

**ÉCOLE DOCTORALE Mathématiques, Sciences de l'Information et de l'Ingénieur**

**Laboratoire ICube, UMR 7357, équipe Matériaux Multi-Echelles et Biomécanique**

**THÈSE** présentée par :  
**Johanna BOUTILLIER**

soutenue le : **16 janvier 2017**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'université de Strasbourg**

Discipline/ Spécialité : **Physique / Biomécanique**

**Contribution à la compréhension et à la modélisation des effets lésionnels sur le thorax des ondes de choc aériennes**

**THÈSE dirigée par :**

**M. Willinger Rémy**  
**Mme Deck Caroline**

Professeur, université de Strasbourg  
Chercheur contractuel, HDR, université de Strasbourg

**RAPPORTEURS :**

**M. Papy Alexandre**  
**M. Arnoux Pierre Jean**

Professeur, Ecole Royale Militaire de Bruxelles  
Directeur de recherches, IFSTTAR Marseille

**AUTRES MEMBRES DU JURY :**

**M. Prat Nicolas**

Médecin-Chercheur, HDR, Institut de Recherche Biomédicale des Armées, Brétigny sur Orge, France

**M. Magnan Pascal**

Chargé de recherches, Institut franco-allemand de recherches de Saint Louis, France

**M. Didier Bazalgette**

Responsable du domaine scientifique « Homme et Systèmes », DGA/DS/MRIS





# Remerciements

A l'issue de la rédaction de ces travaux de recherche, je suis persuadée que la thèse est loin d'être un travail solitaire. En effet, je n'aurais jamais pu réaliser ce travail doctoral sans le soutien d'un grand nombre de personnes dont la générosité, la bonne humeur et l'intérêt manifestés à l'égard de mes recherches m'ont permis de progresser dans cette phase délicate de « l'apprenti-chercheur ».

Je souhaite remercier en premier lieu mon directeur de thèse, M. Rémy Willinger, Professeur des Universités et directeur de l'équipe Matériaux Multi-Echelles et Biomécanique (MMB) du laboratoire ICube, pour m'avoir accueilli au sein de son équipe.

J'adresse de chaleureux remerciements à ma co-directrice de thèse, Mme Caroline Deck, chercheur dans l'équipe MMB, pour son attention de tout instant sur mes travaux, pour ses conseils avisés et son écoute qui ont été prépondérants pour la bonne réussite de cette thèse.

Je désire grandement remercier M. Pierre Naz, chef du groupe APC de l'ISL, et M. Pascal Magnan, chargé de recherches à APC, pour la confiance et la liberté qu'ils m'ont accordé tout au long de ces trois années.

Bien sûr, atteindre ces objectifs n'aurait pas été possible sans l'aide de collègues formidables. Merci à vous Sébastien et Stéphane ! Votre énergie et votre bonne humeur ont été des éléments moteurs pour moi. J'ai pris un grand plaisir à travailler avec vous.

Je tiens également à remercier tous mes collègues du groupe APC et de l'équipe MMB pour ces trois années agréables passées à vos côtés.

Merci à mes parents, Yann et Catherine, ainsi qu'à mes trois super grands frères, Tristan, Yohan et Steve pour leur soutien et leurs encouragements. Le retour aux sources, bien que trop rare à cause de la distance qui nous sépare, fait toujours du bien.

Merci à mes amis pour les bons moments en votre compagnie, les bonnes parties de rigolade et pour tous ces vendredis soir se terminant à l'aube du samedi ;)

Et enfin, merci à toi Guillaume, pour ton soutien indispensable, ton implication, tes corrections d'orthographe,... mais surtout pour la vie que nous partageons...



# Avant-propos

C'est dans le cadre du programme ANR/ASTRID/BLASTHOR (12-ASTR-0025-01), démarré en janvier 2013, que se sont effectués mes travaux de recherche au sein du laboratoire ICube (équipe MMB) à Strasbourg et de l'institut franco-allemand de recherche de Saint-Louis (ISL). Cofinancé par l'ISL et la DGA (Direction Générale de l'Armement), ce travail a fait l'objet de publications et de communications au cours de colloques nationaux et internationaux :

## Journaux Internationaux :

- L. Ehrhardt, **J. Boutillier**, P. Magnan, C. Deck, S. De Mezzo, R. Willinger, S. Cheinet. Evaluation of overpressure prediction models for air blast above triple point. *Journal of Hazardous Materials*, 2016; 311:176-185
- **J. Boutillier**, C. Deck, P. Magnan, P. Naz, R. Willinger. A critical literature review on primary blast thorax injury and their outcomes. *Journal of Trauma and Acute Care Surgery*, 2016; DOI : 10.1097/TA.0000000000001076
- **J. Boutillier**, L. Ehrhardt, S. De Mezzo, C. Deck, P. Magnan, P. Naz, R. Willinger. Evaluation of the existing triple point path models with new experimental data and proposal of an original empirical formulation. *Submitted in Shock Waves* on January 9<sup>th</sup>, 2017.

## Conférences Internationales :

- L. Ehrhardt, **J. Boutillier**, P. Magnan, C. Deck, S. De Mezzo, R. Willinger. Blast with ground reflection, a real scale experimental and numerical study. *MABS 23rd*, 8-12 September, 2014, Oxford
- **J. Boutillier**, C. Deck, P. Magnan, R. Willinger, P. Naz. Primary blast injury on thorax: a critical review of the studies and their outcomes. *IRCOBI conference*, 9-11 September, 2015, Lyon
- **J. Boutillier**, S. De Mezzo, C. Deck, P. Magnan, R. Willinger. Response of simplified torso surrogate loaded by a shock wave. *MecaDymat*, 30-31 March, 2016, Strasbourg
- **J. Boutillier**, S. De Mezzo, C. Deck, L. Ehrhardt, P. Magnan, P. Naz, R. Willinger. Shock-wave interaction with reduced-scaled simplified torso surrogate. *IRCOBI conference*, 14-16 September, 2016, Malaga – Spain
- **J. Boutillier**, S. De Mezzo, C. Deck, L. Ehrhardt, P. Magnan, P. Naz, R. Willinger. New experimental data on blast interaction with instrumented structures. *MABS 24*, 18-23 September, 2016, Halifax – Canada
- L. Ehrhardt, **J. Boutillier**, P. Magnan, C. Deck, S. De Mezzo, R. Willinger, P. Naz. Numerical simulation of the air blast interaction with Simplified structures. *MABS 24*, 18-23 September, 2016, Halifax – Canada
- **J. Boutillier**, S. De Mezzo, C. Deck, P. Magnan, P. Naz, R. Willinger. Post-mortem swine thoracic response under blast threat. *Abstract submitted in the International Society of Biomechanics conference* (July 2017)
- **J. Boutillier**, S. De Mezzo, C. Deck, P. Magnan, P. Naz, R. Willinger. Thoracic response of post-mortem swine under blast loadings. *Abstract submitted in IRCOBI conference* (sept. 2017)

## Workshop :

- **J. Boutillier**, L. Ehrhardt, S. De Mezzo, C. Deck, P. Magnan, R. Willinger. Blast related thoracic deformation mechanisms. *ISL workshop*. 10-11 March, 2015
- **J. Boutillier**, C. Deck, P. Magnan. Blast effects. *Workshop ISL/UNISTRA*. 7 July, 2015, Strasbourg
- **J. Boutillier**, S. De Mezzo, C. Deck, P. Magnan, R. Willinger. Shock-wave interaction with reduced-scaled simplified torso surrogate. *ISL workshop*. 9-10 March, 2016
- C. Deck, **J. Boutillier**, De Mezzo, P. Magnan, P. Naz, R. Willinger. Blast related thoracic deformation mechanisms. *Battlefield Acoustics (ISL workshop)*. 11-12 October, 2016
- **J. Boutillier**, De Mezzo, C. Deck, P. Magnan, P. Naz, R. Willinger. A biofidelic simplified torso surrogate to evaluate the efficiency of protective systems. *Battlefield Acoustics (ISL workshop)*. 11-12 October, 2016 (Poster)

**Communications journées doctorantes :**

- **J. Boutillier**, C. Deck, P. Magnan, R. Willinger. Compréhension et modélisation des effets lésionnels sur le thorax liés à l'exposition aux ondes de choc aériennes. *PhD day DGA*. 31 January, 2014
- **J. Boutillier**, L. Ehrhardt, S. De Mezzo, Y. Boehrer, P. Magnan, C. Deck, R. Willinger. Blast with ground reflection, a real scaled experimental and numerical study. *PhD day – doctoral school*. 13 October, 2014 (Poster)
- **J. Boutillier**, L. Ehrhardt, S. De Mezzo, Y. Boehrer, P. Magnan, C. Deck, R. Willinger. Blast with ground reflection, a real scaled experimental and numerical study. *Budding Science, PhD day ISL*. 15-16 October, 2014 (Poster)
- **J. Boutillier**, S. De Mezzo, C. Deck, P. Magnan, R. Willinger. Blast interactions with structures. *PhD day ICube*. 12 Mai, 2015 (**Prix du meilleur poster**)
- **J. Boutillier**. Blast interactions with instrumented shells evolving towards a torso-like model. *Budding Science, PhD day ISL*. 24-25 June 2015
- **J. Boutillier**. Simplified torso surrogate for the evaluation of protective system under blast loading. *PhD day ICube*. 12 Mai, 2016
- **J. Boutillier**. Evaluation of the biofidelic response of simplified torso surrogates *Budding Science, PhD day ISL*. 23-24 June, 2016

# Table des Matières

<b>INTRODUCTION GENERALE</b>	<b>1</b>
<b>CHAPITRE 1 : SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE</b>	<b>7</b>
<b>1.1 INTRODUCTION</b>	<b>8</b>
<b>1.2 EPIDEMIOLOGIE</b>	<b>8</b>
<b>1.3 LA PHYSIQUE DU BLAST</b>	<b>11</b>
1.3.1 INTRODUCTION	11
1.3.2 ONDE DE CHOC SIMPLE	11
1.3.2.1 Caractérisation	11
1.3.2.2 Théorie des ondes droites, équations de Rankine-Hugoniot	12
1.3.3 ONDE DE CHOC REFLECHIE	14
1.3.3.1 Réflexion normale	14
1.3.3.2 Réflexion oblique	16
1.3.3.3 Les différents abaques du point triple existants	19
1.3.4 INTERACTION D'UNE ONDE DE CHOC AVEC DES STRUCTURES	21
1.3.5 LOIS DE SIMILITUDE	23
1.3.6 EQUIVALENT TNT	25
1.3.7 CONCLUSION	27
<b>1.4 MECANISMES DE LESIONS DU BLAST PRIMAIRE</b>	<b>27</b>
1.4.1 INTRODUCTION	27
1.4.2 ANATOMIE DU THORAX	28
1.4.3 DESCRIPTION DES LESIONS PULMONAIRES	31
1.4.4 EFFET D'UNE ONDE DE CHOC SIMPLE	32
1.4.4.1 Effet de la surpression et de la durée de phase positive sur les lésions	32
1.4.4.2 Effet du temps de montée et du fractionnement de la surpression	34
1.4.5 EFFET D'UN BLAST REPETE	35
1.4.5.1 Longue durée de phase positive	35
1.4.5.2 Courte durée de phase positive	36
1.4.6 CONCLUSION	37
<b>1.5 MODELES EXISTANTS DE PREDICTION DES LESIONS</b>	<b>37</b>
1.5.1 INTRODUCTION	37
1.5.2 COURBES DE BOWEN ET REVISIONS	37
1.5.3 MODELE D'AXELSSON	44
1.5.3.1 Description du modèle	44
1.5.3.2 Modèles « single-point »	47
1.5.3.2.1 Introduction	47
1.5.3.2.2 Modèle « single-point » d'Axelsson	47
1.5.3.2.3 Modèle de Weathervane « single-point »	48
1.5.3.2.4 Modèles « single-point » de TNO	49
1.5.3.2.5 Conclusion	51
1.5.3.3 Conclusion	53
1.5.4 MODELE DE STUHMLER	53
1.5.5 MODELE NUMERIQUE (GREER)	54
1.5.6 LE CRITERE VISQUEUX	55
1.5.7 CONCLUSION	56
<b>1.6 LES MANNEQUINS PHYSIQUES</b>	<b>57</b>
1.6.1 INTRODUCTION	57

1.6.2	« BLAST TEST DEVICE » - BTD	58
1.6.3	LA MEMBRANE THORACIQUE EN « U » - RIG	58
1.6.4	« MANNEQUIN FOR THE ASSESSMENT OF BLAST INCAPACITATION AND LETHALITY » - MABIL	59
1.6.5	HYBRID III	61
1.6.6	CONCLUSION	61
<b>1.7</b>	<b>LES MODELES THORACIQUES NUMERIQUES POUR LES ETUDES SOUS DYNAMIQUE RAPIDE</b>	<b>62</b>
<b>1.8</b>	<b>SYNTHESE ET MOTIVATION DE L'ETUDE</b>	<b>70</b>
<b>CHAPITRE 2 : CARACTERISATION EXPERIMENTALE ET EVALUATION NUMERIQUE DE LA DETONATION D'UNE CHARGE EXPLOSIVE SPHERIQUE EN CHAMP LIBRE</b>		<b>73</b>
<b>2.1.</b>	<b>INTRODUCTION</b>	<b>74</b>
<b>2.2.</b>	<b>CARACTERISATION EXPERIMENTALE</b>	<b>76</b>
2.2.1.	INTRODUCTION	76
2.2.2.	CAMPAGNE EXPERIMENTALE	76
2.2.3.	INSTRUMENTATION	78
2.2.4.	RESULTATS EN TERMES DE PRESSION ET IMPULSION	80
2.2.4.1.	Introduction	80
2.2.4.2.	Météo et sphéricité de la détonation	80
2.2.4.3.	Profils de pression et impulsion	81
2.2.4.4.	Conclusion	86
2.2.5.	RESULTATS CONCERNANT LE POINT TRIPLE	87
2.2.5.1.	Introduction	87
2.2.5.2.	Evolution du point triple	87
2.2.5.3.	Proposition d'un nouvel abaque	91
2.2.5.4.	Evaluation de l'abaque	96
2.2.5.5.	Conclusion	100
2.2.6.	CONCLUSION	101
<b>2.3.</b>	<b>EVALUATION NUMERIQUE DE LA DETONATION D'UNE CHARGE EXPLOSIVE EN CHAMP LIBRE</b>	<b>101</b>
2.3.1.	INTRODUCTION	101
2.3.2.	LES DIFFERENTES APPROCHES NUMERIQUES	102
2.3.2.1.	Introduction	102
2.3.2.2.	La méthode empirique *Load_Blast_Enhanced (LBE)	102
2.3.2.3.	La méthode « Arbitrary Lagrangian-Eulerian » (ALE)	103
2.3.2.3.1.	Formulation	104
2.3.2.3.2.	Modélisation de l'air et de l'explosif	104
2.3.2.3.3.	Maillage et étude paramétrique	105
2.3.2.4.	La technique du mapping	107
2.3.2.5.	La méthode couplée	108
2.3.2.6.	Conclusion	109
2.3.3.	RESULTATS PRELIMINAIRES	110
2.3.3.1.	Introduction	110
2.3.3.2.	Etude paramétrique de la méthode « full » ALE	110
2.3.3.3.	Etude paramétrique de la technique du mapping et comparaison avec l'approche « full » ALE	113
2.3.3.4.	Résultats comparatifs des différentes méthodes numériques	115
2.3.3.5.	Conclusion	118
2.3.4.	EVALUATION DE LA METHODE NUMERIQUE LA PLUS ADAPTEE SUR L'ENSEMBLE DES SCENARIOS REALISES EXPERIMENTALEMENT	119
2.3.4.1.	Introduction	119
2.3.4.2.	Evolution du point triple	119
2.3.4.3.	Comparaison en termes de pression et impulsion	120
2.3.4.4.	Conclusion	123
2.3.5.	CARTOGRAPHIE NUMERIQUE DU CHAMP DE PRESSION	124
2.3.6.	CONCLUSION	125

<b>2.4. CONCLUSION</b>	<b>125</b>
<b>CHAPITRE 3 : COMPREHENSION DE L'INTERACTION D'UNE ONDE DE CHOC AVEC DES THORAX SIMPLIFIES RIGIDES ET DEFORMABLES</b>	<b>129</b>
<b>3.1. INTRODUCTION</b>	<b>130</b>
<b>3.2. INTERACTION D'ONDES DE CHOC AVEC LES MODELES THORACIQUES SIMPLIFIES RIGIDES REDUITS</b>	<b>131</b>
3.2.1. INTRODUCTION	131
3.2.2. LES MODELES SIMPLIFIES THORACIQUES RIGIDES ETUDIES	132
3.2.3. INSTRUMENTATION	133
3.2.4. LES ESSAIS EXPERIMENTAUX	134
3.2.5. APPROCHE NUMERIQUE SOUS LS-DYNA	136
3.2.5.1. Introduction	136
3.2.5.2. La technique du mapping	136
3.2.5.3. Modèles éléments finis du pavé et du cylindre et interaction fluide – structure	138
3.2.5.4. Conditions limites	138
3.2.5.5. Conclusion	140
3.2.6. RESULTATS	140
3.2.6.1. Introduction	140
3.2.6.2. Pression incidente	141
3.2.6.2.1. Introduction	141
3.2.6.2.2. Influence de la hauteur de détonation	141
3.2.6.2.3. Résultats numériques préliminaires de l'étude paramétrique du mapping 2D vers 3D	142
3.2.6.2.4. Conclusion	143
3.2.6.3. Profils de pression et impulsion sur les cibles	144
3.2.6.3.1. Introduction	144
3.2.6.3.2. Influence de la géométrie	144
3.2.6.3.3. Reproduction du phénomène d'interaction blast-structure sous LS-DYNA	146
3.2.6.3.4. Conclusion	150
3.2.6.4. Observations sur le cylindre du chargement blast	150
3.2.6.5. Conclusion	151
3.2.7. CONCLUSION	151
<b>3.3. INTERACTION D'ONDES DE CHOC AVEC LES MODELES THORACIQUES SIMPLIFIES DEFORMABLES REDUITS</b>	<b>152</b>
3.3.1. INTRODUCTION	152
3.3.2. APPROCHE EXPERIMENTALE	153
3.3.2.1. Introduction	153
3.3.2.2. Les structures déformables	153
3.3.2.3. Instrumentation	155
3.3.2.4. Scénarios étudiés	155
3.3.2.5. Conclusion	156
3.3.3. RESULTATS EXPERIMENTAUX DE L'INTERACTION DE DIFFERENTES ONDES DE CHOC AVEC LES MODELES DEFORMABLES	157
3.3.3.1. Introduction	157
3.3.3.2. Les profils de pression incidente et réfléchie	157
3.3.3.3. Influence de la hauteur de détonation sur les paramètres cinématiques	159
3.3.3.4. Influence de la géométrie des structures sur les paramètres cinématiques	160
3.3.3.5. Conclusion	161
3.3.4. APPROCHE NUMERIQUE DE L'INTERACTION D'ONDES DE CHOC AVEC LES MODELES THORACIQUES REDUITS DEFORMABLES	163
3.3.4.1. Introduction	163
3.3.4.2. Les modèles éléments finis des torses simplifiés	163
3.3.4.3. Validation de la réponse cinématique de ces modèles éléments finis	165
3.3.4.4. Conclusion	167
3.3.5. CONCLUSIONS	168
<b>3.4. CONCLUSION</b>	<b>168</b>

<b>CHAPITRE 4 : CAMPAGNE EXPERIMENTALE SUR REACTEUR BIOLOGIQUE POST-MORTEM</b>	<b>171</b>
<b>4.1 INTRODUCTION</b>	<b>172</b>
<b>4.2 CAMPAGNE EXPERIMENTALE</b>	<b>173</b>
4.2.1 INTRODUCTION	173
4.2.2 LES REACTEURS BIOLOGIQUES	174
4.2.3 INSTRUMENTATION	175
4.2.4 PROGRAMME D'ESSAIS	178
4.2.4.1 Essais de RB contre une paroi	178
4.2.4.2 Essais en champ libre	180
4.2.5 CONCLUSION	181
<b>4.3 RESULTATS EXPERIMENTAUX</b>	<b>182</b>
4.3.1 INTRODUCTION	182
4.3.2 RESULTATS DE L'EXPOSITION DES REACTEURS BIOLOGIQUES CONTRE UNE PAROI	183
4.3.2.1 Introduction	183
4.3.2.2 Evaluation de la pression incidente et réfléchie	183
4.3.2.3 Evaluation de la pression œsophagienne	188
4.3.2.3.1 Introduction	188
4.3.2.3.2 Pression dans l'œsophage	189
4.3.2.3.3 Influence de la position de l'hydrophone	190
4.3.2.3.4 Conclusion	191
4.3.2.4 Mesures relatives à la paroi costale	191
4.3.2.4.1 Introduction	191
4.3.2.4.2 Accélération et vitesses temporelles de la paroi costale	191
4.3.2.4.2.1 Profils et caractéristiques	191
4.3.2.4.2.2 Influence de la masse de la mire sur l'enregistrement de l'accélération et de la vitesse de la paroi thoracique	193
4.3.2.4.3 Déplacement de la paroi costale par suivi vidéo	194
4.3.2.4.4 Calcul du critère lésionnel thoracique VC	196
4.3.2.4.5 Influence de l'épaisseur de la couenne sur les paramètres cinématiques et le critère visqueux	198
4.3.2.4.6 Conclusions	200
4.3.2.5 Relations entre les caractéristiques de l'onde incidente et réfléchie et les paramètres cinématiques	200
4.3.2.6 Conclusion	202
4.3.3 COMPARAISON DES RESULTATS DE L'EXPOSITION DES RB CONTRE UNE PAROI ET EN CHAMP LIBRE	202
4.3.3.1 Introduction	202
4.3.3.2 Evolution des différentes pressions	203
4.3.3.2.1 Pression incidente et réfléchie	203
4.3.3.2.2 Pression œsophagienne	206
4.3.3.3 Mesure de l'accélération et de la vitesse de la cage thoracique	207
4.3.3.4 Conclusion	209
4.3.4 RELATIONS ENTRE LES CARACTERISTIQUES DE L'ONDE INCIDENTE ET LES PARAMETRES CINEMATIQUES DE LA CAGE THORACIQUE DES RB POUR LES DEUX POSITIONS TESTEES	209
4.3.5 CONCLUSION	210
<b>4.4 CONCLUSION</b>	<b>211</b>
<b>CHAPITRE 5 : VERS UN DISPOSITIF D'ESSAI BIO-FIDELE ET UN OUTIL DE PREDICTION DES LESIONS POUR LE BLAST</b>	<b>213</b>
<b>5.1 INTRODUCTION</b>	<b>214</b>
<b>5.2 CONFRONTATION DES CIBLES PHYSIQUES ET BIOLOGIQUES</b>	<b>216</b>
5.2.1 INTRODUCTION	216
5.2.2 COMPARAISON DE LA REPONSE DE NOS TORSSES SIMPLIFIEES DEFORMABLES AVEC LA REPONSE THORACIQUE DES RB	216
5.2.3 RAPPROCHEMENT DE LA REPONSE DU RB, DU CYLINDRE, ET DU MANNEQUIN ANTHROPOMORPHIQUE MABIL	219



## Table des matières

---

5.2.4	CONCLUSION	222
<b>5.3</b>	<b>EVALUATION ET PROPOSITION D'UN OUTIL DE PREDICTION DES LESIONS POUR LE BLAST</b>	<b>222</b>
5.3.1	INTRODUCTION	222
5.3.2	PREDICTION DES LESIONS A L'AIDE DES OUTILS ACTUELS	222
5.3.3	VERS UN CRITERE DE LESIONS PULMONAIRE	224
5.3.3.1	Introduction	224
5.3.3.2	Récolte des données issues de la littérature	224
5.3.3.3	Proposition d'extrapolation pour l'obtention de nouvelles limites lésionnelles pour les poumons	226
5.3.3.4	Conclusion	230
5.3.4	CONCLUSION	231
<b>5.4</b>	<b>CONCLUSION</b>	<b>231</b>
<b>CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES</b>		<b>233</b>
<b>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</b>		<b>239</b>
<b>ANNEXES</b>		<b>251</b>
<b>ANNEXE A : CALIBRATION DES CAPTEURS DE PRESSION</b>		<b>252</b>
<b>ANNEXE B : PROFILS DE PRESSION ET D'IMPULSION INCIDENTES POUR LES SCENARIOS DE LA CARTOGRAPHIE CHAMP LIBRE</b>		<b>253</b>
<b>ANNEXE C : COMPARAISON EXPERIMENTALE/NUMERIQUE DE LA PRESSION ET DE L'IMPULSION INCIDENTE POUR LES 15 SCENARIOS DE LA CARTOGRAPHIE CHAMP LIBRE</b>		<b>266</b>
<b>ANNEXE D : PASSAGE A L'ECHELLE REDUITE</b>		<b>289</b>
<b>ANNEXE E : FICHE TECHNIQUE DE L'ELASTOMERE DE POLYURETHANE PMC®-770</b>		<b>295</b>
<b>ANNEXE F : VALIDATION DE L'INTERACTION FLUIDE-STRUCTURE RIGIDE SOUS LS-DYNA</b>		<b>297</b>
<b>ANNEXE G : COMPARAISON EXPERIMENTALE/NUMERIQUE DES PRESSIONS ET IMPULSIONS SUR LES CIBLES</b>		<b>299</b>
<b>ANNEXE H : REALISATION DES STRUCTURES DEFORMABLES EN PMC®-770</b>		<b>303</b>
<b>ANNEXE I : VALIDATION DES MODELES ELEMENTS FINIS DES STRUCTURES DEFORMABLES SIMPLIFIEES, I.E. PAVE ET CYLINDRE</b>		<b>305</b>
<b>ANNEXE J : PROBLEME AVEC LA SONDE EFFILEE 137B24 10601 LORS DES ESSAIS SUR REACTEUR BIOLOGIQUE</b>		<b>310</b>



# Liste des symboles et abréviations

$a_0$	Célérité du son dans les gaz frais
$a_1$	Célérité du son en aval du choc incident
ASII	Adjusted Severity of Injury Index
$b$	Facteur de décroissance de l'onde de pression (Friedlander)
$\beta$	Angle d'incidence de l'onde incidente
$\beta_{\max}$	Angle d'incidence critique entraînant une réflexion de Mach
$C(t)$	Compression de la paroi thoracique
$c_p$	Chaleur spécifique à pression constante
$c_v$	Chaleur spécifique à volume constant
$C_r$	Coefficient de réflexion
$\Gamma_{\max}$	Accélération linéaire maximale
$\rho_0$	Masse volumique du gaz frais
$\rho_1$	Masse volumique du gaz choqué
$D_{CJ}$	Vitesse de détonation de Chapman-Jouguet
$D_{\max}$	Enfoncement maximal
$d$	Épaisseur thoracique initiale
$\Delta P_i$	Surpression incidente
$\Delta P_r$	Surpression réfléchie
$\Delta P_{\text{oeso}}$	Surpression œsophagienne
$\Delta I_i$	Impulsion incidente maximale
$\Delta I_r$	Impulsion réfléchie maximale
$\Delta I_{\text{oeso}}$	Impulsion maximale œsophagienne
$Eq_{\text{TNT}}$	Equivalent en masse de TNT
$E_0$	Energie interne du gaz frais
$E_1$	Energie interne du gaz choqué
ET	Ecart type
$\gamma$	Exposant isentropique
$H_{oB}$	Hauteur de détonation
$H_{TP}$	Hauteur du point triple
$k$	Facteur d'échelle
LD50	Courbe à 50% de létalité
MABIL	Mannequin for the Assessment of Blast Incapacitation and Lethality
MM-ALE	Multi-Material arbitrary Lagrangian-Eulerian
$m$	Masse de l'explosif
$M_i$	Nombre de Mach du choc incident
$P_0$	Pression ambiante
$P_1$	Pression dans le gaz choqué
$P_i$	Pression incidente
$P_r$	Pression réfléchie
$P_{sw}$	Pression aux longues durées de phase positive correspondant à 50% de létalité
$Q$	Pression dynamique
$R$	Constante des gaz parfait
RB	Réacteur biologique
$R_{\text{feu}}$	Rayon de la boule de feu
$R_{\text{th}}$	Rayon théorique de la charge explosive

## Liste des symboles et abréviations

---

$R_0$	Distance d'apparition du point triple par rapport à la charge
SD	Distance à la charge réduite
SHoB	Hauteur de détonation réduite
SH <sub>TP</sub>	Hauteur du point triple réduite
SR <sub>0</sub>	Distance d'apparition du point triple réduite
T	Température
T <sup>+</sup>	Durée de la phase positive
TOA	Temps d'arrivée de l'onde de choc
$u_0$	Vitesse absolue du gaz frais
$u_1$	Vitesse absolue du gaz choqué
V	Critère de lésion du modèle d'Axelsson
V <sub>SP</sub>	Critère de lésion du modèle « sigle-point » d'Axelsson
VC <sub>max</sub>	Critère visqueux
V(t)	Vitesse d'enfoncement de la paroi thoracique
V <sub>max</sub>	Vitesse d'enfoncement maximale
$v_0$	Vitesse relative du gaz frais
$v_1$	Vitesse relative du gaz choqué
$v_i$	Vitesse relative en aval du choc incident

# Introduction générale

Les conflits militaires récents et les actions terroristes qui se multiplient à travers le monde, notamment en France, confirment un changement radical dans la nature des menaces et leur mode d'action. Aujourd'hui, le champ de bataille n'est plus ailleurs, loin de nos soucis quotidiens, mais peut se trouver en tous lieux et toutes formes. L'action est souvent qualifiée de « guerre hybride » pour non seulement une utilisation de munitions conventionnelles militarisées mais on observe aussi de plus en plus le recours par l'ennemi à des munitions improvisées, catégorisées sous le dénominateur EEI (Engins Explosifs Improvisés) [Belmont *et al.* 2010]. Les forces intérieures de maintien de l'ordre et militaires sont au premier rang et doivent faire face efficacement à ces menaces. Bien que les statistiques manquent à ce sujet, les zones corporelles principalement touchées par l'onde de choc (blast) générée par la détonation d'une charge explosive sont les organes diphasiques, tels que les tympanes et les poumons [Mayorga 1997 ; Phillips 1986]. La protection de l'individu (militaire et civil) est donc au cœur même des actions préventives et de ripostes engagées. Les conséquences pour les victimes sont liées à la nature de la menace et de son environnement, mais également propre à la « fragilité biomécanique » de l'individu lui-même. La capacité de résistance des tissus biologiques aux chocs et impacts de natures diverses est variable selon l'organe, qu'il soit plein, creux, contenant des poches de gaz, rigide ou mou. Au-delà d'une certaine valeur physique de contrainte ou de déformation, le changement d'état ou d'aspect de la matière biologique a irréversiblement un effet sur sa fonction : altération temporelle ou définitive, immédiate ou différée. Si cette altération touche des fonctions vitales comme les fonctions cardio-respiratoires, le décès est l'issue la plus probable si les soins de première intervention ne sont pas prodigués.

Le thorax est la zone corporelle offrant la plus grande surface à la menace de type blast et il renferme entre autre trois grandes composantes qui sont : le cœur, les poumons, les principaux gros vaisseaux artériels et veineux (aorte, veines pulmonaires, veines caves). La protection de ces organes reste donc un challenge permanent et il est nécessaire de dégager les points critiques et les paramètres clefs à prendre en compte pour l'évolution et la mise en œuvre d'équipements individuels de protection toujours plus efficaces. La tolérance au choc de l'individu a surtout été étudiée dans l'industrie automobile, pourvoyeuse des principaux critères de risques lésionnels établis. Outre les problèmes liés à la sécurité routière, un autre aspect à prendre en compte est donc le côté défense qui à ce jour a fait l'objet de très peu d'études. L'objectif à terme est de pouvoir évaluer les systèmes de protection thoracique puisqu'ils ne sont pas tous égaux en termes d'efficacité face au blast [Cooper *et al.* 1991 ; Jetté *et al.* 2004 ; Phillips *et al.* 1988 ; Thom *et al.* 2007]. Pour cela, des mannequins anthropomorphiques ou des substituts thoracique avec une instrumentation appropriée sont utilisés, tels que le Blast Test Device (BTD), la membrane en « U » canadienne et le mannequin MABIL (« Mannequin for the Assessment of Blast Incapacitation and Lethality ») [Johnson *et al.* 1993 ; Magnan *et al.* 2011 ; Ouellet *et al.* 2008]. Le BTD est un cylindre rigide creux de 76cm de hauteur dont le diamètre est de 30cm et est utilisé comme substitut du thorax humain permettant de connaître l'historique de pression à mi-hauteur tous les 90°. Lors d'expérimentation [Johnson *et al.* 1993], ce substitut a été placé dans des scénarios similaires à ceux des moutons exposés dans un espace confiné. Les profils de pression obtenus et les niveaux de lésions pulmonaires sur les moutons ont été utilisés comme données d'étalonnage pour les modèles de prédiction des blessures d'Axelsson et de Stuhmiller [Axelsson *et al.* 1996 ; Stuhmiller *et al.* 1996]. Une autre version simplifiée d'un

torse humain est la membrane canadienne en forme de « U », faite en élastomère de polyuréthane (PMC 870), validée pour un impact de projectile non léthal et également utilisée pour évaluer des équipements de protection thoracique sous blast [Magnan *et al.* 2011, 2012]. Plus récemment, la Recherche et le Développement pour la Défense Canada (RDDC) a développé un mannequin anthropomorphe (50 percentile) en PMC 870 appelé MABIL. Il n'a pas été construit pour imiter la réponse des substituts biologiques, mais pour évaluer qualitativement l'efficacité des systèmes de protection [Bouamoul *et al.* 2007 ; Ouellet *et al.* 2008]. En revanche, il n'est pas encore possible avec les connaissances actuelles de quantifier la variation du risque lésionnel résultant du port d'une protection thoracique à l'aide d'un substitut thoracique bio fidèle. En effet, cela ne peut être réalisable qu'avec un critère de lésion et un mannequin bio fidèle adaptés à cette menace, or, aucune de ces deux conditions n'est à ce jour remplie.

L'objectif de cette thèse est donc de contribuer à la compréhension de l'interaction d'une onde de choc avec le thorax en ayant pour objectif la détermination d'un ou de plusieurs paramètres physiques pouvant être liés à un niveau lésionnel pulmonaire et ainsi proposer des voies de modifications du thorax des mannequins existants afin de les rendre plus bio fidèles au regard d'une sollicitation de type effet de souffle et ainsi permettre l'évaluation quantitative des systèmes de protection. Afin d'arriver aux résultats escomptés, une approche expérimentale et numérique est mise en place. L'outil numérique, après validation, est crucial et vient compléter les conclusions émises suites aux différentes campagnes expérimentales. En effet, certaines expérimentations sont limitées dues soit à l'impossibilité technologique de mise en œuvre, d'un problème de temps, d'argent, soit pour des raisons éthiques, etc.

La première partie de ce travail présente un état de l'art des différents phénomènes physiques liés à la détonation d'une charge explosive et les différentes études menées ainsi que leurs limites concernant les risques lésionnels lors d'une exposition à une onde de choc consécutive à une détonation. Cela sera suivi d'une présentation des différents mannequins thoracique physiques et numériques utilisés pour les études d'interaction onde/thorax ainsi que les principales limites et critiques s'y attendant.

La deuxième partie est consacrée à la caractérisation expérimentale et à l'évaluation numérique de la détonation d'une charge explosive sphérique en champ libre. L'influence de la hauteur de détonation et de la masse d'explosif sur le champ de pression et l'évolution de la trajectoire du point triple, point séparant une zone de choc unique d'une zone de double choc, sera alors étudiée. Le large éventail de données expérimentales obtenues permettra l'évaluation des abaques du point triple existants et la proposition d'une nouvelle formulation empirique plus précise. Ces données serviront aussi à la création d'un modèle prédictif de la pression au-dessus du point triple.

En plus d'apporter une compréhension des phénomènes physiques liés à la détonation aérienne au-dessus d'un sol et la création de nouveaux outils prédictifs, les données de cette étude appuieront l'évaluation de différentes approches numériques de génération d'une onde de choc sous le logiciel de calcul LS-DYNA et ainsi le choix de l'approche la plus fidèle sans toutefois avoir un temps de calcul démesuré.

Après avoir caractérisé et évalué la menace du blast à travers différents scénarios, les principaux objectifs de la troisième partie de ce manuscrit seront de comprendre l'interaction d'une onde de choc avec des substituts de thorax simplifiés ainsi que d'évaluer l'influence de différents profils de pression incidente de même impulsion maximale sur la réponse de ces derniers. Pour atteindre ces objectifs, deux campagnes expérimentales seront conduites et présentées où des parallélépipèdes rectangles creux (RPP) et des cylindres creux rigides et déformables (élastomère de polyuréthane, PMC 770) vont être exposés à une charge explosive sphérique de C-4 de 0,3kg détonant à trois hauteurs différentes. Dans un premier temps, une comparaison des enregistrements effectués sur ces substituts déformables en termes de paramètres cinématiques permettra de noter une possible influence de la forme de la cible sur ces derniers. Dans un second temps et dans le but d'évaluer qualitativement ou/et quantitativement l'efficacité de système de protection sur un mannequin, il est nécessaire d'avoir un critère adapté non affecté par le profil de la pression incidente. L'analyse approfondie des données expérimentales et leurs confrontations en fonction de la hauteur de détonation de la charge explosive permettront de mettre en avant de possibles paramètres adaptés pour la définition de critères de blessure ainsi que les limites des approches actuellement utilisées.

Parallèlement à cela, le large éventail de données expérimentales acquises servira de base à la validation des modèles éléments finis des cibles déformables et permettra de compléter la compréhension de l'interaction blast/structure thoracique simplifiée déformable en réalisant numériquement d'avantage de scénarios.

La quatrième partie de ce manuscrit est consacrée à l'étude des effets du blast (onde de Friedlander – choc unique) sur la réponse thoracique de réacteurs biologiques porcins post-mortem. Ce modèle, appelé ici réacteur biologique (RB) est par ailleurs utilisé par le Service de Santé des Armées pour évaluer l'aspect lésionnel et physiopathologique du blast. Il s'agira donc ici de l'exposition de porcs post-mortem de 50kg instrumentés d'un accéléromètre sur la cage thoracique, d'un hydrophone dans l'œsophage et d'un capteur de pression réfléchié fixé sur la peau au niveau de l'accéléromètre. L'objectif de ces mesures est double. D'une part, il s'agira de s'assurer de la reproductibilité intra et inter individuelle des mesures physiques effectuées sur ces derniers en effectuant plusieurs répétitions d'une même menace sur un même RB ainsi que sur d'autres. D'autre part, une fois ce point clarifié, l'objectif sera de connaître l'évolution de paramètres cinématiques ou d'une combinaison de ces derniers en fonction de différentes intensités de la menace. La réponse de la cage thoracique du modèle biologique utilisé sera alors connue pour une large plage d'impulsion incidente.

Enfin, dans une cinquième partie, la réponse thoracique des RB sera comparée à celle des substituts de thorax déformables étudiés dans le chapitre 3.

Un point important reste cependant l'association d'un niveau lésionnel pulmonaire à un paramètre physique mesurable sur un mannequin, à savoir un paramètre cinématique ou une combinaison de ces paramètres. Ce ou ces paramètres devront être en mesure de différencier les systèmes de protection, or, les critères de lésions actuels ne sont pas adaptés pour cet objectif. Pour résoudre une partie de ce problème, une démarche innovante sera appliquée afin de définir des seuils lésionnels en termes d'impulsion incidente, pour ensuite les associer aux paramètres cinématiques de la cage thoracique du RB de 50kg. Cette démarche utilise



à la fois les données de lésions pulmonaires issues de la littérature et le fait que l'impulsion d'une onde de type Friedlander gouverne les lésions pour des durées de phase positive  $T_+$  inférieure à 3 ms [Schardin 1950].

