gamma_0$  la constante thermoélastique de Grüneisen. Dans le code de calcul Abaqus est disponible la pression de Hugoniot  $p_H$  introduite précédemment [Dassault Systèmes, 2016] :

$$p_H = \frac{\rho_0 C_K^2 \eta}{(1 - \delta \eta)^2} \quad (\text{II.24})$$

### II.6.3. Plasticité

#### II.6.3.1. Généralités sur les critères de plasticité

On présente dans la suite plusieurs notions et formes générales de critère de plasticité  $f$ .

#### Écrouissage isotrope vs. plasticité parfaite

- Écrouissage isotrope  $\rightarrow f(\underline{\sigma}, \sigma_Y) ; \sigma_Y = \sigma_Y(\bar{\varepsilon}^p, \dots)$

- Plasticité parfaite  $\rightarrow f(\underline{\underline{\sigma}}, \sigma_Y) ; \sigma_Y = \sigma_0$

où  $\sigma_Y$  représente la contrainte d'écoulement indépendante de la vitesse de déformation, reproduisant l'effet de l'écrouissage isotrope affecté ou non par la température, i.e.  $\sigma_Y = \sigma_Y(\bar{\varepsilon}^p, T, \dots)$  avec  $\bar{\varepsilon}^p$  la déformation plastique cumulée et  $T$  la température absolue.

### Dépendance au temps

- Plasticité indépendante du temps  $\rightarrow f(\underline{\underline{\sigma}}, \sigma_Y) = 0$
- Plasticité dépendante du temps ou viscoplasticité  $\rightarrow f(\underline{\underline{\sigma}}, \sigma_Y) = \sigma_V(\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^p) \geq 0$

Selon leur nature, les matériaux ont un comportement plastique plus ou moins dépendant de la vitesse de déformation plastique  $\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^p : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^p}$ , où  $\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^p$  est le tenseur des taux de déformation plastiques instantanées. Pour les matériaux viscoplastiques, prendre en compte l'effet de la vitesse est nécessaire quand des fluctuations importantes de vitesse sont mises en jeu lors du chargement.

### Dépendance à la pression

- Plasticité indépendante de la pression  $\rightarrow f(\underline{\underline{\sigma}}, \sigma_Y) = f(\sigma_{eq}, \sigma_Y)$
- Plasticité dépendante de la pression  $\rightarrow f(\underline{\underline{\sigma}}, \sigma_Y) = f(\sigma_{eq}, p, \sigma_Y)$

où  $\sigma_{eq}(\underline{\underline{\sigma}}, \dots)$  représente la contrainte équivalente.

La plasticité cristalline ne dépend pas de la pression  $p$ . L'endommagement ductile et la plasticité des géomatériaux peuvent dépendre de la pression  $p$ .

### Dépendance à l'orientation du chargement

- Plasticité isotrope  $\rightarrow \sigma_{eq} = \sigma_{VM} = \sqrt{\frac{3}{2} \underline{\underline{S}} : \underline{\underline{S}}}$
- Plasticité anisotrope  $\rightarrow \sigma_{eq} = \sigma_{eq}(\underline{\underline{\sigma}}, \underline{\underline{H}})$

où  $\underline{\underline{H}}$  représente un tenseur d'orientation, pouvant être réduit de 2 ordres ( $\underline{\underline{H}} \rightarrow \underline{\underline{X}}$ ) pour reproduire par exemple l'effet de l'écrouissage cinématique (Prager).



L'anisotropie plastique peut avoir plusieurs origines dont par exemple le procédé de mise en forme (laminage en particulier).

### Taux de triaxialité des contraintes

En plasticité isotrope, on peut ré-écrire le tenseur des contraintes de Cauchy  $\underline{\underline{\sigma}}$  sous la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \frac{2}{3} \sigma_{VM} \underline{\underline{n}} - p \underline{\underline{I}} ; \underline{\underline{n}} = \frac{3}{2} \frac{\underline{\underline{s}}}{\sigma_{VM}} \quad (\text{II.25})$$

où  $\underline{\underline{n}}$  est le tenseur qui décrit la direction de l'écoulement plastique.

Les contributions sphérique  $p$  (pression) et déviatorique  $\sigma_{VM}$  peuvent être comparées via le taux de triaxialité des contraintes :

$$T_{\sigma} = -\frac{p}{\sigma_{VM}} \quad (\text{II.26})$$

Pour simplifier, la plasticité non associée n'est pas présentée ici.

### II.6.3.2. Critère de Mises et écrouissage de Ludwik

Dans le cas d'une plasticité isotrope indépendante du temps et de la pression, le critère de Mises s'écrit :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, \sigma_Y) = \sigma_{VM} - \sigma_Y = 0 \quad (\text{II.27})$$

La contrainte d'écoulement de Ludwik [Ludwik, 1909] est choisie pour représenter par exemple l'écrouissage de la matrice des polymères renforcés :

$$\sigma_Y = \sigma_e + k_L (\bar{\varepsilon}^p)^{p_L} \quad (\text{II.28})$$

où  $\sigma_e$  est le seuil d'élasticité initial,  $k_L$  et  $p_L$  les constantes de la loi puissance.

### II.6.3.3. Modèle thermo-viscoplastique de Johnson-Cook

En étendant le critère de Mises à la viscoplasticité isotrope indépendante de la pression, on a :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, \sigma_Y) = \sigma_{VM} - \sigma_Y = \sigma_V \geq 0 \quad (\text{II.29})$$

où  $\sigma_V = \sigma_V(\dot{\varepsilon}^p, \dots)$  représente la contrainte visqueuse, si bien que :

$$\sigma_{VM} = \sigma_Y + \sigma_V = \bar{\sigma}_Y \geq 0 \quad (\text{II.30})$$

où  $\bar{\sigma}_Y = \sigma_Y + \sigma_V$  représente alors la contrainte d'écoulement incluant désormais les effets de la vitesse de déformation, i.e.  $\bar{\sigma}_Y = \bar{\sigma}_Y(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\varepsilon}^p, T, \dots)$ .

Dans ce cadre, la contrainte d'écoulement empirique de Johnson-Cook [G. R. Johnson & Cook, 1983] utilisée dans la suite pour reproduire les effets de l'écrouissage isotrope, de la vitesse et de la température sur le comportement plastique des aciers et alliages haute résistance s'écrit :

$$\bar{\sigma}_y = \left[ A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \hat{\theta}^m \right] \quad (\text{II.31})$$

$$\hat{\theta} = \begin{cases} 0 & \text{pour } T < T_{trans} \\ \frac{T - T_{trans}}{T_m - T_{trans}} & \text{pour } T_{trans} \leq T \leq T_m \\ 1 & \text{pour } T > T_m \end{cases} \quad (\text{II.32})$$

avec  $\dot{\varepsilon}_0$  une vitesse de déformation de référence,  $T_{trans}$  une température de transition,  $T_m$  la température de fusion, et  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$  et  $m$  des constantes matériau.

Le modèle de Johnson-Cook a été retenu ici car une abondante base de données concernant les constantes matériau est disponible dans la littérature. Il existe d'autres modèles constitutifs destinés à décrire la thermo-viscoplasticité des métaux et alliages. On peut citer par exemple :

- [Follansbee & Kocks, 1988] appelé aussi modèle MTS (Mechanical Threshold Stress). Il s'agit d'un modèle basé sur la physique s'appuyant sur les mécanismes de déformation thermiquement activés.
- [Zerilli & Armstrong, 1987] qui est un modèle semi-empirique basé sur la physique des dislocations. Il présente l'avantage de distinguer deux formulations correspondant respectivement aux matériaux cubiques à face centrée (cfc) ou cubiques centrés (cc).

#### II.6.3.4. Critère de Drucker-Prager

Il rend compte d'une plasticité isotrope indépendante du temps et dépendante de la pression :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, d) = \sigma_{VM} - p \tan \beta - d = 0 \quad (\text{II.33})$$

avec  $\beta$  l'angle de frottement interne et  $d$  la cohésion du matériau (déterminée en cisaillement). Il vise notamment à décrire l'asymétrie de la contrainte d'écoulement (et de la contrainte de rupture) entre traction et compression (voir Figure II-25).

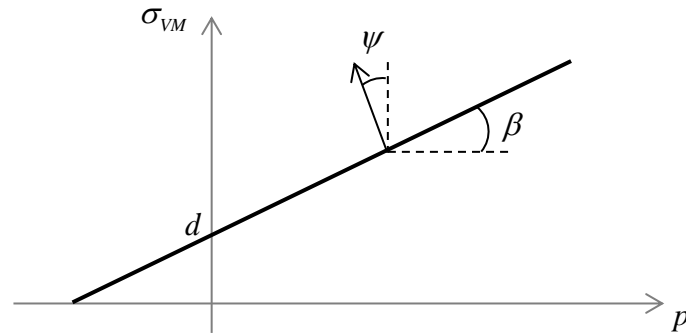


Figure II-25 : Fonction d'écoulement de Drucker-Prager.  $\beta$  représente l'angle de frottement interne et  $\psi$  l'angle de dilatance (direction de l'écoulement plastique)

## II.6.4. Endommagement

### II.6.4.1. Modèle d'endommagement ductile (Abaqus)

Il existe de nombreux modèles d'endommagement ductile couplés à la plasticité, parmi lesquels on peut citer Gurson, Lemaitre, Rousselier ([Gurson, 1977; Lemaitre & Chaboche, 1985; Rousselier, 1987]). Dans le cadre d'une approche ingénieur, le modèle d'amorçage et d'évolution de l'endommagement basé sur une contrainte effective disponible dans Abaqus est retenu ici pour décrire l'endommagement jusqu'à rupture des métaux et alliages. Le modèle est illustré en Figure II-26 ([Dassault Systèmes, 2016]) pour un élément de volume.

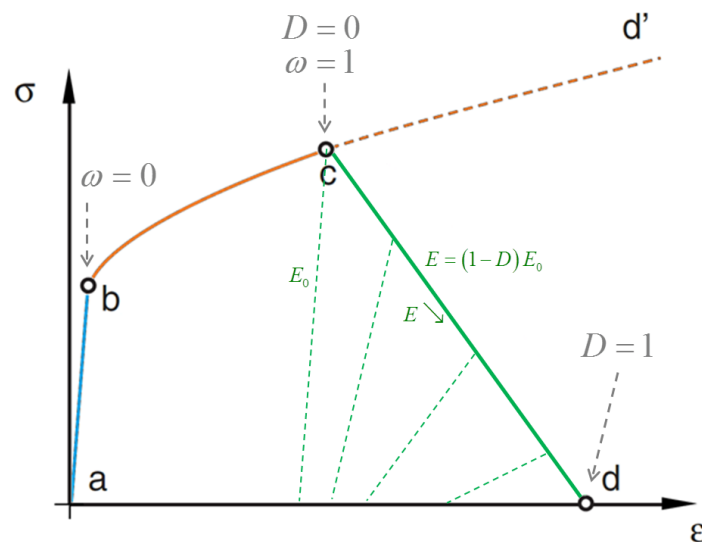


Figure II-26 : Représentation schématique d'une courbe contrainte-déformation d'un alliage métallique sollicité en traction simple, avec amorçage et évolution de l'endommagement découplé de la plasticité. [Dassault Systèmes, 2016]

L'endommagement  $D$  est amorcé quand un indicateur d'endommagement  $\omega$  atteint la valeur critique 1. Comme le montre la Figure II-26, L'indicateur  $\omega$  n'a aucun effet sur les propriétés

du matériau, voir partie [bc], tandis que la variable d'endommagement  $D$  dégrade progressivement les propriétés du matériau, voir partie [cd], jusqu'à annuler complètement sa résistance. On peut distinguer deux cas :

- si une loi d'évolution de la variable d'endommagement  $D$  est renseignée, les propriétés du matériau sont dégradées progressivement.
- si aucune loi d'évolution de l'endommagement n'est considérée, on a une rupture brutale du matériau.

- Indicateur  $\omega$  pour l'amorçage de l'endommagement

L'amorçage retardé de l'endommagement est déclenché via un « indicateur d'amorçage de l'endommagement ». Cet indicateur  $\omega$  est un scalaire dont la valeur évolue de 0 (début de la plasticité au point b de la Figure II-26) à 1 (amorçage de l'endommagement au point c) et qui dépend de la déformation plastique cumulée:

$$\omega = \frac{\bar{\varepsilon}^p}{\varepsilon_D^p} \quad (\text{II.34})$$

avec  $\varepsilon_D^p$  la déformation plastique cumulée à l'amorçage de l'endommagement.

Le modèle d'endommagement empirique de [G. R. Johnson & Cook, 1985] se rencontre fréquemment dans la littérature. Si initialement, il avait vocation à fournir une déformation à rupture, il fournit ici une déformation plastique cumulée à partir de laquelle le matériau commence à s'endommager. Cette déformation critique dépend du taux de triaxialité des contraintes  $T_\sigma$ , du taux de déformation  $\dot{\varepsilon}^{pl}$  et de la température  $T$  :

$$\bar{\varepsilon}_D^p = \left[ d_1 + d_2 \exp(d_3 T_\sigma) \right] \left[ 1 + d_4 \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] (1 + d_5 \hat{\theta}) \quad (\text{II.35})$$

$$\hat{\theta} = \begin{cases} 0 & \text{pour } T < T_{trans} \\ \frac{T - T_{trans}}{T_m - T_{trans}} & \text{pour } T_{trans} \leq T \leq T_m \\ 1 & \text{pour } T > T_m \end{cases} \quad (\text{II.36})$$

avec  $d_i$  des constantes matériau empiriques, et  $\dot{\varepsilon}_0$  une vitesse de déformation de référence.

On notera que dans Abaqus  $d_3$  devient  $-d_3$ .

- Loi d'évolution de l'endommagement  $D$

À l'amorçage de l'endommagement, les propriétés mécaniques du matériau commencent à être dégradées. L'état d'endommagement du matériau est décrit par une variable  $D$  évoluant de 0 (non endommagé) à 1 (rupture). Pour éviter des problèmes numériques on peut être amené à choisir une valeur critique  $D_c$  de  $D$  à la rupture inférieure à 1. Sur la Figure II-26, ces étapes correspondent respectivement aux points c, d, et à la portion de courbe c-d. On peut alors comparer les réponses d'un matériau intact et d'un matériau endommagé en se basant sur la contrainte effective  $\sigma_{eff}$ , introduite par [Kachanov, 1958] dans le cas unidirectionnel.

$$\sigma_{eff} = \frac{\sigma}{1-D} \quad (\text{II.37})$$

Si on applique le principe d'équivalence en déformation, il s'agit de la contrainte devant être appliquée à un élément endommagé pour obtenir la même déformation qu'un élément non endommagé soumis à une contrainte  $\sigma$ . Dans notre exemple, cela se traduit par la dégradation du module l'élasticité initial  $E_0$  en un module endommagé  $E$  selon :

$$E = E_0(1-D) \quad (\text{II.38})$$

Dans le cadre d'une simulation par éléments finis dans le régime adoucissant, on peut adopter l'approche de [Hillerborg et al., 1976] pour atténuer la dépendance au maillage. On passe ainsi d'une relation contrainte-déformation à une relation contrainte-déplacement en introduisant dans l'énergie surfacique d'ouverture de fissure  $G_f$  la longueur caractéristique  $L$  de l'élément et un déplacement plastique équivalent  $\bar{u}^p = L\bar{\varepsilon}^p$  :

$$G_f = \int_{\varepsilon_b^p}^{\varepsilon_f^p} L\sigma_y d\bar{\varepsilon}^p = \int_0^{\bar{u}_f^p} \sigma_y d\bar{u}^p \quad (\text{II.39})$$

avec  $\varepsilon_f^p$  la déformation plastique équivalente à rupture,  $\sigma_y$  la contrainte d'écoulement et  $\bar{u}_f^p$  le déplacement plastique équivalent à rupture.

La loi d'évolution de l'endommagement est alors définie comme :

$$\dot{D} = \frac{L\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\bar{u}_f^p} = \frac{\dot{\bar{u}}^p}{\bar{u}_f^p} \quad (\text{II.40})$$

Si on considère que  $D$  évolue linéairement, on peut envisager deux approches pour définir la rupture :

- en déplacement critique : on définit la valeur de  $\bar{u}_f^p$
- en énergie critique : on définit la valeur de  $G_f$  et on retrouve  $\bar{u}_f^{pl}$  via :

$$u_f^{-p} = \frac{2G_f}{\sigma_{y0}} \quad (\text{II.41})$$

avec  $\sigma_{y0}$  la contrainte d'écoulement à l'amorçage de l'endommagement ( $\omega=1$  et  $D=0$ ).

#### II.6.4.2. Modèle d'endommagement quasi-fragile de Johnson-Holmquist

Le comportement typique d'une céramique en traction et compression uniaxiales est schématisé en Figure II-27. La courbe contrainte-déformation commence par une partie élastique linéaire isotrope jusqu'à un pic de résistance. Des fissures naissent alors progressivement, diminuant la résistance du matériau.

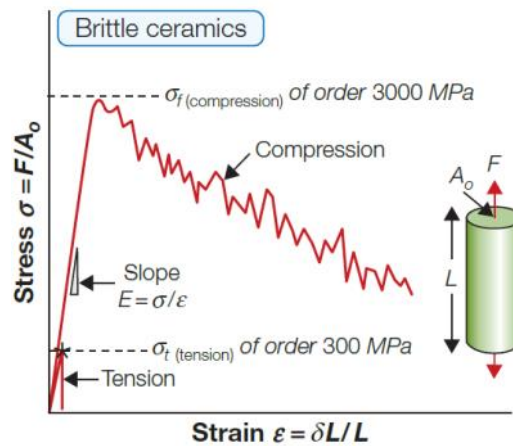


Figure II-27 : Comportement typique d'une céramique sollicitée en traction ou en compression uniaxiale. [Ashby, 2001]

Il existe plusieurs modèles rendant compte de l'aspect probabiliste de la rupture fragile, voir par exemple [Hild et al., 2003] ou [Clayton, 2008]. Dans le cas présent, un modèle déterministe a été préféré. Il s'agit du modèle empirique de Johnson-Holmquist 2 [G. R. Johnson & Holmquist, 1994] (également appelé « JH2 ») adapté aux matériaux quasi-fragiles tels que les verres et céramiques et pour lequel des valeurs de constantes sont disponibles dans la littérature.

Le modèle JH2 regroupe en fait quatre lois de comportement qui peuvent dépendre de la déformation, de la vitesse de déformation et de la pression :

- contrainte d'écoulement
- équation d'état
- amorçage de l'endommagement
- évolution de l'endommagement

Le principe du modèle JH2 est illustré en Figure II-28.

- Influence de l'endommagement sur l'équation d'état

Dans le modèle, seule la compressibilité du matériau est affectée par l'endommagement avec une distinction entre traction et compression. L'évolution de la pression  $p$  est en effet régie par :

$$p = \begin{cases} K_1 \bar{\mu} + K_2 \bar{\mu}^2 + K_3 \bar{\mu}^3 & \text{pour un matériau non endommagé } (D = 0) \\ K_1 \bar{\mu} + K_2 \bar{\mu}^2 + K_3 \bar{\mu}^3 + \Delta p & \text{pour un matériau endommagé } (0 < D < 1) \\ \Delta p_{\max} & \text{pour un matériau rompu } (D = 1) \end{cases} \quad (\text{II.42})$$

avec  $K_1 = K$  le module de compressibilité provenant de l'élasticité linéaire isotrope,  $K_2$  et  $K_3$  des constantes matériau, nulles en traction isostatique,  $\Delta p$  l'incrément de pression au cours de l'endommagement, et  $\Delta p_{\max}$  la valeur résiduelle de la pression dans un matériau rompu. Dans une stratégie de modélisation différente, une équation d'état de type Mie-Grüneisen pourrait remplacer cette expression polynomiale.

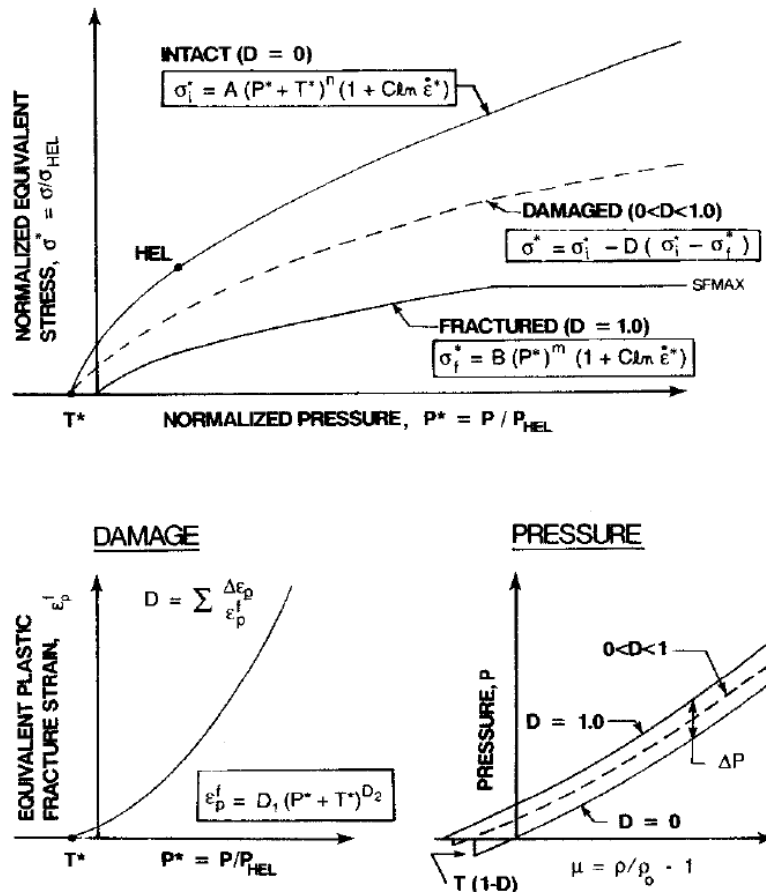


Figure II-28 : Description du modèle JH2 [G. R. Johnson & Holmquist, 1994]

- Influence de l'endommagement sur la contrainte d'écoulement

On introduit les grandeurs adimensionnelles marquées par \* :

$$\sigma_{eq}^* = \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{HEL}} ; p^* = \frac{p}{p_{HEL}} ; q^* = \frac{q}{q_{HEL}} ; \dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \quad (\text{II.43})$$

où l'indice HEL indique que la valeur de la quantité a été prise à la limite élastique d'Hugoniot (Hugoniot Elastic Limit),  $q \leq 0$  ( $T$  dans le modèle original) l'opposé de la valeur de la contrainte à rupture en tension hydrostatique pure, et  $\dot{\varepsilon}_0$  une vitesse de déformation de référence (habituellement égale à  $1 \text{ s}^{-1}$ ).

Le critère qui dépend de la pression et de la vitesse peut s'écrire :

$$\sigma_{eq}^* = [(1-D)\sigma_i^* + D\sigma_f^*](1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) \quad (\text{II.44})$$

avec

$$\begin{cases} \sigma_i^* = A(p^* + q^*)^N \\ \sigma_f^* = B(p^*)^M \end{cases} \quad (\text{II.45})$$

où  $\sigma_i^*$  et  $\sigma_f^*$  sont respectivement les valeurs initiale ( $D=0$ ) et à rupture ( $D=1$ ) de la résistance de la céramique,  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $N$  et  $M$  sont des constantes matériau. La valeur maximale de  $\sigma_f^*$  peut aussi être limitée à une valeur  $\sigma_{Max}$  :

$$\sigma_f^* = \text{Max} \left[ B(p^*)^M ; \frac{\sigma_{Max}}{(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*)} \right] \quad (\text{II.46})$$

- Evolution de l'endommagement

La loi d'évolution de l'endommagement  $D$  est régie par :

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\varepsilon_f^p} ; \varepsilon_f^p = D_1 (p^* + q^*)^{D_2} \quad (\text{II.47})$$

avec  $D_1$  et  $D_2$  des constantes matériau.

### II.6.4.3. Modèle d'endommagement orthotrope de Johnson

Les matériaux polymères renforcés par des fibres longues se distinguent des précédents par un comportement orthotrope et des modes multiples d'endommagement (exemple : rupture des fibres, rupture de la matrice, délaminage). Leur plasticité est parfois négligée, un comportement élastique-fragile permet en général d'avoir des résultats satisfaisants (voir



[Krishnan et al., 2010] par exemple). La Figure II-29 illustre le comportement typique d'une fibre de tissu balistique sollicitée en traction simple.

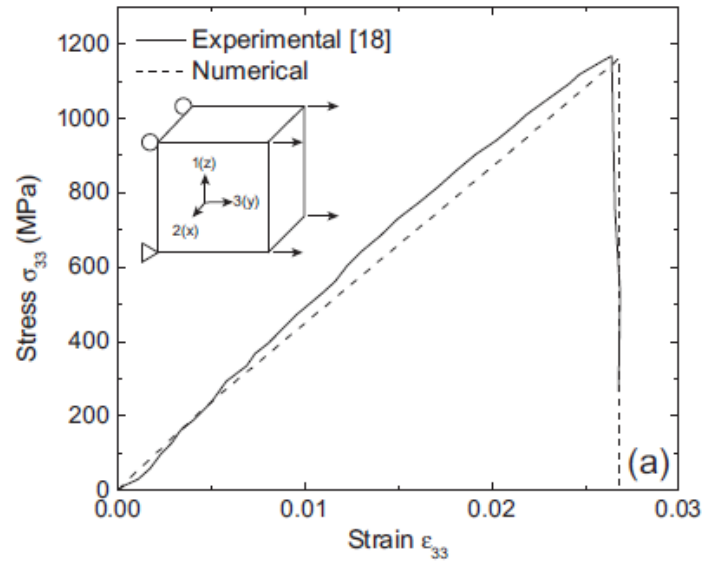


Figure II-29 : Comparaison entre expérience et simulation de la réponse d'une fibre en UHMWPE [Nguyen et al., 2016].

Pour modéliser le comportement orthotrope à rupture des polymères renforcés par des fibres longues, le modèle de Hashin [Hashin, 1980] est très présent dans la littérature de par sa simplicité d'utilisation. Cependant ce modèle a été conçu pour les plis unidirectionnels et il s'adapte assez mal aux tissus bidirectionnels, pour lesquels le modèle de Johnson [A. F. Johnson, 2001] est plus adapté et plus complet. Le modèle de contrainte effective de Johnson [A. F. Johnson, 2001] est retenu ici.

- Influence de l'endommagement sur l'élasticité

Le matériau est considéré orthotrope, et l'endommagement  $d_i$  du matériau dégrade son comportement élastique :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{12}^{el} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{(1-d_1)E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_2} & \frac{1}{(1-d_2)E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_{12})2G_{12}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \quad (\text{II.48})$$

Les variables d'endommagement  $d_1$  et  $d_2$  sont associées aux ruptures de fibres dans les directions 1 et 2, et la variable  $d_{12}$  témoigne de la fissuration de la matrice due à sa

déformation en cisaillement. Les endommagements en traction (indice « + ») et en compression (indice « - ») sont différenciés :

$$\begin{cases} d_1 = d_{1+} \frac{\langle \sigma_{11} \rangle}{|\sigma_{11}|} + d_{1-} \frac{\langle -\sigma_{11} \rangle}{|\sigma_{11}|} \\ d_2 = d_{2+} \frac{\langle \sigma_{22} \rangle}{|\sigma_{22}|} + d_{2-} \frac{\langle -\sigma_{22} \rangle}{|\sigma_{22}|} \end{cases} \quad (\text{II.49})$$

On peut alors définir les contraintes effectives, qui traduisent la dégradation de la réponse des fibres lorsqu'elles sont endommagées :

$$\begin{aligned} \sigma_{1+} &= \frac{\langle \sigma_{11} \rangle}{(1-d_{1+})} & \sigma_{1-} &= \frac{\langle -\sigma_{11} \rangle}{(1-d_{1-})} \\ \sigma_{2+} &= \frac{\langle \sigma_{22} \rangle}{(1-d_{2+})} & \sigma_{2-} &= \frac{\langle -\sigma_{22} \rangle}{(1-d_{2-})} \end{aligned} \quad (\text{II.50})$$

Par la suite, plusieurs variables dépendront de la direction et du sens de sollicitation. On définit alors un indice  $\alpha$  pouvant correspondre à 1+, 1-, 2+ ou 2-.

- Amorçage et évolution de l'endommagement des fibres

Le critère d'amorçage de l'endommagement obéit à une fonction  $F_\alpha$  qui s'apparente à une fonction d'écoulement :

$$F_\alpha = \phi_\alpha - r_\alpha \leq 0 \quad (\text{II.51})$$

Les fonctions  $\phi_\alpha$  dépendent des contraintes d'écoulement  $X_\alpha$  :

$$\phi_\alpha = \frac{\sigma_\alpha}{X_\alpha} \quad (\text{II.52})$$

Lorsque  $\phi_\alpha$  devient égale à l'endommagement critique  $r_\alpha$  (initialement égal à 1),  $F_\alpha = 0$  et l'endommagement est amorcé. Ensuite, soit aucune évolution d'endommagement n'est prévue et on a une rupture brutale des fibres, soit la variable d'endommagement  $d_\alpha$  évolue suivant la relation à effet retard (voir par exemple [Allix & Deü, 1997]) :

$$\begin{aligned} d_\alpha &= 1 - \frac{1}{r_\alpha} \exp(-A_\alpha (r_\alpha - 1)) \\ A_\alpha &= \frac{2g_0^\alpha L_c}{G_f^\alpha - g_0^\alpha L_c} ; g_0^\alpha = \frac{X_\alpha^2}{2E_\alpha} \end{aligned} \quad (\text{II.53})$$

On retrouve  $G_f^\alpha$  l'énergie de rupture par unité de surface et  $L_c$  la longueur caractéristique de l'élément concerné. Pour garder  $F_\alpha \leq 0$ ,  $r_\alpha$  évolue également au cours du temps  $t$  :

$$r_{\alpha}(t) = \max_{\tau \leq t} \phi_{\alpha}(\tau) \quad (\text{II.54})$$

- Amorçage et évolution de l'endommagement de la matrice

Les sollicitations en cisaillement sont reprises par la matrice dont le comportement est décrit par un modèle élastoplastique. Les formulations sont similaires à celles des modèles des fibres.

La contrainte effective  $\sigma_{12}$  dépend de la variable d'endommagement  $d_{12}$  :

$$\sigma_{12} = \frac{\sigma_{12}}{(1-d_{12})} \quad (\text{II.55})$$

Une fonction d'écoulement fait intervenir la contrainte d'écoulement  $\sigma_0$  :

$$F = |\sigma_{12}| - \sigma_0 \left( \varepsilon^{-pl} \right) \leq 0 \quad (\text{II.56})$$

L'amorçage de l'endommagement est piloté par un critère proche des précédents :

$$\begin{cases} F_{12} = \phi_{12} - r_{12} \leq 0 \\ r_{12}(t) = \max_{\tau \leq t} \phi_{12}(\tau) \end{cases} \quad (\text{II.57})$$

La fonction  $\phi_{12}$  dépend cette fois de la contrainte critique  $S$  d'apparition de l'endommagement :

$$\phi_{12} = \frac{\sigma_{12}}{S} \quad (\text{II.58})$$

L'évolution de la variable d'endommagement est cette fois différente de celle des fibres, car elle est supposée dépendre directement de  $r_{12}$  :

$$d_{12} = \min(\alpha_{12} \ln(r_{12}), d_{12}^{\max}) \quad (\text{II.59})$$

Où  $\alpha_{12} > 0$  et  $d_{12}^{\max} \leq 1$  sont des paramètres matériau.

- Suppression des éléments

La suppression d'un élément peut alors intervenir de deux manières différentes :

- 1) Une fibre rompt (ie  $d_1 = d_{\max}$  **ou**  $d_2 = d_{\max}$ ) ou la matrice rompt (ie  $\varepsilon^{-pl} = \varepsilon_{\max}^{-pl}$ )
- 2) Les deux fibres rompent (ie  $d_1 = d_{\max}$  **et**  $d_2 = d_{\max}$ ) ou la matrice rompt (ie  $\varepsilon^{-pl} = \varepsilon_{\max}^{-pl}$ )

De plus, un critère de suppression précoce peut s'ajouter, en fixant des valeurs maximales de déformations principales logarithmiques :  $\hat{\varepsilon} > \hat{\varepsilon}_{\max} > 0$  ou  $\hat{\varepsilon} < \hat{\varepsilon}_{\min} < 0$ .

#### II.6.4.4. Modèle d'endommagement des éléments cohésifs

Les films d'adhésifs sont modélisés dans notre étude par des éléments cohésifs dont le comportement élastique est décrit par une loi de type « traction-séparation » dont la version découplée peut s'écrire :

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{nn} & & 0 \\ & E_{ss} & \\ 0 & & E_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \\ \varepsilon_t \end{Bmatrix} \quad (\text{II.60})$$

où les  $t_i$  représentent les composantes de traction et cisaillement du vecteur contrainte  $\vec{t}$ , les  $E_{ii}$  les composantes de la matrice d'élasticité  $\underline{\underline{E}}$  et les  $\varepsilon_i$  les composantes de traction et cisaillement du vecteur déformation  $\vec{\varepsilon}$ , et les indices  $n$ ,  $s$  et  $t$  désignent respectivement la direction normale et les deux directions de cisaillement [Dassault Systèmes, 2016]. Dans une première approche très simplifiée, les films d'adhésifs sont ici considérés comme des matériaux élastiques-fragiles dont l'indicateur d'endommagement  $\omega$  suit la relation :

$$\omega = \left( \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right)^2 + \left( \frac{t_s}{t_s^0} \right)^2 + \left( \frac{t_t}{t_t^0} \right)^2 \quad (\text{II.61})$$

où les  $t_i^0$  sont des données matériau représentant les valeurs maximales admissibles dans l'élément cohésif. Dans ce modèle, une sollicitation en compression pure ne fait pas évoluer l'indicateur d'endommagement.

#### II.6.5. Echauffement

La quantité de chaleur  $Q$  générée par les déformations plastiques s'obtient à partir de l'équation de la chaleur :

$$\begin{aligned} \rho c \dot{T} - \lambda \Delta T &= Q \\ Q &= \beta \dot{W}^{pl} \end{aligned} \quad (\text{II.62})$$

avec  $c$  la chaleur spécifique,  $\lambda$  la conductivité thermique,  $Q$  l'apport de chaleur,  $\beta$  le coefficient de Taylor Quinney, et  $W^{pl}$  le travail plastique. Le coefficient  $\beta$  représente la proportion de puissance de déformation plastique dissipée sous forme de chaleur [Taylor & Quinney, 1934]. [Longère & Dragon, 2009] ont montré que le coefficient  $\beta$  dépend de la déformation, de la vitesse de déformation, et de la température. Dans la littérature ce coefficient est souvent considéré constant proche de 0,9 (voir par exemple [Teng & Wierzbicki, 2004]). Lorsqu'une équation d'état est utilisée, ce qui est le cas dans la présente étude, Abaqus impose la valeur  $\beta = 1,0$ .

## II.7. Bilan de l'étude bibliographique

L'étude porte sur les protections passives vis-à-vis d'une munition de petit calibre de type 7,62×51 mm à cœur en carbure de tungstène dont la vitesse en tir réel avoisine les 900 m/s. La performance d'une protection balistique passive est généralement estimée à partir de la vitesse limite de perforation (VLP) qui est la vitesse incidente minimale du projectile au-delà de laquelle le projectile perce la protection en étant animé d'une vitesse résiduelle non nulle. La VLP dépend fortement des matériaux et géométries du projectile et de la protection, raison pour laquelle il n'existe pas d'estimation analytique universelle et que le recours aux essais de certification et/ou la simulation numérique s'avère incontournable.

Selon la VLP requise et la/les fonction(s) à assurer, on utilise des métaux et alliages, des céramiques et/ou des polymères renforcés et leur combinaison comme matériaux constitutifs de systèmes de protection. Ces matériaux ont des mécanismes de rupture et des VLP individuelles très différents. Les métaux et alliages sont sujets à l'endommagement ductile à l'ambiante et généralement la perforation de la plaque se fait selon le cas par poinçonnage, pénétration ductile ou ouverture en pétales. Les céramiques sont quasi-fragiles par nature et la rupture de la plaque se fait par multi-fragmentation. Les polymères renforcés par des fibres longues possèdent quant à eux plusieurs mécanismes de rupture, en particulier rupture de fibre, délaminage, fissuration transverse. Ces matériaux sont selon le cas utilisés seuls ou associés pour former des protections balistiques spécifiques. Des modèles constitutifs spécifiques seront en conséquence utilisés pour chaque classe de matériaux : modèle de plasticité de Johnson-Cook couplé au modèle d'amorçage et d'évolution de l'endommagement ductile disponible dans Abaqus pour les métaux et alliages, modèle constitutif avec endommagement de Johnson-Holmquist pour les céramiques, et modèle de multi-endommagement de Johnson pour les polymères renforcés par des fibres longues. Compte tenu des pressions en jeu, les modèles des deux premières classes seront accompagnés par une équation d'état de type Mie-Grüneisen.



## III. Investigation expérimentale

*L'investigation expérimentale a pour but d'une part d'identifier les vitesses limites de perforation et les mécanismes de ruine de différentes solutions technologiques de protection balistique et d'autre part d'alimenter une base de données pour le dialogue expérience-simulation à suivre dans une démarche calibration, vérification et validation. Les cibles considérées sont ainsi monolithiques ou multimatériaux/multicouches constituées de métaux et alliages (alliage d'aluminium, acier à blindage), céramiques (alumine, carbure de silicium) et polymères renforcés par des fibres longues (tissu balistique) assemblés par boulonnage ou collage, et les projectiles sont de géométries (diamètre, bout plat vs conique) et de matériaux (acier dur, carbure de tungstène) variés jusqu'à la balle réelle (7,62×51 AP8). Selon la vitesse du projectile, différents lanceurs et leurs instrumentations spécifiques sont utilisés, à savoir deux lanceurs à gaz de l'ICA et une arme réelle du Banc National d'Épreuve de Saint-Étienne. L'influence du projectile et de la protection sont analysées.*

## Table des matières

III.1. Projectiles et protections.....	56
III.1.1. Projectiles.....	56
III.1.2. Protections.....	59
III.2. Moyens expérimentaux.....	68
III.2.1. Mise en mouvement du projectile.....	68
III.2.2. Sabots et séparateur/destructeur de sabot.....	70
III.2.3. Métrologie des bancs d'essai.....	72
III.3. Résultats des essais d'impacts à vitesse modérée (lanceur Ø40).....	74
III.3.1. Protection monocouche AA6.....	75
III.3.2. Protections tricouches AA6-air0/10/30-AA6 et AA6-AdA300-AA6.....	78
III.4. Résultats des essais d'impacts à haute vitesse (lanceur Ø60).....	79
III.4.1. Protection monocouche AA12.....	80
III.4.2. Protection monocouche MS8.8.....	82

III.4.3. Protection tricouche AA6-air10-AA6.....	85
III.4.4. Protection tricouche MS8.8-AA8 .....	90
III.4.5. Protection tricouche AA6-AdC250-TB12 .....	91
III.4.6. Protection tricouche AM5-AdB250-AA6.....	96
III.5. Résultats des essais de tir réel (veine de tir).....	98
III.5.1. Protection tricouche MS8.8-AA8 .....	98
III.5.2. Protection Multimatériaux (AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12).....	101
III.5.3. Protection tricouche AM5/AM5.F1/2-AdB250-AA6.....	103
III.5.4. Protection tricouche SiC8-AdB250-AA6 .....	103
III.6. Bilan de la campagne expérimentale .....	105
III.6.1. Vitesses limites de perforation.....	105
III.6.2. Influence du projectile .....	105
III.6.3. Influence de la protection.....	109

## III.1. Projectiles et protections

### III.1.1. Projectiles

Les projectiles ICA utilisés dans cette étude sont de dimensions, géométries et matériaux différents qui s'inscrivent dans une démarche de calibration, vérification et validation de briques de la modélisation numérique à suivre, et tendent à se rapprocher progressivement de la balle réelle (voir Figure III-1) dont l'approvisionnement ne peut être réalisé par le laboratoire.

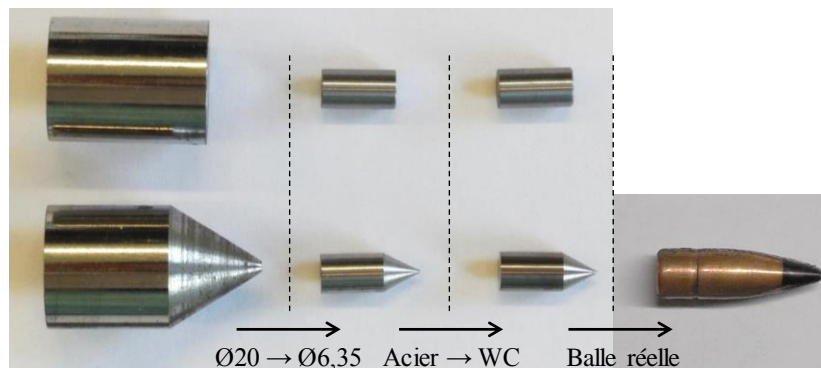


Figure III-1 : Projectiles utilisés dans l'étude. De gauche à droite : projectiles de laboratoire en acier à bout plat et à bout conique ; projectiles imitant un cœur de balle en acier à bout plat et à bout conique ; projectiles imitant un cœur de balle en carbure de tungstène à bout plat et à bout conique ; balle de munition 7,62x51 AP8



Deux extrémités de projectiles ICA sont considérées : plate et conique. Les projectiles à bout conique visent à se rapprocher des menaces réelles et à induire un mode de ruine par ouverture en pétales dans les alliages métalliques. Les projectiles à bout plat sont plutôt assimilables à des fragments et sont destinés à tester la sensibilité de certains matériaux au poinçonnage dans les alliages métalliques.

#### III.1.1.1. Projectile de laboratoire (ICA)

Les projectiles dits « de laboratoire » sont des cylindres en acier à haute résistance 40CMD8, de diamètre 20 mm. Ces projectiles sont destinés dans un premier temps au lanceur Ø40 qui permet d'atteindre une vitesse maximale d'environ 230 m/s. Malgré cette valeur relativement faible, nous avons souhaité faire un parallèle avec des menaces réelles, en adoptant une approche énergétique. Dans la liste fournie par le STANAG, les seules menaces raisonnablement accessibles dans ce cadre sont les calibres 5,56×45 M193 possédant une énergie cinétique de 1,6 kJ. Nous choisissons cette base dans un premier temps, bien qu'elle ne corresponde pas aux munitions que l'on souhaite considérer à terme. Pour une vitesse incidente de 230 m/s et une énergie cinétique de 1,6 kJ, on obtient une masse d'environ 60 g. Pour les projectiles à bout plat, cela se traduit par une longueur de 25 mm. Nous souhaitons de plus assurer au minimum un centrage court du projectile dans le sabot (la longueur de maintien est au moins égale au diamètre), qui est alors assuré ici. Pour les projectiles à bout conique, l'équivalence en masse impose une longueur à diamètre constant égale à 20 mm et un cône de demi-angle au sommet de 33°. Dans un second temps, ces projectiles seront également utilisés avec le lanceur Ø60.

Par la suite, ces projectiles seront désignés comme D20-Acier-Plat ou D20-Acier-Conique.

Cette approche à iso-énergie a ses limites, et en cas de différence importante entre les masses et les vitesses en jeu, des différences peuvent apparaître dans les résultats (voir par exemple [Westphal et al., 2011]). D'autres projectiles, proches des balles réelles, sont donc conçus.

#### III.1.1.2. Projectiles imitant un cœur de balle en carbure de tungstène (ICA)

Nous n'avons pas pu nous procurer directement des exemplaires de munitions d'intérêt pour notre étude (balle perforante 7,62×51 AP8). Nous avons donc procédé à sa simplification en ne considérant que son cœur en carbure de tungstène (WC). Le matériau originel de ce cœur, analysé dans [Hazell et al., 2008], est composé de 11,6% de cobalt et 88,4% de carbure de

tungstène (pourcentages massiques). Cependant, notre fournisseur n'a pas pu se procurer exactement la même matière, nos projectiles seront donc composés de 6% de cobalt et 94% de carbure de tungstène (WC94-Co6). De plus, les auteurs relèvent un diamètre de 5,2 mm, une longueur de 22,3 mm, un cône de demi-angle  $27,5^\circ$  et une masse de 5,556 g. Notre fournisseur ne proposant pas ce diamètre, nous travaillerons avec des cœurs de diamètre 6,35 mm. Le demi-angle du cône de  $27,5^\circ$  et la masse d'environ 5,5 g sont respectées. Une variante possédant un bout plat, et conservant la même masse, est également fabriquée. Par la suite, ces projectiles seront désignés comme D6.35-WC-Plat ou D6.35-WC-Conique.

#### III.1.1.3. Projectiles « Cœur Acier » (ICA)

Le passage du projectile D20-Acier-Plat/Conique au projectile D6.35-WC-Plat/Conique induit à la fois un changement de dimensions et de matériau. Pour réduire le nombre de variations simultanées, un troisième type de projectile est considéré (voir Figure III-1). Il adopte la géométrie des projectiles D6.35-WC-Plat/Conique et est constitué du même matériau que les projectiles D20-Acier-Plat/Conique.

Par la suite, on parlera de projectiles D6.35-Acier-Plat ou D6.35-Acier-Conique.

#### III.1.1.4. Balle réelle (Banc National d'Épreuve de Saint-Etienne)

Certains essais sont menés au Banc National d'Épreuve de Saint-Étienne, nous permettant d'avoir accès à des munitions perforantes 7,62×51 AP8. La balle est constituée d'un cœur en carbure de tungstène enchâssé dans un bouchon en alliage d'aluminium, le tout enveloppé dans une chemise en laiton. Ces différents éléments sont visibles en Figure III-2. Le diamètre externe de la balle mesure 7,83 mm et sa masse est de 8,3 g. Cette munition est destinée principalement aux mitrailleuses M60 et fusils de précision M24 (voir Figure III-3).

Par la suite, on parlera de balle 7,62AP8.



Figure III-2 : Coupe d'une balle de 7,62×51 AP8. Gauche : balle complète (chemise, bouchon et cœur). Centre : bouchon en alliage d'aluminium. Droite : chemise en laiton.



Figure III-3 : Exemples d'armes utilisant la munition perforante 7,62x51 AP8 : mitrailleuse M60 (gauche) et fusil de précision M24 (droite) [Wikipedia, 2014, 2018]

### III.1.1.5. Synthèse

Les projectiles utilisés dans l'étude sont de quatre types, testés selon le cas avec un bout plat ou un bout conique :

- Projectile D20-Acier-Plat/Conique : acier 40CMD8 et diamètre 20 mm, bout plat et bout conique.
- Projectile D6.35-Acier-Plat/Conique : acier 40CMD8 et diamètre 6,35 mm, bout plat et bout conique.
- Projectile D6.35-WC-Plat/Conique : carbure de tungstène WC94-Co6 et diamètre 6,35 mm, bout plat et bout conique.
- Balle 7,62AP8 : balle perforante 7,62x51 AP8, bout conique.

Des mesures en interne et des données fournisseur indiquent que les projectiles D6.35-WC-Plat/Conique possèdent des impédances acoustiques et duretés plus importantes que les projectiles D6.35-Acier-Plat/Conique (voir Tableau III-1). À dimensions égales, les premiers devraient donc présenter de meilleures performances balistiques.

Tableau III-1 : Quelques propriétés des matériaux des projectiles

	$E$ (GPa)	$\nu$	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$Z_a$ (kg/m <sup>2</sup> /s)	$HV$ (kgf/mm <sup>2</sup> )
Acier 40CMD8	210	0,3	7850	1126	327
Carbure de tungstène WC94-Co6	650	0,215	14950	2828	1500

Les projectiles sont visibles en Figure III-1 et leurs caractéristiques sont listées dans le Tableau III-2. Des plans plus détaillés sont reportés en Annexe D p194.

### III.1.2. Protections

Le MARS<sup>®</sup> 380 (anciennement MARS<sup>®</sup> 190) est un acier à blindage classique et est utilisé ici comme matériau de référence. Les nuances ou références exactes des autres matériaux sont renseignées en Annexe L.1 p213 accessible dans la version confidentielle du document.

Tableau III-2 : Caractéristiques des projectiles

Type	Matériau	Diamètre (mm)	Masse (g)		Vitesse max. (m/s)	$E_c$ (kJ) conique
			Plat	Conique		
<i>Projectiles des essais au laboratoire</i>						
D20-Acier-Plat/Conique	40CMD8	20	59,5	58,9	230	1,56
D6.35-Acier-Plat/Conique	40CMD8	6,35	2,95	2,94	800	0,941
D6.35-WC-Plat/Conique	WC94-Co6	6,35	5,50	5,46	800	1,75
<i>Balles réelles</i>						
(5,56×45 M193)	Multiplés	5,7	3,56		937	1,56
(7,62×51 AP8) (Cœur seul)	WC88-Co12	5,2	5,56		930	2,40
7,62×51 AP8 Complète	Multiplés	7,82	8,4		930	3,63

Des cibles monocouches ou multicouches sont étudiées, faisant parfois intervenir différents matériaux au sein du même système de protection. Les caractéristiques principales des cibles utilisées pour les essais en laboratoire sont listées dans le Tableau III-4. Les cibles destinées aux essais réels en veine de tir sont décrites dans le Tableau III-5.

On étudiera notamment :

- une configuration monomatériau (alliage léger) mono et multicouches pour la réduction de masse
- une configuration bi-métal tricouche, pour conserver certaines performances balistiques tout en réduisant la masse
- une configuration multimatériaux multicouches, dans le but de satisfaire toutes les fonctions d'une protection tout en réduisant la masse

### III.1.2.1. Configurations monomatériau, mono et multicouches

L'objectif est ici d'étudier le comportement de matériaux seuls, ou d'empilements simples.

L'alliage d'aluminium utilisé est un matériau ductile à haute résistance spécifique. Les alliages d'aluminium interviennent souvent dans les blindages de véhicule, notamment en tant que matériau structurel de la caisse. Les épaisseurs 6 mm et 12 mm sont considérées ici. Une

plaque sera utilisée seule ou associée à une autre plaque par collage ou boulonnage séparées ou non par une lame d'air, voir Figure III-4.

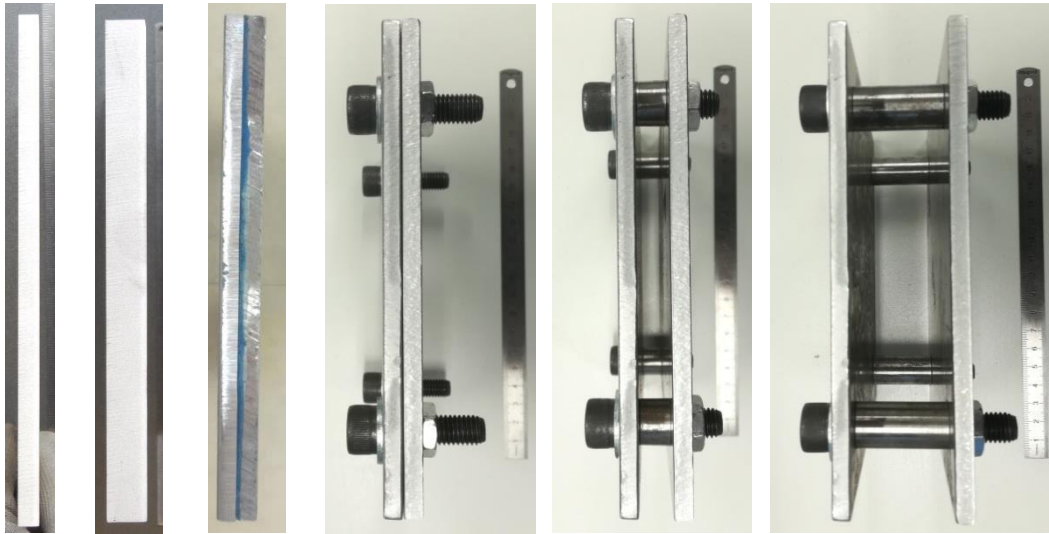


Figure III-4 : De gauche à droite, photographies de profil de six protections AA6, AA12, AA6-AdA300-AA6, AA6-air0-AA6, AA6-air10-AA6 et AA6-air30-AA6

On adopte la notation

- AA6 et AA12 pour des plaques en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 et 12 mm respectivement
- air0, air10, air30 pour des lames d'air d'épaisseur 0, 10 et 30 mm respectivement
- AdA300 pour un joint d'adhésif A d'épaisseur 300  $\mu\text{m}$

Ainsi, une protection AA12 signifie que l'on considère une plaque monocouche en alliage d'aluminium d'épaisseur 12 mm, et une protection AA6-air10-AA6 signifie que l'on considère une protection constituée de deux plaques en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm séparées par une lame d'air d'épaisseur 10 mm. On s'intéressera aux associations :

- AA6-AdA300-AA6, correspondant à deux plaques en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm collées par un film d'adhésif A d'épaisseur 300  $\mu\text{m}$ .
- AA6-air0/10/30-AA6 correspondant à des systèmes de protection tricouche constitués de deux plaques en alliage d'aluminium de 6 mm séparées par une lame d'air d'épaisseur 0, 10 ou 30 mm, considérée comme couche intermédiaire. Les plaques sont assemblées par boulonnage et des entretoises en acier assurent les lames d'air de 10 et 30 mm. Pour une lame d'air de 0 mm, l'interaction entre les deux plaques est forte, tandis que pour une lame d'air de 30 mm, l'interaction entre les deux plaques est inexistante.

### III.1.2.2. Configuration bi-métal, tricouche

Une solution couramment employée dans le blindage de véhicule terrestre est un blindage bi-métal : la caisse du véhicule est en alliage d'aluminium, et un sur-blindage en acier est ajouté. Cet empilement est simple, peu cher, mais possède une masse surfacique élevée.

L'objectif est ici d'étudier la réponse d'empilements constitués de deux matériaux différents (voir Figure III-5).

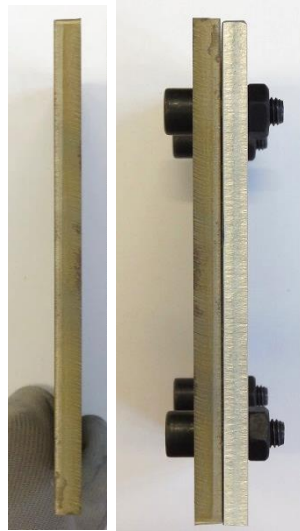


Figure III-5 : Photographies d'une protection monocouche MS8.8 (gauche) et d'une protection tricouche MS8.8-AA8 (droite)

On adopte la notation MS8.8 pour une plaque en acier à blindage MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur 8,8 mm.

Pour cette étude sur une protection bi-métal, on s'intéressera à l'association :

- MS8.8-AA8 (ou MS8.8-air0-AA8) qui correspond à une plaque en acier à blindage MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur 8.8 mm en plaque avant et une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 8 mm en plaque arrière, assemblées par boulonnage et séparées par une lame d'air de 0 mm.

### III.1.2.3. Configurations multimatériaux, multicouches

L'objectif est ici d'étudier la réponse d'empilements multimatériaux assurant des fonctions différentes (voir Figure III-6). Certains blindages qui recherchent une haute performance s'orientent vers la céramique en couche avant, dont la haute dureté endommage le projectile, et dont la rupture en cône distribue l'effort sur la couche suivante. Ce type de système est particulièrement efficace, mais certains inconvénients de la céramique peuvent décourager son utilisation : prix élevé, fragmentation complète dès le premier impact, et difficulté de mise

en forme notamment. Un autre matériau courant lorsque l'on recherche une protection légère est un tissu balistique (CMOFL) placé en couche arrière et qui collecte les fragments générés lors de l'impact.

On adopte la notation

- AM5 pour un disque en alumine d'épaisseur 5 mm
- AM10 pour une tuile en alumine d'épaisseur 10 mm
- TB12 pour un panneau de tissu balistique de 12 plis
- AdB250 pour un film d'adhésif B d'épaisseur 250  $\mu\text{m}$
- AdC250 pour un film d'adhésif C d'épaisseur 250  $\mu\text{m}$

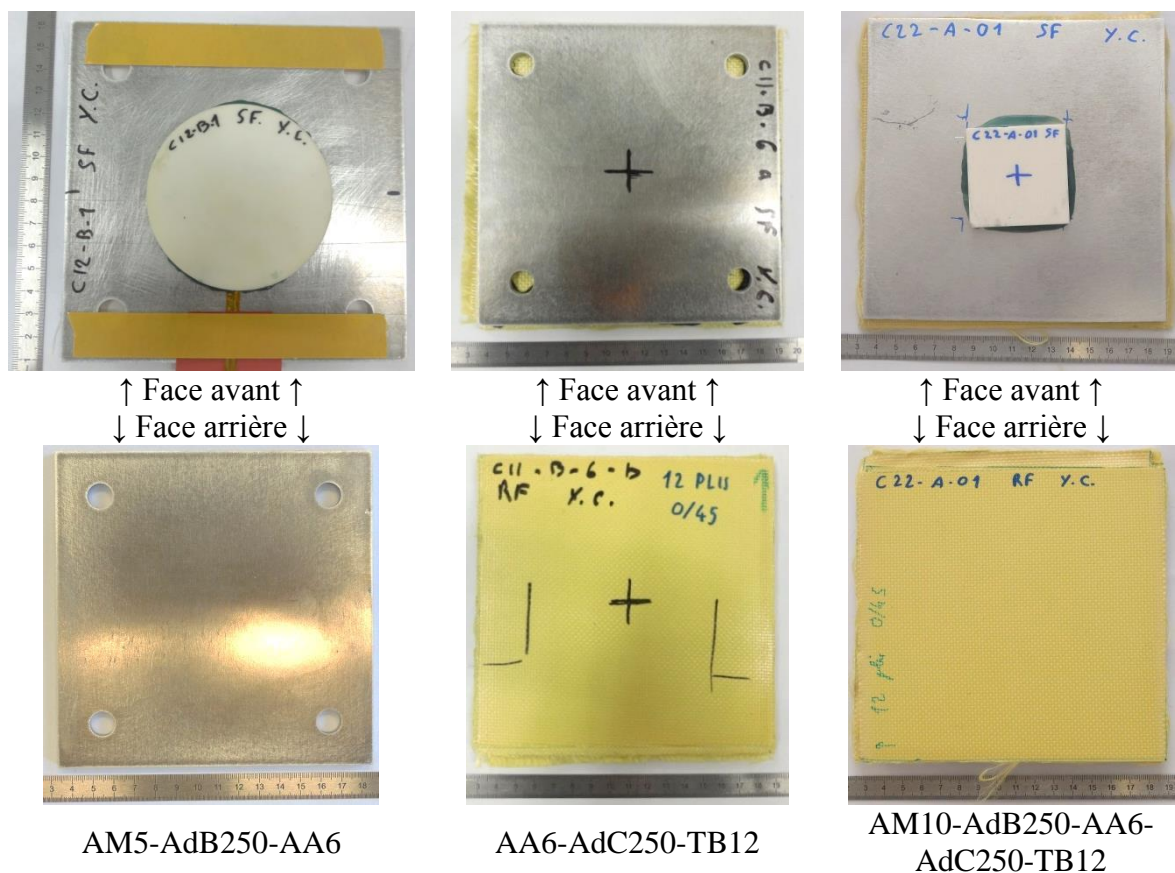


Figure III-6 : Photographie de la face avant (haut) et arrière (bas) des protections AM5-AdB250-AA6 (gauche), AA6-AdC250-TB12 (centre) et AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 (droite)

On s'intéressera ainsi aux associations :

- AM5-AdB250-AA6 correspondant à un disque en alumine d'épaisseur 5 mm et de diamètre 80 mm en couche avant et une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm en couche arrière assemblées par un film d'adhésif B d'épaisseur 250  $\mu\text{m}$ .