Les conclusions et les limites de l'ensemble de ce travail de thèse seront dans un dernier temps présentées. Les résultats obtenus dans le cadre de la présente thèse permettront d'aider à la spécification des nouveaux mannequins thoracique et à la définition de nouvelles limites de tolérances pulmonaires définies avec des paramètres mesurables sur un mannequin dans le but ultime d'évaluer quantitativement et d'optimiser des systèmes de protection thoracique face à la menace blast.



# Chapitre 1 : **Synthèse bibliographique**

## 1.1 Introduction

Ce premier chapitre de thèse collecte les données bibliographiques sur différents aspects de l'étude de la compréhension de l'interaction d'une onde de choc avec un thorax.

La présentation générale portera sur les risques lésionnels d'une exposition à une onde de choc consécutive à la détonation d'une charge explosive. Des statistiques sur l'évolution des menaces dans un contexte militaire ainsi que du nombre de décès seront présentés. Au travers de cette partie, nous démontrerons que l'homme est sensible à ce genre de menace, dont l'utilisation au fil des années ne cesse de s'accroître.

Dans le but de comprendre la menace et les différents phénomènes associés à cette dernière, la physique du blast, ou de l'onde de choc, sera présentée, ainsi que les différentes études menées à ce jour concernant son interaction avec des structures simples. Nous présenterons ensuite les types de lésions provoqués par cette menace ainsi que les études réalisées sur animaux et leurs conclusions associées afin de comprendre l'effet d'une onde de choc sur les lésions et les décès.

Depuis la seconde guerre mondiale, les chercheurs se sont intéressés à ce sujet et grâce aux études réalisées, différents critères de lésions ont été développés. Certains considèrent l'interaction d'une onde de choc simple avec un animal et en déduisent le pourcentage de létalité de la menace en fonction de deux paramètres de l'onde de choc. D'autres, quant à eux, utilisent un substitut de thorax pour avoir les pressions à différents endroits sur celui-ci et utilisent un modèle mathématique pour déterminer les lésions encourues. Une revue de ces critères établis par les chercheurs depuis les années soixante sera proposée et l'accent sera mis sur les limites actuelles de ces modèles.

Enfin, les différents mannequins physiques utilisés actuellement dans des études de quantification des lésions encourues ou encore d'évaluations des systèmes de protection par blast seront exposés, ainsi que les principaux modèles éléments finis (MEF) de thorax utilisés lors d'études numériques d'impacts à haute vitesse.

## 1.2 Epidémiologie

Les conflits du XXe siècle montrent une domination écrasante des blessures pénétrantes pour le personnel d'infanterie (90%), par rapport aux autres mécanismes de blessures : explosion, impact contondant, brûlure [Bellamy 1985]. Au fil des conflits, il se dégage deux menaces principales : les armes à feu (blessures par balles) et les explosions (engins explosifs improvisés (EEI, ou IED dans la dénomination anglophone), mines, mortiers, bombes et grenades) [Belmont et al. 2010]. Le pourcentage de personnes blessées par ces deux mécanismes lésionnels au cours de précédentes guerres américaines est résumé au travers du Tableau 1.1 d'après l'étude de Owens [Owens et al. 2008]. Le changement de tactique et l'inégalité du rapport de force conduisent à un profil de conflit atypique avec l'utilisation des IED et la multiplication d'actes de terrorisme et d'embuscades particulièrement meurtriers. Ainsi, la tendance générale est l'augmentation des pertes humaines par explosions par rapport à celles causées par les armes à feu. Pendant la 1ère guerre mondiale, 65% des pertes recensées

étaient dues aux armes à feu [Owens et al. 2008] alors que pendant les deux phases du conflit Irakien près de 80% des blessés au combat étaient liés aux explosions, tandis que les blessures par balles reculent à près de 20%. Sur les 80% des blessés par explosion en Irak ou en Afghanistan, 38% des lésions étaient provoquées par un IED [Owens et al. 2008]. Malgré ces chiffres, il faut attirer l'attention du lecteur sur le fait que le nombre de tués au combat reste important pour les victimes par balles, un peu plus de 20% pour les victimes par armes à feu, contre 10% pour les explosions [Chivers 2009].

Tableau 1.1 : Mécanismes de lésions des précédentes guerres américaines (en pourcentage) [Owens et al. 2008].

	Armes à feu	Explosion
<b>Guerre civil</b>	91	9
<b>1<sup>ère</sup> guerre mondiale</b>	65	35
<b>2<sup>nd</sup> guerre mondiale</b>	27	73
<b>Corée</b>	31	69
<b>Vietnam</b>	35	65
<b>Irak ou Afghanistan</b>	19	81

Un recensement du nombre de victimes des forces de la coalition est consultable sur internet. Sur le portail de « icasualties.org », concernant l'opération menée en Afghanistan (OEF), on peut observer l'évolution du nombre des décès par IED sur les quinze dernières années, par rapport à l'ensemble des décès par action de l'ennemi, celle-ci est illustrée en Figure 1.1. On peut remarquer que l'impact des IED devient majeur, avec un pic en 2009-2010 où près de 60% des décès avaient pour cause les IED.

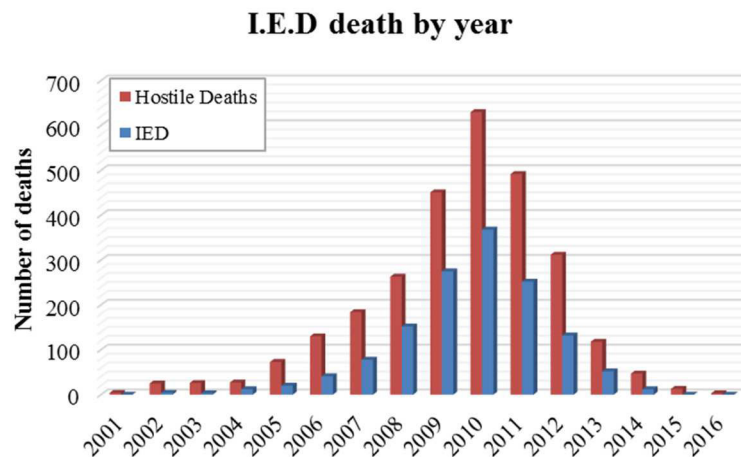


Figure 1.1 : Evolution du nombre de décès par IED par rapport à l'ensemble des décès pour les militaires américains lors du conflit Afghan [icasualties.org].

Il est très difficile d'avoir un recueil précis des zones corporelles concernées et des circonstances des incidents au-delà de la comptabilité des blessés et des tués au combat ou décédés des suites de leur blessure. Les seules sources disponibles viennent de l'étude rétrospective du Wound Data and Munitions Effectiveness Team (WDMET) portant sur 8000 soldats américains entre 1967 et 1969 en pleine guerre du Viêt Nam. Bellamy

[1995] et Champion *et al.* [2003] présentent les données de cette étude rétrospective en recensant la distribution des blessures non vitales et celles qui ont entraîné la mort (Figure 1.2).

Il se dégage deux tendances :

- Les lésions les plus importantes, sans incidence vitale, sont celles qui intéressent à 47% les tissus mous (peau, tissu adipeux, muscles squelettiques) et les membres (26%) avec des atteintes musculaires et des fractures des os longs.
- Dans le cas des décès, on constate la domination des blessures portées à la tête (37%) et au thorax (24%).

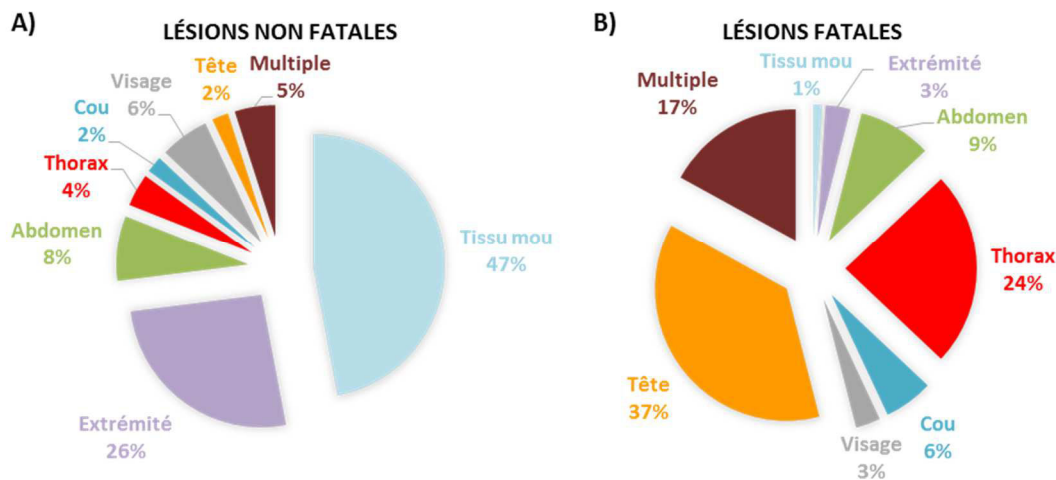


Figure 1.2 : Distribution des zones corporelles touchées lors de la guerre du Vietnam portant sur 8000 soldats américains (en pourcentage) (A) en termes de lésions importantes sans incidence vitale ; (B) en termes de blessures mortelles [Champion *et al.* 2003].

A la vue de ces statistiques, on voit déjà se profiler les besoins en matière de protection des zones vitales telles que le thorax et la tête, ce qui explique les améliorations apportées au gilet ces dernières décennies : couverture, masse, ergonomie, efficacité, sont optimisées. Cependant, le changement de tactique sur le champ de bataille (augmentation de la menace IED) a probablement modifié ces statistiques bien que les zones corporelles touchées par l'onde de choc soient les mêmes. De plus, des études sur les systèmes de protection balistique ont montré que certaines de ces protections ne protégeaient pas des effets de l'onde de choc, voir même les augmentaient [Cooper *et al.* 1991 ; Jetté *et al.* 2004 ; Phillips *et al.* 1988 ; Thom *et al.* 2007].

Dans le civil, la menace terroriste est aussi importante et permet d'avoir quelques statistiques. Plusieurs attaques ont marqué les esprits : l'attaque des tours jumelles à New York le 11 septembre 2001, les attentats de Madrid le 11 mars 2004 ou plus récemment les attentats de Paris (novembre 2015) et Bruxelles (mars 2016). Le pourcentage de létalité de ce genre d'évènement peut atteindre les 33% en cas d'explosion en champ libre et peut aller jusqu'à 80% dans un environnement clos [Clapson *et al.* 2010]. Lors de ces attentats, les lésions pulmonaires sont fréquemment observées chez les patients. Par exemple, pour l'attentat de Madrid, 66% des

patients hospitalisés en réanimations présentaient de telles lésions, 80% d'entre eux ont nécessité une ventilation mécanique sur plusieurs jours [Clapson *et al.* 2010].

Bien que les statistiques manquent sur la distribution des zones corporelles touchées lors de l'exposition à une onde de choc et à la vue des quelques études montrant l'inefficacité de certaines protections balistiques face à cette menace, il semble important de comprendre la physique du blast afin d'évaluer puis d'optimiser les systèmes de protection et ainsi limiter les lésions souvent mortelles.

## 1.3 La physique du Blast

### 1.3.1 Introduction

Les changements observés dans l'air après la détonation d'une charge explosive sphérique sont causés par la conversion quasi instantanée du solide ou du liquide en gaz. Le temps d'un instant, ces gaz occupent le même volume que la charge explosive initiale, mais la pression et la température y sont très élevées. Ceux-ci vont rapidement s'expandre et comprimer l'air environnant, causant ainsi l'onde de choc. Le profil de pression obtenu lors d'une mesure dépend du type d'explosif, de la charge et de sa forme, du milieu traversé ainsi que des réflexions sur le sol, des murs, etc.

Nous allons dans ce qui suit rappeler brièvement ce qu'est une onde de choc dite idéale, ses caractéristiques ainsi que la théorie existante sur les ondes de choc droites (planes). S'en suivra l'interaction d'une telle onde, dite incidente, sur une paroi rigide infinie induisant une onde réfléchie et/ou encore une onde de Mach selon l'angle d'incidence de l'onde incidente avec la paroi. Il s'agira ensuite de décrire les phénomènes ayant lieu lors de l'interaction d'une onde de choc avec une structure simple (pavé et cylindre) de dimensions variables, phénomènes venant perturber les caractéristiques de l'onde réfléchie par exemple. Cette section sera clôturée par la description des lois de similitude et des lois d'échelle permettant de travailler en échelle réduite, choix pouvant être fait pour des questions de temps, de coût ou encore de contraintes expérimentales.

### 1.3.2 Onde de choc simple

#### 1.3.2.1 Caractérisation

Lors de la détonation d'une charge explosive sphérique en champ libre, il y a production d'une onde de choc simple, ou idéale dont le profil de pression est illustré en Figure 1.3.A. Cette onde porte le nom de Friedlander, du nom de l'équation la décrivant. Une telle onde est caractérisée par une montée quasi-instantanée en pression (incidente) jusqu'à une surpression  $\Delta P_i^+$  suivie d'une décroissance exponentielle atteignant des pressions inférieures à la pression ambiante (dépression). La pression retourne ensuite à la pression avant détonation, à savoir la pression ambiante  $P_0$ .

La représentation classique de la phase positive de l'onde de choc simple (entre TOA et TOA + T<sup>+</sup>) est décrite par la relation suivante [Baker *et al.* 1983] :

$$P(t) = P_0 + \Delta P^+ \left(1 - \frac{t}{T^+}\right) \cdot e^{-\frac{bt}{T^+}} \quad \text{Eq. (1.1)}$$

Où  $P_0$  est la pression ambiante et  $b$  le facteur de décroissance de l'onde de pression.

Bien que la portion sur la phase positive ait été plus étudiée que la dépression, la formulation la plus acceptée de cette dernière est la suivante (où le temps commence au début de la phase négative) [Greer 2006] :

$$P(t) = P_0 - \Delta P^- \left(\frac{1}{T^-}\right) \left(1 - \frac{t}{T^-}\right) \cdot e^{-4\frac{t}{T^-}} \quad \text{Eq. (1.2)}$$

La durée de phase positive  $T^+$  de l'historique de pression, définissant le temps pendant lequel il y a surpression, est de l'ordre de quelques millisecondes pour les explosifs conventionnels, mais peut aller jusqu'à plusieurs centaines de millisecondes pour les engins nucléaires [Kinney et Graham 1985].

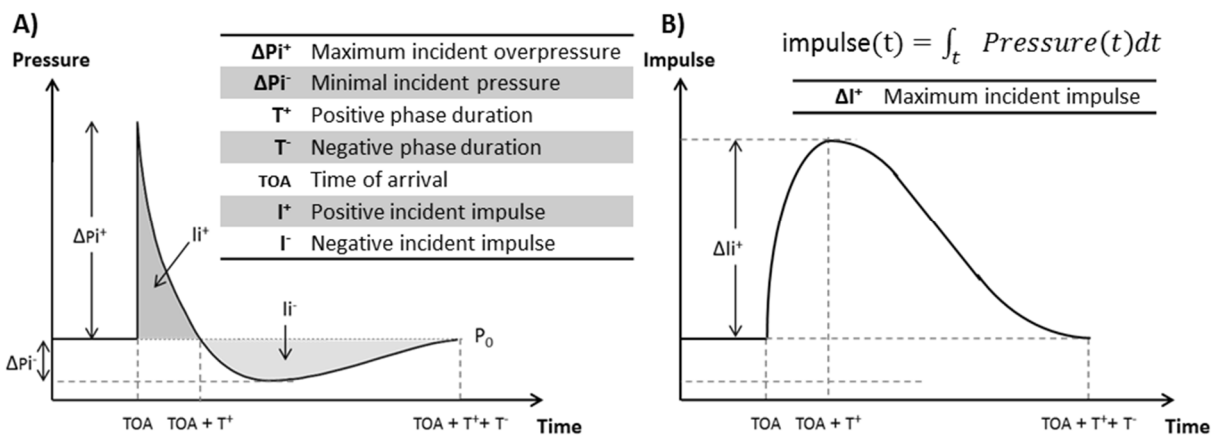


Figure 1.3 : (A) Profil de pression caractéristique d'une onde de choc (Friedlander) ; (B) Profil d'impulsion correspondant.

Bien que la connaissance de la menace en termes d'historique de pression incidente soit importante, l'impulsion incidente, illustrée en Figure 1.3B et définie comme étant l'intégrale temporelle de la pression, est elle aussi communément étudiée.

### 1.3.2.2 Théorie des ondes droites, équations de Rankine-Hugoniot

Lorsqu'une charge explosive détone, une onde de choc simple se propage dans l'air environnant, initialement au repos. Le fluide composant ce dernier est appelé « gaz frais » ou « non choqué ». Comme il a été vu précédemment, au passage de cette onde, les propriétés thermodynamiques du gaz frais subissent un changement brutal comportant une discontinuité. L'état final après passage de l'onde est appelé « gaz choqué » et est illustré en Figure 1.4. Bien que certaines variables soient discontinues (vitesse, pression, température), d'autres restent continues (masse, quantité de mouvement et énergie). Les relations de Rankine-Hugoniot décrivent la conservation de ces variables à travers l'onde de choc.



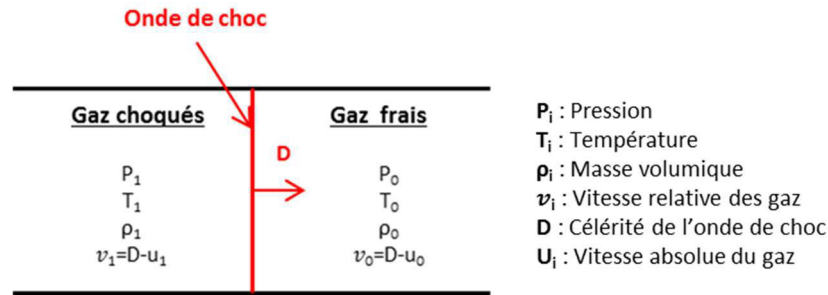


Figure 1.4 : Représentation d'une onde de choc se propageant de gauche à droite. L'indice  $i$  vaut 0 pour les gaz frais et 1 pour les gaz choqués.

Dans le but de faire abstraction des termes temporels dans les équations de conservations, c'est-à-dire de considérer l'onde de choc comme stationnaire, le référentiel choisi sera celui de l'onde de choc. La vitesse relative des gaz ( $v_i$ ) correspond à la différence entre la célérité de l'onde de choc ( $D$ ) et la vitesse absolue du gaz ( $u_i$ ), où  $i=0$  pour les gaz frais et  $i=1$  pour les gaz choqués. Etant donné que les gaz frais sont au repos, la vitesse  $u_0$  est nulle. On se retrouve alors avec une vitesse relative des gaz frais ( $v_0$ ) étant égale à la célérité de l'onde de choc ( $D$ ). Les relations de conservations sont donc les suivantes :

- Conservation de la masse :

$$\rho_1(D - u_1) = \rho_0 D \quad \text{Eq. (1.3)}$$

Où  $\rho_0$  est donc la masse volumique du gaz frais et  $\rho_1$  celle du gaz choqué.

- Conservation de la quantité de mouvement :

$$P_1 + \rho_1 v_1^2 = P_0 + \rho_0 v_0^2 \quad \text{Eq. (1.4)}$$

En combinant avec l'équation de conservation de la masse, l'équation de conservation de la quantité de mouvement devient :

$$P_1 - P_0 = \rho_0 D u_1 \quad \text{Eq. (1.5)}$$

- Conservation de l'énergie : l'écoulement étant stationnaire, il n'y a pas d'échange de chaleur et d'énergie potentielle.

$$E_1 + \frac{P_1}{\rho_1} + \frac{1}{2} v_1^2 = E_0 + \frac{P_0}{\rho_0} + \frac{1}{2} v_0^2 \quad \text{Eq. (1.6)}$$

Où  $E_0$  est l'énergie interne du gaz frais et  $E_1$  celle du gaz choqué.

Grâce à ces relations, où les gaz sont considérés comme parfait, les caractéristiques de l'onde en aval du choc peuvent être calculées. Le gaz étant assimilé à un gaz parfait, on a donc :

$$P = \rho R T = \rho (c_p - c_v) T \quad \text{Eq. (1.7)}$$

Où  $R$  est la constante des gaz parfait,  $T$  est la température,  $c_p$  est la chaleur spécifique à pression constante et  $c_v$  est la chaleur spécifique à volume constant. L'énergie interne s'écrit  $E = c_v T = \frac{P}{(\gamma-1)\rho}$ .  $\gamma$  étant l'exposant isentropique et étant défini comme le rapport des chaleurs spécifiques à pression constante sur le volume constant.

L'équation de conservation de l'énergie s'écrit donc désormais :

$$\frac{\gamma}{\gamma-1} \frac{P_1}{\rho_1} + \frac{1}{2} v_1^2 = \frac{\gamma}{\gamma-1} \frac{P_0}{\rho_0} + \frac{1}{2} v_0^2 \quad \text{Eq. (1.8)}$$

L'hypothèse du gaz parfait est celle utilisée dans la suite de ce manuscrit en ce qui concerne les études numériques réalisées sous le logiciel de calcul LS-DYNA, code de calcul utilisant les relations de conservation précédemment citées pour propager l'onde de choc dans l'air.

### 1.3.3 Onde de choc réfléchie

Lorsque l'onde de choc précédemment décrite rencontre un objet ou une surface (sol, mur, homme), elle sera partiellement ou totalement réfléchie. Selon la géométrie et la taille de l'objet, des diffractions pourront avoir lieu. Il existe essentiellement deux types de réflexion : la réflexion normale et la réflexion oblique.

#### 1.3.3.1 Réflexion normale

La réflexion normale a lieu lorsque l'onde de choc atteint une surface plane avec un angle d'incidence nul. Lorsqu'une onde de choc plane rencontre une surface plane, elle se réfléchit puis se propage dans le gaz préalablement choqué par le passage de l'onde incidente. Il s'en suit un second saut de pression, de température et de masse volumique du gaz observé se propageant dans la direction opposée à l'onde incidente (Figure 1.5).

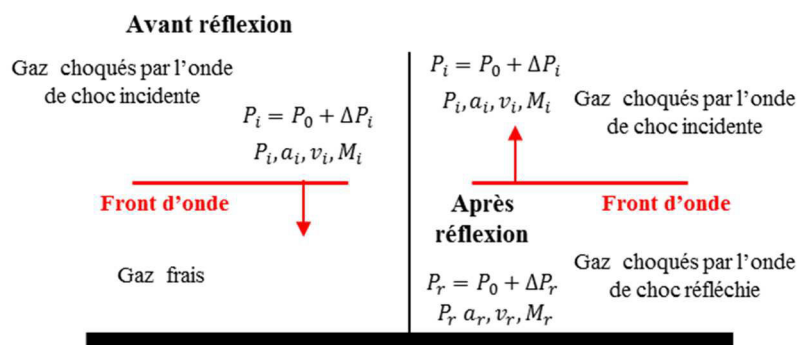


Figure 1.5 : Schéma d'une réflexion normale où les indices 0, i et r sont respectivement les valeurs « initiales », « incidentes » et « réfléchies ». Par exemple,  $v_i$  est la vitesse du gaz par rapport à l'état incident,  $a_i$  est la célérité du son derrière le front d'onde incident et  $M_i$  est le nombre de Mach de l'écoulement dans le milieu « incident ».  $M_i$  est défini comme le rapport entre  $v_i$  et  $a_i$ .

Les indices 0, i et r représentent respectivement les grandeurs en amont du choc (gaz frais), les grandeurs en aval du choc incident et enfin les grandeurs en aval de l'onde réfléchie.

Lors de l'impact avec la surface rigide plane, les particules choquées sont stoppées et atteignent une vitesse nulle. L'énergie cinétique de l'onde incidente s'accumule au travers de l'onde réfléchie, ce qui accroît ses caractéristiques telle que la surpression. L'onde réfléchie à une vitesse particulière identique à l'onde incidente, mais de direction opposée. Ainsi, la vitesse des particules est nulle contre la paroi, en amont du choc incident et en aval du choc réfléchi.

A l'aide des équations de Rangen-Hugoniot définies précédemment et de quelques manipulations mathématiques, il est alors possible de déterminer la valeur de la pression réfléchi  $P_r$ , en ayant toutefois connaissance de la pression incidente  $P_i$ . On a donc :

$$\left(\frac{v_i}{a_0}\right)^2 = \frac{\frac{2}{\gamma}\left(\frac{P_i}{P_0} - 1\right)^2}{(\gamma + 1)\frac{P_i}{P_0} + (\gamma - 1)} \quad \text{Eq. (1.9)}$$

$$\left(\frac{v_i}{a_i}\right)^2 = \frac{\frac{2}{\gamma}\left(\frac{P_r}{P_i} - 1\right)^2}{(\gamma + 1)\frac{P_r}{P_i} + (\gamma - 1)} \quad \text{Eq. (1.10)}$$

Etant donné que  $\left(\frac{v_i}{a_i}\right)^2 = \left(\frac{v_i}{a_0}\right)^2 \left(\frac{a_0}{a_i}\right)^2$ , il en vient [Kinney et Graham 1985] :

$$\frac{P_r}{P_0} = \frac{(3\gamma - 1)\frac{P_i}{P_0} - (\gamma - 1)}{(\gamma - 1)\frac{P_i}{P_0} + (\gamma + 1)} \quad \text{Eq. (1.11)}$$

Dans le cas où l'air est assimilé à un gaz parfait avec  $\gamma=1,4$ , la pression réfléchi est définie par la relation suivante [Kinney et Graham 1985] :

$$P_r = \frac{8P_i - P_0}{P_i + 6P_0} P_i \quad \text{Eq. (1.12)}$$

La connaissance de ces deux pressions ( $P_i$  et  $P_r$ ) permet de connaître le coefficient de réflexion  $C_r$ , définissant le rapport de la surpression réfléchi  $\Delta P_r$  et de la surpression incidente  $\Delta P_i$ , qui est alors défini par l'expression suivante :

$$C_r = \frac{\Delta P_r}{\Delta P_i} = \frac{P_r - P_0}{P_i - P_0} = \frac{8P_i + 6P_0}{P_i + 6P_0} \quad \text{Eq. (1.13)}$$

Pour des chocs de faible intensité où  $\Delta P_i$  est inférieure à 100kPa, ce coefficient tend vers 2 et en considérant l'air comme un gaz parfait, la limite supérieure théorique serait de 8. Or, lorsque les surpressions incidentes sont élevées, l'air s'ionise et se dissocie et le coefficient de réflexion tend vers 13,92 [Baker et al. 1983].

Cette configuration d'interaction d'une onde de choc plane en incidence normale par rapport à une surface rigide plane n'est observable que dans très peu de cas, tel que les études en tube à choc. En revanche, pour les configurations dans lesquelles nous souhaitons nous placer dans ce travail de recherche, d'autres types de réflexions, dites obliques, sont à considérer et seront présentées dans la section suivante.

### 1.3.3.2 Réflexion oblique

Il s'agit ici d'un cas où l'angle d'incidence entre l'onde incidente et la normale au plan impacté est différent de  $0^\circ$ . Deux types de réflexion oblique existent selon l'angle d'incidence : les réflexions obliques régulières lorsque l'angle d'incidence  $\beta$  est inférieur à un angle critique  $\beta_{max}$  (angle défini en Figure 1.6), et les réflexions de Mach lorsque l'angle d'incidence est supérieur à cet angle critique. Plus l'angle d'incidence est faible, plus la réflexion se rapproche d'une réflexion normale.

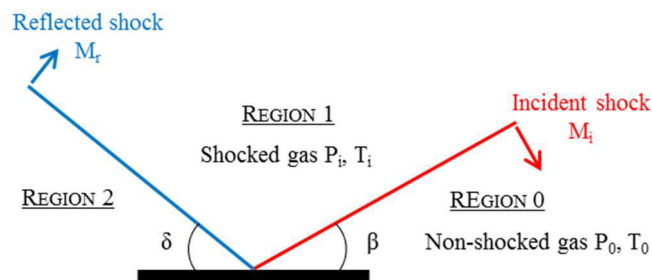


Figure 1.6 : Illustration d'une réflexion oblique régulière.

Kinney et Graham [1985] ont estimé la valeur de cet angle d'incidence avec l'équation empirique suivante, qui se rapproche des données de la Figure 1.7 :

$$\beta_{max} = \frac{1,75}{M_i - 1} + 39 \quad \text{Eq. (1.14)}$$

Le nombre de Mach  $M$  du choc incident ( $M_i$ ) est quant à lui défini comme suit :

$$M_i = \frac{D}{a_0} \quad \text{Eq. (1.15)}$$

Où  $D$  est la célérité de l'onde de choc et  $a_0$  la célérité du son dans le milieu en amont.

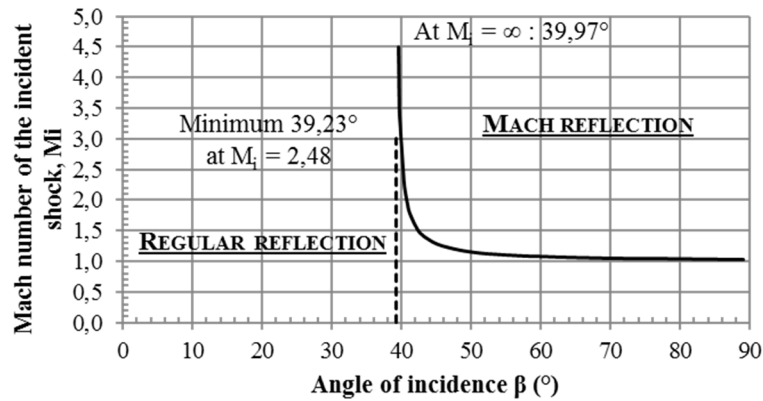


Figure 1.7 : Angle de transition entre une réflexion oblique et une réflexion de Mach [Kinney et Graham 1985].

Lorsque l'onde incidente impacte la surface, il y a création d'une onde réfléchie faisant un angle  $\delta$  avec la surface, appelé angle de réflexion et étant différent de l'angle incident  $\beta$ . La surpression de cette onde réfléchie, et donc le coefficient de réflexion, sont dépendants de l'angle  $\beta$ . L'abaque de TMC [TMC-1300 2008], illustré en Figure 1.8, présente l'évolution du coefficient de réflexion en fonction de l'angle d'incidence  $\beta$ . Cette figure montre que le coefficient de réflexion  $C_r$  est proche de celui d'une réflexion normale jusqu'à un angle d'incidente  $\beta_{max}$  ( $\approx 40-50^\circ$ ) lorsque la surpression incidente  $\Delta P_i$  est inférieure à 500kPa. Au-delà de cette surpression, le coefficient diminue progressivement jusqu'à atteindre l'angle  $\beta_{max}$ .

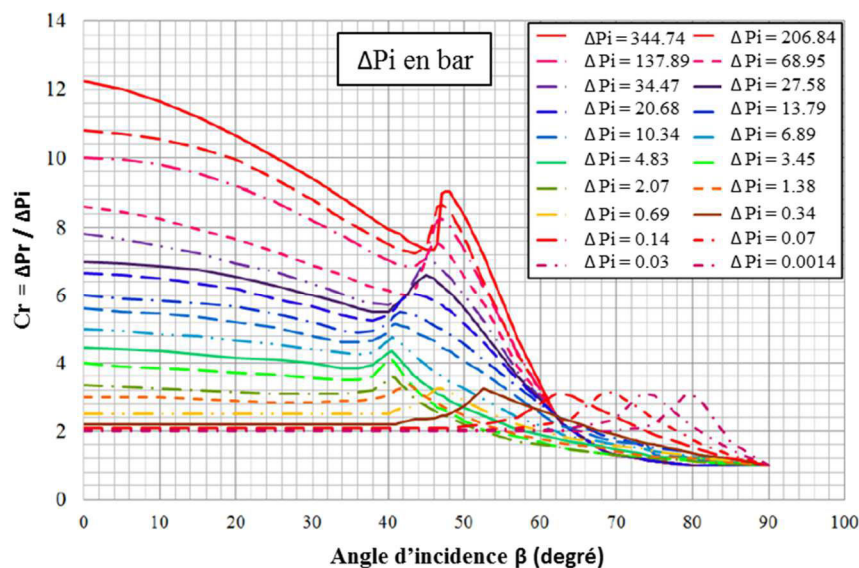


Figure 1.8 : Evolution du coefficient de réflexion en fonction de l'angle d'incidence  $\beta$  pour différentes surpressions incidentes (ici  $P_0$ ) [TMC-1300 2008].

Lorsque l'angle d'incidence est supérieur à cet angle  $\beta_{max}$ , on se retrouve alors dans la réflexion oblique dite réflexion de Mach. Ce cas de figure a lieu, par exemple, lorsqu'une détonation se produit à une hauteur de détonation HoB (« Height of Burst ») d'une surface plane, l'onde incidente (non plane) vient alors impacter le sol et créer une onde réfléchie. Cependant, ces deux ondes vont finir par fusionner pour créer ce que l'on appelle

l'onde de Mach ou, plus couramment, le pied de Mach comme le montre la Figure 1.9. Cette fusion des fronts de choc s'explique par la progression de l'onde réfléchi au travers d'un air choqué déjà plus chaud, ce qui augmente la célérité de l'onde qui rattrape ainsi au fil du temps le front initial pour n'en former plus qu'un, que l'on appelle : le pied de Mach. Ce pied se forme donc lorsque l'angle d'incidence de l'onde,  $\beta$ , qu'on retrouve aussi comme en Figure 1.9 par des conventions géométriques de bases, est supérieure à  $\beta_{max}$ . Au-dessus du pied, les fronts de choc sont encore distincts en deux vagues successives : onde incidente puis onde réfléchi. L'intersection de ces trois ondes est appelée le point triple (TP).

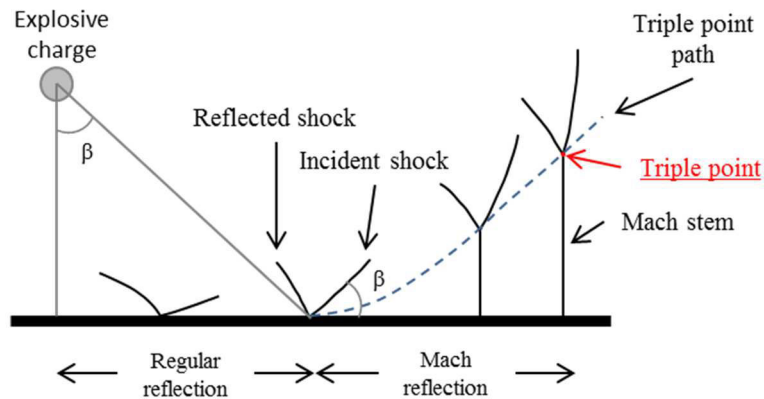


Figure 1.9 : Illustration de la formation du pied de Mach lors d'une détonation aérienne au-dessus d'un sol.

Il est possible de distinguer quatre zones lors de la réflexion de Mach (I, II, III et IV) illustrées en Figure 1.10 dont les caractéristiques sont différentes. La zone I correspond à la région non choquée, tandis que les zones II et III font respectivement face à un et deux chocs. La zone quatre est quant à elle la région où l'air est choqué par un choc normal ou quasi-normal. L'interaction de ces quatre zones se fait au niveau du point triple dont l'évolution peut suivre plusieurs trajectoires :

- Le point triple s'éloigne de la surface réfléchissante se traduisant par une augmentation de la hauteur du pied de Mach: il s'agit d'une réflexion de Mach directe ;
- Le point triple tend à se rapprocher de la surface : il s'agira d'une réflexion de Mach inverse. Lorsque le point triple atteindra la surface, on retombera dans une configuration de réflexion oblique régulière ;
- La trajectoire du point triple est parallèle à la surface comme le montre la Figure 1.10 : on parle alors de réflexion de Mach stationnaire. Dans ce cas, la hauteur du pied de Mach n'évolue pas.

Dans la suite de ce travail, seule la réflexion de Mach directe sera étudiée. L'évolution du point triple, qui s'éloigne de la surface réfléchissante, peut alors être connue à l'aide de différents abaques décrits dans la section suivante.

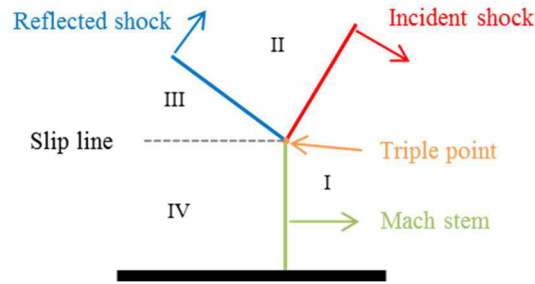


Figure 1.10 : Illustration d'une réflexion de Mach (stationnaire).

### 1.3.3.3 Les différents abaques du point triple existants

Un phénomène important dans la réflexion de Mach est la trajectoire du point triple, dépendante de la hauteur de détonation et de la masse d'explosif utilisée dans le cadre d'une détonation aérienne au-dessus d'un sol. La surpression de l'onde incidente décroît avec l'inverse de la distance au cube, mais lors de la formation du pied de Mach, celui-ci se retrouve avec une pression plus importante que l'onde incidente. Comme cela a été expliqué précédemment, le pied de Mach se forme à partir d'un certain angle  $\beta_{max}$ , lui-même dépendant du nombre de Mach de l'onde incidente (Figure 1.7).

Ainsi, en connaissant le nombre de Mach de l'onde incidente, on connaît l'angle de formation du pied de Mach, et ainsi la distance  $R_0$  à laquelle il se forme, distance illustrée en Figure 1.11. On a donc d'après Kinney et Graham [1985] :

$$R_0 = \tan \beta_{max} \cdot HoB \quad \text{Eq. (1.16)}$$

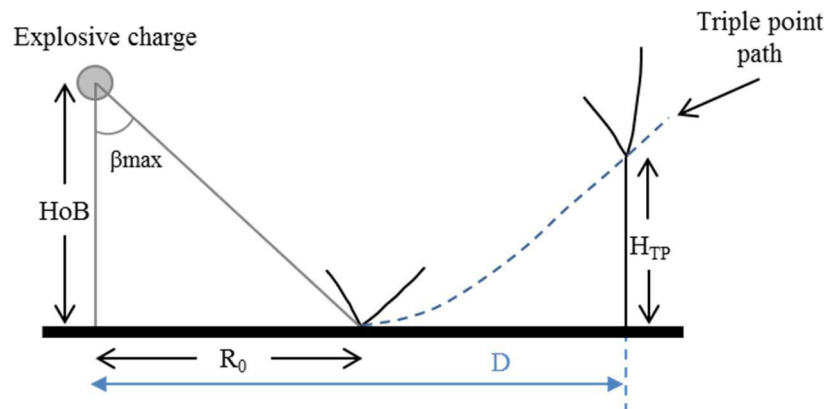


Figure 1.11 : Détermination de  $R_0$  en fonction de  $\beta$  et  $HoB$ .

Connaissant la distance de formation du pied de Mach, la hauteur de celui-ci peut être déterminée [Kinney et Graham 1985] :

$$H_{TP} = 0,07 \cdot HoB \left( \frac{D}{R_0} - 1 \right)^2 \quad \text{Eq. (1.17)}$$

Où  $H_{TP}$  est la hauteur du point triple et  $D$  est la distance au sol de ce point.

Needham [2010] proposa une autre façon de calculer la distance d'apparition du pied de Mach pour des explosions nucléaires de TNT. Pour des hauteurs de détonation inférieures à  $99,25 \text{ m/kT}^{1/3}$ , le pied de Mach sera formé à une distance  $R_0 = 0,825 \cdot HoB$ . Pour des HoBs plus élevées, cette distance est définie comme suit :

$$R_0 = \frac{170 \cdot HoB}{1 + 25,505 \cdot HoB^{0,25} + 1,7176 \cdot 10^{-7} \cdot HoB^{2,5}} \quad \text{Eq. (1.18)}$$

Bien qu'elles aient été obtenues du nucléaire, elles peuvent être utilisées pour des explosifs conventionnels.