- AA6-AdC250-TB12 correspondant à une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm en couche avant et un panneau en tissu balistique de 12 plis en couche arrière, assemblées par un film d'adhésif C d'épaisseur 250 µm.
- AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 correspondant à une tuile en alumine d'épaisseur 10 mm en couche avant, une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm en couche médiane et un panneau en tissu balistique de 12 plis en couche arrière. L'assemblage des deux premières couches se fait par un film d'adhésif B d'épaisseur 250 µm et l'assemblage des deux dernières couche se fait par un film d'adhésif C d'épaisseur 250 µm. Trois fonctions du blindage sont respectées : érosion du projectile (rôle de la céramique), dissipation de son énergie cinétique (rôle de l'alliage d'aluminium), collecte des fragments (rôle du panneau en tissu balistique).

#### III.1.2.4. Configurations céramiques avancées

Des empilements supplémentaires, destinés à réduire la fragmentation de la céramique à l'impact, sont également considérés (voir Figure III-7). Pour cela, on adopte les notations suivantes :

- AM5.F pour un disque en alumine d'épaisseur 5 mm fretté dans une couronne en acier
- SiC8 pour une tuile de carbure de silicium hexagonale d'épaisseur 8 mm et de largeur 30 mm entre bords parallèles.

On s'intéressera ainsi aux associations :

- AM5.F-AdB250-AA6, correspondant à un disque d'alumine d'épaisseur 5 mm, frettée dans une couronne en acier, en couche avant, collé via un film d'adhésif B d'épaisseur 250 µm sur une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm en couche arrière. En soumettant la tuile de céramique à des contraintes de compression via frettage, sa rupture en traction et le développement de fissure devrait être réduits. On a en fait deux frettages différents, qui se distinguent par la contrainte appliquée, AM5.F1-AdB250-AA6 et AM5.F2-AdB250-AA6, voir Tableau III-3 :

Tableau III-3 : Caractéristiques des frettages des disques de céramique

	<b>Frettage 1 (F1)</b>	<b>Frettage 2 (F2)</b>
Rayon externe initial (disque d'alumine)	40,11 mm	40,09 mm
Rayon interne initial (couronne d'acier)	40,05 mm	39,92 mm
Contrainte attendue	-94 MPa	-259 MPa



Remarque : Le disque en alumine du frettage 2 a fissuré lors de l'assemblage, probablement dû au choc thermique.

- SiC8-AdB250-AA6 correspondant à une mosaïque de 7 tuiles de carbure de silicium hexagonales d'épaisseur 8 mm en couche avant, collées via un film d'adhésif B d'épaisseur 250  $\mu\text{m}$  sur une plaque en alliage d'aluminium en couche arrière. Une mosaïque de petites tuiles est intéressante en particulier pour le multi-impact : a priori, seule la tuile impactée est brisée, le niveau de protection n'est ainsi réduit que sur une petite surface.

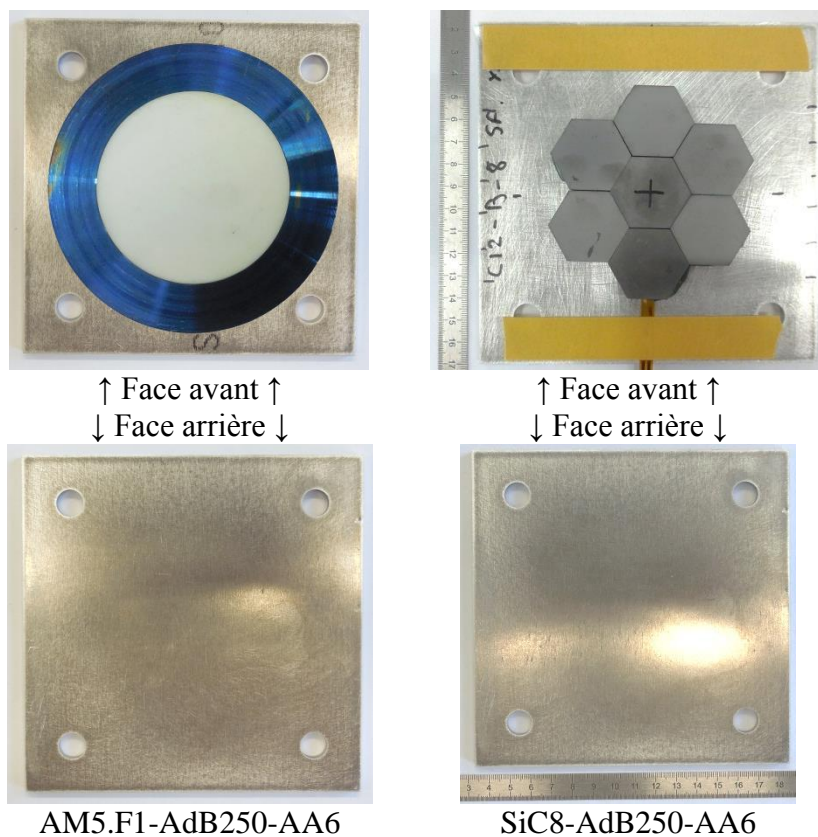


Figure III-7 : Photographie de la face avant (haut) et arrière (bas) des protections AM5.F1-AdB250-AA6 (gauche) et SiC8-AdB250-AA6 (droite)

Tableau III-4 : Caractéristiques des systèmes de protection monocouches et tricouches monomatériaux

Dénomination	Matériaux		Dimensions (mm <sup>3</sup> )	Masse surfacique (kg/m <sup>2</sup> )	Projectiles
<i>Protections monocouches</i>					
AA6	Alliage d'aluminium		150×150×6	16,2	D20-Acier-Plat D20-Acier-Conique
AA12	Alliage d'aluminium		150×150×12	32,4	D20-Acier-Plat D20-Acier-Conique
MS8.8	MARS <sup>®</sup> 380		150×150×8,8	68,9	D6.35-WC-Conique
<i>Protections tricouches monomatériau</i>					
AA6-air0/10/30-AA6	Couche avant	Alliage d'aluminium	150×150×6	32,4	D20-Acier-Plat D20-Acier-Conique D6.35-Acier-Plat D6.35-Acier-Conique D6.35-WC-Plat D6.35-WC-Conique
	Couche 2	Lame d'air	150×150×(0/10 <sup>2</sup> /30)		
	Couche arrière	Alliage d'aluminium	150×150×6		
AA6-AdA300-AA6	Couche avant	Alliage d'aluminium	150×150×6	32,4	D20-Acier-Plat D20-Acier-Conique
	Couche 2	Adhésif A	150×150×0,3		
	Couche arrière	Alliage d'aluminium	150×150×6		

<sup>2</sup> Épaisseur principalement utilisée

Tableau III-5 : Caractéristiques des systèmes de protection multicouches multimatériaux

Dénomination	Matériaux		Dimensions (mm <sup>3</sup> )	Masse surfacique (kg/m <sup>2</sup> )	Projectiles
<i>Protections multicouches multimatériau</i>					
AA6-AdC250-TB12	Couche avant	Alliage d'aluminium	150×150×6	22,5	D6.35-WC-Conique
	Couche 2	Adhésif C	150×150×0,25		
	Couche arrière	Tissu balistique	150×150×4,9 (12 plis)		
AM5-AdB250-AA6	Couche avant	Alumine 5 mm	Ø80×5	36,0	D6.35-WC-Conique 7,62AP8
	Couche 2	Adhésif B	Ø80×0,25		
	Couche arrière	Alliage d'aluminium	150×150×6		
MS8.8-AA8	Couche avant	MARS <sup>®</sup> 380	150×150×8,8	90,5	D6.35-WC-Conique 7,62AP8
	Couche 2	Lame d'air	150×150×0		
	Couche arrière	Alliage d'aluminium	150×150×8		
AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12	Couche avant	Alumine 10 mm	50×50×10	61,9	7,62AP8
	Couche 2	Adhésif B	50×50×0,25		
	Couche 3	Alliage d'aluminium	150×150×6		
	Couche 4	Adhésif C	150×150×0,25		
	Couche arrière	Tissu balistique	150×150×4,9 (12 plis)		
AM5.F1/2-AdB250-AA6	Couche avant	Alumine 5 mm frettée	Ø80×5	46,9	7,62AP8
	Couche 2	Adhésif B	Ø80×0,25		
	Couche arrière	Alliage d'aluminium	150×150×6		
SiC8-AdB250-AA6	Couche avant	Carbure de silicium	7 tuiles 30×30×8	41,6	7,62AP8
	Couche 2	Adhésif B	Ø80×0,25		
	Couche arrière	Alliage d'aluminium	150×150×6		

## III.2. Moyens expérimentaux

### III.2.1. Mise en mouvement du projectile

Les essais d'impact sont réalisés avec deux des trois lanceurs à gaz simple étage de la plateforme STIMPACT de l'Institut Clément Ader de Toulouse, voir Figure III-8. Ces lanceurs sont chacun dirigés vers leur propre caisson de confinement chargé à la fois de positionner la cible et de contenir les projectiles et fragments générés lors de l'impact.

Selon la vitesse du projectile nécessaire, le lanceur  $\varnothing 40$  ou le lanceur  $\varnothing 60$  sera utilisé sachant que le premier est plus simple d'emploi que le second.

Les essais de tir réel sont réalisés dans une veine de tir du Banc National d'Épreuve de Saint-Étienne.

#### III.2.1.1. Lanceur $\varnothing 40$ (ICA)

Le premier lanceur utilisé, de diamètre interne 40 mm, est conçu pour les énergies moyennes (à droite sur la Figure III-8). En ordre de grandeur, la pression dans le réservoir peut atteindre 15 bar via un compresseur d'air, permettant de projeter 100 g à 200 m/s, ce qui correspond à une énergie cinétique maximale de 2 kJ. Pour ce lanceur, le caisson de confinement de la cible et la courbe de calibration fournissant la vitesse du projectile en fonction de la pression de tir (voir Figure III-9 a.) étaient déjà existants, de même que la procédure de tir et les consignes de sécurité.

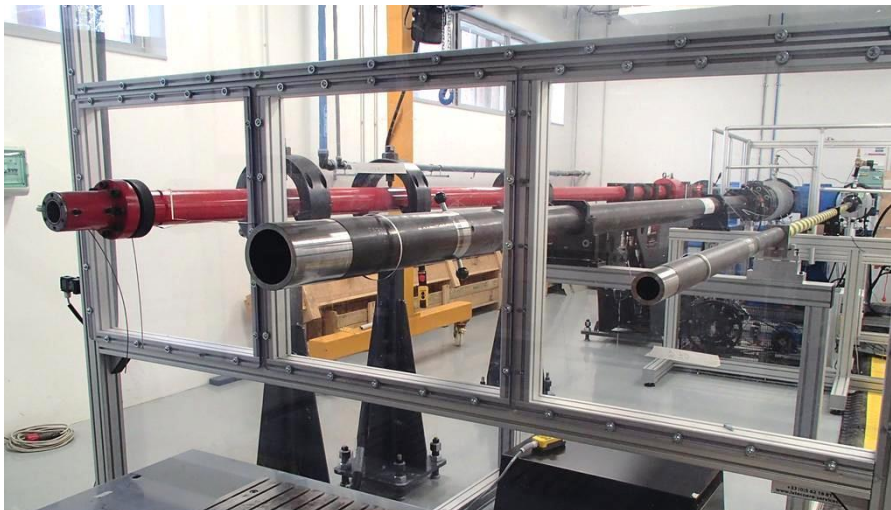
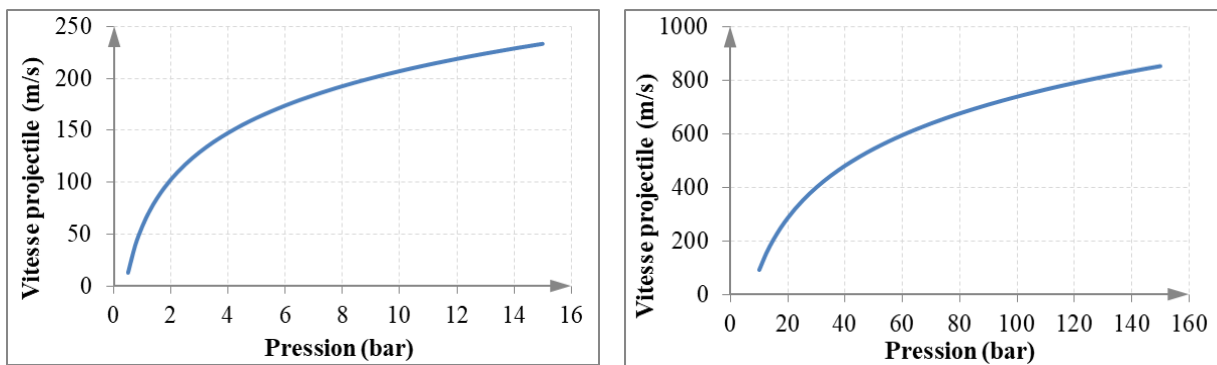


Figure III-8 : Plateforme STIMPACT de l'Institut Clément Ader de Toulouse. Gauche : lanceur  $\varnothing 60$ . Centre : lanceur  $\varnothing 120$ . Droite : lanceur  $\varnothing 40$ . Les lanceurs  $\varnothing 40$  et  $\varnothing 60$  sont utilisés dans cette étude.

### III.2.1.2. Lanceur Ø60 (ICA)

Le second lanceur, de diamètre interne 60 mm, est prévu pour étudier des impacts à haute énergie (à gauche sur la Figure III-8). Le réservoir peut atteindre une pression de 240 bar ce qui permet, en ordre de grandeur, de propulser 200 g à 800 m/s ce qui se traduit par une énergie cinétique maximale de 64 kJ. Pour atteindre la pression de 240 bar, le réservoir de ce lanceur peut être alimenté par une bouteille de gaz comprimé, ici de l'hélium. Il est également possible de réaliser un vide partiel dans le tube du lanceur pour réduire la force de la colonne d'air projetée sur la cible avant l'arrivée du projectile. Pour assurer l'étanchéité du tube lors de la mise sous vide, une membrane en Mylar d'épaisseur 125 µm est placée sur la bouche du lanceur.

Le lanceur n'ayant jamais été utilisé à haute vitesse au sein du laboratoire, sa mise en condition opérationnelles a dû passer par le développement d'un banc d'essais spécifique : la conception et la fabrication du caisson de confinement de la cible (voir Annexe E p195), du destructeur de sabot et d'outils métrologiques (barrière optique 3 voies par exemple) ont été menées dans le cadre de cette étude. Une procédure de tir et des consignes de sécurité associées à chaque cas d'utilisation du lanceur (utilisation d'hélium, mise sous vide) ont été rédigées. La réalisation des essais a de plus nécessité la détermination préalable de la courbe de calibration vitesse-pression en Figure III-9 b.



a. Lanceur Ø40. Sabot de 30 g et projectile de 60 g

b. Lanceur Ø40. Sabot de 130 g et projectile de 5,5 g

Figure III-9 : Courbes de calibration des lanceurs à gaz de l'ICA

### III.2.1.3. Affût et canon (Banc National d'Épreuve de Saint-Étienne)

Les essais au Banc National d'Épreuve de Saint-Étienne sont réalisés dans une veine de tir de longueur 30 m (voir Figure III-10 a.). La mise en mouvement du projectile s'opère via un canon fixé sur un affût métallique (voir Figure III-10 b.). La vitesse du projectile est ajustée en modifiant la quantité de poudre dans la munition. Or, cet ajustement est très peu

reproductible et dépend du savoir-faire de l'opérateur. Ainsi, il n'existe pas de courbe de calibration préétablie comme pour les lanceurs précédents.

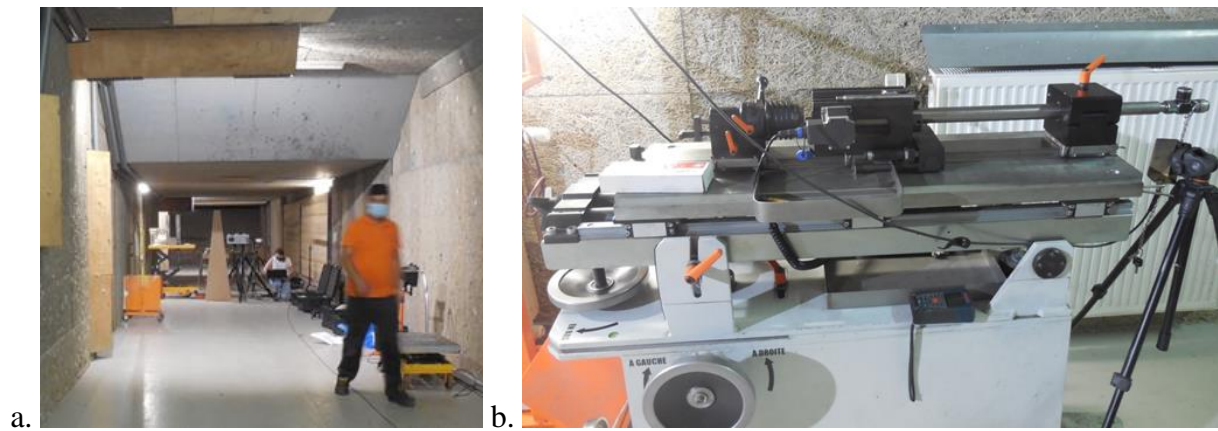


Figure III-10 : Veine de tir (a.) et canon sur son affût (b.) du Banc National d'Épreuve de Saint-Étienne

### III.2.2. Sabots et séparateur/destructeur de sabot

Les projectiles ICA sont des projectiles sous-calibrés par rapport au diamètre intérieur des tubes des lanceurs à gaz. Ils sont ainsi montés dans des « sabots » en mousse qui assurent à la fois le guidage du projectile et l'étanchéité entre le gaz sous pression et l'extérieur, voir Figure III-11.

Comme nous souhaitons étudier uniquement l'effet du projectile sur la cible, le sabot doit interagir le moins possible avec la cible. Nous devons donc procéder à une séparation sabot-projectile entre la bouche du lanceur et la cible, voir les systèmes en Figure III-12.

#### III.2.2.1. Lanceur Ø40

Un sabot cylindrique en mousse de polyuréthane expansé est habituellement utilisé pour guider les projectiles sous-calibrés à l'intérieur du tube de diamètre interne 40 mm. Comme le sabot doit assurer un centrage long, sa longueur est égale au double de son diamètre, soit 80 mm (voir Figure III-11). Une mousse de masse volumique  $320 \text{ kg/m}^3$  fournit alors un sabot d'environ 30 g qui résiste à la pression du tir et suffit à guider le projectile à l'intérieur du tube.

Pour ce lanceur à moyenne énergie, un rétrécissement brutal de diamètre en sortie de bouche permet de bloquer le sabot sans interférer sur la course du projectile (Figure III-12 a.).



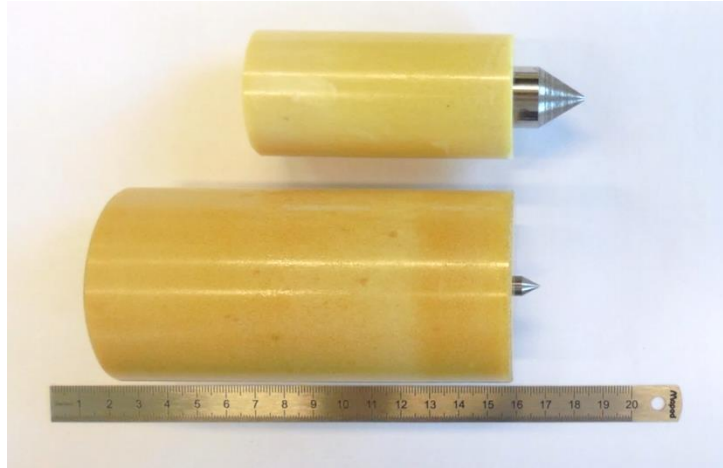


Figure III-11 : Haut : projectile D20-Acier-Conique monté dans un sabot de lanceur Ø40. Bas : projectile D6.35-WC-Conique monté dans un sabot de lanceur Ø60

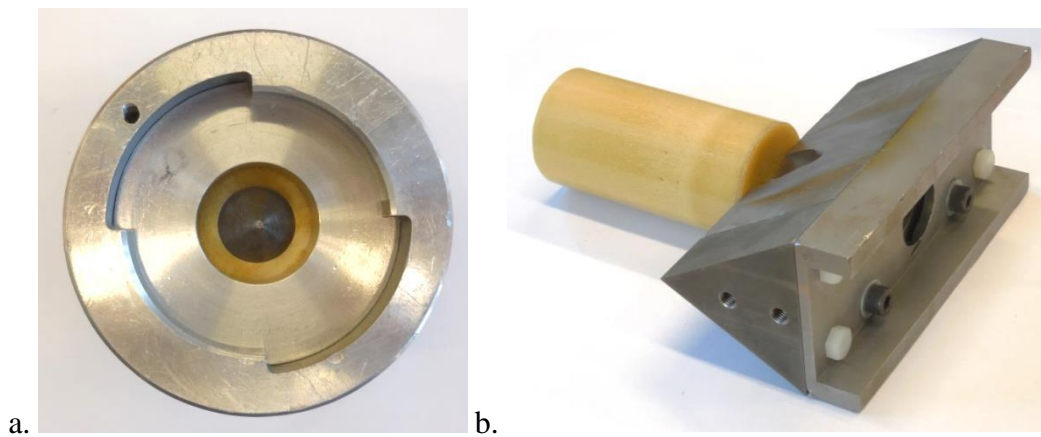


Figure III-12 : Systèmes de séparation sabot-projectile des lanceurs a. Ø40 et b. Ø60

### III.2.2.2. Lanceur Ø60

Le sabot a dû être adapté pour le lanceur Ø60 : diamètre de 60 mm, pressions élevées, mise sous vide. Pour un diamètre interne de 60 mm, la longueur du sabot passe à 120 mm pour conserver un centrage long (voir Figure III-11). La formulation de la mousse en polyuréthane est revue pour augmenter sa densité à  $545 \text{ kg/m}^3$  afin de résister aux fortes pressions, ce qui confèrerait au sabot une masse de 180 g. Or, une telle masse propulsée à 800 m/s s'avère problématique pour deux raisons : d'abord pour les efforts transmis au système de séparation sabot-projectile, puis pour l'énergie cinétique des fragments de sabot qui impactent la cible et participent à son endommagement. Ces sabots sont donc partiellement évidés en leur centre pour réduire la quantité de fragments autour de la trajectoire du projectile. Leur masse passe ainsi à 130 g. Enfin, pour éviter au sabot d'être aspiré lors de la mise sous vide du tube, un

filetage sur sa partie arrière permet d'y fixer une vis, permettant de le relier à la culasse du lanceur par un fil fusible.

La solution de réduction de diamètre pour le lanceur  $\text{Ø}60$  n'est pas envisageable compte tenu de l'énergie cinétique élevée en jeu ( $\sim 42 \text{ kJ}$ ). Nous utilisons donc un système de séparation sabot-projectile conçu autour d'un prisme triangulaire en acier (voir Figure III-12 b.) et installé à distance de la bouche du lanceur. En impactant l'arête centrale, le sabot est fragmenté, ce qui permet de diffuser son énergie cinétique sur une plus large zone du caisson de confinement. Le projectile continue sa course à travers un perçage médian.

### III.2.3. Métrologie des bancs d'essai

Les bancs d'essai sont instrumentés de manière à recueillir le maximum d'informations qualitatives et quantitatives résolues en espace et en temps, voir Figure III-13, Figure III-14 et Figure III-15.

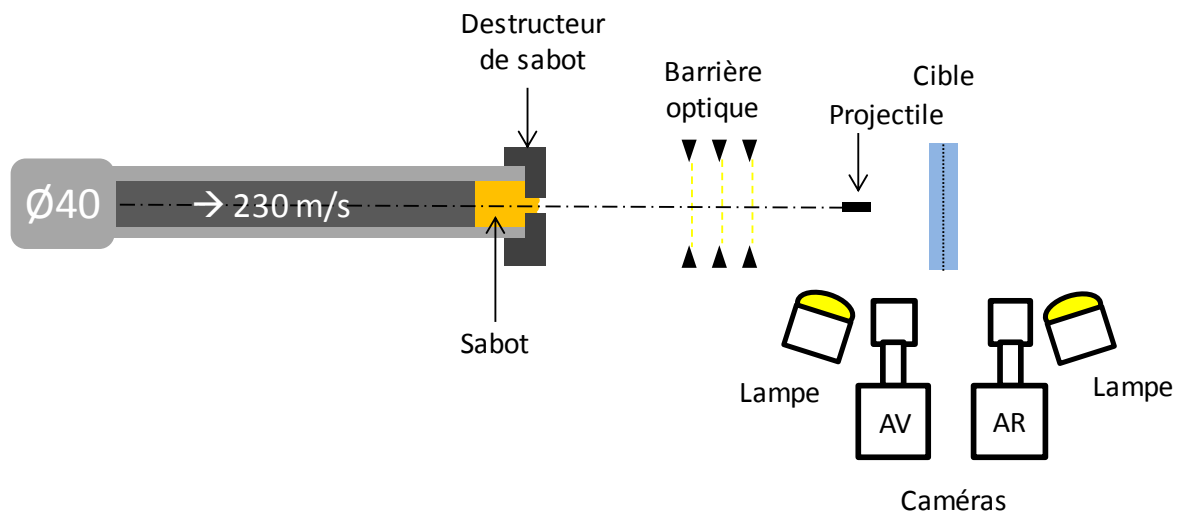


Figure III-13 : Schéma général de l'instrumentation du banc d'essai du lanceur  $\text{Ø}40$

#### III.2.3.1. Mesure de vitesse

À l'ICA, lorsque c'est possible, la vitesse incidente du projectile est mesurée par une barrière optique à trois voies, développée pour le lanceur  $\text{Ø}60$  dans le cadre de cette étude. Ce système est composé de trois photodiodes infrarouges et trois photorécepteurs placés entre la bouche du canon et le système de séparation sabot-projectile. Les signaux renvoyés par les photorécepteurs sont captés par un oscilloscope numérique Teledyne LeCroy permettant le



calcul des vitesses et accélérations incidentes du couple sabot-projectile. L'incertitude sur la vitesse fournie est estimée à  $\pm 1\%$ .

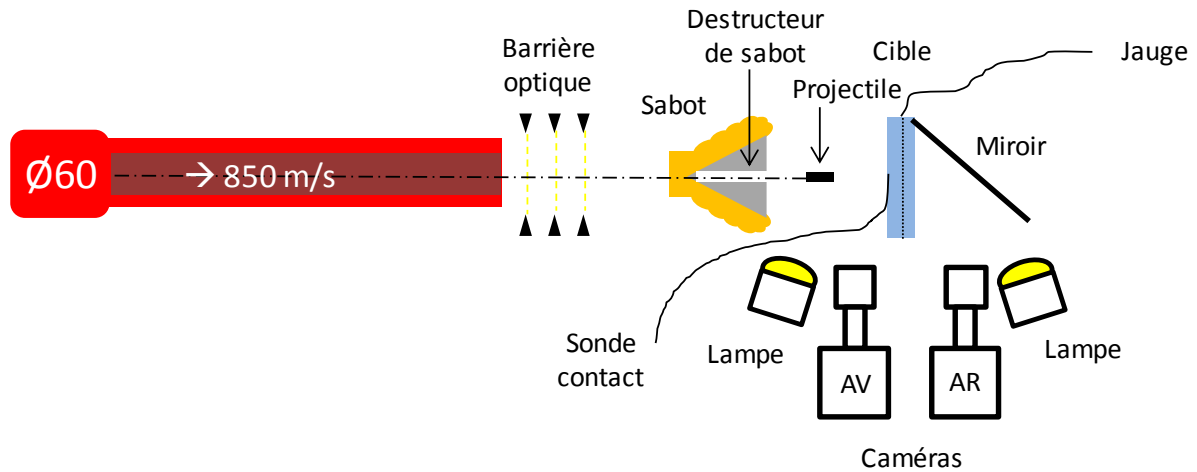


Figure III-14 : Schéma général de l'instrumentation du banc d'essai du lanceur Ø60

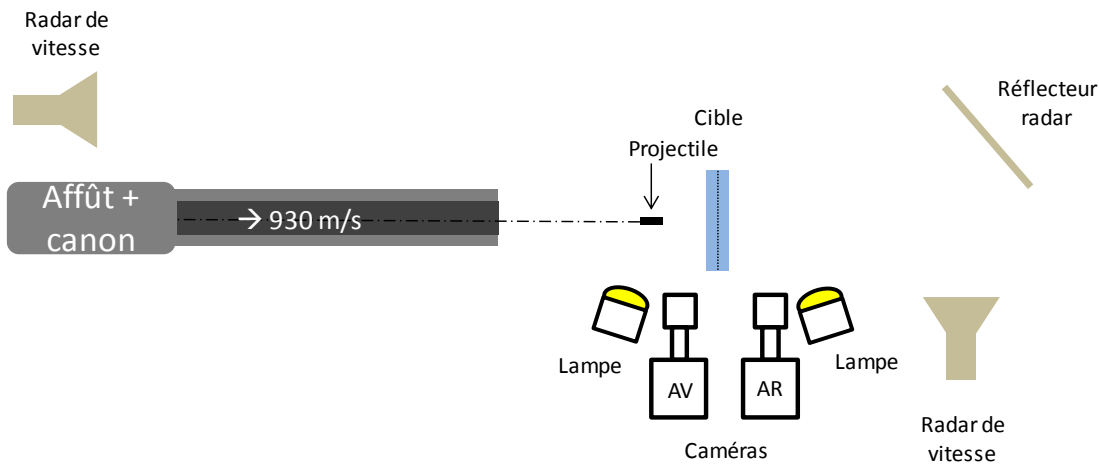


Figure III-15 : Schéma général de l'instrumentation du banc d'essai en veine de tir

La vitesse résiduelle du projectile est mesurée par caméra rapide (voir le paragraphe cinématographie rapide). L'incertitude sur la vitesse fournie est alors estimée à  $\pm 5\%$ . La vitesse incidente du projectile est également mesurée de cette manière lorsque la barrière optique n'est pas disponible. Plusieurs mesures ont montré une bonne cohérence entre les valeurs de vitesse incidente fournies par le système optique et par la mesure à la caméra.

En veine de tir, les vitesses incidentes sont mesurées par un radar à effet Doppler Inifinition BR-3502. Le radar arrière, destiné à la mesure de vitesses résiduelle, n'était pas fiable, ses mesures sont donc remplacées par des mesures à la caméra rapide.

La procédure de mesure des vitesses incidentes et résiduelles au laboratoire est présentée en Annexe F.1 p201.

### III.2.3.2. Cinématographie rapide

Des caméras rapides et ultra-rapide sont utilisées à la fois pour observer les interactions entre le projectile et la cible, et pour mesurer la vitesse du projectile. Pour cela, elles sont le plus souvent placées proches du plan de la cible et filment dans une direction orthogonale à la trajectoire du projectile. Un miroir en polycarbonate est fixé sur la face arrière de certaines cibles : orienté à 45°, il permet ainsi d'apporter un autre point de vue sur le mode de ruine en face arrière (exemple en Figure III-16). Les caméras sont parfois utilisées comme moyen d'observation qualitatif uniquement, et dans ce cas elles sont placées de biais, de manière à mieux observer la face avant de la cible. Nous utilisons principalement des caméras rapides Photron Fastcam SA5, notamment pour des mesures de vitesses incidentes et résiduelles. De manière plus anecdotique, nous sommes également amenés à utiliser une caméra rapide Photron Fastcam Mini AX200 comme moyen de mesure de vitesse lorsqu'une caméra Photron SA5 n'est pas disponible, une caméra rapide Photron Fastcam APX-RS pour une observation globale du banc d'essai, ou une caméra ultra-rapide Shimadzu HPV-X2 pour observer la face avant de certaines cibles. Quelques caractéristiques de ces caméras sont listées dans le Tableau III-6. Les résolutions spatiales et temporelles des caméras rapides Photron sont liées, et augmenter l'une diminue l'autre. Nous avons trouvé des compromis, par exemple pour la Photron Fastcam SA5 nous avons utilisé une fréquence de 100 000 i/s et une définition de 320×192 px<sup>2</sup>. La Shimadzu HPV-X2 propose une définition fixe de 400×250 px<sup>2</sup> indépendante de la fréquence d'acquisition. Cependant l'éclairage dont nous disposons est insuffisant pour utiliser une fréquence d'acquisition supérieure à 100 000 i/s.

L'éclairage est assuré par des projecteurs Dedolight DLH400DT ou des projecteurs LED GSVitec Multiled QT.

## III.3. Résultats des essais d'impacts à vitesse modérée (lanceur Ø40)

Pour rappel, la vitesse maximale permise par le lanceur Ø40 est voisine de 230 m/s pour un ensemble sabot-projectile de masse 90 g (projectile D20), voir courbe de calibration en Figure III-9 a.

Le lanceur Ø40 est utilisé pour caractériser des protections monocouches en alliage d'aluminium AA6 et la résistance au multi-impact des protections tricouches AA6-air0/10/30-AA6 et AA6-AdA300-AA6 face à des projectiles D20-Acier-Plat/Conique. Afin que les conditions aux limites aient le moins d'impact possible sur les résultats, la cible est laissée

« quasi-libre » : elle n'est maintenue en place que par du ruban adhésif disposé sur sa face avant. Le projectile impacte la cible avec une incidence normale. Tous les essais sont réalisés à température ambiante voisine de 20°C. Le banc d'essai du lanceur Ø40 est présenté en Figure III-17.

Tableau III-6 : Quelques caractéristiques des caméras rapides utilisées dans cette étude

Caméra	Fréquence d'acquisition (i/s)		Définition (px <sup>2</sup> )	Utilisation
Photron Fastcam SA5	Fréquence min.	1 000	1024×1024	Mesures Observations
	Fréquence max.	1 000 000	64×16	
	Réglage choisi	100 000	320×192	
Shimadzu HPV-X2	Fréquence min.	60	400×250	Observations
	Fréquence max.	5 000 000		
	Réglage choisi	100 000		
Photron Fastcam APX-RS	Fréquence min.	60	1024×1024	Observations
	Fréquence max.	250 000	128×16	
	Réglage choisi	10 000	512×512	
Photron Fastcam Mini AX200	Fréquence min.	6 400	1024×1024	Mesures
	Fréquence max.	900 000	128×16	
	Réglage choisi	100 000	256×160	

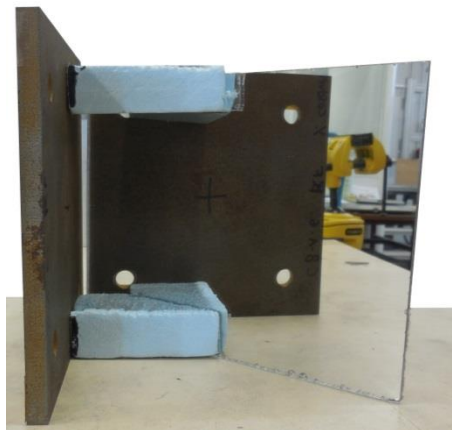


Figure III-16 : Ajout d'un miroir en polycarbonate à 45° pour observer la face arrière de la cible

### III.3.1. Protection monocouche AA6

Des cibles en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm ont été impactées par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique.



Figure III-17 : Banc d'essai du lanceur Ø40

### III.3.1.1. Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes

Nous avons réalisé cinq essais par géométrie de projectile, pour lesquels les vitesses incidentes ( $v_i$ ) et résiduelles ( $v_{res}$ ) ont été mesurées par cinématographie rapide. Les résultats sont reportés en Figure III-18. Vu le faible nombre d'essais, il est cependant difficile de donner une VLP avec certitude. Une approche conservatrice consiste à donner la plus haute vitesse pour laquelle le projectile ne traverse pas la cible. On obtient ainsi ici une VLP de 147 m/s pour un projectile à bout plat, et de 211 m/s pour un projectile à bout conique.

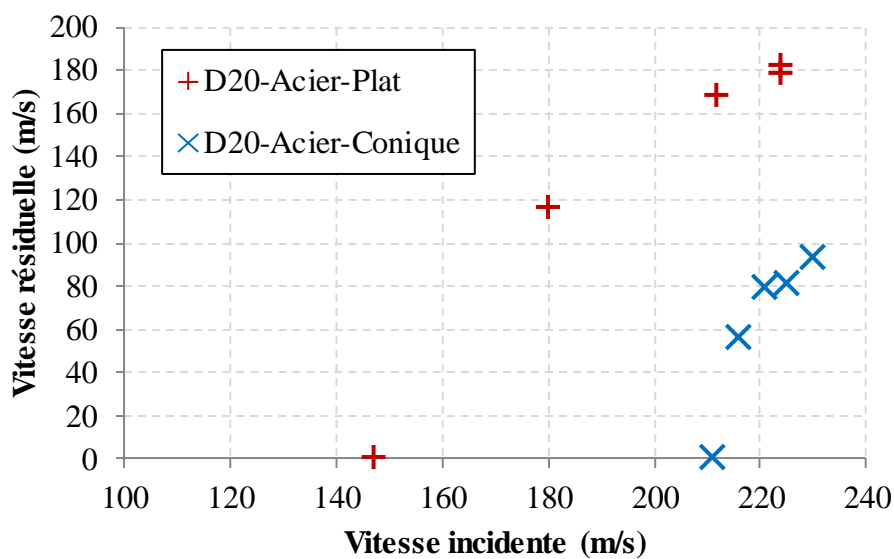


Figure III-18 : Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes pour des essais d'impact sur une protection monocouche AA6 impactée par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique propulsé par le lanceur Ø40

### III.3.1.2. Modes de ruine

Les différences de vitesses (VLP et résiduelles) face aux deux types de projectile sont dues aux modes de ruine en jeu, que l'on peut observer pour deux essais en Figure III-19. On retrouve deux modes de ruine classiques décrits par [Zukas, 1980] : le projectile à bout plat génère du poinçonnage tandis que le projectile à bout conique génère une ouverture en pétales en face arrière.

Lors d'essais préliminaires sur des plaques en alliage d'aluminium AA2017 d'épaisseur 4 mm, le mode de ruine par poinçonnage sous l'effet d'un impact par un projectile à bout plat avait également été observé. Des micrographies optiques d'une coupe de la pastille éjectée montrent des grains quasi-équiaxes au cœur de la pastille (Figure III-20 a.), et des grains très déformés sur une zone d'environ 0,5 mm en périphérie (Figure III-20 b.). Ce mode de ruine est la conséquence du cisaillement adiabatique par bande induisant une déformation plastique très localisée et dissipant donc peu d'énergie.

Au contraire, une ouverture en pétale implique une déformation plastique diffuse (plus étalée) et plus importante, et donc une forte dissipation d'énergie.

Ces modes de ruine pourraient être perturbés en passant par exemple à un système constitué de deux plaques en alliage d'aluminium séparées par une lame d'air.

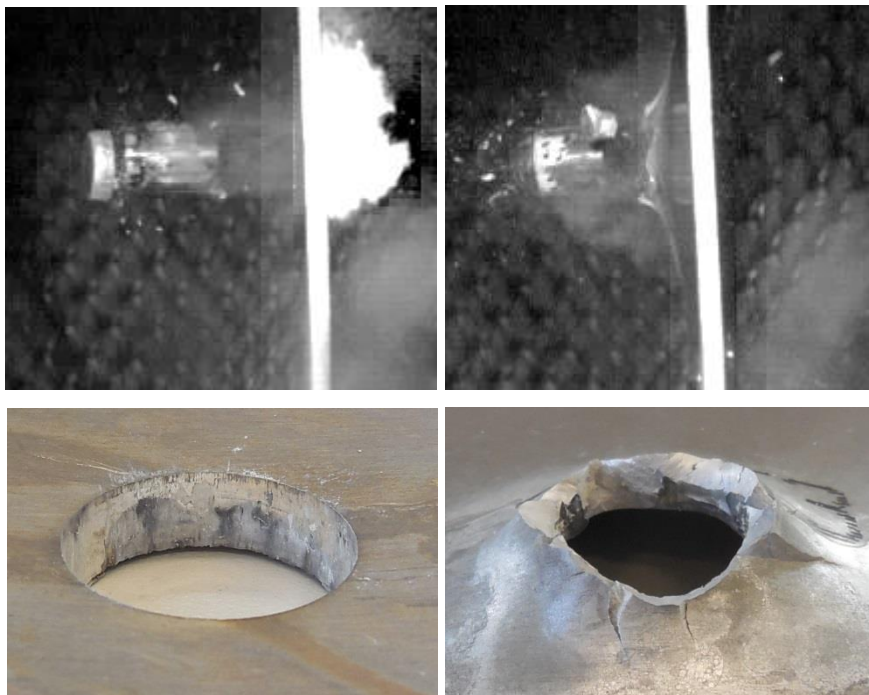


Figure III-19 : Images de caméra rapide (haut) et photographies des faces arrières des zones d'impact (bas) de cibles AA6 impactées par un projectile D20-Acier-Plat à 224 m/s (gauche) et un projectile D20-Acier-Conique à 230 m/s (droite) propulsés par le lanceur Ø40

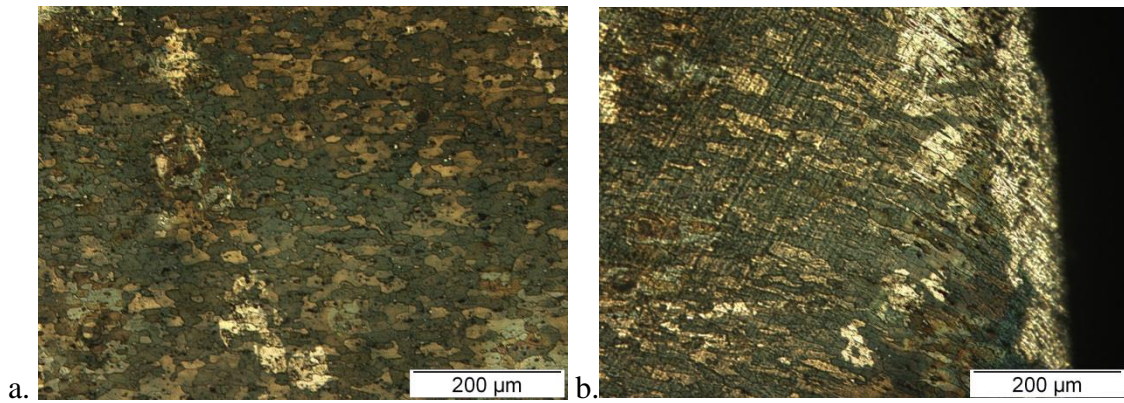


Figure III-20 : Micrographie optique d'une coupe d'une pastille d'AA2017 d'épaisseur 4 mm. La face avant est en bas, le projectile se déplace de bas en haut. a. Au cœur de la pastille les grains sont quasi-équiaxes. b. En périphérie de la pastille les grains sont très allongés.

### III.3.2. Protections tricouches AA6-air0/10/30-AA6 et AA6-AdA300-AA6

Ces systèmes de protection tricouche sont constitués d'une plaque avant et d'une plaque arrière en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm. Deux types de couche intermédiaire sont considérés : une lame d'air (d'épaisseur 0/10/30 mm) et un film d'adhésif. L'idée est de comparer les effets de la méthode d'assemblage (via les cibles boulonnées AA6-air0-AA6 et les cibles collées AA6-AdA300-AA6) et des interactions entre les plaques avant et arrière (via les cibles boulonnées AA6-air0/10/30-AA6) sur les modes de ruine observés précédemment. Ces comparaisons sont faites sur la base de résultats d'essais au multi-impact (impacts successifs sur la même cible). Les plaques sont impactées par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à des vitesses incidentes proches de 225 m/s, soit la vitesse maximale permise par le lanceur Ø40 dans cette situation. Pour les impacts successifs, les conditions sont :

- les impacts successifs se font au même endroit
- une plaque perforée est retirée de l'assemblage pour le tir suivant, même si le projectile y reste bloqué

Deux assemblages par configuration et par géométrie de projectile sont testés. Les résultats sont reportés dans le Tableau III-7. Les significations des « États » des plaques sont les suivantes :

- Perforée : le projectile a traversé la plaque
- Fissurée : la plaque n'est pas perforée mais des fissures sont visibles sur la face arrière de la plaque
- Déformée : la plaque est déformée mais n'est pas fissurée



Tableau III-7 : Résultats des essais de multi-impact à 225 m/s sur les assemblages collés et boulonnés

Projectile	Protection	Plaque	Tir 1	Tir 2	Tir 3
D20-Acier-Plat	AA6-AdA300-AA6	Avant	Perforée		
		Arrière	Déformée	Perforée	
D20-Acier-Conique	AA6-AdA300-AA6	Avant	Fissurée + décollée		
		Arrière	Fissurée	Perforée	
D20-Acier-Plat	AA6-air0-AA6	Avant	Perforée		
		Arrière	Déformée	Perforée	
	AA6-air10-AA6	Avant	Perforée		
		Arrière	Déformée	Perforée	
	AA6-air30-AA6	Avant	Perforée		
		Arrière	Déformée	Perforée	
D20-Acier-Conique	AA6-air0-AA6	Avant	Fissurée	Fissurée	Perforée
		Arrière	Fissurée	Fissurée	Perforée
	AA6-air10-AA6	Avant	Fissurée	Perforée	
		Arrière	Fissurée	Perforée	
	AA6-air30-AA6	Avant	Perforée		
		Arrière	Déformée	Perforée	

Ces résultats montrent tout d'abord qu'un seul tir à cette vitesse de 225 m/s ne suffit pas à perforer l'assemblage complet. De plus, la liaison collée rompt systématiquement et la liaison boulonnée est maintenue (voir Figure III-21).

Plus précisément, face à un projectile à bout plat, la plaque avant est perforée dès le premier tir et la plaque arrière simplement déformée, puis perforée au second, quelle que soit l'épaisseur de la lame d'air. Face à un projectile à bout conique, l'assemblage air0 n'est perforé qu'après 3 tirs, mais est fissuré dès le premier tir. Les deux plaques de l'assemblage air10 sont fissurées dès le premier tir et toutes deux perforées au second. L'assemblage air30 est perforé dès 2 tirs mais n'est pas fissuré dès le premier tir.

#### III.4. Résultats des essais d'impacts à haute vitesse (lanceur Ø60)

Pour rappel, la vitesse maximale permise par le lanceur Ø60 est voisine de 850 m/s pour un ensemble sabot-projectile de masse 135 g (projectile D6.35-WC), voir courbe de calibration en Figure III-9 b.

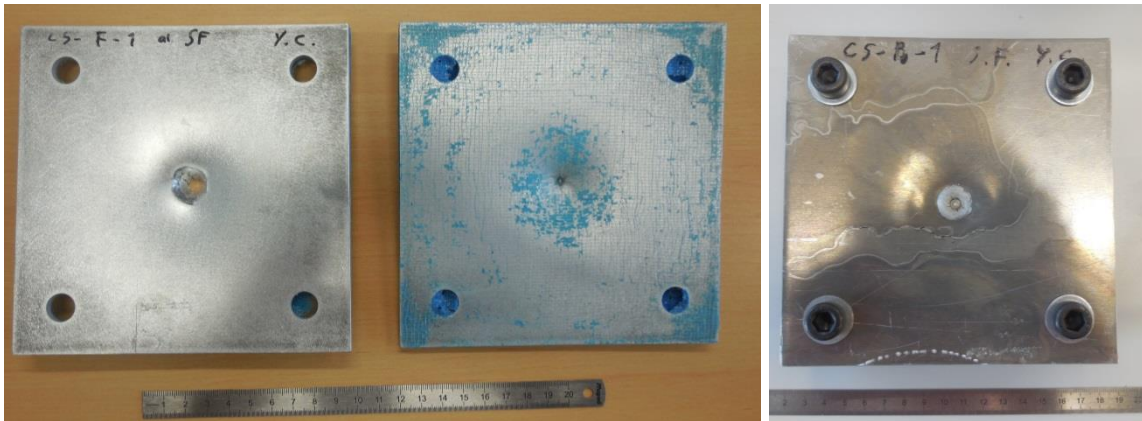


Figure III-21 : Cibles tricouches impactées par un projectile D20-Acier-Conique. Gauche : Faces avant des plaques avant (gauche) et arrière (droite) d'un assemblage AA6-AdA300-AA6 ( $v_i = 228$  m/s). Droite : Face avant de la plaque avant d'un assemblage AA6-air0-AA6 ( $v_i = 225$  m/s).

Le lanceur  $\varnothing 60$  est utilisé pour caractériser des protections monocouches en alliage d'aluminium AA12 face à des projectiles D20-Acier-Plat/Conique, acier MS8.8 face à des projectiles D6.35-WC-Conique, et tricouches AM5-AdB250-AA6 et AA6-AdC250-TB12 face à des projectiles D6.35-WC-conique.

L'effet de la transition de projectiles D20-Acier-Plat/Conique  $\rightarrow$  D6.35-Acier-Plat/Conique  $\rightarrow$  D6.35-WC-Plat/Conique (voir Figure III-1 p56) est évalué via des essais sur des assemblages tricouches AA6-air10-AA6.

De la même manière que dans le cas du lanceur  $\varnothing 40$ , la cible est laissée quasi-libre (elle n'est maintenue que par du ruban adhésif sur sa face avant), l'incidence du projectile est normale et les essais sont réalisés à température ambiante (environ  $20^\circ\text{C}$ ). Le banc d'essai du lanceur  $\varnothing 60$  est présenté en Figure III-22.

### III.4.1. Protection monocouche AA12

#### III.4.1.1. Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes

Les vitesses incidentes ( $v_i$ ) et résiduelles ( $v_{res}$ ) pour la protection AA12 face à un projectile D20-Acier-Plat/Conique sont reportées en Figure III-23. Vu le faible nombre d'essais, il est difficile de donner une VLP avec certitude, mais on peut estimer une VLP voisine de 200 m/s pour un projectile D20-Acier-Plat, et de 312 m/s pour un projectile D20-Acier-Conique.

#### III.4.1.2. Modes de ruine

Les projectiles D20-Acier-Plat provoquent une rupture par poinçonnage avec l'éjection d'une pastille (voir Figure III-24).



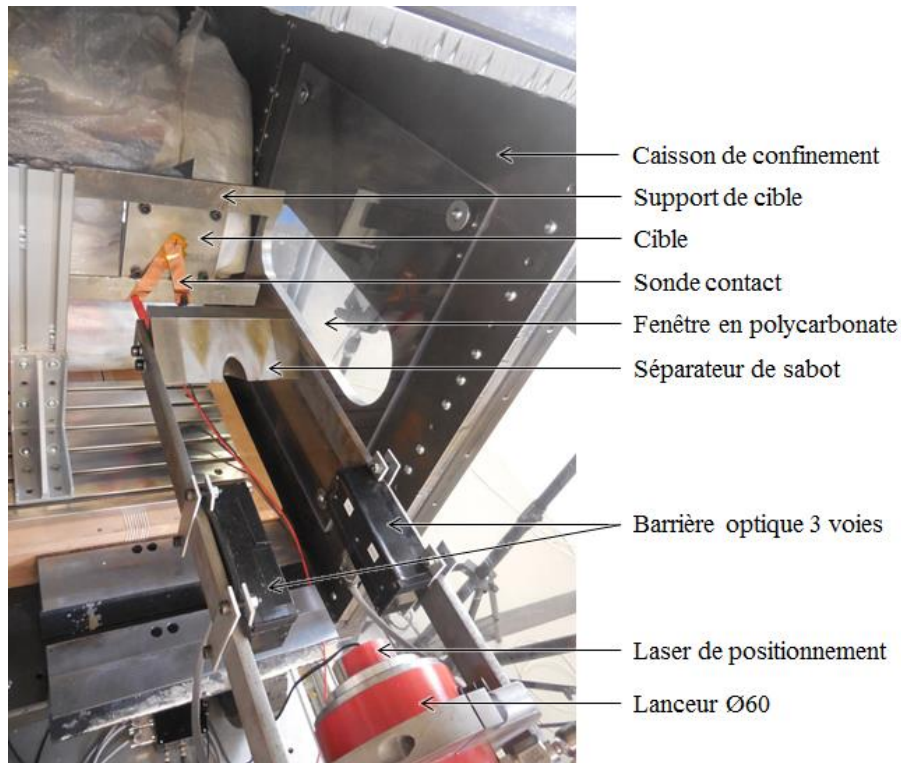


Figure III-22 : Banc d'essai du lanceur Ø60

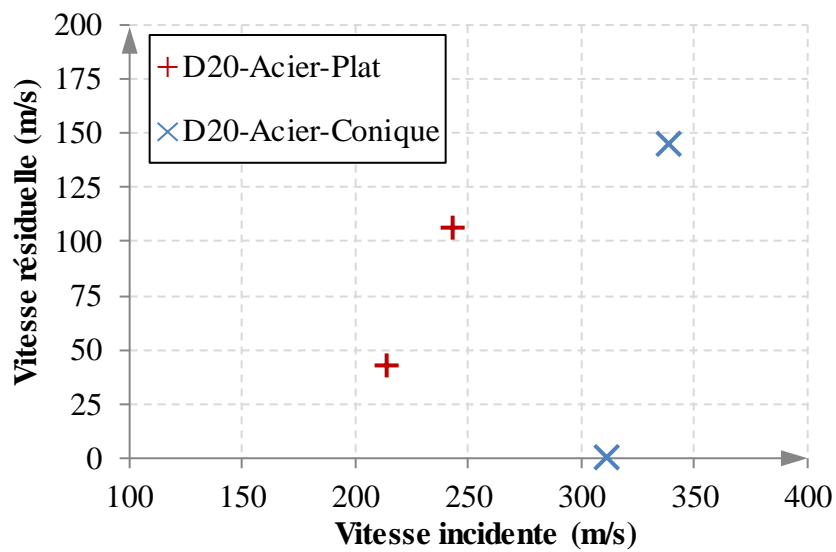


Figure III-23 : Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes pour des essais d'impact sur une protection monocouche AA12 par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique avec le lanceur Ø60

Les essais avec les projectiles D20-Acier-Conique contre une plaque AA12 ne montrent pas clairement un mode de ruine par ouverture en pétales. La Figure III-24 met en effet en évidence une sorte de compétition entre ouverture en pétales et poinçonnage, qui est remportée par le poinçonnage. On observe en effet une faible déformation globale de la

plaque et l'éjection d'une pastille traversée par plusieurs fissures. Ce type de compétition a déjà été documenté, par exemple dans [Ryan et al., 2018].

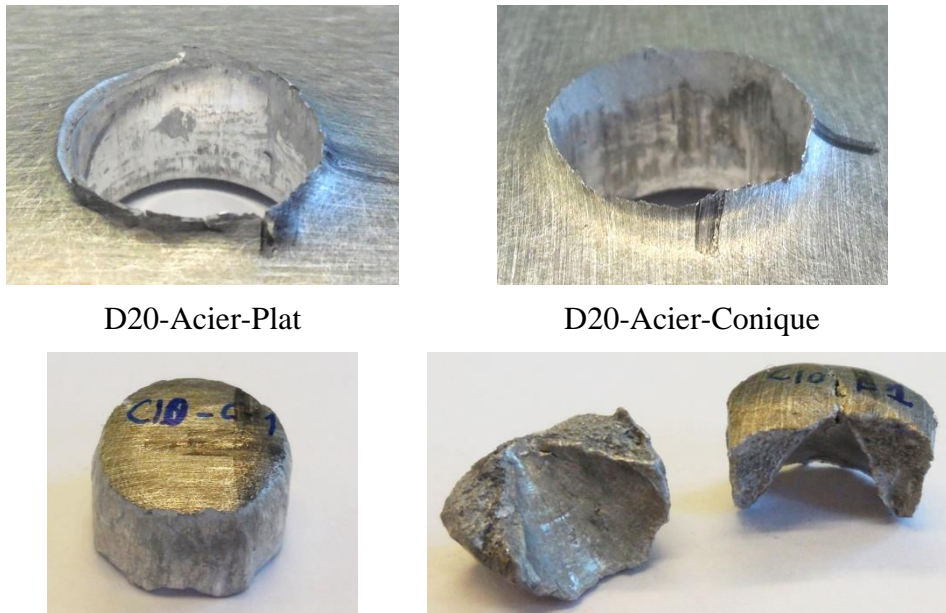


Figure III-24 : Modes de ruine de protections AA12. En haut : Faces arrières de plaques impactées par un projectile D20-Acier-Plat à 244 m/s (gauche) ou D20-Acier-Conique à 339 m/s (droite) avec le lanceur Ø60. En bas : Pastilles éjectées lors des impacts

### III.4.2. Protection monocouche MS8.8

La résistance de cibles en acier à blindage MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur 8,8 mm (MS8.8) est testée via des essais d'impacts avec des projectiles D6.35-WC-Conique.

#### III.4.2.1. Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes

Cinq essais, entre 615 et 714 m/s, ont permis au projectile de traverser la cible. La Figure III-25 reprend les vitesses résiduelles et incidentes des projectiles en les superposant à une courbe de Lambert-Jonas (« L-J ») dont les coefficients se trouvent dans le Tableau III-8 (voir équation (II.2)). Selon cette loi, la VLP de la plaque MS8.8 face à un projectile D6.35-WC-Conique est voisine de 606 m/s.

Certains projectiles sont brisés lors de l'impact, alors que d'autres restent intacts après avoir traversé la cible, voir Figure III-26. Cette fragmentation pourrait être due à une légère inclinaison du projectile hors du plan de la caméra avant impact, mais nous ne sommes pas capables de vérifier cette hypothèse. Les états des projectiles, brisé ou intact, sont différenciés, et dans notre cas on remarque que les projectiles brisés ont une vitesse résiduelle plus faible que les projectiles intacts.