Outre la méthode empirique de Kinney [Kinney et Graham 1985], il existe aussi l'abaque UFC fournissant dix courbes d'évolution du point triple [UFC 3-340-02] (Figure 1.12). Cet abaque est valable pour des charges de TNT mais aucune équation n'est disponible pour extrapoler les résultats à d'autres configurations que les dix proposées. Le domaine de validité est le suivant :

$$39,7 < SHoB \left( \frac{cm}{\sqrt[3]{kg}} \right) < 277,6 \quad \text{Eq. (1.19)}$$

Où  $SHoB = \frac{HoB}{\sqrt[3]{m}}$ , SHoB étant la hauteur de détonation HoB réduite par rapport à la racine cubique de la masse d'explosif.

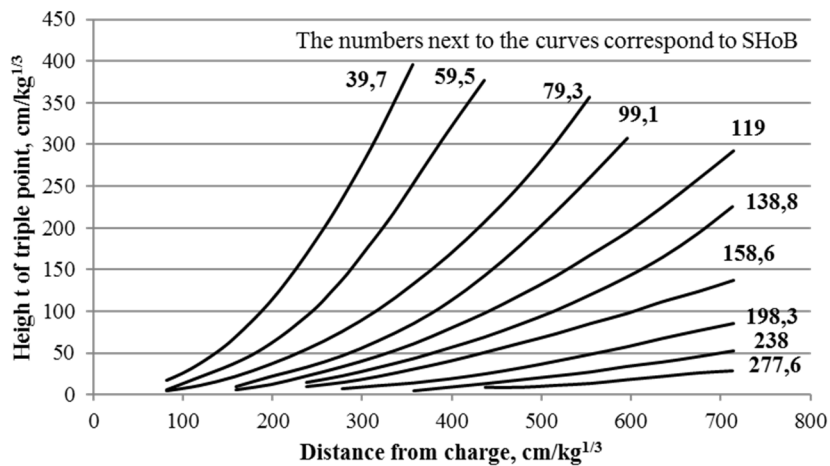


Figure 1.12 : Evolution du point triple : abaque UFC [UFC 2008]. SHoB est la hauteur de détonation réduite.

Une dernière méthode est disponible, mais pour les explosions nucléaires, donc non utilisable pour notre étude. Il s'agit de l'abaque NRDC [2001] valable, entre autres, pour des masses de TNT allant de  $0,1kT$  à  $25000kT$ . Il est défini de la manière suivante :

$$SH_{TP} = S \left( h + \left( h^2 + (SD - 0,9 \cdot SR_0)^2 - \frac{SR_0^2}{100} \right)^{0,5} \right) \quad \text{Eq. (1.20)}$$



$$\text{Où } S = (5.98 \cdot 10^{-5} \cdot SHoB^2 + 3.8 \cdot 10^{-3} \cdot SHoB + 0.766)^{-1} \quad \text{Eq. (1.21)}$$

$$h = 0.9 \cdot SR_0 - 3.6 \cdot SHoB \quad \text{Eq. (1.22)}$$

$$SR_0 = \frac{SHoB^{2.5}}{5822} + 2.09 \cdot SHoB^{0.75} \quad \text{Eq. (1.23)}$$

La lettre S avant  $H_{TP}$ , D et  $R_0$  correspond au fait qu'on parle de la valeur réduite de ces paramètres.

La Figure 1.13 présente une comparaison des résultats obtenus à partir de l'abaque UFC, de la formule empirique de Kinney et de la formule NRDC pour quatre hauteurs de détonation réduite, SHoB. En prenant l'abaque UFC comme référence, les résultats obtenus montrent des erreurs allant de 15% à 80% pour la méthode NRDC et de 0% à 90% pour la formule empirique de Kinney, où les erreurs inférieures à 10% pour cette dernière correspondent à la configuration SHoB 119cm/kg<sup>1/3</sup> où la courbe de Kinney coupe la courbe d'UFC. Les écarts importants entre ces trois abaques ne permettent pas de conclure quant à l'abaque donnant l'évolution du point triple la plus réaliste.

Par ailleurs, l'inconvénient majeur de l'abaque UFC concerne le manque d'une formulation permettant d'extrapoler les résultats à d'autres configurations. De plus, il ne permet pas de déterminer la distance d'apparition du point triple. Ainsi, en dehors de la gamme de cet abaque (dix courbes), la formule empirique de Kinney ou NRDC doit être utilisée, bien que l'utilisation de ces formules puisse entraîner une sous-estimation ou surestimation de la hauteur du pied de Mach. Cette analyse permet de poser clairement les limites des modèles existants.

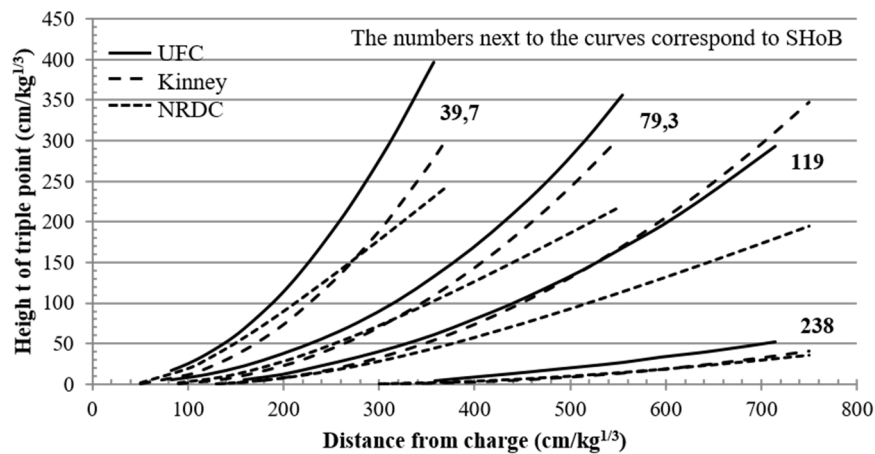


Figure 1.13 : Comparaison de l'abaque UFC, du modèle de Kinney et du modèle NRDC pour plusieurs hauteurs de détonation réduites SHoB (TNT).

### 1.3.4 Interaction d'une onde de choc avec des structures

Dans la section précédente, seule l'interaction d'une onde de choc avec une surface plane infinie a été considérée. Ce qui suit va donc présenter l'interaction d'une onde de choc avec des structures rigides simples, i.e. un pavé et un cylindre, ainsi que les phénomènes physiques découlant de cette interaction. De nombreuses études expérimentales et numériques ont déjà abordé ces scénarios, mettant en avant les phénomènes complexes

en jeu tels que les ondes réfléchies, la diffraction, la création d'onde de raréfaction, de vortex ainsi que la création d'onde de Mach [Drikakis et al. 1997 ; Zoltak et al. 1998 ; Brown et al. 2000 ; Abe et al. 2001]. Le comportement de l'onde de choc autour de structures simples, i.e. pavé et cylindre rigides est donc bien connu et est illustré en Figure 1.14.

Le phénomène d'interaction peut être observé, au cours duquel une onde de raréfaction et une onde diffractée sont créées. Ces ondes sont créées au niveau des bords de la cible. En effet, la différence de pression entre, par exemple, la face chargée par la pression réfléchie ( $P_r$ ) et la faible pression au niveau du bord ( $P_i$ ) conduit à la formation de ces ondes. Dans ce cas, l'onde de raréfaction se propage à travers la face chargée. Lorsque la durée de la phase positive de l'onde incidente est assez longue, le phénomène d'onde de raréfaction, aussi appelé «clearing effect», perturbe le chargement sur la surface, cela provoque une diminution de la surpression et de la durée de phase positive et, par conséquent, de l'impulsion reçue. Le temps d'arrivée de l'onde de raréfaction et son amplitude dépendent non seulement de la distance entre le point de mesure et les bords, mais aussi de l'incidence de l'onde en fonction de la face chargée [Rose et al. 2006]. Le «clearing effect» est connu depuis des décennies, et il est possible de prédire l'influence de ces phénomènes sur une surface plane chargée par une onde de Friedlander arrivant avec une incidence normale [Hudson 1955 ; UFC ; Rigby et al. 2014].

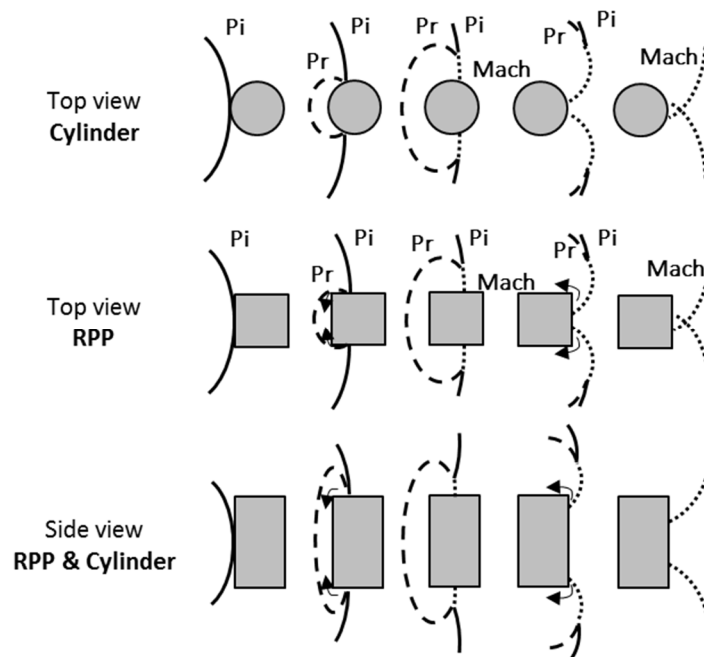


Figure 1.14 : Contournement d'une onde de choc sur un pavé et un cylindre rigides. Les flèches représentent la direction de l'onde de raréfaction créée sur les arêtes des cibles. La formation du pied de Mach dépend quant à elle de la dimension de la structure et de la forme.  $P_i$  = Onde incidente ;  $P_r$  = Onde réfléchie. Chaque colonne représente la propagation de l'onde à un instant  $t$ .

L'observation et la quantification de ces phénomènes, à la fois à l'aide d'expériences en échelle 1 ou en échelle réduite, ont été réalisées sur des structures rigides. Il a été possible de travailler en échelle réduite à

l'aide de lois de similitude existantes décrites dans la section suivante. Lors de ces essais d'interaction d'une onde de choc avec une cible rigide simple, l'évolution temporelle de la pression ou de l'impulsion sur les différentes faces n'a pas été mesurée. Or, il est important de connaître l'évolution de la pression sur des structures rigides mais aussi déformables se rapprochant d'un thorax humain afin de définir les zones thoraciques à privilégier pour une protection efficace, sans même parler de la protection à utiliser.

### 1.3.5 Lois de similitude

Les lois de similitude pour les explosifs établissent que des ondes de choc similaires sont produites à des distances réduites identiques lorsque deux charges de même composition et de même géométrie détonent dans la même atmosphère. Illustrées en Figure 1.15, elles ont été proposées pour la première fois par Hopkinson en 1915 et ensuite développées par Baker *et al.* [1973].

Le grand intérêt de ces lois est qu'elles permettent, à partir d'études en échelle réduite, de connaître les caractéristiques de l'onde de choc produite à échelle réelle ou inversement. En effet, un observateur situé à une distance  $d_0$  de la source d'énergie  $E_0$  fera face à une onde de pression  $\Delta P_i^+$  et  $\Delta P_i^-$ , avec des durées de phase positive et négative  $T^+$  et  $T^-$ . La similitude d'Hopkinson montre qu'un observateur à une distance  $d_1 = kd_0$  d'une source d'énergie  $k^3 E_0$  recevra une onde de mêmes pressions mais dont les durées caractéristiques seront multipliées par le facteur d'échelle  $k$  défini comme suit :

$$k = \frac{d_1}{d_0} = \sqrt[3]{\frac{m_1}{m_0}} \quad \text{Eq. (1.24)}$$

Où  $d_i$  est la distance charge – point de mesure et  $m_i$  est la masse d'explosif.

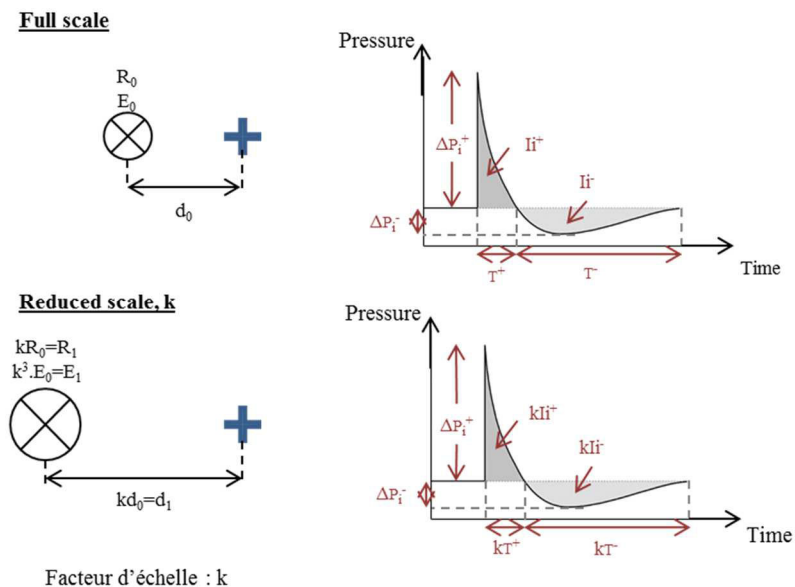


Figure 1.15 : Similitude d'Hopkinson où  $E_i$  est l'énergie libérée par l'explosion,  $R_i$  est le rayon de la charge sphérique,  $d_i$  est la distance à la charge et  $k$  est le facteur d'échelle. L'indice  $i$  vaut 0 pour la configuration à l'échelle 1 et 1 pour celle en échelle réduite.

Ces travaux ont été mis en avant avec la création d'abaques renseignant sur les caractéristiques d'une onde de choc pour une configuration quelconque. On peut par exemple citer l'abaque de Baker illustré en Figure 1.16 [Baker et al. 1983] mettant en avant l'évolution de chacun des paramètres de l'onde en fonction de la distance à la charge. On peut ainsi noter que les pressions incidente et réfléchie diminuent avec la distance, tandis que la durée de phase positive augmente. En effet, passer d'une distance réduite de  $1,19\text{m/kg}^{1/3}$  ( $3\text{ft/lb}^{1/3}$  sur le graphe) à une distance réduite de  $11,9\text{m/kg}^{1/3}$  ( $30\text{ft/lb}^{1/3}$  sur le graphe) conduit aux variations des caractéristiques des pressions suivantes d'après la Figure 1.16 :

- $\Delta P_r$  passe de 3102kPa (450psi) à 18kPa (2,6psi) ;
- $\Delta P_i$  passe de 620kPa (90psi) à 8kPa (1,2psi) ;
- $T+$  passe de  $0,71\text{ms/kg}^{1/3}$  ( $0,55\text{ms/ft}^{1/3}$ ) à  $26\text{ms/kg}^{1/3}$  ( $20\text{ms/ft}^{1/3}$ ).

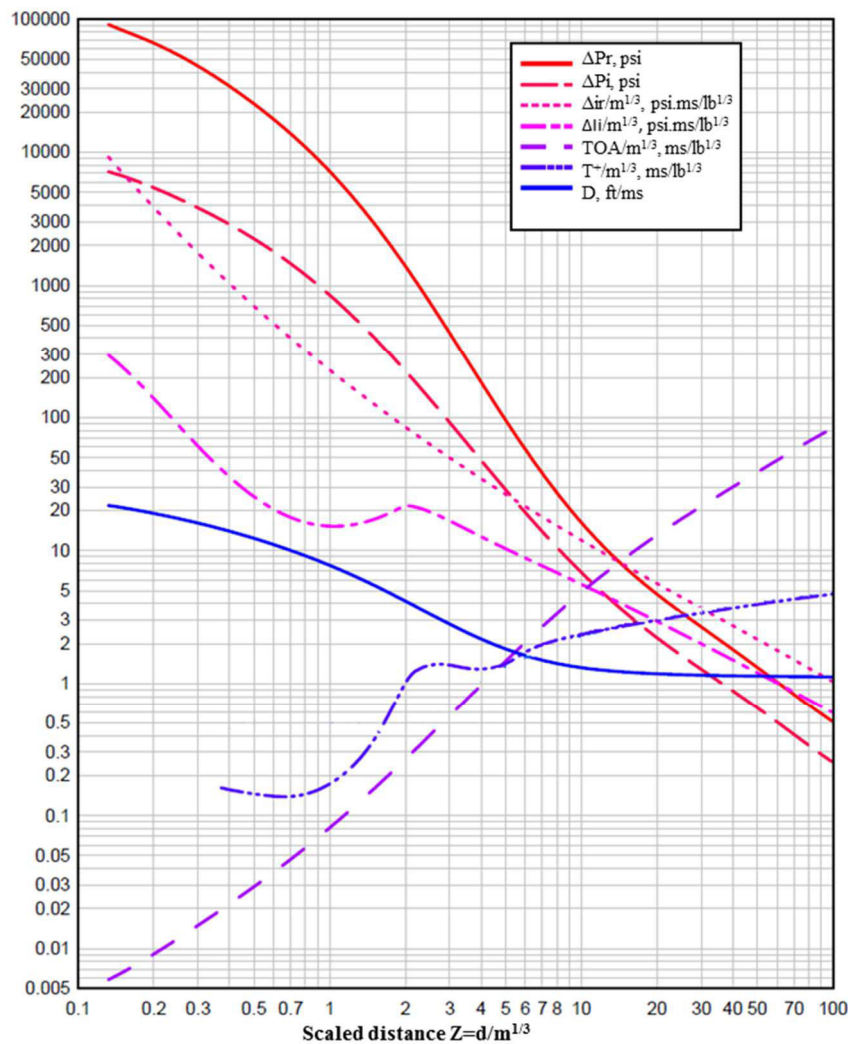


Figure 1.16 : Caractéristique d'une onde de choc pour une explosion de TNT en fonction de la distance réduite  $Z$  [Baker et al. 1983].  $Z = \frac{d}{\sqrt[3]{m}}$ , où  $d$  est la distance à la source et  $m$  la masse d'explosif.

Les travaux de Baker *et al.* [1991] ont aussi permis d'obtenir un lien entre échelle réelle et échelle réduite en termes de déplacement de la structure exposée (Figure 1.17). On constate ainsi que pour la configuration à l'échelle  $k$ , le facteur d'échelle se retrouve sur le temps pour tous les paramètres et sur l'amplitude pour le déplacement de l'objet.

Ces lois d'échelle ne fonctionnent que si l'explosif utilisé est le même pour les deux échelles (1 et réduite). En revanche, il est possible d'avoir des équivalences entre explosifs permettant de générer une même menace en termes de pression et/ou d'impulsion : on parle alors d'équivalent TNT.

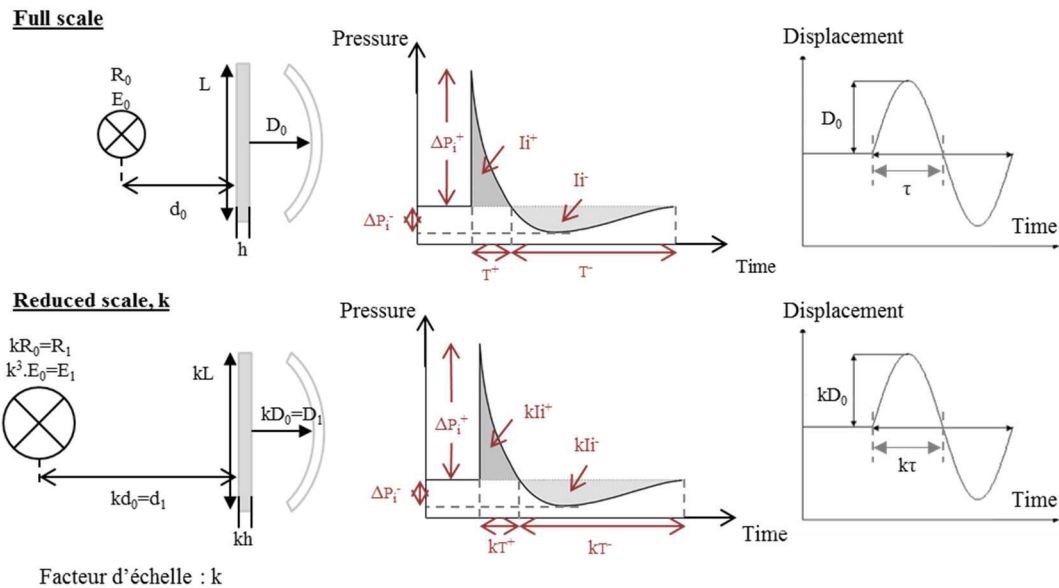


Figure 1.17 : Loi d'échelle sur les structures [Baker *et al.* 1991].

### 1.3.6 Equivalent TNT

La plupart des explosifs sont caractérisés en termes d'équivalent TNT, cependant, il faut porter une attention particulière à la provenance de l'équivalent. En effet, il y a des équivalents basés sur la surpression maximale incidente  $\Delta P_i^+$ , sur l'impulsion maximale incidente  $\Delta I_i^+$ , sur le rapport des énergies, ainsi que sur d'autres paramètres.

Comme on peut le voir dans le Tableau 1.2, les équivalents en termes de pression ou d'impulsion incidentes peuvent être totalement différents pour certain explosif. En effet, 1kg de C-4 correspond à 1,37kg de TNT avec l'équivalent en pression, mais 1,19 kg avec l'équivalent en impulsion. Cependant, ces équivalents se trouvent être aussi dépendants de la pression incidente comme le montre la Figure 1.18 [Swisdak 1975]. Ainsi, l'utilisateur de tels équivalents doit connaître la pression incidente sur la zone d'intérêt afin de choisir la valeur de l'équivalent TNT.

Le logiciel ConWep (« Conventional Weapons ») utilise quant à lui la moyenne de ces équivalents (pression et impulsion) pour déterminer l'équivalent TNT d'un explosif, ce qui donne par exemple un équivalent TNT de 1,28 pour le C-4 [Hyde 1988].

Tableau 1.2 : Quelques équivalents TNT pour différents explosifs. La composition B et C-4 sont des explosifs à base de l'explosif RDX. Les équivalents sont en kg. [Hyde 1988].

Explosifs	Masse d'explosif à utiliser pour avoir une équivalence en pression (kg)	Masse d'explosif à utiliser pour avoir une équivalence en impulsion (kg)
TNT	1	1
Composition B	1,11	0,98
Composition C-4	1,37	1,19
RDX	1,14	1,09

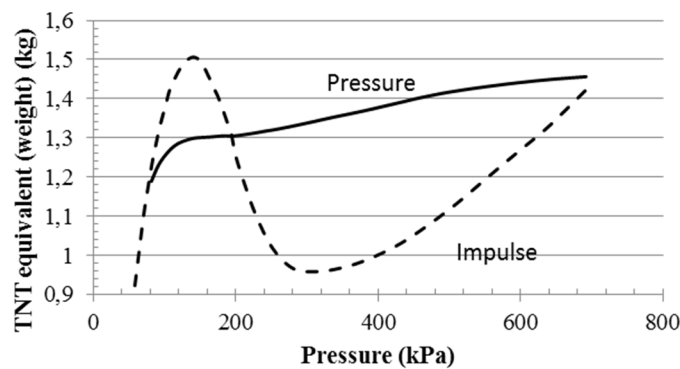


Figure 1.18 : Equivalent TNT en pression et impulsion pour le C-4 en fonction de la pression incidente [Swisdak 1975].

Une autre méthode consiste à déterminer l'équivalent en masse de TNT à l'aide des vitesses de détonations  $D$  des explosifs [manuel LS-DYNA Vol I – R7.0]. Cela donne :

$$M_{TNT} = M_{explosif} \cdot \left( \frac{D_{explosif}}{D_{TNT}} \right)^2 \quad \text{Eq. (1.25)}$$

On trouve aussi en équivalent TNT une formule similaire à la précédente mais prenant en compte les énergies libérées lors de la détonation, notées  $E$  [UFC 3-340-02] :

$$M_{TNT} = M_{explosif} \cdot \frac{E_{explosif}}{E_{TNT}} \quad \text{Eq. (1.26)}$$

Une comparaison de ces équivalents TNT est proposée dans le Tableau 1.3 et montre bien les écarts obtenus selon la méthode choisie.

Nous pouvons d'ores et déjà noter que cette équivalence TNT est utilisée dans les différents codes de calcul numérique existants, par exemple sous le logiciel de calcul LS-DYNA, qui sera utilisé lors des études

numériques, il existe une formulation empirique permettant de générer une onde de choc en connaissant l'équivalent TNT, celui-ci est calculé de la même manière que le logiciel ConWep, ce qui induira inévitablement des erreurs sur la surpression maximale et l'impulsion maximale.

Tableau 1.3 : Comparaison de trois équivalents TNT : ConWep, l'équivalent utilisant les vitesses de détonation ou encore utilisant les énergies de détonation, appelés respectivement ConWep, Eq.<sub>D</sub> et Eq.<sub>E</sub> dans ce tableau.

	Rho (g/cm <sup>3</sup> )	D (mm/μs)	E (MJ/kg)	Equivalents TNT		
<b>TNT</b>	1,54	6,50	5,89	<b>CONWEP</b>	<b>Eq.<sub>D</sub></b>	<b>Eq.<sub>E</sub></b>
<b>Comp B</b>	1,72	7,92	7,02	1,05	1,48	1,19
<b>Comp C-4</b>	1,601	8,19	6,64	1,28	1,59	1,13
<b>RDX</b>	1,77	8,70	6,79	1,12	1,79	1,15

### 1.3.7 Conclusion

Cette partie de ce premier chapitre de thèse a permis de recueillir les connaissances globales sur la physique du blast et sur les caractéristiques d'une onde de choc générée par cette détonation. Bien que ces paramètres (surpression, impulsion, évolution du point triple, etc.) puissent être connus à l'aide des différents abaques et formules empiriques, il apparaît par exemple des écarts non négligeables sur certains paramètres comme la trajectoire du point triple. Une attention toute particulière doit ainsi être prise dans le choix du modèle.

Il a aussi été vu que dans le cadre de l'interaction de l'onde de choc avec une structure simple rigide, différents phénomènes physiques ont été mis en avant à l'aide d'essais expérimentaux en échelle 1 et en échelle réduite tels que les diffractions et ondes de raréfactions, ces dernières ayant un effet de réduction de l'impulsion reçue par la cible.

Maintenant que les phénomènes physiques mis en jeu lors de la détonation d'une charge explosive ont été mis en avant et que l'interaction de l'onde de choc générée par cette dernière ait été étudiée sur des modèles simples rigides, la suite de ce chapitre se focalisera sur les lésions causées par cette menace sur des modèles biologiques en rappelant les principaux résultats d'études effectuées sur animaux vivants.

## 1.4 Mécanismes de lésions du blast primaire

### 1.4.1 Introduction

En fonction des mécanismes mis en jeu, les effets lésionnels liés à la détonation d'une charge explosive sont catégorisés en blasts primaire, secondaire, tertiaire et quaternaire :

- Le blast primaire correspond aux effets liés à l'interaction directe de l'onde de choc avec l'enveloppe corporelle. Les organes diphasiques (renfermant une composante solide et une composante gazeuse) sont principalement touchés : oreilles, voies aériennes supérieures, poumons, tube digestif. Plus récemment, les lésions cérébrales causées par un blast primaire ont été étudiées [Cernak et al. 2011 ; Chavko et al. 2011 ; Ahlers et al. 2012 ; Gupta et al. 2013].

- Le blast secondaire prend en compte les lésions liées au criblage par les fragments provenant de la munition elle-même ou des débris de l'environnement immédiat. Les yeux et les parties non protégées du corps sont donc principalement exposés. Concussion, fractures et pénétrations des fragments en fonction de leurs tailles sont également observées.
- Le blast tertiaire correspond aux mutilations conséquentes au déplacement du corps dans l'espace. La projection du corps sur des obstacles avoisinants occasionne des blessures qui peuvent être assimilées à celles observées dans les crash-tests automobiles au niveau de la tête et du cou ou du thorax. Par ailleurs, l'accélération engendrée par l'onde peut être telle qu'un membre peut être inutilisable, entraînant l'amputation.
- Le blast quaternaire regroupe tous les effets non cités ci-dessus et qui vont renforcer la nocivité de la menace. On citera l'effet thermique, l'écrasement suite à l'effondrement du bâtiment ou du véhicule, les agents toxiques, l'inhalation de particules (nuage de poussières), etc. Suffocation et effets psychologiques (état de choc) viennent compléter le tableau.

Mais très souvent chez les blessés, ces mécanismes se retrouvent simultanément impliqués et on parle généralement de patient blasté, polytraumatisé, polycrêlé et parfois brûlé. Notons que les phénomènes pris séparément : blast pur et brûlure seule peuvent ne pas être létaux mais la combinaison des deux augmente les effets destructeurs et peut devenir létale.

L'onde de souffle peut être assimilée à une véritable gifle pour l'individu. Cette énergie, transmise aux tissus biologiques à grande vitesse, engendre de petits déplacements de l'enveloppe corporelle (contrairement aux grands déplacements observés lors de crash automobile) mais l'accélération subie est telle qu'elle engendre des effets internes même à distance du point d'entrée. Cela est lié à la génération d'ondes de pression et d'ondes de cisaillement qui vont traverser de part en part tout l'organisme et le contourner en transmettant leur énergie non seulement aux structures adjacentes à la déformation d'origine mais aux organes plus profonds [Cooper 1989]. Ces ondes se propagent alors à des vitesses différentes selon la densité du milieu traversé, plus rapide par les voies osseuses et liquidiennes (de l'ordre de 1500m/s pour les ondes de compression et 10m/s pour les ondes de cisaillement), l'onde de choc voyagera plus lentement (30-40m/s) au travers des poumons [Greer 2006].

Nous nous intéresserons dans le cadre de cette thèse aux lésions thoraciques liées au blast primaire, nous présenterons tour à tour un bref rappel sur l'anatomie du thorax (humain et porc) ainsi que les lésions pulmonaires pouvant survenir lors d'une exposition à un blast primaire puis nous rappellerons les principaux résultats des études réalisées visant à comprendre l'effet d'une onde de choc simple sur le thorax.

#### 1.4.2 Anatomie du thorax

Le blast primaire entraîne de nombreuses lésions, celles-ci touchant dans un premier temps les organes diphasiques, tels que les poumons, qui sont plus sensibles à une telle menace [Mayorga 1997 ; Phillips 1986]. Frykberg [Frykberg et al. 1988] rapporta que 47% des 305 morts dans un attentat en Irlande du Nord présentait



des lésions pulmonaires. Dans le but de comprendre les lésions et les mécanismes de lésions lors d'une exposition à une onde de choc, l'anatomie et les fonctions du thorax doivent être explicitées.

La majorité des composants du thorax humain sont représentés en Figure 1.19. Il est composé d'une cage thoracique, permettant la protection des organes tels que les poumons et le cœur, ce dernier étant situé entre les deux poumons. Il s'étend de la base du cou jusqu'au diaphragme qui correspond à la limite inférieure et le sépare de l'abdomen. La cavité thoracique, formée à la fois d'os et de cartilage, possède douze paires de côtes connectées de manière flexible sur les vertèbres thoraciques de la colonne vertébrale. En zone antérieure, sept d'entre-elles sont fixées par le sternum tandis que les plus inférieures sont soit attachées indirectement au sternum, soit attachées aux muscles et à la ceinture abdominale et sont appelées côtes flottantes. Ces côtes sont séparées par les tissus et muscles intercostaux.

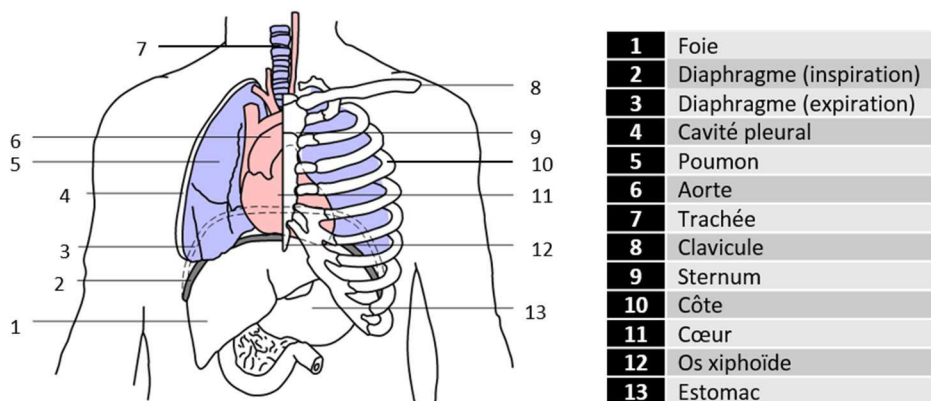


Figure 1.19 : Anatomie de la cage thoracique de l'homme.

Concernant le porc, modèle biologique largement utilisé pour évaluer la réponse physiopathologique aux traumatismes thoraciques fermés lors d'impacts de projectiles stoppés par la protection balistique (BABT) ou d'impacts directs de projectiles à létalité réduite et, plus récemment, les effets du blast [Vassout *et al.* SR-112/86 1986 ; Moomey 1998 ; Prat *et al.* 2010, 2012 ; Couret *et al.* 2013 ; Prat *et al.* 2015 ; Pavier *et al.* 2015 ; Magnan *et al.* 2014, 2015], bien qu'il possède un certain nombre d'analogies avec l'être humain telles la taille et l'organisation de ses organes internes, la forme de la cage thoracique diffère quelque peu comme l'illustre la Figure 1.20. De plus, les paires de côtes sont au nombre de douze à seize chez le porc, avec le plus souvent quatorze ou quinze paires, contrairement aux douze paires chez l'homme.

Quant aux poumons, organes responsables de l'échange gazeux entre l'oxygène et le dioxyde de carbone, ils sont séparés de la cage thoracique par la plèvre, une fine membrane composée de deux couches. La plèvre viscérale recouvre les poumons, tandis que la plèvre pariétale recouvre la paroi interne de la cage thoracique. Ces deux couches sont séparées par la cavité pleurale où se trouve du liquide pleural, permettant de lubrifier les couches et ainsi de permettre aux poumons de glisser facilement dans la cavité thoracique lors de la respiration. Chez l'homme et le porc, le poumon gauche est composé de deux lobes pulmonaires, tandis qu'ils sont respectivement au nombre de 3 et de 4 pour le poumon droit.

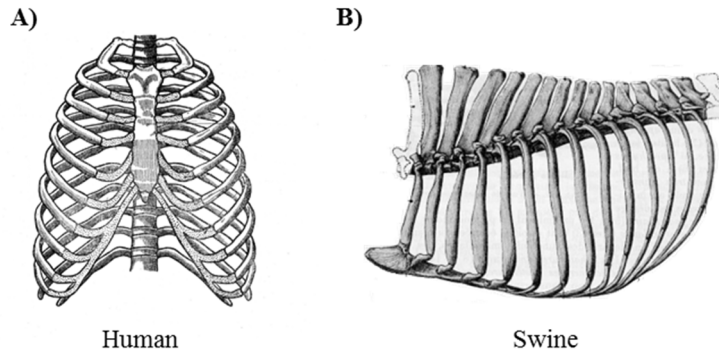


Figure 1.20 : Squelette de la cage thoracique (A) de l'homme et (B) du porc.

Lors du phénomène de respiration, l'air entre par la bouche et part dans la trachée pour finalement se séparer entre les poumons droit et gauche au moyen des bronches. Il passe ensuite dans les bronches secondaires servant les cinq lobes pulmonaires (chez l'Homme). Le poumon droit possède trois lobes, et le gauche en possède deux. Dans chacun de ces lobes, ces ramifications, où aucun échange gazeux n'a lieu, se prolongent avant d'atteindre les bronchioles. A la suite de ces bronchioles se trouvent les alvéoles pulmonaires où les échanges gazeux ont lieu comme le montre la Figure 1.21.

Le phénomène automatique de respiration se fait grâce à des changements de pression dans la cavité thoracique. Le diaphragme, situé sous les poumons, est un muscle séparant la cavité thoracique de l'abdomen. Il permet, lors de sa contraction (et de celle des muscles intercostaux), d'augmenter le volume de la cage thoracique, entraînant ainsi une diminution de la pression intra-thoracique sous la pression atmosphérique. Cela entraîne une expansion des poumons en raison d'une augmentation de la pression transpulmonaire. La pression intrapulmonaire diminue alors, entraînant l'écoulement de l'air dans les alvéoles. En fin de contraction du diaphragme et des muscles intercostaux, la paroi thoracique se déplace vers l'intérieur, entraînant une rétraction des poumons. L'air dans les alvéoles est aussi comprimé, et la pression pulmonaire est alors supérieure à la pression atmosphérique. L'air s'écoule alors hors des alvéoles.

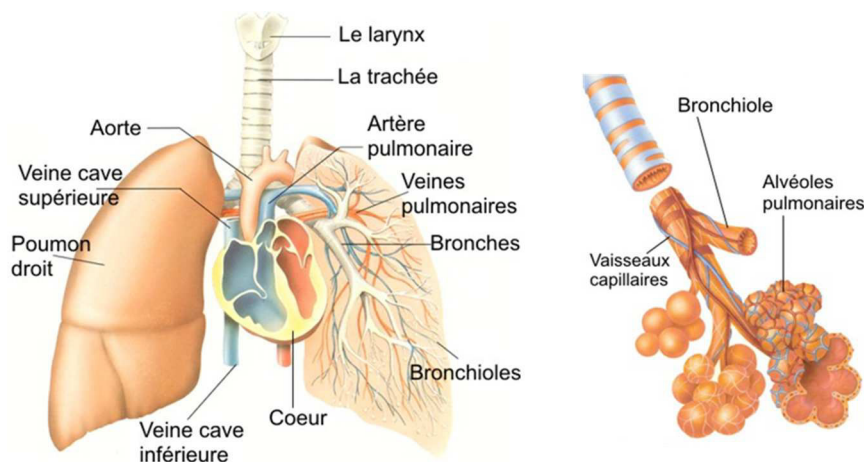


Figure 1.21 : Présentation du système respiratoire chez l'homme.

### 1.4.3 Description des lésions pulmonaires

Certains organes, tel que les poumons, sont prédisposés aux lésions par blast primaire [Mayorga 1997] puisqu'ils renferment des poches d'air (diphase), et présentent des interfaces avec des milieux de densités très différentes.

Lors de l'exposition à un blast, la rupture des parois alvéolaires donne naissance à des foyers hémorragiques plus ou moins confluent selon le niveau de sévérité du choc. Ces hémorragies correspondent à la colonisation des alvéoles par le sang et l'extravasation des fluides, responsables d'œdèmes. L'hémoglobine libre contribue entre autres à la formation de radicaux libres entraînant un stress oxydatif et participe à initier et entretenir une réponse inflammatoire [Kirkman *et al.* 2011]. L'accumulation de leucocytes conduit à la dégradation de l'épithélium (12h-24h) puis de l'endothélium (24h-56h) avec pour conséquence le syndrome de détresse respiratoire aiguë (SDRA). L'inefficacité pulmonaire est progressive car ces processus de dégradation prennent toutefois du temps à se mettre en place et l'on peut assister à la dégradation de l'état général de la victime 24 à 48 heures après l'exposition au blast.