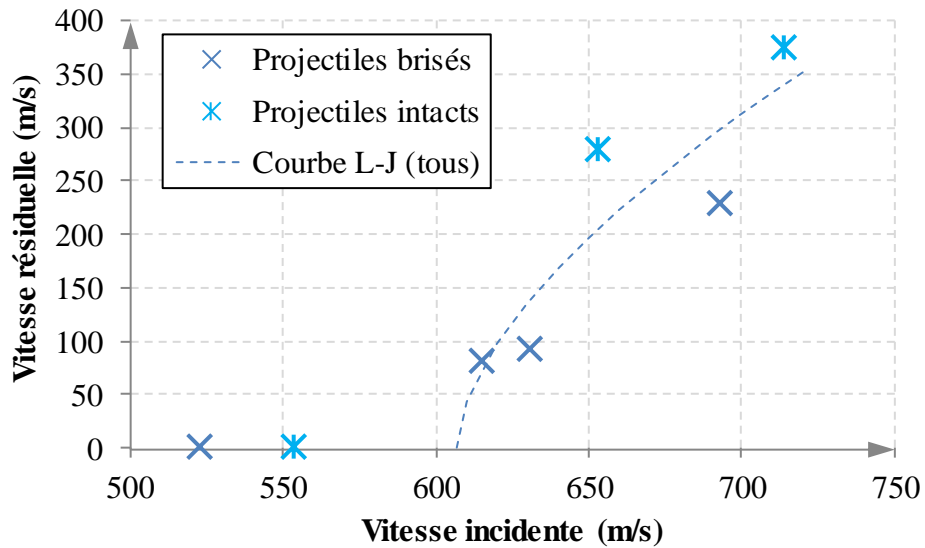


Figure III-25 : Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes pour des essais d'impact sur une protection monocouche MS8.8 par des projectiles D6.35-WC-Conique avec le lanceur Ø60

Tableau III-8 : Recalage de l'équation de Lambert-Jonah pour des impacts de projectiles D6.35-WC-Conique sur des protections monocouches MS8.8 (voir équation (II.2))

$a$	1,0921
$p$	1,7058
$VLP$ (m/s)	606

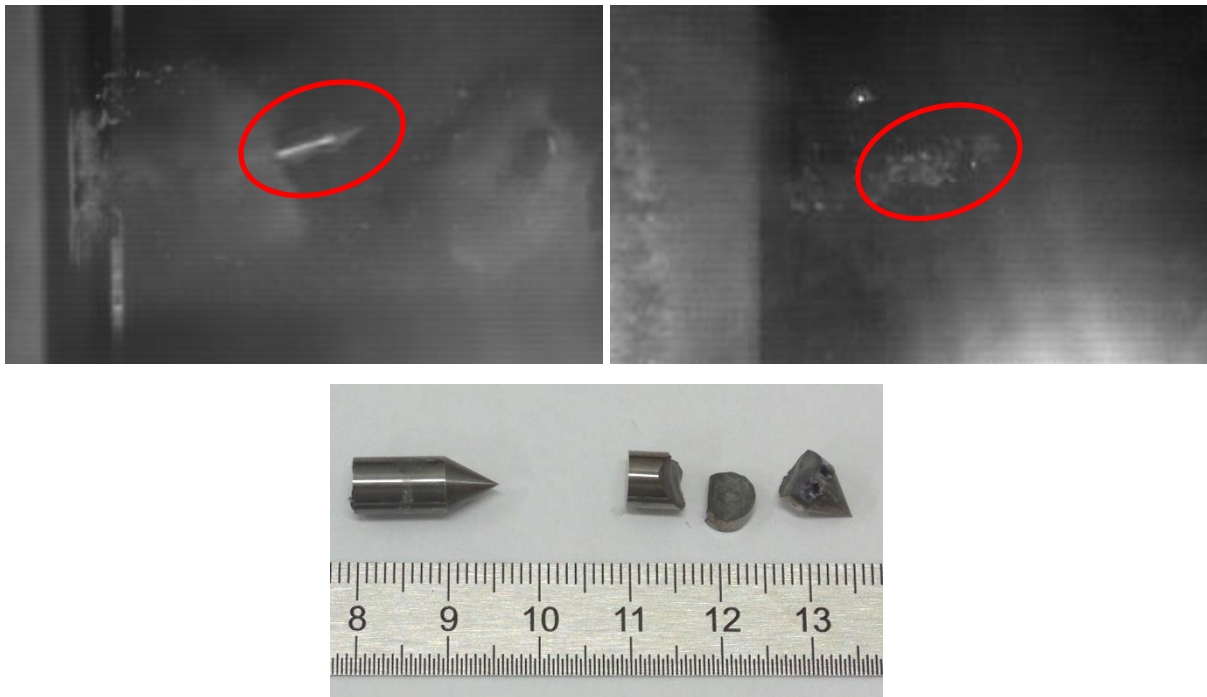


Figure III-26 : Haut : Images de caméras rapides d'un projectile D6.35-WC-Conique ayant traversé une protection monocouche MS8.8. Gauche :  $v_i = 653$  m/s et  $v_{res} = 279$  m/s. Droite :  $v_i = 615$  m/s et  $v_{res} = 81$  m/s. La trajectoire du projectile était horizontale avant l'impact. Bas : Projectiles D6.35-WC-Conique, intact et brisé, ayant impacté une plaque monocouche MS8.8.

### III.4.2.2. Modes de ruine

La Figure III-27 montre la zone d'impact d'une protection monocouche MS8.8. On voit en face avant un rejet de matière, et on devine en face arrière la formation de quelques pétales, dont la plupart a été arrachée lors du passage du projectile. On remarque également l'éjection de ce qui ressemble à une pastille d'acier (voir Figure III-28), légèrement fragmentée et fissurée. De plus, la partie en contact avec le projectile a été fortement indentée.

Finalement, on obtient ce qui semble être une pénétration ductile qui se termine en compétition entre poinçonnage et ouverture en pétales. Ce type de compétition a été décrit par plusieurs auteurs, par exemple [Ryan et al., 2018]. En particulier, le repoussement de matière en face avant est spécifique des matériaux à dureté faibles et moyennes (voir par exemple [Woodward, 1977] pour un acier doux). Les aciers à haute dureté présente plutôt un cratère en face avant (par exemple [Børvik et al., 2009]), non observé ici. Nos observations sont similaires pour toutes les cibles perforées, que le projectile se fragmente ou reste intact.



Figure III-27 : Faces avant (gauche) et arrière (droite) d'une protection MS8.8 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s avec le lanceur Ø60



Figure III-28 : Matière éjectée par le passage d'un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s à travers une protection MS8.8 avec le lanceur Ø60. Gauche : Face arrière. Droite : Face avant / profil.

### III.4.2.3. Bilan partiel

Des protections monocouche MS8.8 ont été impactées par des projectiles D6.35-WC-Conique à des vitesses comprises entre 523 et 714 m/s. D'après les vitesses mesurées, une VLP de 606 m/s a pu être estimée. Les essais ont cependant révélé que le projectile se fragmente parfois à l'impact, ce qui se traduit par une baisse de sa vitesse résiduelle.

Des observations post-mortem ont mis en évidence ce qui semble être une combinaison de pénétration ductile et de compétition entre une ruine par poinçonnage et par ouverture en pétales.

### III.4.3. Protection tricouche AA6-air10-AA6

#### III.4.3.1. Configurations

Les essais à vitesse modérée avec le lanceur Ø40 sur des assemblages tricouches AA6-air0/10/30-AA6 (partie III.3.2) ont montré qu'il était préférable de choisir un assemblage par boulonnage. De plus, peu de différences sont à noter sur l'état des plaques des protections air0 et air10 dès le premier tir. Nous choisissons de continuer l'étude avec des assemblages AA6-air10-AA6 boulonnés, de manière à pouvoir distinguer à la caméra des fragments dans l'intervalle entre les deux plaques. Les assemblages sont impactés par des projectiles de différentes natures afin de s'approcher progressivement de la balle réelle : D20-Acier-Plat/Conique, D6.35-Acier-Plat/Conique et D6.35-WC-Plat/Conique.

#### III.4.3.2. Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes

Nous avons effectué trois essais pour chaque type de projectile pour estimer dans chaque cas la VLP de la protection AA6-air10-AA6 (résultats présentés en Figure III-29). Certaines données sont cependant insuffisantes, cela est dû à la fois à une difficulté à anticiper certains résultats (notamment pour les projectiles à bout plat) et à des moyens limités (disponibilité des ressources matérielles et humaines) pour prolonger la campagne d'essais. Il est tout de même possible d'estimer ou de borner certaines VLP, regroupées dans le Tableau III-9.

L'essai avec un projectile D6.35-Acier-Plat à 632 m/s semble être très proche de la VLP, comme en atteste la Figure III-30 montrant la plaque arrière quasi-poinçonnée.

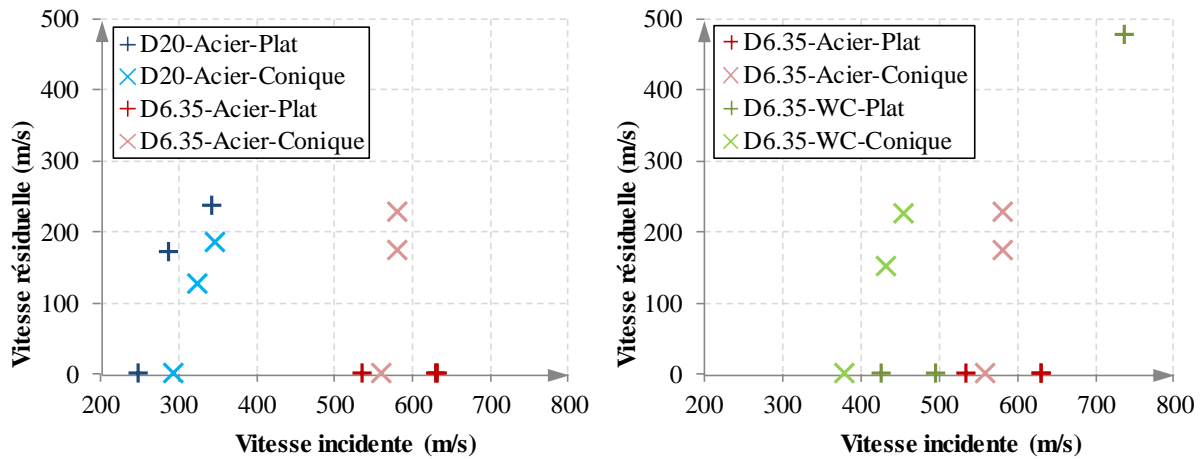


Figure III-29 : Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes pour des essais d'impact sur une protection tricouche AA6-air10-AA6 par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique et D6.35-Acier-Plat/Conique (à gauche) et des projectiles D6.35-Acier-Plat/Conique et D6.35-WC-Plat/Conique (à droite) avec le lanceur Ø60

Tableau III-9 : Vitesses limites de perforation d'une protection AA6-air10-AA6 face à différents projectiles propulsés par le lanceur Ø60

	VLP estimée (m/s)
D20-Acier-Plat	250
D20-Acier-Conique	295
D6.35-Acier-Plat	> 632
D6.35-Acier-Conique	561
D6.35-WC-Plat	497 < VLP < 737
D6.35-WC-Conique	~ 380

Dans le cas particulier des projectiles D6.35-WC-Plat, il se pourrait qu'un phénomène de ricochet ait lieu au sein de la lame d'air. En effet, lors de l'impact à 428 m/s la plaque avant est poinçonnée mais la plaque arrière est quasiment intacte (voir Figure III-31). De plus, la vidéo de l'essai à 497 m/s montre l'éjection d'une pastille derrière l'assemblage, mais aucun projectile n'est visible (voir Figure III-32). Ces projectiles n'ont pas été retrouvés après ces essais, ils sont probablement dans des endroits difficilement accessibles du caisson de confinement.

### III.4.3.3. Modes de ruine

Tous les projectiles à bout plat génèrent une rupture par poinçonnage des plaques avant et arrière, provoquant l'éjection de deux pastilles en alliage d'aluminium (exemple en Figure III-33 pour un projectile D20-Acier-Plat). On remarque que la plaque arrière est plus



déformée que la plaque avant, probablement car elle n'a pas été directement impactée par le projectile en acier : la pastille de la plaque avant est en effet intercalée entre le projectile et la plaque arrière.



Figure III-30 : Face avant (gauche) et arrière (droite) de la plaque arrière d'une protection tricouche AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D6.35-Acier-Plat à 632 m/s avec le lanceur Ø60



Figure III-31 : Face avant, quasiment intacte, de la plaque arrière d'une protection tricouche AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D6.35-WC-Plat à 428 m/s avec le lanceur Ø60



Figure III-32 : Image d'une caméra rapide lors de l'impact d'un projectile de D6.35-WC-Plat impactant une protection tricouche AA6-air10-AA6 à 487 m/s avec le lanceur Ø60. La pastille éjectée est entourée en rouge, et les débris de sabot et d'alliage d'aluminium issus de l'impact sont entourés en bleu. Le projectile, non visible ici, se déplaçait de la gauche vers la droite. La cible, à gauche de l'image, est masquée par un intense flash lumineux.

Pour l'impact par un projectile D20-Acier-Conique, on retrouve en Figure III-34 un mode de rupture par ouverture en pétales. Le développement des pétales de la plaque avant est perturbé par la présence de la plaque arrière.

Les projectiles D6.35-Acier-Conique et D6.35-WC-Conique provoquent un mode d'endommagement similaire sur les plaques avant et arrières : sur la face avant on observe un repoussement de matière, et sur la face arrière une combinaison entre une pénétration ductile et une ouverture en pétales (voir Figure III-35). Ce type de compétition a été documenté par plusieurs auteurs (par exemple [Ryan et al., 2018]). En particulier, [Børvik et al., 2010] ont observé des mécanismes de pénétration ductile et de repoussement de matière sur un alliage d'aluminium 5083-H116, mais pas d'ouvertures en pétales.

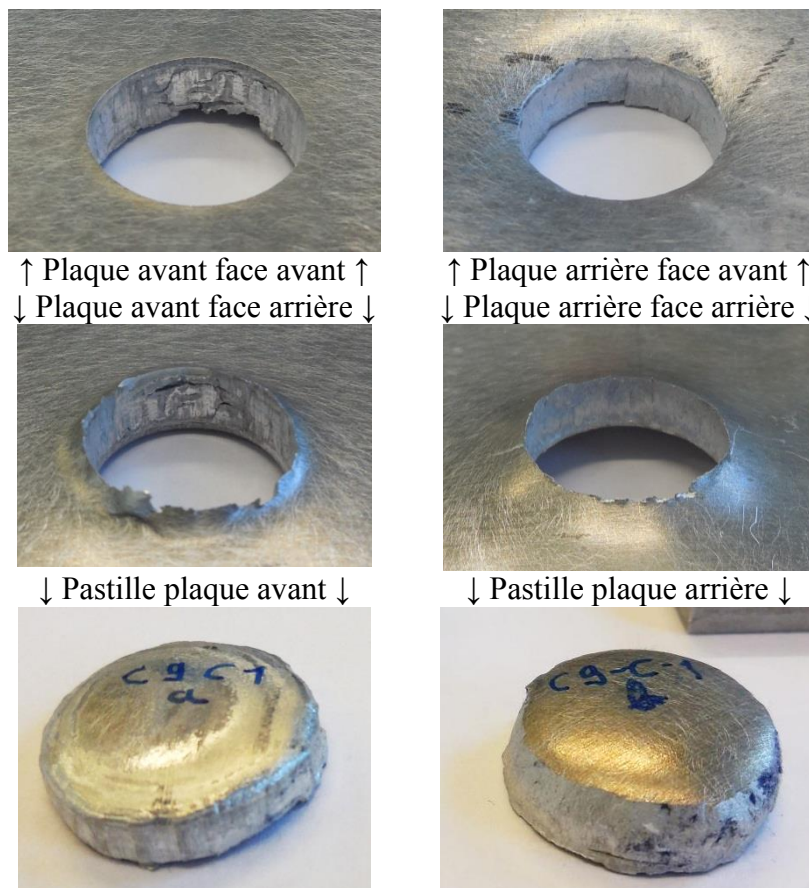


Figure III-33 : modes de ruine d'un assemblage tricouche AA6-air10-AA6 impacté par un projectile D20-Acier-Plat à 344 m/s avec le lanceur Ø60



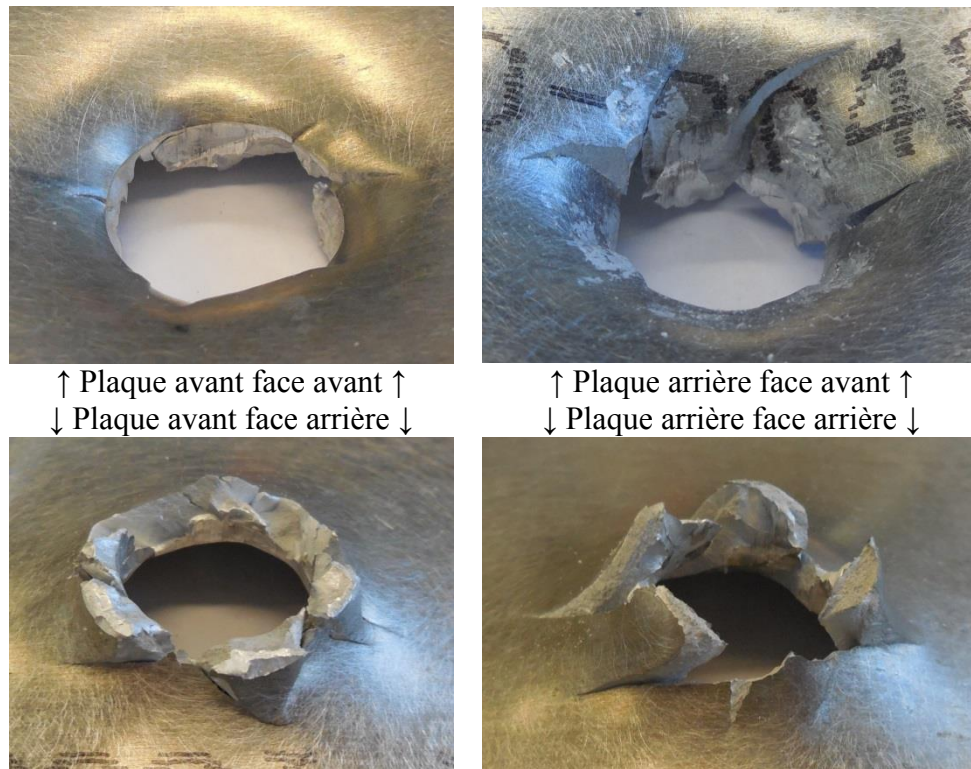


Figure III-34 : Modes de ruine d'un assemblage tricouche AA6-air10-AA6 impacté par un projectile D20-Acier-Conique à 348 m/s avec le lanceur Ø60

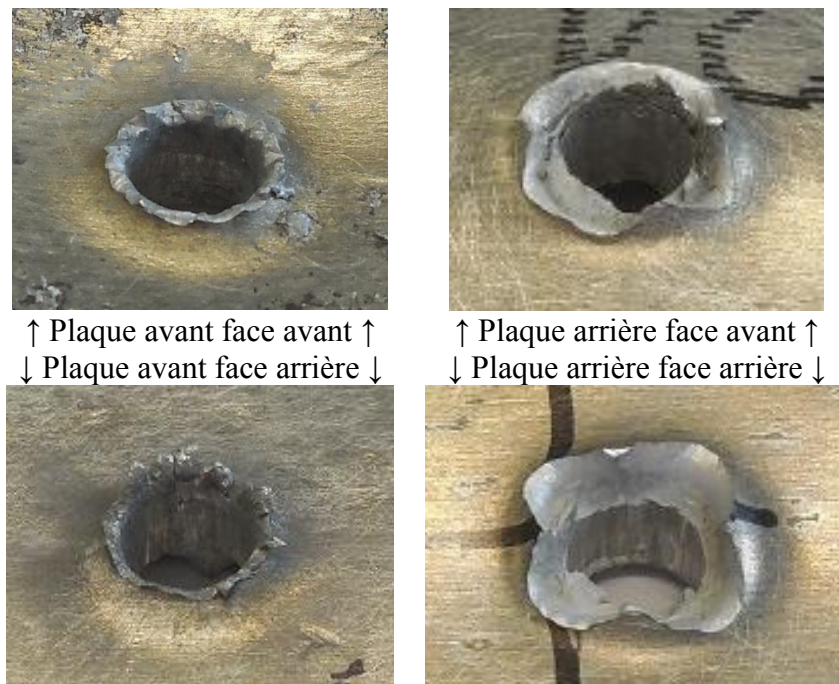


Figure III-35 : Mode de ruine d'une protection AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D6.35-Acier-Conique à 582 m/s avec le lanceur Ø60

#### III.4.4. Protection tricouche MS8.8-AA8

Des protections tricouches MS8.8-AA8, constituées d'une plaque de MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur 8,8 mm en couche avant et d'une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 8 mm en couche arrière, sont impactées par des projectiles D6.35-WC-Conique grâce au lanceur Ø60.

##### III.4.4.1. Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes

Quatre essais d'impacts ont été menés entre 718 m/s et 798 m/s, fournissant trois vitesses résiduelles. Au vu des résultats en Figure III-36 il nous paraît ici raisonnable de considérer que la VLP est égale à 718 m/s

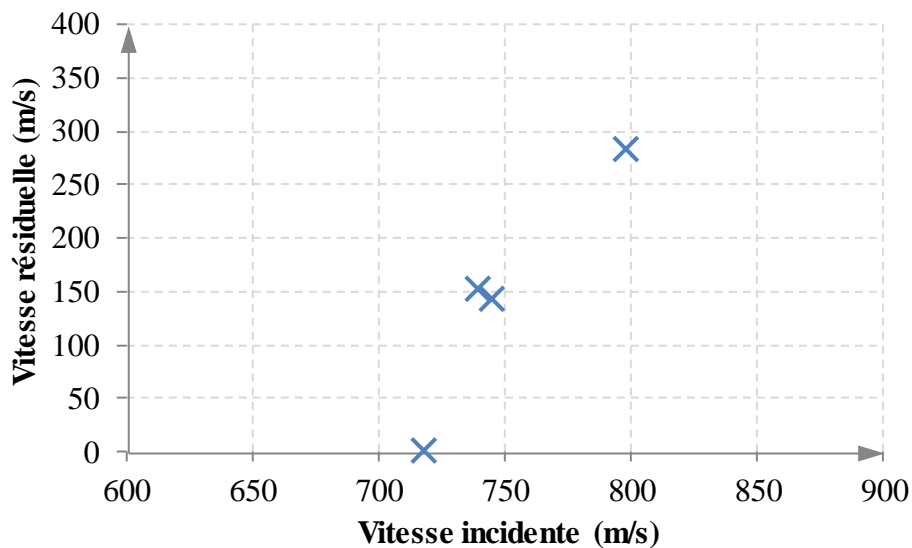


Figure III-36 : Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes pour des essais d'impact sur une protection tricouche MS8.8-AA8 par des projectiles D6.35-WC-Conique avec le lanceur Ø60

##### III.4.4.2. Modes de ruine

Seul le projectile qui a été bloqué est brisé, ceux qui ont traversé la protection sont intacts après l'impact.

La Figure III-37 montre les modes de ruine de la protection MS8.8-AA8 impactée à 798 m/s. On voit que la plaque avant rompt principalement par pénétration ductile, de la matière est repoussée en face avant et en face arrière. Aucun pétale n'est visible, leur formation a probablement été perturbée par la plaque AA8. La plaque arrière rompt suivant une compétition entre pénétration ductile et ouverture en pétales, on devine en effet la formation de petits pétales en face arrière. La face avant est légèrement enfoncée à cause de la déformation de la plaque MS8.8.

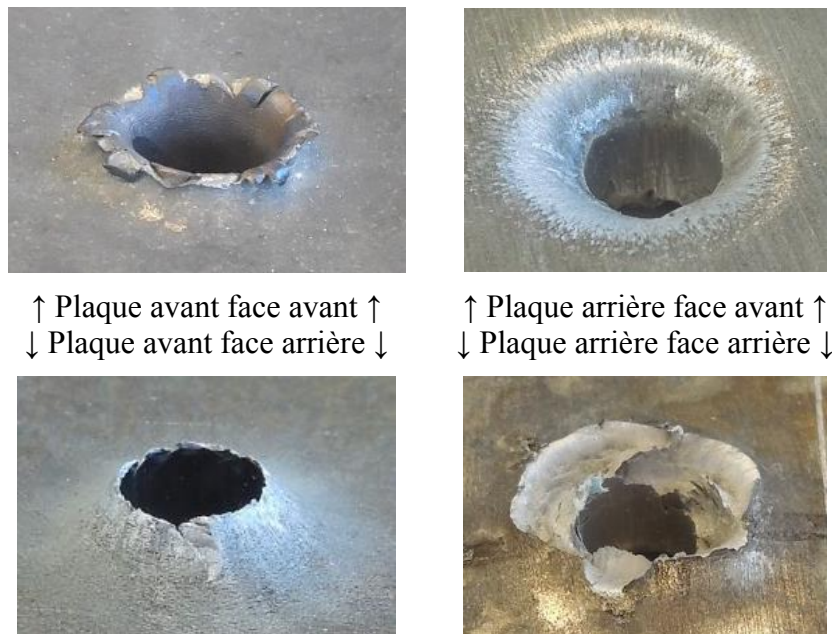


Figure III-37 : Mode de ruine d'une protection MS8.8-AA8 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 798 m/s avec le lanceur Ø60

### III.4.5. Protection tricouche AA6-AdC250-TB12

#### III.4.5.1. Configurations

Des essais d'impact à haute vitesse ont été menés sur des assemblages AA6-AdC250-TB12, impactés par des projectiles D6.35-WC-Conique avec le lanceur Ø60. Pour rappel, les assemblages sont composés d'une plaque avant en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm et d'un panneau de 12 plis de tissu balistique en couche arrière, assemblés par un film d'adhésif C de 250 µm, i.e. AA6-AdC250-TB12.

Un essai supplémentaire a été mené sur une protection « inversée », c'est-à-dire avec le panneau de tissu balistique en face avant. Sa désignation aurait donc été TB12-AdC250-AA6.

#### III.4.5.2. Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes

Cinq essais ont été réalisés à des vitesses comprises entre 345 et 610 m/s, donnant accès à quatre vitesses résiduelles (voir Figure III-38). La VLP du système de protection AA6-AdC250-TB12 est considérée comme étant égale à la plus haute vitesse incidente pour laquelle le projectile ne traverse pas la cible, soit ici 345 m/s.

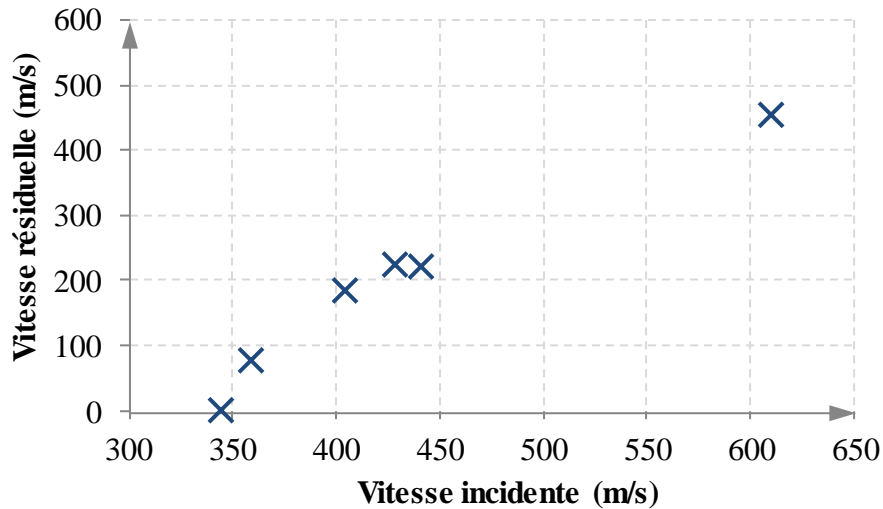


Figure III-38 : Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes pour des essais d'impact sur une protection tricouche AA6-AdC250-TB12 par des projectiles D6.35-WC-Conique avec le lanceur Ø60

### III.4.5.3. Modes de ruine

Lors de ces essais, aucun projectile n'a été brisé à l'impact.

Sur la face arrière du panneau de tissu balistique en Figure III-39, il est possible de distinguer les fibres directement impactées par le projectile, orientées à  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$ , ce qui montre que peu de fibres sont efficacement sollicitées. Cela est conforme aux observations de [Naik & Shrirao, 2004].

Le film d'adhésif rompt systématiquement à l'impact, il est donc possible d'observer les faces avant et arrière de la plaque en alliage d'aluminium et du panneau de tissu balistique (voir Figure III-40). On remarque pour la plaque AA6 un rejet de matière à l'avant, et une combinaison entre la pénétration ductile et la formation de petits pétales à l'arrière. Le panneau de tissu balistique est déformé, et de nombreuses fibres rompues sont visibles sur une petite zone autour du point d'impact en face arrière. Ce mode de ruine est similaire à ceux observés sur des tissus d'aramide et de mélange aramide/polyéthylène par [Sorrentino et al., 2014; Provost, 2016] par exemple.

### III.4.5.4. Comparaison protection inversée (AA6-AdC250-TB12 vs TB12-AdC250-AA6)

Un essai comparatif a été mené sur le même type de protection, mais cette fois « inversée », c'est à dire avec le panneau de tissu balistique en couche avant (en opposition au cas « classique » où c'est la plaque en alliage d'aluminium qui se trouve en couche avant), voir Figure III-41 (point bleu clair). Pour quantifier l'écart mesuré, nous avons déterminé la courbe



de Lambert-Jonas (« L-J ») des essais du cas classique uniquement (coefficients dans le Tableau III-10, voir équation (II.2)).

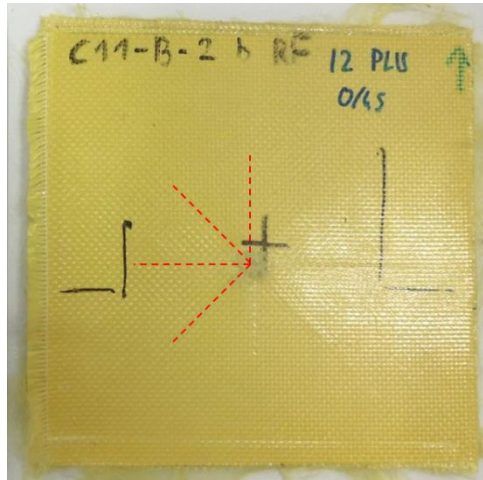
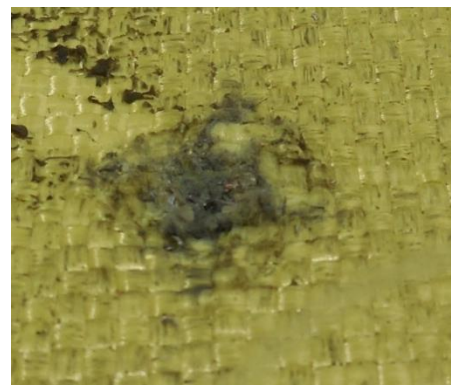


Figure III-39 : Face arrière d'une protection tricouche AA6-AdC250-TB12 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 441 m/s avec le lanceur Ø60. Les fibres directement impactées par le projectile sont clairement visibles.



↑ Plaque avant AA6 face avant ↑  
↓ Plaque avant AA6 face arrière ↓



↑ Plaque arrière TB12 face avant ↑  
↓ Plaque arrière TB12 face arrière ↓



Figure III-40 : Zones impactées d'une protection tricouche AA6-AdC250-TB12 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 441 m/s avec le lanceur Ø60. Gauche : Faces avant (haut) et arrière (bas) de la plaque avant en alliage d'aluminium. Droite : Faces avant (haut) et arrière (bas) du panneau de tissu balistique arrière.

Bien que les fibres se soient refermées, ce panneau a bien été perforé.

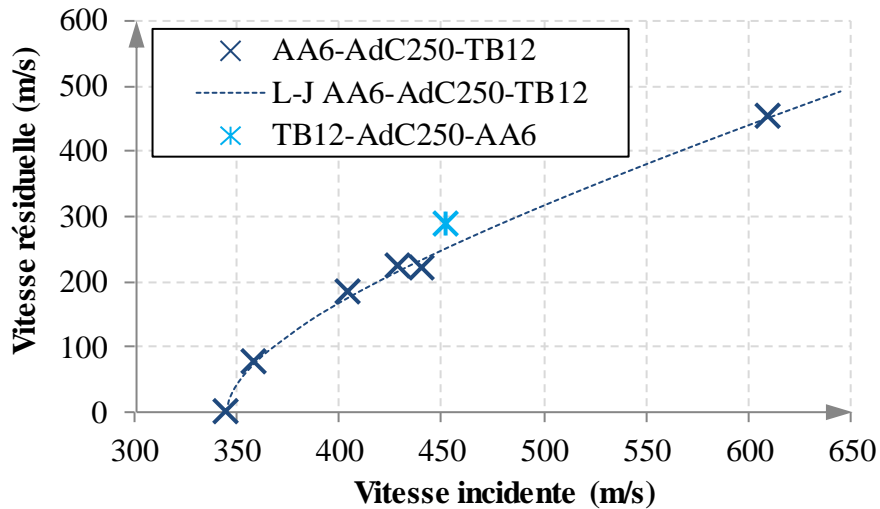


Figure III-41 : Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes pour des essais d'impact sur une protection tricouche AA6-AdC250-TB12 par des projectiles D6.35-WC-Conique, superposée avec une courbe de Lambert-Jonas (« L-J »). Comparaison avec un essai d'impact sur une protection tricouche TB12-AdC250-AA6 par un projectile D6.35-WC-Conique. Essais avec le lanceur Ø60

Tableau III-10 : Recalage de l'équation de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)) pour des impacts de projectiles D6.35-WC-Conique sur des protections tricouches AA6-AdC250-TB12 avec le lanceur Ø60

$a$	0,9541
$p$	1,7760
$VLP$ (m/s)	345

Le Tableau III-11 compare les vitesses résiduelles entre une protection classique AA6-AdC250-TB12 et une protection inversée TB12-AdC250-AA6 pour une même vitesse incidente de 452 m/s. La vitesse résiduelle est alors 14% supérieure dans le cas inversée (286 m/s vs 251 m/s).

Tableau III-11 : Comparaison entre une protection « classique » AA6-AdC250-TB12 et une protection « inversée » TB12-AdC250-AA6

	$v_i$ (m/s)	$v_{res}$ (m/s)
AA6-AdC250-TB12	452	251*
TB12-AdC250-AA6		286
Écart	-	14%

\*D'après la loi de Lambert-Jonas

Les modes de ruine sont très proches de ceux observés dans le cas classique. La principale différence réside dans la déformation résiduelle du panneau de tissu balistique, beaucoup plus

faible dans la protection inversée (voir Figure III-42), due à la présence de la plaque en alliage d'aluminium (voir Figure III-43). Or, le panneau de tissu balistique dissipe l'énergie principalement par déformation des fibres, et par frottement interfibre [Chu et al., 2020]. En contraignant son mouvement, la protection inversée est donc moins efficace pour dissiper l'énergie cinétique du projectile.

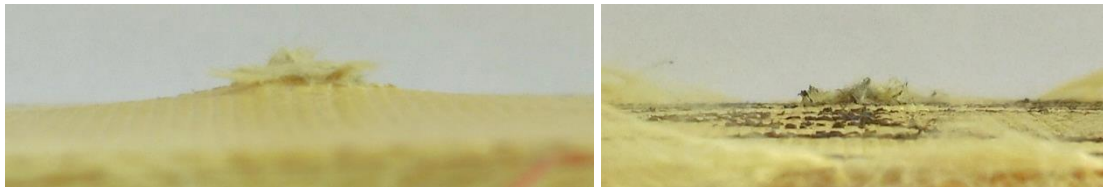


Figure III-42 : Faces arrières des panneaux de tissu balistique dans la configuration AA6-AdC250-TB12 (à gauche, impacté par un projectile D6.35-WC-Conique à 441 m/s) et dans la configuration TB12-AdC250-AA6 (à droite, impacté par un projectile D6.35-WC-Conique à 452 m/s) avec le lanceur Ø60. Vue de profil pour faire ressortir les différences de déformation résiduelle.

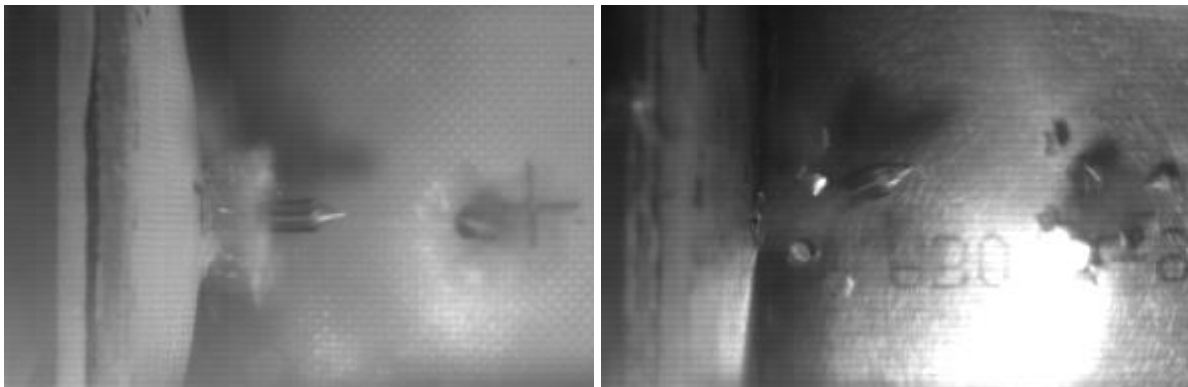


Figure III-43 : Images de caméras rapides d'impact de protections tricouches AA6-AdC250-TB12 (à gauche, impacté par un projectile D6.35-WC-Conique à 441 m/s) et TB12-AdC250-AA6 (à droite, impacté par un projectile D6.35-WC-Conique à 452 m/s) avec le lanceur Ø60. Un miroir à 45° permet d'observer la face arrière.

#### III.4.5.5. Bilan partiel

Cinq essais balistiques ont été menés sur des protections tricouche AA6-AdC250-TB12 impactées par des projectiles D6.35-WC-Conique, ayant permis d'identifier une VLP d'environ 345 m/s. Ils ont pu mettre en évidence différents modes de ruine :

- La plaque en alliage d'aluminium est endommagée par une perforation ductile et une légère ouverture en pétales.
- Le film d'adhésif rompt systématiquement.
- Le panneau de tissu balistique est déformé, et son aspect semble indiquer que seules les fibres passant par le point d'impact sont fortement sollicitées et finissent par

rompre. Il n'y a pas de trace visuelle de délaminage, mais pour le confirmer un contrôle plus poussé, par exemple par C-Scan, serait nécessaire.

Pour comparaison, un essai a été mené sur une protection tricouche « inversée » TB12-AdC250-AA6. Le projectile conserve alors une vitesse résiduelle plus élevée (environ +14%) que celle attendue pour une protection classique. Cela pourrait être dû à la faible déformation du panneau de tissu balistique, perturbée par la présence de la plaque en alliage d'aluminium à l'arrière.

#### III.4.6. Protection tricouche AM5-AdB250-AA6

Dans la protection tricouche AM5-AdB250-AA6, la couche avant est un disque d'alumine d'épaisseur 5 mm, collée via un film de 250  $\mu\text{m}$  d'adhésif B sur une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm. Ces cibles sont impactées par des projectiles D6.35-WC-Conique.

##### III.4.6.1. Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes

Les vitesses incidentes et résiduelles mesurées lors de ces essais sont reportées en Figure III-44 : à 770 m/s le projectile est bloqué, et à 830 m/s le projectile traverse la protection tricouche avec une vitesse résiduelle de 263 m/s.

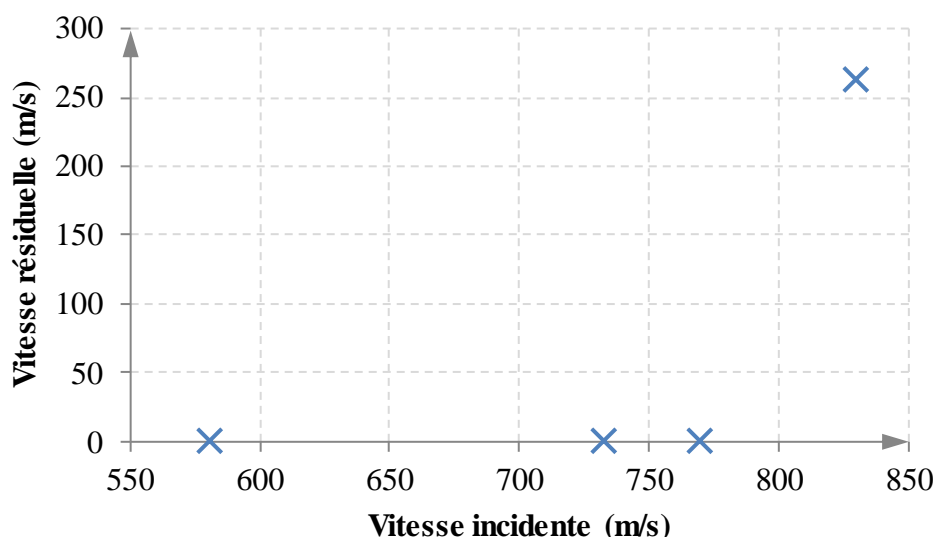


Figure III-44 : Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes pour des essais d'impact sur une protection tricouche AM5-AdB250-AA6 par des projectiles D6.35-WC-Conique



### III.4.6.2. Modes de ruine

Lors de ces essais, les projectiles sont systématiquement brisés.

Le mode de ruine de la céramique est plus facilement observable sur un essai à plus faible vitesse, comme sur la Figure III-45 montrant une cible impactée à 581 m/s. Le disque de céramique est majoritairement détruit, bien qu'un disque partiellement fragmenté d'environ 60 mm de diamètre soit resté collé (cercle pointillé orange). Sur une couronne de 10 mm autour de ce disque, de larges fragments se sont décollés (cercle pointillé rouge). Le disque résiduel montre des fissurations en « toile d'araignée », comprenant à la fois des fissures radiales et circulaires concentriques. Deux fragments d'alumine, en Figure III-46, laissent deviner une rupture en forme de cône, typique de ces matériaux. Ces observations sont conformes à celles de [Camalet et al., 2019].

Pour finir, la Figure III-47 montre les faces avant et arrière de la protection impactée à 830 m/s. On remarque que les fragments se sont pour la plupart décollés, et que de larges pétales se sont formés à l'arrière de la plaque en alliage d'aluminium.

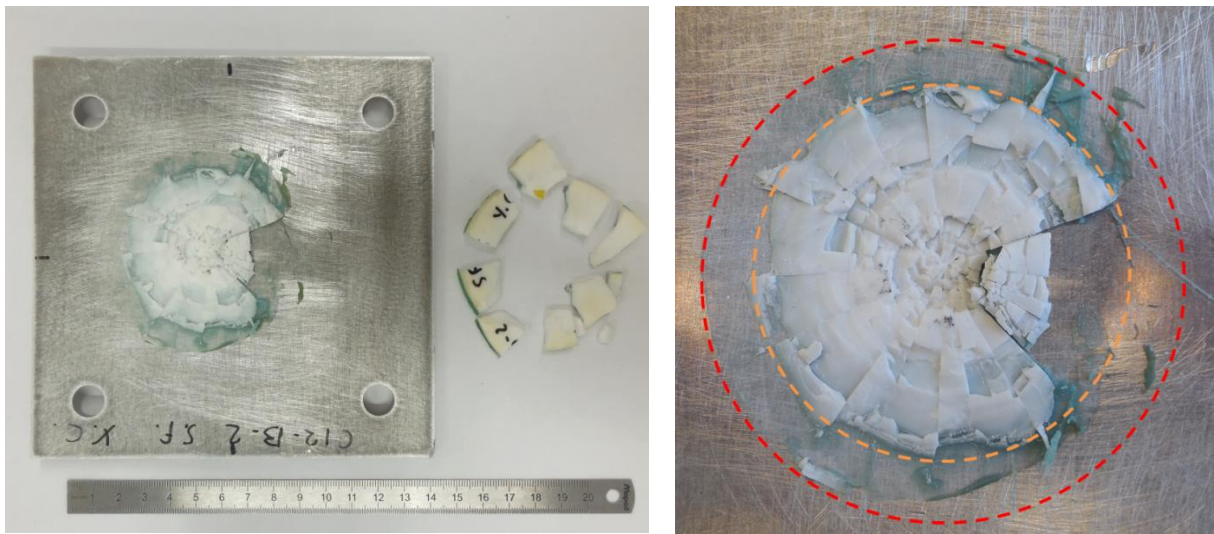


Figure III-45 : Face avant d'une protection AM5-AdB250-AA6 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 581 m/s avec le lanceur Ø60



Figure III-46 : Fragments d'alumine mettant en évidence une rupture en forme de cône



Figure III-47 : Faces avant (gauche) et arrière (droite) d'une protection AM5-AdB250-AA6 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique propulsé par le lanceur Ø60 à 830 m/s

### III.5. Résultats des essais de tir réel (veine de tir)

Pour rappel, les essais de tir réel en veine de tir ont été menés au Banc National d'Épreuve de Saint-Étienne avec des munitions 7,62AP8. La vitesse maximale atteinte est de 928 m/s à 15 m de la sortie de bouche pour une vitesse demandée par le STANAG égale à 930 m/s. Ce moyen d'essai est utilisé ici principalement pour caractériser des protections tricouches MS8.8-AA8 et multimatériaux AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 face à des balles de 7,62AP8. De plus, la veine de tir est également exploitée pour évaluer l'intérêt de certaines améliorations apportées aux assemblages comprenant de la céramique : AM5.F-AdB250-AA6 et SiC8-AdB250-AA6.

L'incidence du projectile est normale et cette fois la cible repose sur deux appuis linéaires. La majorité des essais est réalisée à température ambiante, mais certains seront réalisés à basse température (environ -15 °C) ou à haute température (environ +55 °C). La partie de la veine de tir où se trouve la cible est présentée en Figure III-48.

#### III.5.1. Protection tricouche MS8.8-AA8

La résistance de protections tricouches MS8.8-AA8 face à des balles de 7,62AP8 est évaluée. Le système de protection est composé d'une plaque de MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur 8,8 mm en couche avant, et d'une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 8,0 mm en couche arrière. Ces plaques sont assemblées par boulonnage.



Figure III-48 : Banc d'essai de la veine de tir

### III.5.1.1. Vitesses résiduelles en fonction des vitesses incidentes

Quatorze essais ont été menés :

- 10 essais à température ambiante (21°C), dont 6 traversants
- 2 essais à haute température (environ +56 °C), tous traversants
- 2 essais à basse température (environ -15 °C), dont 1 traversant

Les vitesses incidentes et résiduelles des projectiles sont reportées dans le graphe en Figure III-49. Une courbe autour des points d'essais à température ambiante a été tracée en suivant le modèle de Lambert-Jonas (« L-J ») dont les coefficients se trouvent dans le Tableau III-12 (voir équation (II.2)). Une VLP de 629 m/s a ainsi pu être déterminée.

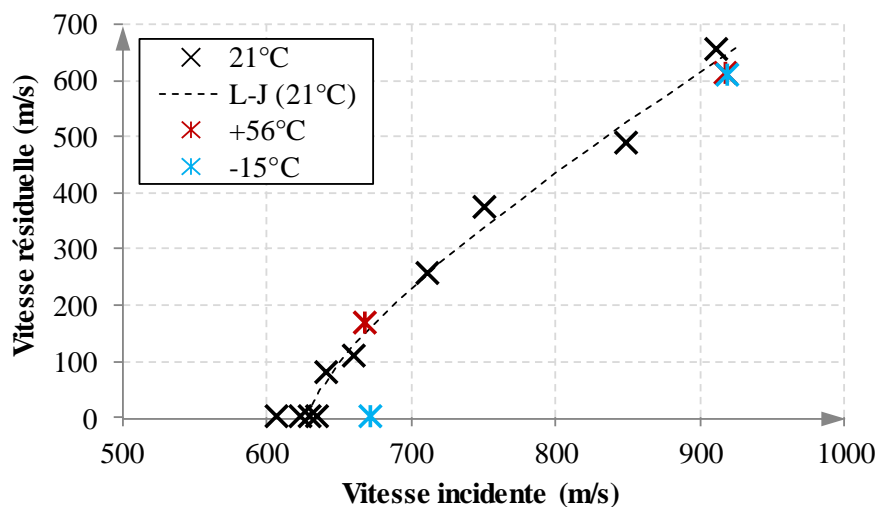


Figure III-49 : Vitesse résiduelle en fonction de la vitesse incidente pour un assemblage tricouche MS8.8-AA8. Balles 7,62AP8. Essais à température ambiante (21 °C), à chaud (+56°C) et à froid (-15°C). Courbe de Lambert-Jonas (« L-J ») pour les essais à température ambiante.

Du côté des essais à température ambiante (21°C), on remarque tout d'abord une légère dispersion autour de la courbe de Lambert-Jonas. Cette dispersion peut venir de deux sources : les essais balistiques en général présentent une certaine dispersion, et les mesures de vitesse sont fournies avec une incertitude d'environ  $\pm 5\%$  ici.

Les écarts des résultats des essais à haute température (environ +56 °C) sont compris dans la plage de dispersion, on ne peut donc rien en conclure. C'est également le cas de l'essai à basse température (environ -15 °C) à haute vitesse, mais l'essai à plus basse vitesse laisse imaginer une VLP supérieure à 673 m/s. Le nombre d'essai est cependant trop réduit pour l'affirmer sans réserve.

Tableau III-12 : Recalage de l'équation de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)) pour des impacts de balles de 7,62AP8 sur des protections tricouches MS8.8-AA8

$a$	1,3029
$p$	1,4207
VLP (m/s)	629

### III.5.1.2. Modes de ruine

Les modes de ruine sont similaires pour chaque tir, indépendamment de la température (voir Figure III-50). Concernant la couche avant MS8.8, on observe une pénétration ductile avec un repoussement de la matière en face avant et en face arrière. La couche arrière AA8 montre une déformation dans le sens du mouvement du projectile, probablement due à la forme de la couche avant, ainsi qu'une pénétration ductile. En face arrière, on devine une éjection de fragments. Pour les deux couches, aucun pétale n'est clairement visible.

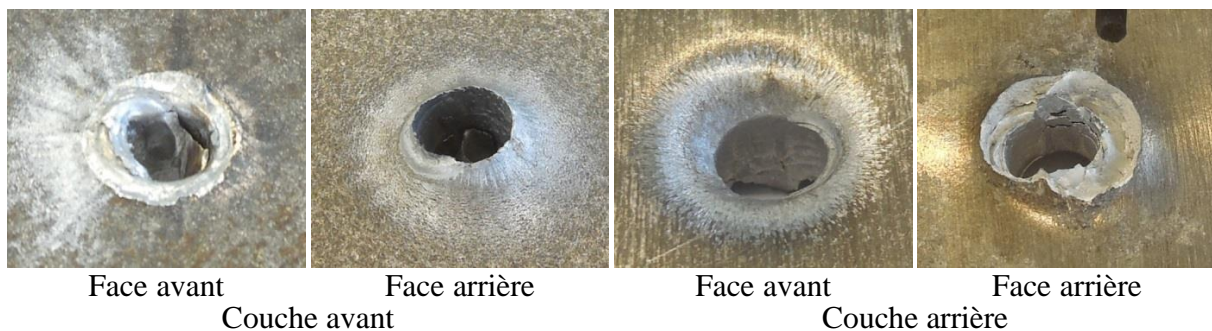


Figure III-50 : Modes de ruine d'une protection tricouche MS8.8-AA8 impactée à température ambiante (21°C) par une balle 7,62AP8 en veine de tir à 912 m/s



### III.5.2. Protection Multimatériaux (AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12)

Une protection multimatériaux AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 s'articule autour d'une couche centrale en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm. En couche avant se trouve une tuile d'alumine d'épaisseur 10 mm collée par un film d'adhésif B d'épaisseur 250  $\mu\text{m}$ . Un panneau de 12 plis de tissu balistique se trouve en couche arrière, collé par un film d'adhésif C d'épaisseur 250  $\mu\text{m}$ . Ce système de protection est impacté en veine de tir par des balles 7,62AP8 à température ambiante (environ 21°C), à température élevée (environ 59°C) et à basse température (environ -12 °C).

#### III.5.2.1. États de la protection en fonction des vitesses incidentes

Dix essais ont été réalisés à température ambiante (21°C), un à haute température (59 °C) et un à basse température (-12°C). Bien que certains projectiles aient traversé la protection, aucune vitesse résiduelle n'a pu être mesurée lors de cette campagne d'essai. En effet, il semblerait que le cœur soit systématiquement brisé par la tuile de céramique. De plus, de nombreux fragments de céramique et d'alliage d'aluminium sont éjectés à l'arrière de la cible, empêchant toute mesure fiable (voir Figure III-51). Pour cette raison, les résultats sont renseignés en Figure III-52 en fonction de l'état de la protection : Perforée ou Non-perforée. Entre 910 et 920 m/s à température ambiante, 4 projectiles traversent la protection et 2 sont bloqués, ce qui laisse deviner une VLP comprise entre 910 et 920 m/s. La protection a été perforée pour les essais à haute température (59 °C) ou à basse température (-12 °C).

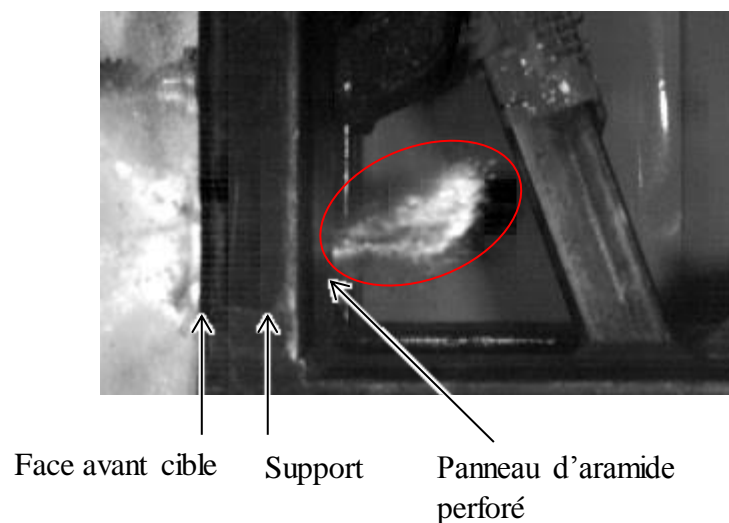


Figure III-51 : Protection AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 impactée par une balle 7,62AP8 à 919 m/s en veine de tir. Température ambiante proche de 21°C. Jet de fragments à l'arrière de la cible empêchant toute mesure de vitesse résiduelle (cercle rouge)

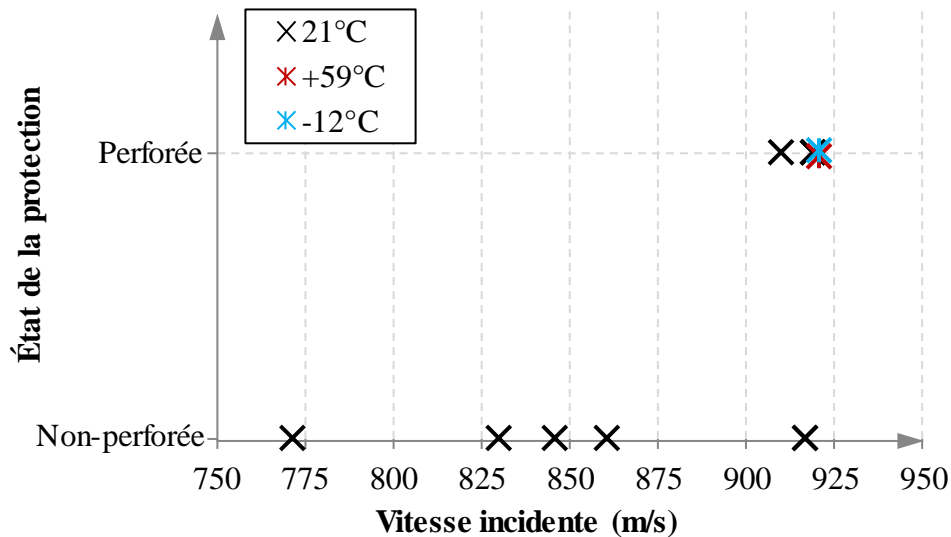


Figure III-52 : État du système de protection en fonction de la vitesse incidente du projectile. Protection AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 impactée par une balle 7,62AP8 en veine de tir.

### III.5.2.2. Modes de ruine

Lors de l'impact, la tuile de céramique est entièrement détruite, laissant quelques fragments collés sur la plaque en alliage d'aluminium, qui rompt par ouverture en pétales (voir Figure III-53). Le panneau de tissu balistique est systématiquement décollé. Plusieurs fibres rompues, témoignant du passage du projectile, sont visibles en son centre. Les quelques torons de fibres directement impactés forment un léger relief en face arrière. Enfin, le cœur de la balle est systématiquement brisé.

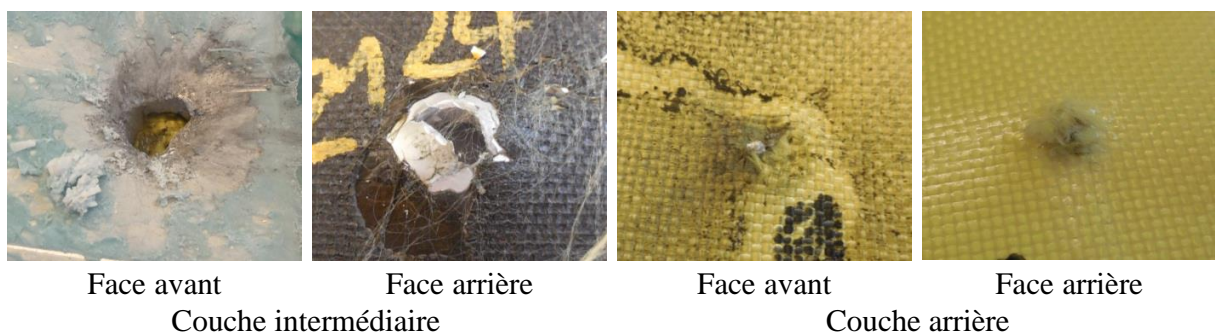


Figure III-53 : Modes de ruine d'une protection multimatériaux AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 impactée à température ambiante (21°C) par une balle 7,62AP8 en veine de tir à 910 m/s. Le projectile a bien traversé la face arrière du panneau en tissu balistique mais les fibres se sont refermées.

### III.5.3. Protection tricouche AM5/AM5.F1/2-AdB250-AA6

Une protection AM5-AdB250-AA6 et deux protections AM5.F1/2-AdB250-AA6 sont impactées en veine de tir par des balles 7,62AP8 à température ambiante. Le premier type de protection (AM5-AdB250-AA6) sert de référence et est constitué d'un disque d'alumine de 5 mm d'épaisseur, collée par un film d'adhésif B d'épaisseur 250  $\mu\text{m}$  sur une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm. Le second type de protection (AM5.F1/2-AdB250-AA6) possède une structure très proche, mais le disque de céramique est fretté dans une couronne en acier. La fragmentation du cœur de la balle et l'éjection de fragments de céramique rend impossible la mesure de vitesse résiduelle. Avec des vitesses incidentes comprises entre 915 et 928 m/s, les projectiles traversent systématiquement les protections. Les protections impactées sont visibles en Figure III-54.

Concernant la protection de référence AM5-AdB250-AA6, la céramique est détruite et quelques fragments restent collés sur la plaque en alliage d'aluminium en formant une sorte de toile d'araignée. La plaque en alliage d'aluminium montre en face arrière une ouverture en pétales.

Le frettage de la protection AM5.F1-AdB250-AA6 a été conçu pour générer une contrainte de compression de -94 MPa dans le disque d'alumine. À l'impact le disque ne se fragmente pas entièrement et semble à première vue quasi-intact à l'exception d'une zone centrale traversée par le projectile. En examinant davantage la céramique, on voit qu'une large zone en forme de cône est en fait détruite.

La protection AM5.F2-AdB250-AA6 a été conçue avec un frettage plus important, de sorte à appliquer une contrainte de compression de -259 MPa. Cependant, le choc thermique lors de l'assemblage a entraîné une pré-fissuration de la céramique. Lors de l'impact, le disque est alors majoritairement détruit, mais de très nombreux fragments restent collés sur la plaque en alliage d'aluminium.

### III.5.4. Protection tricouche SiC8-AdB250-AA6

Une protection tricouche SiC8-AdB250-AA6 a été impactée en veine de tir par une balle 7,62AP8. Sa face avant se compose d'une mosaïque de sept tuiles hexagonales de carbure de silicium d'épaisseur 8 mm, collées via un film d'adhésif B d'épaisseur 250  $\mu\text{m}$  sur une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm. La fragmentation du cœur de la balle et l'éjection de fragments de céramique rend la mesure de vitesse résiduelle impossible. Avec une vitesse incidente de 916 m/s, le projectile traverse la protection.

La tuile centrale, directement impactée, est totalement détruite. Les tuiles alentours sont partiellement fragmentées, et toutes se sont décollées de la plaque en alliage d'aluminium (voir Figure III-55).

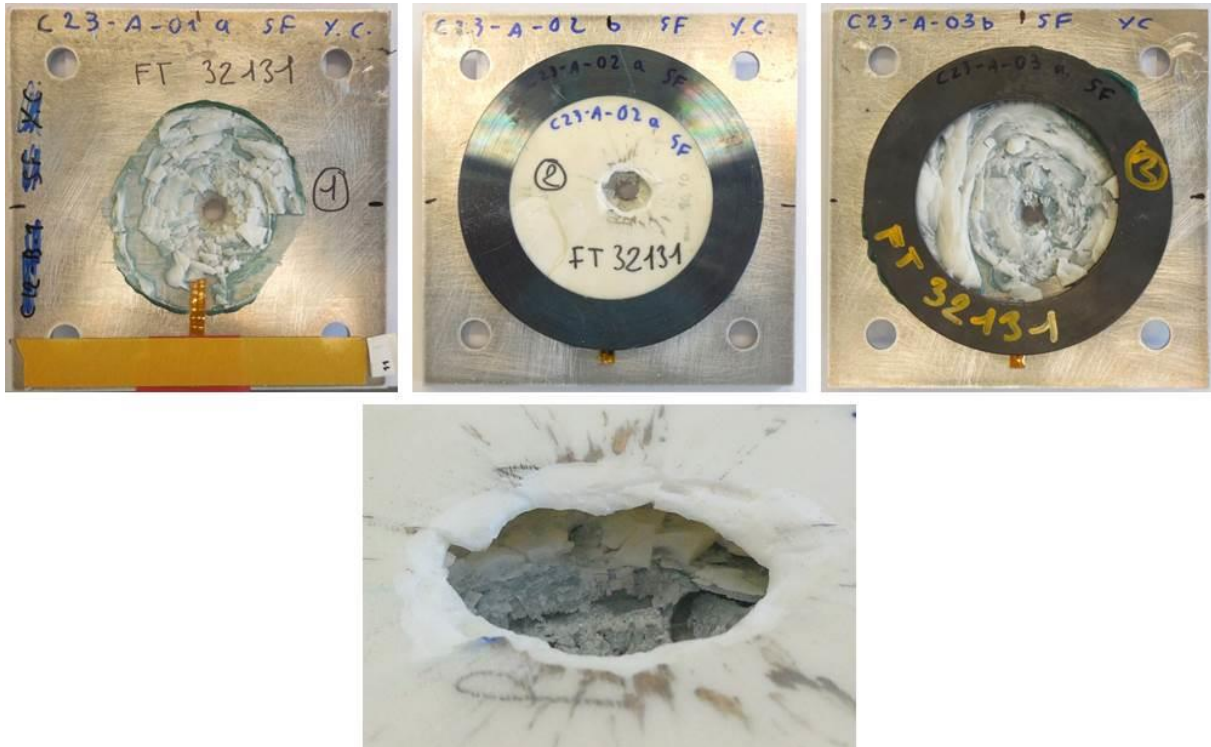


Figure III-54 : Modes de ruine de protections tricouches impactées par une balle 7,62AP8 en veine de tir. En haut de gauche à droite : protection AM5-AdB250-AA6 impactée à 915 m/s ; protection AM5.F1-AdB250-AA6 impactée à 928 m/s ; protection AM5.F2-AdB250-AA6 impactée à 921 m/s. En bas : visualisation de la zone conique fragmentée sous la surface du disque de la protection AM5.F1-AdB250-AA6.

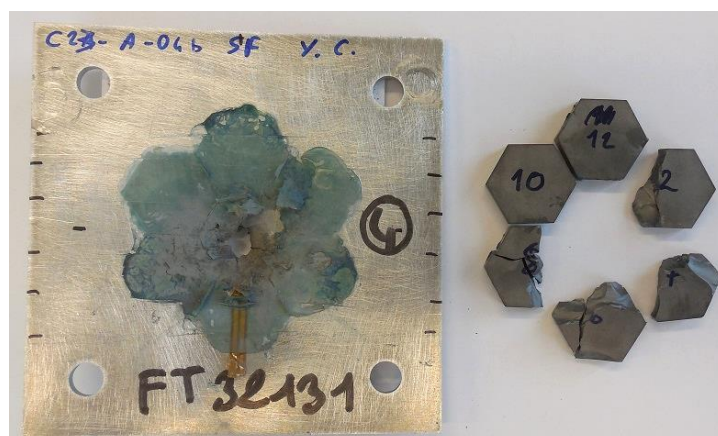


Figure III-55 : Modes de ruine d'une protection SiC8-AdB250-AA6 impactée par une balle de 7,62AP8 en veine de tir à 916 m/s.



## III.6. Bilan de la campagne expérimentale

Au total, 220 essais de tirs ont été réalisés, dont 51 pour la calibration et 169 pour les essais à proprement parler, couvrant 23 configurations cible-projectile différentes :

- Lanceur Ø40 : 99 essais (dont 7 tirs de calibration)
- Lanceur Ø60 : 91 essais (dont 44 tirs de calibration)
- Veine de tir : 30 essais

### III.6.1. Vitesses limites de perforation

Des VLP ont pu être identifiées ou estimées dans la majorité des configurations cible-projectile, et sont regroupées dans le Tableau III-13.

### III.6.2. Influence du projectile

À protection identique, les VLP et modes de ruine dépendent du type de projectile utilisé : forme, matériau, composition.

#### III.6.2.1. Forme du projectile (Plat vs Conique)

Au regard des configurations AA6, AA12 et AA6-air10-AA6 impactées par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique, D6.35-Acier-Plat/Conique et D6.35-WC-Plat/Conique, les projectiles à bout plat conduisent systématiquement à une rupture par poinçonnage (voir Figure III-19 p77, Figure III-24 p82, Figure III-33 p88). Les modes de ruines générés par les projectiles à bout conique semblent dépendre du rapport  $\lambda$  entre l'épaisseur de la plaque et le rayon du projectile :

$$\lambda = \frac{\text{épaisseur de la plaque}}{\text{rayon du projectile}} \quad (\text{III.1})$$

En effet, si  $\lambda < 1$  (exemple : D20-Acier-Conique face à une cible AA6 en Figure III-19 p77) on observe clairement la formation de pétales, mais dès que  $\lambda$  s'approche ou dépasse 1, une compétition entre plusieurs modes de ruine a lieu : compétition entre poinçonnage et ouverture en pétales pour un projectile D20-Acier-Conique face à une cible AA12 (voir Figure III-24 p82), et compétition entre pénétration ductile et ouverture en pétales pour les projectiles D6.35-Acier-Conique et D6.35-WC-Conique face à une cible AA6-air10-AA6 (voir Figure III-35 p89).

Tableau III-13 : Vitesses limites de perforation pour les couples cible-projectile de l'étude.

Cible	Masse surf. (kg/m <sup>2</sup> )	Projectile	Lanceur	VLP (m/s)
AA6	16,2	D20-Acier-Plat	Ø40	147
		D20-Acier-Conique		211
AA12	32,4	D20-Acier-Plat	Ø60	~ 200
		D20-Acier-Conique		312
AA6-air0-AA6	32,4	D20-Acier-Plat	Ø40	> 225
		D20-Acier-Conique		
AA6-air10-AA6	32,4	D20-Acier-Plat	Ø60	250
		D20-Acier-Conique		295
		D6.35-Acier-Plat		> 632
		D6.35-Acier-Conique		560
		D6.35-WC-Plat		497 < • < 737
		D6.35-WC-Conique		~ 380
AA6-air30-AA6	32,4	D20-Acier-Plat	Ø40	> 225
		D20-Acier-Conique		
MS8.8	68,9	D6.35-WC-Conique	Ø60	606
AA6-AdC250-TB12	22,5	D6.35-WC-Conique	Ø60	~ 345
AM5-AdB250-AA6	36,0	D6.35-WC-Conique	Ø60	770 < • < 830
		7,62AP8	Veine de tir	< 915
AM5.F-AdB250-AA6	46,9	7,62AP8	Veine de tir	< 921
SiC8-AdB250-AA6	41,6	7,62AP8	Veine de tir	< 916
MS8.8-AA8 (21°C)	90,5	7,62AP8	Veine de tir	629
		D6.35-WC-Conique	Ø60	718
MS8.8-AA8 (+56°C)		7,62AP8	Veine de tir	< 668
MS8.8-AA8 (-15°C)		7,62AP8	Veine de tir	> 673
AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 (21°C)	61,9	7,62AP8	Veine de tir	910 < • < 920
AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 (-12°C)		7,62AP8	Veine de tir	< 921
AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 (+59°C)		7,62AP8	Veine de tir	< 921

Ces différences de modes de ruine se retrouvent également dans les VLP. Pour  $\lambda$  inférieur ou proche de 1, la VLP d'une protection face à un projectile à bout plat est inférieure à sa VLP face à un projectile à bout conique (voir les protections AA6, AA12 et AA6-air10-AA6 impactées par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique dans le Tableau III-13). Cela peut s'expliquer par le fait que le poinçonnage soit dû à une forte localisation de déformation dans une zone réduite, ce qui dissipe moins d'énergie qu'une ouverture en pétale qui provoque de fortes déformations plastiques sur une large zone autour du passage du projectile. Cette différence peut atteindre 36% dans le cas d'une protection AA12. Cependant cette explication n'est plus valable pour des valeurs de  $\lambda$  plus élevées (protections AA6-air10-AA6 impactées par des projectiles D6.35-WC-Plat/Conique) où la VLP d'une protection AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D6.35-WC-Plat est supérieure à sa VLP face à un projectile D6.35-WC-Conique.

En conclusion, un projectile à bout plat provoque systématiquement un poinçonnage alors que le mode de ruine généré par un projectile à bout conique dépend du rapport  $\lambda$  entre l'épaisseur de la cible et le diamètre du projectile : ouverture en pétales si  $\lambda < 1$ , pénétration ductile ou poinçonnage sinon, avec éventuellement une combinaison de modes. La VLP la plus faible, entre bout plat et bout conique pour une protection donnée, dépend également de  $\lambda$ .

#### III.6.2.2. Matériau du projectile (Acier vs WC)

Pour rappel, le passage d'un projectile en acier à un projectile en carbure de tungstène implique plusieurs changements : augmentation de masse volumique, de rigidité et de dureté, ce qui se traduit par une augmentation d'énergie cinétique et d'impédance acoustique.

Les essais sur des protections AA6-air10-AA6 impactées par des projectiles D6.35-Acier-Plat/Conique et D6.35-WC-Plat/Conique ont montré face à des projectiles D6.35-Acier-Plat/Conique, les protections ont une VLP plus élevée que face à des projectiles D6.35-WC-Plat/Conique (voir Tableau III-13). Cette différence est due à la fois à des différences d'énergie cinétique, d'impédance acoustique et de dureté. De plus, on observe des modes de ruine identiques : poinçonnage pour les projectiles à bout plat, et combinaison entre pénétration ductile et ouverture en pétales pour les projectiles à bout conique (Figure III-35 p89).

En conclusion, et comme attendu, à géométrie identique un projectile en carbure de tungstène est plus vulnérant qu'un projectile en acier, même si cela n'est pas traduit par une différence de modes de ruine.

### III.6.2.3. Composition du projectile (cœur seul vs balle complète)

L'influence de la composition du projectile a été évaluée sur des protections tricouches MS8.8-AA8, impactées par des balles 7,62AP8 ou par des projectiles D6.35-WC-Conique imitant le cœur de ces balles. Comme attendu, on mesure une VLP inférieure pour la balle 7,62AP8 dont le pouvoir pénétrant est favorisé par la chemise en cuivre et le bouchon en alliage d'aluminium (voir Figure III-56). On trouve en particulier une VLP inférieure de 12% par rapport au cœur seul : 629 m/s vs. 718 m/s. Les modes de ruine sont identiques pour les deux projectiles : on observe une pénétration ductile des deux plaques, la plaque avant MS8.8 montre des repoussements de matière en face avant et arrière. La face avant de la plaque arrière AA8 est alors déformée, et on observe une légère fragmentation en pétales en face arrière.

En conclusion, un système de protection a une VLP inférieure face à une balle complète que face à un cœur seul.

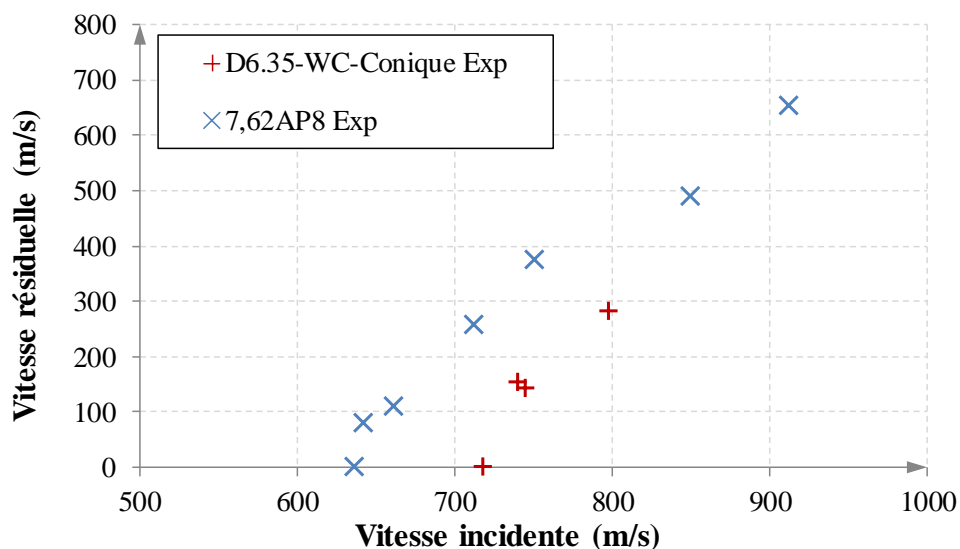


Figure III-56 : Comparaison des vitesses expérimentales de projectiles D6.35-WC-Conique (lanceur Ø60) et 7,62AP8 (Veine de tir) impactant une protection tricouche MS8.8-AA8

### III.6.3. Influence de la protection

#### III.6.3.1. Épaisseur d'une protection monocouche

Comme attendu, augmenter l'épaisseur de la plaque entraîne une augmentation de VLP. Ensuite, l'impact de projectiles D20-Acier-Plat/Conique sur des protections AA6 et AA12 a montré que les tendances des VLP restent inchangées : ces protections ont une VLP plus faible face à un projectile à bout plat que face à un projectile à bout conique (voir Tableau III-13).

Au niveau des modes de ruine, le projectile D20-Acier-Plat conduit à un poinçonnage pour les deux protections AA6 et AA12. Des différences apparaissent cependant avec le projectile D20-Acier-Conique : contrairement à ce qui est observé sur les plaques AA6, les essais sur les plaques AA12 ne montrent pas clairement un mode de ruine par ouverture en pétales, mais plutôt une compétition entre poinçonnage et ouverture en pétales (voir Figure III-24 p82).

En conclusion, à projectile identique, l'épaisseur de la protection influe sur la VLP et sur le mode de ruine : par exemple, la taille des pétales diminue quand l'épaisseur des plaques augmente.

#### III.6.3.2. Protection monolithique vs multicouches

La résistance d'un empilement tricouche AA6-air10-AA6, qui comporte deux plaques en alliage d'aluminium de 6 mm, est comparée à celle d'une protection monolithique en alliage d'aluminium d'épaisseur 12 mm AA12 face à des projectiles D20-Acier-Plat/Conique. Dans les deux cas, l'épaisseur équivalente d'alliage d'aluminium est donc égale. Les résultats de deux essais par géométrie de projectile sont représentés en Figure III-23 p81. Pour une comparaison plus aisée, des courbes de Lambert-Jonas (« L-J ») sont superposées aux résultats des assemblages tricouches (voir équation (II.2)). Les coefficients des courbes sont reportés dans le Tableau III-14.

Tableau III-14 : Recalage de l'équation de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)) pour des impacts de projectiles D20-Acier-Plat/Conique sur des protections tricouches AA6-air10-AA6

	<b>D20-Acier-Plat</b>	<b>D20-Acier-Conique</b>
<i>a</i>	0,7512	1,2864
<i>p</i>	3,8361	1,6321
<i>VLP</i> (m/s)	250	295

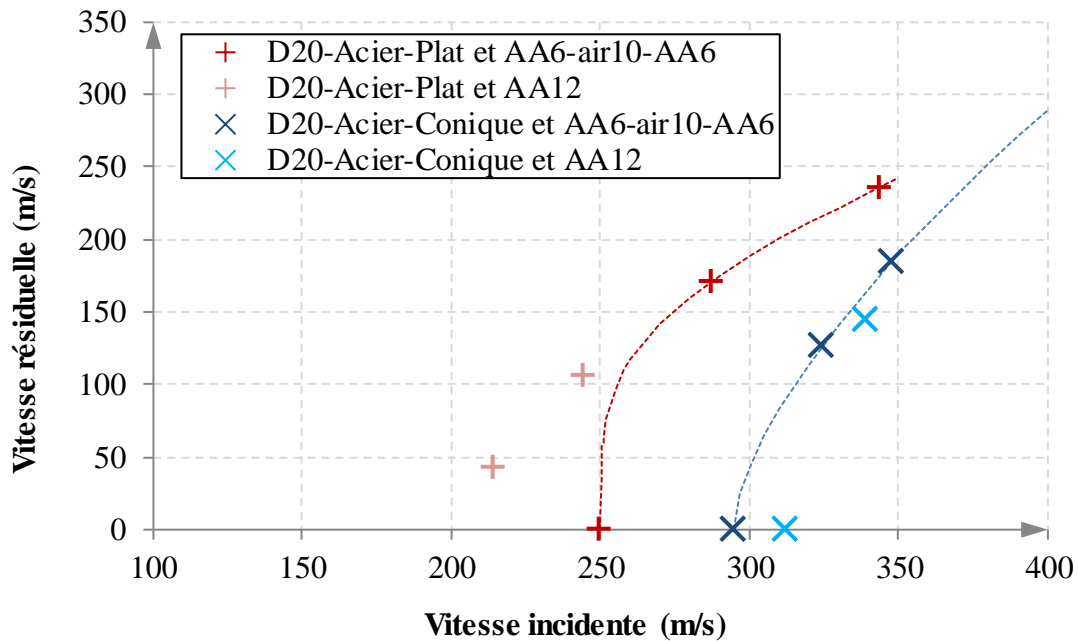


Figure III-57 : Comparaison des vitesses de projectiles D20-Acier-Plat/Conique impactant des protections tricouches AA6-air10-AA6 ou monocouches AA12

On voit tout d'abord une différence importante avec le projectile D20-Acier-Plat, pour lequel la protection tricouche AA6-air10-AA6 a une VLP plus élevée que la protection monocouche AA12 (~ +25%). La Figure III-24 p82 montre en effet un poinçonnage sur toute l'épaisseur de la plaque AA12 et l'éjection d'une pastille, alors que le poinçonnage est perturbé par la lame d'air de la protection AA6-air10-AA6 (Figure III-33 p88). Face à un projectile D20-Acier-Conique en revanche, des essais supplémentaires seraient nécessaires pour conclure sur le meilleur type de protection à adopter. Néanmoins la différence entre un système monocouche et un système tricouche serait a priori assez faible dans ce cas.

En conclusion, à épaisseur totale égale, un système tricouche montre une VLP plus élevée qu'une protection monolithique face à un projectile à bout plat. Cette tendance semble s'inverser face à un projectile à bout conique mais la différence est beaucoup plus faible. Si le type de menace n'est a priori pas connu, un système tricouche serait donc une solution judicieuse.

### III.6.3.3. Matériaux de la protection

Des essais ont été menés sur des protections AA6-air10-AA6, MS8.8, AA6-AdC250-TB12, AM5-AdB250-AA6 et MS8.8-AA8, impactées par un projectile D6.35-WC-Conique. Les modes de ruine observés sont conformes à ce qui est renseigné dans la littérature : les

matériaux métalliques montrent des repoussements de matière, une pénétration ductile et une ouverture en pétales ; les céramiques sont fragmentées et un cône se forme lors de l'impact ; les panneaux de CMOFL se déforment fortement et rompent par rupture de fibres.

D'après ces résultats, la Figure III-58 montre que la protection tricouche AM5-AdB250-AA6 est particulièrement avantageuse du point de vue de l'efficacité massique. Cette tendance se retrouve également en comparant les protections MS8.8-AA8 et AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12 impactées par des projectiles 7,62AP8.

Cependant, le type de protection qui sera choisi dépend également des coûts des matériaux, et celui de la céramique est 4 à 6 fois plus élevé que les autres (voir Tableau III-15).

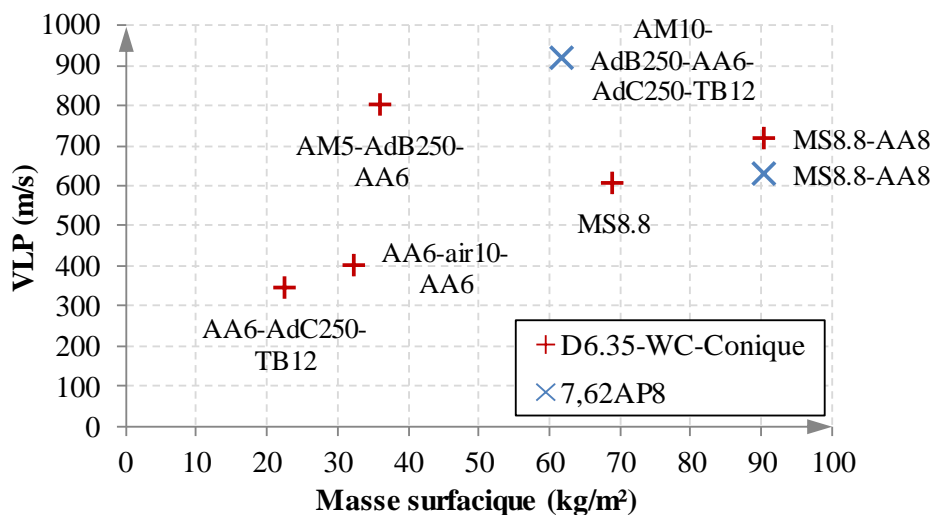


Figure III-58 : Comparaison des performances des différents types de protection face à un projectile D6.35-WC-Conique

Tableau III-15 : Ordre de grandeur des prix des matériaux intervenant dans la conception des cibles de notre étude

Matériau	Conditionnement	Coût estimé
MARS® 380	Épaisseur 8,8 mm	165 €/m²
Alliage d'aluminium	Épaisseur 6 mm	250 €/m²
Tissu balistique	12 plis	230 €/m²
Alumine d'épaisseur 10 mm	Épaisseur 10 mm	1000 €/m²

En conclusion, à masse surfacique égale, les systèmes de protection possédant une couche avant en céramique montrent une VLP supérieure aux systèmes qui en sont dépourvus. Cependant cela se traduit par une complexité d'assemblage et un prix supérieurs.

#### III.6.3.4. Réduction de fragmentation de la céramique

Pour rappel, un des défauts majeurs de la céramique est sa fragmentation complète lors d'un impact. Deux solutions ont été envisagées face à un projectile 7,62AP8 : le frettage d'une tuile de céramique (AM5.F-AdB250-AA6) ou une mosaïque de plusieurs petites tuiles (SiC8-AdB250-AA6). Une grande partie de la céramique frettée reste intègre (Figure III-53 p102) mais cet avantage est perdu si la tuile de céramique est pré-fissurée (Figure III-54 p104). Notre mosaïque s'est fragmentée et décollée, ne montrant donc aucun avantage dans notre cas (Figure III-55 p104).

Une étude plus poussée en lien étroit avec les ateliers de fabrication et d'assemblage devra être menée pour déterminer si une de ces solutions est pertinente.

#### III.6.3.5. Méthode d'assemblage

Pour rappel, l'effet de la méthode d'assemblage a été évalué sur des protections composées de deux plaques AA6 assemblées par boulonnage (AA6-air0-AA6) et par collage (AA6-AdA300-AA6). Le film d'adhésif rompt systématiquement à l'impact (Figure III-21 p80), réduisant le niveau de protection en cas de multi-impact. La liaison boulonnée, quant à elle, est maintenue. La rupture du film d'adhésif a également été observée dans le cas de panneaux de CMOFL (AA6-AdC250-TB12 et AM10-AdB250-AA6-AdC250-TB12, voir Figure III-40 p93 et Figure III-53 p102) et de mosaïque de céramique (SiC8-AdB250-AA6, voir Figure III-55 p104).

En conclusion, il semble préférable, dans la mesure du possible, de procéder à un assemblage par boulonnage en vue d'une meilleure résistance au multi-impact.

#### III.6.3.6. Épaisseur de lame d'air

Des essais sur des protections AA6-air0/10/30-AA6 impactées par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique ont évalué l'effet de trois épaisseurs de lame d'air (0 mm, 10 mm et 30 mm) sur la résistance au multi-impact. Dans notre cas, une lame d'air de 0 mm se montre plus efficace contre la perforation du projectile, alors que la lame d'air de 30 mm est plus intéressante pour éviter l'apparition de fissures en face arrière. Ces résultats dépendent fortement des dimensions du projectile.



En conclusion, l'épaisseur de lame d'air doit être choisie en fonction de la menace considérée et de la stratégie de protection adoptée : protection contre les perforations ou étanchéité aux gaz et/ou aux liquides.

### III.6.3.7. Température

Pour rappel, des protections tricouche MS8.8-AA8 ont été impactées en veine de tir par des balles 7,62AP8. À température ambiante, une VLP de 629 m/s a été identifiée. À 56°C, aucune différence n'est à noter. À -15°C la VLP semble supérieure à 673 m/s (voir Tableau III-13). Les modes de ruine, visibles en Figure III-50 p100, ne sont pas sensibles à la température et montrent globalement des pénétrations ductiles, des rejets de matière et une légère fragmentation en face arrière de la plaque arrière. Aucun pétale n'est visible.

En conclusion, même si les protections MS8.8-AA8 semblent montrer une VLP plus élevée à faible température, une étude plus poussée est nécessaire pour le confirmer.



## IV. Dialogue expérience-simulation

*Le dialogue expérience-simulation a pour but d'exploiter les résultats expérimentaux précédents pour construire des modèles numériques d'impacts balistiques fidèles et robustes, tout en étant adaptés à une approche ingénieur. Ces modèles sont ensuite utilisés comme outil de prédimensionnement dans le code commercial de calcul par éléments finis Abaqus/Explicit pour optimiser des protections multicouches et multimatériaux face à des menaces allant du projectile de laboratoire en acier durci à la balle de 7,62×51 AP8. Pour cela, nous adoptons une démarche de vérification-validation-optimisation sur des protections à la complexité croissante à partir de quelques matériaux de référence : métaux et alliages (alliages d'aluminium et acier à blindage), céramiques (alumine) et composites à matrice organique à fibres longues (tissu balistique). Les résultats numériques et expérimentaux sont comparés selon deux types de critères : qualitatif (mode de ruine) et quantitatif (vitesse du projectile après perforation).*

## Table des matières

IV.1. Outils de modélisation numérique .....	116
IV.1.1. Discrétisation spatiale et codes de calcul associés.....	117
IV.1.2. Modèles de comportement.....	121
IV.1.3. Module d'optimisation.....	125
IV.2. Mise au point de la méthodologie d'optimisation .....	126
IV.2.1. Calibration .....	127
IV.2.2. Vérification .....	131
IV.2.3. Validation .....	132
IV.2.4. Optimisation .....	132
IV.3. Calibration, vérification et validation des briques élémentaires numériques.....	133
IV.3.1. Alliage d'aluminium .....	133
IV.3.2. Acier à blindage MARS <sup>®</sup> 380.....	139
IV.3.3. Tissu balistique .....	143
IV.3.4. Alumine d'épaisseur 5 mm.....	145

IV.4. Optimisations de protections monomatériaux face à des projectiles D20-Acier-Plat/Conique .....	147
IV.4.1. Protection monocouche AA6.....	148
IV.4.2. Protection tricouche AA6-air10-AA6.....	149
IV.5. Changement de projectile.....	153
IV.5.1. De D20-Acier-Plat/Conique à D6.35-WC-Plat/Conique.....	154
IV.5.2. De 6.35-WC-Plat/Conique à 7,62AP8.....	158
IV.6. Optimisations de protections mono et multimatériaux face à des projectiles D6.35-WC-Conique.....	162
IV.6.1. Protection tricouche AA6-air10-AA6.....	163
IV.6.2. Protection monocouche MS8.8.....	163
IV.7. Bilan du dialogue expérience-simulation .....	165
IV.7.1. Briques élémentaires numériques .....	165
IV.7.2. Optimisation .....	165

## IV.1. Outils de modélisation numérique

Un des enjeux de la simulation numérique est de se substituer à des essais réels complexes et coûteux. Par exemple, les premières applications des codes de calcul ANSYS et Abaqus concernaient les réacteurs nucléaires [Pantalé, 2018]. La simulation numérique d'impacts balistiques implique la prise en compte de phénomènes complexes (mécanique non-linéaire, auto-échauffement, propagation d'ondes de chocs par exemple) dans des zones réduites (de quelques  $\mu\text{m}$  pour des bandes de cisaillement adiabatiques à plusieurs cm pour des déchirures) pendant des durées très courtes (de 1 à 100  $\mu\text{s}$ ). Des méthodes de calcul et des modèles de comportement spécifiques sont donc développés, incluant des techniques de discrétisation spatiale avec et sans maillage, des schémas d'intégration temporelle implicite et explicite, et des modèles constitutifs dépendants de la vitesse de déformation et de la température. Aujourd'hui, le comportement d'une large gamme de matériaux peut être reproduit numériquement, par exemple : métalliques (ex. modèle bien connu de [G. R. Johnson & Cook, 1983] implémenté pour la première fois dans le code EPIC-2), céramiques (ex : [Hazell et al., 2008]), CMOFL (ex : [Heimbs et al., 2014]) ou mousses (ex : [Ong et al.,

2011]). Cependant, avec chaque algorithme et modèle vient un certain nombre d'hypothèses et d'approximations.

Pour des raisons de contraintes industrielles, cette étude utilisera des codes commerciaux et des modèles de comportements intégrés nativement à ces codes.

### IV.1.1. Discrétisation spatiale et codes de calcul associés

#### IV.1.1.1. Discrétisation spatiale

Les codes de calcul commerciaux pour la mécanique des milieux continus solides proposent deux principales méthodes de discrétisation spatiale : la méthode des éléments finis (MEF) et particulière SPH. De façon plus marginale, on trouve aussi des calculs par différences finies, volumes finis ou différences divisées entre autres ([De Boor, 2005; Grossmann et al., 2007; Eymard et al., 2019]).

#### **MEF : Méthode des Éléments Finis**

C'est la méthode historique et la plus répandue de calcul numérique : le domaine d'étude est divisé en sous-domaines élémentaires permettant le calcul d'intégrales sur des domaines simples (voir par exemple les ouvrages suivants : [Batoz & Dhatt, 1990; Bathe, 2007; Zienkiewicz et al., 2013]). Les variables de la simulation (déplacement, température, déformation, contrainte, ...) sont ainsi estimées dans chacun de ces éléments, selon le cas aux nœuds ou aux points d'intégration, ce qui la rend particulièrement adaptée aux milieux continus. La fissuration dans une structure maillée par des éléments finis peut se faire de différentes façons :

- séparation des éléments aux nœuds (node splitting) : les éléments se séparent et les nœuds partagés sont dédoublés (voir [Olovsson et al., 2015])
- éléments d'interface cohésifs (avec ou sans épaisseur) dont la rupture est régie par une loi de perte progressive de cohésion
- suppression d'éléments (element deletion) : la raideur des éléments rompus est rendue nulle, ils peuvent alors se déformer librement sans subir de contrainte. Cela permet la conservation de la masse, au risque de provoquer des déformations très importantes qui ralentiraient le calcul.

- érosion d'éléments (element erosion) : les éléments et les nœuds orphelins sont retirés du calcul. Les déformations importantes sont ainsi évitées, au prix d'une perte de masse du système.
- fissuration intra-élément (XFEM<sup>3</sup>) : dans le cas de la XFEM, les degrés de liberté aux nœuds sont enrichis pour rendre compte des conséquences cinématiques de la fissure dans l'élément fini (voir [Nikolakopoulos et al., 2019])

La mise en application de ces méthodes au cas de la rupture dépend du contexte du calcul, quasi-statique ou dynamique. Dans le second cas, ces modèles sont simplifiés. D'une manière générale, ces approches rendent la rupture plus ou moins dépendante de la taille de maille (ce qui empêche toute convergence des résultats suivant ce paramètre) et de l'orientation du maillage. Plusieurs possibilités d'atténuation existent, comme le raffinement automatique du maillage près des zones de rupture (procédure coûteuse en temps de calcul), ou l'ajout aux énergies de rupture d'une dépendance à la taille de maille (procédure peu physique). La XFEM tendrait à s'affranchir de ces problèmes de dépendance au maillage mais reste encore à ce jour à l'état de recherche.

### **SPH : Smoothed Particle Hydrodynamics**

C'est une méthode de calcul plus récente que les éléments finis, qui décrit le domaine d'étude comme un ensemble de particules avec un domaine d'influence sphérique. Contrairement aux éléments finis, la connectivité entre les particules peut évoluer, et chaque particule transporte avec elle un sous-domaine d'intégration (voir par exemple [Gingold & Monaghan, 1977; Lucy, 1977; Liu & Liu, 2003]). Cette méthode permet de s'affranchir de certaines limitations liées au maillage et est particulièrement adaptée aux problèmes incluant des fluides ou une forte fragmentation, mais elle augmente sensiblement le temps de calcul. Longtemps limitée dans son utilisation par sa faible précision et son instabilité en traction, la formulation SPH a connu des améliorations récentes qui devraient lui permettre d'élargir sa gamme d'applications. En particulier, l'application de cette méthode à des impacts balistiques sur des matériaux ductiles a longtemps été délicate, et de nombreux auteurs en ont proposé des ajustements [G. R. Johnson & Beissel, 1996; Belytschko et al., 2000]. Aujourd'hui encore, les conclusions de ce type de simulation sont mitigées. Par exemple, [Kiliç & Ekici, 2013] ont comparé des résultats expérimentaux d'impact de balle de 7,62 mm sur un acier 500 HB avec différentes simulations numériques, MEF ou SPH. Ces deux méthodes parviennent à

---

<sup>3</sup> eXtended Finite Element Method (Méthode des éléments finis étendue)

reproduire qualitativement les résultats expérimentaux, mais contrairement à ce que les auteurs prévoyaient la méthode SPH n'a pas permis d'obtenir une meilleure représentation qualitative de la fragmentation. De plus, en recherchant les épaisseurs d'acier minimales pour bloquer le projectile avec une vitesse initiale de 782 m/s, la méthode SPH a montré de moins bons résultats quantitatifs que la MEF (voir Tableau IV-1). Dans ce cas précis, avec un temps de calcul trois fois supérieur, la méthode SPH se montre peu avantageuse face à la MEF.

Tableau IV-1 : Comparaison d'épaisseurs minimales pour qu'un acier 500HB bloque une balle de 7,62 à 782 m/s [Kiliç & Ekici, 2013]

	Expérience	MEF	SPH
Épaisseur (mm)	12,4	13,0	15,0
Écart (%)	-	4,8	21,0

Un modèle hybride MEF-SPH a été construit par [Scazzosi et al., 2020] : un projectile impacte une tuile de céramique, collée sur une plaque en alliage d'aluminium, initialement discrétisée en éléments finis, et à partir d'une certaine déformation les éléments sont convertis en particules. Un exemple de résultat en Figure IV-1 montre qu'un modèle hybride MEF-SPH est qualitativement plus fidèle qu'un modèle EF. Les auteurs ont également obtenu de bons résultats quantitatifs sur la vitesse résiduelle du projectile. Enfin, la PFEM<sup>4</sup> semble prometteuse pour les simulations d'impact : cette méthode combine MEF et SPH à chaque incrément pour profiter des avantages des deux méthodes (voir par exemple [Cerquaglia et al., 2017]).

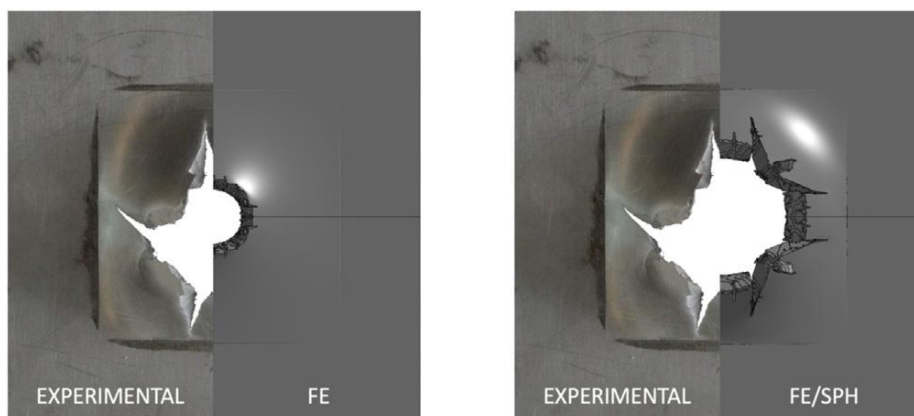


Figure IV-1 : Comparaison entre un modèle MEF (gauche) et un modèle hybride MEF-SPH (droite). Vue de la face arrière de la plaque en alliage d'aluminium. [Scazzosi et al., 2020]

Cependant, plusieurs points, comme le choix de la formulation ou des conditions de contact, sont encore délicats, voir par exemple [Yreux, 2018]. Une grande quantité de corrélations

<sup>4</sup> Particle Finite Element Method

expérience-simulation reste donc à mener pour prouver l'efficacité de la méthode dans un cadre ingénieur.

Au vu du manque de maturité de la méthode SPH dans les codes de calcul commerciaux pour des applications balistiques nous choisissons de construire nos modèles par la MEF.

#### IV.1.1.2. Moyens utilisés

Cette étude a été menée avec le code commercial Abaqus/Explicit 2016, édité par Dassault Systèmes. Ce logiciel apparaît régulièrement dans la littérature et a été utilisé avec succès dans de nombreux problèmes d'impacts balistiques sur différents matériaux : ductiles (ex : ArmoX<sup>®</sup> 500T [Iqbal et al., 2016]), quasi-fragiles (ex : carbure de silicium [Hild et al., 2003]) ou polymères renforcés (ex : carbone/epoxy [Heimbs et al., 2014]).

Abaqus/Explicit a quelques spécificités, notamment concernant l'utilisation d'une équation d'état :

- le coefficient de Taylor-Quinney  $\beta$  doit être égal à 1
- le choix des modèles de plasticité est restreint, on peut néanmoins utiliser les modèles de von Mises, Johnson-Cook et Drucker-Prager
- la définition de l'élasticité du matériau nécessite son module de cisaillement
- dans le modèle de Drucker-Prager l'angle de dilatance  $\psi$  est nul, voir Figure II-25 p43

De plus, le critère de Hill n'est pas compatible avec une loi d'écoulement de Johnson-Cook. Ces contraintes sont compatibles avec notre étude de prédimensionnement, mais elles pourraient se révéler gênantes pour une éventuelle étude plus poussée cherchant une fidélité plus élevée.

Les cycles d'optimisation ont été gérés avec le logiciel ISIGHT, interfacé nativement avec Abaqus et également édité par Dassault Systèmes, connu des équipes de CNIM pour l'optimisation de composants mécaniques.

Les calculs par éléments finis sont lancés sur deux super-calculateurs auxquels nous avons accès :

- Olympe, opéré par CALMIP (CALcul en MIDI-Pyrénées) (~ 50 000 h CPU utilisées par la présente étude) :
  - o 12 960 cœurs Intel Skylake 6140 (utilisation de 36 cœurs par calcul)
  - o 76 To de mémoire vive (192 Go dédiés par calcul)
  - o Système Linux



- Pando, opéré par l'ISAE-SUPAERO (~ 42 500 h CPU utilisées par la présente étude) :
  - o 2 304 cœurs Intel Skylake 6126 (utilisation de 24 cœurs par calcul)
  - o 13 To de mémoire vive (192 Go dédiés par calcul)
  - o Système Linux

Les modèles sont mis au point et les résultats sont post-traités sur un ordinateur personnel confié par l'ISAE-SUPAERO :

- DELL Precision 7520
  - o Intel Core i7-6820HQ (4 cœurs)
  - o 16 Go de mémoire vive
  - o Windows 7

#### IV.1.2. Modèles de comportement

À l'échelle macroscopique de l'ingénieur, les comportements des matériaux sont décrits par des modèles phénoménologiques, pouvant être classés en trois catégories :

- modèles basés sur la physique : La construction de ces modèles est basée sur des variables physiques. Ils sont a priori fidèles mais la détermination de leurs coefficients requiert de nombreux essais spécifiques. Ils sont rarement intégrés par défaut dans les codes de calcul commerciaux car ils ont un champ d'application réduit.
- modèles empiriques : Basés uniquement sur des observations expérimentales, ces modèles ne prennent pas en compte la physique des phénomènes en jeu. Ils sont a priori moins fidèles que les modèles physiques mais leurs coefficients s'identifient plus facilement avec des essais de caractérisation classiques.
- modèles semi-physiques : Modèles hybrides qui s'appuient sur le ou les phénomènes physiques principaux et sur des observations expérimentales. Leur fidélité et leur complexité dépendent de chaque modèle.

Les modèles choisis ici devront être capables de prendre en compte des pressions de l'ordre de 10 GPa et des taux de déformation de l'ordre de  $10^5 \text{ s}^{-1}$ .

Dans la suite, les modèles utilisés sont empiriques car plus adaptés à une étude de prédimensionnement.

##### IV.1.2.1. Aciers et alliages haute résistance

On se place dans le cadre de :

- chocs élevés requérant une équation d'état pour la pression
- viscoplasticité isotrope indépendante de la pression
- endommagement ductile dépendant de la pression

Pour ces matériaux, la pression est déterminée via une équation d'état de type Mie-Grüneisen (II.23), la contrainte d'écoulement est décrite par le modèle empirique de Johnson-Cook (II.31), l'endommagement est amorcé suivant l'indicateur de Johnson-Cook (II.34) (II.35) et une évolution d'endommagement linéaire est introduite suivant la théorie de Kachanov (II.37) et Hillerborg (II.39)(II.40)(II.41). Les relations utilisées sont donc :

$$\left\{ \begin{array}{l} p = p_H \left( 1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2} \right) + \Gamma_0 \rho_0 e ; p_H = \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1 - s\eta)^2} \\ \bar{\sigma}_Y = \left[ A + B (\bar{\varepsilon}^p)^n \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \hat{\theta}^m \right] \\ \omega = \frac{\bar{\varepsilon}^{-pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{-pl}} ; \bar{\varepsilon}_D^{-pl} = \left[ d_1 + d_2 \exp(d_3 T_\sigma) \right] \left[ 1 + d_4 \ln \left( \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] (1 + d_5 \hat{\theta}) \\ \bar{u}_f^{-pl} = \frac{2G_f}{\sigma_{y0}} ; \dot{D} = \frac{\dot{\bar{u}}}{\bar{u}_f} ; \sigma_{eff} = \frac{\sigma}{1 - D} \end{array} \right. \quad (IV.1)$$

De plus, des déformations anormalement élevées de quelques éléments isolés ont été observées dans certaines simulations préliminaires. Afin de les éviter, une déformation maximale pour l'amorçage de l'endommagement  $\bar{\varepsilon}_{max}^{pl}$  est ajoutée comme sécurité. Seul le critère dont la déformation critique est la moins élevée amorce l'endommagement. On a donc une compétition entre  $\bar{\varepsilon}_D^p$  et  $\bar{\varepsilon}_{max}^{pl}$ , illustrée sur le graphe en Figure IV-2. La déformation plastique à l'amorçage de l'endommagement  $\bar{\varepsilon}_{DI}^p$  s'écrit donc :

$$\bar{\varepsilon}_{DI}^p = \min(\bar{\varepsilon}_D^p ; \bar{\varepsilon}_{max}^{pl}) \quad (IV.2)$$

Il y a rupture quand  $D = D_c$ .

#### IV.1.2.2. Céramiques

On se place dans le cadre de :

- chocs élevés requérant une équation d'état pour la pression
- viscoplasticité dépendante de la pression
- résistance résiduelle après rupture

Le comportement des céramiques est ici décrit par le modèle de Johnson-Holmquist 2 [G. R. Johnson & Holmquist, 1994] qui n'apparaît pas explicitement dans Abaqus, mais qui peut être

utilisé simplement grâce à une loi de comportement utilisateur intégrée [Dassault Systèmes, 2009].

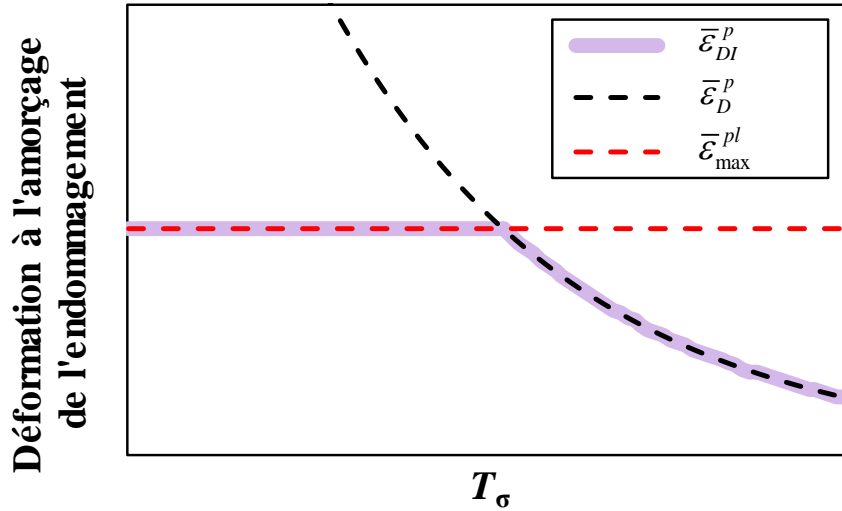


Figure IV-2 : Illustration de la compétition entre le critère d'amorçage d'endommagement de Johnson-Cook ( $\bar{\epsilon}_D^p$ ) et le critère ductile de déformation maximale ( $\bar{\epsilon}_{max}^{pl}$ )

Les équations du modèle (II.42) (II.43) (II.44) (II.45) (II.46) (II.47) sont résumées dans la suite :

$$\left\{ \begin{array}{l} p = \text{Max} \left[ K_1 \bar{\mu} + K_2 \bar{\mu}^2 + K_3 \bar{\mu}^3 + \Delta p; \Delta p_{\text{max}} \right] \\ \sigma_{eq}^* = \left[ (1-D) \sigma_i^* + D \sigma_f^* \right] (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) ; X^* = \frac{X}{X_{HEL}} ; \left\{ \begin{array}{l} \sigma_i^* = A (p^* + p_0^*)^N \\ \sigma_f^* = \text{Max} \left[ B (p^*)^M ; \frac{\sigma_{Max}}{(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*)} \right] \end{array} \right. \\ D = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}^p}{\epsilon_f^p} ; \epsilon_f^p = D_1 (p^* + p_0^*)^{D_2} \end{array} \right.$$

Il y a rupture quand  $D = D_c$ .

#### IV.1.2.3. Polymères renforcés (CMOFL)

On se place dans le cadre de :

- plasticité de la matrice isotrope indépendante de la pression
- endommagement des fibres, de la matrice et de l'interplis

Le comportement élastoplastique de la matrice est représenté par un modèle de Ludwik (II.28), et les endommagements de la matrice et des fibres sont décrits par le modèle d'endommagement de Johnson (II.51) (II.52) (II.53) (II.54) (II.56) (II.57) (II.58) (II.59). Ce modèle n'apparaît pas explicitement dans Abaqus, mais il peut être utilisé simplement grâce à

une loi de comportement utilisateur intégrée [Dassault Systèmes, 2008]. De plus, le délaminage des CMOFL (décohésion inter-plis) est pris en compte par des éléments d'interface cohésifs élastiques fragiles (voir équations (II.60) et (II.61)). Cette approche a été introduite par [Dávila et al., 2001] et appliquée par différents auteurs (par exemple [Zhang et al., 2020]).

L'endommagement et la rupture des fibres sont décrits par la relation :

$$\left\{ \begin{array}{l} F_\alpha = \phi_\alpha - r_\alpha \leq 0 ; \phi_\alpha = \frac{\sigma_\alpha}{X_\alpha} ; r_\alpha(t) = \max_{\tau \leq t} \phi_\alpha(\tau) \\ d_\alpha = 1 - \frac{1}{r_\alpha} \exp(-A_\alpha(r_\alpha - 1)) ; A_\alpha = \frac{2g_0^\alpha L_c}{G_f^\alpha - g_0^\alpha L_c} ; g_0^\alpha = \frac{X_\alpha^2}{2E_\alpha} \end{array} \right. \quad (IV.3)$$

L'endommagement et la rupture de la matrice sont décrits par la relation :

$$\left\{ \begin{array}{l} F = |\sigma_{12}| - \sigma_0(\bar{\varepsilon}^{pl}) \leq 0 ; \sigma_0(\bar{\varepsilon}^{pl}) = \sigma_{y0} + C(\bar{\varepsilon}^{pl})^p \\ F_{12} = \phi_{12} - r_{12} \leq 0 ; \phi_{12} = \frac{\sigma_{12}}{S} ; r_{12}(t) = \max_{\tau \leq t} \phi_{12}(\tau) \\ d_{12} = \min(\alpha_{12} \ln(r_{12}), d_{12}^{\max}) \end{array} \right. \quad (IV.4)$$

Le délaminage est décrit par la relation :

$$\left\{ \begin{array}{l} t_n \\ t_s \\ t_t \end{array} \right\} = \left[ \begin{array}{ccc} E_{mn} & & 0 \\ & E_{ss} & \\ 0 & & E_{tt} \end{array} \right] \left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \\ \varepsilon_t \end{array} \right\} ; \omega = \left( \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right)^2 + \left( \frac{t_s}{t_s^0} \right)^2 + \left( \frac{t_t}{t_t^0} \right)^2 \quad (IV.5)$$

Il y a rupture de fibre quand  $\max(d_1; d_2) = d_{\max}$ , rupture de la matrice quand  $\bar{\varepsilon}^{pl} = \bar{\varepsilon}_{\max}^{pl}$  et délaminage complet quand  $\omega = 1$ .

#### IV.1.2.4. Adhésif structural et frottement

##### Adhésifs

On se place dans le cadre de :

- endommagement insensible à un état de contrainte de compression

Le régime élastique des films d'adhésifs est décrit par une loi de traction-séparation (II.60) et l'endommagement est amorcé suivant un critère dépendant de la contrainte nominale (II.61), ce qui est résumé dans la relation (IV.5).

## Frottements

Lors du processus de pénétration, une partie de l'énergie cinétique du projectile peut être dissipée par frottement. La loi de Coulomb introduit le coefficient de frottement dynamique  $f_D$  :

$$\|\vec{F}_T\| = f_D \cdot \|\vec{F}_N\| \quad (\text{IV.6})$$

Avec  $\vec{F}_T$  la force de frottement tangentielle et  $\vec{F}_N$  la force normale. Expérimentalement la valeur du coefficient de frottement dépend de nombreux facteurs ([Oden & Martins, 1985]) dont la prise en compte dépend du degré de fidélité du modèle recherchée :

- couple des matériaux en contact : le frottement est principalement lié aux micro-aspérités à la surface des solides, et la valeur de la force tangentielle dépend de la résistance mécanique de ces aspérités.
- état de surface des solides en contact : la force tangentielle dépend également de la géométrie et de la taille des aspérités.
- nature du frottement (statique ou dynamique) : en général, le coefficient de frottement statique est supérieur au coefficient de frottement dynamique.
- effort normal : des variations du coefficient de frottement ont été observées pour des efforts normaux très faibles ou très élevés.
- vitesse de glissement : le coefficient de frottement varie avec la vitesse de glissement entre les deux solides ([Nistor et al., 2003]).

Au vu de la difficulté à caractériser le coefficient de frottement  $f_D$  dans le cas d'impacts balistiques, celui-ci est considéré constant dans notre étude et déterminé selon une procédure détaillée en Annexe G p204.

### IV.1.3. Module d'optimisation

Le logiciel ISIGHT permet de construire des boucles d'optimisation faisant intervenir différents logiciels. La Figure IV-3 montre une boucle d'optimisation typique utilisée dans cette étude : les calculs par éléments finis sont assurés par Abaqus, dont les résultats sont post-traités par un programme Matlab. Un algorithme d'optimisation modifie les variables d'optimisation en fonction des résultats des itérations. Parmi les algorithmes proposés, quatre semblent adaptés à l'optimisation d'un empilement multimatériaux pour la protection balistique [Dassault Systèmes, 2018] : méthode de Nelder-Mead (ou Downhill Simplex), algorithme évolutionnaire, méthode de Hooke-Jeeves et optimisation quadratique successive.

Une étude comparative de ces algorithmes se trouve en Annexe H p205, à la suite de laquelle la méthode de Nelder-Mead est retenue pour la suite de l'étude.

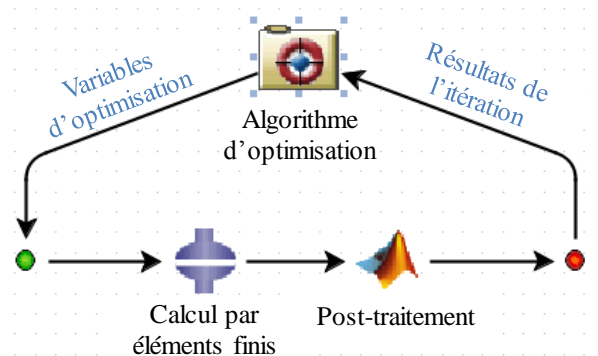


Figure IV-3 : Boucle d'optimisation typique dans ISIGHT

## IV.2. Mise au point de la méthodologie d'optimisation

Notre méthodologie d'optimisation s'articule autour de trois étapes faisant intervenir des dialogues entre expérience et simulation (schématisée en Figure IV-4) :

- Calibration et vérification : Cette première étape consiste à construire et calibrer un modèle numérique et à vérifier qu'il soit capable de reproduire un essai en particulier. Les données matériau sont principalement issues de la littérature et un/des coefficient(s) matériau est/sont ajusté(s) pour que les résultats expérimentaux et numériques concordent selon des critères qualitatifs (modes de ruine) et quantitatifs (vitesse du projectile après perforation). Ce type d'approche s'apparente à la méthode « Finite Element Model Updating » (voir [Markiewicz et al., 2017]) qui a par exemple été mise en application pour identifier les constantes matériaux d'un modèle numérique de compression de tube en acier ([Markiewicz et al., 1998]).
- Validation : Cette étape consiste à tester la robustesse du modèle précédent en le confrontant à une situation nouvelle (une configuration non utilisée dans l'étape de calibration-vérification). Si les écarts entre les résultats expérimentaux et numériques, selon des critères qualitatifs et quantitatifs, sont suffisamment faibles, le modèle est considéré comme validé. Sinon, il doit être recalibré et revérifié.
- Optimisation : Nous avons suffisamment confiance en les résultats du modèle numérique pour l'utiliser comme outil de prédimensionnement pour concevoir une protection balistique optimale.

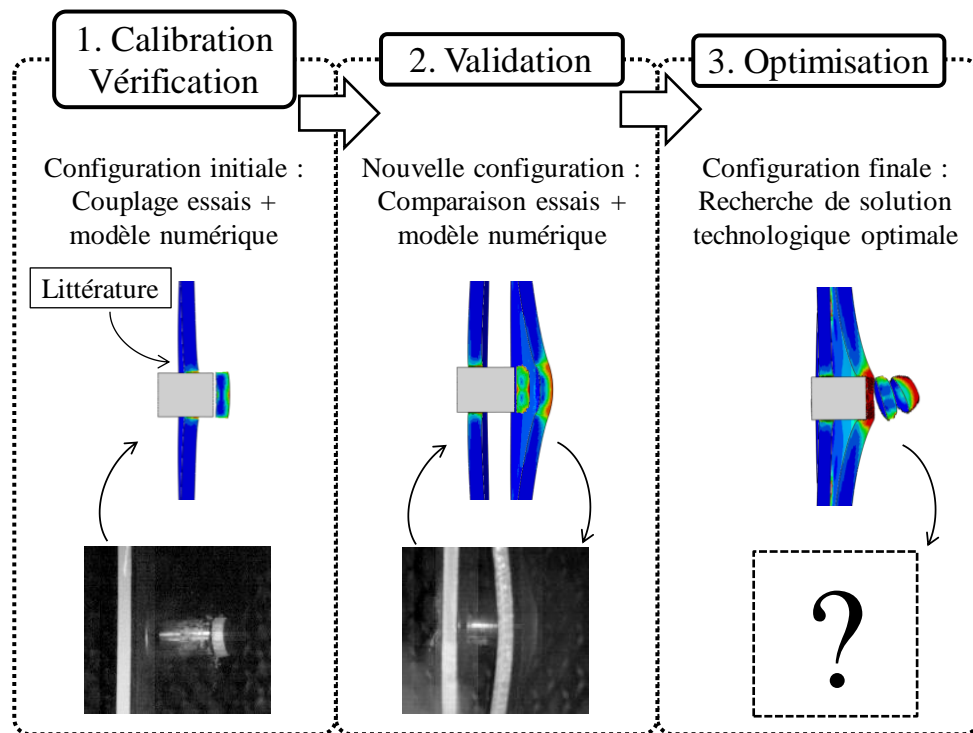


Figure IV-4 : Schéma de la démarche Calibration/Vérification-Validation-Optimisation

### IV.2.1. Calibration

Nous l'avons précisé précédemment, les valeurs des coefficients des lois de comportement sont tirées de la littérature. Cependant ces données peuvent être incomplètes ou imparfaitement adaptées à nos structures. La construction du modèle numérique doit donc passer par une étape de calibration, réalisée grâce à un dialogue expérience-simulation. Cette étape consiste en la réalisation d'un essai dans une configuration simple et en sa reproduction numérique. Un ou des coefficients du modèle sont ajustés pour que les critères de comparaison entre expérience et simulation, à la fois qualitatifs et quantitatifs, soient respectés au mieux.

#### IV.2.1.1. Modèle numérique

##### Paramètres généraux

On rappelle que les calculs numériques sont réalisés avec Abaqus/Explicit 2016 suivant la méthode des éléments finis. Les éléments structuraux choisis sont les suivants :

- Pour les matériaux solides isotropes (alliages métalliques et céramiques) des éléments solides hexaédriques linéaires à 8 nœuds et à intégration réduite (C3D8R) sont utilisés (voir Figure IV-5). Ces éléments sont très présents dans la littérature pour les simulations de dynamique rapide.