Lorsque l'intensité de la contusion est suffisante le phénomène de « rib markings » est parfois observé. On constate l'empreinte du grill costal sur le lobe pulmonaire homolatéral. Cette empreinte correspondrait plus précisément aux espaces intercostaux qui viendraient « gifler » la surface pulmonaire [Clemenson *et al.* 1964]. Ce phénomène est différent des contusions résultant d'un impact non pénétrant, où celles-ci se trouvent derrière les côtes.

Toute effraction de la paroi vasculaire des capillaires pulmonaires est une voie d'entrée de bulles d'air (embolie gazeuse) dans la circulation pulmonaire puis la circulation générale. La bulle de gaz, tout comme dans les accidents de décompression en plongée, peut alors interrompre la circulation sanguine à un endroit donné (ischémie) et provoquer une hypoxie et une souffrance tissulaire en aval. Les régions cardiaque ou cérébrale touchées entraînent rapidement une issue fatale sans intervention médicale rapide. Ainsi, les décès rapportés font mention d'embolies avec la présence de bulles d'air dans les artères cérébrales et les coronaires [Mayorga 1997].

La rupture de la plèvre avec pénétration de l'air extérieur signe un pneumothorax. Il fait suite à des forces de cisaillement importantes qui lèsent les alvéoles superficielles et la plèvre ou aux mécanismes lésionnels de blasts secondaire et tertiaire. La présence de sang dans la cavité pleurale signe un hémothorax, provoqué notamment par le cisaillement de vaisseaux pulmonaires.

L'hémorragie pulmonaire se retrouve dans les expectorations (hémoptysie). Le risque d'obstruction des voies respiratoires allant jusqu'à l'asphyxie de la victime est présent si aucun geste médical n'est pratiqué.

Les lésions pulmonaires sont appréciées en termes de variation de masse des poumons par rapport à un poumon sain et exprimées en pourcentage de la masse du corps. L'hémorragie sévère inondant les alvéoles peut multiplier par deux cet indice [Cooper *et al.* 1991].

Les mécanismes lésionnels évoqués sont alors de trois ordres [Phillips 1986] :

- Les régimes brusques de compression/expansion des tissus ou des microbulles de gaz dissoutes dans les liquides de l'organisme induisent des éclatements et des lésions cellulaires par mécanisme d'implosion.
- Les interfaces air/liquide - de manière plus générale celles qui scindent deux milieux de densités très différentes – provoquent un retour de l'onde de choc vers le tissu le plus dense. Cela engendre des tensions énormes aux interfaces et des lésions cellulaires. C'est le mécanisme de spallation.
- La masse des organes est variable. Certains sont soumis à des vitesses de déplacement plus conséquentes que d'autres. Par mécanisme d'inertie, le grill costal impacte le poumon, la boîte crânienne impacte le cerveau, etc. On observe même des contrecoups (lésion dans la direction opposée à celle d'où vient le coup).

#### 1.4.4 Effet d'une onde de choc simple

Lorsque les chercheurs se sont penchés sur l'étude de la compréhension des effets d'une onde de choc simple sur les animaux, c'est-à-dire une onde de type Friedlander, l'intérêt était d'appréhender l'influence des paramètres de l'onde (surpression, phase positive et front de choc) sur la réponse de l'animal.

##### 1.4.4.1 Effet de la surpression et de la durée de phase positive sur les lésions

La première étude portant sur l'influence de la surpression et de la durée de phase positive sur la réponse de l'animal a été conduite par Richmond *et al.* en 1966 [1966]. Les expériences ont consisté à exposer le flanc des animaux placés contre une paroi à une onde de choc générée par un tube à choc ou un explosif. A l'aide des 204 chiens et 115 boucs exposés à une onde de 350kPa et de durée de phase positive comprise entre 15 ms et 400ms, ils ont pu déterminer la courbe (P, T) correspondant à 50% de survie, cette courbe étant similaire pour les deux types d'animaux testés. Un seuil lésionnel a aussi été trouvé à l'aide des 60 chiens exposés à une onde de 400ms de durée de phase positive dont la surpression variait de 60 à 250kPa. Dans le cas d'une onde de type Friedlander, la pression et la durée de phase positive, qui définissent aussi l'impulsion, semblent naturellement être des paramètres de choix liés à la survie de l'animal. Il apparaît que pour un même niveau lésionnel, une pression plus importante est nécessaire pour les courtes durées de phase positive que pour les longues. Cette tendance a aussi été observée par Vassout *et al.* [R117/96 1996] avec leurs travaux sur des moutons exposés à une charge explosive (durée de phase positive : 2 ms ; surpression : 100, 200, 300 et 400kPa), ainsi que par Dodd *et al.* [1991] avec des essais en tube à choc sur des moutons. Cela signifie que le critère de lésions est l'impulsion pour les courtes durées de phase positive et la surpression pour les durées de phase positive plus longues [Schardin 1950].

Cependant, les profils de pression générés par la détonation d'un explosif ou par un tube à choc peuvent être différents. En effet, lors d'expérimentations en tube à choc pour des longues durées de phase positive, la pression maximale reste constante sur plusieurs millisecondes, formant ainsi un plateau et ne peut donc pas être comparée à un Friedlander. De plus, lorsque les essais ont lieu dans un tube à choc clos, l'animal se trouvant

en bout de tube fait face à l'onde incidente, mais aussi aux multiples réflexions ayant lieu de part et d'autre du tube fermé, ceci peut donc conduire à des lésions plus importantes que si le tube avait été ouvert.

Richmond *et al.* [1968], en regroupant les différents essais (tube à choc et explosif), ont remarqué que la courbe de létalité des animaux de petite et grande taille est différente (Figure 1.22). En effet, pour une durée de phase positive de 2ms, on peut voir que 240kPa sont nécessaires pour atteindre une létalité de 50% pour les petits animaux, comme la souris, contre 1380kPa pour les grands animaux tel le mouton. Les petits animaux semblent donc avoir une tolérance plus faible face à une même menace que les grands animaux. Ces différences entre espèces peuvent être le résultat d'une différence de forme, d'organisation des organes internes et de leurs propriétés matérielles. Bass *et al.* [2008] rapportent que les grands animaux tendent à avoir une plèvre viscérale plus épaisse que celle des petits animaux, ce qui peut potentiellement augmenter leur tolérance pulmonaire face au blast. Ces expériences sur les grands mammifères ont ensuite été utilisées par Bowen pour extrapoler les résultats à l'homme à l'aide d'un modèle mathématique [Bowen *et al.* 1968], menant aux courbes bien connues de Bowen (Figure 1.23).

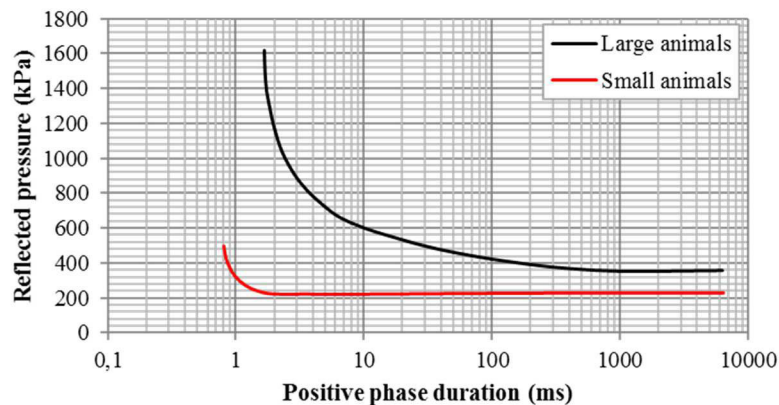


Figure 1.22 : Courbes de létalité à 50% pour les petits et les grands animaux exposés à un blast contre une paroi [White 1971]

D'autres études ont eu pour but d'exploiter les effets d'un paramètre d'une onde de type Friedlander sur la réponse physique du mammifère. Au lieu d'étudier la survie de l'animal, l'objectif a été d'examiner la pression interne et l'accélération thoracique. Ceci a été fait par Vassout *et al.* [SR 112/86 1986] sur des porcs exposés en champ libre à une onde de choc générée par un explosif dont la durée de phase positive était de 2ms et dont la surpression variait de 26kPa à 380kPa. Quelle que soit la surpression incidente, les auteurs n'ont observé aucune amplification de la pression aux interfaces paroi thoracique / parenchyme pulmonaire et parenchyme pulmonaire / cœur, ce qui est en accord avec les résultats de leur précédente étude [Vassout *et al.* SR 901/84 1984]. Néanmoins, cette observation semble invalider la théorie des environnements diphasiques, qui stipule une augmentation de la pression aux interfaces environnement diphasique / dense [Patz CO 204/85 1985].

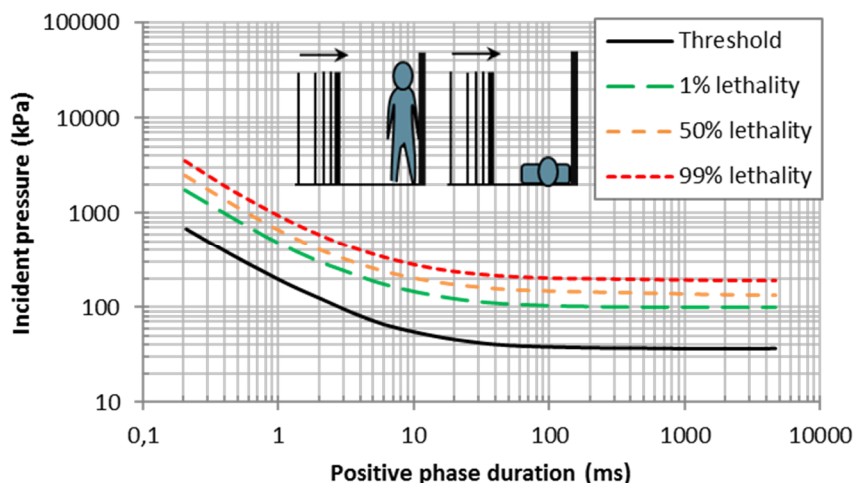


Figure 1.23 : Courbes de Bowen pour différents pourcentages de létalité – Pour une personne contre une paroi. [Bowen et al. 1968]

Dans cette même étude [Vassout et al. SR 901/84 1984], l'hypothèse de lésions pulmonaires causées par un écho du volume pulmonaire a été infirmée en vérifiant l'influence du volume pulmonaire sur les lésions pulmonaires des rats. Ces résultats sont en accord avec ceux obtenus par Jaegger et al. [1983] sur des moutons, où le protocole expérimental y était identique. Effectivement, aucun changement significatif n'a été observé sur les lésions pulmonaires dans les deux études. A partir de la mesure effectuée par les hydrophones, une augmentation du temps de montée du front de choc est visible. Plus celui-ci est placé en profondeur dans le porc, plus le temps de montée est grand [Vassout et al. SR 112/86 1986], ceci étant dû à un effet de filtrage au passage des différents tissus.

Concernant l'accélération, elle augmente avec la pression réfléchiée sur la côte instrumentée, amenant à penser que le déplacement de la paroi thoracique peut être la cause des lésions pulmonaires superficielles [Vassout et al. R112/86 1986]. L'accélération a aussi été considérée dans des essais sur cochons réalisés par Cooper [1996], où les lésions pulmonaires se révélaient être proportionnelles au pic d'accélération de la paroi thoracique. Il trouva qu'au-dessus de  $10000\text{m/s}^2$ , des lésions pulmonaires apparaissent. Cependant, la paroi thoracique du porc est différente de celle de l'homme d'un point de vue anatomique et donc géométrique, et les animaux étaient exposés sur le flanc. L'extrapolation à l'homme ne semble donc pas si évidente. De plus, si on analyse les enregistrements de l'accélération costale obtenus par Vassout et al. [SR 112/86 1986], une grande disparité des résultats est observée. Pour un même scénario, le pic d'accélération enregistré peut aller de  $10800\text{m/s}^2$  à  $24400\text{m/s}^2$ . La reproductibilité d'un tel paramètre sur du vivant semble donc délicate et des précautions doivent être prises lors de la mise en place de ce genre d'étude.

#### 1.4.4.2 Effet du temps de montée et du fractionnement de la surpression

La réponse biologique à une onde de choc présentant un temps de montée allant de l'ordre d'une dizaine de microsecondes à plusieurs centaines de millisecondes a été étudiée dans les années soixante [Richmond et al. 1968], montrant ainsi que les systèmes biologiques sont plus tolérants aux menaces de front de montée de

plusieurs millisecondes plutôt qu'à des pressions présentant un front de choc. Il a aussi été observé que les ondes de chocs dont la pression maximale était atteinte après plusieurs palliés sont moins mortelles chez l'animal. Cela a été observé au travers d'essais avec des explosifs sur rats en champ libre par Froböse *et al.* [Text 2/59 1959], où le pourcentage de survie augmente en éloignant le sujet de la paroi réfléchissante. Richmond *et al.* [1968] observeront aussi ce résultat lors d'essais en tube à choc sur plusieurs espèces animales. Plus le temps entre les deux chocs (incident et réfléchi) est long, plus la tolérance face au blast de cette espèce augmente. Prenons l'exemple d'un scénario dans lequel un rat soumis à un blast contre une paroi n'aurait aucune chance de survie. En éloignant le sujet de la paroi de sorte à ce que l'onde réfléchie arrive 0,4ms après le choc incident, le pourcentage de mortalité passe alors de 100% à 0%. Il apparaît que l'onde incidente peut protéger l'animal de l'onde réfléchie en fournissant une pression ambiante et une pression intra-thoracique nouvelle et plus élevée. En effet, Damon *et al.* [1966] a montré par des essais en tube à choc qu'une augmentation de la pression ambiante apporte une meilleure protection à l'animal. Par ailleurs, si l'on analyse la courbe de mortalité en fonction du temps entre les différents chocs de l'étude de Richmond *et al.* [1968] il en résulte que la réponse des petits et grands animaux est différente. Pour les petits animaux, une augmentation de la durée entre les chocs induit une diminution de la mortalité tandis que pour les grands mammifères, comme le chien, la mortalité reste constante sur plusieurs millisecondes entre les chocs avant de finalement décroître rapidement.

#### 1.4.5 Effet d'un blast répété

En 1943, Desaga [1943] observa une augmentation des lésions pulmonaires en exposant des chiens à des ondes de choc consécutives. Pour une durée de phase positive constante, Vassout *et al.* [SR 922/78 1978] ont montré que les lésions pulmonaires et le taux de mortalité du rat pour des ondes de choc générées par des explosifs sont dépendants de la surpression et du nombre de répétitions. Lorsque le nombre d'exposition est doublé, une division par quatre de la surpression est nécessaire pour avoir les mêmes lésions pulmonaires. En ce qui concerne le taux de mortalité, une division par deux de la surpression est compensée par une multiplication par 20 du nombre d'expositions. De ces résultats, plusieurs études ont été conduites sur la durée de phase positive lors d'un blast répété et sont présentées dans ce qui suit.

##### 1.4.5.1 Longue durée de phase positive

L'étude de Richmond *et al.* [1979] sur l'effet de la répétition d'ondes de choc de longue durée de phase positive s'est concentrée sur deux phénomènes. Dans un premier temps, l'influence du nombre de répétitions pour un profil de pression donné est évaluée, et dans un second temps l'attention des auteurs s'est portée sur l'influence de l'intervalle de temps entre les chocs répétés. Des moutons ont été placés en bout de tube à choc, et trois répétitions d'une onde de choc de 100 ms de durée et de surpression allant de 179kPa à 241kPa ont eu lieu avec un intervalle de trente minutes entre les différents chocs. En mesurant le ratio de la masse du poumon lésé sur la masse du corps de l'animal, ils ont clairement observé une aggravation des hémorragies pulmonaires en passant d'un à trois chocs ainsi qu'une augmentation du nombre de décès. Par ailleurs, ces mêmes auteurs ont examinés l'effet de l'intervalle de temps entre les chocs appliqués à l'animal. Une onde de choc produisant

5% de létalité chez le rat pour une exposition a été utilisée et répétée jusqu'à trois fois avec quatre intervalles de temps différents entre les chocs. Une augmentation de cet intervalle entre les chocs semble accroître le pourcentage de survie de l'animal. En passant d'un intervalle de trente minutes à vingt-quatre heures, le taux de mortalité passe en effet de 36% à 7% respectivement selon les auteurs de cette étude.

#### 1.4.5.2 Courte durée de phase positive

Vassout *et al.* [SR 904/81 1981], étudièrent cet effet jusqu'à 64 répétitions avec des essais expérimentaux sur porcs faisant face à un explosif. Les ondes de chocs étaient alors de surpression 100, 200, 300 et 400kPa pour une durée de 2ms. L'intervalle de temps entre chaque onde était de cinq minutes. Ils notèrent que la tendance n'était pas la même que celle observée sur rats en 1978 [Vassout SR 922/78 1978]. Comme cela a été mentionné précédemment, le seuil de lésions pulmonaires pour le porc est de 200kPa pour une durée de 2ms. Lorsque huit répétitions sont effectuées, ce seuil s'abaisse à 150kPa. Richmond *et al.* [1981] ont réalisé des essais similaires en tube à choc avec des porcs et des moutons, où la surpression allait de 100kPa à 415kPa pour une durée de 10ms. L'intervalle de temps entre les chocs était alors de une minute, les résultats ne sont donc pas comparables entre ces études. Le taux de mortalité ainsi que les lésions pulmonaires, gastro-intestinales et les lésions au larynx ont également été évalués. Il en ressort de cette étude que la répétition d'ondes de choc sous-létales aboutit à une mortalité plus précoce. Avec une surpression en deçà de celle nécessaire pour avoir des hémorragies pulmonaires, l'augmentation du nombre de répétitions entraîne aussi une augmentation de la fréquence et de la sévérité des lésions gastro-intestinales et des lésions des voies respiratoires supérieures. La sensibilité d'apparition des lésions de ces deux dernières parties du corps a été analysée lors d'expérimentations sur porcs et moutons faisant face à une charge explosive [Vassout SN 911/84 1984 ; Dodd 1990]. Les blessures laryngiennes semblent être un bon indicateur d'apparition de lésions sur d'autres organes. En effet, ces lésions apparaissent avant l'apparition d'autres lésions, ou en même temps que les lésions gastro-intestinales et pulmonaires. Pour cette raison, Phillips *et al.* [1985] ont utilisé les résultats de plusieurs études afin d'imaginer un critère de lésion pour le larynx pour des ondes de choc de type Friedlander en créant un graphique 3D avec pour axes le nombre d'expositions, la surpression et enfin l'impulsion.

Dodd *et al.* [1990] affirment que les moutons et les porcs peuvent être des « substituts humain » raisonnables pour la prédiction de la position des lésions non-auditives, du type et de la sévérité. Mais du fait des différences entre les espèces, telles que la posture et les voies respiratoires supérieures, l'utilisation des mammifères pour estimer les conséquences sur l'homme est toujours sujette à des incertitudes. Les voies respiratoires supérieures de l'homme ont en effet un parcours extra-thoracique relativement court et protégé contrairement au mouton dont la trachée est longue et située au niveau du ventre. Par conséquent, l'homme devrait être moins apte à avoir des lésions des voies respiratoires supérieures que le mouton. De plus, toutes ces études ont été réalisées avec des ondes de type Friedlander, où la surpression maximale et l'impulsion définissent tout deux l'énergie délivrée et la durée de l'onde. Ainsi, l'utilisation de l'impulsion ou de la durée de phase positive est équivalente lorsqu'on traite avec des ondes de Friedlander. Cette relation s'écroule néanmoins en considérant des ondes de chocs complexes.



### 1.4.6 Conclusion

Dans le but de comprendre l'interaction d'une onde de choc avec le thorax, un nombre important d'études a été réalisé sur animaux depuis la seconde guerre mondiale. Elles ont ainsi mis en avant que les dommages thoraciques observés après l'exposition à une telle onde dépendent de plusieurs paramètres physiques venant de l'animal exposé, mais aussi des paramètres de l'onde de choc et de sa fréquence. Une attention particulière est mise sur l'impulsion (principalement pour les ondes de courtes durées de phase positive). A l'aide de ces études, des modèles de prédiction des lésions comme les courbes de Bowen ou le modèle d'Axelsson ont été développés.

## 1.5 Modèles existants de prédiction des lésions

### 1.5.1 Introduction

Concernant le blast primaire, plusieurs critères de lésions ont été développés pour des scénarios en champs libre ou dans des environnements plus complexes. Ces critères se focalisent sur différents paramètres, pouvant être les paramètres d'une onde de Friedlander [Bowen *et al.* 1968 ; Richmond 2002 ; Bass *et al.* 2008] ou des changements physiques sur l'animal telles la vitesse d'enfoncement de la paroi thoracique [Axelsson *et al.* 1996 ; Stuhmiller *et al.* 1996] ou encore de la pression intra-pulmonaire [Greer 2006].

### 1.5.2 Courbes de Bowen et révisions

Les courbes de Bowen sont des courbes permettant d'évaluer le pourcentage de survie d'un homme de 70kg exposé à une onde de choc de type Friedlander en ayant connaissance de la valeur de la surpression maximale (incidente ou réfléchie) et de la durée de phase positive  $T^+$  de l'onde de choc. Ces courbes sont basées sur un panel d'essais expérimentaux impliquant 2097 animaux de treize espèces différentes : âne, singe, mouton, porc, chèvre, chien, chat, bœuf, rat, hamster, lapin, souris et enfin des cochons d'Inde. Lors de ces essais expérimentaux, les animaux étaient placés sur le sol avec la charge explosive placée au-dessus ou contre la paroi en bout de tube à choc comme l'illustre la Figure 1.24, avec pour objectif la détermination de la courbe à 50% de létalité (LD50) pour l'animal en question [Richmond *et al.* 1966]. En revanche, lors de l'analyse des données expérimentales, les mesures de la surpression réfléchie contre la paroi où l'animal était positionné et la durée de phase positive, paramètres définissant la menace, furent délicates avec les systèmes d'acquisition de l'époque et Bowen [Bowen *et al.* 1968] dû utiliser les abaques de Goodman afin de les déterminer [1960]. Un exemple de courbes LD50 obtenues pour petits (e.g. rat) et gros animaux (e.g. porc) est donné en Figure 1.25, montrant les différences de sensibilité au blast de ces deux gabarits d'espèces animales.

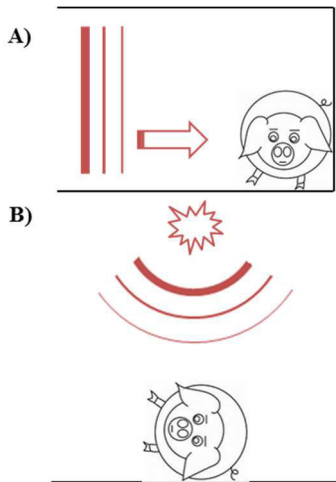


Figure 1.24 : Position de l'animal dans le tube à choc (A) et pour les essais avec des explosifs (B) lors des expérimentations de Richmond *et al.* [1963 ; 1966].

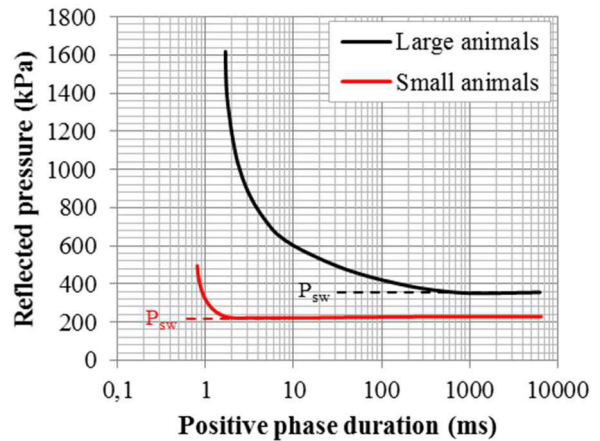


Figure 1.25 : Courbes à 50% de létalité (LD50) pour les petits et les gros animaux [White 1971]. P<sub>sw</sub> correspond à la surpression pour les longues durées de phase positive de la courbe LD50 (phase constante), ce paramètre étant différent pour chaque espèce.

Les résultats de ces essais sur animaux ont ensuite été mis à l'échelle afin de proposer les courbes de létalité pour un homme de 70kg contre une paroi à l'aide de lois d'échelle qui seront explicitées ultérieurement, donnant ainsi les courbes de survie représentées en Figure 1.26 [Bowen *et al.* 1968]. Sur cette figure, on peut y voir d'autres courbes à différents pourcentages de létalité (1%, 10%, 99%), courbes étant obtenues avec l'hypothèse d'une distribution normale. Bowen a également calculé une courbe de seuil lésionnel (pulmonaire) en faisant à nouveau une hypothèse forte qui consiste à considérer que ce seuil de lésion pulmonaire soit donné par 1/5 de la pression (réfléchi) de la courbe LD50 (ce qui correspond tout simplement à une multiplication par 1/5 des ordonnées de la courbe LD50 de la Figure 1.26).

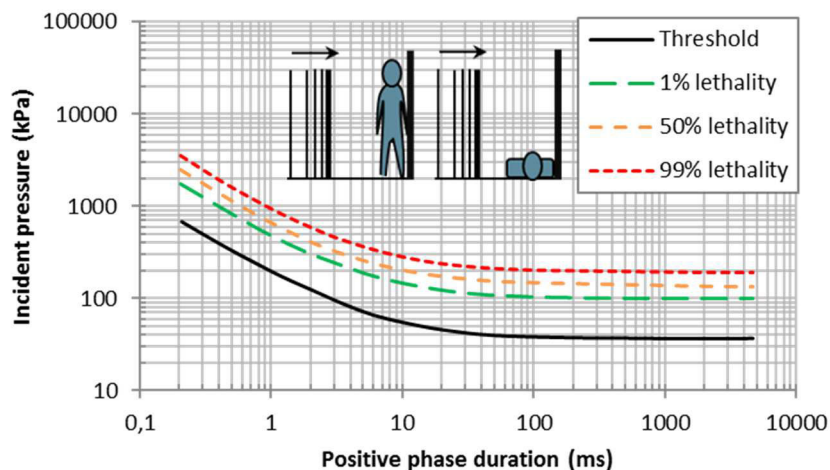


Figure 1.26 : Représentation des courbes de Bowen pour une personne de 70kg contre une paroi, en trait plein le seuil d'apparition des lésions pulmonaires et en pointillé les seuils de létalité. [Bowen *et al.* 1968]

Pour les courtes durées de phase positive (<3ms), il a pu être constaté que les courbes de Bowen se trouvaient sur une iso-impulsion [Richmond *et al.* 1966], ce qui conforte les conclusions de Schardin [1950]

disant que les lésions sont gouvernées par l'impulsion maximale pour les courtes durées de phase positive. Quant aux ondes de type Friedlander de longues durées de phase positive (>30ms) il apparaît que le pourcentage de létalité n'est alors dépendant que de la surpression maximale, ce qui encore une fois conforte les conclusions de Schardin [1950].

La relation choisie par Bowen entre la surpression réfléchie et la durée de phase positive, satisfaisant les deux conclusions précédentes, est alors la suivante [Bowen *et al.* 1968] :

$$\Delta Pr = P_{sw}(1 + a.T^{+^{-b}}) \quad \text{Eq. (1.27)}$$

Où :

- $\Delta Pr$  est la surpression maximale réfléchie
- $T^+$  est la durée de phase positive
- $P_{sw}$  représente la pression aux longues durées de phase positive correspondant à 50% de létalité (une illustration est proposée en Figure 1.25).
- $a$  et  $b$  sont des constantes.

A l'aide d'une analyse dimensionnelle, Bowen *et al.* [1965] ont pu déterminer des équations de mises à l'échelle pour  $\Delta Pr$  et  $T^+$  en fonction de la masse de l'animal et de son  $P_{sw}$ . Ainsi, pour passer d'une courbe LD50 pour un animal à un homme de 70kg où la pression ambiante est de 101,35kPa, les équations sont les suivantes :

$$\Delta Pr_r = \Delta Pr_r \left( \frac{424}{P_{sw}} \right) \left( \frac{101.35}{P_0} \right), kPa \quad \text{Eq. (1.28)}$$

$$T^+ = T^+ \sqrt[3]{\frac{70}{m}} \sqrt{\frac{P_0}{101.35}}, ms \quad \text{Eq. (1.29)}$$

Où  $m$  est en kg et  $\Delta Pr$ ,  $P_{sw}$  et  $P_0$  (pression ambiante) sont en kPa.

L'hypothèse de similarité entre espèces (i.e. similarité sur la forme du corps, distribution équivalente des tissus et de leurs propriétés) a été faite pour extrapoler les données expérimentales sur animaux à un homme de 70kg. Pour ce dernier, la valeur du  $P_{sw}$  a été pris comme étant la moyenne des valeurs pour les grands mammifères, c'est-à-dire 424kPa. En effet, dans une étude de Crosfill et Widdicombe [1961] mettant en évidence les différences entre petits et gros animaux, l'homme semble se trouver dans la catégorie des gros mammifères si on se fie à la masse volumique moyenne des poumons et au ratio du volume gazeux moyen sur la masse du corps comme l'illustre la Figure 1.27. L'extrapolation à l'homme de Bowen *et al.* [1968] a ainsi consisté à prendre les données obtenues sur petits et gros animaux et à les transformer pour correspondre à un homme de 70kg à l'aide des équations 1.28 et 1.29.

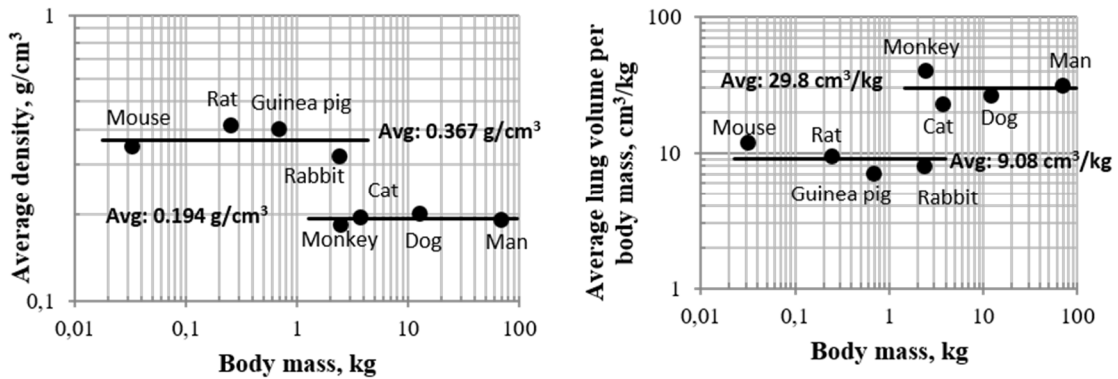


Figure 1.27 : Masse volumique moyenne et ratio du volume gazeux moyen sur la masse du corps en fonction de la masse du corps pour plusieurs espèces animales [Bowen *et al.* 1966].

Richmond [Richmond *et al.* 1962] utilisa une approche différente : la valeur Psw pour un animal de 70kg (l'homme) a été obtenue non plus en prenant la valeur moyenne sur gros animaux, mais en extrapolant les données du graphique traçant les valeurs de Psw en fonction de la masse de l'animal comme l'illustre la Figure 1.28. Richmond [Richmond *et al.* 1962] semble ainsi considérer qu'il n'y a pas deux groupes d'espèces animales (petits et gros animaux) mais bien une seule. Cependant, la différenciation des espèces animales, en groupes ou non, ne semble pas avoir d'influence pour les longues durées de phase positive comme le montre la Figure 1.29, figure comparant les extrapolations à l'homme (LD50) par Bowen *et al.* [1968] et Richmond *et al.* [1962]. En revanche, en observant les limites de létalité d'un homme obtenues par Desaga [1950] et Fisher, Krohn et Zuckerman [1941], il semblerait que l'extrapolation de Bowen soit la plus prédictible par rapport à l'extrapolation faite par Richmond *et al.* [1962].

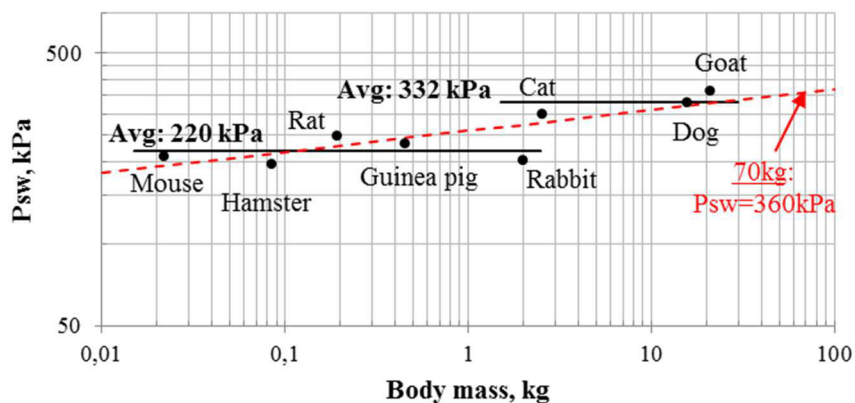


Figure 1.28 : Comparaison des méthodes de détermination du Psw par Bowen *et al.* [1968] et Richmond *et al.* [1962]. Bowen a utilisé la valeur moyenne des Psw des gros animaux (ici 332kPa), tandis que Richmond ne différencie pas les espèces par taille et utilisa une courbe de tendance (en rouge pointillée) afin de trouver le Psw d'un animal de 70kg (ici 360kPa).

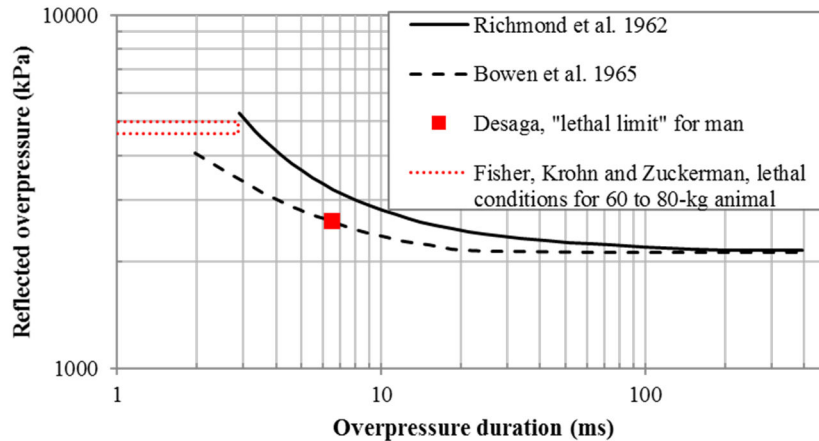


Figure 1.29 : Comparaison de deux estimations pour la tolérance de l'homme face au blast

Les courbes de Bowen ont initialement été réalisées pour des scénarios où l'animal se trouve exposé à un blast contre une paroi, précédemment illustrées en Figure 1.26, et ont ensuite été étendues à d'autres configurations. En utilisant un concept de « dose de pression », Bowen réalisa une extension de ces courbes de létalité à des scénarios en champ libre :

- Pour une personne debout en champ libre (corps perpendiculaire à la direction de propagation de l'onde de choc)
- Pour une personne couchée en champ libre (avec le corps parallèle à la direction de propagation de l'onde de choc)

Il a ainsi supposé qu'une même courbe de létalité peut être utilisée pour les scénarios précédents en faisant l'hypothèse que les « doses » de pression sont les suivantes (la durée de phase positive restant la même quel que soit le scénario) :

- Pour un homme contre une paroi, la « dose » (ou quantité) de pression reçue est la pression réfléchie
- Pour une personne debout en champ libre, la « dose » de pression reçue est la surpression incidente  $\Delta P_i$  additionnée à la pression dynamique  $Q = \frac{5 \cdot \Delta P_i^2}{2 \cdot \Delta P_i^2 + 14 \cdot P_0}$ ,  $P_0$  étant la pression ambiante (une extension des courbes de létalité de Bowen pour un homme de 70kg debout exposé à un blast en champs libre est proposée en Figure 1.30).
- Pour une personne couchée en champ libre, la « dose » de pression reçue est égale à la surpression incidente (Figure 1.31)

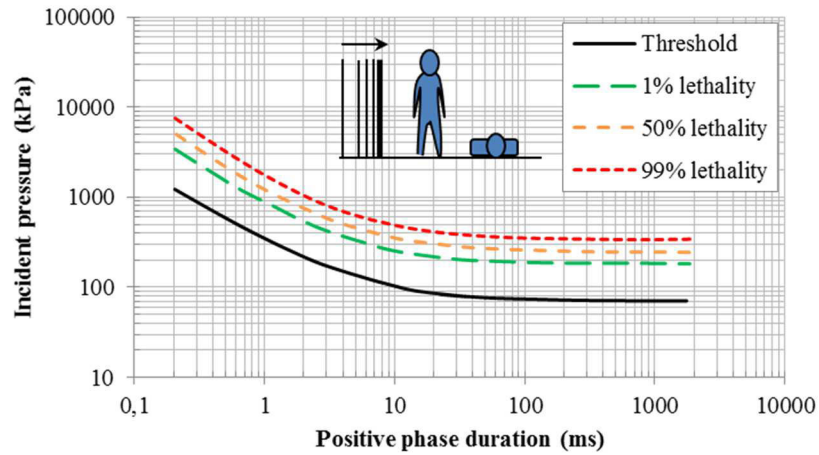


Figure 1.30 : Courbes de Bowen pour une personne dont l'axe du corps est perpendiculaire à la direction de propagation de l'onde de choc, appelée position debout. Bowen *et al.* [1968]

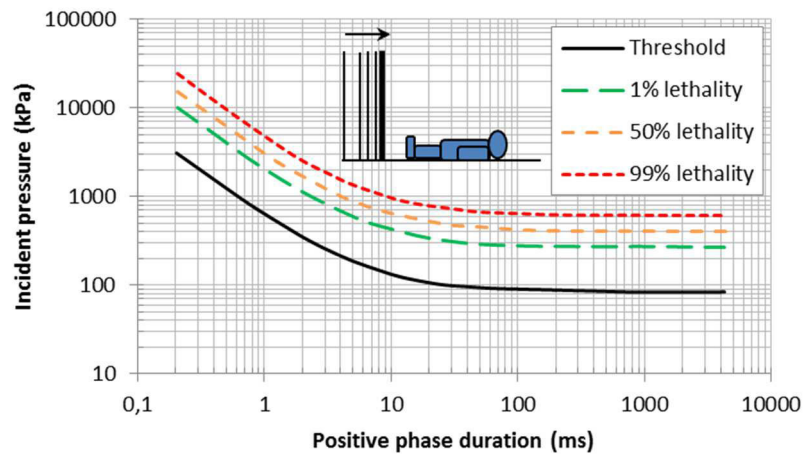


Figure 1.31 : Courbes de Bowen pour une personne dont l'axe du corps est parallèle à la direction de propagation de l'onde de choc Bowen *et al.* [1968]

Richmond *et al.* [2002] ont évalué les courbes de Bowen pour un homme debout en champ libre en les comparant à de nouvelles données expérimentales, neuf nouvelles expériences ont permis aux auteurs de proposer une adaptation des courbes de Bowen pour des courtes durées de phase positive comme le montre la Figure 1.32. Tout comme Bowen, lorsque le profil de pression n'était pas disponible ou exploitable, un abaque a été utilisé : le programme ConWep. La plupart des nouvelles données utilisées par Richmond étaient en accord avec les résultats proposés par Bowen, surtout pour les durées de phase positive supérieures à 10ms. En revanche, pour des durées inférieures les prédictions de Bowen semblaient trop élevées.

Récemment, Bass *et al.* [2008] et Rafaels *et al.* [2008] ont mis à jour les courbes de survie de Bowen en incluant plus de données, dont certaines provenant de scénarios en champs libre. Bass *et al.* se sont servi des conclusions de 1129 essais sur animaux venant de treize études pour lesquelles la durée de phase positive  $T^+$  de l'onde était inférieure à 30ms. Avec ces données, Bass ne trouva aucune différence entre des scénarios contre une paroi et en position debout. Cette observation va à l'encontre du concept de « dose de pression » de Bowen,

qui postula des lésions différentes pour ces deux configurations. Il n'y a cependant pas assez de données pour statistiquement faire une discrimination entre l'observation de Bass et le concept de Bowen, ainsi, plus d'études doivent être menées. Pour la position où le corps est parallèle à la direction de l'onde de choc, Bowen et Bass ont la même hypothèse : les lésions sont équivalentes si la pression incidente est égale à la pression réfléchie dans le cas d'un scénario avec une paroi. Encore une fois, il n'y a pas assez de données pour valider cette extension. Finalement, les données expérimentales ajoutées par Bass ne font pas de grandes différences pour la prédiction des lésions, mais cela permet de se rendre compte que d'avantage d'essais expérimentaux doivent être conduits sur ce sujet.

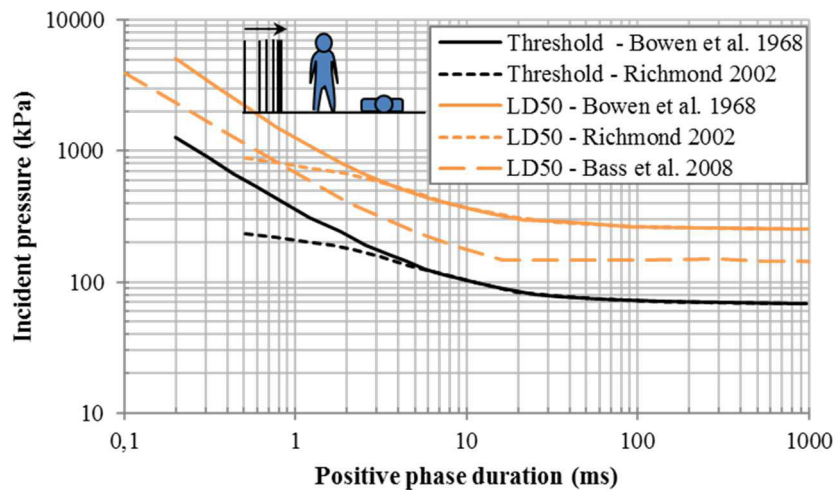


Figure 1.32 : Différentes versions de la courbe à 50% de létalité (LD50) et du seuil lésionnel pour un homme debout en champ libre.

Néanmoins, comme l'a reporté Van der Voort *et al.* [2016], les résultats d'autres études sont en accord avec l'hypothèse de Bass [Bass *et al.* 2008] postulant aucune différence de lésions pour un homme contre une paroi ou debout en champ libre pour des durées de phase positive inférieures à 5ms. Au contraire, pour des durées de phase positive supérieures à 30ms, le concept de « dose de pression » de Bowen semble plus approprié.

- En comparant des essais sur moutons, Bowen *et al.* [1965] observa que pour une charge d'environ 500g de pentolite la réponse biologique de l'animal n'a pas été influencée par la présence d'une paroi réfléchissante. Cette observation ne s'est pas retrouvée pour des ondes de chocs de longue durée de phase positive, où les décès apparaissaient à des surpressions plus faibles.
- L'évaluation des courbes de Bowen par Richmond [2002] fait aussi ce constat. En effet, les données utilisées pour la comparaison ont montré un bon accord avec les courbes de Bowen pour des durées de phase positive supérieures à 10ms. Cependant, le concept de « dose de pression » ne semble pas être bien défini pour des durées de phase positive inférieures.
- Lors de la modification des courbes de Bowen pour les longues durées de phase positive réalisée par Rafael, des différences significatives ont été trouvées pour un homme debout en champ libre ou contre



une paroi. Cependant, cette observation a été ignorée lors de la mise en place des nouvelles courbes de létalité de Bass.

Etant donné que Bass et Bowen ont partiellement raison pour la configuration debout en champ libre, une nouvelle courbe de létalité a été proposée par Van der Voort *et al.* [2016] et est illustrée en Figure 1.33. Cependant, si on superpose l'évaluation de Richmond sur cette dernière, la correspondance n'est toujours pas satisfaisante.

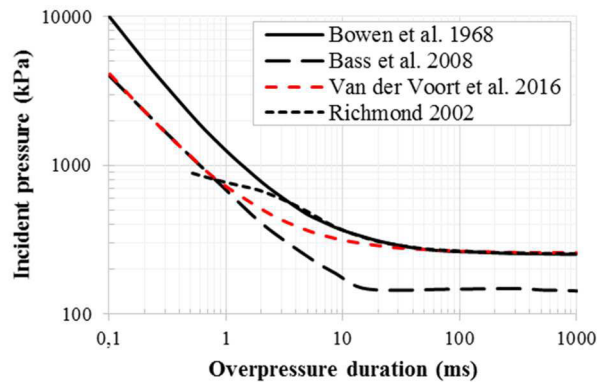


Figure 1.33: Nouvelle courbe de létalité à 50% pour un homme debout en champ libre proposée par Van der Voort *et al.* [2016].

La limite de ces critères de lésion réside dans le fait qu'elle n'est valable que pour des ondes de type Friedlander dont la mesure de la durée de la phase positive à l'aide d'abaque reste enclin au questionnement. En effet, si on trace les résultats en termes de durée de phase positive, des écarts entre les différents abaques sont observés. Il est alors difficile d'exposer un avis quant à la fiabilité de ces données. En outre, en postulant une équivalence des propriétés matérielles de chacune des catégories de mammifère dont la forme est identique, cela peut amener à des erreurs. De plus, l'organisation interne des organes est différente pour des espèces d'un même groupe, ce qui peut mener à des lésions et une intensité de lésions différentes pour un même scénario. Les hypothèses d'extrapolation en champ libre ne sont pas encore validées et sont différentes selon le critère utilisé (Bowen ou Bass). Pour finir, ces courbes ne considèrent que la létalité et non le risque de lésion encouru face à une menace de type blast.

Afin de passer outre les limites de ces critères développés dans les années soixante, de nouveaux critères ont été développés afin de connaître le niveau lésionnel pulmonaire ou de l'ensemble des organes internes face à une onde de choc et non plus uniquement le pourcentage de létalité.

### 1.5.3 Modèle d'Axelsson

#### 1.5.3.1 Description du modèle

Le modèle d'Axelsson a été développé pour combler les précédentes limites mentionnées sur les courbes de Bowen/Bass [Axelsson *et al.* 1996]. Il a été construit en utilisant un modèle mathématique (un degré de liberté (DDL)), dont le but est de décrire la réponse d'un torse humain exposé à n'importe quelle onde de choc, qu'elle



soit de type Friedlander ou complexe. Ce modèle, illustré en Figure 1.34, utilise les pressions de sorties du « Blast Test Device (BTD) », qui est un cylindre rigide et creux possédant quatre capteurs de pression à mi-hauteur tous les 90°. Ce modèle est représenté par quatre équations correspondant aux quatre capteurs de pression du BTD.

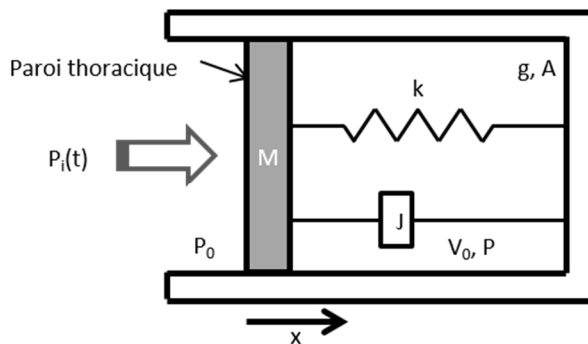
$$M \cdot \frac{d^2 x_i}{dt^2} + J \cdot \frac{dx_i}{dt} + K \cdot x_i = A \cdot (p_i(t) - p(t)); \quad i = 1,2,3,4 \quad \text{Eq. (1.30)}$$

$$P(t) = p_0 \left( \frac{V_0}{V_0 - A \cdot x_i} \right)^g \quad \text{Eq. (1.31)}$$

La description et les valeurs des différents paramètres utilisés dans le modèle d'Axelsson sont données dans le Tableau 1.4. Cependant, il n'est précisé nulle part dans son article comment ces valeurs ont été obtenues.

Tableau 1.4 : Paramètres du modèle d'Axelsson [Axelsson et al. 1996].

Paramètre		Unité	Animal 70 kg	Mise à l'échelle
Air effectif	A	m <sup>2</sup>	0.082	(M/70) <sup>2/3</sup>
Mass effective	M	kg	2.03	(M/70)
Volume pulmonaire à x=0	V <sub>0</sub>	M <sup>3</sup>	0.00182	(M/70)
Facteur d'amortissement	J	Ns/m	696	(M/70) <sup>2/3</sup>
Constante du ressort	k	N/m	989	(M/70) <sup>1/3</sup>
Exposant polytropique des gaz dans les poumons	g		1.2	



Nom	Explication
A	Air effective
M	Masse effective
V <sub>0</sub>	Volume pulmonaire à x=0
J	Facteur d'amortissement
k	Constante du ressort
P <sub>0</sub>	Pression ambiante
P <sub>i</sub> (t)	Pression reçue
P	Pression pulmonaire
g	Exposant polytropique des gaz dans les poumons

Figure 1.34 : Modèle mathématique du thorax selon Axelsson et al. [1996].

Grâce aux pressions enregistrées sur le BTD, la position  $x_i$  du thorax est obtenue, ainsi que la vitesse d'enfoncement de la paroi thoracique ( $\frac{dx_i}{dt}$ ) et la pression pulmonaire P. En utilisant les courbes de Bowen dans le cas où le corps est parallèle à la direction de l'onde de choc couplées à son modèle, Axelsson trouva que la vitesse d'enfoncement de la paroi thoracique était constante pour plusieurs couples ( $\Delta P$ , T+) de la même courbe de létalité. Avec cette observation, Axelsson décida d'utiliser ce paramètre comme indicateur de lésions.

A partir des quatre capteurs de pression du BTD, quatre vitesses d'enfoncement  $v$  sont obtenues. Axelsson proposa le paramètre suivant comme mesure des lésions :

$$V = \frac{1}{4} \sum_{i=1}^4 \max(v_i(t)) \quad \text{Eq. (1.32)}$$

Les données expérimentales de Johnson sur moutons en espace confiné [Johnson *et al.* 1993] permirent à Axelsson de calibrer son modèle. Ces expériences ont été réalisées avec de faibles charges explosives (57g à 1361g de C-4) où des BTD étaient placés de manière similaire aux moutons afin d’avoir les données d’entrées pour le modèle. Après chaque essai, les blessures des moutons ont été évaluées et les lésions externes, les fractures, les brûlures et les traumatismes du pharynx, du larynx, de la trachée, des poumons, du cœur et des organes abdominaux creux ont reçu des valeurs numériques en fonction de la gravité de la lésion. Les valeurs individuelles ont ensuite été additionnées pour obtenir l’indice de sévérité des blessures ASII (« Adjusted Severity of Injury Index »). Malgré des données disparates, Axelsson réussit à obtenir une corrélation entre V et ASII, dont l’équation est la suivante :

$$ASII = (0,124 + 0,117.V)^{2,63} \quad \text{Eq. (1.33)}$$

La corrélation entre ASII et V pour chaque degré lésionnel est donnée en Tableau 1.5.

Tableau 1.5 : Corrélation entre ASII et V pour le modèle d’Axelsson [Axelsson *et al.* 1996].

Injury level	ASII	V (m/s)
No injury	0.0–0.2	0.0–3.6
Trace to slight	0.2–1.0	3.6–7.5
Slight to moderate	0.3–1.9	4.3–9.8
Moderate to extensive	1.0–7.1	7.5–16.9
>50% lethality	> 3.6	> 12.8

Bien que le modèle d’Axelsson résolve les limites des courbes de Bowen/Bass mentionnées précédemment, des problèmes persistent dans ce modèle. En effet, comme cela est expliqué par Teland [2012], qui détaille les critères de lésions existants, Axelsson utilise des mesures surprenantes venant du BTD pour la calibration de son modèle. Dans un premier temps, les mesures de pression des deux sondes latérales diffèrent malgré le fait que leur position soit symétrique par rapport à la charge. Ensuite, l’enregistrement de la pression à l’arrière du cylindre pour une configuration à 227g de C-4 est plus élevé que pour la même configuration à 454g. Etant donné que ces pressions sont à la base du calcul de ce critère, ces erreurs et/ou incohérences peuvent mener à une valeur différente de V, et ainsi à une corrélation entre V et ASII différente. De plus, si on regarde de plus près les données dans le rapport d’Axelsson, on peut voir qu’une vitesse d’enfoncement moyenne peut prédire soit de faibles lésions, soit 50% de létalité. Il apparaît alors incertain de considérer la mesure de V comme une bonne approximation de celle sur l’animal en question. Si on regarde la définition du paramètre V, on s’aperçoit que la réponse des poumons est représentée par une moyenne des quatre vitesses prédites par le modèle mathématique à 1 DDL. Cela entraîne donc quelques simplifications :

- D'une part le modèle mathématique est une simplification de la paroi thoracique d'un homme, et l'obtention des paramètres de celui-ci n'est pas détaillée dans le papier original d'Axelsson *et al.* [1996].
- D'autre part, le modèle étant élastique, il ne peut pas prendre en compte l'effet de cumul des lésions.
- Enfin, le fait que les quatre signaux soient analysés indépendamment les uns des autres peut entraîner des différences majeures avec la réalité. En effet, dans ce modèle, chacun des signaux sont appliqués à un système non perturbé. En revanche, dans la réalité, ces chargements agissent de manière simultanée sur un système, influençant la réponse de chacun.

Etant donné que les chercheurs à l'origine de ces données ont aussi exprimé des doutes sur la validité des profils de pression obtenus, Teland [2012] reproduisit les configurations à l'aide de l'outil numérique AUTODYN pour conclure quant à la fiabilité des données. Il en conclut que l'équation originale d'Axelsson corrélant ASII et V était cohérente avec les nouvelles données de pression obtenues numériquement. Cependant, la procédure pour obtenir un degré de lésion étant fastidieuse, différents modèles appelés « single point » ont été développés pour la simplifier et sont présentés dans ce qui suit.

### 1.5.3.2 Modèles « single-point »

#### 1.5.3.2.1 Introduction

Dans cette partie, différents modèles « single-point » vont être présentés. Tous ces modèles sont basés sur le modèle d'Axelsson, où des hypothèses sont formulées pour simplifier le problème. Dans ces cas, la détermination du degré de lésion pourra être faite sans l'utilisation du BTM. Sont présentées tour à tour les hypothèses et formulations du modèle « single point » d'Axelsson, le modèle de Weathervane et le modèle de TNO.

#### 1.5.3.2.2 Modèle « single-point » d'Axelsson

Le modèle « single-point » d'Axelsson est similaire au modèle classique d'Axelsson, mais sans l'utilisation du BTM. Ce modèle utilise la pression incidente à l'endroit où le BTM aurait été placé dans le cas du modèle d'Axelsson. Il est ainsi considéré que les quatre équations différentielles sont identiques.

Dans le cas présent, il a été montré que la relation de corrélation entre l'ASII et V proposée initialement par Axelsson ne correspond plus [Teland 2012]. A l'aide de l'outil numérique AUTODYN, les scénarios ayant servi à la calibration du modèle d'Axelsson ont été reproduits, sans le BTM. Une nouvelle relation a ainsi pu être déterminée entre l'ASII et V, appelé dans ce modèle  $V_{SP}$  (SP : « single point ») pour éviter la confusion :

$$ASII = 0.175 \cdot V_{SP}^{1.205} \quad \text{Eq. (1.34)}$$

Les limites de ce modèle « single point » sont dans un premier temps les mêmes que le modèle d'Axelsson citées précédemment puisqu'il se base sur ce dernier et sont dans un second temps liées à l'hypothèse servant à la simplification du modèle. En effet, l'idée a ici été de considérer les pressions sur les quatre facettes du BTM comme égales, ce qui n'est évidemment pas le cas. Cette hypothèse engendre donc des erreurs supplémentaires.

### 1.5.3.2.3 Modèle de Weathervane « single-point »

Cette approche, explicitée par Li *et al.* [2008], a pour but d'estimer ce qu'auraient mesurés les capteurs de pression du BTD s'il avait été présent. Pour cela, un outil numérique doit être utilisé. La pression incidente à l'emplacement virtuelle du BTD est obtenue numériquement et des hypothèses sont formulées pour déterminer les pressions sur les quatre faces du BTD [Li *et al.* 2008].

Ainsi, la pression sur la face avant est supposée égale à la pression réfléchie en cas de présence d'une paroi infinie sur la position du BTD. Ensuite, les pressions sur les facettes latérales du BTD sont prises égales à la pression incidente obtenue numériquement. Et enfin, la pression sur le capteur arrière est prise égale à la pression ambiante.

Pour générer la pression réfléchie, chaque choc du profil de pression est analysé indépendamment. Pour chacun de ces chocs, le temps d'arrivée de l'onde, la pression maximale, l'impulsion maximale et la durée de l'onde sont extraits. La pression réfléchie est ensuite obtenue à l'aide des équations de Rankine-Hugoniot [Kinney *et Graham* 1985], à savoir :

$$M = \sqrt{\frac{\frac{P_i}{P_0}(\gamma + 1) + (\gamma - 1)}{2\gamma}} \quad \text{Eq. (1.35)}$$

$$P_r = \left( \frac{(3\gamma - 1)M^2 - 2(\gamma - 1)}{(\gamma - 1)M^2 + 2} \right) P_i \quad \text{Eq. (1.36)}$$

Où M est le nombre de Mach de l'onde incidente. Pr, Pi et Po sont respectivement la pression statique absolue réfléchie, incidente et ambiante.

Pour obtenir le profil de pression réfléchie pour chaque choc, l'équation de Friedlander est utilisée, avec les caractéristiques des ondes obtenues précédemment.

$$P(t) = \Delta P_r \left( 1 - \frac{t - TOA}{T^+} \right) e^{-\frac{b(t - TOA)}{T^+}} \quad \text{Eq. (1.37)}$$

Où  $\Delta P_r$  est la surpression réfléchie, TOA est le temps d'arrivée de l'onde de choc,  $T^+$  est la durée de phase positive de l'onde et b est le facteur de décroissance de l'onde de pression.

Pour obtenir le profil complet, la décroissance b doit être obtenue. Pour cela, l'impulsion est nécessaire. En effet, en intégrant le signal de pression précédemment défini sur la durée du signal, on obtient la relation suivante entre l'impulsion réfléchie maximale  $I_{r_{max}}$  et le paramètre b :

$$I_{r_{max}} = \Delta P_r \cdot \frac{T^+}{b^2} (b + e^{-b} - 1) \quad \text{Eq. (1.38)}$$

$$\text{Ainsi} \quad b^2 \cdot I_{r_{max}} - \Delta P_r \cdot T^+ (b + e^{-b} - 1) \quad \text{Eq. (1.39)}$$

Pour obtenir une solution de cette équation, une intégration par partie est nécessaire. Le paramètre  $b$  est ensuite déterminé à l'aide d'un processus itératif. L'impulsion réfléchie est obtenue à l'aide de ConWep. Une série de scénarios est générée sous ce logiciel pour une charge hémisphérique de TNT au sol de 1kg. Les durées de phase positive considérées sont comprises entre 2 et 7ms. Pour chacun des cas, le paramètre  $\Gamma$  est calculé de la manière suivante :

$$\Gamma = \frac{\frac{I_{r_{max}}}{I_{i_{max}}}}{\frac{\Delta P_r}{\Delta P_i}} \quad \text{Eq. (1.40)}$$

Ce paramètre  $\Gamma$  est tracé en fonction de la pression incidente [Li et al. 2008]. Ainsi, à l'aide des caractéristiques obtenues sur le profil de l'onde incidente et de l'obtention de la pression réfléchie, l'impulsion réfléchie peut être obtenue. En reproduisant ce processus sur chaque onde du profil de pression incidente, le profil complet de l'onde réfléchie est obtenu.

En plus des limites liées au modèle d'Axelsson, cette méthode de calcul simplificatrice du niveau lésionnel thoracique ne prend pas en compte l'effet des ondes de raréfaction créées sur les arêtes d'une structure de dimensions finies impactée par une onde de choc. En effet, prenons l'exemple d'une plaque impactée par une onde de choc, la différence de pression entre la face chargée (pression réfléchie) et les arêtes (pression incidente) amène à la formation d'ondes de raréfaction se propageant alors le long de la face chargée. Lorsque la durée de phase positive de l'onde incidente est suffisamment grande, ces ondes de raréfaction ont pour effets une diminution de la pression et de la durée de phase positive de l'onde, et par conséquent de l'impulsion [Rigby et al. 2013 ; Shi et al. 2007 ; Tyas et al. 2011 ; Rose 2006]. Cet effet est appelé « clearing effect ». Bien que ce phénomène ne soit pas pris en compte par le modèle de Weatherwane SP, il a été précisé que le but de ce nouveau modèle n'était pas de représenter les phénomènes physiques ayant lieu lors de l'interaction d'une onde avec une structure, mais d'obtenir un modèle simplifié d'Axelsson donnant un niveau de lésion similaire.

Un autre problème avec cette méthode est le calcul laborieux de la pression réfléchie, alors que cette méthode se veut simplificatrice. Pour remédier à ceci, en tout point du profil de pression incident obtenu numériquement, la pression réfléchie est calculée à l'aide de la relation (36) ( $P_r$  en fonction de  $P_i$ ). Cette méthode est appelée la méthode modifiée de Weathervane « single-point » [Teland 2010]. Dans ce cas, la forme d'onde de Friedlander n'est plus utilisée, évitant le processus itératif pour obtenir le bon paramètre de décroissance exponentielle  $b$ .

#### 1.5.3.2.4 Modèles « single-point » de TNO

Dans le but d'avoir un outil permettant la prédiction rapide du niveau lésionnel, TNO étudia deux approches pour simplifier le modèle d'Axelsson. La première approche a consisté à n'utiliser qu'un signal de pression au lieu des quatre obtenus à l'aide du BTM. La seconde approche a été d'éviter de résoudre l'équation du modèle mathématique pour les quatre signaux [Van Doormaal et al. 2010].

La première approche consistant à n'utiliser qu'un signal de pression au lieu des quatre requis par Axelsson a déjà été résolue par les différents modèles « single-point » décrits précédemment (SP d'Axelsson, Weathervane et Weathervane modifié). Dans le modèle TNO, la pression incidente à l'endroit où aurait été le BTD a ainsi été choisie comme donnée d'entrée au modèle, tout comme le modèle « single-point » d'Axelsson. Cependant, à la différence du modèle SP d'Axelsson, le modèle de TNO ne nécessite pas un profil de pression complet.

Concernant la seconde approche, le paramètre de prédiction des lésions  $V$  du modèle d'Axelsson est estimé à l'aide des caractéristiques de l'onde de pression incidente, à savoir les pics de pression, les impulsions et le temps d'arrivée de chacun des pics de pression du signal. L'obtention de ces paramètres peut se faire à l'aide d'approches empirique ou semi-empirique ou alors à l'aide d'un outil numérique. La procédure de calcul consiste à faire l'hypothèse que les chocs peuvent être approximés avec une forme triangulaire. Les équations de corrélation entre  $V$  et les caractéristiques de l'onde de choc ont été développées pour des chocs avec un et deux pics de pression. La procédure, expliquée par Van Doormaal *et al.* [2010] est rappelée ci-après :

- Pour un choc avec un pic de pression, la forme d'onde est considérée comme triangulaire. Ainsi, à l'aide des paramètres de surpression  $\Delta P^+$  et d'impulsion  $I$ , on obtient la corrélation suivante :

$$\frac{v}{\Delta P^+} = \begin{cases} -4.1893 \cdot \left(\frac{2 \cdot I}{\Delta P^+}\right)^2 + 2.003 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{2 \cdot I}{\Delta P^+} + 7.982 \cdot 10^{-9} & \text{si } \frac{2 \cdot I}{\Delta P^+} \leq 0.001 \text{ s} \\ \left( \frac{4.5 \cdot 10^{-5}}{1 + e^{\frac{-6.806 - \ln(\frac{2 \cdot I}{\Delta P^+})}{0.845}}} - 2.1147 \cdot 10^{-5} \right) \cdot f(\Delta P^+) + 1.589 \cdot 10^{-5} & \text{autrement} \end{cases} \quad \text{Eq. (1.41)}$$

$$\text{où} \quad f(\Delta P^+) = -7.3786 \cdot 10^{-9} \cdot \Delta P^{+3} + 1.8576 \cdot 10^{-12} \cdot \Delta P^{+2} - 2.0727 \cdot 10^{-6} \cdot \Delta P^+ + 1.579 \quad \text{Eq. (1.42)}$$

Avec  $I$  en Pa.s,  $\Delta P^+$  en Pa et  $v$  en m/s.

- Pour un chargement avec deux pics de pression, la procédure est plus complexe et nécessite 5 étapes. Les différents chocs du profil de pression sont aussi considérés avec une forme triangulaire dont les caractéristiques sont illustrées en Figure 1.35.
  - o Dans un premier temps, le chargement doit être transformé en un choc idéal triangulaire. Pour cela,  $\Delta P^+ = \max(\Delta P_1; \Delta P_2)$  et l'impulsion  $I = I_1 + I_2$ . La vitesse  $v$  reliée au niveau lésionnel est alors calculée à l'aide des deux équations précédentes (1.41 et 1.42). Cette vitesse est appelée  $v_{opt}$ .
  - o Ensuite, la vitesse d'Axelsson pour le premier pic seulement, noté  $v_1$ , est calculée avec les mêmes équations, en prenant cette fois-ci  $\Delta P^+ = \Delta P_1$  et  $I = I_1 + \frac{1}{2} \frac{\Delta P_{12}^2 \cdot t_2}{\Delta P_1 - \Delta P_{12}}$ .
  - o Cette étape est répétée pour le second choc, avec l'obtention de  $v_2$  à l'aide des caractéristiques  $\Delta P^+ = \Delta P_2$  et  $I = I_2$ .

- La vitesse  $v_2$  est modifiée de sorte à prendre en compte l'influence du premier choc. Cela se fait de la manière suivante :

$$v_{2C} = F_c \cdot v_2 \quad \text{Eq. (1.43)}$$

$$\text{Avec } F_c = 1.42 \cdot 10^{-17} \cdot \Delta P_{12}^6 - 4.801 \cdot 10^{-14} \cdot \Delta P_{12}^5 + 6.465 \cdot 10^{-11} \cdot \Delta P_{12}^4 - 4.493 \cdot 10^{-8} \cdot \Delta P_{12}^3 + 1.785 \cdot 10^{-5} \cdot \Delta P_{12}^2 - 4.507 \cdot 10^{-3} \cdot \Delta P_{12} + 1 \quad \text{Eq. (1.44)}$$

Où  $\Delta P_{12}$  est en kPa.

- Pour finir, l'approximation de la vitesse d'Axelsson,  $v_{Ax2}$ , pour une onde de choc avec deux pics de pression s'obtient comme suit en fonction du temps d'arrivée du second choc :

$$v_{Ax2} = \begin{cases} v_{opt} & \text{si } t_2 \leq 1 \text{ ms} \\ \max(v_1, v_{2C}) & \text{si } t_2 \geq 20 \text{ ms} \\ \max \left( v_1; \frac{1}{\frac{1}{v_{opt}} - \frac{1 - \sqrt{t_2}}{\sqrt{20} - 1} \cdot \left( \frac{1}{v_{2C}} - \frac{1}{v_{opt}} \right)} \right) & \text{autrement} \end{cases} \quad \text{Eq. (1.45)}$$

Où  $v_{opt}$  est la vitesse d'Axelsson calculée en transformant le profil de pression en un choc idéal triangulaire,  $v_1$  est la vitesse d'Axelsson pour le premier pic de pression et  $v_{2C}$  est celle calculée (et corrigée) du second pic de pression.  $t_2$  est en ms.

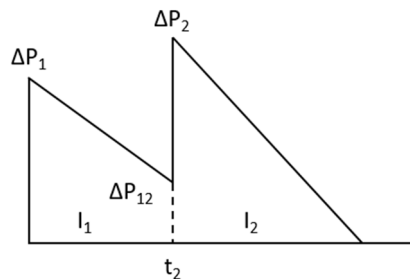


Figure 1.35 : Caractéristiques d'une onde de choc utilisées dans le modèle "single-point" de TNO [Van Doormaal et al. 2010].

Les limites de ce modèle « single point », en plus de celles du modèle d'Axelsson complet, résident dans l'utilisation d'ondes triangulaires entraînant une surestimation de l'impulsion, et donc une possible surestimation du niveau lésionnel final. Cependant, par comparaison avec la procédure classique d'Axelsson de résolution de l'équation différentielle, Van Doormaal [Van Doormaal et al. 2010] montra que cette approche simplifiée permet d'obtenir une vitesse d'enfoncement en bon accord avec le modèle de base.

#### 1.5.3.2.5 Conclusion

Le modèle d'Axelsson [Axelsson et al. 1996], développé pour combler les limites des courbes létalités de Bowen et al. [1968] et de Bass et al. [2008], nécessite la connaissance de quatre profils de pression mesurés sur le BTM pour déterminer le niveau lésionnel thoracique de l'homme pour une configuration donnée. Bien que

ces pressions puissent être obtenues expérimentalement ou numériquement, l'approche ne donne accès au niveau lésionnel qu'en un seul point dans l'espace. Ainsi, la connaissance du niveau lésionnel en fonction de la position de la cible par rapport à la charge serait un travail fastidieux. Afin de remédier à ces problèmes, quatre simplifications du modèle d'Axelsson ont été proposées : le modèle SP, le modèle de Weathervane, le modèle modifié de Weathervane et enfin le modèle de TNO. Ces méthodes SP prédisent des lésions du même ordre que le modèle d'Axelsson [Teland 2010].

Le modèle d'Axelsson, et donc ses simplifications, possèdent cependant un ensemble de limites en commun :

- La calibration du modèle d'Axelsson a été faite à l'aide de mesures de pression « surprenantes » issues du BTM ;
- Les données de calibration montrent qu'une même vitesse d'enfoncement  $V$  peut correspondre à un niveau lésionnel faible (lésions traces) ou à 50% de létalité (lésions sévères) ;
- L'utilisation d'un modèle mathématique à 1DDL entraîne quelques simplifications :
  - o L'obtention des paramètres du modèle pour représenter l'homme n'est pas détaillée dans le papier original d'Axelsson *et al.* [1996] ;
  - o Le modèle étant élastique, il ne prend pas en compte l'effet de cumul des lésions ;
  - o Les quatre signaux sont appliqués indépendamment à un système non perturbé. Or, ces chargements agissent de manière simultanée sur le système, influençant la réponse de la cible.
- Le modèle a été calibré à l'aide de données lésionnelles sur moutons exposés en espace confiné. Deux questions se posent alors : les lésions thoraciques sont-elles semblables à celles sur l'homme du fait des différences, entre autre structurelle, entre les deux espèces ? Et est-il possible d'extrapoler le critère d'Axelsson pour des expositions en champ libre ?

En plus de ceci, chaque simplification apporte son lot d'hypothèses, et donc de limites supplémentaires :

- Pour le modèle SP d'Axelsson, l'égalité des pressions sur les quatre facettes du BTM peut entraîner des erreurs dans le calcul de  $V$  ;
- Le modèle de Weathervane ne prend pas en compte les différents phénomènes physiques tels que le « clearing effect », pouvant entraîner une surestimation de l'impulsion sur la face avant, et donc du niveau lésionnel. En plus de ceci, la pression sur la face arrière est prise comme étant égale à la pression ambiante, or il existe une refocalisation des ondes à l'arrière de la cible pouvant être non négligeable. Ceci peut donc entraîner une sous-estimation du niveau lésionnel, celle-ci pouvant être encore plus importante en cas de présence d'une paroi proche du BTM. Ces limites sont aussi applicables au modèle de Weathervane modifié ;
- Quant au modèle de TNO, les limites supplémentaires résident dans l'utilisation d'ondes triangulaires entraînant une surestimation de l'impulsion et donc du niveau lésionnel.



### 1.5.3.3 Conclusion

Les courbes de Bowen *et al.* [1968] et de Bass *et al.* [2008] permettent d'obtenir un pourcentage de létalité pour une certaine menace de type blast tandis que le modèle d'Axelsson donne un degré de lésion thoracique à l'aide de l'index ASII. Il n'est donc pas trivial de comparer les deux méthodes. Cependant, selon Axelsson, un ASII de 3,6 correspondrait à un niveau à 50% de létalité. A l'aide de ce constat, Teland [2012] réalisa la comparaison des modèles pour une personne soumise à un blast en champ libre et contre une paroi. Plusieurs scénarios correspondant à 50% de létalité pour Bowen et Bass ont été reproduits avec les modèles d'Axelsson « single-point » et classique. Il montra que pour les scénarios contre une paroi réfléchissante, les modèles d'Axelsson donnent des résultats similaires pour Bowen et Bass. La correspondance n'est en revanche pas bonne pour les scénarios en champ libre, mais toutefois plus proche des prédictions de Bowen que de Bass. Etant donné que les courbes en champ libre sont basées sur des hypothèses non validées, cela peut expliquer les divergences obtenues dans les résultats entre les modèles. Concernant les configurations contre une paroi, configurations ayant servi à la mise en place des courbes de Bowen, il est encourageant de voir que le modèle d'Axelsson est capable de donner de bons résultats, même pour des charges explosives importantes. En effet, le modèle d'Axelsson a été calibré pour des configurations impliquant de faibles quantités de C-4 en espace confiné.

De plus, pour des durées de phase positive inférieures à 5 ms, il a été constaté que le modèle d'Axelsson ne prédisait pas 50% de létalité que ce soit avec l'approche de Bowen ou bien de Bass. Comme le modèle d'Axelsson est basé sur le même type de données (courte durée de phase positive), il serait surprenant que le problème vienne de ce modèle. En revanche, si on analyse la procédure de création des courbes de Bowen et de Bass, on constate, comme cela a été précisé avant, que la mesure de la durée de phase positive n'était pas évidente. Pour passer outre ce problème, des abaques ont été utilisés. Les différences observées sur ces données peuvent avoir une influence non négligeable sur les courbes de prédiction de lésions de Bowen et Bass. Si Bowen [Bowen *et al.* 1968] avait utilisé Froböse [1959] ou Kingery and Bulmash [1984], qui donne des valeurs de durée de phase positive plus élevées que Goodman [1960], les courbes de létalités auraient été décalées vers la droite. Cela signifie que pour une même durée de phase positive, la pression donnant 50% de létalité serait plus élevée, donnant ainsi un ASII plus important pour le modèle d'Axelsson.

Au vu de ces écarts, des études complémentaires doivent être menées afin de savoir quelle méthode de prédiction de lésions doit être utilisée selon le scénario étudié. Il est à noter que pour des scénarios complexes, Bowen et Bass ne sont plus utilisables. Il ne reste alors que le modèle d'Axelsson.

### 1.5.4 Modèle de Stuhmiller

Une approche similaire à Axelsson a été utilisée par Stuhmiller *et al.* [1996]. Au lieu de considérer le thorax comme un système masse/ressort/amortisseur, ils utilisèrent un modèle, illustré en Figure 1.36, qui considère les forces sur la paroi thoracique résultant du chargement externe, la pression interne résultant de la compression du volume pulmonaire ainsi que l'onde de compression produit par le mouvement du piston. Ce modèle stipule

que le chargement et l'inertie de la paroi thoracique sont les facteurs dominant, tandis que l'effet élastique de la cage thoracique et les propriétés d'amortissement viscoélastique des tissus ont une influence limitée sur le comportement global. Pour Stuhmiller, le blast primaire est dû à l'onde de compression qui traverse les poumons.

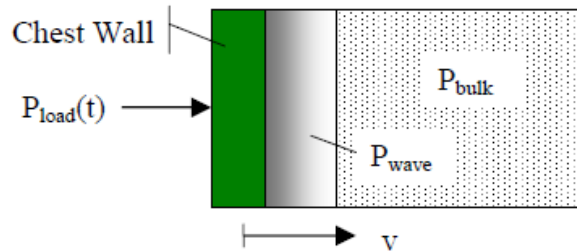


Figure 1.36 : Illustration du modèle mathématique du thorax de Stuhmiller *et al.* [1996]

Tout comme le modèle d'Axelsson, le modèle de Stuhmiller est un modèle à 1 DDL qui nécessite les quatre pressions obtenues à l'aide du BTD pour calculer la vitesse d'enfoncement de la paroi thoracique. Une fois cette vitesse obtenue, les auteurs définissent un paramètre appelé « travail normalisé », qui définit le « travail total pour produire l'onde dans le modèle divisé par le volume pulmonaire et la pression ambiante ». Ce paramètre a montré une bonne corrélation avec la probabilité de lésions pulmonaires. Etant donné que l'article initial [Stuhmiller *et al.* 1996] contient au moins deux erreurs dans les équations différentielles du modèle, les courbes de corrélations obtenues dans cet article ne sont pas fiables et ne seront pas exposées ici.

### 1.5.5 Modèle numérique (Greer)

L'université de Waterloo a établi une relation entre la pression intra-thoracique et les lésions pulmonaires à l'aide d'un modèle par éléments finis quasi-2D d'un thorax humain à une hauteur mi- sternum [Greer 2006] (cf. section 1.7).

Ce modèle a été calibré à l'aide des courbes de Bowen modifiées par Richmond dans le cas où le corps est perpendiculaire à la direction de l'onde de choc et en champs libre [Richmond 2002]. Ce modèle a permis d'associer un niveau de pression pulmonaire avec un niveau lésionnel connu, limites décrites dans le Tableau 1.6.

Tableau 1.6 : Gamme de pression pulmonaire associée à un niveau lésionnel [Greer 2006]

Injury level	Pressure range (kPa)
None	< 60
Trace	60 – 100
Slight	100 – 140
Moderate	140 – 240
Severe	> 240

Les limites de ce modèle basé sur des études numériques résident à la fois dans le MEF du torse, mais aussi dans la procédure amenant au nouveau critère lésionnel en termes de pression pulmonaire :

- Le MEF est en effet un modèle 2D ne prenant donc pas en compte certains phénomènes tels que les réflexions sur les différents organes internes ou le mouvement global de la cage thoracique et n'est en plus de ça pas validé au regard de données expérimentales ;
- Quant à la détermination des limites lésionnelles en termes de pression pulmonaire, elle est basée sur les courbes de Bowen en champ libre [Bowen *et al.* 1968] modifiées par Richmond [2002] avec un nombre réduit de données expérimentales. De plus, le modèle n'étant pas validé au regard de données expérimentales, il est difficile de juger de la fiabilité de ces limites.

### 1.5.6 Le critère visqueux

La propriété viscoélastique des tissus biologiques induit une réponse à la déformation qui sera fonction de la vitesse de compression. Une grande partie de nos connaissances en matière de biomécanique de l'impact est issue de l'accidentologie et de l'automobile, notamment des chocs frontaux. Un critère de risque lésionnel pour les tissus mous, développé sur ce principe, est le critère visqueux ou Viscous Criterion (VC) décrit par Lau *et al.* [1986].

Ce critère est défini comme le produit de la compression thoracique par la vitesse d'enfoncement de ce dernier comme le montre la Figure 1.37 et l'équation 1.46. Cette quantité a été reliée avec l'énergie stockée dans le thorax. Le maximum de cette courbe (VCmax) est associé à un niveau lésionnel (échelle AIS : « Abbreviated Injury Scale ») comme le montre la Figure 1.38. Une valeur supérieure à 1m/s est ainsi considérée comme lésionnelle dans le domaine automobile, induisant un risque de 25% d'avoir des lésions sévères (AIS3+, e.g. fracture de plusieurs côtes avec hémopneumothorax et ecchymoses pulmonaires dans le cadre de choc dans le domaine automobile).

$$VC = V(t) \times C(t) = \frac{d[D(t)]}{dt} \times \frac{D(t)}{d} \quad \text{Eq. (1.46)}$$

Où  $V(t)$  (en m/s) est la vitesse d'enfoncement de la paroi thoracique,  $C(t)$  est la compression du thorax,  $D(t)$  est l'enfoncement, et enfin  $d$  est l'épaisseur thoracique initiale.