- Les plis de matériaux composites sont discrétisés par des éléments coques continues à 8 nœuds et à intégration réduite (SC8R). Ces éléments ont une géométrie tridimensionnelle hexaédrique mais leur comportement est celui d'une coque. Nous suivons les recommandations de [Dassault Systèmes, 2016] : une intégration de Simpson dans la direction de l'épaisseur de la coque semble adaptée aux simulations d'impact (cisaillement transverse, transferts thermiques) et 5 points d'intégration est un bon compromis entre fidélité et temps de calcul (voir Figure IV-5, où les 4 points d'intégrations dédiés uniquement au comportement dans la direction de l'épaisseur ne sont pas représentés).

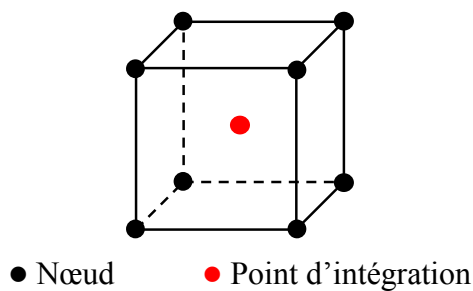


Figure IV-5 : Géométrie des éléments C3D8R et SC8R utilisés dans cette étude

Les éléments à intégration réduite (C3D8R notamment) peuvent montrer des modes de déformation dont l'énergie de déformation est nulle, le maillage adopte alors une forme de sablier (« hourglass ») [Sun, 2006; Pantalé, 2018] (voir Figure IV-6). Cet artefact est préjudiciable pour les résultats de la simulation, et les codes de calcul tentent d'éviter ces modes de hourglass en ajoutant une énergie artificielle (« ALLAE » dans Abaqus). Les éléments à intégration complète (C3D8 par exemple) ont quant à eux montré des difficultés à se déformer en flexion, générant des contraintes de cisaillement artificielles dans l'élément (« shear locking ») (voir Figure IV-7). Ce phénomène est également néfaste pour la fidélité de la simulation et Abaqus semble ne pas pouvoir le compenser. Notre choix se porte donc, dans la mesure du possible, sur des éléments à intégration réduite.

Les simulations faisant intervenir de l'endommagement et de la rupture, comme lors d'impacts balistiques, ne présentent pas de convergence par rapport au maillage (taille et orientation), en particulier lorsqu'on utilise des modèles locaux. Nous avons choisi une taille de maille de 0,5 mm permettant, dans notre cas, un bon compromis entre fidélité et temps de calcul. De plus, la disposition des éléments est volontairement désorganisée pour atténuer la sensibilité de la propagation de l'endommagement à l'orientation du maillage (voir Figure IV-8). Lors de la rupture, les éléments sont « supprimés » : leur raideur est rendue nulle et les



nœuds orphelins sont conservés afin de ne pas provoquer de perte de masse dans le système. Sauf contre-indication dans le texte, les simulations numériques sont réalisées dans les configurations précisées dans le Tableau IV-2. Des paramètres supplémentaires, spécifiques à certaines simulations, seront présentés par la suite.

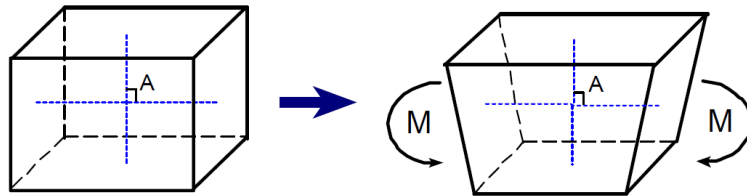
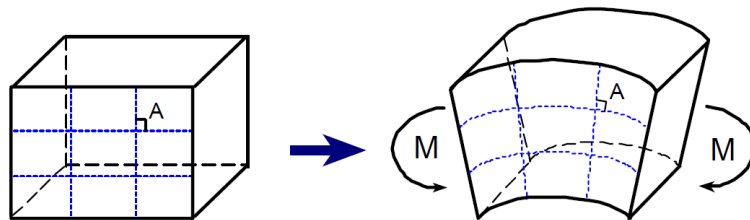
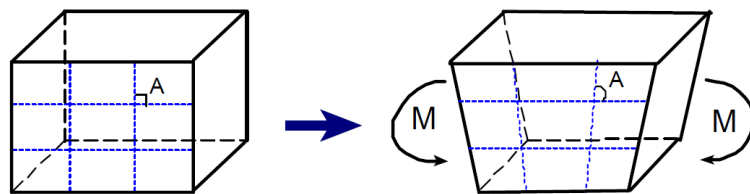


Figure IV-6 : Exemple de mode de hourglass [Sun, 2006]



a. Déformation de l'élément conformément à la théorie



b. Verrouillage de l'élément (shear locking)

Figure IV-7 : Verrouillage de l'élément en flexion (shear locking) [Sun, 2006]

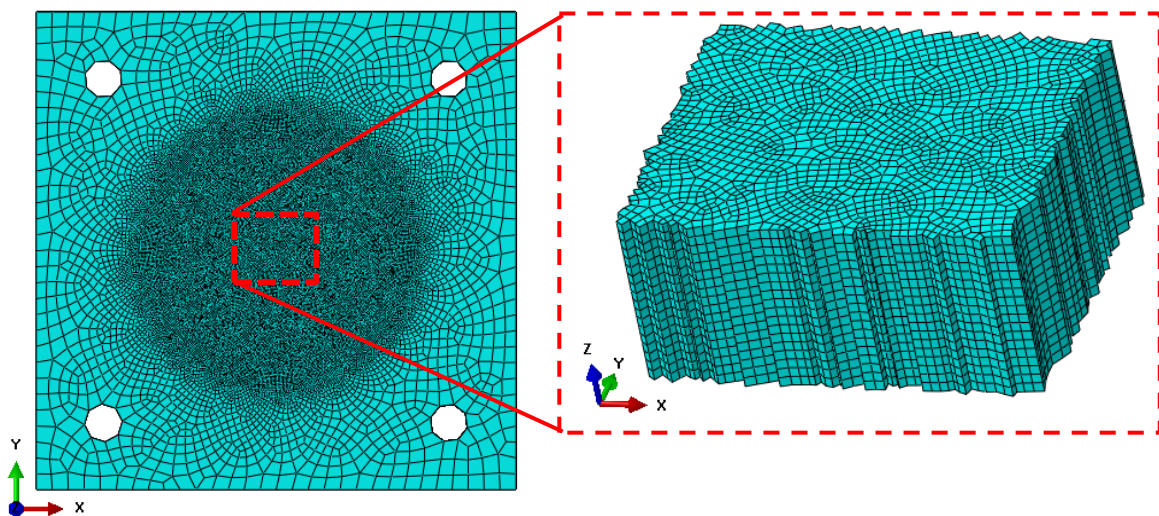


Figure IV-8 : Maillage des cibles. Gauche : vue générale. Droite : vue rapprochée du centre de la cible

Tableau IV-2 : Configurations des simulations numériques

<b>Méthodes de calcul</b>	
Code commercial	Abaqus 2016
Schéma d'intégration	Explicit
Méthode	Éléments finis et approche lagrangienne
Précision des calculs	Double
Calcul du pas de temps	Élément par élément
Durée du chargement	De $1.10^{-4}$ s à $5.10^{-4}$ s
Temps de calcul	De l'ordre de 30 minutes (36 cœurs CALMIP)
Échauffement adiabatique	Activé
Mode de rupture	Résistance nulle (element deletion)
Contrôle de l'hourglass	Approche viscoélastique intégrale (par défaut)
Viscosité numérique	Linéaire : 0,06 ; quadratique : 1,2 (par défaut)
<b>Géométrie</b>	
Dimension	3D
Symétries	Aucune
Type d'éléments finis	C3D8R (alliages métalliques, céramiques) SC8R (polymères renforcés) COH3D8 (matériaux cohésifs)
Non-linéarité géométrique	Activée
Conditions initiales	T = 293 K
Conditions aux limites	Cible libre
Zone impactée	Centre de la cible, incidence normale
<b>Contact</b>	
Contact normal	« General » contact entre « mesh surfaces »
Contact tangentiel	« Penalty » avec $f_D = 0,3$

### Paramètres matériaux

Les coefficients des modèles de comportement sont regroupés en Annexe L.2 p213, accessible uniquement dans la version confidentielle du document.

#### IV.2.1.2. Identification des paramètres manquants

La calibration du modèle numérique passe par la sélection de paramètres matériaux et l'identification de leurs valeurs :

- Alliage d'aluminium : coefficient  $G_f$  pour l'évolution de l'endommagement
- MARS<sup>®</sup> 380 : coefficient  $\bar{\varepsilon}_{\max}^{pl}$  pour l'amorçage de l'endommagement

On utilise pour cela une boucle d'identification, réalisée grâce au logiciel ISIGHT (voir exemple en Figure IV-9), afin de compléter la définition du matériau :

- Objectif : Vitesses résiduelles expérimentales et numériques identiques
- Variable : Coefficient matériau

La vitesse résiduelle numérique du projectile est calculée via Matlab selon une procédure détaillée en Annexe F.2 p202.

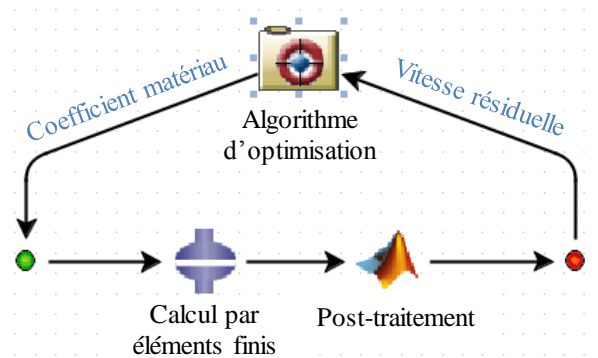


Figure IV-9 : Structure typique d'une boucle d'identification ISIGHT

## IV.2.2. Vérification

Les coefficients du matériau calibré sont injectés dans le modèle numérique. Sa capacité à reproduire les résultats expérimentaux est évaluée uniquement de manière qualitative avec le mode de défaillance de la plaque impactée, car un critère quantitatif a déjà été exploité dans l'étape de calibration. De plus, nous surveillerons certaines énergies, dont des énergies qualifiées d'« artificielles » ajoutées par Abaqus afin de stabiliser le calcul numérique. Leur valeur doit rester faible devant celles des énergies « physiques ». De plus, la quantité d'énergie totale dans le système doit rester stable pendant toute la durée du calcul. Les énergies artificielles qui doivent être contrôlées sont (voir également le glossaire en Annexe J p208) :

- ALLAE : Énergie artificielle de déformation, liée aux modes de hourglass des éléments à intégration réduite.
- ALLDC : Énergie de réduction de distorsion des éléments.
- ALLPW : Travail lié à la gestion des contacts entre solides.
- ALLVD : Énergie dissipée par les effets de viscosité numérique (bulk viscosity). Le but de cette énergie est de réduire un artefact numérique, typique des simulations

explicites d'impacts balistiques, générant des vibrations à haute fréquence dans les éléments (voir par exemple [Nsiampa et al., 2008]) ou l'écrasement excessif d'éléments.

Nous considérons arbitrairement qu'un résultat est fiable lorsque chaque contribution est inférieure à 5% de l'énergie totale.

### IV.2.3. Validation

Le modèle numérique est validé en démontrant sa capacité à s'adapter à une situation nouvelle. Pour cela la configuration de l'impact est modifiée, par exemple en passant d'une cible monocouche à une cible constituée de 2 plaques, ou en inversant l'ordre d'empilement d'un système multimatériaux. Les critères de validation sont de deux types :

- Qualitatif : Mode de ruine
- Quantitatif : Vitesse résiduelle du projectile

### IV.2.4. Optimisation

Cette ultime étape consiste à exploiter le modèle numérique précédemment validé pour optimiser un empilement :

- Objectif : Minimisation de la masse
- Variables : À choisir en fonction de la situation (ex : épaisseurs, ordre d'empilement, matériaux)
- Contrainte : Blocage du projectile. Cela se traduit par une vitesse résiduelle du projectile négative ou nulle. Dans la mesure où on ne considère que la vitesse du projectile, cette approche autorise donc l'éjection de fragments, contrairement au STANAG (Annexe B p190).

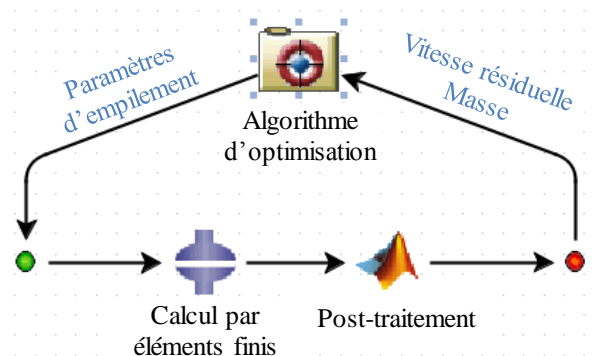


Figure IV-10 : Structure typique d'une boucle d'optimisation ISIGHT

## IV.3. Calibration, vérification et validation des briques élémentaires numériques

Cette partie se concentre sur les étapes de calibration, vérification et validation. L'objectif est de disposer de briques élémentaires numériques pouvant être incluses dans une prochaine étape d'optimisation. Les aciers et alliages sont étudiés seuls, mais les céramiques et CMOFL ne sont efficaces qu'au sein d'empilements, ces derniers sont donc étudiés comme matériaux constitutifs d'empilements simples.

### IV.3.1. Alliage d'aluminium

Le premier matériau étudié est l'alliage d'aluminium. Le modèle numérique est calibré et vérifié en analysant des résultats d'impacts de projectiles D20-Acier-Plat/Conique sur une protection monocouche AA6. Il est ensuite validé en passant à une protection AA12.

#### IV.3.1.1. Calibration : AA6

Cette première étape vise à déterminer la valeur du coefficient  $G_f$  de la loi d'évolution de l'endommagement (voir équation (IV.1) p122) en se basant sur des essais d'impact à vitesse modérée de projectiles D20-Acier-Plat/Conique sur une protection AA6. Seuls les essais avec la plus haute vitesse incidente sont considérés pour réduire la dépendance aux conditions aux limites et pour se rapprocher des futurs essais à haute vitesse : 224 m/s pour le projectile D20-Acier-Plat et 230 m/s pour le projectile D20-Acier-Conique. Les modèles numériques contiennent 467 978 éléments et 506 100 nœuds pour le projectile D20-Acier-Plat, et 393 409 éléments et 426 867 nœuds pour le projectile D20-Acier-Conique. Les calculs durent respectivement 18 et 12 minutes sur 36 cœurs de CALMIP.

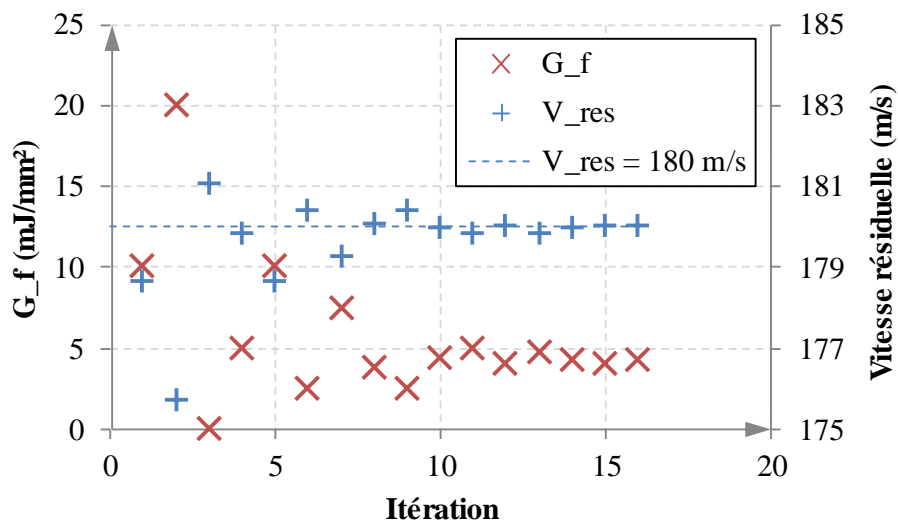
En résumé, les boucles d'identification ISIGHT suivantes sont construites :

- Objectif :  $v_{res} = 180$  m/s (D20-Acier-Plat) ;  $v_{res} = 93$  m/s (D20-Acier-Conique)
- Variable :  $G_f$

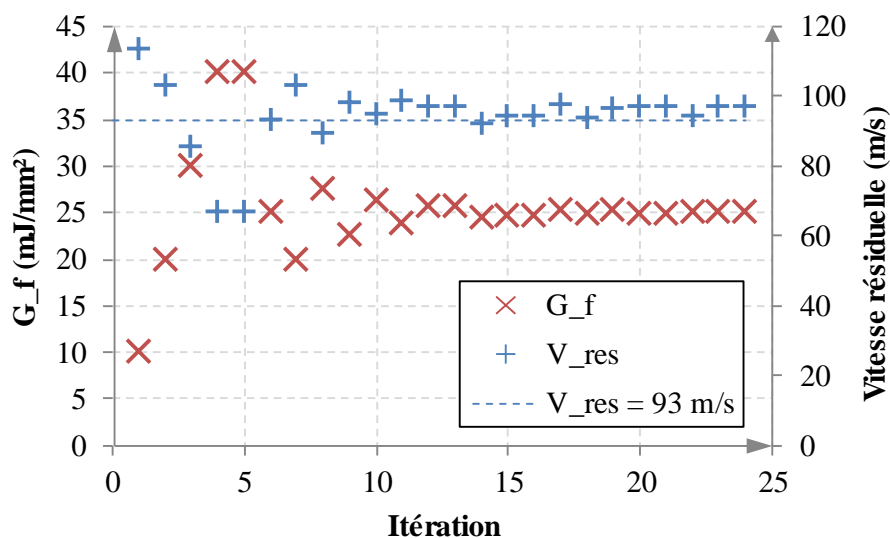
Les valeurs de  $G_f$  et de vitesse résiduelle pour chaque itération des cycles d'identification sont tracées en Figure IV-11. On remarque tout d'abord que la solution converge dans les deux cas au bout de 15 itérations environ, ce qui correspond respectivement à 4h30 et 3h de calcul. Des premières valeurs de  $G_f$ , notées  $G_{f0}$ , sont identifiées : 4,0 mJ/mm<sup>2</sup> pour le projectile D20-Acier-Plat, et 25,0 mJ/mm<sup>2</sup> pour le projectile D20-Acier-Conique. Or, ce coefficient traduit une énergie de rupture du matériau et il ne devrait donc pas dépendre du

projectile. Nous avons donc décidé de déterminer une valeur commune, notée  $G_{f1}$ , qui minimiserait les écarts entre expérience et simulation. Ainsi, une valeur commune de 24,0 mJ/mm<sup>2</sup> induit des écarts jugés acceptables, de -3,06 % sur la vitesse résiduelle du projectile D20-Acier-Plat, et de +2,15 % sur celle du projectile D20-Acier-Conique. Le Tableau IV-3 synthétise ces résultats.

Le matériau est ainsi considéré comme étant calibré. Une courbe contrainte-déformation (normalisée) en traction simple avec différentes températures et vitesses de déformation est représentée en Figure IV-12 (la courbe complète se trouve en Annexe M p218, accessible uniquement dans la version confidentielle du document). Sur cette courbe, la valeur de  $G_{f1}$  est directement liée à l'aire sous la dernière partie de la courbe, lors de sa forte décroissance.



a.



b.

Figure IV-11 : Résultats de l'identification du paramètre  $G_f$  («  $G_{f1}$  ») pour une cible AA6. «  $V_{res}$  » : vitesse résiduelle. a. Projectile D20-Acier-Plat. b. Projectile D20-Acier-Conique.

Tableau IV-3 : Résultats de l'identification de  $G_f$  pour une cible AA6 impactée par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique

	D20-Acier-Plat	D20-Acier-Conique
$v_i$ (m/s)	224	230
$v_{res}$ expérimentale (m/s)	180	93
$G_{f0}$ (mJ/mm <sup>2</sup> )	4,0	25,0
$G_{f1}$ (mJ/mm <sup>2</sup> )	24,0	
$v_{res}$ numérique (m/s)	174,5	95,0
Écart exp-num	-3,06 %	+2,15 %

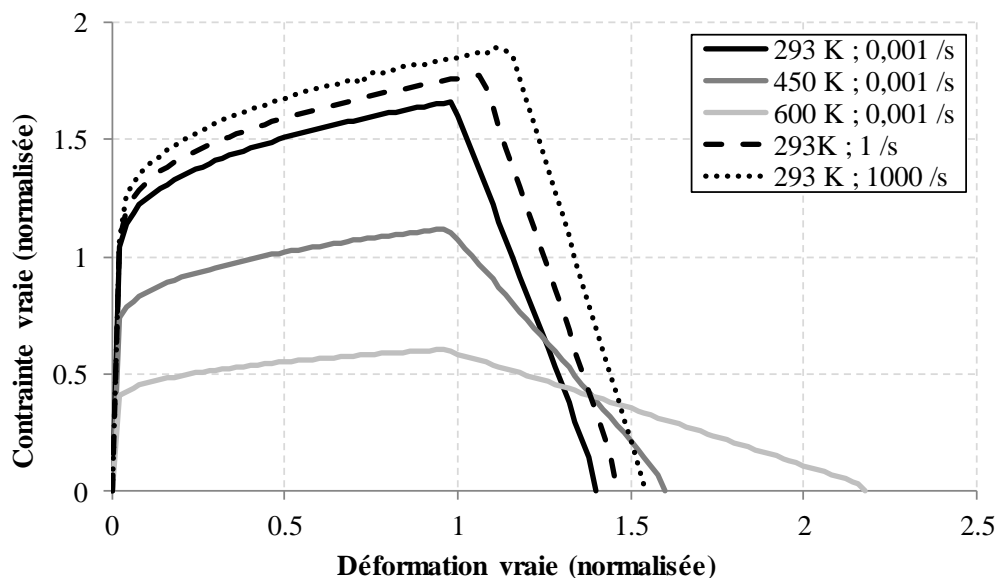


Figure IV-12 : Courbes contrainte-déformation adimensionnalisées issues de simulations numériques de traction simple d'un élément fini en alliage d'aluminium calibré

#### IV.3.1.2. Vérification : AA6

Le modèle étant calibré, sa capacité à reproduire les essais est maintenant évaluée selon un critère qualitatif qui porte en particulier sur les modes de défaillance d'une protection monocouche AA6 impactée par les deux types de projectile D20-Acier-Plat/Conique.

Tout d'abord, les valeurs finales des énergies artificielles sont regroupées dans le Tableau IV-4. Seule l'énergie ALLAE, qui évite les modes de hourglass, a des valeurs élevées, probablement dues aux éléments fortement déformés en zone d'impact : 3,8 % pour le projectile à bout plat et 7,7 % pour le projectile à bout conique. L'énergie totale est stable sur toute la durée du calcul.

La Figure IV-14 montre que le modèle numérique parvient à reproduire les modes de défaillance de manière satisfaisante : le projectile D20-Acier-Plat provoque un poinçonnage de la plaque avec l'éjection d'une pastille (non représentée ici), et le projectile D20-Acier-Conique déchire la matière sous forme de pétales. Bien que ces dernières ne soient pas parfaitement dessinées à la fin du calcul, elles sont bien visibles au cours de la pénétration du projectile (voir Figure IV-13).

Suite à ces observations, le modèle numérique est considéré comme vérifié.

Tableau IV-4 : Comparaison des énergies « artificielles » pour la simulation d'impact d'une protection monocouche AA6 par un projectile D20-Acier-Plat à 224 m/s et un projectile D20-Acier-Conique à 230 m/s

	D20-Acier-Plat (224 m/s)		D20-Acier-Conique (230 m/s)	
	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	56,9	3,8 %	121,3	7,7 %
ALLDC	0,1	0,0 %	0,7	0,1 %
ALLPW	-0,9	0,1 %	-2,7	0,17 %
ALLVD	9,7	0,7 %	6,3	0,4 %
ETOTAL	1500,2	-	1575,3	-

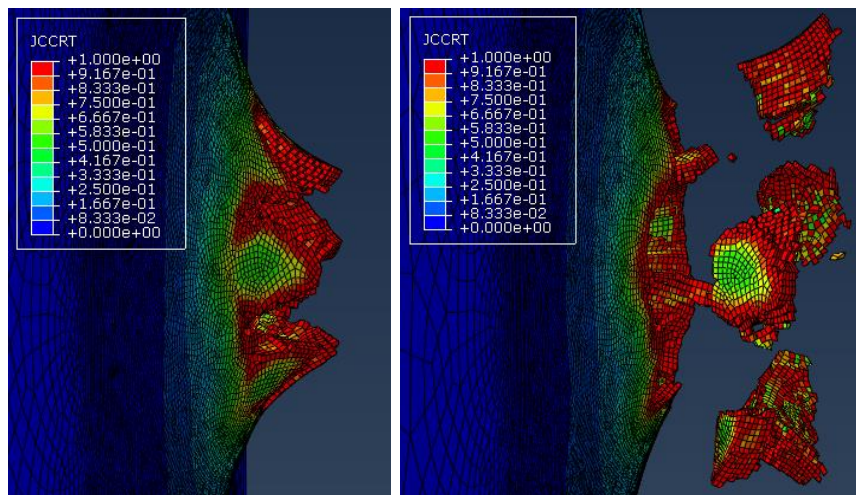


Figure IV-13 : Formation des pétales en face arrière d'une protection monocouche AA6 au cours de la pénétration d'un projectile D20-Acier-Conique à 230 m/s (projectile masqué). Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT ».



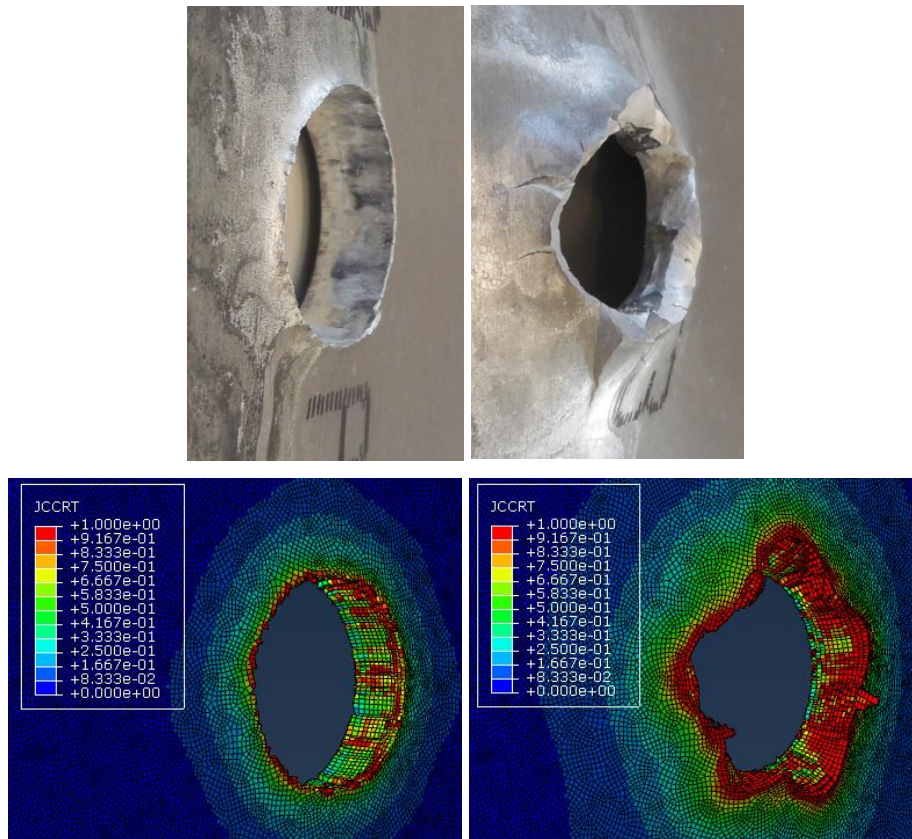


Figure IV-14 : Comparaison entre les modes de défaillance en face arrière expérimentaux (en haut) et numériques (en bas) d'une protection monocouche AA6 impactée par un projectile D20-Acier-Plat à 224 m/s (à gauche) ou D20-Acier-Conique à 230 m/s (à droite). Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT ».

#### IV.3.1.3. Validation : AA12

Pour valider ce modèle, les épaisseurs des plaques impactées passent de 6 mm (AA6) à 12 mm (AA12). La Figure IV-15 inclut les résultats numériques et expérimentaux d'impacts de protections monocouches AA12 par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique. Du fait de pentes importantes proches de la VLP il est délicat de faire des comparaisons uniquement sur des valeurs de vitesses résiduelles. Des courbes de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)) sont donc tracées afin d'évaluer la VLP de chaque configuration (coefficients dans le Tableau IV-5). Les écarts entre expérience et simulation sont faibles (< 5%), ce qui est encourageant. Cependant, le nombre d'essais est très réduit (2 tirs pour chaque géométrie), il serait judicieux d'en mener davantage pour affiner les résultats expérimentaux.

Malgré ces réserves, nous considérons le modèle comme étant validé.

Tableau IV-5 : Recalage de l'équation de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)) pour des impacts de projectiles D20-Acier-Plat/Conique sur des protections monocouches AA12. « Exp » : Expérimental ; « Num » : Numérique

	D20-Acier-Plat		D20-Acier-Conique	
	Exp	Num	Exp	Num
$a$	0,710834	0,743649	1,02216	1,49061
$p$	2,41688	3,24289	2,10261	1,44526
VLP (m/s)	210	200	312	325
Écart Exp-Num	4,76 %		4,17 %	

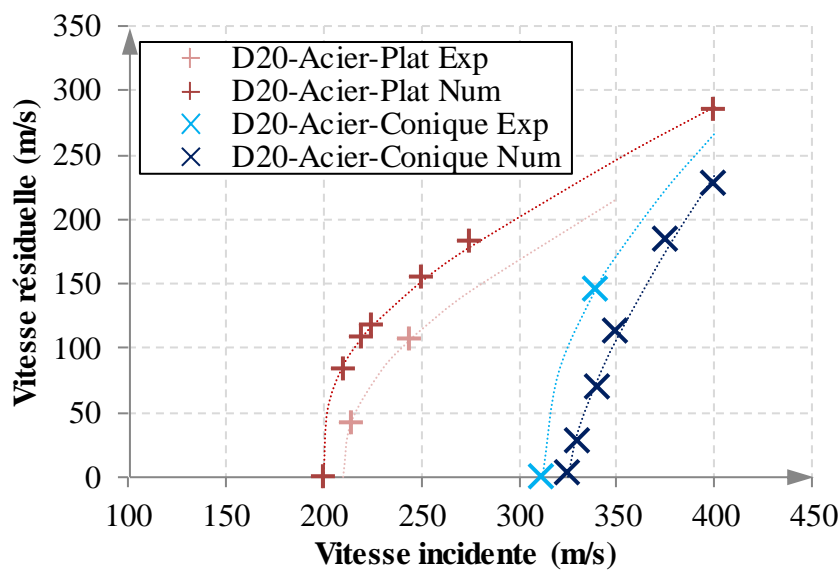


Figure IV-15 : Résultats numériques et expérimentaux d'impacts de projectiles D20-Acier-Plat/Conique sur des protections monocouche AA12. Les courbes en pointillé sont les courbes de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)). « Exp » : Expérimental ; « Num » : Numérique

#### IV.3.1.4. Bilan partiel

Le matériau correspondant à l'alliage d'aluminium a été calibré et une valeur  $G_f = 24 \text{ mJ/mm}^2$  a été déterminée. Le modèle numérique a été calibré et vérifié par la simulation de l'impact d'une plaque AA6 par des projectiles D20-Acier-Plat à 224 m/s et D20-Acier-Conique à 230 m/s. Le modèle a été validé par l'impact d'une plaque AA12 par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à différentes vitesses. Malgré des valeurs d'énergie artificielle ALLAE élevées, les modes de ruine sont globalement bien reproduits et les VLP numériques sont proches des VLP expérimentales. Ce modèle est donc considéré comme étant calibré, vérifié et validé.

### IV.3.2. Acier à blindage MARS® 380

Dans cette partie nous étudions une protection monolithique en MARS® 380. La calibration et la vérification sont faites d'après un impact d'un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s sur une protection monolithique de MARS® 380 d'épaisseur 8,8 mm (MS8.8). La validation du modèle numérique se base sur des impacts à plus basse vitesse, jusqu'à la VLP.

#### IV.3.2.1. Calibration : MS8.8

Une protection monocouche MS8.8 est impactée par un projectile D6.35-WC-Conique. La calibration est réalisée en considérant la vitesse incidente expérimentale la plus élevée pour se rapprocher de l'application réelle :  $v_i = 714$  m/s et  $v_{res} = 373$  m/s. Pour rappel, le projectile avait été retrouvé intact après cet essai en particulier, il est donc modélisé avec un comportement élastique. Le modèle numérique se compose de 593 740 éléments, 628 403 nœuds et le calcul dure environ 50 min sur 36 cœurs de CALMIP.

Des premières simulations montrent que le critère d'amorçage de l'endommagement de Johnson-Cook n'est pas atteint, et que l'endommagement est amorcé par le critère ductile utilisé comme seuil (voir Figure IV-16). Cela montre que les coefficients matériau choisis ne sont pas adaptés à notre application. Nous retenons donc le paramètre d'amorçage d'endommagement ductile  $\bar{\varepsilon}_{\max}^{pl}$  comme variable de calibration du matériau.

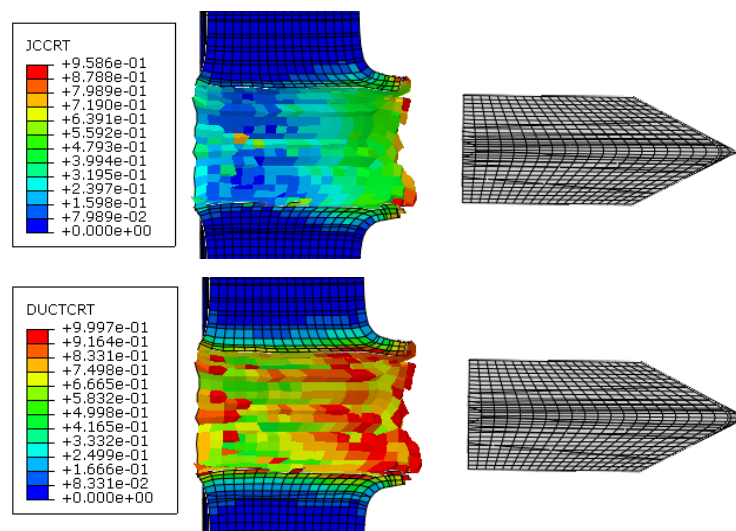


Figure IV-16 : Critères d'amorçage d'endommagement de Johnson-Cook (JCCRT, haut) et ductile (DUCTCRT, bas) lors de l'impact d'un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s sur une protection MS8.8. On voit que c'est le second critère qui amorce l'endommagement.

En résumé, la boucle d'identification ISIGHT suivante est construite :

- Objectif :  $v_{res} = 373$  m/s
- Variable :  $\bar{\epsilon}_{max}^{pl}$

La Figure IV-17 présente les itérations de l'identification de la déformation maximale  $\bar{\epsilon}_{max}^{pl}$  (« eps\_max »), et les résultats finaux sont indiqués dans le Tableau IV-6.

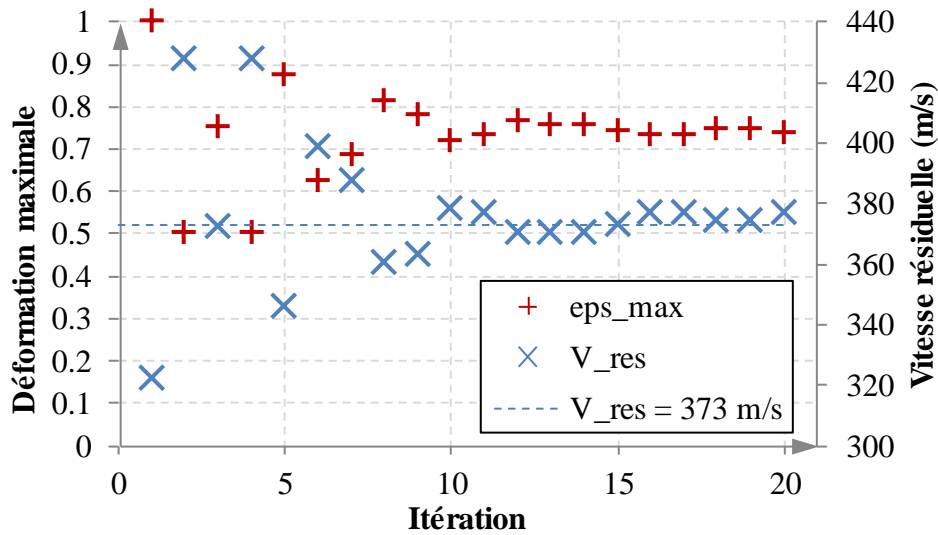


Figure IV-17 : Identification de la valeur de la déformation maximale  $\bar{\epsilon}_{max}^{pl}$  (« eps\_max ») pour l'acier à blindage MARS® 380 dans le cadre d'une protection MS8.8 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s et pour une vitesse résiduelle (« V\_res ») cible de 373 m/s

Tableau IV-6 : Résultats de la calibration de l'acier à blindage MARS® 380, réalisée d'après l'impact d'un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s sur une protection monocouche MS8.8

$v_i$ (m/s)	714
$v_{res}$ expérimentale (m/s)	373
$\bar{\epsilon}_{max}^{pl}$ numérique	0,75
$v_{res}$ numérique (m/s)	374
Écart expérimental-numérique	0,3 %

Dans les simulations numériques suivantes, on aura donc  $\bar{\epsilon}_{max}^{pl} = 0,75$ . Une courbe contrainte-déformation (normalisée) en traction simple avec différentes températures et vitesses de déformation est représentée en Figure IV-18 (la courbe complète se trouve en Annexe M p218, accessible uniquement dans la version confidentielle du document). Bien que ces courbes semblent cohérentes avec celles obtenues par [Børvik et al., 2009] sur des aciers à

haute résistance, les déformations à rupture de l'ordre de l'unité sont toutefois bien supérieures à celles relevées par [Juanicotena, 1998] sur le MARS<sup>®</sup> 380.

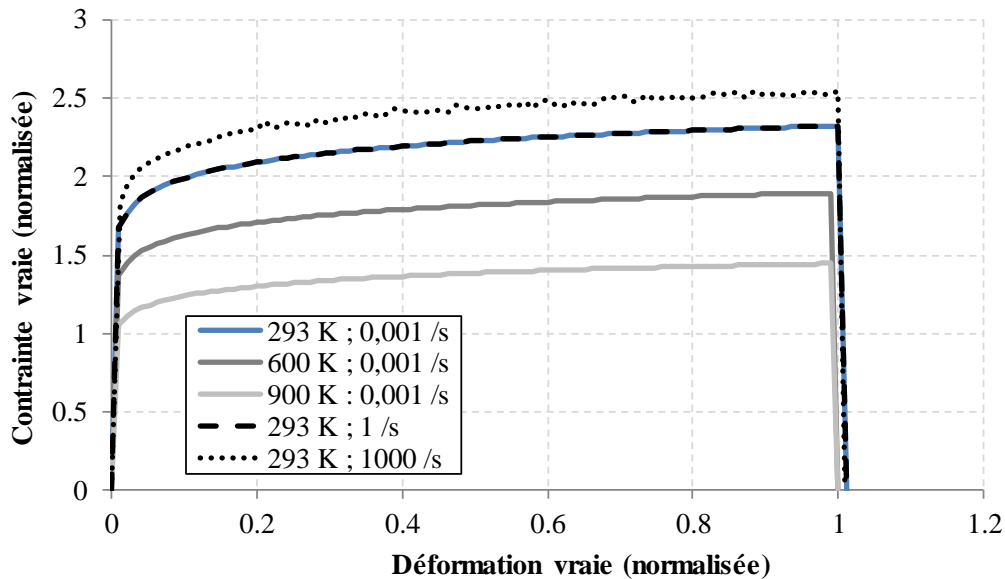


Figure IV-18 : Courbes contrainte-déformation adimensionnalisées issues de simulations numériques de traction simple d'un élément fini constitué du matériau MARS<sup>®</sup> 380 calibré

#### IV.3.2.2. Vérification : MS8.8

Nous vérifions que le modèle, une fois calibré, est capable de reproduire fidèlement les résultats expérimentaux.

Un relevé des énergies artificielles à la fin du calcul montre des valeurs anormalement élevées pour ALLAE, dédiée au contrôle des modes de hourglass, et ALLVD, dédiée à l'amortissement visqueux, respectivement 6,85% et 11,8% de l'énergie totale (voir Tableau IV-7). Ces valeurs indiquent potentiellement un problème dans le modèle numérique, probablement lié aux éléments fortement déformés en zone d'impact et aux éléments rompus, et donc des résultats peu fiables au sens des énergies numériques artificielles.

La Figure IV-19 montre des modes de défaillance proches de ceux observés expérimentalement (voir Figure III-27 p84) : pénétration ductile avec rejet de matière en face avant, et légère ouverture en pétales en face arrière.

La vérification de ce modèle est discutable parce que :

- les énergies artificielles sont élevées
- l'endommagement est amorcé pour des valeurs de déformation très élevées

Tableau IV-7 : Comparaison des énergies « artificielles » pour la calibration de l'acier à blindage MARS® 380. Impact d'une protection MS8.8 par un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s

	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	97,9	6,85 %
ALLDC	3,74	0,26 %
ALLPW	23,9	1,67 %
ALLVD	168,0	11,8 %
ETOTAL	1429	-

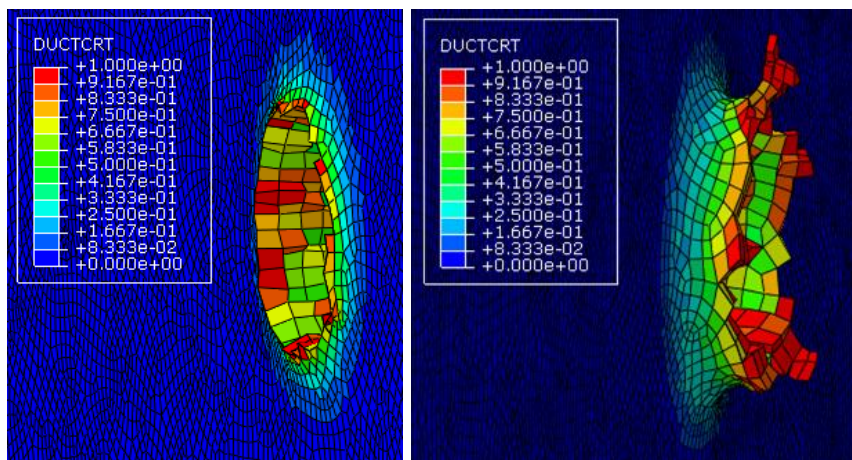


Figure IV-19 : Simulation d'une plaque MS8.8 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s. Gauche : Face avant. Droite : Face arrière. Critère d'amorçage d'endommagement ductile (DUCTCRT)

### IV.3.2.3. Validation : MS8.8

Faute de nouvelle configuration nous tentons de valider le modèle en le confrontant à des vitesses incidentes plus faibles, jusqu'à la VLP de la protection MS8.8.

Les vitesses incidentes et résiduelles numériques et expérimentales sont comparées en Figure IV-20. Les résultats numériques sont très proches des résultats expérimentaux pour lesquels le projectile reste intact (« Expérimental (intact) »). Pour rappel, nous considérons que le projectile a un comportement élastique, il est donc normal d'observer des écarts importants entre les résultats numériques (« Numérique (intact) ») et les résultats expérimentaux pour lesquels le projectile se brise lors de l'impact (« Expérimental (brisé) »). À cause de cette différence entre les états du projectile, la VLP déterminée numériquement est 9,2 % plus faible que celle déterminée expérimentalement (550 vs. 606 m/s).

En l'état, il est difficile de valider ce modèle.



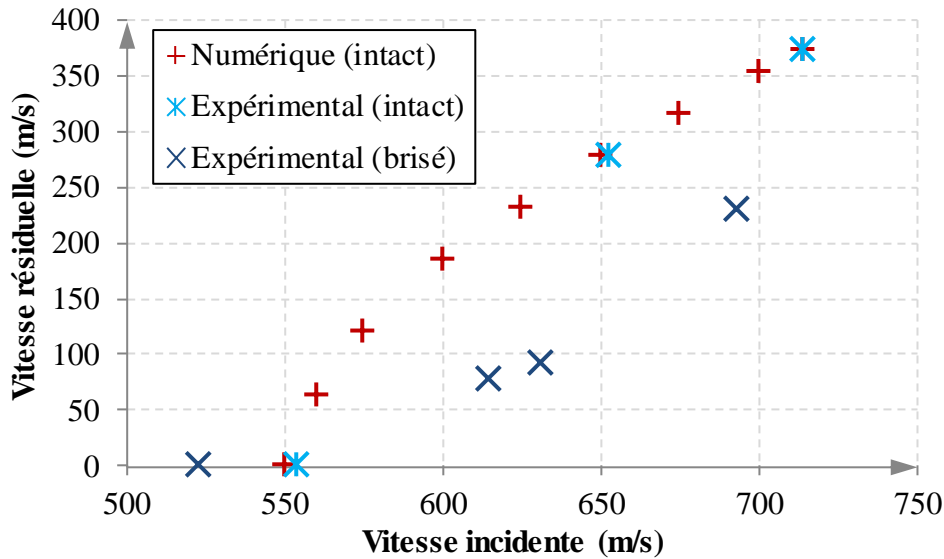


Figure IV-20 : Comparaison expérience-simulation pour l'impact d'une protection monocouche MS8.8 par un projectile D6.35-WC-Conique à différentes vitesses incidentes. L'état du projectile après impact est indiqué entre parenthèse (intact ou brisé)

#### IV.3.2.4. Bilan partiel

Le modèle numérique construit ici se concentre sur le cas où le projectile reste intact après l'impact. Le matériau MARS<sup>®</sup> 380 a été calibré d'après un impact d'un projectile D6.35-WC-Conique à 714 m/s sur une protection MS8.8. Une valeur  $\bar{\varepsilon}_{\max}^{pl} = 0,75$  a ainsi été déterminée. Les modes de ruine sont reproduits fidèlement (pénétration ductile avec rejets de matière et légère ouverture en pétales), mais des valeurs élevées d'énergie artificielles indiquent de potentiels problèmes dans les calculs. De plus, l'absence de fragmentation du projectile mène à une VLP numérique inférieure de 9,2 % à la VLP expérimentale. Des essais supplémentaires et un approfondissement de la modélisation du projectile doivent donc être réalisés pour mieux comprendre l'effet de la fragmentation du projectile sur sa vitesse résiduelle, mais ce travail ne peut cependant pas être mené dans cette étude. Nous ne pouvons donc pas vérifier et valider ce modèle, mais comme il se montre conservatif nous continuons à l'utiliser dans la suite afin de présenter la méthodologie dans son ensemble.

#### IV.3.3. Tissu balistique

Les tissus balistiques n'étant pas utilisés seuls en protection de véhicule, nous étudions ici un système de protection tricouche AA6-AdC250-TB12 composé en couche avant d'une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm et en couche arrière d'un panneau de 12 plis de

tissu balistique. Ces deux couches sont collées via un film de 250  $\mu\text{m}$  d'adhésif C. Cette protection tricouche est impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 429 m/s.

Un premier modèle a été construit, incluant des éléments cohésifs entre chaque pli pour modéliser le délaminage, en conditionnant la suppression des éléments des plis à la rupture des fibres dans les deux directions, et en prenant en compte de la plasticité la matrice polymère. Cependant après de nombreuses tentatives pour lesquelles le calcul échoue, nous avons décidé de simplifier le modèle. Les plis sont empilés sans éléments cohésifs, ils sont ainsi comme posés les uns contre les autres (seule une condition de contact empêche l'interpénétration des plis), la plasticité de la matrice est négligée et la rupture intervient brutalement dès que le critère d'amorçage d'endommagement dans une direction de fibre est atteint. Lors des essais nous n'avons pas remarqué de déformation ou de rupture du projectile, son comportement est donc modélisé comme étant purement élastique. Le modèle numérique complet se compose ainsi de 799 604 éléments, 1 238 152 nœuds et le calcul dure 2h30min sur 36 cœurs de CALMIP.

À la fin du calcul, les énergies artificielles de contrôle de hourglass (ALLAE) et d'amortissement visqueux (ALLVD) ont des valeurs relativement élevées (voir Tableau IV-8). L'énergie totale est constante au cours du calcul.

On observe de plus des différences importantes par rapport aux essais (voir Figure IV-21 à comparer avec Figure III-40 p93). Premièrement, les plis se séparent, ce qui est normal ici car aucun adhésif n'est modélisé. Ensuite, ils sont parcourus par de larges fissures dont le trajet dépend de l'orientation des fibres ( $0/90^\circ$  ou  $-45/+45^\circ$ ) alors qu'expérimentalement seule la zone d'impact, très réduite, montre des fibres rompues, le reste du panneau est simplement déformé. Enfin, la plaque en alliage d'aluminium rompt par pénétration ductile et montre de légers rejets de matière en face avant et face arrière, mais contrairement aux essais aucun pétale n'est visible en face arrière.

La vitesse résiduelle du projectile est de 300 m/s, soit 34 % plus élevée que celle mesurée expérimentalement (223 m/s). De plus, des simulations supplémentaires indiquent que la VLP se situe entre 280 et 290 m/s, soit environ 17 % inférieure à celle estimée expérimentalement (345 m/s).

Ces résultats montrent que le modèle doit être retravaillé pour améliorer sa fidélité :

- ajouter des éléments cohésifs pour modéliser le film d'adhésif AdC250 et la matrice polymère entre les plis
- autoriser une évolution de l'endommagement



- conditionner la rupture d'un élément à l'atteinte du critère de rupture dans les deux directions des fibres pour diminuer la propagation des déchirures
- prendre en compte la plasticité de la matrice polymère

Ces améliorations ne peuvent cependant pas être réalisées dans la présente étude, ce modèle ne sera donc pas exploité par la suite.

Tableau IV-8 : Comparaison des énergies « artificielles » pour la simulation d'impact d'une protection tricouche AA6-AdC250-TB12 par un projectile D6.35-WC-Conique à 429 m/s

	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	24,0	4,65 %
ALLDC	0,72	0,14 %
ALLPW	4,36	0,84 %
ALLVD	35,7	6,92 %
ETOTAL	517	-

#### IV.3.4. Alumine d'épaisseur 5 mm

Un impact sur une tuile d'alumine seule n'étant pas pertinent, un système de protection tricouche AM5-AdB250-AA6 est étudié. La couche avant de l'empilement consiste en un disque d'alumine d'épaisseur 5 mm et de diamètre 80 mm. Cette tuile de céramique est collée via un film d'adhésif B d'épaisseur 250 µm sur une plaque en alliage d'aluminium d'épaisseur 6 mm. Cette protection tricouche est impactée par un projectile D6.35-WC-Conique. Le modèle est composé de 685 558 éléments, 776 786 nœuds et le calcul dure 1h30min sur 36 cœurs de CALMIP.

Le calcul échoue à nouveau lorsque le film d'adhésif (éléments d'interface cohésifs) est présent, nous avons donc décidé, dans une première approche, de ne pas le modéliser. Le Tableau IV-9 montre que les valeurs des énergies artificielles en fin de calcul sont acceptables. L'énergie totale est constante au cours du calcul.

La Figure IV-22 a. montre une vue en coupe d'une simulation de protection tricouche AM5-AdB250-AA6 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 830 m/s. On remarque en premier lieu que le projectile est détruit et que la céramique se fracture en formant un cône, ce qui est conforme aux observations expérimentales. Il y a cependant de nombreux écarts par rapport aux résultats d'essais (Figure III-47 p98). Tout d'abord, la céramique ne se fragmente pas, sa zone centrale est simplement érodée. Ensuite, la plaque en alliage d'aluminium se

déforme très peu et rompt par pénétration ductile et non par ouverture en pétales. Enfin, le projectile interagit avec les plaques de manière anormale. En effet, bien que certains éléments soient supprimés, ils semblent toujours inclus dans les conditions de contact. C'est clairement visible sur la Figure IV-22 b. : aucun élément du projectile n'est en contact avec ceux de la plaque en alliage d'aluminium, et pourtant elle se déforme et s'endommage.

Des simulations supplémentaires indiquent que la VLP se situe entre 280 et 290 m/s, soit très inférieure à celle estimée expérimentalement (entre 770 et 830 m/s).

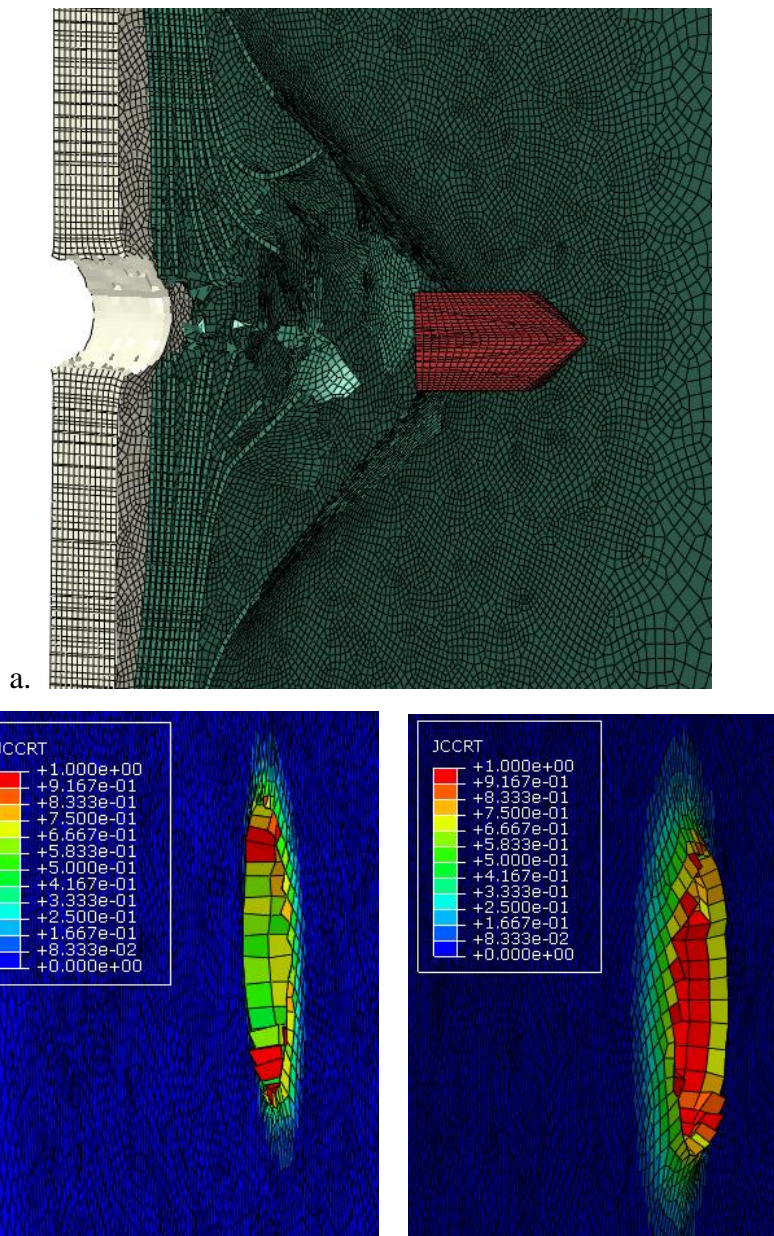


Figure IV-21 : Simulation d'impact d'une protection tricouche AA6-AdC250-TB12 par un projectile D6.35-WC-Conique à 429 m/s. Le projectile se déplace de gauche à droite. a. Vue en coupe orientée sur la face arrière de la protection. AA6 en blanc, plis TB12 en vert et projectile en rouge. b. Zone d'impact de la plaque en alliage d'aluminium AA6, face avant (gauche) et face arrière (droite). Indicateur d'endommagement de Johnson-Cook.

Tableau IV-9 : Comparaison des énergies « artificielles » pour la simulation d'impact d'une protection tricouche AM5-AdB250-AA6 par un projectile D6.35-WC-Conique à 830 m/s

	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	51,8	2,70 %
ALLDC	0,89	0,05 %
ALLPW	32,9	1,71 %
ALLVD	79,9	4,17 %
ETOTAL	1917	-

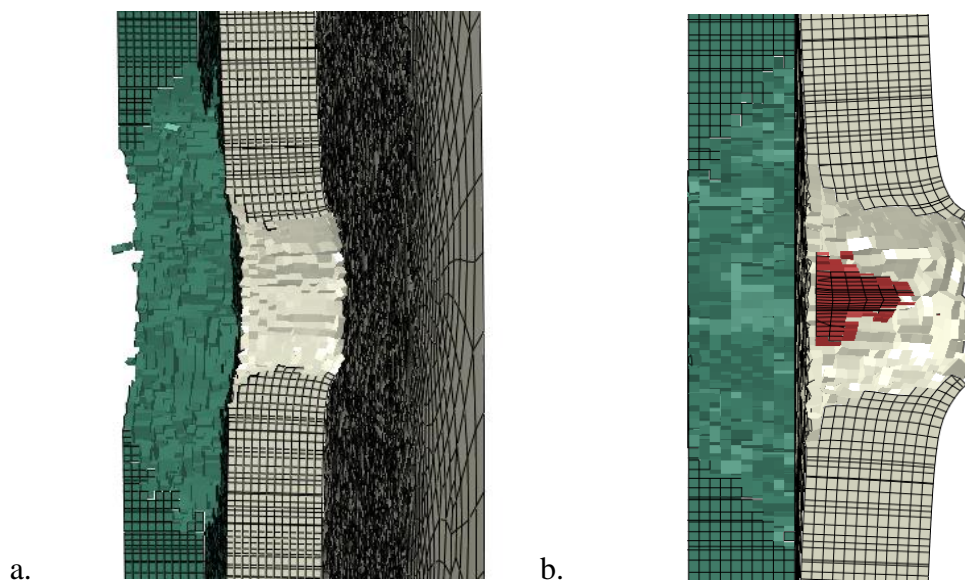


Figure IV-22 : Simulation d'impact d'une protection tricouche AM5-AdB250-AA6 par un projectile D6.35-WC-Conique à 830 m/s. La tuile AM5 est en vert, l'AA6 en blanc et le projectile en rouge. Le projectile se déplace de gauche à droite. a. Vue en coupe orientée sur la face arrière. b. Vue en coupe au cours de la perforation

Finalement, ce modèle n'est pas capable de reproduire nos essais. Un travail d'amélioration est nécessaire, notamment concernant les critères d'endommagement de la céramique et du projectile. Ce travail n'est cependant pas mené dans cette étude, et ce modèle n'est donc pas exploité par la suite.

#### IV.4. Optimisations de protections monomatériaux face à des projectiles D20-Acier-Plat/Conique

Cette partie porte sur l'optimisation de protections mono et tricouches constituées de plaques en alliage d'aluminium. Ces protections devront, avec une masse surfacique minimale,

bloquer des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s. Cette vitesse est arbitraire et n'est utilisée qu'à des fins comparatives.