En revanche, ce critère a été développé à l'aide de données sur cadavres filtrées à 100Hz [Bass *et al.* 2005], ce qui est clairement non approprié pour le blast. Ainsi, l'on peut se demander si un tel critère utilisé dans le domaine de la protection des usagers du monde automobile, peut être pertinent lorsque l'on s'intéresse aux lésions thoraciques d'une onde de souffle et si oui si le seuil lésionnel pour un choc de type blast devrait être différent de la valeur seuil proposée pour l'automobile qui est de 1m/s [Bass *et al.* 2005].

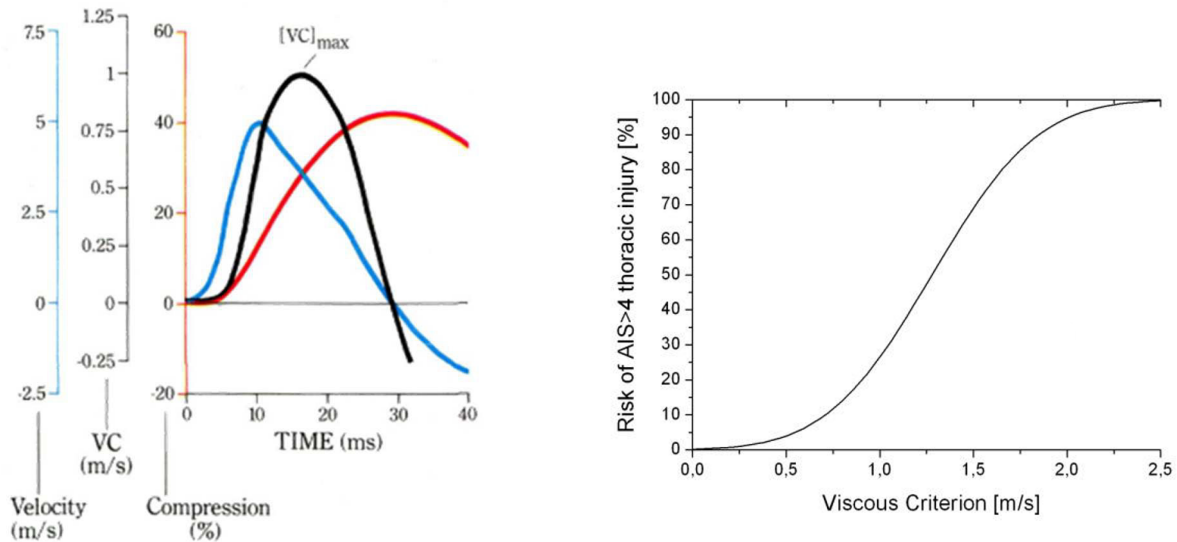


Figure 1.37 : Définition du critère visqueux comme Figure 1.38 : Courbe de risque pour un AIS3+ en fonction du étant le produit de la vitesse d'enfoncement thoracique critère visqueux. par la compression.

### 1.5.7 Conclusion

Sept critères de lésions ont été développés depuis les années 1960. Le premier développé fut les courbes de Bowen *et al.* [1968] permettant de connaître le pourcentage de létalité d'un homme de 70kg exposé à une onde de choc idéale de caractéristiques ( $\Delta P^+$  ;  $T^+$ ). Elles ont été établies à partir de résultats d'essais réalisés sur petits et gros animaux soumis à des blasts contre une paroi et une extrapolation pour des interactions en champ libre a ensuite été faite. Ce modèle a plus tard été repris par Bass *et al.* [2008] ou encore par Richmond [2002], mais les limites restent semblables. Le modèle d'Axelsson [Axelsson *et al.* 1996] a ensuite été mis en place pour combler les lacunes des précédents critères, à savoir la restriction à une onde de choc simple, l'hypothèse de similarité entre espèces, l'utilisation d'hypothèses d'extrapolations non validées ou encore l'absence de connaissance du niveau lésionnel des parties les plus sensibles telles que le torse. Ce modèle permet, à l'aide d'un modèle mathématique à 1DDL et d'un BTM, de connaître le niveau lésionnel thoracique de l'homme à un endroit donné dans l'espace. Cependant, bien que comblant une partie des lacunes des courbes de Bowen et de Bass, plusieurs limites peuvent être citées :

- La calibration a été faite à l'aide de mesures de pression dont la fiabilité peut être discutée et les auteurs utilisent les lésions sur moutons pour les associer à celles sur l'homme ;
- Les limites liées à l'utilisation d'un modèle mathématique à 1DDL sont les suivantes :
  - o L'obtention des paramètres du modèle pour représenter l'homme n'est pas détaillée dans le papier original d'Axelsson *et al.* [1996] ;
  - o Le modèle étant élastique, il ne prend pas en compte l'effet de cumul des lésions ;
  - o Les quatre signaux sont appliqués indépendamment à un système non perturbé. Or, ces chargements agissent de manière simultanée sur le système, influençant la réponse de la cible.

- De larges écarts de prédiction du niveau lésionnel peuvent être fait pour une même vitesse  $V$  ;
- Et est-il possible d'extrapoler le critère d'Axelsson pour des expositions en champ libre ?

Ce critère a ensuite été décliné sous plusieurs formes simplificatrices avec les différents modèles « single point » entraînant son lot de limites supplémentaires, principalement dues à une surestimation ou une sous-estimation du niveau lésionnel liée à la non prise en compte de la physique du blast (décroissance exponentiel de la pression, raréfaction, refocalisation, etc.).

Un cinquième modèle, le modèle de Stuhmiller [Stuhmiller *et al.* 1996], a aussi été développé pour connaître le risque lésionnel thoracique face à une menace, celui-ci se rapprochant du modèle d'Axelsson. En revanche, des erreurs ont été trouvées dans le modèle initial et ne sera donc pas utilisé dans le reste de ce manuscrit.

Plus récemment, un critère basé sur les courbes de Bowen revisités par Richmond a été conçu à l'aide d'un MEF 2D du torse humain et une relation a été trouvée entre le niveau lésionnel pulmonaire à la pression dans ce dernier [Greer 2006]. Cependant, l'utilisation d'un modèle 2D, en plus de ne pas être validé au regard de données expérimentales ce qui rend difficile de juger de la fiabilité des limites de tolérance, ne permet pas de prendre en compte certains phénomènes tels que les réflexions sur les différents organes internes ou le mouvement global de la cage thoracique.

Enfin, le critère visqueux, développé pour les impacts dans le domaine automobile et utilisant les propriétés viscoélastiques des tissus biologiques, a parfois été utilisé pour un choc de type blast. On peut toutefois se demander si un tel critère utilisé dans le domaine de la protection des usagers du monde automobile, peut être pertinent lorsque l'on s'intéresse aux lésions thoraciques d'une onde de souffle et si oui si le seuil lésionnel pour un choc de type blast devrait être différent de la valeur seuil proposée pour l'automobile qui est de 1m/s.

L'ensemble de ces critères est ainsi à utiliser en ayant connaissance et conscience des limites inhérentes à leurs conceptions. En revanche, dans l'optique de mieux protéger les militaires face à cette menace accrue du blast, l'un des objectifs, après la connaissance des lésions thoraciques encourues pour une certaine menace, est l'évaluation de l'efficacité des vêtements de protection thoracique. Pour cela, du fait de l'utilisation de plus en plus délicate du modèle biologique pour des questions éthiques, des mannequins physiques sont nécessaires.

## 1.6 Les mannequins physiques

### 1.6.1 Introduction

Avec pour objectif la diminution du nombre de blessé et de mort lié aux ondes de choc sur le champ de bataille, l'utilisation, entre autre, de mannequins physiques pour l'évaluation qualitative et quantitative des systèmes de protection thoracique face au blast devient primordial. Ainsi, depuis le développement du BTM utilisé pour les critères de prédiction du niveau lésionnel thoracique par Axelsson et Stuhmiller, des mannequins plus sophistiqués ont été développés.

Les sections suivantes présentes donc les différents modèles utilisés comme substitut du thorax humain pour des études sous dynamique rapide du blast.

### 1.6.2 « Blast Test Device » - BTM

Le BTM est un cylindre métallique creux instrumenté de quatre capteurs de pression montés à mi-hauteur tous les 90° comme le montre la Figure 1.39. Ce mannequin est utilisé comme données d'entrées à certains critères de lésions, tels les modèles d'Axelsson *et al.* [1996] ou de Stuhmiller *et al.* [1996]. Les limites de ce substitut thoraciques sont les suivantes :

- Simplification du thorax en une forme cylindrique ;
- Rigide donc non représentatif ;
- Ne permet que d'évaluer un niveau lésionnel grâce aux modèles d'Axelsson [Axelsson *et al.* 1996] et de Stuhmiller [Stuhmiller *et al.* 1996] dont les limites ont été précédemment décrites ;
- Ne permet pas d'évaluer les systèmes de protection, puisque la mesure de pression sous une protection reste encore à ce jour un challenge.

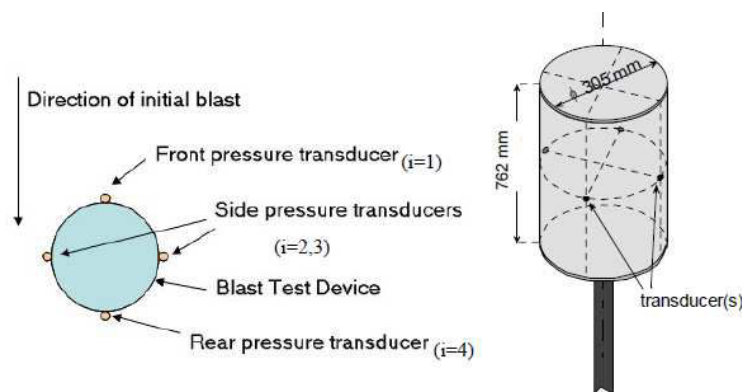


Figure 1.39 : Illustration du Blast Test Device – BTM [Teland 2012]

### 1.6.3 La membrane thoracique en « U » - RIG

La membrane thoracique canadienne, fruit d'une coopération entre l'industriel Biokinetics et le RDDC (Recherche & Développement pour la Défense Canada) de Valcartier, est basée sur une simplification du comportement d'un thorax par une membrane de polyuréthane (PMC 880). Cette membrane répond à un impact mécanique par un déplacement analogue à celui observé pour le grill costal de la cage thoracique chez l'Homme pour des impacts de projectiles d'armes à létalité réduite. Avec une longueur de 55cm, une largeur de 38,5cm et une épaisseur de 20mm, la membrane, illustrée en Figure 1.40, instrumentée d'un accéléromètre piézoélectrique à charge mono axial B&K 4381V en son centre, représente à la fois les côtes et la paroi musculaire du thorax humain.

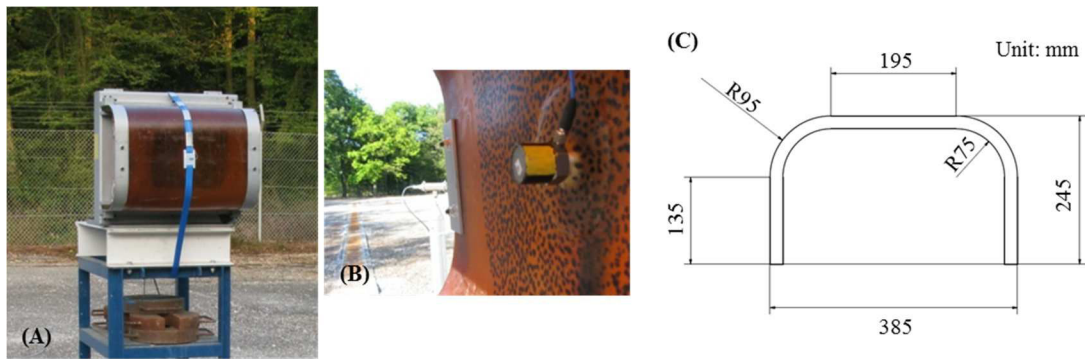


Figure 1.40 : (A) Vue globale du torse simplifié Canadien, (B) Un accéléromètre est fixé au centre de la membrane ; (C) Dimensions de la membrane, sa hauteur étant de 552mm.

Ce dispositif est à l'origine validé dans le domaine des impacts non pénétrants pour l'approche des effets des projectiles d'armes cinétiques à létalité réduite. Cependant, cette validation n'est pas accessible dans la littérature, empêchant ainsi d'apporter les limites de cette membrane pour ce type d'impact.

En revanche, dans le cadre d'étude d'interaction avec une onde de choc, la biofidélité de cette membrane, dont la forme engendrera de multiples diffractions à l'arrière de cette dernière, n'est pas connue.

#### 1.6.4 « Mannequin for the Assessment of Blast Incapacitation and Lethality » - MABIL

Le mannequin MABIL, pour « Mannequin for the Assessment of Blast Incapacitation and Lethality », illustré en Figure 1.41, a été développé au Canada au RDDC [Anctil *et al.* 2004 ; Ouellet *et al.* 2008]. Ce mannequin n'a pas été réalisé pour reproduire la réponse du thorax humain, mais pour évaluer qualitativement les systèmes de protection. Pour ce faire, le mannequin est équipé de deux accéléromètres : un se trouve à mi-thorax, le second se trouve au niveau de l'abdomen. Sa forme est basée sur la base de données ANSUR représentant un militaire américain de 1988. L'épaisseur de la membrane au niveau du thorax (avant et sur les côtés) est de 20 mm et est faite en PMC 870, tout comme la membrane en « U » canadienne (RIG) [Ouellet *et al.* 2008].

Tout comme Cooper [1996] qui rapporta que le maximum d'accélération linéaire était proportionnel aux lésions pulmonaires chez le cochon, l'accélération à hauteur mi-thoracique du MABIL a prouvé être un bon indicateur pour la prédiction qualitative de l'efficacité de systèmes de protection selon Ouellet *et al.* [2008]. En effet, des tests mettant en scène des MABIL non protégés ou vêtus de gilet pare-balles souple et dur ont été réalisés et les résultats obtenus en termes de pic d'accélération linéaire sont en accords avec des études sur animaux ayant montré une augmentation du niveau lésionnel par le port d'une protection souple et une atténuation avec une protection dure [Cooper *et al.* 1991 ; Jetté *et al.* 2004 ; Phillips *et al.* 1988 ; Thom *et al.* 2007]. Cependant, les courbes de tendance obtenues pour chaque niveau de protection testé ne tiennent pas compte de l'historique de la pression incidente mais uniquement de la surpression maximale  $\Delta P^+$ , or, différents pics d'accélération linéaire ( $\Gamma_{max}$ ) peuvent être obtenus pour différents profils de pression de même  $\Delta P^+$ . Il est ainsi délicat d'obtenir une tendance fiable. En outre, pour une évaluation quantitative de l'efficacité des

systèmes de protection thoracique, ces résultats suggèrent que la surpression maximale régit les lésions pour de courte durée de phase positive. Néanmoins, il est connu depuis des décennies que l'impulsion incidente gouverne les blessures et non pas la surpression incidente pour des ondes de type Friedlander [Schardin 1950]. Ainsi, si aucune tendance spécifique ne peut être obtenue entre  $\Gamma_{max}$  et l'impulsion incidente maximale, cela soulève des questions importantes pour évaluer quantitativement l'efficacité des systèmes de protection au regard de ce paramètre.

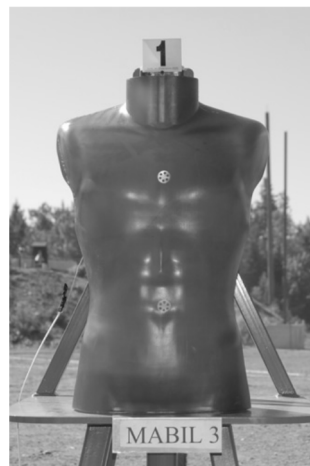


Figure 1.41 : Mannequin canadien MABIL, substitut du thorax humain (50th percentile). Ce mannequin est réalisé en élastomère de polyuréthane (PMC 870).

Par ailleurs, la vitesse d'enfoncement thoracique a aussi été examinée comme potentiel indicateur pour l'évaluation qualitative des systèmes de protection, mais ce paramètre ne semble pas être approprié d'après Ouellet *et al.* [2008]. Bien que les résultats obtenus sur l'accélération du MABIL soient en accords avec la littérature [Ouellet *et al.* 2008 ; Cooper *et al.* 1991 ; Jetté *et al.* 2004 ; Phillips *et al.* 1988 ; Thom *et al.* 2007], il n'est pas encore possible avec les connaissances actuelles de quantifier la variation du risque lésionnel résultant du port d'une protection thoracique.

A l'aide de ce mannequin, un problème a été mis en avant par Bouamoul *et al.* [2007] après avoir exposé numériquement le MABIL à différents niveaux de lésions selon les courbes de Bowen. Trois niveaux de lésions ont été testés (seuil lésionnel, 1% et 50% de mortalité) avec pour chacun deux scénarios possibles selon la durée de la phase positive (1ms et 5ms). Ils ont remarqué que l'accélération thoracique est plus élevée pour la plus courte des durées de phase positive testée que pour le second scénario pour le même niveau de lésion. Selon les observations de Cooper, cela signifierait que des lésions plus importantes apparaîtraient pour la plus petite durée des deux phases positives. Cependant, en utilisant le modèle d'Axelsson, corrélant l'indice de lésions ASII à la vitesse d'enfoncement du thorax, il apparaît que les ondes de choc de plus longue durée de phase positive mèneraient à des lésions plus importantes.



### 1.6.5 Hybrid III

General Motors a développé le mannequin Hybrid III en 1973 afin d'évaluer la sécurité automobile. Ce mannequin anthropomorphique est principalement validé en cas d'impacts frontaux (Figure 1.42). Il représente un homme moyen, dans une position assise ou debout. D'autres versions sont aussi disponibles.



Figure 1.42 : Mannequin anthropomorphique Hybrid III

Bien qu'uniquement validé pour les impacts automobiles frontaux en termes de force-déflexion pour la partie thoracique au regard de données sur cadavres humains (âgés et embaumés), ce mannequin a été utilisé pour tester des systèmes de protection de démineur [Bass *et al.* 2005 ; Carboni *et al.* 2010] ainsi que les casques de militaires [Rafael *et al.* 2010 ; Przekwas *et al.* 2011]. La biofidélité de sa réponse thoracique pour des chocs de type blast n'étant pas certifiée et son instrumentation n'étant pas adaptée à cette menace, son utilisation pour ce type de menace n'est pas chose aisée.

### 1.6.6 Conclusion

Quatre mannequins physiques sont à ce jour utilisés dans les études expérimentales d'interaction d'une onde de choc avec un substitut de thorax.

Deux de ces quatre modèles représentent des torses simplifiés. L'un, le BTD, est rigide et permet d'obtenir le niveau lésionnel par l'utilisation du critère d'Axelsson. En revanche, la procédure sera rendue plus difficile par le port de système de protection puisque la mesure de la pression sous une protection est encore à ce jour un challenge. L'autre, déformable, a une forme en « U » et est validé pour les impacts non pénétrants. Cependant, les connaissances actuelles ne permettent pas de savoir s'il est possible d'utiliser ce substitut thoracique pour évaluer qualitativement et/ou quantitativement les systèmes de protection.

Enfin, les deux autres mannequins, le MABIL et l'Hybrid III, bien qu'anthropomorphiques, ne sont pas directement utilisables pour évaluer quantitativement les systèmes de protection thoracique des militaires puisque la biofidélité au regard de la menace du blast n'est pas connue.

Outre l'utilisation de mannequins physiques, de nombreuses études sont aujourd'hui réalisées à l'aide d'outils numériques, ce qui permet de contourner les difficultés et les coûts liés à l'expérimentation.

## 1.7 Les modèles thoraciques numériques pour les études sous dynamique rapide

Avec le rapide développement des systèmes informatiques lors de ces deux dernières décennies, il est maintenant possible de réaliser des simulations numériques de divers phénomènes physiques de manière suffisamment précise à partir d'ordinateurs personnels. Ces outils ont de plus un grand avantage en termes de flexibilité. Les logiciels utilisés n'offrent cependant que des possibilités, il appartient ensuite à l'utilisateur de déterminer les directives exactes sur la façon de résoudre le problème et surtout de juger de la pertinence ou non des résultats numériques obtenus. C'est pourquoi il apparaît toujours nécessaire de valider ces codes à l'aide de résultats expérimentaux.

La modélisation numérique par éléments finis de l'être humain s'est surtout développée dans le cadre de la sécurité dans le domaine de l'automobile. Ces modèles arrivent aujourd'hui à maturité et comptent maintenant parmi les outils disponibles pour mettre au point de nouveaux moyens de protection. Ces modèles qui étaient hier constitués de quelques éléments rigides articulés comptent maintenant plusieurs millions d'éléments finis et ont des capacités de prédiction de certains risques lésionnels. Pour développer ces modèles, de nombreux essais, de plus en plus sophistiqués, ont été menés sur des sujets humains post mortem. L'exemple du thorax illustre la démarche adoptée, qui va de la caractérisation des matériaux à la validation du modèle complet dans un environnement automobile. Cependant ces modèles ne sont validés que dans une gamme de chargement relative à l'accidentologie routière et sont inadaptés pour l'étude du blast.

Pour les études dont la dynamique est plus élevée que dans l'automobile, allant du projectile à létalité réduite au blast, très peu de MEF du thorax, qui plus est validé, existent à l'heure actuelle. C'est en 1988 qu'a été développé le premier MEF pour l'interaction d'une onde de choc avec le thorax par Stuhmiller *et al.* dans un effort de recherche et de compréhension du ou des paramètres clés engendrant les lésions [Stuhmiller *et al.* 1988]. Ce modèle représente une section horizontale du thorax de moutons comportant 124 éléments comme le montre la Figure 1.43 et où le cœur, les poumons, la cage thoracique et les muscles squelettiques ont été modélisés à l'aide de lois élastiques.

Les résultats des simulations en termes de pression dans le parenchyme pulmonaire ont été comparés à des pressions œsophagiennes mesurées chez des moutons exposés au blast. Les chercheurs ont affirmé que les résultats étaient dans l'incertitude des conditions du blast, de la réponse du capteur, et notamment de l'anatomie de l'animal. Cependant, il faudrait aussi savoir si la pression œsophagienne se rapproche de manière significative ou non de la pression au sein du parenchyme pulmonaire.

Il a par ailleurs été constaté à l'aide de ce modèle que le pic de surpression intra thoracique maximale varie avec le pic de surpression incidente pour des menaces d'impulsion constante. Leur prévision de l'augmentation des blessures sur une iso-impulsion ne semble pas correspondre aux résultats expérimentaux de Bowen *et al.* ni aux conclusions de Schardin [Bowen *et al.* 1968 ; Schardin 1950]. Aux vus de ces limites et du fait que le modèle soit 2D, maillé de façon grossière et utilise uniquement des lois élastiques pour l'ensemble des parties

du thorax, l'utilisation du modèle pour progresser dans la compréhension fondamentale du blast primaire est limitée.

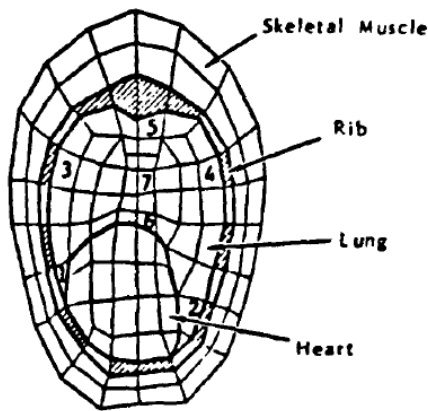


Figure 1.43 : Illustration du modèle éléments finis 2D développé par Stuhmiller *et al.* [1988]

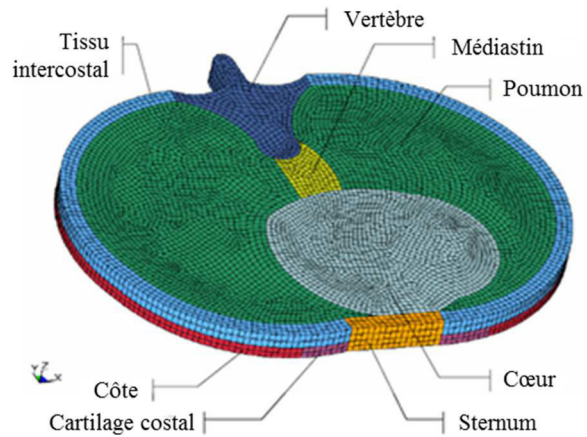


Figure 1.44 : MEF de la section à mi-hauteur du thorax humain, avec les tissus mous enlevés pour montrer les différentes parties et le maillage [Greer 2006].

Ainsi, plusieurs années se sont passées avant de voir apparaître un nouveau MEF de thorax pour la compréhension de l'interaction avec une onde de choc. Greer, en 2006, a ainsi développé un MEF d'un torse humain conçu pour examiner et prévoir les lésions pulmonaires face au blast [Greer 2006]. La motivation de cette approche a été de comprendre les origines du traumatisme et de créer un modèle prédictif pour l'évaluation du niveau lésionnel pulmonaire et le développement futur de la protection face à cette menace. Ce modèle, illustré en Figure 1.44, est un modèle quasi-2D et se compose d'une section du torse au niveau mi- sternum. Afin de simplifier le modèle issu du « Visible Human Project », il a été considéré que les côtes sont alignées avec le plan horizontal, ce qui n'est pas le cas dans la réalité car une telle section peut être traversée par trois ou quatre côtes. Sans cette simplification, il y aurait eu une alternance de tissus mou et de côte, amenant à des enfoncements thoraciques non réalistes. Les mailles sont de l'ordre de 2mm pour le thorax, amenant à un total de 34328 éléments hexaédriques et il y a une continuité de maillage entre les différentes parties du MEF.

Les os et le cartilage costal sont considérés dans ce MEF comme élastiques, dont les propriétés des parties corticales et spongieuses ont été moyennées en fonction du rapport volumique de ces dernières dans l'os considéré. Quant aux muscles, à la graisse et au cœur, une loi hyper-élastique simplifiée est utilisée avec une équation d'état dont les paramètres sont ceux de l'eau. Enfin, le tissu pulmonaire a été modélisé avec le matériau « NULL » et l'équation d'état (EOS) Grüneisen. Le matériau NULL ne représentant pas les contraintes déviatoriques causées par des changements de forme, l'EOS Grüneisen a alors été utilisée pour prédire les pressions résultant de la déformation volumétrique.

A l'aide de ce MEF quasi-2D, utilisé sous LS-DYNA, et des courbes de Bowen modifiées par Richmond (Homme debout en champ libre) [Richmond 2002], les auteurs ont réussi à associer un niveau de pression pulmonaire à un niveau lésionnel connu comme cela a été explicité dans la section 1.5.5.

Sur le même principe que le développement du MEF quasi-2D du torse humain, un MEF quasi 2D d'une coupe horizontale d'un mouton a été réalisé par Greer [2006]. Les deux torses ont alors été soumis à différentes ondes de choc dans le but de vérifier si les dommages observés dans les poumons du mouton correspondent à ceux de l'humain. L'étude de Bouamoul [Bouamoul *et al.* 2009] a ainsi montré que l'Homme a une tolérance plus élevée à la surpression que le mouton mais aussi que la plus grande réduction des lésions pulmonaires pourrait avoir lieu en concentrant la protection sur le torse de -60 degrés à +60 degrés par rapport au sternum. En revanche, aucun de ces modèles éléments finis (homme et mouton) n'a été validé au regard de données expérimentales et les propriétés des matériaux utilisés dans ces études n'ont pas été obtenues à l'aide d'essais expérimentaux dans la dynamique du blast. Les limites définies en termes de pression pulmonaire ne sont donc pas nécessairement fiables, de même que les conclusions de l'étude.

Afin d'étudier et de prédire la réponse du thorax face à une onde de choc, un MEF du mannequin MABIL a été développé par Bouamoul *et al.* [2008]. Ce modèle quasi-2D, représentant une section horizontale à mi-sternum du MABIL, illustré en Figure 1.45 et modélisé avec une loi quasi-linéaire viscoélastique, a été validé en termes de pic d'accélération linéaire et de vitesse au regard de données expérimentales obtenues sur le mannequin physique MABIL. Il a ainsi été montré que les valeurs calculées numériquement sont plus élevées que les données expérimentales et que le rapport entre les valeurs numériques et expérimentales concernant l'accélération maximale de la cage thoracique et le critère visqueux n'était pas constant pour les types des chargements testés, contrairement à la vitesse maximale d'enfoncement de la cage thoracique.

La réponse du MEF du MABIL, bien que non validée, a alors été comparée à celle du MEF quasi-2D du torse humain de Greer [2006]. Les réponses prédites étaient différentes pour tous les scénarios de blast étudiés. Dans tous les cas, la réponse du MABIL (vitesse, accélération et critères visqueux) était plus élevée que le modèle thoracique humain. Etant donné que les deux MEFs doivent encore être validés avec des données issues de modèles biologiques et que la loi quasi-linéaire viscoélastique du MEF du MABIL doit encore être améliorée, il est difficile d'affirmer si un des modèles réagit correctement, mais aussi d'arriver à une quelconque conclusion.

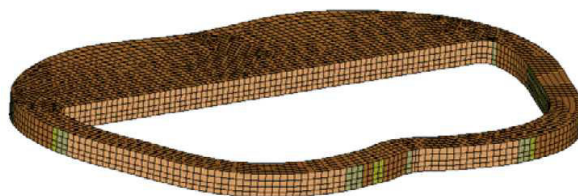


Figure 1.45 : MEF d'une section horizontale à mi-sternum du mannequin MABIL [Bouamoul *et al.* 2008].

Par ailleurs, en plus des limites de l'ensemble des modèles 2D présenté au regard des propriétés des matériaux utilisées et de la non validation des MEFs aux regards de données expérimentales, l'utilisation d'un

MEF 2D entraîne des simplifications et la non prise en compte de certains phénomènes tels que les réflexions sur les différents organes entraînant la déviation de l'onde, ou le mouvement global de la cage thoracique.

Roberts *et al.*, en 2007, ont alors développé un MEF et un modèle expérimental de torse humain pour les essais d'impact balistique. Le MEF 3D de torse humain (appelé HTFEM) créé sous LS-DYNA, comprenant la structure de la cage thoracique et les organes internes, est illustré en Figure 1.46 et comprend un total de 241917 éléments solides tétraédriques et 3918 éléments coques. La cage thoracique est considérée comme élastique linéaire alors que tous les organes internes ont été modélisés avec une loi viscoélastique. Un modèle de substitution physique humain de torse (appelé HSTM) a été développé en utilisant les mêmes matériaux bio-simulant et la même anthropométrie que le HTFEM. La réponse de l'HSTM à l'impact (effet arrière) a été enregistrée avec des capteurs de pression piézo-résistifs moulés dans le cœur, le foie et l'estomac et d'un accéléromètre fixé sur le sternum. Pour l'expérimentation, l'HSTM a été équipé de systèmes de protection de niveaux différents. Une comparaison de la réponse de l'HSTM et de l'HTFEM a montré des profils de pression similaires et moins de 35% de différence de pression maximale pour les organes à proximité du point d'impact balistique. En outre, les pics d'accélération du sternum variaient de moins de 10% pour les impacts sur le sternum. Malheureusement, bien que les modèles physiques et numériques répondent sensiblement de manière équivalente aux impacts balistiques, une validation de ces derniers au regard d'un modèle biologique est nécessaire pour pouvoir être utilisés pour évaluer la conception et l'efficacité de gilets pare-balles, la détermination de mécanismes de blessures et pour aider à la prévention des blessures. Par ailleurs, la procédure devrait être réitérée pour une utilisation sous blast, puisque la dynamique, le mode d'interaction et les mécanismes de blessure entre la menace balistique et le blast sont différents.

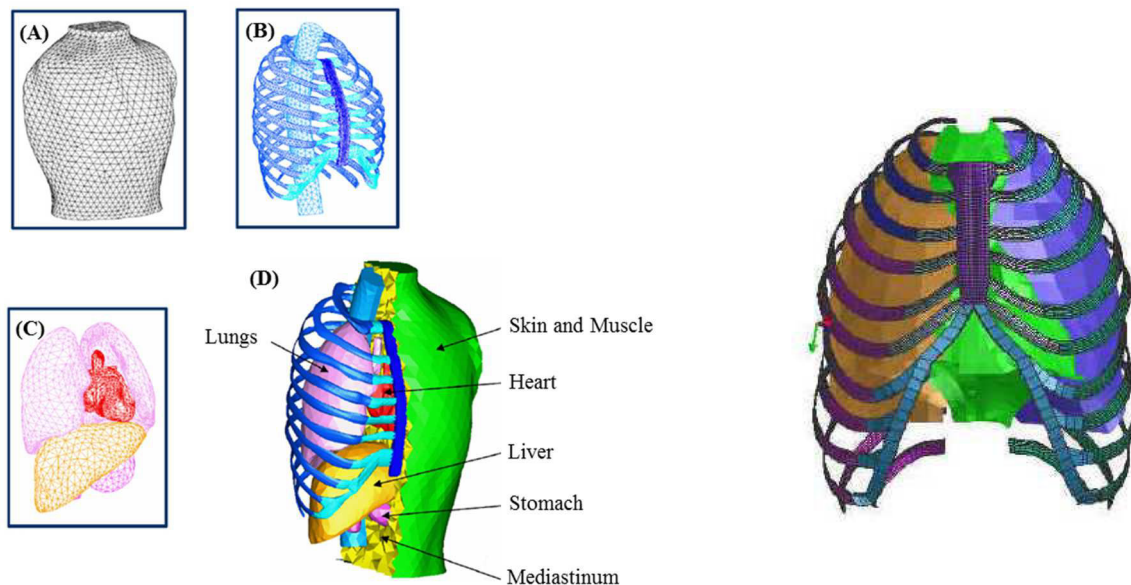


Figure 1.46 : MEF du torse humain (HTFEM). (a) peau/muscle ; (b) cage thoracique et (c) organes internes. Le modèle complet est illustré en (d) où une partie de la peau a été enlevée [Roberts *et al.* 2007]

Un deuxième MEF 3D du torse humain a été développé par Sarron *et al.* [2010] sous PAMCRASH® pour évaluer la réponse thoracique après un impact à très haute vitesse et est illustré en Figure 1.47. En partant de l'extérieur du modèle, la première couche est de la peau, considérée comme un matériau hyper élastique. Les couches suivantes sont : les côtes (os cortical et spongieux), les muscles intercostaux, les poumons et le médiastin. Tandis que les côtes sont dans ce MEF considérées comme élastiques, les poumons sont quant à eux considérés comme un matériau mousse non linéaire.

Une validation de ce modèle a été proposée au regard d'essais expérimentaux d'impacts balistiques sur cochons en termes de pic d'accélération linéaire, de maximum de déflexion de la zone impactée et de la pression œsophagienne. Or, ces essais ont été réalisés sur des porcs de 50kg, l'hypothèse faite dans cette étude est alors que la réponse thoracique de ce modèle biologique (le cochon) et de l'homme (MEF) est similaire. Or, une étude de Prat *et al.* [2012] a montré que la réponse de la cage thoracique du porc est plus importante que celle d'un cadavre humain pour un impact de projectile non pénétrant. De plus, la très grande dispersion des données expérimentales, due en partie à des modifications de l'instrumentation et de l'emplacement des capteurs sur les différentes sessions expérimentales, empêche de procéder à une validation précise.

Aux vus des limites des modèles actuels, un modèle thoracique humain simplifié a vu le jour en 2011 dans le but d'évaluer le risque lésionnel lors d'impacts avec des projectiles non létaux et ainsi permettre de donner des recommandations quant à l'utilisation de ces armes [Nsiampa *et al.* 2011]. Ce modèle, illustré en Figure 1.48, se compose des côtes, du sternum, du cartilage costal et des vertèbres considérés comme élastiques, du cœur, de l'aorte, de la trachée et des muscles intercostaux modélisés avec une loi « simplified rubber/foam » (loi hyper-élastique), et enfin des poumons modélisés avec la loi « Mat\_lung\_tissue » (loi hyper-élastique). Tous les organes de ce modèle, utilisé sous LS-DYNA et comportant 350408 éléments solides (hexaédriques pour certaines parties et tétraédriques pour d'autres), sont considérés comme homogènes et un contact est défini entre la paroi thoracique et les organes internes liés les uns aux autres.

Malgré les simplifications sur la forme du thorax humain et le choix des propriétés des différents composants, le MEF a été validé en termes de force et de déplacement à l'aide de données d'impact de projectiles à létalité réduit sur cadavres humains désosifiés (projectile de 140g lancé à 20 et 40m/s et projectile de 30g lancé à 60m/s) [Bir *et al.* 2004]. Le critère visqueux a ensuite été défini comme le paramètre le plus pertinent pour l'apparition des lésions du squelette du thorax et a donc été utilisé pour la prédiction des lésions de la cage thoracique avec une limite de 0,8m/s (seuil pour la fracture des côtes issu de [Bir 2000]). Cependant, la question de la différence entre la réponse d'un cadavre et d'un Homme vivant peut se poser. D'une part, les cadavres utilisés pour la détermination des couloirs biomécaniques sont des personnes âgées et il est bien connu que les propriétés du corps humain changent avec l'âge et que les changements de propriétés matérielles des structures biologiques diminuent la tolérance du thorax [Stitzel *et al.* 2003 ; Tamura *et al.* 2005 ; Han *et al.* 2015]. D'autre part, le corps des cadavres fait face à une rigidité post-mortem, ce qui pose des questions sur les limites de tolérance utilisées pour le VC.



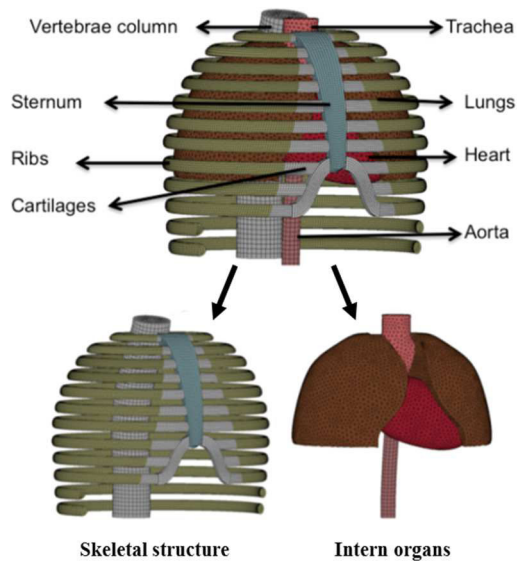


Figure 1.48 : Illustration du modèle éléments finis du thorax humain développé par Nsiampa *et al.* [2011] et appelé SHTIM.



Figure 1.49 : MEF du torse humain par Thoral-Pierre *et al.* [2012] développé pour comprendre la réponse sous dynamique rapide – appelé HUBYX

Un modèle plus détaillé a été développé par Thoral Pierre *et al.* en 2012 [Thorl Pierre *et al.* 2012] dans le but d’explorer la réponse du thorax/abdomen à des chargements à très haute dynamique, tel que la balistique. Ce MEF 50 percentile, appelé HUBYX, est illustré en Figure 1.49 et comprend les principaux organes internes : le cœur, les poumons, les reins, le foie, la rate, le squelette (avec vertèbres, disques intervertébraux, côtes), l’estomac, les intestins, les muscles et la peau. Il comporte 38600 éléments hexaédriques et 77800 éléments coques. A l’exception des tissus mous et des espaces inter-organes considérés comme viscoélastiques, des poumons considérés comme viscoélastiques et de l’os cortical considéré comme élastique plastique, toutes les autres parties du modèle sont élastiques (os spongieux, cartilage, peau, muscle trachée, etc.).

Le modèle a dans un premier temps été validé par rapport à des tests expérimentaux standards souvent utilisés pour valider les modèles dans le contexte de l’industrie automobile, et ceci en termes de déflexion et de force [Kroell *et al.* 1974 ; Viano *et al.* 1989 ; Bouquet *et al.* 1994 ; Hardy *et al.* 2001]. La réponse du MEF étant dans les corridors expérimentaux, la validation s’est poursuivie en dynamique plus rapide au regard de tests balistiques (armes à létalités réduites) expérimentaux en impact dynamique [Bir *et al.* 2004], et le modèle HUBYX reproduit la réponse en termes de force et de déflexion de manière raisonnable.

Bien que ces deux derniers MEFs soient validés pour certaines conditions d’impacts en termes de force et de déflexion, aucun paramètre local n’a été validé dans les organes principaux du thorax (comme les contraintes et les déformations), et les niveaux de vitesse d’impact atteints sont encore loin de la vitesse d’impact d’une balle ou d’une onde de choc. De plus, la validation a été faite avec des essais expérimentaux sur cadavres provenant de personnes âgées, ce qui entraîne, entre autre, une rigidité supplémentaire de la cage thoracique comparée à une personne d’âge moyen et vivante et des variations dans les propriétés des différentes parties du thorax.

Concernant l'étude de l'interaction d'une onde de choc avec le thorax, deux modèles ont été développés depuis 2015. Zhou *et al.* [2015] ont ainsi mis au point un MEF du thorax humain simplifié sous LS-DYNA, illustré en Figure 1.50, pour comprendre la réponse mécanique de ce dernier sous la menace blast en analysant la distribution des contraintes dans les poumons ainsi que la vitesse d'enfoncement thoracique. Ainsi l'objectif est de connaître les régions de contrainte maximale en fonction de la menace et d'évaluer le niveau lésionnel par l'utilisation du modèle d'Axelsson. Ce modèle simplifié correspond à la partie du thorax entre la première et la cinquième côte et considère que les côtes sont alignées dans le plan horizontal (comme le modèle de Greer [2006]). Il se compose des côtes, du sternum, des vertèbres, tous trois considérés comme élastiques, du cœur dont le « mat\_heart\_tissue » a été utilisé, des poumons dont le « mat\_lung\_tissue » a été utilisé, du médiastin, des tissus intercostaux et des muscles, ces dernières étant considérés comme viscoélastiques. Tous les composants de ce modèle sont en continuité de maillage (pas de définition de contact) pour plus de simplicité et le modèle thoracique contient un total de 116028 éléments solides hexaédriques.

La forme simplificatrice, l'absence de contact entre les différents composants dont les propriétés ne sont pas adaptées à la dynamique rapide du blast et enfin l'absence de validation du modèle sont les principales limites de ce modèle éléments finis.

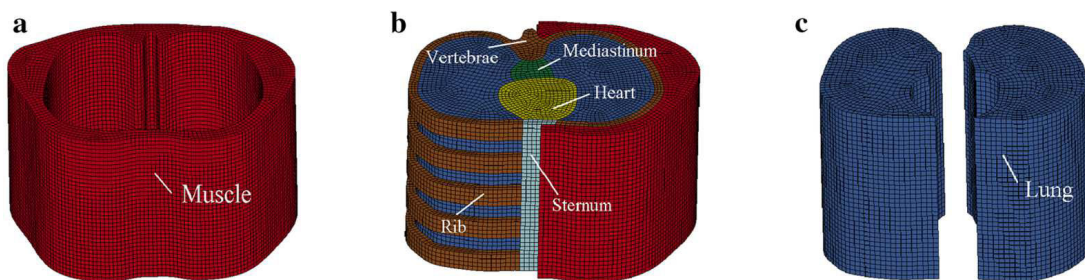


Figure 1.50 : Illustration du modèle éléments finis simplifié du torse humain [Zhou *et al.* 2015]. (A) Muscles ; (B) Ensemble du MED où une partie des muscles a été enlevée ; (C) Les poumons

Le second MEF du thorax utilisé sous LS-DYNA pour la compréhension de l'interaction avec une onde de choc est un modèle développé par Kang *et al.* [2015]. Ce modèle 3D représentant un homme « standard » chinois est illustré en Figure 1.51 et inclus cinq parties qui sont les poumons, le cœur, la cage thoracique, les tissus mous et les omoplates. Tous ces composants, formant un modèle de 129 543 éléments tétraédriques, sont considérés comme élastiques, ce qui en fait une de ces principales limites. Une fois de plus, ce modèle n'est pas validé pour la dynamique du blast, mais ne l'ai pas non plus pour les impacts non pénétrants ou pour des chocs dans le contexte de l'automobile.

De manière générale, on a de plus en plus recours aujourd'hui aux méthodes numériques pour mener à bien l'analyse d'impacts à hautes vitesses sur des MEFs de thorax. Les outils numériques ont un grand avantage en termes de flexibilité mais la pertinence des résultats porte au préalable sur une validation appropriée des modèles à l'aide de résultats expérimentaux.



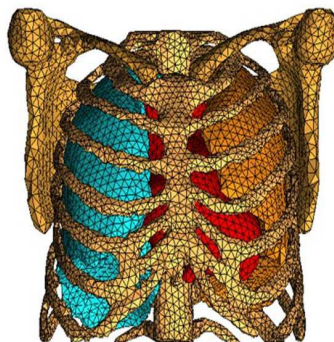


Figure 1.51 : Modèle éléments finis simplifié du torse humain développé par Kang *et al.* [2015].

Comme cela a été exposé, trois MEFs 2D et six MEFs 3D ont été développés pour la compréhension d’impacts d’armes à létalité réduite et de balles (synthétisés dans le Tableau 1.7), mais aussi pour des impacts de type blast (synthétisé dans le Tableau 1.8) avec le thorax humain. Bien que parfois validé en termes de force et déflexion pour des impacts de projectiles à létalité réduite, aucun paramètre local n’a été validé dans les organes principaux du thorax dont une continuité de maillage entre ces derniers est parfois appliquée. De plus, un critère important pour obtenir une réponse correcte du thorax et de ces composants est d’utiliser des propriétés matérielles adaptées à la dynamique de l’impact, ce qui n’est pas le cas dans les études du blast par exemple.

Tableau 1.7 : Synthèse des modèles 50 percentile du thorax humain utilisés dans le domaine des impacts non pénétrants et de la balistique.

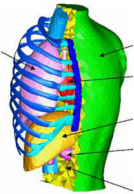
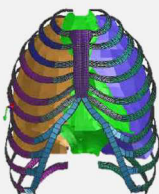





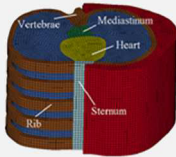
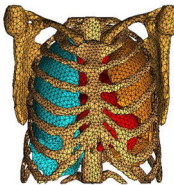
AUTHOR / YEAR	ROBERTS 2007	SARRON 2010	NSIAMPA 2011	THORAL-PIERRE 2012
SOFTWARE	LS-DYNA	PAMCRASH	LS-DYNA	Radioss
FIGURE				
RIB	Elastique	Elastique	Elasto-plastique	Elastique
LUNG	Viscoélastique	Hyper-élastique	Hyper-élastique	Viscoélastique
VALIDATION	Balistique [Roberts <i>et al.</i> 2007]	Balistique [Sarron <i>et al.</i> 2001, 2002, 2003]	Impacts non pénétrants : Bir <i>et al.</i> 2004	Chocs automobiles : Kroell <i>et al.</i> 1974 ; Viano <i>et al.</i> 1989 ; Bouquet <i>et al.</i> 1994 ; Hardy <i>et al.</i> 2001 Impacts non pénétrants : Bir <i>et al.</i> 2004
APPLICATION	Réponse du thorax sous dynamique rapide et évaluation des systèmes de protection	Réponse du thorax sous dynamique rapide et évaluation des systèmes de protection	Estimation des risques lésionnels thoraciques pour les impacts non pénétrants	Réponse du thorax sous dynamique rapide et évaluation des systèmes de protection

Tableau 1.8 : Synthèse des modèles 50 percentile du thorax humain utilisés dans le domaine du blast.

AUTHOR / YEAR	STUHMLER 1988	GREER 2006	BOUAMOUL 2008	ZHOU 2015	KANG 2015
SOFTWARE		LS-DYNA	LS-DYNA	LS-DYNA	LS-DYNA
FIGURE					
RIB	Elastique	Elastique	quasi-linéaire viscoélastique	Elastique	Elastique
LUNG	Elastique	Mat *NULL + EOS Grüneisen		Hyper-élastique	Elastique
VALIDATION			Blast [Bouamoul et al. 2008]		
APPLICATION	Compréhension des mécanismes lésionnels sous blast	Prédiction du niveau lésionnel pulmonaire sous blast	Blast	Blast	Blast

## 1.8 Synthèse et motivation de l'étude

Dans ce premier chapitre de thèse, l'accent a été mis sur la compréhension des phénomènes physiques après détonation d'une charge explosive, ainsi que sur l'étude de l'interaction de l'onde de choc générée par cette détonation avec l'homme.

La première partie portant sur l'épidémiologie de la menace accrue du blast dans un cadre militaire et civil a permis de mettre l'accent sur l'importance de protéger l'homme d'une telle exposition, et principalement le thorax et la tête. Bien que les statistiques manquent à ce sujet, les zones corporelles particulièrement sensibles au blast sont les organes diphasiques, tels que les tympans et les poumons. Par ailleurs, des études sur les systèmes de protection balistique thoracique ont montré que certaines de ces protections ne protégeaient pas des effets de l'onde de choc, voir même les augmentaient [Cooper et al. 1991 ; Jetté et al. 2004 ; Phillips et al. 1988 ; Thom et al. 2007].

Afin de comprendre l'ensemble de la chaîne physique entre la détonation d'une charge explosive et les lésions thoraciques encourues, l'accent a donc dans un second temps été mis sur la menace en elle-même, ses caractéristiques et les phénomènes physiques mis en jeu lors de la propagation d'une onde de choc. Il a ainsi été vu que l'ensemble de la physique du blast est bien connue mais que la prédiction de ces caractéristiques n'est toutefois pas triviale, du fait en partie d'un manque de données expérimentales disponibles dans la littérature. Or, les outils de prédiction des caractéristiques de l'onde de choc pour différents scénarios (différentes masses et hauteurs de détonation) peuvent s'avérer utile pour la mise en place d'expérimentations, le développement et la validation d'outils numériques mais aussi pour la prédiction du niveau lésionnel lors de l'interaction de cette onde avec l'homme.

En effet, la majorité des critères de lésion actuels nécessitent la connaissance des caractéristiques de l'onde de choc incidente, tels que les courbes de Bowen, de Bass, de Richmond et de Van der Voort et les modèles « single-point » d'Axelsson [Bowen et al. 1968 ; Bass et al. 2008 ; Richmond et al. 2002 ; Van der Voort et al.

2016 ; Teland 2012 ; Li et al. 2008 ; Van Doormaal et al. 2010]. Le modèle prédictif d'Axelsson [Axelsson et al. 1996] a quant à lui besoin du BTM donnant quatre signaux de pression pour déterminer le niveau lésionnel thoracique de l'homme et le scénario doit être reproduit numériquement pour en déduire les lésions pulmonaires avec le modèle de Greer [2006]. Ces modèles prédictifs doivent toutefois être utilisés en ayant connaissance des nombreuses limites inhérentes à leurs conceptions. De plus, dans l'optique d'améliorer les systèmes de protection thoracique parfois défaillants face au blast, il est important d'avoir un critère de lésion adapté à cette fin. Or, comme il a été vu dans ce chapitre, aucun de ces critères ne peut à ce jour être utilisé pour tester l'efficacité d'une protection puisque, sans parler des limites de modèles :

- Les courbes de Bowen (et l'ensemble des révisions) ne traitent que du pourcentage de létalité en ne considérant que la pression incidente (pas d'utilisation d'un quelconque substitut thoracique);
- Le modèle d'Axelsson utilise le BTM (et donc des signaux de pression enregistrés sur chacune de ces facettes) mais c'est encore aujourd'hui un challenge de mesurer une pression sous une protection.

Il y a donc la nécessité, en plus d'avoir un critère de lésion adapté, d'utiliser un substitut physique ou numérique de torse dans un effort de compréhension des mécanismes lésionnels et d'évaluation des systèmes de protection face au blast.

Les deux dernières parties ont donc consisté à répertorier les modèles physiques (substituts thoraciques) utilisés dans les études de chocs de type blast et à dénombrer les MEFs du thorax utilisés sous dynamique rapide (impacts non pénétrants, balistique, blast). Quatre substituts thoraciques physiques sont donc à ce jour utilisés dans les études d'évaluation du risque lésionnel thoracique et d'évaluation des systèmes de protections : le BTM, la membrane en « U », le MABIL et l'Hybrid III. Cependant, les connaissances actuelles ne permettent pas de savoir s'il est possible d'utiliser ces substituts thoraciques pour évaluer les variations du niveau lésionnel thoracique, et plus précisément pulmonaire, par le port d'un système de protection. Quant aux MEFs du thorax, ils sont utilisés pour mener à bien l'analyse d'impacts sous dynamique rapide du fait des nombreux avantages qu'apporte l'utilisation de ces outils numériques par rapport aux essais expérimentaux (tout de même primordiaux). Cependant, bien que ce genre d'études sur le thorax soit encore très limité, de plus en plus de chercheurs l'utilisent dans la compréhension d'impacts sous dynamique rapide mais les limites de validation des modèles éléments finis au regard de données expérimentales mettent les résultats de ces études en suspens, et ceci principalement pour les études sous blast.

Les différents constats faits au travers de ce chapitre nous incitent donc à étudier de front l'ensemble de la chaîne physique, de manière expérimentale et numérique, entre la détonation d'une charge explosive et l'apparition de lésions pulmonaires afin d'aboutir à des voies d'amélioration et à des outils prometteurs pour permettre l'évaluation et l'évolution des systèmes de protection thoracique dans un futur assez proche et donc de limiter les risques face à une menace accrue de l'exposition à des ondes de choc.

La protection de la zone thoracique semble par ailleurs avoir un double enjeu. En effet des études récentes [Cernak et al. 2010 ; Courtney et al. 2011] sur la compréhension de l'interaction d'une onde de choc avec la

tête montrent qu'une partie des lésions cérébrales peuvent être dues à un « coup de piston » au niveau du thorax. Comme le blast trouve un maximum de surface de contact au niveau du thorax et de l'abdomen (36% de la surface corporelle), les ondes de compression pénètrent la cage thoracique et trouvent rapidement un milieu liquidien idéal (gros vaisseaux artériels et veineux) pour transmettre à grande vitesse et à tous les étages de l'organisme l'onde de pression. A la manière d'un raz de marée, les gros vaisseaux puis la vascularisation cérébrale canalisent ce choc jusqu'aux structures et centres nerveux jouxtant ces vaisseaux. Ce « coup de piston » peut ainsi induire des altérations fonctionnelles et morphologiques. La protection de la zone thoracique semble donc avoir un double enjeu : la protection des organes internes, mais aussi l'atténuation des lésions cérébrales à la suite de l'exposition à une onde de choc.

**Chapitre 2 :**  
**Caractérisation expérimentale et**  
**évaluation numérique de la**  
**détonation d'une charge**  
**explosive sphérique en champ**  
**libre**

## 2.1. Introduction

La protection de l'Homme face à la menace de type blast, donc soumis à des ondes de choc, est un problème étudié depuis des dizaines d'années pour le domaine de la défense (protection des militaires). Etant donné que le nombre d'expositions aux ondes de choc augmente [Belmont et al. 2010], le besoin d'une meilleure protection, et donc d'une meilleure compréhension des phénomènes physiques liés à l'explosion, a gagné en importance. En particulier, la détonation en champ libre (sans obstacle) au-dessus d'un sol rigide doit être parfaitement comprise. Malheureusement, comme aucune solution analytique n'est disponible, d'autres approches doivent être considérées.

Pour faire face à ce type de scénario, une approche commune consiste à supposer que la forme de l'onde de surpression suit la forme classique d'une onde de Friedlander et à partir de cette hypothèse d'utiliser les valeurs caractéristiques de cette onde telles que le temps d'arrivée de l'onde ou la surpression maximale provenant de différents abaques, tels le logiciel ConWep [Hyde 1988] ou les courbes de Kinney et Graham [Kinney et Graham 1985]. Bien que cette approche donne des informations instantanées, elle souffre de quelques inconvénients. Tout d'abord, les formes des ondes obtenues varient légèrement en fonction des tables utilisées, et deuxièmement, les formes des ondes sont trop idéalisées pour prendre en compte les phénomènes tels que le choc secondaire ou la réflexion de Mach, qui modifient le chargement sur une cible potentiellement exposée. En effet, alors que le scénario est apparemment idéal et simple, le flux d'air résultant de la détonation au-dessus d'un sol est complexe :

- Tout d'abord, l'onde résultante de la détonation est de nature complexe et sauf dans certaines conditions très particulières, comme dans le cas d'un scénario de source ponctuelle [Taylor 1950 ; Bethe et al. 1944 ; Neumann 1947], il n'y a pas de solution analytique générale. Cette onde de choc incidente est caractérisée par une discontinuité suivie d'une diminution exponentielle de la pression. Il s'agit d'une onde de type Friedlander.
- Deuxièmement, le choc incident se réfléchit sur le sol d'une manière complexe. A des distances horizontales proches, la réflexion est régulière, à savoir un choc réfléchi simple est généré et se propage vers le haut. À partir d'une distance horizontale dépendant de l'amplitude du choc, le choc réfléchi se confond avec le choc incident. Ce phénomène est appelé réflexion de Mach. La fusion des ondes incidente et réfléchie se produit jusqu'à ce qu'un point particulier, appelé point triple (TP), apparaisse, au-dessus duquel les deux chocs sont séparés, ce qui se traduit par un ensemble de chocs en forme de Y. La trajectoire de ce point est particulièrement importante puisque le chargement subi par une cible exposée diffère fortement des deux côtés de la trajectoire (à savoir deux chocs successifs au-dessus du point triple et un simple choc d'amplitude plus élevée en dessous de ce point).
- L'onde incidente est également souvent suivie d'une onde de choc secondaire plus faible. Ce choc est généré au moment de la détonation et se propage dans un premier temps vers le centre de détonation. Après avoir atteint le centre de la charge explosive, il se reflète et se déplace vers l'extérieur [Ben-Dor

*et al.* 2002 ; *Needham* 2010 ; *Gitterman* 2013]. Dans des cas plus rares, un troisième choc peut également être visible, résultant de la réflexion de cette onde de choc secondaire avec les produits de détonation en raison de l'explosion [*Needham* 2010].

- Lorsque le choc secondaire traverse le choc réfléchi, certaines interactions sont attendues en fonction de leurs pressions relatives.

Les simulations numériques sont aussi couramment utilisées pour reproduire de telles configurations, en utilisant soit des logiciels commerciaux de calcul par éléments finis comme LS-DYNA™ [*Shwer et al.* 2014] ou des codes de calcul dits codes « maison » utilisant l'un des nombreux schémas numériques de la littérature [*Toro* 2009]. Ils permettent le calcul temporel de la pression et prennent en compte la plupart des phénomènes physiques complexes ayant lieu après la détonation d'une charge explosive. Les données fournies par ces outils puissants doivent néanmoins être traitées avec précaution, car des erreurs numériques peuvent se produire et certains phénomènes physiques peuvent ne pas être pris en compte. Ces outils numériques nécessitent donc d'être évalués en regards de données expérimentales dans une grande variété de configurations afin d'évaluer leur précision et plus tard les utiliser avec confiance.

Bien que de nombreuses études expérimentales aient été menées pour de tels scénarios [*Brode* 1970 ; *Dewey* 1971 ; *Parmentier* 1993 ; *Reichenbach et al.* 1992 ; *Sadek et al.* 1983]), seuls quelques historiques de pression sont disponibles au public pour la validation numérique des modèles [*Schwer et al.* 2014]. Dans ces études, seules les caractéristiques d'une onde idéale telles que le temps d'arrivée de l'onde, la surpression maximale ou encore l'impulsion positive maximale ont été données sous forme d'abaques et les profils de pression complets n'étaient pas donnés. Or, ces profils sont primordiaux pour réaliser une validation des outils numériques, puisque certains phénomènes physiques, tels que l'onde secondaire, ne sont pas considérés dans les abaques, ou encore pour une validation du champ de pression numérique au-dessus du point triple dans la cadre d'une détonation aérienne au-dessus d'un sol. Ce manque de données expérimentales doit donc être comblé par de nouvelles études.

La présente contribution vise à fournir un vaste ensemble de données expérimentales de profils de pression et d'impulsion en champ libre pour une détonation au-dessus d'un sol. Les objectifs sont de compléter les données publiques pour ce scénario et ainsi évaluer les différentes approches numériques disponibles sous LS-DYNA, permettant de mettre en évidence les phénomènes complexes qui apparaissent malgré la simplicité du scénario. L'accent est mis sur les historiques de pression et d'impulsion et sur l'évolution de la trajectoire du point triple. Pour être plus complet, la détonation de différentes masses d'explosif à différentes hauteurs de détonation (HoB pour « Height of Burst ») sera examinée.

Ce second chapitre de thèse est composé comme suit. La première partie présente en détail la campagne expérimentale et les résultats obtenus. S'en suivra l'évaluation numérique de différentes approches disponibles sous LS-DYNA, dans laquelle une étude préliminaire consistera en une étude paramétrique sur la taille de maille à utiliser pour avoir un meilleur compromis entre temps de calcul et fiabilité des résultats. Une confrontation

des différentes approches numériques sera ensuite faite en regard des données expérimentales et des analyses complémentaires seront réalisées grâce à l'outil numérique.

## **2.2. Caractérisation expérimentale**

### **2.2.1. Introduction**

Le développement de stratégies d'atténuation d'une onde de choc pour une personne exposée à une menace de type blast appelle à une compréhension détaillée du scénario typique de détonation au-dessus d'un sol. Les historiques de pression sont ainsi nécessaires pour représenter le chargement sur une cible. Malgré le nombre d'études expérimentales réalisées pour ce scénario au cours des dernières années, motivées par l'absence d'une solution analytique générale, seuls quelques profils de pression sont disponibles dans la littérature pour des études spécifiques [Jetté *et al.* 2004 ; Chandra *et al.* 2012 ; Langlet *et al.* 2014].

Dans cette étude, un travail expérimental complet, dans lequel des charges explosives sphériques de C-4 de différentes masses détonent à différentes hauteurs, est présenté. Les phénomènes physiques sont enregistrés au moyen de caméras rapides et de capteurs de pression. La trajectoire du point triple, où la réflexion régulière de l'onde se transforme en réflexion de Mach, est alors obtenue manuellement par une analyse des images enregistrées (suivi vidéo) à l'aide des caméras rapides. Nous allons dans ce qui suit détailler la campagne expérimentale menée, l'instrumentation utilisée et les différents résultats obtenus.

### **2.2.2. Campagne expérimentale**

Les essais expérimentaux ont eu lieu au Polygone d'essais de Captieux, en France, grâce au Centre d'Etudes Techniques d'Infrastructure de la Défense (CETID). Une dalle carrée en béton armé de 15m de côté a été choisie comme le lieu des essais. Une plaque d'acier carrée de 1m de côté et de 4cm d'épaisseur était également présente au niveau de la charge afin d'empêcher le béton de cratérer, une illustration de la scène expérimentale est donnée en Figure 2.1. Un premier bunker, utilisé pour les équipements de mesures, était distant d'environ 80m par rapport à l'emplacement de la charge, et un second bunker, où les caméras à grande vitesse ont été placées, était situé à environ 50m de la charge. A l'exception de ces deux structures, aucune autre structure n'était présente permettant ainsi de mener une campagne expérimentale de caractérisation de la menace en champ libre.

Le scénario d'intérêt est la propagation d'une onde de choc générée par la détonation d'une charge explosive sphérique (modélisée à la main) en champ libre au-dessus d'un sol plat et considéré comme rigide. Bien que cette configuration paraisse relativement simple, il a été expliqué précédemment que des phénomènes complexes sont attendus, entraînant des menaces différentes (un ou plusieurs chocs) en fonction de la localisation par rapport à la charge explosive. En effet, une zone correspondra au régime de simple réflexion dans laquelle deux ondes de choc se suivent, et une seconde zone correspondra au régime de Mach dans laquelle le pied de Mach se propage.



L'explosif choisi est la Composition-4 (C-4). Afin de couvrir une gamme de phénomènes physiques aussi large que possible, cinq masses d'explosifs et trois HoBs ont été choisies, conduisant à un total de quinze configurations récapitulées dans le Tableau 2.1.



Figure 2.1 : Vue globale de la scène expérimentale sur laquelle on peut y voir les sondes effilées et leurs supports ainsi que la plaque d'acier située sous la charge explosive.

Les hauteurs de détonation (définies ici comme la distance entre le bas de la charge et le sol) ont été choisies afin de couvrir une large gamme de phénomènes physiques et plusieurs configurations plausibles sur champ bataille : une détonation au niveau du sol (HoB 33cm), une détonation située au niveau du sternum de l'homme (HoB 133cm) et enfin une situation intermédiaire (HoB 66cm).

L'amorçage a été fait au centre de la charge sphérique au moyen d'un détonateur (SA4003MI, Davey Bickford) avec une insertion par le haut. La charge est placée sur un carton pour obtenir la hauteur de détonation désirée. Le calcul de la hauteur de détonation réelle se fait alors par l'ajout du rayon théorique de la charge sphérique à la hauteur de détonation définie dans le Tableau 2.1.

Tableau 2.1 : Masses d'explosifs et hauteurs de détonation considérées. Le rayon théorique de la charge sphérique est calculé en prenant une masse volumique pour le C-4 de 1,601 g/cm<sup>3</sup> et en utilisant la formule suivante :  $R = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot m_{C-4}}{4 \cdot \pi \cdot \rho_{C-4}}}$ .

<b>Masse (kg)</b>	0,2	0,5	1,0	2,0	5,0
<b>Rayon théorique de la charge (cm)</b>	3,1	4,2	5,3	6,7	9,1
<b>HoB (cm)</b>	33		66		133

Pour chacune des quinze configurations testées, le nombre de répétitions était de deux. Lorsque la reproductibilité des mesures physiques était pauvre, une troisième répétition était réalisée. En revanche, en raison de contraintes de temps, les configurations à 5kg n'ont pu être effectuées qu'une seule fois. Au total, trente explosions ont été réalisées. La matrice des tests est affichée dans le Tableau 2.2 où sont explicités les nombres de tirs expérimentaux réalisés pour chacune des hauteurs de détonation considérées par masse d'explosif de C4.

Tableau 2.2 : Matrice des tests de la campagne expérimentale pour la détermination d'une cartographie en champ libre.

	0,2kg	0,5kg	1,0kg	2,0kg	5,0kg	Nombre total de tirs
<b>HoB 33cm</b>	x 2	x 2	x 2	x 2	x 1	<b>9</b>
<b>HoB 66cm</b>	x 2	x 3	x 3	x 2	x 1	<b>11</b>
<b>HoB 133cm</b>	x 2	x 2	x 2	x 3	x 1	<b>10</b>
<b>Nombre total de tirs</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>7</b>	<b>7</b>	<b>3</b>	<b>30</b>

### 2.2.3. Instrumentation

Huit sondes effilées PCB (modèle 137B24), dont l'une d'elle est illustrée en Figure 2.2A, ont été utilisées afin de mesurer la pression incidente à différentes positions autour de la charge. Afin d'avoir une mesure correcte de la pression, ces sondes sont pointées vers le centre de la charge de C-4 comme illustrée en Figure 2.2B. A noter que lors de chacune des sessions expérimentales, l'étalonnage préalable des capteurs de pression est systématiquement réalisé sur un banc d'essais PCB (annexe A). Afin de protéger les capteurs de pression contre les effets de la température et du flash lumineux, une cire d'abeille et une peinture aluminisée ont été appliquées sur la partie sensible du capteur. Enfin, ces capteurs de pression ont été montés sur des supports fixes et orientés vers le centre de la charge. Les positions des capteurs sont schématisées sur la Figure 2.2C et données précisément dans le Tableau 2.3 en utilisant les notations de la Figure 2.2B. En revanche, pour les configurations à 5kg, la sonde effilée la plus proche de la charge a été enlevée pour ne pas se trouver dans la boule de feu. Ces positions ont été choisies pour être réparties autour de la trajectoire du point triple. En raison de la symétrie du scénario, seule la distance horizontale et d'élévation jouent un rôle, par conséquent les capteurs ont été arrangés en forme de spirale.

Tableau 2.3 : Positions des capteurs de pression lors de la session expérimentale

Capteur i	Distance horizontale x (cm)	Distance verticale y (cm)
<b>1</b>	206	133
<b>2</b>	303	80
<b>3</b>	303	133
<b>4</b>	409	133
<b>5</b>	408	180
<b>6</b>	503	80
<b>7</b>	508	133
<b>8</b>	609	133

Afin de figer temporellement, sous différents angles de vues, le phénomène très rapide et analyser le déplacement du front de choc et l'expansion de la boule de feu, trois caméras rapides ont été utilisées lors des essais. Une photron RS couleur sert à visualiser toute la scène afin de pouvoir vérifier l'axisymétrie de l'explosion par observation visuelle de la boule de feu. Les deux autres caméras, une Photron SAX et une Phantom V1610, permettent des vues en noir et blanc de la scène avec différents niveaux de zoom et ont été

utilisées pour suivre l'onde de choc lors de sa propagation. En effet, les forts gradients de température créent une distorsion visuelle de l'arrière-plan observé, ce qui rend le front de choc visible lorsque l'arrière-plan est contrasté sans l'utilisation d'une autre technique optique comme l'interférométrie. L'échantillonnage est de 20000 images par seconde (ips) pour toutes les caméras. Ces trois caméras rapides sont placées à une distance d'environ 50m de la charge afin de retarder le plus possible l'instabilité vidéo lors du passage du front de choc sur la caméra. La fenêtre d'enregistrement de chacune de ces caméras est illustrée en Figure 2.3.

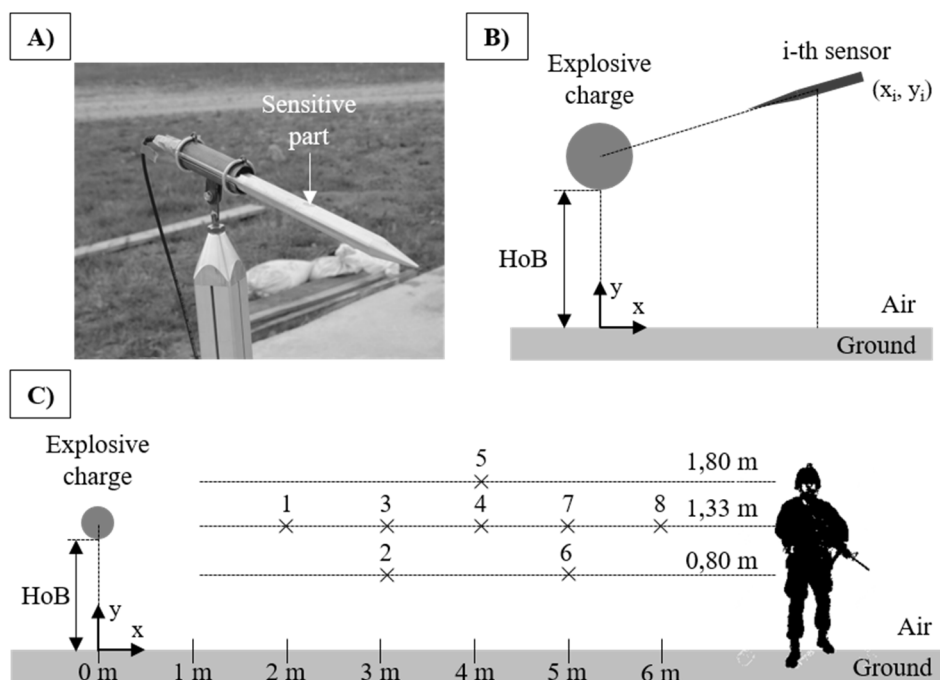


Figure 2.2 : (A) Illustration d'une sonde effilée PCB (modèle 137B24) ; (B) Orientation des sondes effilées par rapport à la charge explosive et notations des différentes grandeurs ; (C) Positions des capteurs de pression par rapport à la charge explosive

Enfin, étant donné que les conditions météorologiques peuvent avoir une influence sur la propagation de l'onde de choc, une centrale météo (VAISALA WXT520) a été positionnée sur le toit du bunker avec un enregistrement des données chaque seconde pendant toute la durée des essais. Les principales données recueillies sont : date, heure, direction du vent, vitesse du vent, pression atmosphérique, température, hygrométrie et pluviométrie. Ces données pourront servir lors d'un dépouillement ultérieur à expliquer des écarts importants enregistrés si tel est le cas et si de grosses variations pyrotechniques étaient observées.

Un ensemble complet de données expérimentales a ainsi été obtenue et va être présenté dans la section suivante, avec des charges explosives sphériques de Composition-4 dont la masse allait de 0,2kg à 5,0kg, détonant à une hauteur allant de 33cm à 133cm. Des caméras rapides et des capteurs de pression ont été utilisés pour suivre et enregistrer les phénomènes liés à la détonation aérienne au-dessus d'un sol. Les quinze configurations testées, amenant à la réalisation de trente tirs pour des questions de reproductibilité, couvrent à la fois la réflexion régulière et la réflexion de Mach.

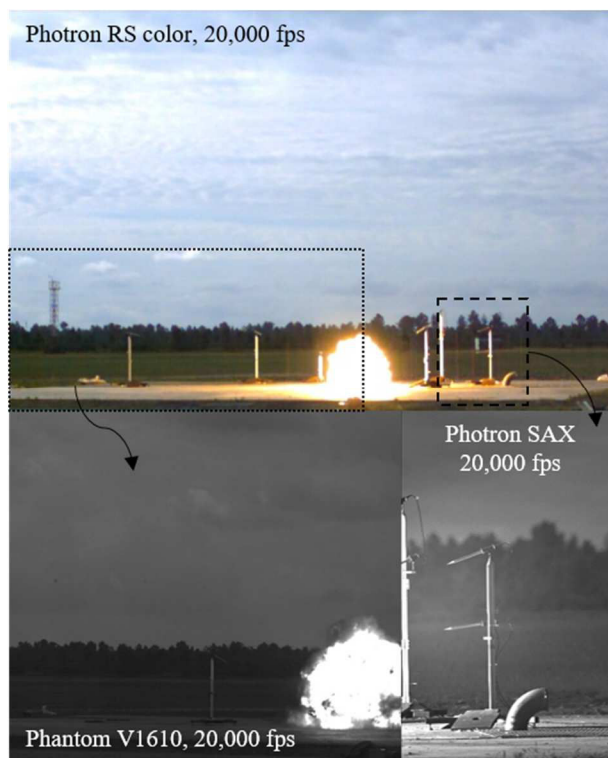


Figure 2.3 : Fenêtres d'enregistrements des trois caméras rapides utilisées sur le champ de tirs et dont la fréquence d'enregistrement est de 20000 ips.

## 2.2.4. Résultats en termes de pression et impulsion

### 2.2.4.1. Introduction

Nous allons dans cette partie rapporter les résultats obtenus expérimentalement concernant la propagation d'ondes de choc générées par la détonation de différentes masses de C-4 à différentes hauteurs de détonation. Les pressions incidentes à différents endroits autour de la charge ont été mesurées à l'aide de sondes effilées et un total de 125 profils différents ont été obtenus. L'acquisition des différents signaux expérimentaux a été faite à une fréquence de 1 MHz sans filtrage préalable sur un système numérique 16-bit de résolution sur 32 voies de mesure (Transcom, MF instrument). Un filtrage a été réalisé lors du post-traitement des données et un filtre passe-bas de type Bessel d'ordre 6 et de fréquence de coupure de 90kHz a été utilisé. Un éventuel offset sur la ligne de base des signaux a été systématiquement compensé. Par ailleurs, une erreur d'environ 10% sur les différentes mesures est ajoutée par l'ensemble de la chaîne de mesure et doit donc être considérée.

### 2.2.4.2. Météo et sphéricité de la détonation

Afin de réduire le risque de grande variation de la météo, les essais expérimentaux ont été réalisés sur trois jours consécutifs. La météo a ainsi été idéale étant donné que le ciel était clair et parfois légèrement couvert, sans toutefois avoir de la pluie. La pression atmosphérique allait de 998hPa à 1002hPa, et la vitesse du vent était en moyenne de  $3,3 \pm 1,5$  m/s. L'humidité et la température variaient au cours de la journée allant respectivement de 30% à 80% et de 18°C à 27°C.

Les charges explosives étant réalisées à la main à partir de pains d'explosif de 500g, il était alors délicat de garder une forme sphérique au-delà d'un ou deux kilogrammes. La boule de feu générée par la détonation est un bon indicateur de la sphéricité et de la compacité de la charge explosive. Tandis que pour une charge de cinq kilogrammes des projections de boules de feu apparaissent, générant ainsi des profils d'ondes non désirés, toutes les boules de feu des autres configurations étaient bien sphériques. Sur la Figure 2.4, les boules de feu visibles après la détonation de 2kg et 5kg à 133cm sont illustrées. On y voit clairement les projections de boules de feu pour la charge à cinq kilogrammes vers la gauche et le haut, tandis qu'aucune projection n'est visible pour la seconde configuration montrée. Après analyse des images de la caméra rapide Photron RS, il a pu être constaté que ces boules de feu étaient orientées vers le ciel ou dans une direction où aucun capteur n'était placé, à l'exception de la configuration à 33cm où une boule de feu est projetée sur le capteur le plus proche. La majorité des profils de pression obtenus pour les configurations à cinq kilogrammes sont alors exploitables.



Figure 2.4 : Visualisation de la boule de feu après la détonation de 2kg de C4 à 133cm (*gauche*) et de 5kg de C4 à 133cm (*droite*)

#### 2.2.4.3. Profils de pression et impulsion

Présenter ici en détail tous les profils de pression obtenus durant cette session expérimentale ainsi que les profils d'impulsion correspondants par intégration sur le temps serait répétitif et non pertinent. Ainsi, seules deux configurations judicieuses vont être présentées dans le corps du texte, les autres étant exposées en annexe B. Sur l'ensemble de ces tracés, un éventuel offset sur la ligne de base des signaux a été systématiquement compensé et un filtre passe-bas de type Bessel (ordre 6, fréquence 90kHz) a été appliqué.

Pour commencer, les historiques de pression enregistrés pour une charge de 1,0kg détonant à 33cm du sol sont présentés en Figure 2.5 avec les impulsions associées pour les huit capteurs de pression utilisés dans cette campagne. Les profils affichés correspondent aux profils moyens obtenus après recalage temporel sur lesquelles sont affichés les écarts types associés. La reproductibilité des mesures est bonne avec des écarts généralement en deçà de 5% pour la première surpression incidente maximale, pour l'impulsion maximale et pour la durée de phase positive, à l'exception du capteur 1 où l'écart type sur la surpression maximale est de 17,4%, comme rapportée en Figure 2.6, figure synthétisant les valeurs moyennes de ces paramètres avec leurs écarts types. La forme générale du profil de pression est celle d'une onde de Friedlander, signifiant que les capteurs se situent

dans le pied de Mach. Un choc secondaire avec une amplitude plus faible est aussi visible après le passage à zéro de la pression et correspond à la pulsation de la boule de feu comme le montre par exemple le capteur 2 (choc secondaire à 6ms) sur la Figure 2.5. L'amplitude de ce choc secondaire représente environ un quart de l'amplitude du choc incident et induit une impulsion supplémentaire sur une cible potentielle comme le montre par exemple l'impulsion issue du capteur 5 (à partir de 10ms) sur la Figure 2.5.