#### IV.4.1. Protection monocouche AA6

La première optimisation concerne une protection monocouche en alliage d'aluminium, initialement d'épaisseur 6 mm, devant bloquer des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s tout en conservant une masse minimale. Le modèle numérique a été calibré, vérifié et validé précédemment dans la partie IV.3.1 p133. La boucle d'optimisation ISIGHT suivante est ainsi construite :

- Objectif : Masse surfacique  $m_s$  minimale
- Variable : Épaisseur  $e$
- Contrainte :  $v_{res} \leq 0$

La Figure IV-23 reprend chaque itération pour les deux géométries de projectile, uniquement dans les cas où la contrainte  $v_{res} \leq 0$  est respectée. On voit que l'algorithme d'optimisation converge après 20 itérations environ. Le Tableau IV-10 détaille les résultats finaux du processus d'optimisation. On remarque que face à un projectile D20-Acier-Plat, le système de protection doit être quasiment deux fois plus épais (et donc plus lourd) que face à un projectile D20-Acier-Conique : 20,4 mm vs. 10,3 mm. Cela est principalement dû au phénomène de cisaillement adiabatique (non explicitement reproduit ici, voir par exemple [Longère et al., 2009]), conduisant au poinçonnage de la plaque.

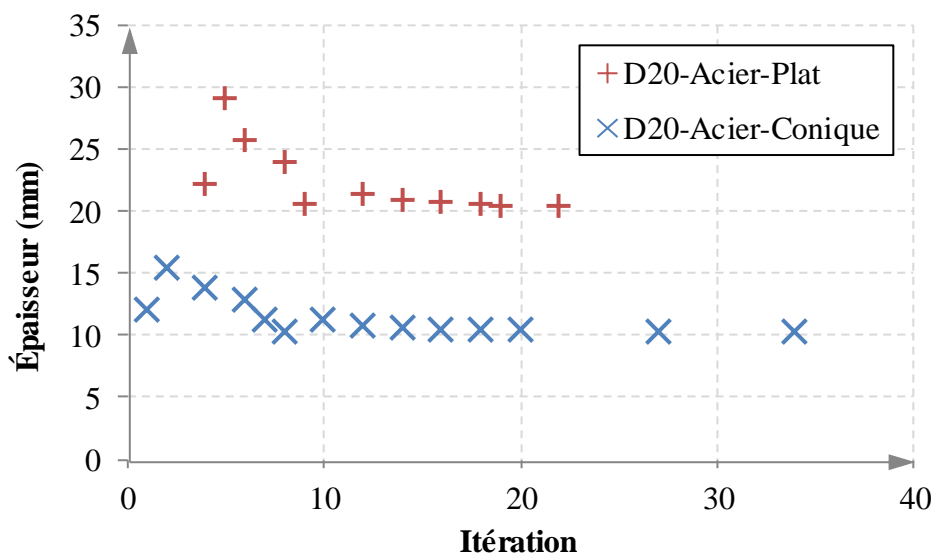


Figure IV-23 : Minimisation de l'épaisseur d'une plaque en alliage d'aluminium impactée par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s. Les itérations où le projectile traverse la protection sont masquées.

Tableau IV-10 : Résultats des boucles d'optimisation pour minimiser les masses surfacique  $m_s$  d'une plaque en alliage d'aluminium impactée par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s

	$v_i$ (m/s)	$e$ (mm)	$m_s$ (kg/m <sup>2</sup> )
D20-Acier-Plat	300	20,4	55,1
D20-Acier-Conique		10,3	27,8

#### IV.4.2. Protection tricouche AA6-air10-AA6

Le premier assemblage étudié est un assemblage tricouche composé en faces avant et arrière d'une plaque en alliage d'aluminium, initialement d'épaisseur 6 mm, et en couche intermédiaire d'une lame d'air de 10 mm. Le matériau correspondant à l'alliage d'aluminium a été calibré dans la partie IV.3.1 p133. Le modèle numérique de la protection tricouche AA6-air10-AA6 doit être vérifié et validé avant de rechercher les épaisseurs de plaques optimales afin de bloquer des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s tout en conservant une masse minimale. Le modèle d'impact avec le projectile D20-Acier-Plat se compose de 845 646 éléments, 919 856 nœuds et dure 40min sur 36 cœurs de CALMIP. Le modèle d'impact avec le projectile D20-Acier-Conique se compose de 872 092 éléments, 947 612 nœuds et dure 6h10min sur 36 cœurs de CALMIP.

##### IV.4.2.1. Vérification

La vérification du modèle est réalisée en se basant sur des résultats d'essais à vitesse modérée pour lesquels les projectiles D20-Acier-Plat/Conique traversent la plaque avant, mais pas la plaque arrière.

Le Tableau IV-11 montre tout d'abord un montant élevé d'énergie artificielle visant à empêcher les modes de hourglass (ALLAE) : 9,8 % de l'énergie totale pour le projectile D20-Acier-Plat, et 11,8 % pour le projectile D20-Acier-Conique, probablement due en partie aux éléments fortement déformés en zone d'impact. Cette situation est tout de même préférable à l'utilisation d'éléments à intégration complète, qui entraîneraient un verrouillage numérique en cisaillement. Les autres énergies artificielles ont des valeurs suffisamment faibles, et l'énergie totale est stable sur toute la durée du calcul.

Concernant les modes de ruine, la Figure IV-24 montre une bonne corrélation entre expérience et simulation dans le cas du projectile D20-Acier-Plat : dans les deux cas la plaque avant rompt par poinçonnage et une pastille d'alliage d'aluminium est éjectée. Cette pastille joue un rôle amortissant entre le projectile en acier et la plaque arrière, qui se déforme plastiquement mais ne rompt pas. Quelques écarts sont à noter sur la Figure IV-25 pour le



projectile D20-Acier-Conique, même si le schéma global est respecté : la plaque avant rompt par ouverture en pétales, dont le développement est perturbé par la plaque arrière. Pour celle-ci, les résultats expérimentaux montrent une face avant indentée, et une face arrière très légèrement fissurée, alors qu'un début d'ouverture est clairement visible sur les résultats numériques.

Ces différences nous semblent acceptables, et permettent de vérifier que le modèle est apte à simuler des impacts sur cet assemblage tricouche.

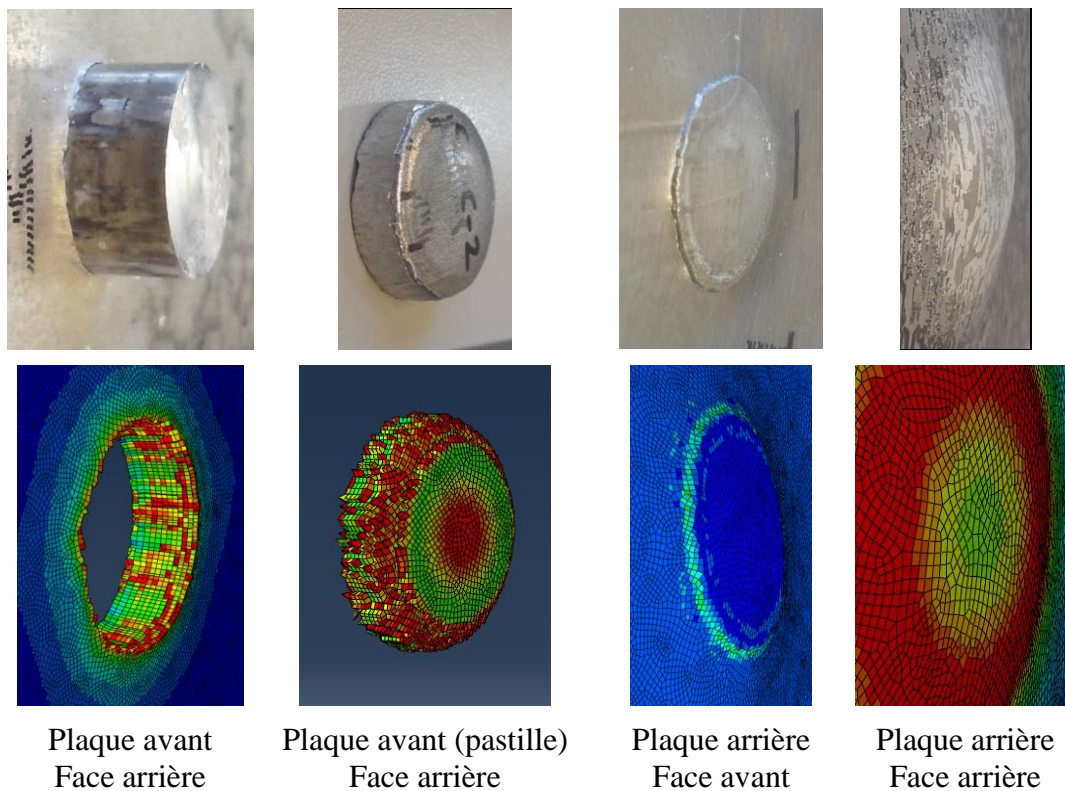


Figure IV-24 : Impact d'un projectile D20-Acier-Plat à 227 m/s sur un assemblage tricouche AA6-air10-AA6. Comparaison expérience (haut) et simulation (bas). Le projectile se déplace de la gauche vers la droite. Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT » (bleu : 0 ; rouge : 1).

Tableau IV-11 : Comparaison des énergies « artificielles » lors de simulations d'impacts de projectiles D20-Acier-Plat/Conique sur des protections tricouches AA6-air10-AA6

	D20-Acier-Plat (227 m/s)		D20-Acier-Conique (226 m/s)	
	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	150,6	9,8 %	179,0	11,8 %
ALLDC	0,1	< 0,1 %	0,4	< 0,1 %
ALLPW	-0,6	< 0,1 %	-1,5	0,1 %
ALLVD	13,6	0,9 %	23,9	1,6 %
ETOTAL	1540,7	-	1521,0	-

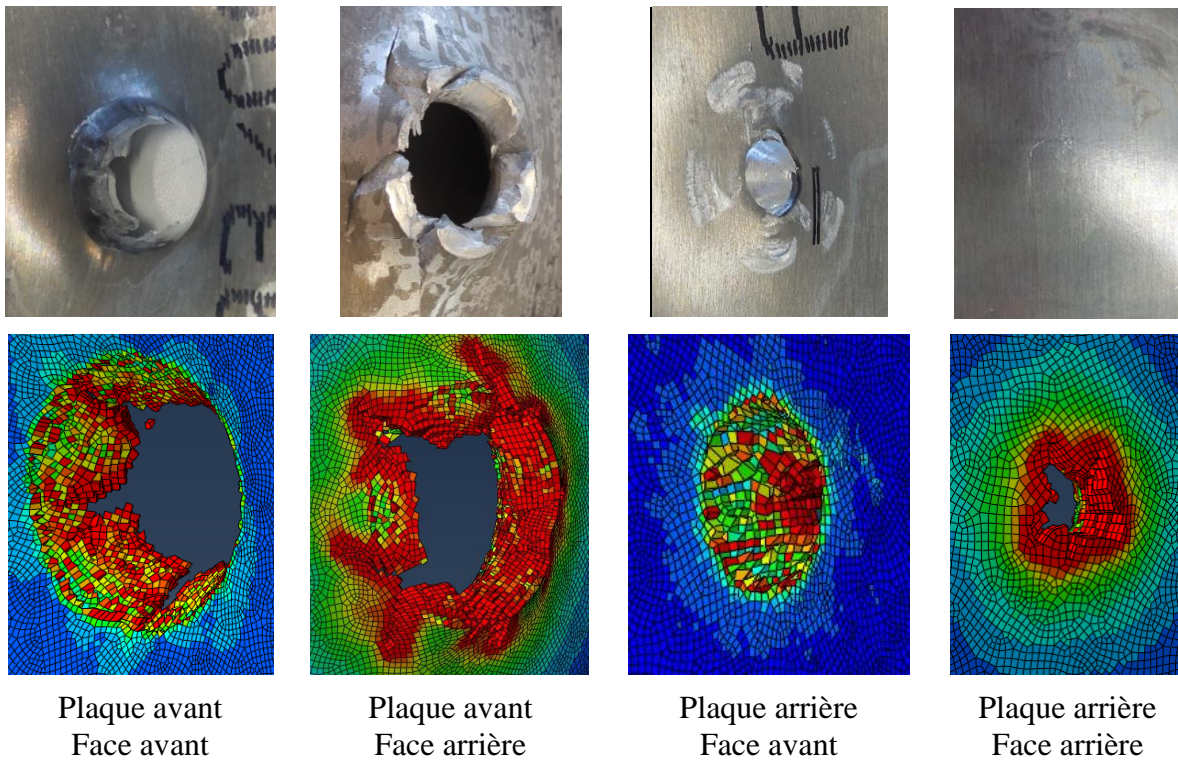


Figure IV-25 : Impact d'un projectile D20-Acier-Conique à 226 m/s sur un assemblage tricouche AA6-air10-AA6. Comparaison expérience (haut) et simulation (bas). Le projectile se déplace de la gauche vers la droite. Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT » (bleu : 0 ; rouge : 1).

#### IV.4.2.2. Validation

Pour la validation du modèle, on se place cette fois dans le cadre d'impacts à haute vitesse pour avoir accès à des mesures de vitesse résiduelle. Les résultats numériques et expérimentaux sont comparés en Figure IV-26.

On remarque une bonne corrélation entre expérience et simulation, en particulier avec le projectile D20-Acier-Conique. Le modèle d'impact avec un projectile D20-Acier-Plat montre des écarts plus importants, principalement liés à la gestion de l'endommagement de la pastille éjectée lors du poinçonnage de la première plaque. En effet, à partir d'une certaine vitesse, une partie des éléments de la pastille est supprimée lorsqu'elle se voit comprimée entre le projectile et la plaque arrière (exemple en Figure IV-27). Le poinçonnage de la plaque arrière intervient alors plus facilement. Le changement de tendance de la courbe « D20-Acier-Plat Num » pour une vitesse incidente entre 280 et 300 m/s témoigne de ce phénomène.

Le modèle est donc validé dans le cas du projectile D20-Acier-Conique, mais pas pour le projectile D20-Acier-Plat. Ce dernier continue à être utilisé dans la suite, mais ses résultats devront être analysés avec prudence.

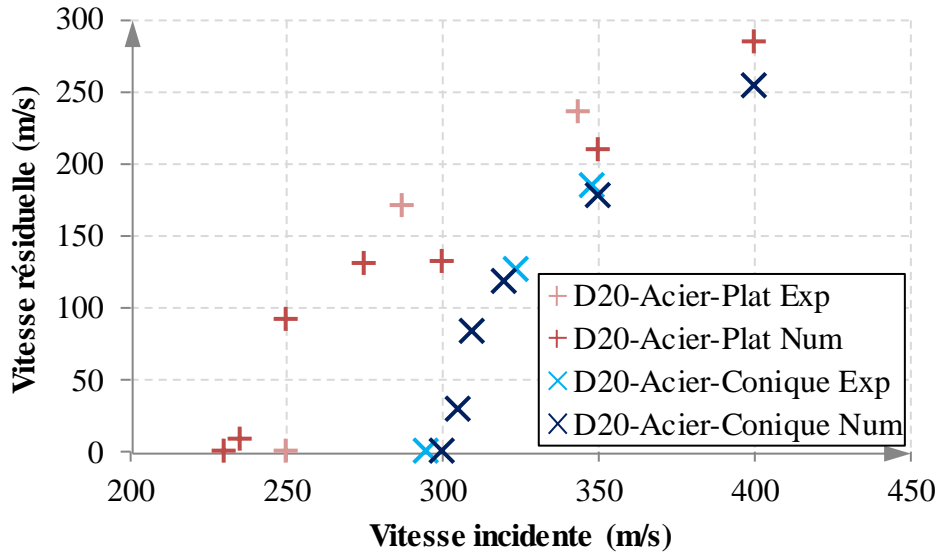


Figure IV-26 : Comparaison entre résultats numériques et expérimentaux dans le cas d'un impact d'un assemblage tricouche AA6-air10-AA6 par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique.

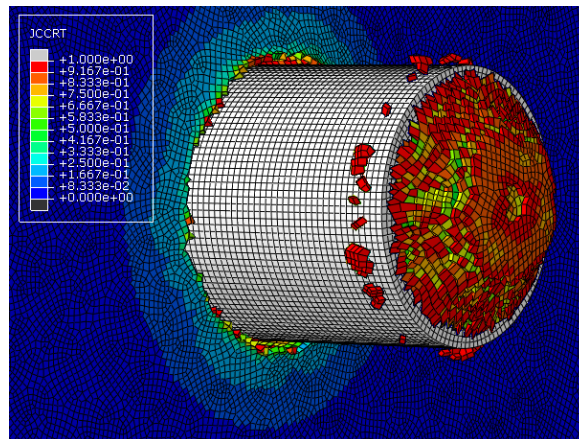


Figure IV-27 : Endommagement excessif de la pastille formée par le poinçonnage de la plaque avant d'une protection tricouche AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D20-Acier-Plat à 300 m/s. La plaque arrière est masquée. Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT » (bleu : 0 ; rouge : 1).

#### IV.4.2.3. Optimisation

Le modèle numérique est maintenant intégré à un processus d'optimisation afin de minimiser la masse surfacique  $m_s$  de la protection tricouche. Pour cela, la vitesse incidente des projectiles est fixée à 300 m/s et les épaisseurs  $e_{av}$  de la plaque avant et  $e_{ar}$  de la plaque arrière peuvent être modifiées individuellement par l'algorithme d'optimisation. Elles doivent cependant rester supérieures à 2 mm pour assurer la présence de plusieurs éléments dans l'épaisseur. Les modèles Abaqus contiennent environ 800 000 éléments et 900 000 nœuds mais ces nombres varient en fonction des épaisseurs testées. Une itération dure environ 65



minutes pour un projectile D20-Acier-Plat et 45 minutes pour un projectile D20-Acier-Conique sur 24 cœurs de PANDO. En résumé, la boucle d'optimisation suivante est donc construite :

- Objectif : Minimisation de la masse
- Variables : Épaisseurs des plaques  $e_{av}$  et  $e_{ar}$
- Contrainte :  $v_{res} \leq 0$ , et  $e_{av} \geq 2$  mm et  $e_{ar} \geq 2$  mm

Les itérations de l'algorithme sont présentées en Figure IV-28 pour le projectile D20-Acier-Plat, et Figure IV-29 pour le projectile D20-Acier-Conique (seulement lorsque le projectile est bloqué par le système de protection). La convergence de l'algorithme nécessite 50 à 70 itérations, soit environ 53 heures. Le Tableau IV-12 récapitule les résultats finaux.

Concernant le projectile D20-Acier-Plat, le processus d'optimisation converge vers une solution de protection qui possède une plaque avant plus fine (6,1 mm) et une plaque arrière plus épaisse (7,5 mm). Cette tendance confirme ce qui a été supposé précédemment : le rôle principal de la plaque avant serait de fournir une pastille qui servirait d'amortisseur entre le projectile et la plaque arrière qui dissiperait la majeure partie de l'énergie par déformation plastique. Ces résultats sont à relativiser : un phénomène d'endommagement excessif de la pastille, identique à celui présenté précédemment (voir Figure IV-27), est encore présent. Cela signifie donc que notre modèle numérique final n'est pas optimal, mais il est conservatif.

Concernant le projectile D20-Acier-Conique, le processus d'optimisation n'est en fait pas terminé car il est bloqué par la limite inférieure de l'épaisseur :  $e_{ar} \geq 2$  mm. Cette structure tricouche ne semble donc apporter aucun avantage particulier par rapport à une structure monocouche face à un projectile D20-Acier-Conique.

Tableau IV-12 : Résultats des optimisations des assemblages tricouches (initialement AA6-air10-AA6) impactés par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s

	$v_i$ (m/s)	$e_{av}$ (mm)	$e_{ar}$ (mm)	$m_s$ (kg/m <sup>2</sup> )
D20-Acier-Plat	300	6,1	7,5	36,9
D20-Acier-Conique		9,3	2,0	30,6

## IV.5. Changement de projectile

Dans cette partie nous allons étudier l'effet d'un changement de projectile sur les capacités des modèles numériques à reproduire les résultats d'essais.

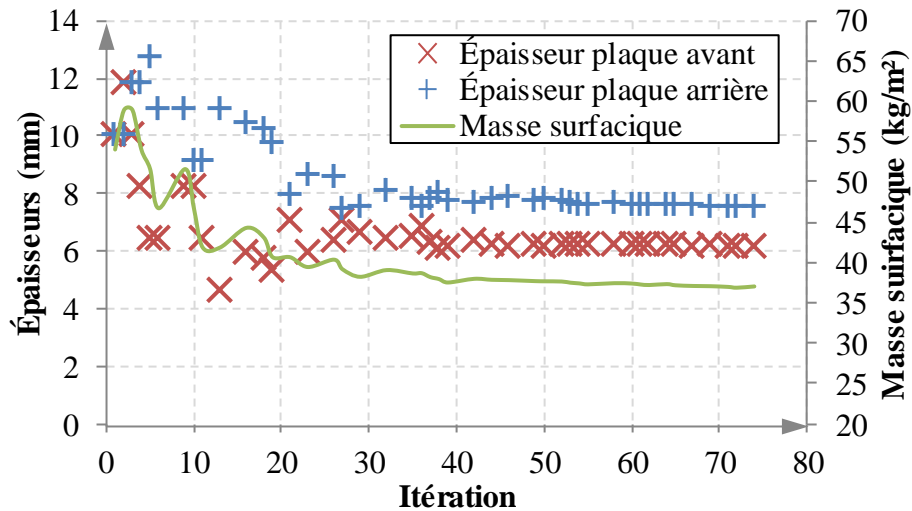


Figure IV-28 : Itérations de l'algorithme d'optimisation pour une protection tricouche AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D20-Acier-Plat à 300 m/s. Les itérations pour lesquelles le projectile traverse le système de protection sont masquées.

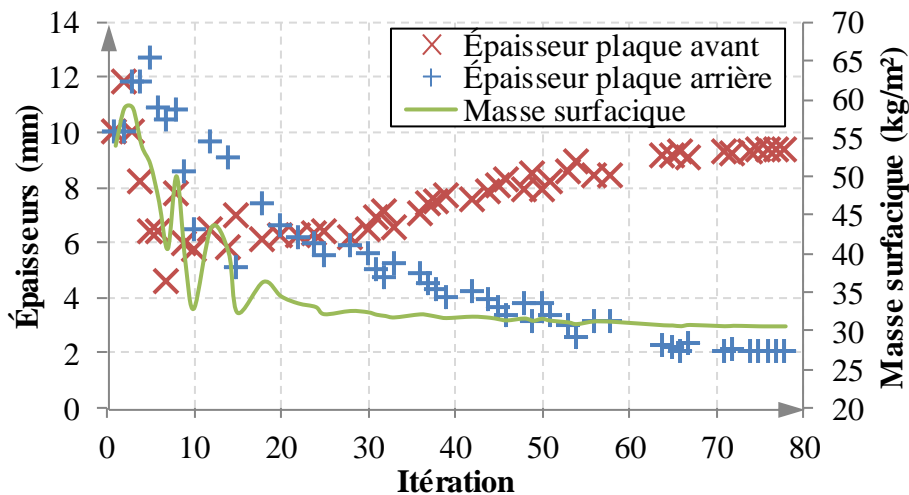


Figure IV-29 : Itérations de l'algorithme d'optimisation pour une protection tricouche AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D20-Acier-Conique à 300 m/s. Les itérations pour lesquelles le projectile traverse le système de protection sont masquées.

#### IV.5.1. De D20-Acier-Plat/Conique à D6.35-WC-Plat/Conique

Les effets de la transition de projectiles D20-Acier-Plat/Conique à des projectiles D6.35-WC-Plat/Conique en passant par des projectiles D6.35-Acier-Plat/Conique sont étudiés sur des protections tricouches AA6-air10-AA6. Le modèle numérique d'impact de ces protections par des projectiles D20-Acier-Plat/Conique a été calibré, vérifié et validé dans les parties IV.3.1 p133 et IV.4.2 p149. Les modèles d'impact avec les projectiles D6.35-Acier-Plat et D6.35-WC-Plat se composent de 769 888 éléments, 839 977 nœuds et durent 30min sur 36 cœurs de CALMIP. Les modèles d'impact avec les projectiles D6.35-Acier-Conique et D6.35-WC-

Conique se composent de 774 296 éléments, 844 448 nœuds et durent 2h15 sur 36 cœurs de CALMIP.

#### IV.5.1.1. D6.35-Acier-Plat/Conique

Le Tableau IV-13 montre des valeurs élevées d'énergies artificielles ALLAE et ALLVD pour les deux projectiles D6.35-Acier-Plat/Conique, mettant en évidence des potentiels problèmes de modélisation, probablement dus aux éléments fortement déformés en zone d'impact et aux éléments rompus.

De plus, la Figure IV-30 montre un endommagement trop important de la première pastille par le projectile D6.35-Acier-Plat, facilitant la rupture par poinçonnage de la seconde plaque. Le projectile D6.35-Acier-Conique, quant à lui, provoque un mode de ruine par pénétration ductile et aucun pétale n'est visible en face arrière de la plaque arrière (voir Figure IV-31), contrairement aux observations expérimentales (voir Figure III-35 p89).

Tableau IV-13 : Comparaison des énergies « artificielles » lors de simulations d'impacts de projectiles D6.35-Acier-Plat/Conique sur des protections tricouches AA6-air10-AA6

	<b>D6.35-Acier-Plat (536 m/s)</b>		<b>D6.35-Acier-Conique (582 m/s)</b>	
	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	44,3	10,4 %	63,5	12,8 %
ALLDC	0,432	0,10 %	2,05	0,41 %
ALLPW	-5,41	-1,27 %	15,3	3,10 %
ALLVD	39,3	9,20 %	57,1	11,5 %
ETOTAL	427	-	495	-

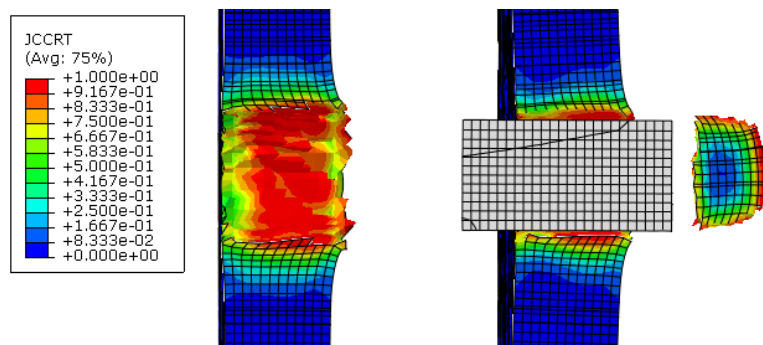


Figure IV-30 : Simulation d'impact d'un projectile D6.35-Acier-Plat à 536 m/s sur une protection AA6-air10-AA6. La pastille venant de la plaque avant a rompu, menant à une rupture prématurée de la plaque arrière. Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT »

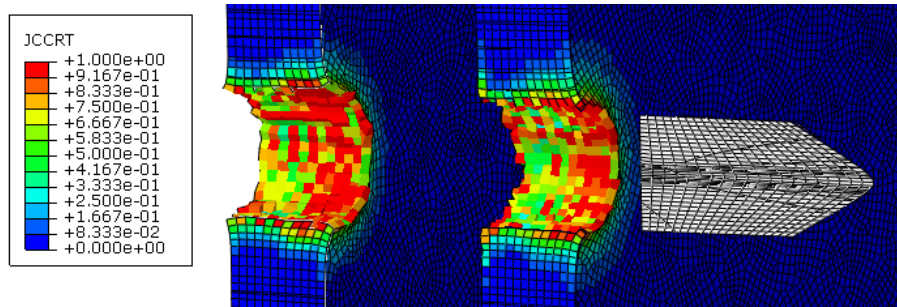


Figure IV-31 : Simulation d'impact d'un projectile D6.35-Acier-Conique à 582 m/s sur une protection AA6-air10-AA6. Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT »

La Figure IV-32 compare les vitesses incidentes et résiduelles expérimentales et numériques. On voit que concernant le projectile D6.35-Acier-Plat les résultats numériques sont très éloignés des résultats expérimentaux, certainement dû à l'endommagement prématuré de la pastille dans le modèle numérique. Les essais montrent en effet qu'un projectile à 536 m/s est bloqué, alors que numériquement le projectile traverse la protection et conserve une vitesse résiduelle de 166 m/s. Les résultats numériques obtenus avec le projectile D6.35-Acier-Conique sont plus proches des résultats expérimentaux, mais ces derniers mériteraient d'être confirmés par des essais supplémentaires.

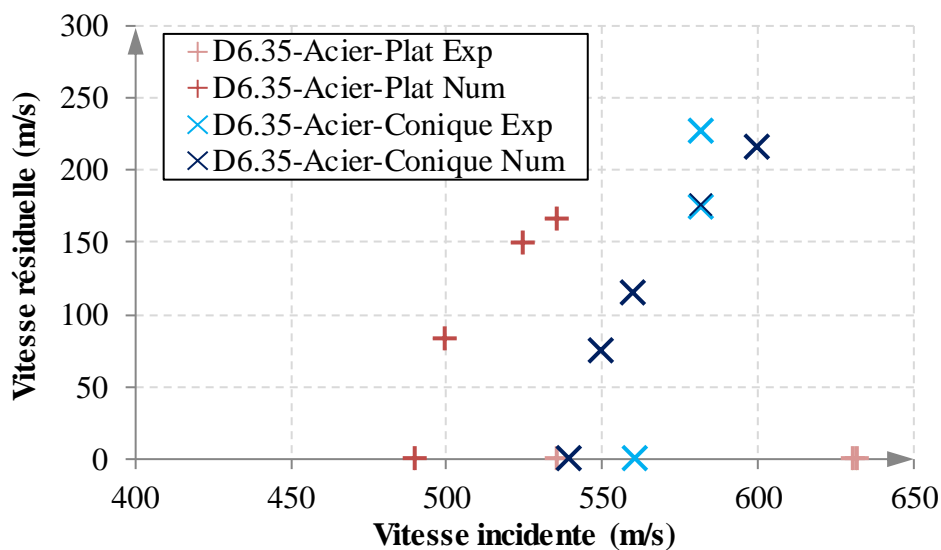


Figure IV-32 : Comparaison des vitesses expérimentales et numériques pour des projectiles D6.35-Acier-Plat/Conique impactant une protection tricouche AA6-air10-AA6

#### IV.5.1.2. D6.35-WC-Plat/Conique

Le Tableau IV-14 montre des valeurs d'énergies artificielles raisonnables pour le projectile D6.35-WC-Plat, mais des valeurs ALLAE et ALLVD élevées pour le projectile D6.35-WC-

Conique, encore une fois probablement dues aux éléments fortement déformés en zone d'impact et aux éléments rompus.

Concernant les modes de ruine, le projectile D6.35-WC-Plat provoque bien un mode de ruine par poinçonnage, mais la pastille issue de la plaque avant est détruite, ce qui facilite le poinçonnage de la plaque arrière (voir Figure IV-33). Le projectile D6.35-WC-Conique provoque un mode de ruine par pénétration ductile (voir Figure IV-34), et aucun pétale n'est visible en face arrière contrairement aux observations expérimentales (voir Figure III-35 p89).

Tableau IV-14 : Comparaison des énergies « artificielles » lors de simulations d'impacts de projectiles D6.35-WC-Plat/Conique sur des protections tricouches AA6-air10-AA6

	D6.35-WC-Plat (737 m/s)		D6.35-WC-Conique (455 m/s)	
	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	46,1	3,00 %	60,8	10,6 %
ALLDC	1,01	0,07 %	0,970	0,17 %
ALLPW	-12,5	-0,81 %	7,81	1,36 %
ALLVD	88,5	5,76 %	47,6	8,27 %
ETOTAL	1536	-	576	-

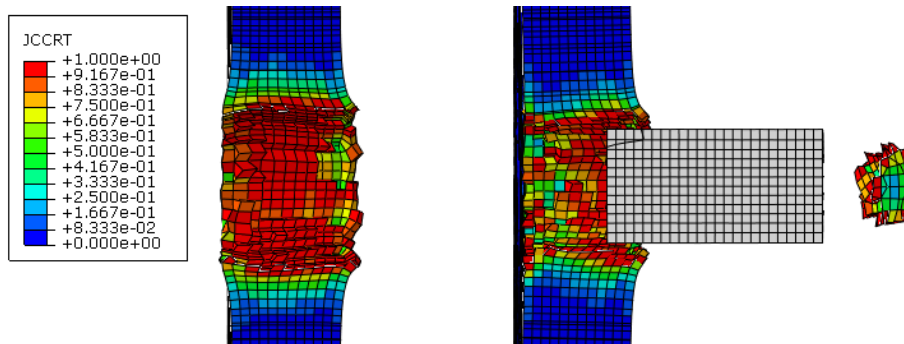


Figure IV-33 : Simulation d'impact d'un projectile D6.35-WC-Plat à 737 m/s sur une protection AA6-air10-AA6. La pastille venant de la plaque avant a rompu, menant à une rupture prématurée de la plaque arrière. Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT »

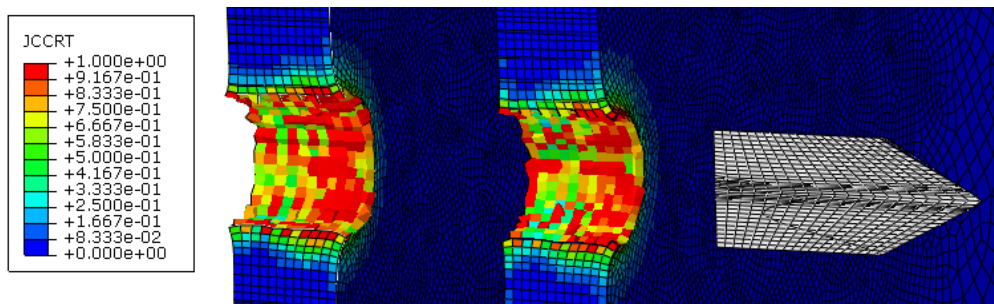


Figure IV-34 : Simulation d'impact d'un projectile D6.35-WC-Conique à 455 m/s sur une protection AA6-air10-AA6. Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT »

Les vitesses incidentes et résiduelles expérimentales et numériques sont comparées en Figure IV-35. On remarque des écarts très importants dans le cas du projectile D6.35-WC-Plat, certainement dû aux difficultés de modélisation du poinçonnage, et un bon accord expérience-simulation concernant le projectile D6.35-WC-Conique.

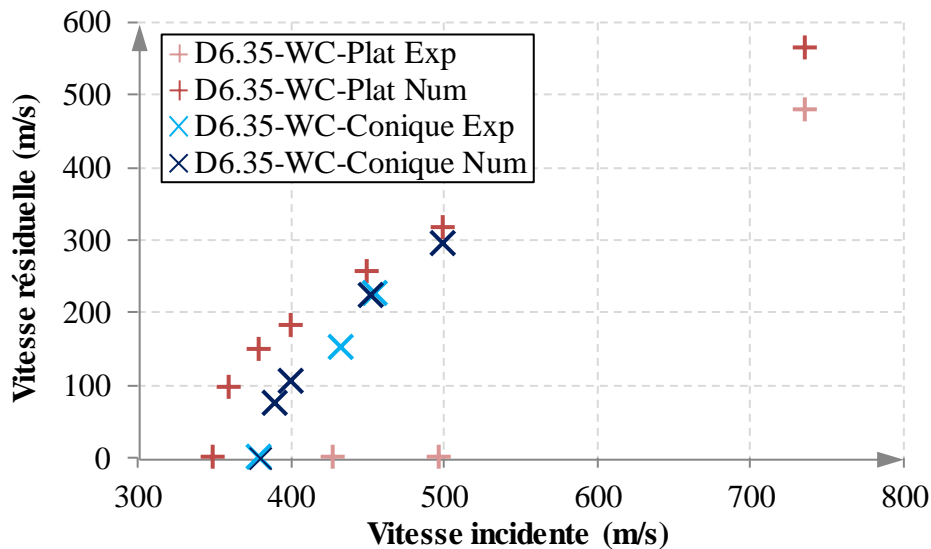


Figure IV-35 : Comparaison des vitesses expérimentales et numériques pour des projectiles D6.35-WC-Plat/Conique impactant une protection tricouche AA6-air10-AA6

#### IV.5.1.3. Bilan partiel

Les écarts entre expérience et simulation sont plus importants en passant de projectiles de diamètre 20 mm à des projectiles de diamètre 6,35 mm. De plus, des valeurs élevées d'énergies artificielles ALLAE et ALLVD montrent que le modèle devrait être retravaillé pour avoir confiance en ses résultats. Les modes de ruine et vitesses résiduelles sont pourtant satisfaisants concernant les projectiles D6.35-Acier-Conique et D6.35-WC-Conique, les modèles précédemment calibrés et validés pourront donc être utilisés avec ces projectiles. Cependant le modèle ne reproduit pas correctement les modes de ruine générés par les projectiles D6.35-Acier-Plat et D6.35-WC-Plat, ces projectiles ne sont donc pas utilisés par la suite.

#### IV.5.2. De 6.35-WC-Plat/Conique à 7,62AP8

Un système de protection tricouche MS8.8-AA8, constitué d'une plaque avant en acier à blindage MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur 8,8 mm et d'une plaque arrière en alliage d'aluminium d'épaisseur 8 mm est étudié. Ces matériaux ont été précédemment calibrés, l'assemblage sera

donc vérifié et validé pour un impact avec un projectile D6.35-WC-Conique. Nous verrons ensuite s'il est possible de modifier les résultats numériques pour se rapprocher d'un impact d'une balle 7,62AP8.

#### IV.5.2.1. Vérification et validation

La vérification du modèle numérique de la protection tricouche MS8.8-AA8 est réalisée en comparant les résultats expérimentaux et numériques d'un impact à 798 m/s. Tout d'abord, le Tableau IV-15, montre des énergies artificielles de contrôle de hourglass (ALLAE) et d'amortissement visqueux (ALLVD) très élevées, probablement dues aux éléments fortement déformés en zone d'impact, aux éléments rompus et aux vibrations des éléments à haut module d'élasticité (projectile en carbure de tungstène et plaque en acier). Ensuite, on obtient numériquement une vitesse résiduelle de 289 m/s contre 282 m/s expérimentalement, soit une différence de 2,5%. Enfin, les modes de défaillance en Figure IV-36 sont globalement en accord avec les observations expérimentales (voir Figure III-37 p91) : la plaque avant MS8.8 rompt par pénétration ductile, et la matière est repoussée en face avant et arrière. La plaque arrière AA8 rompt également par pénétration ductile, sa face avant est déformée par la plaque avant, et la matière est repoussée en face arrière. Les déformations et repoussements de matière sont cependant moins marqués dans le cas expérimental, et aucun pétale n'est visible en face arrière de la plaque arrière.

Tableau IV-15 : Comparaison des énergies « artificielles » pour une simulation d'impact d'un projectile D6.35-WC-Conique sur une protection tricouche MS8.8-AA8 à 798 m/s

	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	142	7,94 %
ALLDC	6,10	0,34 %
ALLPW	50,3	2,82 %
ALLVD	273	15,29 %
ETOTAL	1784	-

La validation du modèle est basée sur des essais à vitesses inférieures, jusqu'à la VLP de la protection tricouche. Les simulations numériques permettent de tracer une courbe de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)), dont les coefficients se trouvent dans le Tableau IV-16, et de déterminer une VLP de 709 m/s, ce qui représente un écart de 1,3 % à la VLP



expérimentale de 718 m/s. La Figure IV-37 montre en effet une bonne proximité entre les résultats expérimentaux et numériques.

Avant de pouvoir être vérifié et validé, ce modèle doit être retravaillé afin de diminuer les énergies ALLAE et ALLVD. Il est tout de même utilisé dans la suite afin de présenter la méthodologie dans son ensemble.

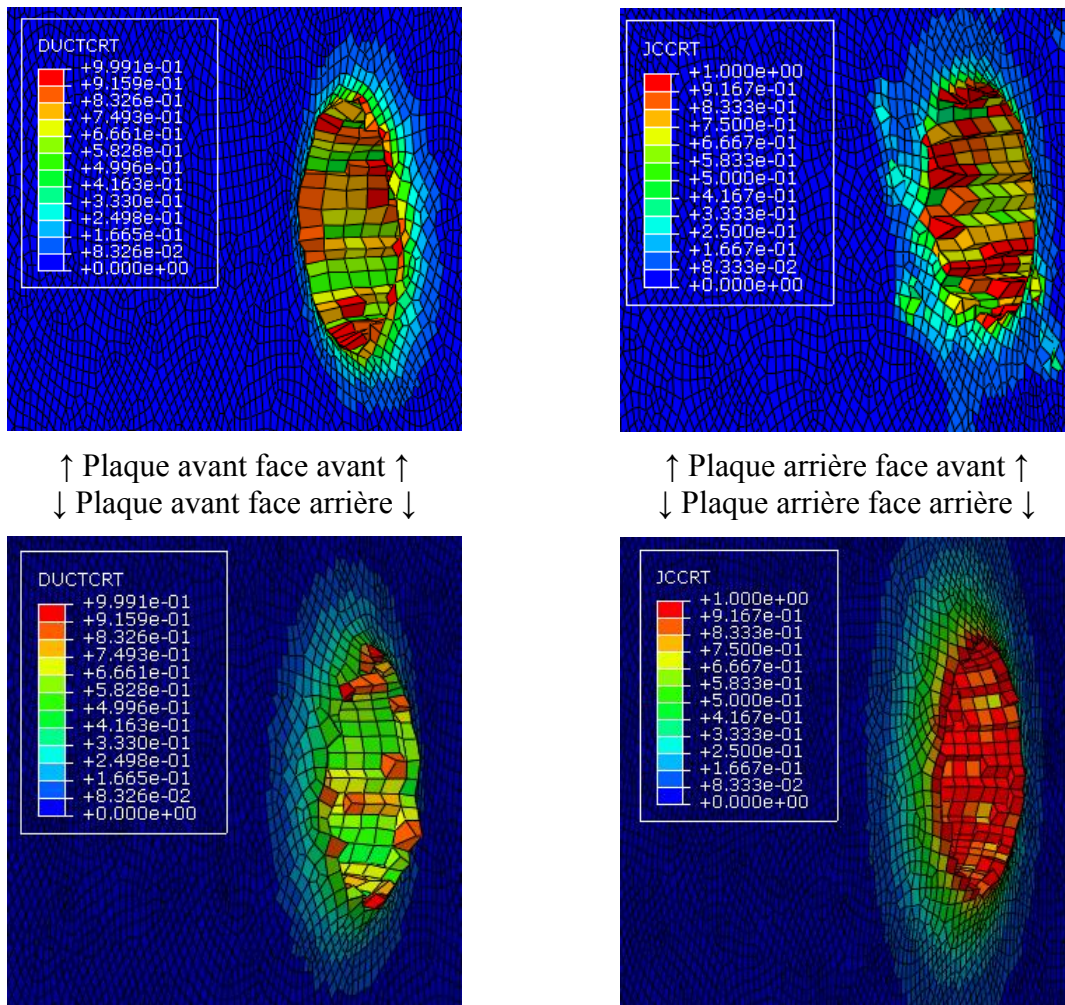


Figure IV-36 : Simulation d'impact d'un projectile D6.35-WC-Conique à 798 m/s sur une protection MS8.8-AA8. Visualisation de l'indicateur d'endommagement de Johnson-Cook « JCCRT »

Tableau IV-16 : Recalage de l'équation de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)) pour des simulations d'impacts de projectiles D6.35-WC-Conique sur des protections tricouches MS8.8-AA8

$a$	0,8107
$p$	1,9465
$VLP$ (m/s)	709



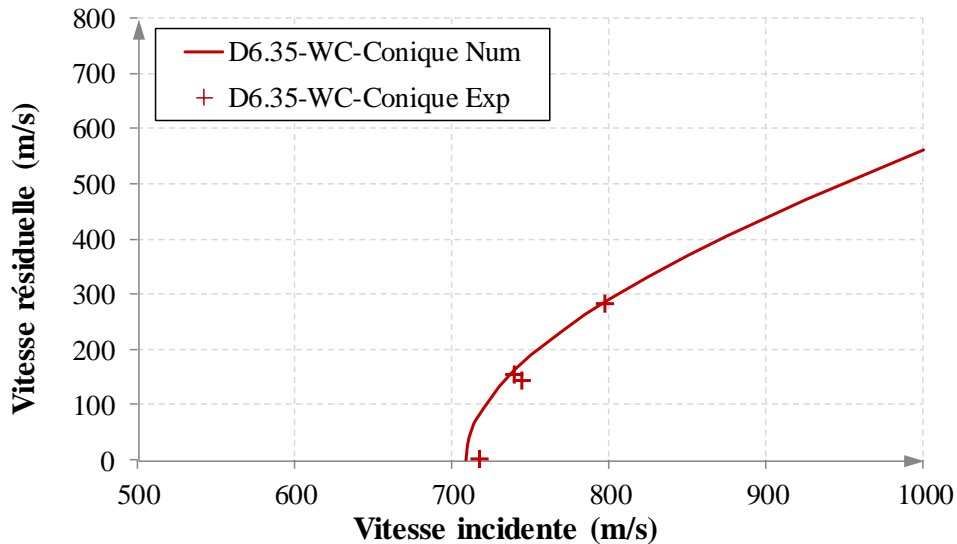


Figure IV-37 : Comparaison des vitesses expérimentales et numériques pour un projectile D6.35-WC-Conique impactant une protection tricouche MS8.8-AA8

#### IV.5.2.2. Correction pour la balle 7,62AP8

Les résultats obtenus précédemment sont modifiés pour prendre en compte le passage d'un projectile D6.35-WC-Conique, représentant un cœur seul, à une balle 7,62AP8 complète, constituée d'un cœur, une chemise et un bouchon arrière (voir Figure III-2 p58). Pour rappel, [Nsiampa et al., 2007] ont déterminé qu'une balle complète de 7,62x51 mm P80 qui impacte à 860 m/s une plaque en alliage d'aluminium 5083 d'épaisseur 25 mm conserve une vitesse résiduelle de 650 m/s, alors que dans les mêmes conditions le cœur seul conserve une vitesse résiduelle de 540 m/s (voir Tableau II-4 p15). On définit alors un facteur de correction  $\chi$  tel que :

$$\chi = \frac{v_{res}^{cœur\ seul}}{v_{res}^{balle\ complète}} \quad (IV.7)$$

Dans le cas de [Nsiampa et al., 2007], on trouve  $\chi = 0,831$ . Faute de données supplémentaires, nous faisons l'hypothèse que la valeur de  $\chi$  est identique dans notre cas. Cette hypothèse est très forte car les matériaux de la cible, bien que métalliques, sont différents (AA5083 vs. MARS<sup>®</sup> 380 et un alliage d'aluminium différent) et le projectile est également différent (7,62x51 mm P80 vs. 7,62x51 mm AP8).

Notre modèle numérique d'impact d'un cœur seul (D6.35-WC-Conique) sur une protection tricouche MS8.8-AA8 indique que pour une vitesse incidente  $v_i = 860$  m/s le projectile conserve une vitesse résiduelle  $v_{res}^{cœur\ seul} = 384$  m/s. Grâce à la formule (IV.7) et au facteur de correction  $\chi = 0,831$  on peut estimer qu'une balle complète 7,62AP8 conserverait une vitesse

résiduelle  $v_{res}^{balle\ complète} = 462\text{ m/s}$ . Dans ce cas, la loi de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)), en conservant les valeurs des constantes déterminées précédemment (voir Tableau IV-16), fournit une VLP pour une balle complète :  $VLP = 633\text{ m/s}$  (voir Tableau IV-17).

La courbe finalement obtenue (en pointillé sur la Figure IV-38), prévoyant la vitesse résiduelle en fonction de la vitesse incidente pour une balle 7,62AP8 face à une protection tricouche MS8.8-AA8, est proche des résultats expérimentaux en particulier autour de la VLP (629 m/s expérimentalement vs. 633 m/s numériquement). Cette démarche vérifiée sur un cas particulier ne saurait néanmoins être généralisée.

Tableau IV-17 : Coefficients de la courbe de Lambert-Jonas (voir équation (II.2)) pour la correction des simulations d'impacts de projectiles D6.35-WC-Conique sur des protections tricouches MS8.8-AA8 pour s'approcher d'une balle 7,62AP8

$a$	0,8107
$p$	1,9465
VLP (m/s)	633

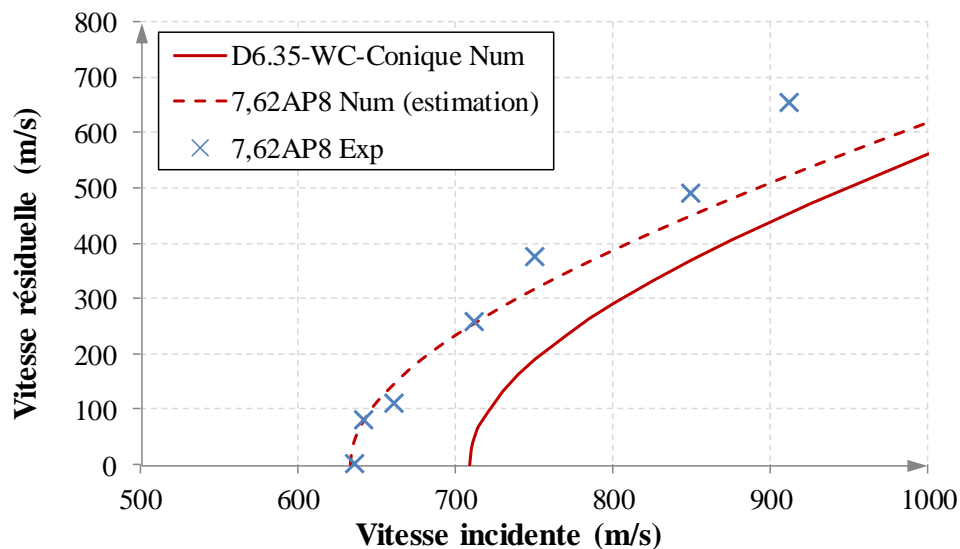


Figure IV-38 : Vitesse résiduelle en fonction de la vitesse incidente pour une protection tricouche MS8.8-AA8. Simulation numérique d'impact par un cœur seul (D6.35-WC-Conique), correction des résultats de la simulation pour s'approcher d'une balle complète 7,62AP8, et essais balistiques avec balle 7,62AP8

## IV.6. Optimisations de protections mono et multimatériaux face à des projectiles D6.35-WC-Conique

Nous présentons ici un exemple d'optimisation de protections face à des projectiles D6.35-WC-conique qui se rapprochent le plus de la balle réelle à l'effet de la chemise près. Nous l'avons vu précédemment, nous n'avons pas pu valider le modèle de la protection tricouche

AA6-AdC250-TB12. C'est donc elle qui servira de référence expérimentale et nous la comparerons à des protections multicouches optimisées. Ainsi, les optimisations cibleront une VLP identique à celle de la protection tricouche AA6-AdC250-TB12, soit 345 m/s. Bien que cela soit très différent de l'application que nous visons, cette vitesse correspondant environ à celle d'une balle de calibre 9 mm [Liscio & Imran, 2020].

#### IV.6.1. Protection tricouche AA6-air10-AA6

Une protection tricouche constituée de deux plaques en alliage d'aluminium séparées par une lame d'air de 10 mm, initialement AA6-air10-AA6, est optimisée pour bloquer un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s tout en ayant une masse minimale. Le modèle numérique a été précédemment calibré dans la partie IV.3.1 p133, vérifié et validé dans la partie IV.5.1 p154. Les épaisseurs de chaque plaque peuvent varier indépendamment et l'épaisseur de la lame d'air est fixée à 10 mm. La boucle d'optimisation suivante est construite :

- Objectif : Minimisation de la masse surfacique  $m_s$
- Variables : Épaisseurs de la plaque avant  $e_{av}$  et de la plaque arrière  $e_{ar}$
- Contrainte : Blocage du projectile, c'est-à-dire  $v_{res} \leq 0$

La Figure IV-39 montre qu'environ 40 itérations sont nécessaires pour atteindre la convergence, ce qui représente 120h de calcul sur 24 cœurs de PANDO, où on remarque que la plaque avant est plus épaisse que la plaque arrière. Les résultats finaux sont regroupés dans le Tableau IV-18 : la plaque avant a une épaisseur de 6,52 mm et la plaque arrière de 3,23 mm, ce qui correspond à une masse surfacique totale de 26,3 kg/m<sup>2</sup>.

#### IV.6.2. Protection monocouche MS8.8

Une protection monocouche en MARS<sup>®</sup> 380, initialement d'épaisseur 8,8 mm (MS8.8), est optimisée pour bloquer un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s tout en ayant une masse minimale. Le modèle numérique a été précédemment calibré et vérifié dans la partie IV.3.2 p139. La boucle d'optimisation suivante est donc construite :

- Objectif : Minimisation de la masse surfacique  $m_s$  (et donc de l'épaisseur ici)
- Variable : Épaisseur  $e$  de la plaque
- Contrainte : Blocage du projectile, c'est-à-dire  $v_{res} \leq 0$

Les résultats des itérations sont présentés en Figure IV-40. Environ 30 itérations sont nécessaires pour atteindre la convergence, correspondant à environ 40h de calcul sur 24 cœurs

de PANDO. On obtient finalement (voir Tableau IV-19) une épaisseur de 3,89 mm correspondant à une masse surfacique de 30,5 kg/m<sup>2</sup>.

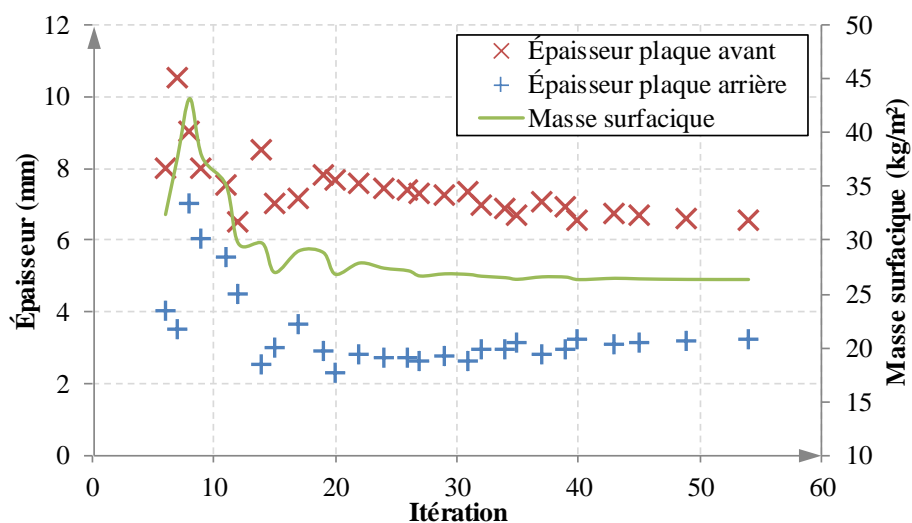


Figure IV-39 : Itérations lors de la minimisation de la masse d'une protection tricouche, initialement AA6-air10-AA6, impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s

Tableau IV-18 : Résultats de l'optimisation d'une protection tricouche, initialement AA6-air10-AA6, impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s

$v_i$ (m/s)	$e_{av}$ (mm)	$e_{ar}$ (mm)	$m_s$ (kg/m <sup>2</sup> )
345	6,52	3,23	26,3

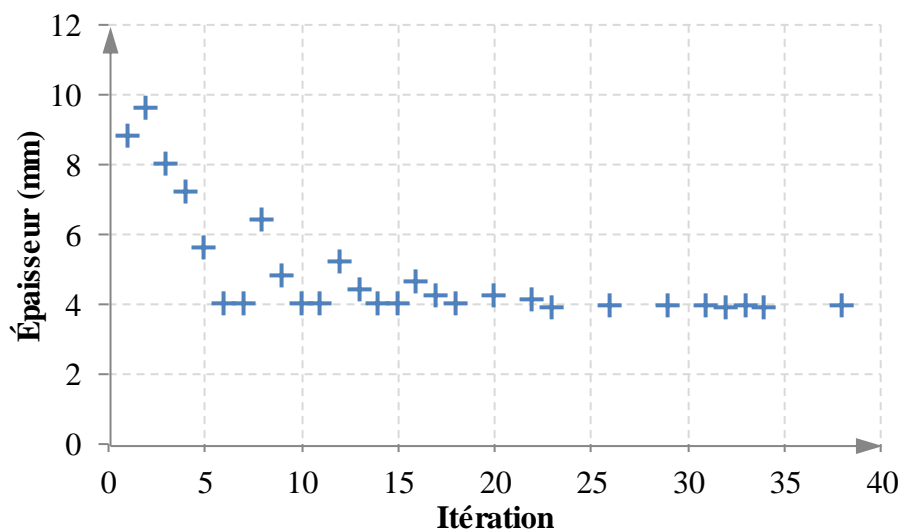


Figure IV-40 : Itérations lors de la minimisation de la masse d'une protection monocouche, initialement MS8.8, impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s

Tableau IV-19 : Résultats de l'optimisation d'une protection monocouche, initialement MS8.8, impactée par un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s

$v_i$ (m/s)	$e$ (mm)	$m_s$ (kg/m <sup>2</sup> )
345	3,89	30,5

## IV.7. Bilan du dialogue expérience-simulation

### IV.7.1. Briques élémentaires numériques

La base de données expérimentale a permis de construire 4 modèles élémentaires ayant pour but de servir de brique de base pour de futures optimisations (voir Tableau IV-20) :

- alliage d'aluminium : modèle numérique calibré, vérifié et validé.
- acier à blindage MARS<sup>®</sup> 380 : modèle numérique calibré, mais non vérifié et validé à cause du choix du critère d'amorçage d'endommagement et de valeurs élevées d'énergies artificielle. Les résultats fournis sont tout de même satisfaisants et le modèle est utilisé par la suite pour présenter la méthodologie.
- tissu balistique : le modèle numérique a montré trop de différences quantitatives et qualitatives avec les résultats expérimentaux pour être utilisé par la suite.
- alumine d'épaisseur 5 mm : le modèle numérique a montré trop de différences quantitatives et qualitatives avec les résultats expérimentaux pour être utilisé par la suite.

### IV.7.2. Optimisation

Les briques élémentaires ont servi de base à la construction de systèmes de protection (voir Tableau IV-21). Un processus d'optimisation a ensuite rendu possible en quelques jours le prédimensionnement de systèmes de protection balistique capables de bloquer un projectile donné, pour une masse surfacique minimale. La partie IV.4 a été dédiée à l'optimisation de protections AA6 et AA6-air10-AA6 pour obtenir une VLP de 300 m/s face à des projectiles D20-Acier-Plat/Conique. La partie IV.6 s'est concentrée sur l'optimisation de protections AA6-air10-AA6 et MS8.8 pour obtenir une VLP de 345 m/s face à des projectiles D6.35-WC-Conique.

Les résultats des optimisations sont regroupés dans le Tableau IV-22 et analysés dans les paragraphes suivants.

Tableau IV-20 : Bilan des étapes de calibration et vérification des briques élémentaires. OK : étape validée. NOK : étape non validée. > OK < : étape forcée

		Calibration	Vérification	Commentaires
<b>AA</b>	D20-Acier-Plat	OK	OK	
	D20-Acier-Conique	OK	OK/NOK	Vérification : ALLAE élevée et pétales peu visibles
<b>MS</b>	D6.35-WC-Conique	OK	OK/NOK	Résultats satisfaisants, mais valeurs élevées de $\bar{\varepsilon}_{\max}^p$ , ALLAE et ALLVD
<b>TB</b> (AA6-AdC250-TB12)	D6.35-WC-Conique	NOK	NOK	$v_{res}$ et modes de ruines trop éloignés des résultats expérimentaux
<b>AM</b> (AM5-AdB250-AA6)	D6.35-WC-Conique	NOK	NOK	$v_{res}$ et modes de ruines trop éloignés des résultats expérimentaux

Tableau IV-21 : Bilan des étapes de validation et optimisation des systèmes de protection. OK : étape validée. NOK : étape non validée. > OK < : étape forcée

		Validation	Optimisation	Commentaires
<b>AA</b>	D20-Acier-Plat	OK	OK	Validation : peu de résultats expérimentaux
	D20-Acier-Conique	> OK <	OK	Validation : peu de résultats expérimentaux et voir Tableau IV-20
<b>AA-air10-AA</b>	D20-Acier-Plat	OK/NOK	OK	Validation : résultats satisfaisants mais ALLAE élevée et endommagement excessif de la pastille
	D20-Acier-Conique	OK/NOK	NOK	Validation : résultats satisfaisants mais ALLAE élevée Optimisation : algorithme bloqué par une contrainte utilisateur
	D6.35-Acier-Plat	NOK	NOK	$v_{res}$ éloignée des résultats expérimentaux, ALLAE&ALLVD élevées
	D6.35-Acier-Conique	NOK	NOK	$v_{res}$ éloignée des résultats expérimentaux, ALLAE&ALLVD élevées
	D6.35-WC-Plat	NOK	NOK	$v_{res}$ éloignée des résultats expérimentaux, ALLAE élevée
	D6.35-WC-Conique	OK/NOK	OK	Validation : résultats satisfaisants mais ALLAE et ALLVD élevées
<b>MS</b>	D6.35-WC-Conique	> OK <	OK	Validation : voir Tableau IV-20
<b>MS-AA</b>	D6.35-WC-Conique	OK/NOK	NOK	Validation : résultats satisfaisants mais ALLAE et ALLVD élevées

AA : Alliage d'aluminium ; MS : MARS<sup>®</sup> 380 ; TB : Tissu balistique ; AM : Alumine

Tableau IV-22 : Résultats des optimisations

Protection initiale	Projectile	$v_i$ (m/s)	$e_{av}$ (mm)	$e_{ar}$ (mm)	$m_s$ (kg/m <sup>2</sup> )
AA6	D20-Acier-Plat	300	20,4		55,1
	D20-Acier-Conique	300	10,3		27,8
AA6-air10-AA6	D20-Acier-Plat	300	6,1	7,5	36,9
	D20-Acier-Conique	300	9,3	2,0	30,6
	D6.35-WC-Conique	345	6,52	3,23	26,3
MS8.8	D6.35-WC-Conique	345	3,89		30,5
AA6-AdC250-TB12*	D6.35-WC-Conique	345	6	12 plis	22,5

\*Protection non optimisée, il s'agit des résultats expérimentaux

#### IV.7.2.1. Effet du matériau du projectile

Une protection AA6-air10-AA6 a été le point de départ de deux optimisations distinctes, pour bloquer un projectile D20-Acier-Conique à 300 m/s et pour bloquer un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s (voir Tableau IV-22). Malgré les fortes différences d'énergie cinétique (2,65 et 0,325 kJ respectivement) on obtient au final une masse surfacique de protection assez proche : 30,6 et 26,3 kg/m<sup>2</sup>, avec dans les deux cas une plaque avant plus épaisse que la plaque arrière. On remarque que la structure tricouche semble être utile contre un projectile D6.35-WC-Conique car l'algorithme d'optimisation n'est pas bloqué par la limite inférieure d'épaisseur, contrairement au cas du projectile D20-Acier-Conique.

En conclusion, la dangerosité d'un projectile ne se résume pas seulement à son énergie cinétique, sa rigidité et sa densité notamment doivent être prises en compte.

#### IV.7.2.2. Effet de la géométrie du projectile

L'optimisation de la protection AA6 face à des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s (voir Tableau IV-22) montre que la conception optimale est fortement influencée par la géométrie du projectile. En effet, le mode de ruine par poinçonnage généré par un projectile D20-Acier-Plat rend nécessaire une forte épaisseur par rapport à un projectile D20-Acier-Conique : 20,4 vs 10,3 mm, ce qui double quasiment la masse surfacique de la protection.

En conclusion, une protection monolithique doit avoir une épaisseur supérieure pour bloquer un projectile générant un mode de ruine par poinçonnage que pour bloquer un projectile générant un mode de ruine par pénétration ductile et ouverture en pétales.

#### IV.7.2.3. Effet de la lame d'air

Afin d'évaluer l'effet de la présence d'une lame d'air, des protections monolithiques et tricouches en alliage d'aluminium (initialement AA6 et AA6-air10-AA6) ont été optimisées pour bloquer des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s (voir Tableau IV-22). Le résultat dépend fortement de la géométrie du projectile. En effet, la lame d'air de la protection tricouche permet de perturber le poinçonnage généré par le projectile D20-Acier-Plat, ce qui se traduit par une diminution de masse surfacique de 33% par rapport à un système monolithique. Face à un projectile D20-Acier-Conique en revanche, l'algorithme d'optimisation semble converger vers une solution monolithique.

En conclusion, une lame d'air est particulièrement avantageuse contre un projectile générant un mode de ruine par poinçonnage.

#### IV.7.2.4. Effet des matériaux des protections

Trois systèmes de protection, aux coûts de fabrication proches (voir Tableau III-15 p111), sont comparés pour bloquer un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s (voir Tableau IV-22). Deux sont optimisés, initialement AA6-air10-AA6 et MS8.8. Seuls les résultats expérimentaux sont conservés pour AA6-AdC250-TB12, faute de validation de la brique élémentaire « Tissu balistique ». C'est pourtant la protection AA6-AdC250-TB12 qui possède la masse surfacique la plus faible, 22,5 kg/m<sup>2</sup>.

En conclusion, un système tricouche multimatériau faisant intervenir un alliage d'aluminium et un tissu balistique semble plus intéressant que des systèmes monomatériaux en alliage d'aluminium ou en acier, pour des coûts de fabrication proches.



# Conclusions et perspectives

## 1. Conclusions

Une méthodologie de prédimensionnement de systèmes de protection balistique, basée sur un dialogue expérience-simulation, a été détaillée. Grâce à cette étude, un moyen d'essai pour les impacts balistiques est dorénavant disponible au laboratoire et un nouvel ensemble d'outils numériques permet désormais, à partir d'un nombre d'essais réduit, d'optimiser des systèmes de protection balistique multimatériaux dans le laboratoire et l'entreprise.

### 1.1. Investigation expérimentale

Les campagnes expérimentales ont été menées grâce à deux lanceurs à gaz de la plateforme STIMPACT de l'Institut Clément Ader : le lanceur Ø40, déjà opérationnel et calibré, et le lanceur Ø60, mis en service au cours de l'étude et pour lequel une instrumentation spécifique a été développée. Des protections mono et multimatériaux (aciers et alliages, céramiques, polymères renforcés) assemblées via divers procédés (boulonnage ou collage) ont été impactées par des projectiles de différentes natures (matériaux, géométries) de 100 m/s à 830 m/s.

Les vitesses incidentes et résiduelles des projectiles ont été mesurées pour estimer les VLP des systèmes de protection face à un projectile donné. Différents modes de ruine ont également été observés (poinçonnage, ouverture en pétales, pénétration ductile par exemple).

On peut noter en particulier plusieurs résultats :

- un projectile à bout plat provoque systématiquement un poinçonnage, alors que le mode de ruine généré par un projectile à bout conique dépend du rapport  $\lambda$  entre l'épaisseur de la cible et le rayon du projectile : ouverture en pétales si  $\lambda < 1$ , pénétration ductile ou poinçonnage sinon, avec éventuellement une combinaison de modes. La VLP la plus faible, entre bout plat et bout conique pour une protection donnée, dépend également de  $\lambda$ .
- comme attendu, à géométrie identique un projectile en carbure de tungstène est plus vulnérant qu'un projectile en acier, même si cela n'est pas traduit par une différence de modes de ruine.
- une balle complète est plus vulnérante que son cœur seul.

- à projectile identique, l'épaisseur de la protection influe sur la VLP et sur le mode de ruine : par exemple, la taille des pétales diminue quand l'épaisseur des plaques augmente.
- à épaisseur totale égale, un système tricouche montre une VLP plus élevée qu'une protection monolithique face à un projectile à bout plat. Cette tendance semble s'inverser face à un projectile à bout conique mais la différence est beaucoup plus faible. Si le type de menace n'est a priori pas connu, un système tricouche serait donc une solution judicieuse.
- à masse surfacique égale, les systèmes de protection possédant une couche avant en céramique montrent une VLP supérieure aux systèmes qui en sont dépourvus. Cependant cela se traduit par une complexité d'assemblage et un prix supérieurs (voir Figure III-58 p111 et Tableau III-15 p111).
- les films d'adhésifs rompent systématiquement dès le premier impact, contrairement aux liaisons boulonnées. En vue d'une meilleure résistance au multi-impact, il est donc préférable, dans la mesure du possible, de procéder à un assemblage par boulonnage.
- si le système de protection intègre une lame d'air, son épaisseur doit être choisie en fonction de la menace considérée et de la stratégie de protection adoptée : une épaisseur de lame d'air inférieure à la longueur du projectile pour une protection contre les perforations, ou une épaisseur de lame d'air supérieure à la longueur du projectile pour garantir l'étanchéité aux gaz et/ou aux liquides.

Nous avons cependant dû faire face à quelques difficultés expérimentales :

- lors de la séparation sabot-projectile, le sabot en mousse est détruit et des débris continuent leur course en suivant le projectile. Ces débris perturbent la vision à la caméra et participent à la déformation de la cible. Nous avons pu réduire la quantité de débris, mais pas l'éliminer complètement.
- nous avons tenté de mesurer la pression à l'interface entre une tuile de céramique et une plaque en alliage d'aluminium grâce à des jauges piézorésistives. Cependant à cause d'un manque de temps et de moyens (humains et matériels) nous n'avons pas pu effectuer de mesures satisfaisantes.
- à cause d'un éclairage insuffisant nous n'avons pas pu utiliser la caméra ultra-rapide Shimadzu HPV-X2 à une fréquence supérieure à 100 000 i/s.

- les conditions sévères d'essai (contraintes, chocs, vibrations) et l'abrasivité des débris de sabots font que la durabilité des éléments du banc d'essai est limitée. En effet, à l'issue de cette étude le séparateur sabot-projectile, le support de cible, la barrière optique et les fenêtres en polycarbonate doivent être remplacés.

## 1.2. Dialogue expérience-simulation

Les résultats expérimentaux ont permis d'alimenter des modèles numériques capables de simuler des impacts balistiques sur des protections mono et multicouches, en acier et alliages d'aluminium. Quant aux modèles d'impacts sur céramiques et polymères renforcés, ils ne respectaient pas les critères de validation qualitatifs et quantitatifs et n'ont donc pas été exploités. Des systèmes de protection monomatériaux monocouches et multicouches ont été optimisés pour bloquer des projectiles D20-Acier-Plat/Conique à 300 m/s ou des projectiles D6.35-WC-Conique à 345 m/s en conservant une masse surfacique minimale.

Plusieurs résultats généraux sont à noter, rejoignant en partie les résultats expérimentaux :

- la dangerosité d'un projectile ne se résume pas seulement à son énergie cinétique, sa géométrie, sa rigidité et sa densité notamment doivent être prises en compte.
- une protection monolithique doit avoir une épaisseur supérieure pour bloquer un projectile générant un mode de ruine par poinçonnage que pour bloquer un projectile générant un mode de ruine par pénétration ductile et ouverture en pétales.
- une lame d'air est particulièrement avantageuse pour bloquer un projectile générant un mode de ruine par poinçonnage.
- un système tricouche multimatériau faisant intervenir un alliage d'aluminium et un tissu balistique semble plus intéressant que des systèmes monomatériaux en alliage d'aluminium ou en acier, pour des coûts de fabrication proches.

De manière plus précise, face à un projectile D6.35-WC-Conique à 345 m/s la solution la plus prometteuse est la protection tricouche AA6-AdC250-TB12 (voir Tableau IV-22 p167). En effet, bien qu'elle ne soit pas optimisée, sa masse surfacique est inférieure de 14% à celle d'une protection tricouche en alliage d'aluminium optimisée (initialement AA6-air10-AA6) et de 26% à celle d'une protection monocouche en MARS<sup>®</sup> 380 optimisée (initialement MS8.8).

Ces résultats ont été obtenus en tenant compte de certaines difficultés numériques :

- le modèle numérique souffre d'une dépendance pathologique au maillage dans le régime adoucissant. Néanmoins, cette dépendance est atténuée par la viscoplasticité, la

viscosité artificielle (« bulk viscosity » en prenant garde à ce qu'elle ne soit pas trop élevée), et la prise en compte de la longueur de l'élément fini dans la loi d'endommagement.

- certains modèles présentent des valeurs élevées d'énergies artificielles (ALLAE et ALLVD notamment), témoignant de potentiels problèmes numériques concernant des modes de hourglass et de viscosité artificielle.
- l'algorithme d'optimisation (méthode de Nelder-Mead) a été sélectionné pour favoriser la découverte d'un optimum global, mais il n'est pas possible d'affirmer que les optima trouvés dans cette étude soient bien des optima globaux.

## 2. Perspectives

Les perspectives de l'étude sont présentées en termes de priorité pour améliorer la qualité des résultats des optimisations : priorités 1, 2 et 3.

### 2.1. Priorité 1

Les perspectives prioritaires concernent la fiabilité des modèles numériques et la diversité des variables d'optimisation.

#### **Modèles numériques des aciers et alliages**

En premier lieu, afin d'être plus confiant dans les résultats numériques, les modèles d'impact des protections en alliage d'aluminium et en MARS<sup>®</sup> 380 doivent être repris pour corriger les points suivants :

- valeur de ALLAE : réduire cette valeur en testant différentes méthodes de contrôle des modes de hourglass. Les méthodes proposées par Abaqus ont été comparées dans le cas d'un impact d'un projectile D6.35-WC-Conique sur une protection MS8.8 à 714 m/s. La méthode par défaut (Integral viscoelastic approach), utilisée tout au long de cette étude, induit une valeur de ALLAE parmi les plus faibles, juste derrière la méthode « Kelvin viscoelastic (pure stiffness) approach » : 6,85% vs 5,90% de l'énergie totale respectivement. Avec ces méthodes, la force s'opposant aux mode de hourglass peut être modulée via le facteur  $s^s$ . Une étude plus poussée de l'influence de ce facteur sur la valeur de ALLAE et sur les modes de hourglass du modèle est nécessaire pour trouver le meilleur compromis.

- valeur de ALLVD : réduire cette valeur en modifiant les coefficients de viscosité numérique (bulk viscosity) et en passant de la suppression d'éléments (element deletion) à l'érosion d'éléments (element erosion). En effet, on a constaté que la valeur de ALLVD dans la simulation d'impact de la protection MS8.8-AA8 par un projectile D6.35-WC-Conique à 798 m/s est réduite de 36% quand on utilise l'érosion d'éléments au lieu de la suppression d'éléments (9,74% vs 15,3% de l'énergie totale respectivement).
- valeur de  $\bar{\varepsilon}_{\max}^p$  : chercher d'autres modèles constitutifs et d'endommagement (amorçage et évolution) capables de reproduire les résultats expérimentaux avec des coefficients réalistes, par exemple le modèle PTW appliqué par [Juanicotena, 1998] et/ou le modèle TEVPD de [Longère et al., 2009].

### **Modèles numériques des céramiques et tissus balistiques**

Ensuite, il est essentiel d'améliorer la fidélité des modèles faisant intervenir des céramiques et des tissus balistiques pour calibrer, vérifier et valider ces briques élémentaires. Cela permettra de diversifier les matériaux disponibles pour les processus d'optimisation. Dans un premier temps une étude paramétrique de l'influence des coefficients des modèles utilisés (Johnson-Holmquist 2 (JH2) [G. R. Johnson & Holmquist, 1994] et Johnson [A. F. Johnson, 2001] respectivement) peut être menée, et si cela est insuffisant la stratégie de modélisation doit être modifiée.

Concernant les céramiques, la méthode des éléments finis n'est pas adaptée pour représenter leur fragmentation et on pourrait gagner en fidélité en passant à une méthode de discrétisation spatiale et de résolution par SPH (voir par exemple [Scazzosi et al., 2020]), qui est prise en charge nativement par Abaqus/Explicit. De plus, il est également possible de passer d'une modélisation constitutive déterministe (JH2) à une modélisation probabiliste (modèle Denoual-Forquin-Hild (DFH) par exemple [Hild et al., 2003]).

Du côté des tissus balistiques, nous avons adopté une approche qu'on pourrait qualifier de « semi-homogène » : le panneau est composé de plusieurs plis distincts, mais chaque pli est homogène. Pour plus de simplicité on pourrait homogénéiser le panneau complet, mais dans ce cas on perd le degré de liberté de l'ordre d'empilement des plis de différentes orientations. Au contraire on pourrait améliorer la fidélité du modèle via une discrétisation des plis en représentant les fibres et la matrice de manière indépendante. [Bresciani et al., 2016] ont adopté cette approche discrète, leur permettant notamment de modéliser les frottements

interfibres (qui est un mécanisme important de dissipation de l'énergie cinétique du projectile d'après [Chu et al., 2020]) et l'ont comparée avec un modèle semi-homogène. Les résultats (VLP et modes de ruine) du modèle discrétisé sont ainsi plus proches des résultats expérimentaux. Il faut également reconsidérer l'hypothèse très simplifiée de modélisation des films d'adhésif par des matériaux élastiques-fragiles. En effet il s'agit de polymères dont le comportement est plus complexe (voir par exemple [Liβner et al., 2020]) et peut jouer un rôle sur la tenue balistique des tissus.

### Variables d'optimisation

L'objectif de l'approche par optimisation numérique, exploitée lors de cette étude, est d'être capable à terme d'optimiser plusieurs paramètres d'un empilement complexe, et pour le moment nous nous sommes limités à l'épaisseur des couches. Il est donc important d'enrichir le modèle d'optimisation pour autoriser des variations d'espacement, d'ordre d'empilement des couches, de coefficients matériaux, ou d'orientation des fibres des CMOFL par exemple. Pour ce dernier paramètre, [Grunenfelder et al., 2014] ont en effet construit des panneaux de CMOFL (matériau composite à matrice époxy renforcé par des fibres de carbone) avec une structure hélicoïdale : les fibres de chaque pli ont un léger angle par rapport au pli précédent (voir Figure 2-1 a.). Ces panneaux montrent un endommagement plus diffus dans le plan que pour des panneaux quasi-isotrope, ce qui résulte en une profondeur de pénétration inférieure (voir Figure 2-1 b.) et une résistance résiduelle supérieure. On peut alors se poser la question de l'existence d'une orientation de fibres optimale pour une application de protection balistique.

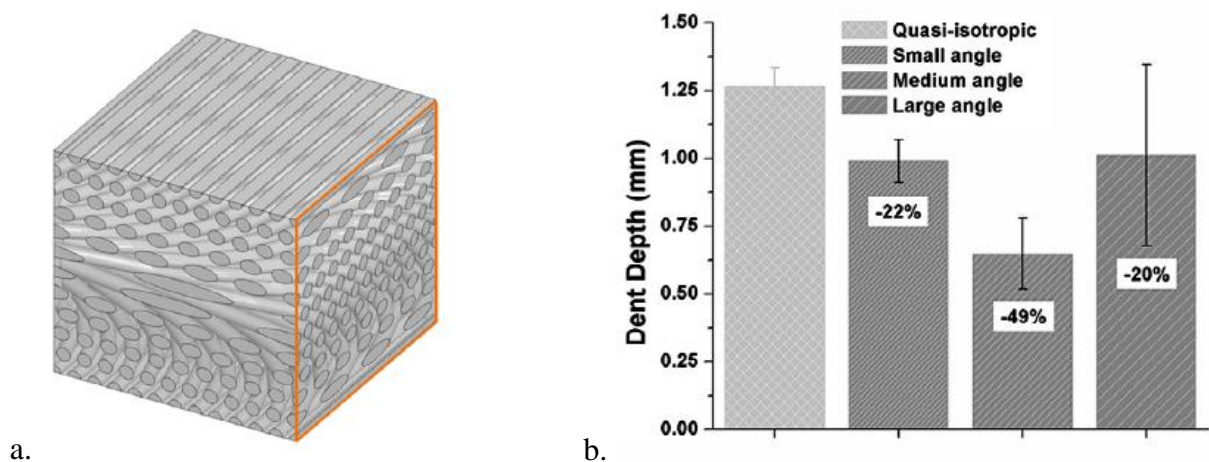


Figure 2-1 : a. Structure hélicoïdale d'un empilement. b. Profondeur de pénétration pour trois valeurs d'angle entre plis successifs [Grunenfelder et al., 2014]

## 2.2. Priorité 2

Plusieurs perspectives importantes non-prioritaires ont été identifiées. Elles concernent la complétion de la base de données de résultats expérimentaux et la modélisation de phénomènes physiques n'ayant pas été pris en compte jusqu'alors.

### Complétion de la base de données expérimentale

Il serait intéressant de compléter la base de données expérimentale pour réduire les erreurs dues à la dispersion des résultats, et pour ajouter des mesures résolues en temps (par exemple la vitesse de face arrière de la cible) qui donneraient accès à un critère de comparaison expérimental-numérique quantitatif supplémentaire.

D'autre part, une étude plus approfondie de l'influence de la température sur le comportement à l'impact des matériaux utilisés permettrait d'affiner davantage la fidélité du modèle numérique, permettant de mieux anticiper les performances des systèmes de protection balistique dans des environnements sévères. Des essais d'impacts de balles de 7,62×39 mm à 720 m/s sur des panneaux de polymère renforcé par des fibres de UHMWPE d'épaisseur 10 mm ont par exemple été conduits par [Cao et al., 2021]. Les auteurs ont fait varier la température du panneau et ont montré que la vitesse résiduelle augmente lorsque la température augmente, passant de 545 m/s à -20°C, à 619 m/s à 95°C (voir Figure 2-2). Ce type de résultat est important car il s'agit d'une gamme de température que peut rencontrer un véhicule en service, comme le montrent les mesures de température d'une carrosserie de voiture exposée au soleil effectuées par [Levinson et al., 2011] (voir Figure 2-3).

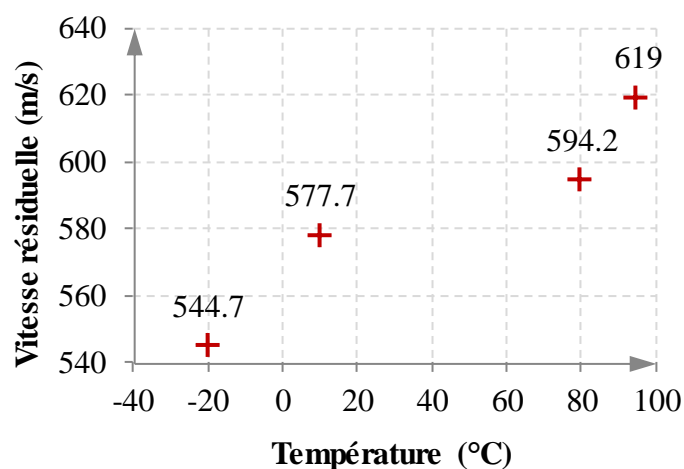


Figure 2-2 : Influence de la température sur un panneau de polymère renforcé par des fibres de UHMWPE d'épaisseur 10 mm impacté par une balle de 7,62×39 mm à 720 m/s (adapté de [Cao et al., 2021])

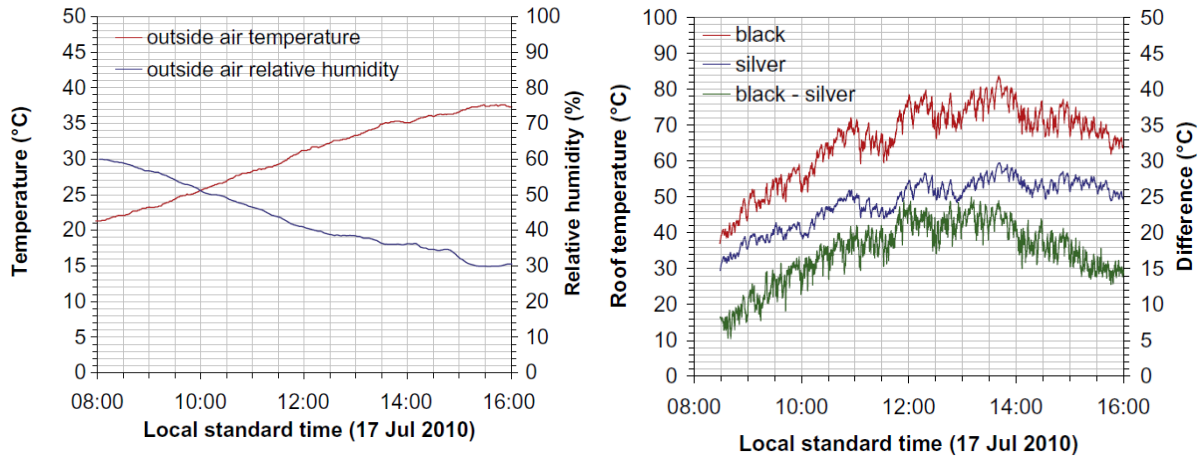


Figure 2-3 : Mesures de températures de l'air ambiant (gauche) et de la surface extérieure de toits de voitures exposées au soleil (droite). Le toit d'une voiture noire atteint 80°C [Levinson et al., 2011]

### Modélisation de phénomènes supplémentaires

Enfin, pour gagner en fidélité on peut intégrer dans les modèles numériques certains phénomènes rarement pris en compte dans les modèles constitutifs de la littérature.

Tout d'abord, les matériaux contiennent à l'échelle microscopique des défauts (porosités, inclusions, micro-fissures, ...) qui pourraient jouer un rôle dans la propagation des fissures, comme lors d'une ruine par ouverture en pétales. Dans nos simulations, la formation des pétales n'est pas contrôlée et est potentiellement gouvernée par des erreurs numériques. Il est néanmoins possible de la contrôler, par exemple en faisant varier localement les propriétés des matériaux de manière aléatoire. Cette approche est détaillée en Annexe K p209 où on montre que la formation des pétales est alors majoritairement influencée par ces variations locales.

Toujours concernant les pétales, nous avons vu qu'ils se séparaient de façon précoce dans certaines simulations (AA6 impactée par un projectile D20-Acier-Conique ou MS8.8 impactée par un projectile D6.35-WC-Conique notamment). Cela pourrait être dû à la modélisation de l'élasticité du matériau, considérée indépendante de la température. Pourtant, [Juanicotena, 1998] a montré que le module de Young et le coefficient de Poisson du MARS<sup>®</sup> 380 dépendent de la température (voir Figure 2-4).  $E$  passe ainsi de 211 GPa à 293 K, à 148 GPa à 973 K. Cette gamme de température est a priori accessible par des dissipations d'énergies de déformation plastique sous forme de chaleur. Ainsi, une diminution de rigidité pourrait permettre aux pétales de se déformer davantage avant de rompre. Les conséquences sur les résultats des incertitudes sur les données d'entrée pourraient ainsi faire l'objet d'une étude.



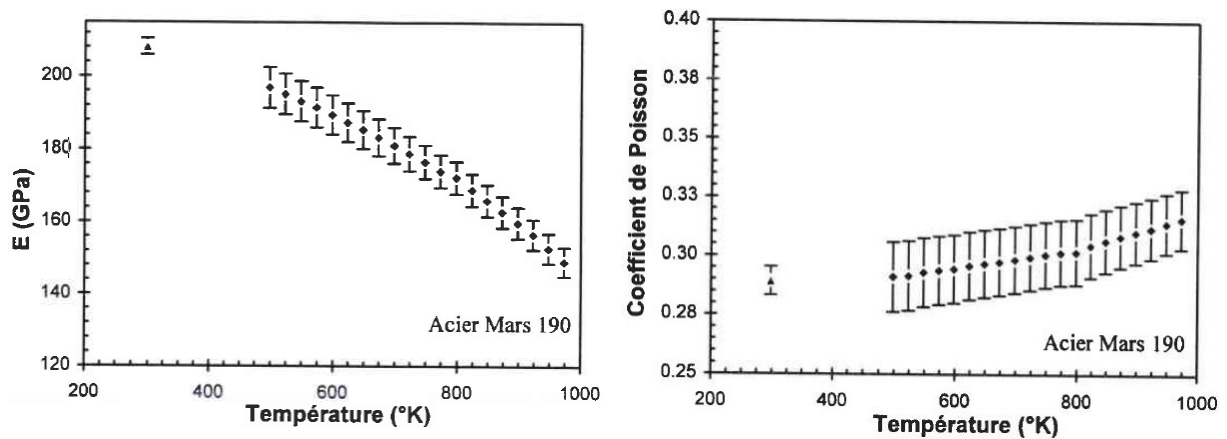


Figure 2-4 : Dépendance à la température du module de Young et du coefficient de Poisson du MARS<sup>®</sup> 380 (ex-MARS<sup>®</sup> 190) [Juanicotena, 1998]

### 2.3. Priorité 3

Pour aller plus loin, une pré-étude sur la mise en compression de la céramique pourrait être menée. En effet, des tuiles de céramiques frettées ont montré une fragmentation bien moindre que des tuiles classiques, améliorant ainsi potentiellement leurs performances en multi-impact, une faiblesse majeure de ce type de matériau. Il faudrait déterminer notamment :

- les procédés existants pour mettre en compression des tuiles de différentes formes
- la contrainte limite empêchant la fragmentation totale d'une tuile
- l'effet d'une mise en compression sur la VLP
- l'effet des dimensions de la tuile sur sa fragmentation
- la faisabilité d'un tel procédé sur un véhicule réel

Par ailleurs, il serait intéressant de tester d'autres critères quantitatifs que la vitesse résiduelle pour la calibration des modèles numériques, par exemple la déformation résiduelle de la plaque, la profondeur de pénétration en cas de non-perforation, et/ou la vitesse de la face arrière de la cible lors de l'impact.

Pour terminer, la méthodologie de corrélation expérience-simulation présentée pourrait s'appuyer sur des réseaux de neurones dans le cadre d'une approche pilotée par les données pour, par exemple, construire des modèles de comportement sur-mesure (voir par exemple [Versino et al., 2017]), remplacer les modèles de comportement par des réseaux de neurones (voir par exemple [Pantalé et al., 2022]), voire se passer totalement de calculs par éléments finis (voir par exemple [Fernández-Fdz & Zaera, 2008]).



---

# Références

- Aceros URS. (2019). Steel ballistic protection.
- Adams, B. (2003). Simulation of ballistic impacts on armored civil vehicles, 101.
- Allix, O., & Deü, J.-F. (1997). Delayed-Damage modelling for fracture prediction of laminated composites under dynamic loading. *Engineering Transactions*, 45[1], 29–46.
- Anderson, O. L. (1995). Equations of state of solids for geophysics and ceramic science. *Oxford Monographs on Geology and Geophysics*. [https://doi.org/10.1016/0016-7037\(95\)90195-7](https://doi.org/10.1016/0016-7037(95)90195-7)
- Antoun, T., Seaman, L., Curran, D. R., Kanel, G. I., Razorenov, S. V., & Utkin, A. V. (2003). Spall Fracture. [Springer, Ed.], *Fundamentals of Shock Wave Propagation in Solids*.
- Armoured Trials and Development Unit. (2015). Presentation at the CDE Innovation Network event held on 13 January 2015 in London. London.
- Ashby, M. F. (2001). *Materials Selection in Mechanical Design*-4th edition.
- Backman, M. E., & Goldsmith, W. (1978). The mechanics of penetration of projectiles into targets. *International Journal of Engineering Science*, 16[1], 1–99. [https://doi.org/10.1016/0020-7225\(78\)90002-2](https://doi.org/10.1016/0020-7225(78)90002-2)
- Banichuk, N. V., Ivanova, S. Y., Ragnedda, F., & Serra, M. (2013). Multiobjective approach for optimal design of layered plates against penetration of strikers. *Mechanics Based Design of Structures and Machines*, 41[2], 189–201. <https://doi.org/10.1080/15397734.2012.717868>
- Barbee, T., Seaman, L., & Crewdson, R. C. (1970). Dynamic Fracture Criteria of Homogeneous Materials.
- Bathe, K.-J. (2007). Finite element method. *Wiley Encyclopedia of Computer Science and Engineering*, 1–12.
- Batoz, J.-L., & Dhatt, G. (1990). Modélisation des structures par éléments finis, Volume 1. 2. &3. *Hermès, Paris*.
- Bauer, P., Chinnayya, A., & de Resseguier, T. (2015). Ondes de choc et détonations - De la théorie aux applications.
- Belytschko, T., Guo, Y., Liu, W. K., & Xiao, S. P. (2000). A unified stability analysis of meshless particle methods. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 48[9], 1359–1400.
- Ben-Dor, G., Dubinsky, A., & Elperin, T. (2009). Improved Florence model and optimization of two-component armor against single impact or two impacts. *Composite Structures*, 88[1], 158–165. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2008.02.015>
- Ben-Dor, G., Dubinsky, A., Elperin, T., & Frage, N. (2000). Optimization of two component ceramic armor for a given impact velocity. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 33[3], 185–190. [https://doi.org/10.1016/S0167-8442\(00\)00013-6](https://doi.org/10.1016/S0167-8442(00)00013-6)

- Børvik, T., Dey, S., & Clausen, A. H. (2009). Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles. *International Journal of Impact Engineering*, 36[7], 948–964. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2008.12.003>
- Børvik, T., Forrestal, M. J., & Warren, T. L. (2010). Perforation of 5083-H116 aluminum armor plates with ogive-nose rods and 7.62 mm APM2 bullets. *Experimental Mechanics*, 50[7], 969–978. <https://doi.org/10.1007/s11340-009-9262-5>
- Bresciani, L. M., Manes, A., Ruggiero, A., Iannitti, G., & Giglio, M. (2016). Experimental tests and numerical modelling of ballistic impacts against Kevlar 29 plain-woven fabrics with an epoxy matrix: Macro-homogeneous and Meso-heterogeneous approaches. *Composites Part B: Engineering*, 88, 114–130. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.10.039>
- Bruff, L. L. (1896). A Text-book of Ordnance and Gunnery: Prepared for the Use of Cadets of the US Military Academy. *John Wiley*.
- Camalet, T., Bahlouli, N., Demarty, Y., Espinosa, C., Saint-louis, I. D. De, & Cassagnou, G. (2019). Observation et identification des dommages et des fragments d'une protection double dureté face à une munition perforante de calibre 7,62mm., 1–8.
- Cao, M., Chen, L., Xu, R., & Fang, Q. (2021). Effect of the temperature on ballistic performance of UHMWPE laminate with limited thickness. *Composite Structures*, 277[September], 114638. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.114638>
- Cerquaglia, M. L., Deliége, G., Boman, R., & Ponthot, J. P. (2017). Preliminary Assessment of the Possibilities of the Particle Finite Element Method in the Numerical Simulation of Bird Impact on Aeronautical Structures. *Procedia Engineering*, 173[0], 101–108. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.12.043>
- Chu, Y., Rahman, M. R., Min, S., & Chen, X. (2020). Experimental and numerical study of inter-yarn friction affecting mechanism on ballistic performance of Twaron® fabric. *Mechanics of Materials*, 148[March], 103421. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2020.103421>
- Clayton, J. D. (2008). A model for deformation and fragmentation in crushable brittle solids. *International Journal of Impact Engineering*, 35[5], 269–289. <https://doi.org/10.1016/J.IJIMPENG.2007.02.002>
- Coghe, F., Nsiampa, N., Rabet, L., & Dyckmans, G. (2010). Experimental and Numerical Investigations on the Origins of the Bodywork Effect (K-Effect). *Journal of Applied Mechanics*, 77[5], 051801. <https://doi.org/10.1115/1.4001692>
- Constellium. (2016). Armour plates. <https://doi.org/10.1038/061301a0>
- Crouch, I. G. (2019). Body armour – New materials, new systems. *Defence Technology*, 15[3], 241–253. <https://doi.org/10.1016/j.dt.2019.02.002>
- Crouch, I. G., Appleby-Thomas, G., & Hazell, P. J. (2015). A study of the penetration behaviour of mild-steel-cored ammunition against boron carbide ceramic armours. *International Journal of Impact Engineering*, 80, 203–211. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2015.03.002>
- Cuq-Lelandais, J.-P. (2010). Etude du comportement dynamique de matériaux sous choc laser subpicoseconde. ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique - Poitiers.
- Dassault Systèmes. (2008). VUMAT for Fabric Reinforced Composites.

- Dassault Systèmes. (2009). VUMAT for the Johnson-Holmquist (JH-2) ceramic model.
- Dassault Systèmes. (2016). ABAQUS Documentation [Dassault S].
- Dassault Systèmes. (2018). ISIGHT Documentation.
- Dávila, C. G., Camanho, P. P., & de Moura, M. F. (2001). Mixed-mode decohesion elements for analyses of progressive delamination. *19th AIAA Applied Aerodynamics Conference*, [c]. <https://doi.org/10.2514/6.2001-1486>
- De Boor, C. (2005). Divided differences. *Surveys in Approximation Theory*, 3[2], 46–59. [https://doi.org/10.1142/9789812792709\\_0001](https://doi.org/10.1142/9789812792709_0001)
- Defense-Update. (2010). Thales, IBD Pursue the SHARK Active Protection System. Retrieved July 17, 2019, from [https://defense-update.com/20100612\\_shark\\_aps.html](https://defense-update.com/20100612_shark_aps.html)
- Dehn, J. (1987). A unified theory of penetration. *International Journal of Impact Engineering*, 5[1–4], 239–248. [https://doi.org/10.1016/0734-743X\(87\)90041-8](https://doi.org/10.1016/0734-743X(87)90041-8)
- Dirrenberger, J. (2013). Propriétés effectives de matériaux architecturés.
- Donald, D., & March, D. J. (2004). Modern Battlefield Warplanes. [AIRtime, Ed.].
- Eymard, R., Gallouët, T., & Herbin, R. (2019). Finite Volume Methods [Vol. M].
- Fawaz, Z., Behdinin, K., & Xu, Y. (2006). Optimum design of two-component composite armours against high-speed impact. *Composite Structures*, 73[3], 253–262. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2005.01.037>
- Fernández-Fdz, D., & Zaera, R. (2008). A new tool based on artificial neural networks for the design of lightweight ceramic-metal armour against high-velocity impact of solids. *International Journal of Solids and Structures*, 45[25–26], 6369–6383. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2008.08.009>
- Florence, A. L., & Park, M. (1969). Interaction of projectiles and composite armor.
- Follansbee, P. S., & Kocks, U. F. (1988). A constitutive description of the deformation of copper based on the use of the mechanical threshold stress as an internal state variable. *Acta Metallurgica*, 36[1], 81–93. [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(88\)90030-2](https://doi.org/10.1016/0001-6160(88)90030-2)
- Fras, T., Colard, L., Lach, E., Rusinek, A., & Reck, B. (2015). Thick AA7020-T651 plates under ballistic impact of fragment-simulating projectiles. *International Journal of Impact Engineering*, 86, 336–353. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2015.08.001>
- Gay, D. (1997). Matériaux composites. [Hermès, Ed.].
- Gingold, R. A., & Monaghan, J. J. (1977). Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars. *Royal Astronomical Society*.
- Greer, W. (2011). U.S. Air Force photo by Master Sgt. William Greer. Retrieved from <https://www.flickr.com/photos/usairforce/5711148476/in/photostream/>
- Grossmann, C., Roos, H.-G., & Stynes, M. (2007). Numerical Treatment of Partial Differential Equations. *Numerical Treatment of Partial Differential Equations*. <https://doi.org/10.1007/978-3-540-71584-9>
- Grüneisen, E. (1912). Theorie des festen Zustandes einatomiger Elemente. *Annalen Der Physik*.
- Grunenfelder, L. K., Suksangpanya, N., Salinas, C., Milliron, G., Yaraghi, N., Herrera, S., ... Kisailus, D. (2014). Bio-inspired impact-resistant composites. *Acta Biomaterialia*, 10[9], 3997–4008. <https://doi.org/10.1016/j.actbio.2014.03.022>

- Gurson, A. L. (1977). Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 99[76], 2–15.
- Gutiérrez, M. A., & De Borst, R. (1999). Numerical analysis of localization using a viscoplastic regularization: Influence of stochastic material defects. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 44[12], 1823–1841. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1097-0207\(19990430\)44:12<1823::AID-NME564>3.0.CO;2-5](https://doi.org/10.1002/(SICI)1097-0207(19990430)44:12<1823::AID-NME564>3.0.CO;2-5)
- Hashin, Z. (1980). Failure Criteria for Unidirectional Mr ! *Journal of Applied Mechanics*, 47[June], 329–334.
- Hazell, P. J. (2015). *Armour Materials, Theory, and Design*.
- Hazell, P. J., Appleby-Thomas, G. J., Philbey, D., & Tolman, W. (2013). The effect of gilding jacket material on the penetration mechanics of a 7.62 mm armour-piercing projectile. *International Journal of Impact Engineering*, 54, 11–18. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2012.10.013>
- Hazell, P. J., Roberson, C. J., & Moutinho, M. (2008). The design of mosaic armour: The influence of tile size on ballistic performance. *Materials and Design*, 29[8], 1497–1503. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.03.003>
- Heimbs, S., Bergmann, T., Schueler, D., & Toso-Pentecôte, N. (2014). High velocity impact on preloaded composite plates. *Composite Structures*, 111[1], 158–168. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2013.12.031>
- Hetherington, J. G. (1992). The optimization of two component composite armours. *International Journal of Impact Engineering*, 12[3], 409–414. [https://doi.org/10.1016/0734-743X\(92\)90145-J](https://doi.org/10.1016/0734-743X(92)90145-J)
- Hild, F., Denoual, C., Forquin, P., & Brajer, X. (2003). On the probabilistic-deterministic transition involved in a fragmentation process of brittle materials. *Computers and Structures*. [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(03\)00039-7](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(03)00039-7)
- Hillerborg, A., Modéer, M., & Petersson, P. E. (1976). Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6[6], 773–781. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(76\)90007-7](https://doi.org/10.1016/0008-8846(76)90007-7)
- Hor, A. (2011). Simulation physique des conditions thermomécaniques de forgeage et d'usinage - caractérisation et modélisation de la rhéologie et de l'endommagement.
- Hunnicut, R. P. (1990). Abrams, A History of the American Main Battle Tank Vol. 2. *Military Affairs*. <https://doi.org/10.2307/1988305>
- Imbalzano, G., Tran, P., Ngo, T. D., & Lee, P. V. S. (2017). Three-dimensional modelling of auxetic sandwich panels for localised impact resistance. *Journal of Sandwich Structures and Materials*, 19[3], 291–316. <https://doi.org/10.1177/1099636215618539>
- Industeel. (2003a). MARS ® 190 : Acier à blindage classique.
- Industeel. (2003b). MARS ® 240 : Acier à blindage haute dureté.
- Iqbal, M. A., Senthil, K., Sharma, P., & Gupta, N. K. (2016). An investigation of the constitutive behavior of ArmoX 500T steel and armor piercing incendiary projectile material. *International Journal of Impact Engineering*, 96, 146–164. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.05.017>

- Jiang, Y., & Li, Y. (2017). 3D Printed Chiral Cellular Solids with Amplified Auxetic Effects Due to Elevated Internal Rotation. *Advanced Engineering Materials*, 19[2], 1–8. <https://doi.org/10.1002/adem.201600609>
- Johnson, A. F. (2001). Modelling fabric reinforced composites under impact loads. *Composites - Part A: Applied Science and Manufacturing*, 32[9], 1197–1206. [https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(00\)00186-X](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(00)00186-X)
- Johnson, G. R., & Beissel, S. R. (1996). Normalized smoothing functions for sph impact computations. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 39[16], 2725–2741. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1097-0207\(19960830\)39:16<2725::AID-NME973>3.0.CO;2-9](https://doi.org/10.1002/(SICI)1097-0207(19960830)39:16<2725::AID-NME973>3.0.CO;2-9)
- Johnson, G. R., & Cook, W. H. (1983). A constitutive model and data for metals subjected to large strains, heigh strain rates and high temperatures. In *Proc. 7th Inf. Sympo. Ballistics*. Proc. 7th Inf. Sympo. Ballistics.
- Johnson, G. R., & Cook, W. H. (1985). Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21[1], 31–48. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9)
- Johnson, G. R., & Holmquist, T. J. (1994). An improved computational constitutive model for brittle materials, 981[May], 981–984. <https://doi.org/10.1063/1.46199>
- Juanicotena, A. (1998). Etude théorique et expérimentale du comportement viscoplastique des matériaux aux grandes déformations. Application a l'acier MARS 190 et au tantale. Université de Metz.
- Kachanov, L. M. (1958). Rupture time under creep conditions. *Int. J. Frac.*, 97[1–4], 11–18. <https://doi.org/10.1023/A:1018671022008>
- Kiliç, N., & Ekici, B. (2013). Ballistic resistance of high hardness armor steels against 7.62 mm armor piercing ammunition. *Materials and Design*, 44, 35–48. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2012.07.045>
- Kim, Y., Yoo, J., & Lee, M. (2012). Optimal design of spaced plates under hypervelocity impact. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 26[5], 1567–1575. <https://doi.org/10.1007/s12206-012-0327-5>
- Krishnan, K., Sockalingam, S., Bansal, S., & Rajan, S. D. (2010). Numerical simulation of ceramic composite armor subjected to ballistic impact. *Composites Part B: Engineering*, 41[8], 583–593. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2010.10.001>
- Lambert, J. P., & Jonas, G. H. (1976). Towards Standardization in Terminal Ballistics Testing: Velocity Representation, [January]. <https://doi.org/10.21236/ADA021389>
- Lee, M., & Yoo, Y. H. (2001). Analysis of ceramic/metal armour systems. *International Journal of Impact Engineering*, 25[9], 819–829. [https://doi.org/10.1016/S0734-743X\(01\)00025-2](https://doi.org/10.1016/S0734-743X(01)00025-2)
- Lemaitre, J., & Chaboche, J.-L. (1985). Mécanique des matériaux solides. [Dunod, Ed.].
- Levinson, R., Pan, H., Ban-Weiss, G., Rosado, P., Paolini, R., & Akbari, H. (2011). Potential benefits of solar reflective car shells: Cooler cabins, fuel savings and emission reductions. *Applied Energy*, 88[12], 4343–4357. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2011.05.006>
- Li, Y., Cheng, X., Ma, Z., Li, X., & Wang, M. (2021). Dynamic response and damage evolution of Zr-based bulk metallic glass under shock loading. *Journal of Materials Science and Technology*, 93, 119–127. <https://doi.org/10.1016/j.jmst.2021.03.052>

- Liscio, E., & Imran, R. (2020). Angle of impact determination from bullet holes in a metal surface. *Forensic Science International*, 317, 110504. <https://doi.org/10.1016/j.forsciint.2020.110504>
- Lißner, M., Alabort, E., Erice, B., Cui, H., Blackman, B. R. K., & Petrinic, N. (2020). On the dynamic response of adhesively bonded structures. *International Journal of Impact Engineering*, 138[June 2019], 103479. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2019.103479>
- Liu, G. R., & Liu, M. B. (2003). *Smoothed Particle Hydrodynamics - A Meshfree Particle Method*. World Scientific.
- Livermore Software Technology Corporation. (2007). *LS-Dyna Documentation*.
- Longère, P., & Dragon, A. (2009). Inelastic heat fraction evaluation for engineering problems involving dynamic plastic localization phenomena. *Engineering Structures*, 31[6], 1288–1297. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2009.01.005>
- Longère, P., Dragon, A., & Deprince, X. (2009). Numerical study of impact penetration shearing employing finite strain viscoplasticity model incorporating adiabatic shear banding. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 131, 1–14. <https://doi.org/10.1115/1.3030880>
- Longère, P., Dragon, A., Trumel, H., & Deprince, X. (2005). Adiabatic shear banding-induced degradation in a thermo-elastic/ viscoplastic material under dynamic loading. *International Journal of Impact Engineering*, 32[1–4], 285–320. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2005.03.002>
- Lucy, L. B. (1977). A numerical approach to the testing of the fission hypothesis. *The Astronomical Journal*, 82[12], 1013–1024.
- Ludwik, P. (1909). *Elemente der Technologischen Mechanik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Lukyanov, A. A. (2008). Constitutive behaviour of anisotropic materials under shock loading. *International Journal of Plasticity*, 24[1], 140–167. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2007.02.009>
- Madec, C. (2018). *Elaboration de matériaux à gradient de fonction céramique / métal par SPS pour la protection balistique* To cite this version : HAL Id : tel-01701938 Université de Bourgogne.
- Markiewicz, É., Ducrocq, P., & Drazetic, P. (1998). An inverse approach to determine the constitutive model parameters from axial crushing of thin-walled square tubes. *International Journal of Impact Engineering*, 21[6], 433–449. [https://doi.org/10.1016/S0734-743X\(98\)00004-9](https://doi.org/10.1016/S0734-743X(98)00004-9)
- Markiewicz, É., Langrand, B., & Notta-Cuvier, D. (2017). A review of characterisation and parameters identification of materials constitutive and damage models: From normalised direct approach to most advanced inverse problem resolution. *International Journal of Impact Engineering*, 110, 371–381. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2017.01.028>
- Meyers, M. A. (1994). *Dynamic Behavior of Materials*. [Wiley, Ed.].
- Naik, N. K., & Shrirao, P. (2004). Composite structures under ballistic impact. *Composite Structures*, 66[1–4], 579–590. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2004.05.006>
- National Academies of Sciences Engineering and Medicine. (2018). *Combat Vehicle Weight Reduction by Materials Substitution: Proceedings of a Workshop*. [D. Day, Ed.]. Washington, DC: The National Academies Press. <https://doi.org/10.17226/23562>



- NATO. (2011). Procedures for Evaluating the Protection Level of Armoured Vehicles Volume 1: Kinetic Energy and Artillery Threat AEP-55. *Allied Engineering Publication*, 1[AUGUST].
- Nexter. (2014). Catalogue de produits.
- Nguyen, L. H., Lässig, T. R., Ryan, S., Riedel, W., Mouritz, A. P., & Orifici, A. C. (2016). A methodology for hydrocode analysis of ultra-high molecular weight polyethylene composite under ballistic impact. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 84, 224–235. <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2016.01.014>
- Nikolakopoulos, K., Crété, J., Longère, P., Nikolakopoulos, K., Crété, J., & Longère, P. (2019). XFEM-CZM combination for the numerical treatment of ductile fracture To cite this version : HAL Id : hal-02018625.
- Nistor, I., Pantalé, O., Caperaa, S., & Sattouf, C. (2003). A new dynamic test for the identification of high speed friction law using a gas-gun device. *Journal de Physique IV (Proceedings)*, 110, 519–524. <https://doi.org/10.1051/jp4:20020746>
- Nsiampa, N., Dyckmans, G., & Chabotier, A. (2007). Impact of 7.62 mm AP ammunition into aluminium 5083 plates. *23th International Symposium on Ballistics*, [April], 1297–1304.
- Nsiampa, N., Ponthot, J. P., & Noels, L. (2008). Comparative study of numerical explicit schemes for impact problems. *International Journal of Impact Engineering*, 35[12], 1688–1694. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2008.07.003>
- O’Masta, M. R., Deshpande, V. S., & Wadley, H. N. G. (2014). Mechanisms of projectile penetration in Dyneema® encapsulated aluminum structures. *International Journal of Impact Engineering*, 74, 16–35. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.02.002>
- Oden, J. T., & Martins, J. A. C. (1985). Models and computational methods for dynamic friction phenomena. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 52[1–3], 527–634.
- Olovsson, L., Limido, J., Lacombe, J. L., Hanssen, A. G., & Petit, J. (2015). Modeling fragmentation with new high order finite element technology and node splitting. *EPJ Web of Conferences*, 94. <https://doi.org/10.1051/epjconf/20159404050>
- Ong, C. W., Boey, C. W., Hixson, R. S., & Sinibaldi, J. O. (2011). Advanced layered personnel armor. *International Journal of Impact Engineering*, 38[5], 369–383. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2010.12.003>
- Paman, A., Sukumar, G., Ramakrishna, B., & Madhu, V. (2019). An optimization scheme for a multilayer armour module against 7.62 mm armour piercing projectile. *International Journal of Protective Structures*, 11[2], 185–208. <https://doi.org/10.1177/2041419619860533>
- Pantalé, O. (2018). Computational solid mechanics course.
- Pantalé, O., Tize Mha, P., & Tongne, A. (2022). Efficient implementation of non-linear flow law using neural network into the Abaqus Explicit FEM code. *Finite Elements in Analysis and Design*, 198[January 2022], 103647. <https://doi.org/10.1016/j.finel.2021.103647>
- Park, M., Yoo, J., & Chung, D. T. (2005). An optimization of a multi-layered plate under ballistic impact. *International Journal of Solids and Structures*, 42[1], 123–137. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2004.07.008>

- Provost, B. (2016). Etude et réalisation d'une solution composite à renfort tissé interlock pour la protection balistique de véhicule. *Doctorat de l'Université de Valenciennes et Du Hainaut-Cambresis*.
- Qiao, J. X., & Chen, C. Q. (2015). Impact resistance of uniform and functionally graded auxetic double arrowhead honeycombs. *International Journal of Impact Engineering*, 83, 47–58. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2015.04.005>
- Rahbek, D. B., Simons, J. W., Johnsen, B. B., Kobayashi, T., & Shockey, D. A. (2017). Effect of composite covering on ballistic fracture damage development in ceramic plates. *International Journal of Impact Engineering*, 99, 58–68. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.09.010>
- Recht, R. F., & Ipson, T. W. (1963). Ballistic Perforation Dynamics. *Journal of Applied Mechanics*, 30[3], 384. <https://doi.org/10.1115/1.3636566>
- Rousselier, G. (1987). Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture. *Nuclear Engineering and Design*, 105[1], 97–111. [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(87\)90234-2](https://doi.org/10.1016/0029-5493(87)90234-2)
- Ruiz De Sotto, M., Longère, P., Doquet, V., & Papisidero, J. (2020). A constitutive model for a rate and temperature-dependent, plastically anisotropic titanium alloy. *International Journal of Plasticity*, 134, 102777. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2020.102777>
- Ryan, S., Nguyen, L. H., Gallardy, D., & Cimpoeru, S. J. (2018). A scaling law for predicting the ballistic limit of aluminium alloy targets perforated in ductile hole formation. *International Journal of Impact Engineering*, 116[December 2017], 34–50. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2018.02.005>
- Scazzosi, R., Giglio, M., & Manes, A. (2020). FE coupled to SPH numerical model for the simulation of high-velocity impact on ceramic based ballistic shields. *Ceramics International*, 46[15], 23760–23772. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.06.151>
- Sedgwick, R. T. (1972). Theoretical Terminal Ballistic Investigation and Studies of Impact at Low and Very High Velocities, [May 1968], 136. Retrieved from <http://www.dtic.mil/dtic/tr/fulltext/u2/p004398.pdf>
- Sorrentino, L., Bellini, C., Corrado, A., Polini, W., & Aricò, R. (2014). Ballistic performance evaluation of composite laminates in kevlar 29. *Procedia Engineering*, 88, 255–262. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.06.048>
- SSAB. (2017). Armox 500T Data sheet.
- SSAB Steel. (2017). Armox- The steel you want between you and risk.
- Sun, E. Q. (2006). Shear Locking and Hourglassing in MSC Nastran , ABAQUS , and ANSYS Shear Locking, 1–9.
- Tate, A. (1979). A simple estimate of the minimum target obliquity required for the ricochet of a high speed long rod projectile. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 12[11], 1825–1829. <https://doi.org/10.1088/0022-3727/12/11/011>
- Taylor, G. I., & Quinney, H. (1934). The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 143[849], 307–326. <https://doi.org/10.1098/rspa.1934.0004>
- Teng, X., & Wierzbicki, T. (2004). Effect of Fracture Criteria on High Velocity Perforation of Thin Beams. *International Journal of Computational Methods*, 01[01], 171–200. <https://doi.org/10.1142/s0219876204000058>

- The Carnegie Steel Company. (1898). Ballistic tests.
- USAMC. (1965). Interior ballistics of guns.
- USAMC. (1966). Design for control of projectile flight characteristics, [September].
- Versino, D., Tonda, A., & Bronkhorst, C. A. (2017). Data driven modeling of plastic deformation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 318, 981–1004. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2017.02.016>
- Walker, J. D. (2001). Ballistic limit of fabrics with resin. *19th International Symposium of Ballistics*, [May], 7–11.
- Wang, B., & Lu, G. (1996). On the optimisation of two-component plates against ballistic impact. *Journal of Materials Processing Technology*, 57[1–2], 141–145. [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(95\)02050-0](https://doi.org/10.1016/0924-0136(95)02050-0)
- Wang, K. (2016). Johnson-cook failure parameters. *McMaster University*, 103.
- Warford, J. M. (2002). Ilich's Eyebrows. *Armor*, [June].
- Westphal, O., Bahlouli, N., Rémond, Y., Olivier, P., Gornet, L., Lawniczak, F., ... Chevallier, C. (2011). Caractérisation des dommages au choc de composites stratifiés aéronautiques : application à la chute d'objets. *17èmes Journées Nationales Sur Les Composites ({JNC}17)*, 172. Retrieved from <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00597545>
- Wikipedia. (2006a). Ammunition. Retrieved from <https://en.wikipedia.org/wiki/Ammunition>
- Wikipedia. (2006b). GIAT CN120-26. Retrieved from [https://fr.wikipedia.org/wiki/GIAT\\_CN120-26](https://fr.wikipedia.org/wiki/GIAT_CN120-26)
- Wikipedia. (2006c). High-explosive anti-tank. Retrieved October 16, 2021, from [https://en.wikipedia.org/wiki/High-explosive\\_anti-tank](https://en.wikipedia.org/wiki/High-explosive_anti-tank)
- Wikipedia. (2009). M1A2 Abrams. Retrieved September 14, 2021, from [https://en.wikipedia.org/wiki/M1\\_Abrams](https://en.wikipedia.org/wiki/M1_Abrams)
- Wikipedia. (2014). M60 machine gun. Retrieved September 10, 2021, from [https://en.wikipedia.org/wiki/M60\\_machine\\_gun](https://en.wikipedia.org/wiki/M60_machine_gun)
- Wikipedia. (2018). M24 Sniper Weapon System. Retrieved September 10, 2021, from [https://en.wikipedia.org/wiki/M24\\_Sniper\\_Weapon\\_System](https://en.wikipedia.org/wiki/M24_Sniper_Weapon_System)
- Woodward, R. L. (1977). The penetration of metal targets by conical projectiles. *International Journal of Mechanical Sciences*.
- Woodward, R. L., Gooch, W. A., O'Donnell, R. G., Perciballi, W. J., Baxter, B. J., & Pattie, S. D. (1994). A study of fragmentation in the ballistic impact of ceramics. *International Journal of Impact Engineering*, 15[5], 605–618. [https://doi.org/10.1016/0734-743X\(94\)90122-2](https://doi.org/10.1016/0734-743X(94)90122-2)
- Xu, C., Wang, Y., Wu, J., Song, S., Cao, S., Xuan, S., ... Gong, X. (2017). Anti-impact response of Kevlar sandwich structure with silly putty core. *Composites Science and Technology*, 153, 168–177. <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2017.10.019>
- Yreux, E. (2018). MLS-based SPH in LS-DYNA® for Increased Accuracy and Tensile Stability. *15th International LS-DYNA® Users Conference MLS-Based*, 1–10.
- Zerilli, F. J., & Armstrong, R. W. (1987). Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations. *Journal of Applied Physics*, 61[5], 1816–1825. <https://doi.org/10.1063/1.338024>

- Zhang, C., Zhu, Q., Curiel-Sosa, J. L., & Bui, T. Q. (2020). Ballistic performance and damage simulation of fiber metal laminates under high-velocity oblique impact. *International Journal of Damage Mechanics*, 29[7], 1011–1034.  
<https://doi.org/10.1177/1056789519900784>
- Zienkiewicz, O. C., Taylor, R. L., & Zhu, J. Z. (2013). The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals. *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals*, iii.  
<https://doi.org/10.1016/b978-1-85617-633-0.00020-4>
- Zukas, J. A. (1980). Impact dynamics: theory and experiment- Technical Report No. ARBRL-TR-02271, 67. <https://doi.org/ARBRL-TR-02271>
- Zukas, J. A., Nicholas, T., Swift, H. F., Greszczuk, L. B., & Curran, D. R. (1982). Impact dynamics. New York: John Wiley & Sons.

# Annexes ouvertes

## A. STANAG : Niveaux de protection

La Figure A-1 détaille les niveaux de protection balistiques des véhicules, d'après l'« Allied Engineering Publication » AEP-55 Volume 1 [NATO, 2011].

Level	KE threat				Artillery threat (FSP 20 mm)			
	Ammunitions	V <sub>proof</sub> * (m/s)	Azimuth	Elev.	V <sub>proof</sub> * (m/s)	Azimuth	Elev.	
6	30 mm x 173 APFSDS-T	n.a.**	±30°	0°	1250	0 – 360°	0° 90°***	–
	30 mm x 165 AP-T	810						
5	25 mm x 137 APFSDS-T PMB 090	1336	±30°	0°	960	0 – 360°	0° 90°***	–
	25 mm x 137 APDS-T, PMB 073	1258						
4	14.5 mm x 114 API/B32	911	0 – 360°	0°	960	0 – 360°	0° 90°***	–
3	7.62 mm x 51 AP (WC core)	930	0 – 360°	0° – 30°	–	0 – 360°	0° – 30°	
	7.62 mm x 54R B32 API	854						
2	7.62 mm x 39 API BZ	695	0 – 360°	0° – 30°	–	0 – 360°	0° – 22°	
1	7.62 mm x 51 NATO ball	833	0 – 360°	0° – 30°	–	0 – 360°	0° – 18°	
	5.56 mm x 45 NATO SS109	900						
	5.56 mm x 45 M193	937						

Testing with projectiles specified for the lower Protection Levels will be necessary whenever there is reason to believe that the protection system may be vulnerable to such threats.

Figure A-1 : Niveaux de protections décrits dans le STANAG [NATO, 2011]

## B. STANAG : Vitesse limite de perforation (VLP)

Lorsque le projectile atteint la cible, cette dernière peut être affectée de trois façons différentes [Backman & Goldsmith, 1978] :

- absence d'endommagement : le matériau constituant la cible a subi des contraintes inférieures à sa contrainte d'écoulement, la cible ne présente pas de déformation résiduelle ni de traces d'endommagement. Cette situation apparaît seulement pour les tirs à faible énergie.
- pénétration partielle : le projectile déforme et/ou fissure la cible mais ne la traverse pas entièrement, et aucun fragment susceptible de menacer les occupants du véhicule n'est généré à l'arrière de la cible.
- perforation totale : le projectile traverse la cible ou des fragments suffisamment dangereux sont générés à l'arrière de la cible.

La distinction entre « pénétration partielle » et « perforation totale » peut être définie de différentes manières. D'après les documents normatifs de l'OTAN [NATO, 2011], une plaque témoin en alliage d'aluminium (type 2024-T4) d'épaisseur 0,5 mm doit être placée derrière la cible à une distance de 150 mm, et parallèlement à celle-ci (voir Figure B-1). Si, après le tir, le projectile n'a pas traversé la cible mais que des micro-perforations permettent de détecter à l'œil nu de la lumière à travers la plaque témoin, alors des fragments potentiellement dangereux ont été éjectés de la cible et cela est considéré comme une perforation totale. A contrario si aucune micro-perforation de la plaque témoin n'est visible, mais que la cible est endommagée, alors cela est considéré comme une pénétration partielle.

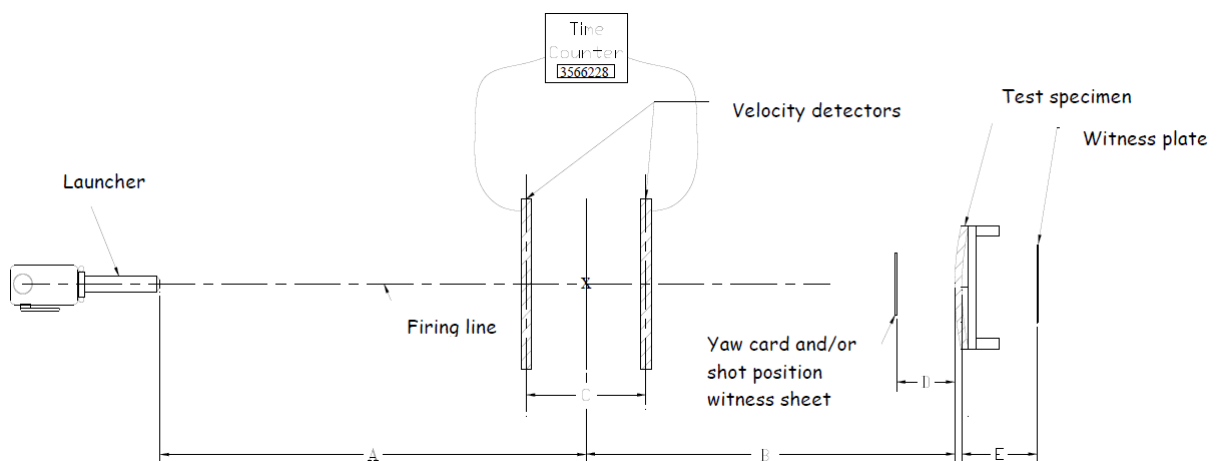


Figure B-1 : Exemple de banc d'essai pour l'évaluation des performances balistiques d'une solution de protection. [NATO, 2011]

En pratique, les essais balistiques sont soumis à de fortes variabilités statistiques et la VLP est en fait une V50 définie comme la vitesse telle que le projectile a 50% de chance de réaliser une perforation totale de la cible. Elle est déterminée, suivant les normes OTAN, avec 4 tirs dont 2 perforants et 2 non perforants, et dont les écarts de vitesse par rapport à la vitesse nominale sont inférieurs à 20 m/s.

## C. Double-VLP

Durant la Seconde Guerre Mondiale, les canons antichars britanniques parvenaient à percer le blindage de leur cible à grande distance (projectile à vitesse  $v_1$ ), mais n'y parvenaient pas à faible distance (projectile à vitesse  $v_2 > v_1$ ) [Dehn, 1987]. De plus, on peut raisonnablement penser qu'il existe une vitesse  $v_3 > v_2$  permettant de traverser le blindage à faible distance. Cela signifie qu'il y aurait deux VLP :  $v_2 > VLP_1 > v_1$  et  $v_3 > VLP_2 > v_2$

Ce phénomène de « double VLP » a été montré par [Hazell, 2015] et s'explique par la présence d'un « effet de fragmentation » (« shatter gap » en anglais), illustré en Figure C-1, qui apparaît principalement sur les blindages présentant une face avant très dure. À faible vitesse, le projectile est bloqué par le blindage ( $v_0$ ). Avec une vitesse plus importante, la probabilité de pénétration augmente, jusqu'à dépasser les 50% ( $v_1$ ). On a donc, par définition, une première VLP. Pourtant avec une vitesse encore plus importante le projectile finit par se fragmenter à l'impact, et ne parvient plus à perforer le blindage ( $v_2$ ). Il faut augmenter davantage la vitesse pour que la probabilité de pénétration repasse au-dessus de 50% ( $v_3$ ), ce qui représente une seconde VLP.

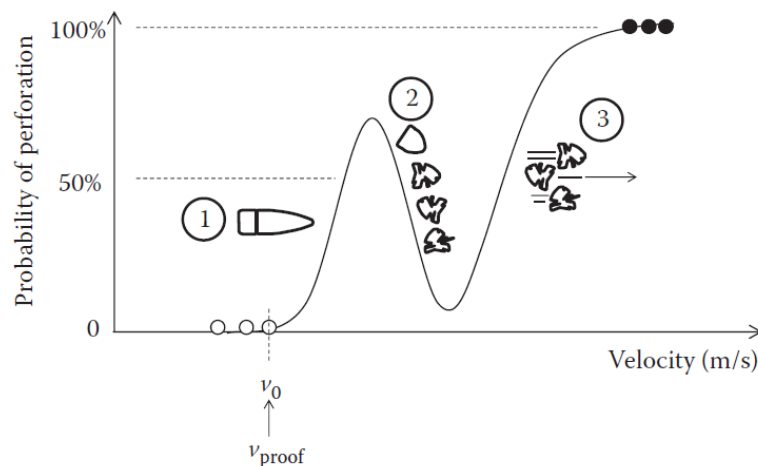


Figure C-1 : Illustration du phénomène de double VLP [Hazell, 2015]

[O'Masta et al., 2014] ont montré que ce phénomène a une influence sur les performances d'un projectile lors d'un impact sur une plaque épaisse en alliage d'aluminium. La Figure C-2 montre en effet une chute de la profondeur de pénétration du projectile vers 1700 m/s, causée par sa fragmentation. Les fragments n'atteignent de nouveau la profondeur du projectile intact qu'à partir de 3300 m/s.



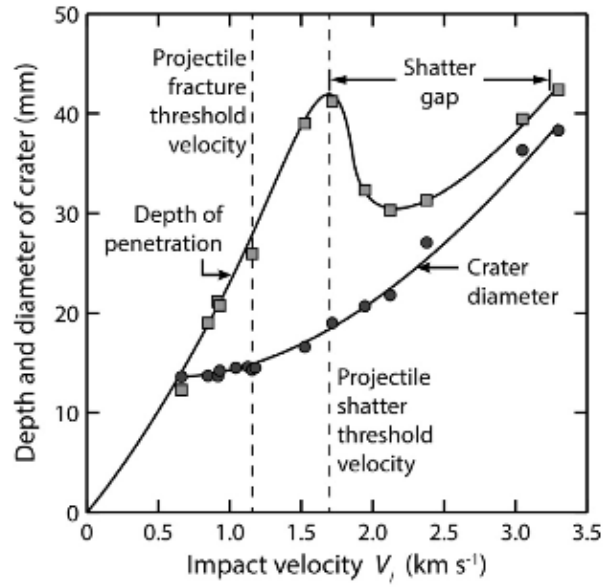


Figure C-2 : Effet de la fragmentation du projectile sur sa profondeur de pénétration [O'Masta et al., 2014].

## D. Plans de définition des projectiles

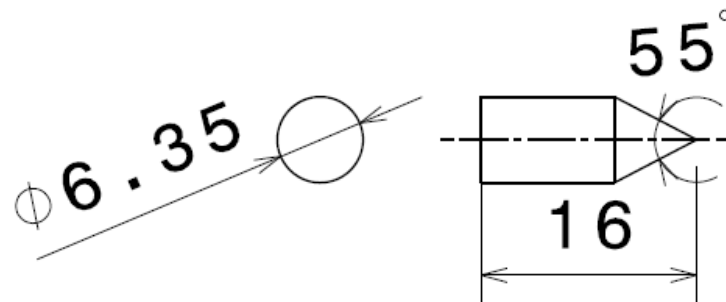


Figure D-1 : Plan des projectiles D6.35-Acier-Conique et D6.35-WC-Conique

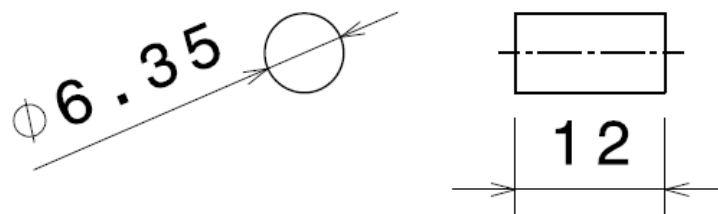


Figure D-2 : Plan des projectiles D6.35-Acier-Plat et D6.35-WC-Plat

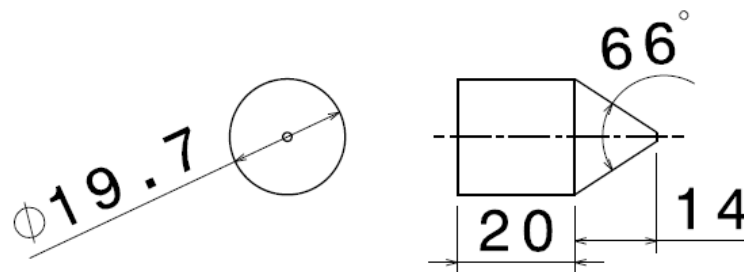


Figure D-3 : Plan des projectiles D20-Acier-Conique

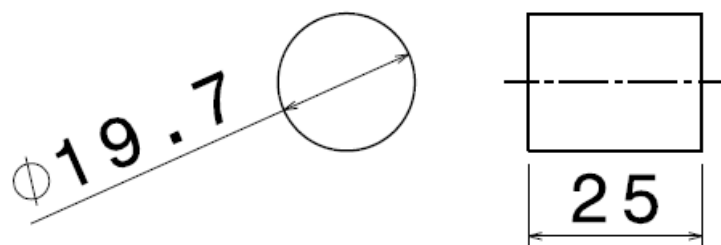


Figure D-4 : Plan des projectiles D20-Acier-Plat

## E. Dimensionnement du surblindage d'un caisson de confinement

L'utilisation du lanceur à gaz Ø60 a nécessité la conception, la fabrication et l'installation d'un caisson de confinement capable d'arrêter le projectile et les éventuels fragments générés lors des essais. Le fond du caisson est renforcé par une plaque d'acier à blindage (voir Figure E-1). L'étape de dimensionnement de ce « surblindage » est détaillée ici.

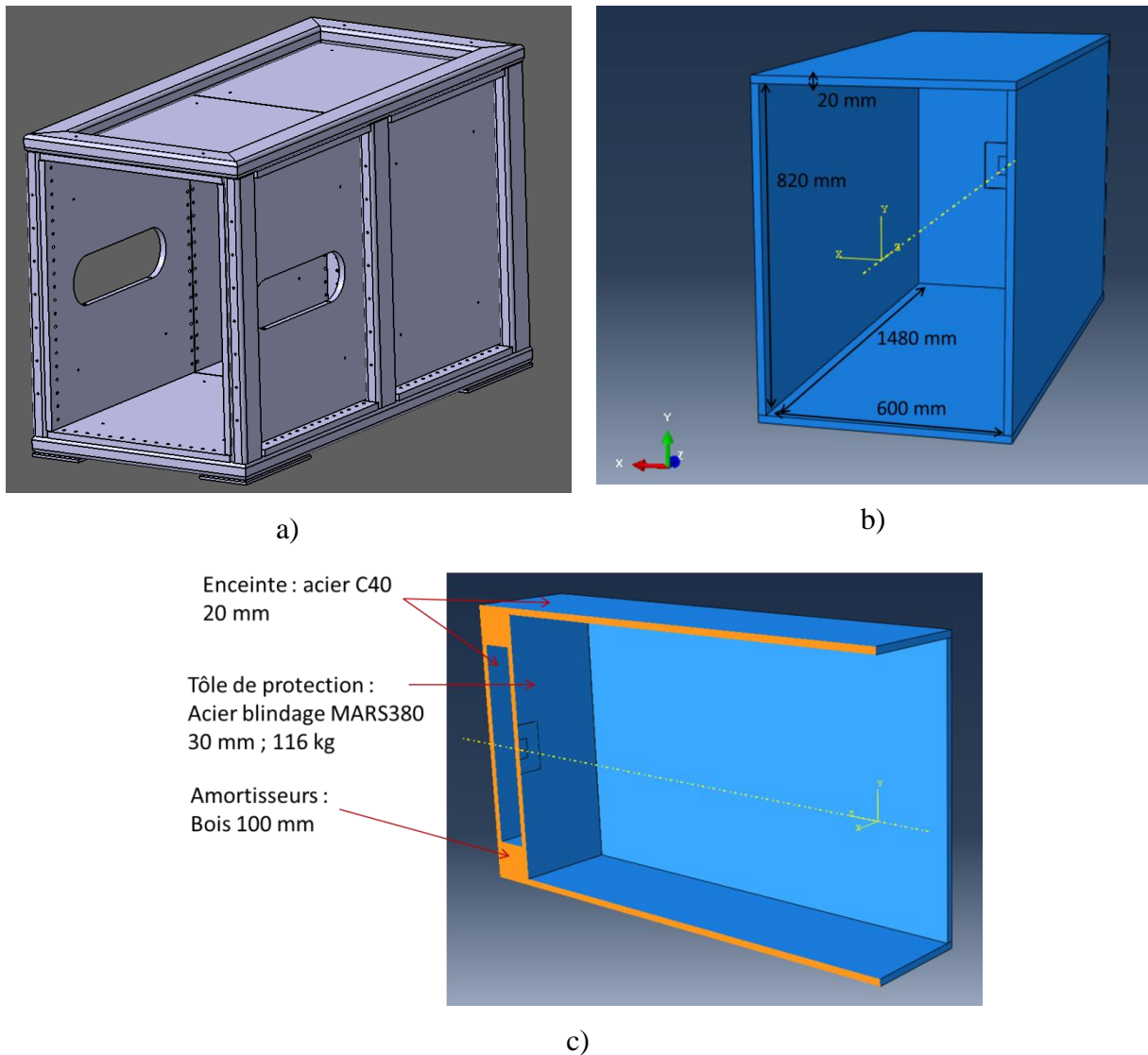


Figure E-1 : Représentation numérique du caisson de confinement du lanceur Ø60. a) Maquette CATIA. b) Représentation simplifiée dans Abaqus. c) Vue en coupe de la représentation simplifiée

### E.1. Contexte

#### E.1.1. Scénario retenu

Deux cas critiques ont été identifiés pour le dimensionnement du surblindage du caisson :

- Cas 1 : Projectile D20-Acier-Conique

- Dureté moyenne (~ 300 HV)
- Masse élevée (~ 60 g)
- Cas 2 : Projectile D6.35-WC-Conique
  - Haute dureté (~ 1500 HV)
  - Masse faible (~ 6 g)

Dans les deux cas, aucune éprouvette n'est présente à l'intérieur de l'enceinte, l'incidence du projectile sur le fond de l'enceinte est normale, et sa vitesse est la plus élevée atteignable par le lanceur (~ 800 m/s). Le dimensionnement s'appuie d'une part sur des données existantes issues de l'industrie du blindage, et d'autre part sur des simulations numériques.

### E.1.2. Préconisations industrielles

Des préconisations de blindage issues d'industriels de la défense ont été recueillies dans le Tableau E-1 afin de constituer une base de travail [Industeel, 2003a, 2003b; SSAB Steel, 2017; Aceros URS, 2019]. Deux matériaux de protection sont choisis :

- SSAB Armox<sup>®</sup> 500T
- Industeel MARS<sup>®</sup> 380

Si ces références ne sont pas disponibles dans les comparatifs, des références aux performances proches seront considérées (par exemple le MARS<sup>®</sup> 500 pour l'Armox<sup>®</sup> 500T). La menace considérée ici est une munition militaire de calibre 7,62 mm proche de certains projectiles envisagés pour les essais. D'après ces données, un surblindage de 23 mm permet de bloquer efficacement les projectiles envisagés pour nos essais. Pour plus de sécurité, nous choisissons une épaisseur de surblindage de 30 mm. Ces préconisations sont vérifiées dans le chapitre suivant par des simulations numériques.

### E.1.3. Vérification par la simulation numérique

La résistance du caisson suivant 3 configurations est évaluée :

- Caisson sans surblindage
- Caisson avec un surblindage en MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur 30 mm
- Caisson avec un surblindage en Armox<sup>®</sup> 500T d'épaisseur 30 mm

Deux types de projectiles sont considérés :

- D20-Acier-Conique
- D6.35-WC-Conique

L'efficacité des configurations est évaluée via la profondeur de pénétration des projectiles.

Tableau E-1 : Préconisations de blindage issues d'industriels du blindage [Industeel, 2003a, 2003b; SSAB, 2017; Aceros URS, 2019]

	<b>Industriel</b>	<b>Menace</b>	<b>Épaisseur requise</b>
MARS <sup>®</sup> 380	URSSA [Aceros URS, 2019]	7,62x51 mm AP WC à 930 m/s	23 mm
	URSSA [Aceros URS, 2019]	7,62x51 mm API B32 à 854 m/s	18 mm
	Industeel [Industeel, 2003a]	7,62x51 mm P80 à 830 m/s	15 mm
Armox <sup>®</sup> 500T	URSSA (MARS <sup>®</sup> 500) [Aceros URS, 2019]	7,62x51 mm AP WC à 930 m/s	21.5 mm
	URSSA (MARS <sup>®</sup> 500) [Aceros URS, 2019]	7,62x51 mm API B32 à 854 m/s	17 mm
	SSAB [SSAB Steel, 2017]	7,62x51 mm AP à 820 m/s	14.5 mm
	Industeel (MARS <sup>®</sup> 500) [Industeel, 2003b]	7,62x51 mm P80 à 830 m/s	13.5 mm

## E.2. Modèle numérique

Le modèle numérique est construit suivant la même méthode que dans le reste du manuscrit (avec un projectile D6.35-WC-Conique purement élastique), à l'exception des constantes de trois matériaux, répertoriées dans le Tableau E-2. Faute de données suffisantes pour l'acier C40, l'acier C45 a été sélectionné. Les données sont tirées de [Livermore Software Technology Corporation, 2007; K. Wang, 2016]. Ensuite, lors de la rédaction de ce dossier l'acier 40CMD8 n'avait pas encore été caractérisé, faute de données suffisantes l'acier 42CD4 a été sélectionné, les données sont tirées de [G. R. Johnson & Cook, 1983; Livermore Software Technology Corporation, 2007; Hor, 2011]. Enfin, les données de l'Armox<sup>®</sup> 500T sont tirées de [Livermore Software Technology Corporation, 2007; Iqbal et al., 2016].

## E.3. Résultats numériques

### E.3.1. Profondeurs de pénétration

Tout d'abord, les deux projectiles ont été bloqués par les trois types de protection. Les interactions cible-projectile sont proches quel que soit le matériau de la cible, la Figure E-2 se concentre en particulier sur la plaque d'acier C40. Le projectile D20-Acier-Conique se déforme fortement, jusqu'à champignonner. Le projectile D6.35-WC-Conique pénètre partiellement les plaques, provoquant une ruine par pénétration ductile et repoussement de matière. Le Tableau E-3 reprend les profondeurs de pénétration.

Tableau E-2 : Constantes matériaux utilisés pour le dimensionnement du caisson de confinement du lanceur Ø60

	<b>C40 (C45)</b>	<b>40CMD8 (42CD4)</b>	<b>Armox® 500T</b>
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	7850	7850	7850
$c_v$ (J/kg/K)	486	477	455
$E$ (MPa)	205000	210000	201000
$\nu$	0,29	0,3	0,33
$\mu$ (MPa)	79457	80769	75564
$c_0$ (m/s)	4570	4570	4570
$\delta$	1,49	1,49	1,49
$\Gamma_0$	2,17	2,17	2,17
$A$ (MPa)	615,8	622	1372
$B$ (MPa)	667,7	584,5	835
$n$	0,255	0,175	0,2467
$C$	0,0137	0,00879	0,0617
$\dot{\epsilon}_0$ (s <sup>-1</sup> )	1	0,01	1
$T_{trans}$ (K)	298	293	1800
$T_m$ (K)	1623	1813	293
$m$	1,078	0,4681	0,84
$D_1$	0,04	0,0152	0,04289
$D_2$	1,03	1,537	2,1521
$D_3$	1,39	3,186	2,7575
$D_4$	0,002	0,267	-0,0066
$D_5$	0,46	0,483	0,86

Tableau E-3 : Profondeurs de pénétration des projectiles D20-Acier-Conique et D6.35-WC-Conique impactant à 800 m/s des plaques de C40, MARS® 380 et Armox® 500T

	D20-Acier-Conique	D6.35-WC-Conique
C40 (20 mm)	10,5 mm	14,2 mm
MARS® 380 (30 mm)	8,8 mm	12,6 mm
Armox® 500T (30 mm)	2,0 mm	9,4 mm

On remarque que malgré sa masse supérieure (et donc son énergie cinétique supérieure), le projectile D20-Acier-Conique a un pouvoir pénétrant inférieur au projectile D6.35-WC-Conique. De plus, le projectile D20-Acier-Conique fait davantage ressortir les différences entre les matériaux des plaques de protection.

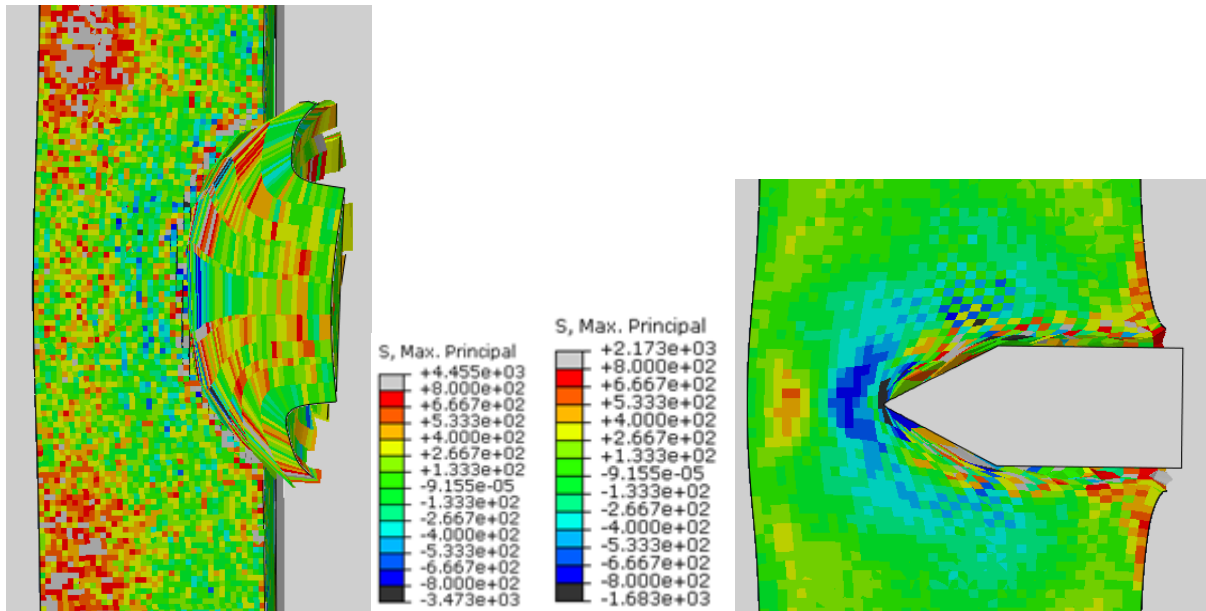


Figure E-2 : Vue en coupe des impacts à 800 m/s des projectiles D20-Acier-Conique (à gauche) et D6.35-WC-Conique (à droite) sur une plaque en acier C40 d'épaisseur 20 mm. Champ de contrainte maximale principale

### E.3.2. Contrôle des énergies

Les valeurs des énergies artificielles pour l'impact du projectile D6.35-WC-Conique sur le surblindage en Armox<sup>®</sup> 500T sont relevées dans le Tableau E-4 (on observe des tendances similaires pour les autres simulations). Les valeurs de ces énergies sont globalement faibles par rapport à l'énergie totale. Seule l'ALLAE, correspondant au contrôle des modes d'hourglass des éléments C3D8R, a une valeur plus élevée. Cette situation est cependant le meilleur compromis que nous ayons trouvé.

### E.4. Conclusion partielle

Les résultats numériques montrent que les plaques structurales de l'enceinte, en acier C40, sont suffisantes pour bloquer les deux types de projectile étudiés (D20-Acier-Conique et D6.35-WC-Conique). Cependant elles risquent de ne pas résister à un second impact et il faudrait donc procéder au remplacement des plaques structurales à chaque impact sévère.

Il apparaît plus raisonnable d'utiliser des surblindages de MARS<sup>®</sup> 380 ou d'Armox<sup>®</sup> 500T qui serviraient de consommable, et qui résisteraient à davantage d'impacts successifs.

Tableau E-4 : Valeur des énergies « artificielles » à la fin du calcul d'impact d'une protection en Armox<sup>®</sup> 500T d'épaisseur 30 mm par d'un projectile D6.35-WC-Conique à 800 m/s

	Valeur finale (J)	Proportion ETOTAL
ALLAE	172	9,7 %
ALLDC	0	0,0 %
ALLPW	23.3	1,3 %
ALLVD	15,8	0,9 %
ETOTAL	1790	-

En pratique, les essais ont été réalisés en installant une plaque de blindage en MARS<sup>®</sup> 380 d'épaisseur 8,8 mm derrière la cible. Des sacs de sable et de chiffon ont été installés entre la plaque de blindage et le fond du caisson en acier C40.



## F. Procédure de calcul des vitesses du projectile

Dans cette annexe sont détaillées les procédures de mesure de vitesses de projectiles, dans un cadre expérimental (via une barrière optique ou des caméras rapides) ou dans un cadre numérique.

### F.1. Vitesses expérimentales

#### F.1.1. Mesures par barrière optique

Les vitesses incidentes sont pour la plupart mesurées par une barrière optique à trois voies. La distance entre les faisceaux optique est connue ( $x_1, x_2, x_3$ ), et les temps auxquels les faisceaux sont coupés par l'ensemble sabot-projectile sont mesurés par un oscilloscope ( $t_1, t_2, t_3$ ). En pratique, la deuxième voie dysfonctionne régulièrement, nous nous basons donc sur les signaux de la première et la troisième voie. La vitesse est supposée constante, et on obtient directement :

$$v_{projectile} = \frac{x_3 - x_1}{t_3 - t_1} \quad (\text{F.1})$$

L'incertitude de mesure est estimée à  $\pm 1\%$ .

#### F.1.2. Mesures par caméra rapide

Les vitesses résiduelles et certaines vitesses incidentes sont mesurées grâce à des caméras rapides. Pour cela, une partie de la surface du projectile est recouverte de mouchetis permettant le suivi de sa position au cours du temps (voir Figure F-1). Deux relevés de temps et de position ( $t_1; x_1$ ) et ( $t_2; x_2$ ) sont effectués à des intervalles de temps les plus espacés possibles afin de minimiser l'incertitude de mesure. On suppose la vitesse constante pour  $t_1 \leq t \leq t_2$  et l'effet de parallaxe est négligé. On obtient directement :

$$v_{projectile} = \frac{x_2 - x_1}{t_2 - t_1} \quad (\text{F.2})$$

L'incertitude de mesure est estimée à  $\pm 5\%$ .

La trajectoire du projectile est parfois déviée pendant la perforation et la vitesse acquiert alors une composante verticale, qui est négligeable la plupart du temps. Dans les quelques cas où elle n'est pas négligeable, elle est évaluée selon la même méthode de calcul et la valeur de vitesse retenue est la norme du vecteur constitué par les composantes horizontale et verticale.

Des mesures comparatives montrent de faibles écarts entre les vitesses mesurées par barrière optique et par caméra rapide, compris dans les intervalles d'incertitude.



Figure F-1 : Principe de mesure de vitesse en utilisant des images de caméra rapide. Le projectile D20-Acier-Conique est en partie recouvert de mouchetis (points noirs sur fond blanc) et se déplace de gauche à droite

## F.2. Vitesses numériques

Dans les simulations numériques, seule la vitesse résiduelle est mesurée, la vitesse incidente étant une donnée d'entrée. Le protocole de mesure de la vitesse résiduelle numérique est le suivant :

- un nœud au centre de la face arrière du projectile est suivi (point rouge dans la Figure F-2).
- son déplacement axial au cours du temps est enregistré (Figure F-3).
- la dernière partie linéaire de la courbe, correspondant à une trajectoire libre du projectile après perforation, est isolée (partie rouge sur la Figure F-3).
- une régression linéaire sur cette portion de courbe donne, par dérivation, la vitesse résiduelle numérique du projectile (sous réserve que le coefficient de corrélation soit proche de 1).

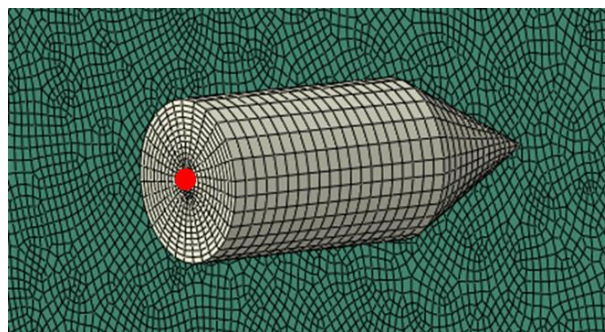


Figure F-2 : Position du nœud suivi pour la mesure de la vitesse résiduelle numérique du projectile.

Ce protocole a pour but de s'affranchir d'éventuelles instabilités numériques (exemple en Figure F-4) et de s'assurer que le projectile a une vitesse résiduelle constante.

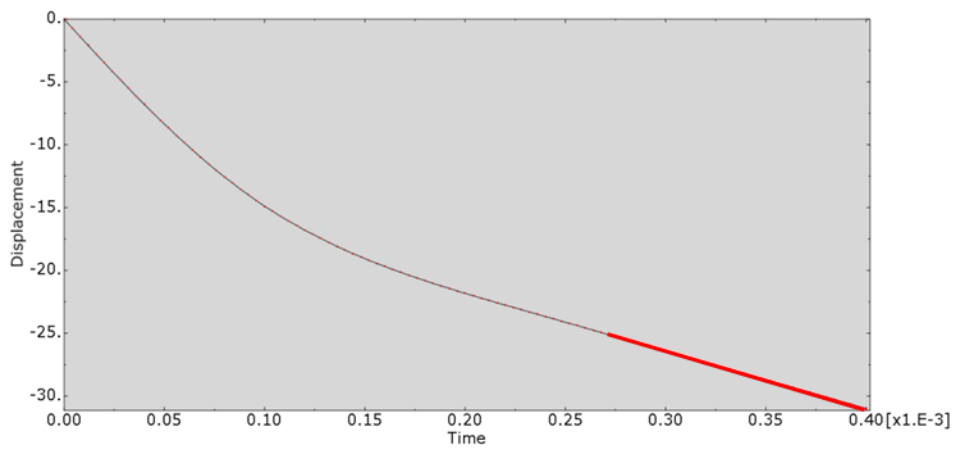


Figure F-3 : Exemple de déplacement axial au cours du temps d'un nœud au centre de la face arrière du projectile lors d'une simulation d'impact.

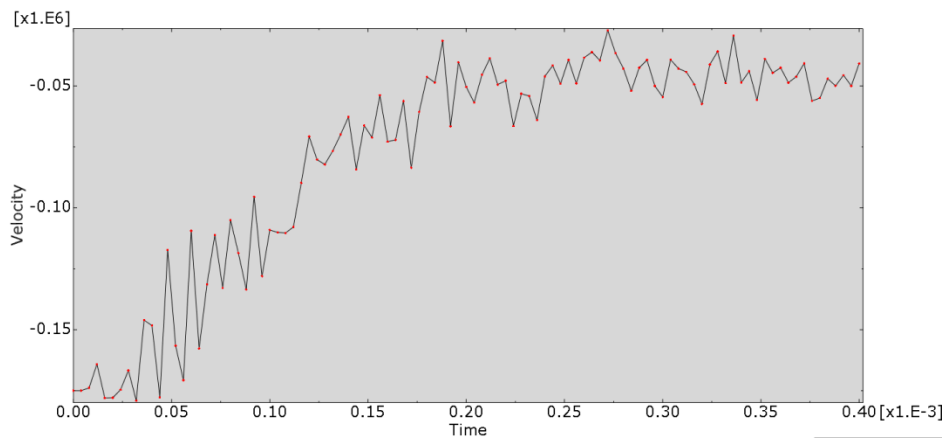


Figure F-4 : Exemple de vitesse axiale au cours du temps d'un nœud au centre de la face arrière du projectile lors d'une simulation d'impact.

## G. Identification du coefficient de frottement

Au vu de la dispersion des données de la littérature, nous procédons à l'identification du coefficient de frottement d'un projectile D20-Acier-Plat/Conique sur une plaque en alliage d'aluminium. Le schéma de principe est présenté en Figure G-1.

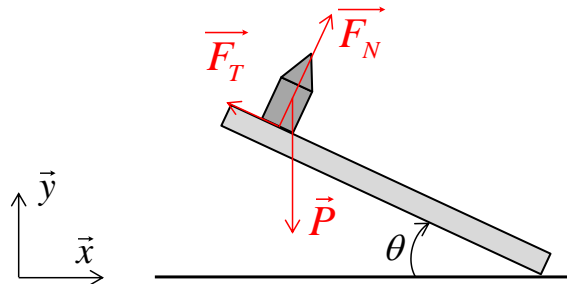


Figure G-1 : Schéma du montage pour l'identification du coefficient de frottement entre un projectile D20-Acier-Plat/Conique et une plaque en alliage d'aluminium

Il faut distinguer le coefficient de frottement statique du coefficient de frottement dynamique et ici c'est le second qui nous intéresse. En supposant un glissement du projectile sur la plaque selon un mouvement linéaire uniforme, on a un équilibre entre le poids du projectile  $\vec{P}$ , la réaction de la plaque  $\vec{F}_N$  et la force de frottement tangentielle  $\vec{F}_T$  :

$$\vec{P} + \vec{F}_T + \vec{F}_N = \vec{0} \quad (\text{G.1})$$

On introduit le coefficient de frottement dynamique  $f_D$  tel que :

$$\|\vec{F}_T\| = f_D \cdot \|\vec{F}_N\| \quad (\text{G.2})$$

En projetant l'équation (G.1) sur  $\vec{x}$  et en la combinant avec l'équation (G.2) on obtient, avec  $\theta$  l'angle d'inclinaison de la plaque :

$$f_D \cdot \|\vec{F}_N\| \cos \theta - \|\vec{F}_N\| \sin \theta = 0 \quad (\text{G.3})$$

Et il vient :

$$f_D = \frac{\sin \theta}{\cos \theta} \quad (\text{G.4})$$

Nous mesurons alors l'angle  $\theta_c$  tel que :

- pour  $\theta < \theta_c$  le projectile s'arrête
- pour  $\theta > \theta_c$  le projectile accélère

On trouve finalement  $\theta_c \approx 18^\circ$ , et donc  $f_D \approx 0,3$ .

## H. Comparaison des algorithmes d'optimisation

ISIGHT propose plusieurs algorithmes d'optimisation, parmi lesquels quatre semblent adaptés à l'optimisation d'un empilement multimatériaux pour la protection balistique [Dassault Systèmes, 2018] :

- Méthode de Nelder-Mead (ou « Downhill Simplex ») : Cette méthode est basée sur des évaluations ponctuelles des solutions possibles. Pour  $n$  variables,  $n+1$  solutions sont considérées simultanément et la moins performante est modifiée selon des modes prédéfinis. Cet algorithme ne construit aucune loi d'évolution et ne conserve aucun historique des itérations passées.
- Algorithme évolutionnaire (« Evol ») : Cette technique définit une solution de départ et fait « évoluer » chaque variable en lui ajoutant une valeur aléatoirement définie. Par construction, cet algorithme fonctionne donc avec un historique.
- Hooke-Jeeves : À partir de valeurs de départ, chaque variable est modifiée successivement pour arriver à une solution pour laquelle aucune amélioration n'est possible.
- Optimisation quadratique successive (« NLPQLP ») : Cet algorithme modifie une à une les variables pour déterminer une loi d'évolution de la solution pour rapidement en déterminer le minimum.

Pour choisir l'algorithme d'optimisation adéquat, les efficacités des quatre algorithmes identifiés précédemment sont comparées selon deux critères : la rapidité de convergence et la qualité de la solution optimale. Pour cela nous simulons l'optimisation des épaisseurs des plaques d'une protection tricouche AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D20-Acier-Plat à 300 m/s pour en minimiser la masse. La contrainte  $v_{res} \leq 0$  est ajoutée, les itérations qui ne la respectent pas sont masquées dans les résultats finaux.

La Figure H-1 montre les évolutions de la masse au cours des itérations de chacun des algorithmes. On voit que l'algorithme évolutionnaire (« Evol ») ne converge pas, du moins pas en un nombre d'incrémentations raisonnable. De plus, l'algorithme d'optimisation quadratique successive (« NLPQLP ») s'arrête après quelques incréments sur des solutions non-optimisées. Pour ce dernier, la difficulté à converger pourrait venir de la construction de la loi d'évolution, qui ne serait pas adaptée aux simulations d'impact. En effet, la complexité des mécanismes en jeu induit un certain bruit numérique qui pourrait conduire à une mauvaise estimation du gradient dès le début de l'optimisation. La convergence vers une solution optimale est alors difficile, voire impossible. A contrario, la technique de Hooke-Jeeves et la

méthode de Nelder-Mead (« Downhill Simplex ») se montrent plus robustes. Bien que cela entraîne parfois des doublons, leur évolution n'est pas perturbée par d'éventuelles instabilités de calcul et ils parviennent à converger vers une solution optimale. On remarque que la technique de Hooke-Jeeves semble converger plus rapidement, mais elle semble bloquée dans un minimum local moins intéressant que celui du Downhill Simplex (à noter que ces deux algorithmes ont un nombre total d'itérations proche, mais au-delà de l'itération n°64 Hooke-Jeeves ne respectait plus la contrainte  $v_{res} \leq 0$ ). Par construction, la technique de Hooke-Jeeves est très dépendante de son estimation de départ et ne peut que trouver un minimum local autour d'elle, alors que le Downhill Simplex peut balayer un plus large espace de solution et est donc plus susceptible de trouver un minimum local plus intéressant, voire un minimum global.

Comme le nombre d'itération pour leur convergence est assez proche et que nous souhaitons favoriser la qualité de la solution optimale finale, le Downhill Simplex est choisi pour l'étude.

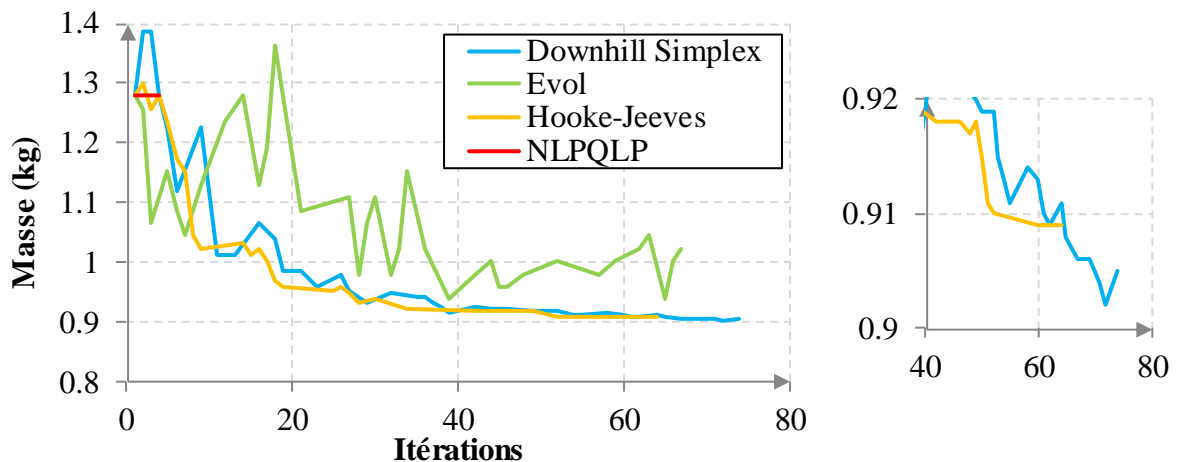


Figure H-1 : Comparaison entre les quatre algorithmes d'optimisation : Méthode de Nelder-Mead (« Downhill Simplex »), algorithme évolutionnaire (« Evol »), technique de Hooke-Jeeves, et l'algorithme d'optimisation quadratique successive (« NLPQLP »). Gauche : Optimisation des épaisseurs des plaques d'un assemblage tricouche AA6-air10-AA6 impactée par un projectile D20-Acier-Plat à 300 m/s. Les itérations pour lesquelles le projectile n'est pas bloqué sont masquées. Droite : Zoom

## I. Caractérisation de l'acier 40CMD8 (40CrMnMo8)

Des essais de compression quasi-statiques et dynamiques ont été réalisés à l'Institut Clément Ader sur des éprouvettes cylindriques de diamètre 7 mm et de hauteur 8 mm d'acier 40CMD8 (40CrMnMo8). Les essais quasi-statiques ont été menés sur une machine Instron 5900R (charge maximale 100 kN) à des vitesses de déformation de  $10^{-1} \text{ s}^{-1}$ ,  $10^{-2} \text{ s}^{-1}$  et  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . Les essais de compression dynamique ont été menés au moyen de barres de Hopkinson à des vitesses de déformation de  $350 \text{ s}^{-1}$ ,  $800 \text{ s}^{-1}$  et  $1200 \text{ s}^{-1}$ .

Les coefficients du modèle constitutif de Johnson-Cook renseignés en Annexe L.2 p213 (accessible uniquement dans le document confidentiel) ont ainsi été identifiés. Les courbes expérimentales et numériques sont tracées en Figure I-1.

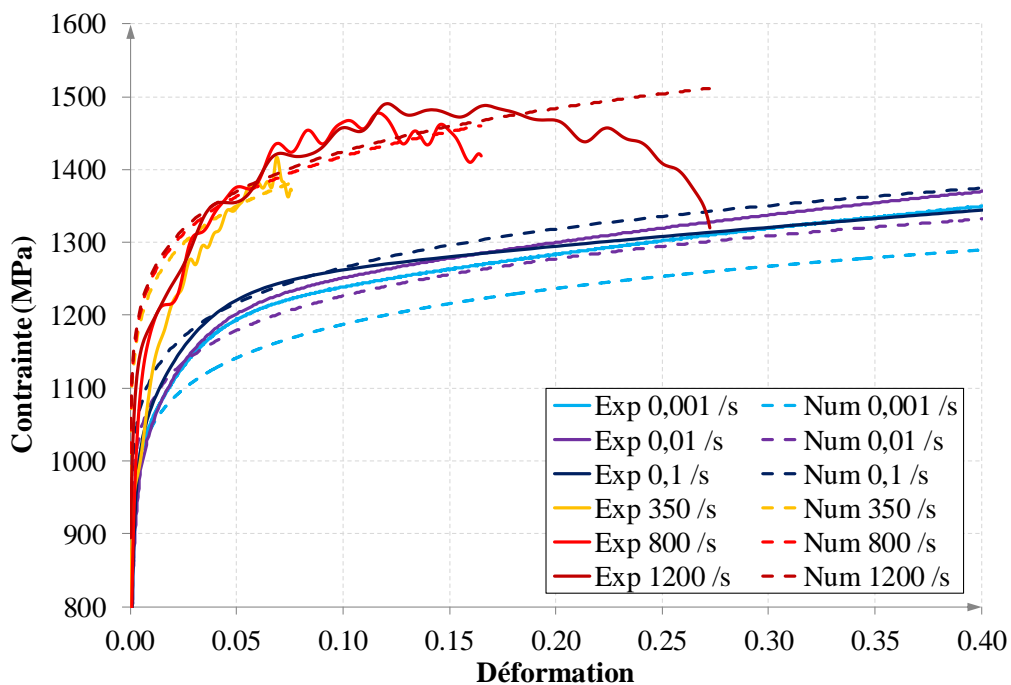


Figure I-1 : Réponse en compression d'une éprouvette d'acier 40CMD8. Comparaison expérimentale et numérique

## J. Énergies Abaqus

La signification des énergies des simulations numériques est tirée de la documentation d'Abaqus [Dassault Systèmes, 2016] :

**ALLAE** : Énergie de déformation « artificielle » associée aux contraintes utilisées pour éviter des modes singuliers (comme les modes d'hourglass).

**ALLCD** : Énergie dissipée par viscoélasticité.

**ALLCW** : Travail fourni par les pénalités liées aux contraintes (corps rigides, liaisons, ...)

**ALLDC** : Énergie dissipée par le contrôle de distorsion.

**ALLDMD** : Énergie dissipée par l'endommagement.

**ALLFC** : Énergies des cavités de fluide, définie comme l'opposé du travail fourni par toutes les cavités de fluide.

**ALLFD** : Énergie dissipée par frottement.

**ALLHF** : Énergie thermique dissipée vers l'extérieur du modèle.

**ALLIE** : Énergie de déformation totale ( $ALLIE = ALLSE + ALLPD + ALLCD + ALLAE + ALLDMD + ALLDC + ALLFC$ ).

**ALLIHE** : Énergie thermique interne.

**ALLKE** : Énergie cinétique.

**ALLMW** : Travail fourni par la masse ajoutée par le « mass scaling ».

**ALLPD** : Énergie dissipée par les déformations plastiques et viscoplastiques.

**ALLPW** : Travail fourni par les pénalités liées au contact.

**ALLSE** : Énergie de déformation élastique.

**ALLVD** : Énergie dissipée par les effets visqueux.

**ALLWK** : Travail externe.

**ETOTAL** : Énergie totale ( $ETOTAL = ALLKE + ALLIE + ALLVD + ALLFD + ALLIHE - ALLWK - ALLPW - ALLCW - ALLMW - ALLHF$ ).



## K. Perspective pour l'ouverture en pétales : matériau hétérogène

Nous l'avons vu, il est difficile de reproduire numériquement une rupture par ouverture en pétales. Cela pourrait être dû en partie à l'isotropie du matériau de la cible et à un modèle parfaitement symétrique, rendant peu probable une propagation de fissures dans des directions aléatoires. Une piste d'amélioration pourrait passer par l'ajout de défauts aléatoirement répartis dans le maillage du modèle. Avec cette approche, [Gutiérrez & De Borst, 1999] ont pu modéliser la localisation de la rupture d'une éprouvette en traction simple sur un plan de cisaillement à 45° grâce à un matériau hétérogène, dont les propriétés mécaniques variaient suivant une loi normale. Cette partie de l'étude s'attache ainsi à modéliser un matériau aux propriétés mécaniques hétérogènes à l'échelle mésoscopique, mais homogènes à l'échelle macroscopique.

### K.1. Construction des modèles

Nous travaillons ici avec une protection monocouche AA6 impactée par un projectile D20-Acier-Conique. Contrairement aux cas précédents, le maillage est structuré.

Le caractère hétérogène du matériau de la cible est généré selon deux variables :

- La contrainte d'écoulement, en faisant varier le coefficient  $A$  de la loi d'écoulement plastique de Johnson-Cook
- La déformation à partir de laquelle l'endommagement s'amorce, en faisant varier le coefficient  $d_1$  de l'indicateur d'amorçage de l'endommagement de Johnson-Cook

Les variations de ces coefficients seront réparties de façon aléatoire dans le matériau selon deux « tirages ».

Nous avons choisi une plage de variation de  $\pm 30\%$ , sur trois niveaux, en gardant comme valeur médiane la valeur tirée de la littérature. Appliqué à notre alliage d'aluminium, les coefficients  $A$  et  $d_1$  peuvent donc prendre les valeurs suivantes (Tableau K-1) :

Tableau K-1 : Plage de variation des coefficients du matériau hétérogène

	$A$ (MPa)	$d_1$
<b>-30%</b>	$0,7A$	$0,7d_1$
<b>Littérature</b>	$A$	$d_1$
<b>+30%</b>	$1,3A$	$1,3d_1$

Un seul coefficient est modifié à la fois. En pratique, trois matériaux différents sont intégrés au modèle Abaqus, associés à trois ensembles d'éléments. Chaque élément du maillage de la cible est assigné aléatoirement à un ensemble d'éléments. On obtient ainsi une répartition aléatoire, comme illustré en Figure K-1. Les couleurs rouge, vert et gris correspondent aux trois ensembles d'éléments. Deux tirages aléatoires seront également comparés.

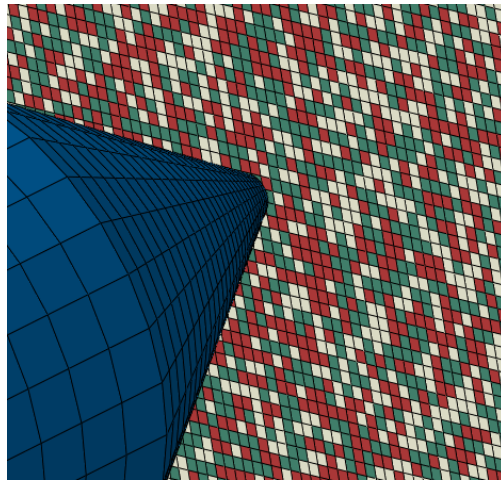


Figure K-1 : Illustration de la répartition aléatoire des propriétés mécaniques

Quatre modèles sont construits, dont un modèle témoin homogène (Tableau K-2) :

Tableau K-2 : Description des modèles de matériau hétérogène

	$A$ (MPa)	$d_1$	Tirage
Modèle 1	$A$	$d_1$	Aucun
Modèle 2	$A$	$(0,7d_1 ; d_1 ; 1,3d_1)$	Tirage 1
Modèle 3	$(0,7A ; A ; 1,3A)$	$d_1$	Tirage 1
Modèle 4	$(0,7A ; A ; 1,3A)$	$d_1$	Tirage 2

La comparaison des modèles se fait sur la base de simulations d'impact avec un projectile D20-Acier-Conique, dont la vitesse incidente est suffisante pour traverser la cible. Deux critères seront examinés :

- quantitatif : Valeur de la vitesse résiduelle du projectile pour vérifier que les propriétés macroscopiques du matériau de la cible sont inchangées
- qualitatif : Forme des pétales formés lors de la pénétration

## K.2. Résultats et discussion

Les résultats des simulations sont regroupés dans la Figure K-2. On y trouve des vues depuis l'arrière de la plaque, face au projectile, au cours de la pénétration. Précisons que le calcul du modèle 1 a été effectué plusieurs fois, et la forme des pétales est répétable. En conséquence, les différences observées ici sont bien influencées par la répartition aléatoire des propriétés mécaniques du matériau, et pas uniquement par des erreurs numériques.

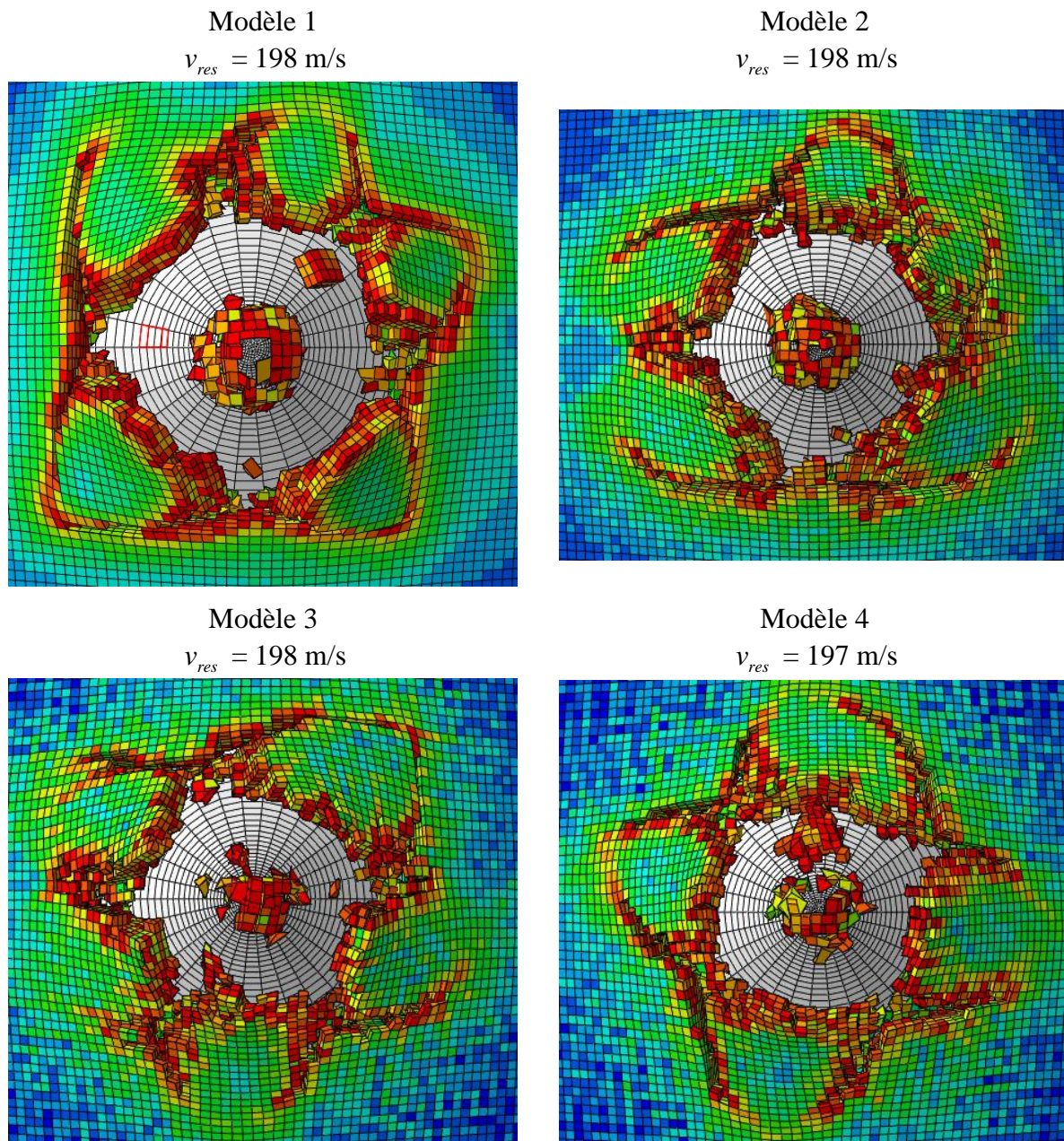


Figure K-2 : Comparaison entre le modèle témoin et les trois modèles hétérogènes. Vue depuis l'arrière de la plaque, face au projectile. Représentation du champ de l'indicateur d'amorçage de l'endommagement de Johnson-Cook (bleu : 0 ; rouge : 1)

On remarque tout d'abord que les vitesses résiduelles sont quasiment identiques. On peut donc en conclure que l'impact de l'hétérogénéisation mésoscopique du matériau a un impact négligeable sur ses propriétés macroscopiques.

Ensuite, la forme des pétales est différente à chaque fois, que ce soit en faisant varier la déformation avant amorçage de l'endommagement (modèle 1 vs. modèle 2), la contrainte d'écoulement (modèle 1 vs. modèle 3 et modèle 2 vs. modèle 3), ou le tirage aléatoire (modèle 3 vs. modèle 4).

L'influence de l'hétérogénéité locale sur la propagation des fissures est donc mise en évidence. Avec des propriétés matériau réparties aléatoirement, les fissures s'orientent vers les éléments les plus faibles, formant des pétales aux formes aléatoires.

La propagation de fissure peut donc revêtir un aspect aléatoire, même en numérique. Il est cependant nécessaire de quantifier les amplitudes de variation des propriétés mécaniques et le nombre de paliers adéquats pour représenter au mieux la réalité.