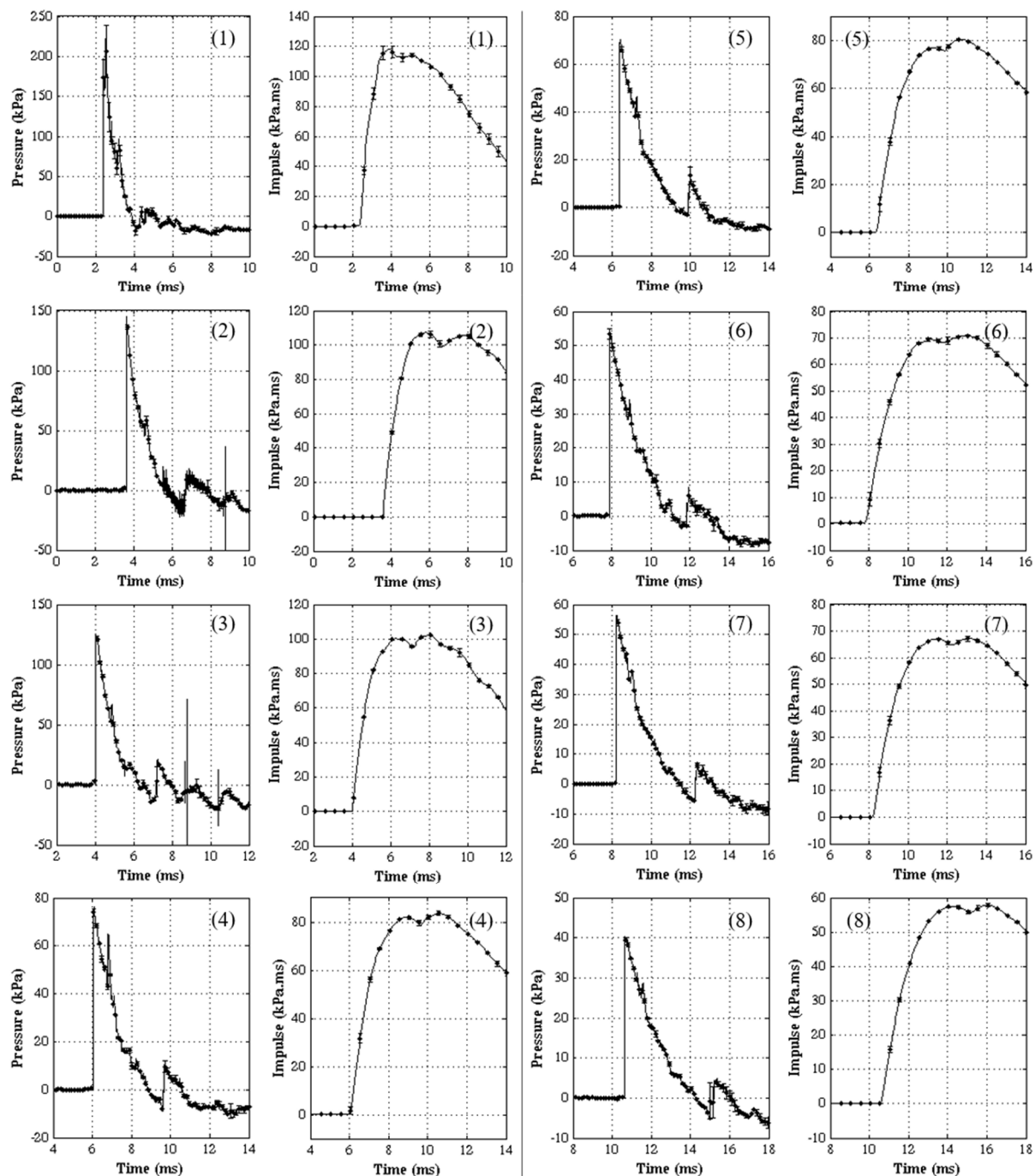


Figure 2.5 : Profils de pression et d'impulsion moyens mesurés sur les huit capteurs de pression pour une détonation de 1kg à 33cm. Les chiffres sur les graphiques représentent le numéro du capteur.



Le « léger » pic visible environ 1ms après la surpression maximale, par exemple à 3ms sur le profil de pression du capteur 1 en Figure 2.5, est dû à la réflexion de l'onde sur le support de sonde comme l'illustre la Figure 2.7, l'amplitude de cette contribution augmentant avec la masse de C-4. En effet, si on reste sur les scénarios à 33cm, on passe d'une contribution de 4kPa pour une masse de 200g (i.e. capteur 2, Annexe B - Figure B- 1) à une contribution de 20kPa pour une masse de 5kg (i.e. capteur 3, annexe B - Figure B- 21), entraînant ainsi une augmentation de l'impulsion. En plus de cette contribution supplémentaire, il a été constaté à l'aide des images des caméras rapides qu'un tube près du capteur 1, 2 et 3 perturbait l'onde de choc, comme l'illustre la Figure 2.8, pouvant ainsi entraîner d'autres contributions sur ces mêmes capteurs.

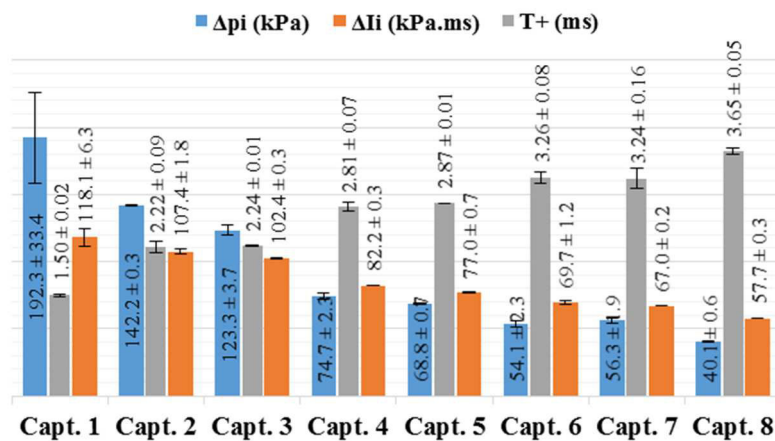


Figure 2.6 : Maxima de la première surpression incidente, de l'impulsion et durée de phase positive calculés pour les huit capteurs de pression pour une détonation de 1kg à 33cm et les écarts types associés.

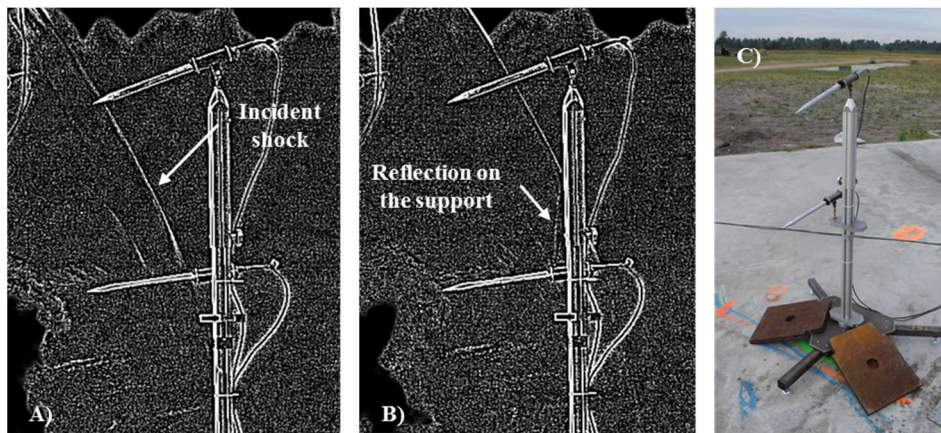


Figure 2.7 : Visualisation de la réflexion sur le support de sonde. (A) Arrivée de l'onde de choc au niveau du support ; (B) Réflexion de l'onde sur le support ; (C) Illustration du support pour les sondes 2 et 3, où l'on peut constater des sources multiples de réflexion.

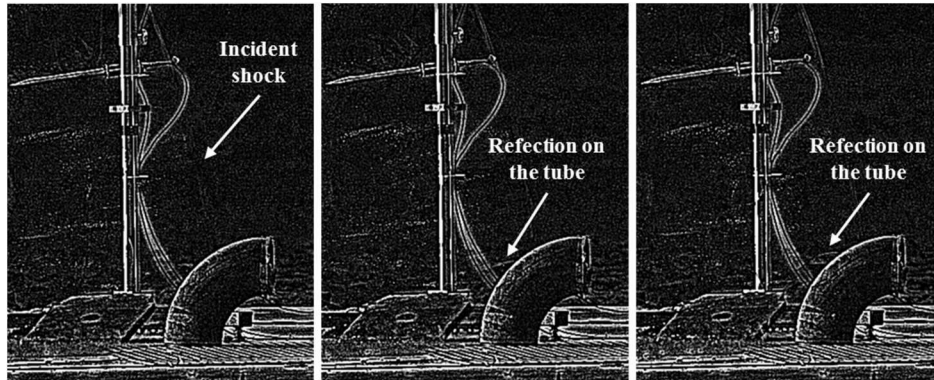


Figure 2.8 : Réflexion de l'onde de choc sur le tube près des capteurs 1, 2 et 3.

Tandis que les pressions présentées précédemment (Figure 2.5) peuvent être décrite par une forme idéale de Friedlander, les surpressions mesurées pour une HoB plus importante sont plus complexes comme l'illustre la Figure 2.9 pour une charge de 1,0kg détonant à 133cm au-dessus du sol. De manière similaire à la configuration présentée précédemment, la Figure 2.10 synthétise les valeurs de la première surpression maximale incidente, de l'impulsion maximale et de la durée de phase positive avec leurs écarts type et permet de constater la bonne reproductibilité des mesures avec des écarts types inférieurs à 10% dans la majorité des cas exception faite pour le capteur 1. L'écart plus important observé sur le capteur 1 est dû à la projection (probablement d'un éclat du détonateur) au niveau de ce capteur sur l'une des deux répétitions.

Dans cette configuration, deux chocs importants sont présents sur l'historique de pression pour les capteurs 1 à 5 et le capteur 7, indiquant que ces capteurs se trouvent au-dessus de la trajectoire du point triple. Ces capteurs font donc face à la première onde incidente suivie de sa réflexion sur le sol. Les capteurs 6 et 8 se situent eux aussi dans le régime de simple réflexion, mais sont très proche du point triple au vu de la proximité des deux chocs. La forme d'onde mesurée sur ces capteurs se rapproche fortement de la forme idéale de Friedlander. Il est par ailleurs intéressant de noter que le choc secondaire (la pulsation) n'est ici pas clairement identifiable. A l'exception du capteur 1 et 2 où trois chocs sont visibles (dont les deux derniers très proches l'un de l'autre), la pulsation n'est pas clairement visible sur les autres capteurs. L'analyse numérique ultérieure nous permettra peut-être d'avoir une réponse à cette « absence » de pulsation de la boule de feu.



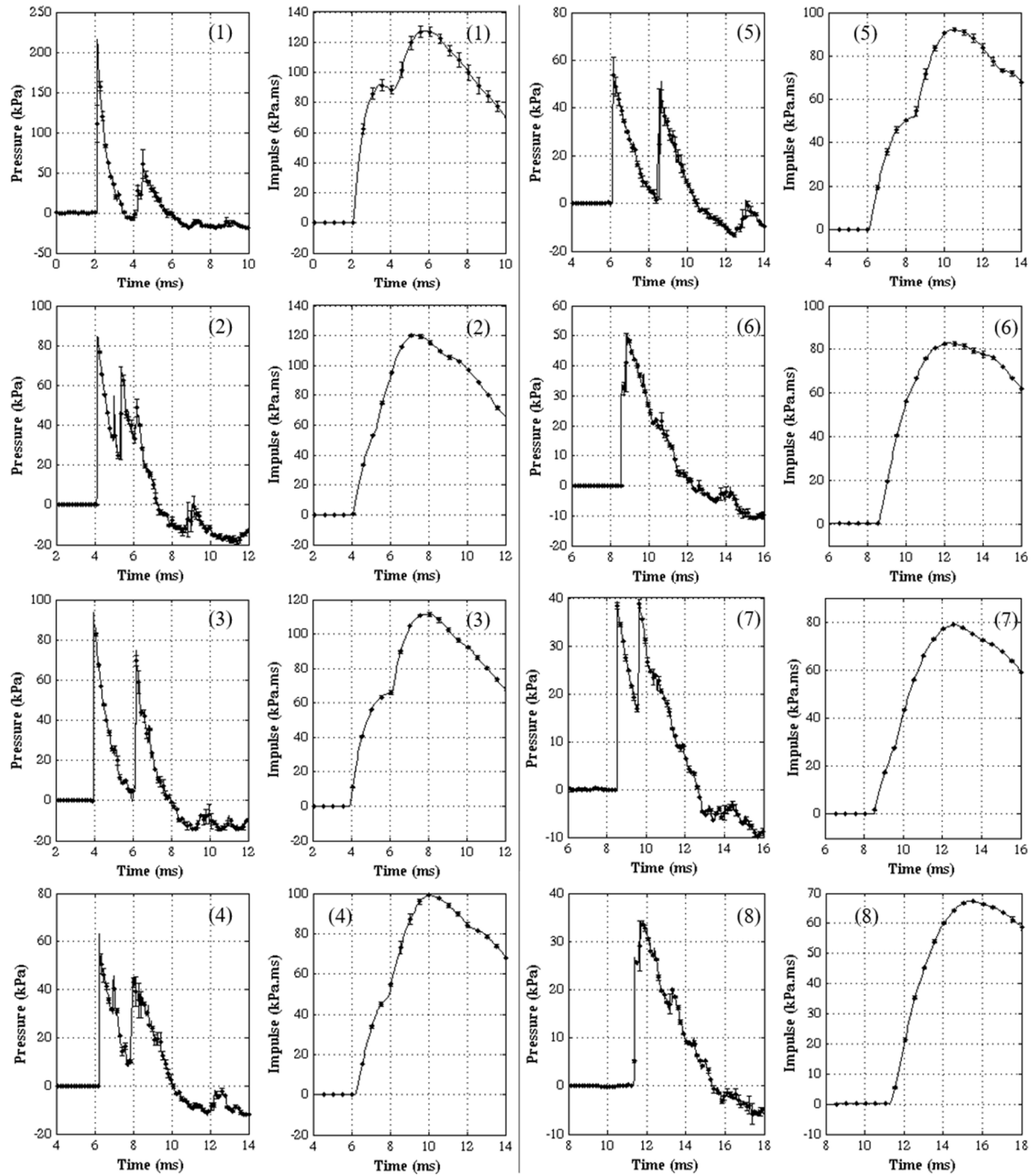


Figure 2.9 : Profils de pression et d'impulsion moyens mesurés sur les huit capteurs de pression pour une détonation de 1kg à 133cm. Les chiffres sur les graphiques représentent le numéro du capteur.

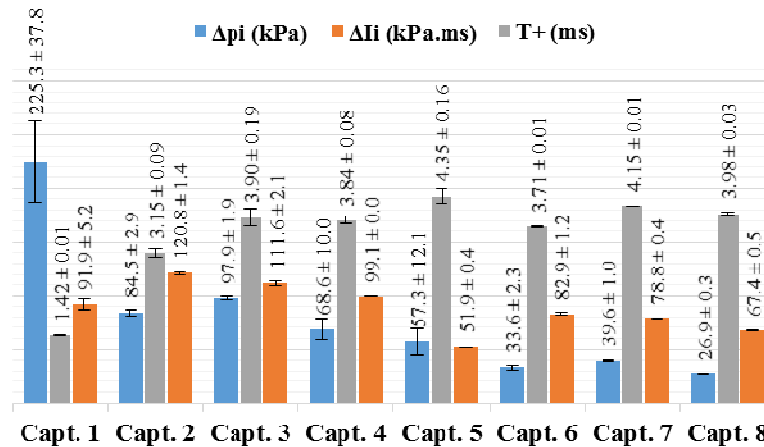


Figure 2.10 : Maxima de la première surpression incidente, de l'impulsion et durée de phase positive calculés pour les huit capteurs de pression pour une détonation de 1kg à 133cm

#### 2.2.4.4. Conclusion

Dans le but de réduire l'effet du blast sur un soldat débarqué ou encore sur les forces de l'ordre cibles potentielles d'attentats, une étape préliminaire importante consiste à parfaitement évaluer la menace en champ libre.

Pour cela, une étude expérimentale a été menée afin de comprendre et prédire la menace à différents endroits autour d'une charge explosive sphérique détonant au-dessus d'un sol plat et rigide. Quinze configurations de détonation aérienne au-dessus d'un sol ont été effectuées au Polygone d'essais de Captieux en France. Trois hauteurs de détonations (33cm, 66cm et 133cm) et cinq masses de C-4 (allant de 0,2kg à 5,0kg) ont été planifiées et huit sondes effilées ont été placées à différentes positions entre 2m et 6m de la charge pour mesurer l'évolution de la pression lors de la propagation de l'onde de choc. Des caméras rapides ont été utilisées dans le but de vérifier la qualité de la détonation au regard de la sphéricité de la boule de feu ainsi que pour suivre l'évolution du point triple, point de jonction entre l'onde incidente, sa réflexion sur le sol et le pied de Mach.

Ces essais ont permis l'obtention de cent vingt profils de pression et cent vingt profils d'impulsion reproductibles. Malgré une très bonne reproductibilité, l'ensemble des profils de pression et d'impulsion ont été perturbé par diverses réflexions issues en partie des pieds de sonde.

La limite principale de cette étude réside dans la mesure de l'onde issue de la réflexion de l'onde incidente sur le sol. En effet, pour une bonne mesure de la pression, la sonde effilée doit être en incidence normale par rapport à l'onde de choc. Ceci est le cas pour la première onde incidente, mais sa réflexion sur le sol arrive avec un angle plus ou moins grand par rapport à la direction de la sonde. Or, une étude a montré qu'une erreur de mesure d'environ 10-15% sur l'ensemble des paramètres est faite lorsque la sonde effilée fait un angle de ±30 degrés par rapport à la direction de l'onde, une erreur de mesure d'environ 10% sur l'ensemble des paramètres est faite [Parmentier et al. 1982].

Ces données ont dans un premier temps servit à l'évaluation de méthodes de détermination du profil de pression au-dessus du point triple (non présentée dans ce manuscrit – cf. *Ehrhardt et al. 2016*), entraînant la proposition d'une nouvelle approche.

Que ce soit pour une prédiction de l'historique de pression dans le régime de Mach ou dans le régime de simple réflexion, l'évolution du point triple doit être connue. Quinze trajectoires du point triple ont été déterminées à l'issue de cette campagne et vont être présentées dans la section suivante. Pour les modèles prédictifs du régime de simple réflexion (méthode des images et modèle d'Ehrhardt [*Ehrhardt et al. 2016*]), cette trajectoire est obtenue à l'aide de l'abaque UFC [*UFC 2008*]. Or, il a été constaté dans le Chapitre 1 que la prédiction de la trajectoire du point triple était différente selon l'abaque utilisé (UFC [*UFC 2008*], Kinney [*Kinney et Graham 1985*] ou NRDC [*2001*]). La section suivante présente donc l'évaluation de ces abaques aux regards des données expérimentales de cette campagne d'essais, et mènera à la proposition d'une nouvelle formulation plus précise.

## 2.2.5. Résultats concernant le point triple

### 2.2.5.1. Introduction

Nous allons dans cette partie rapporter les résultats obtenus expérimentalement concernant l'évolution du point triple lors de la propagation d'ondes de choc générées par la détonation de différentes masses de C-4 à différentes hauteurs de détonation. Les trajectoires du point triple ont été obtenues par suivi vidéo à l'aide des deux caméras rapides en noir et blanc.

### 2.2.5.2. Evolution du point triple

Les évolutions du point triple (TP) sont obtenues expérimentalement en analysant les enregistrements de la caméra à haute vitesse en noir et blanc. En effet, une distorsion visuelle est créée en raison du gradient de température, ce qui rend l'onde de choc visible lorsque l'arrière-plan est contrasté. Alors que la position des chocs est facile à suivre sur les films des caméras, ils sont plus difficiles à détecter sur une seule image statique. Afin de faciliter le processus de suivi, les différences entre deux images consécutives ont été utilisées comme source pour le suivi manuel. La Figure 2.11 montre une image statique ainsi que la différence de cette dernière avec l'image suivante afin d'illustrer le processus qui est le suivant :

- A l'aide des images en noir et blanc provenant des enregistrements de la caméra rapide (Photron SAX à 20000ips), la différence entre deux images successives est réalisée sous le logiciel Matlab;
- Un seuillage est ensuite appliqué sur l'image résultante, la valeur de ce seuillage est variable et déterminée manuellement pour chaque différence effectuée (sous Matlab). Ce seuillage est variable puisque le contraste de chaque image varie dans le temps, principalement dû à l'augmentation du volume de la boule de feu;
- L'image résultante est enregistrée et le point triple, correspondant à l'intersection entre les différentes courbes sur la Figure 2.11, est obtenu par le biais du logiciel open source « tracker » et d'une image de

référence (ici une image avant détonation) où les dimensions de la scène sont connues. Des erreurs sont toutefois ajoutées au regard d'une part de la difficulté de visualisation de ce point mais aussi par la taille des pixels de l'image de l'ordre de 7mm;

- Ce processus est ensuite reproduit à différents instants  $t$  permettant ainsi l'obtention de la trajectoire du point triple.

Tandis que les chocs sont presque invisibles sur l'image unique de gauche (Figure 2.11), la différence de cette dernière avec l'image suivante (droite) montre clairement les différents chocs. Une telle approche a donc été utilisée pour trouver l'évolution du point triple avec les deux caméras dans toutes les configurations, à l'exception des cas où il y avait clairement des projections de boule de feu dans la direction du suivi ou lorsque le point triple n'était pas visible.

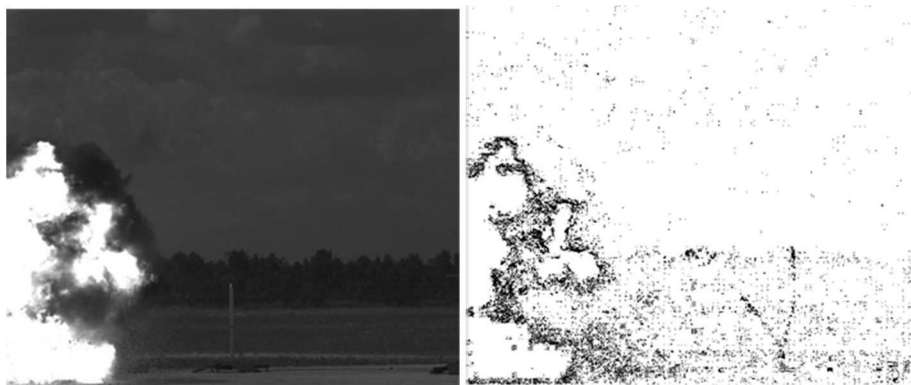


Figure 2.11 : (*Gauche*) image 7 ms après la détonation d'une charge de C-4 de 0,5kg à 133cm ; (*droite*) Différence de cette dernière avec l'image suivante permettant la visualisation des ondes de choc.

Les trajectoires du point triple obtenues expérimentalement et les écarts types associés sont représentées graphiquement sur la Figure 2.12 pour toutes les configurations étudiées. Dans la plupart des configurations, la reproductibilité est bonne et la trajectoire du point triple peut être facilement déterminée. Lorsque la reproductibilité est plus faible, souvent à cause des difficultés du processus de suivi, un seul chemin moins précis est alors extrait. Les écarts type moyens de chacune des configurations suivis de leurs écarts type sont récapitulés dans le Tableau 2.4 et sont calculés de la manière suivante pour chacune des configurations :

- Pour chaque point de la trajectoire du point triple, l'écart type expérimental est calculé en % ;
- Ensuite, on calcule une moyenne de l'ensemble de ces valeurs. L'écart type moyen est par exemple de 7,7% pour la configuration « 0,2kg à 66cm » ;
- Enfin, un écart type, associé à la moyenne précédemment calculée, est calculé. Cette valeur est par exemple de 3,3% pour la configuration « 0,2kg à 66cm ».

On y voit que les deux configurations suivantes ont une reproductibilité faible avec des moyennes d'erreurs et d'écarts types associés élevés : 0,2kg à 133cm (écart type moyen de 47,5%) ainsi que 1,0kg à 66cm (écart type moyen de 14,6%). La tendance générale est cependant visible. Le chemin du point triple a tendance à suivre

une courbe simple. Après sa création au niveau du sol, la pente augmente jusqu'à la sortie de la vue de la caméra, ce qui conduit à une forme parabolique. La sensibilité à l'égard de la charge est la suivante : lorsque HoB augmente, le chemin du point triple se rapproche du sol. Cette tendance est également observée lorsque la masse de la charge diminue pour une même HoB. Ces deux sensibilités ont déjà été observées et classées dans les abaques précédemment présentés [UFC 2008 ; Kinney et Graham 1985 ; NRDC 2001]. En revanche, il a été vu dans le chapitre 1 que ces abaques ne prédisent pas la même trajectoire du point triple. Une comparaison de ces abaques avec les nouvelles données expérimentales obtenues dans cette campagne d'essais est ici proposée.

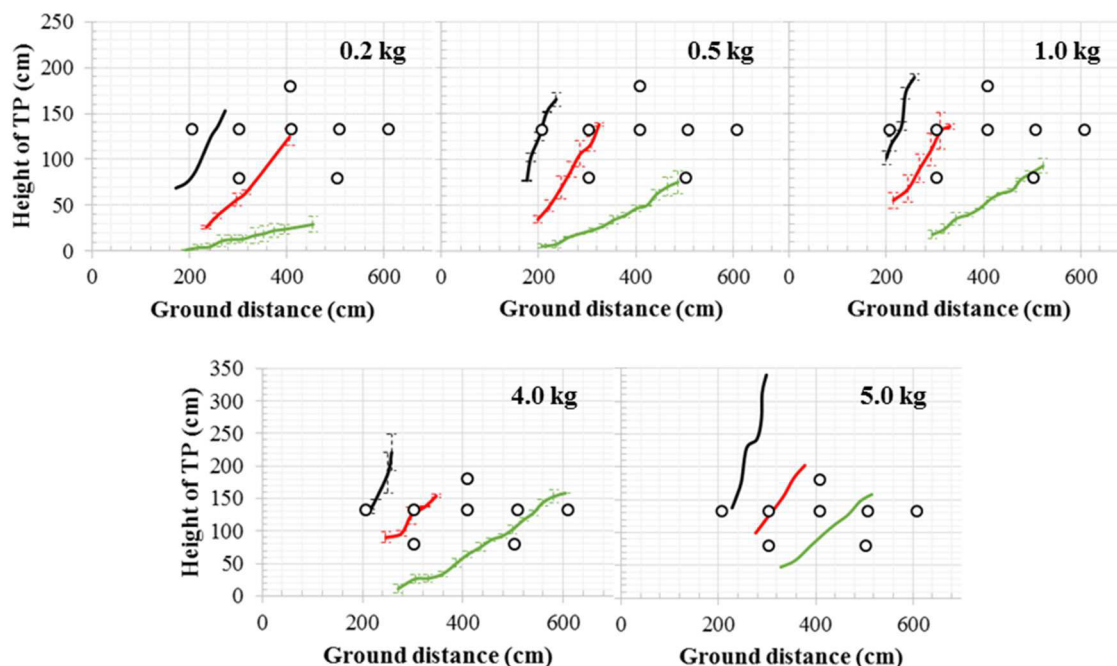


Figure 2.12 : Evolution de la trajectoire du point triple obtenue expérimentalement par suivi vidéo pour les cinq masses de C4 utilisées. Les courbes sont noires pour les HoB de 33cm ; rouges pour les HoB de 66cm ; et vertes pour les HoB de 133cm.

Tableau 2.4 : Moyenne des écarts type (en %) de la hauteur du point triple pour chacune des configurations. Cette valeur est suivie de son écart type. Un seul tir a été effectué pour les configurations à 5kg, aucun écart type n'est alors calculable.

	0,2kg	0,5kg	1,0kg	2,0kg	5,0kg
HoB 33cm		2,7 ± 1,9	4,6 ± 2,5	8,1 ± 7,8	
HoB 66cm	7,7 ± 3,3	10,7 ± 5,4	14,6 ± 6,6	5,5 ± 4,6	
HoB 133cm	47,5 ± 20,9	8,7 ± 5,0	8,4 ± 8,7	8,2 ± 6,7	

Pour évaluer l'exactitude des abaques existants [UFC 2008 ; Kinney et Graham 1985 ; NRDC 2001], les deux premières étapes consistent à convertir les données expérimentales en TNT en utilisant l'équivalent TNT et de « réduire » ces nouvelles valeurs par rapport à la racine cubique de la masse de TNT. Tel que défini dans le rapport UFC [2008], l'équivalent TNT ( $E_{TNT}$ ) est égal à 1,1269. Cela signifie que la masse équivalente de TNT est calculé en multipliant la masse de C-4 par cet équivalent TNT.

$$m_{TNT} = m_{C-4} \cdot E_{q_{TNT}} \quad \text{Eq. (2.1)}$$

Donc

$$SHoB_{TNT} = \frac{1}{\sqrt[3]{E_{q_{TNT}}}} \cdot SHoB_{C-4} \quad \text{Eq. (2.2)}$$

SHoB étant la hauteur de détonation réduite.

La comparaison de ces abaques avec les données expérimentales est montrée en Figure 2.13 pour deux scénarios. Les prédictions des abaques existants sont montrées pour des hauteurs de détonation réduite SHoB de 59,5cm/kg<sup>1/3</sup> et 138,8cm/kg<sup>1/3</sup> tandis que les données expérimentales sont montrées pour des valeurs légèrement inférieures (respectivement 55,5cm/kg<sup>1/3</sup> et 132,9cm/kg<sup>1/3</sup>). Les tracés expérimentaux devraient donc être légèrement plus bas pour les valeurs de SHoB utilisées avec les abaques.

Les erreurs moyennes des modèles de prédiction existants par rapport aux données expérimentales sont données dans le Tableau 2.5 pour les deux SHoB illustrées. Pour la plus petite SHoB, l'erreur moyenne de l'abaque UFC par rapport aux données expérimentales est d'environ 7%, contre 38% et 26%, respectivement pour l'abaque de Kinney et pour l'abaque NRDC. Le scénario expérimental pour cette SHoB correspond au scénario «2,0kg à 66cm» où l'écart-type moyen est de 5%. Quant à la plus haute SHoB, l'erreur moyenne est de 15% pour l'abaque UFC, de 6% pour Kinney et enfin de 23% pour l'abaque NRDC. Pour ce SHoB, le scénario expérimental utilisé est "2,0kg à 133cm" et l'écart-type moyen est de 8%. Cela montre que le modèle de prédiction de chemin du point triple le plus fiable à utiliser ne sera pas le même selon le scénario considéré. En outre, ces erreurs moyennes devraient varier en raison de légères différences dans les SHoB (comparaison entre 59,5cm/kg<sup>1/3</sup> et 55,5cm/kg<sup>1/3</sup> et entre 138,8cm/kg<sup>1/3</sup> et 132,9cm/kg<sup>1/3</sup>), mais aussi avec l'utilisation d'un autre équivalent TNT. Il semble nécessaire de développer une nouvelle formule empirique, permettant de mieux déterminer le chemin du point triple pour une large plage de validité en termes de SHoB.

Les différences observées entre ces abaques et les nouvelles données expérimentales ont donc motivé la création dans le cadre de cette thèse d'un nouvel abaque du point triple à l'aide des nouvelles données obtenues.

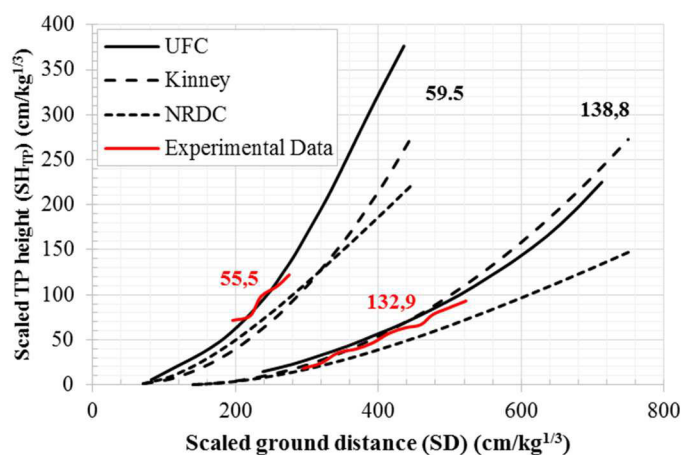


Figure 2.13 : Comparaison de l'abaque UFC, Kinney et NRDC avec les nouvelles données expérimentales sur deux scénarios. Les valeurs à côté des courbes correspondent à la hauteur de détonation réduite (SHoB).

Tableau 2.5 : Erreurs moyennes de la prédiction de l'évolution du point triple des abaques existants [*UFC 2008 ; Kinney et Graham 1985 ; NRDC 2001*] par rapport aux évolutions expérimentales moyennes pour deux SHoB : 59,5cm/kg<sup>1/3</sup> et 138,8cm/kg<sup>1/3</sup>.

	<b>SHoB 59,5cm/kg<sup>1/3</sup></b>	<b>SHoB 138,8cm/kg<sup>1/3</sup></b>
<b>UFC</b>	6,6%	15,2%
<b>Kinney</b>	37,8%	6,2%
<b>NRDC</b>	26,1%	22,9%

### 2.2.5.3. Proposition d'un nouvel abaque

Afin de proposer une formulation originale et facilement utilisable à l'aide des données expérimentales recueillies lors des précédents tests, plusieurs hypothèses de travail doivent être prises. Dans un premier temps et de manière similaire à l'observation de Kinney [*Kinney et Graham 1985*], il semble que l'évolution du point triple suivre une forme parabolique. On se retrouve alors avec la formulation mathématique suivante :

$$SH_{TP} = a.SD^2 + b.SD + c \quad \text{Eq. (2.3)}$$

Où SH<sub>TP</sub> la hauteur du point triple réduite par rapport à la racine cubique de la masse d'explosif («S» pour « scaled » (réduit)), SD la distance horizontale réduite, et a, b et c des paramètres à déterminer

Dans un second temps, les hypothèses de travail suivantes sont utilisées pour déterminer les paramètres a, b et c :

1. La tangente est nulle lorsque  $SD = SR_0$ , où R<sub>0</sub> est la distance horizontale d'apparition du point triple. Cela signifie que :

$$\left. \frac{dSH_{TP}}{dSD} \right|_{SR_0} = 0 \quad \text{Eq. (2.4)}$$

En combinant les équations (2.3) et (2.4) et en réorganisant la formule obtenue, l'équation (2.5) est obtenue et permet de déterminer le paramètre b :

$$b = -2.a.SR_0 \quad \text{Eq. (2.5)}$$

2. Lorsque le point triple est créé, SH<sub>TP</sub> = 0. En utilisant l'équation (2.5) dans l'équation (2.3) et avec l'application de l'hypothèse citée, le paramètre c peut être déterminé comme suit :

$$c = a.SR_0^2 \quad \text{Eq. (2.6)}$$

Etant donné qu'aucune signification physique n'a été trouvée pour définir le paramètre a, il a été pris égal à celui de Kinney :

$$a = 0,07 \cdot \frac{SHoB}{SR_0^2} \quad \text{Eq. (2.7)}$$

Le seul paramètre à déterminer est alors la distance à laquelle le point triple apparaît ( $SR_0$ ). Pour ce faire, pour chaque scénario, ce paramètre est choisi de sorte que la courbe  $SH_{TP} = f(SD)$  soit dans l'écart type des évolutions du point triple obtenues expérimentalement. Quinze valeurs d'apparition du point triple ont ainsi été obtenues, correspondant chacune à un SHoB comme le montre la Figure 2.14. Une relation polynomiale (d'ordre 2) a été choisie pour coller à ces données ( $R^2=0,994$ ), permettant alors de calculer le  $SR_0$  pour chaque scénario dans la plage de SHoB testé. Cette gamme est la suivante :  $24,6 < SHoB \left(\frac{cm}{kg^{1/3}}\right) < 232,7$  pour des masses de C-4 entre 0,2 et 5kg.

A l'aide des équations (2.3), (2.5), (2.6), (2.7) et enfin de l'équation (2.8) définie ci-après, le chemin du point triple peut être facilement déterminé pour un scénario donné dans la plage de validité définie précédemment.

$$SR_0 = 2,14 \cdot 10^{-3} \cdot SHoB^2 + 6,08 \cdot 10^{-1} \cdot SHoB \quad \text{Eq. (2.8)}$$

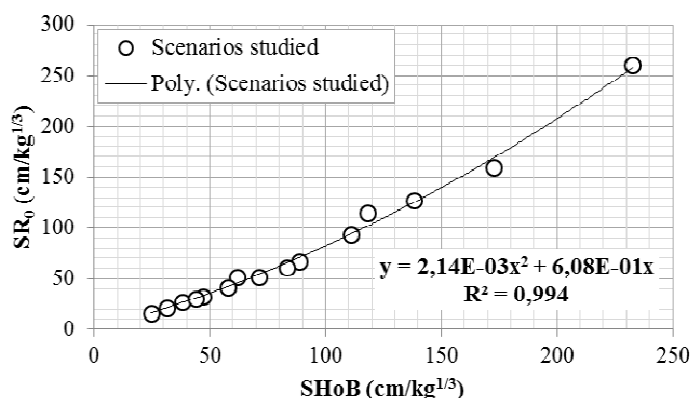


Figure 2.14 : Relation entre  $SR_0$  et SHoB déterminée à partir des données expérimentales et des hypothèses de travail.

Cette nouvelle formulation doit maintenant être évaluée au regard de données expérimentales. Pour faire une première validation de ces formules empiriques, une comparaison est faite avec les données expérimentales utilisées pour les déterminer et est illustrée en Figure 2.15. De manière qualitative, on constate que presque l'ensemble des évolutions du point triple obtenues avec la nouvelle formulation sont dans les écarts type expérimentaux, à l'exception principalement des courbes pour un SHoB de 61,7cm/kg<sup>1/3</sup> (Figure 2.15.A) et un SHoB de 118,2cm/kg<sup>1/3</sup> (Figure 2.15.B). Pour une évaluation quantitative, le Tableau 2.6, qui récapitule la moyenne des erreurs entre les nouvelles courbes et les données expérimentales ainsi que l'écart type associé, doit être relié au Tableau 2.4 qui résume les écarts type expérimentaux. Le constat fait visuellement se retrouve donc dans ces tableaux où on constate par exemple que :



- Pour la configuration « 1,0kg à 133cm », l'erreur de prédiction est en moyenne de 5,4% (avec un écart type de 4,5%, où l'écart type expérimental est de 8,4%. La prédiction de la nouvelle formulation est donc dans l'écart type expérimental ;
- Pour la configuration « 0,2kg à 66cm », l'erreur de prédiction est en moyenne de 42,5% (avec un écart type de 11,7%, où l'écart type expérimental est de 7,7%.

A la fois de manière visuelle ou en prenant en compte les erreurs moyennes du Tableau 2.4 et du Tableau 2.6, la majorité des courbes issues de la formule empirique sont dans les écarts type expérimentaux. En revanche, les deux premières configurations à 0,2kg (HoB 33cm et 66cm) ne sont pas bien reproduites pas la formule empirique, avec des erreurs de l'ordre de 40%. Si on regarde attentivement la courbe de tendance de la fonction  $SR_0=f(SHoB)$  illustrée en Figure 2.14, on peut voir que ces deux configurations à 0,2kg en sont les plus éloignées ( $SHoB = 61,7\text{cm/kg}^{1/3}$  et  $118,2\text{cm/kg}^{1/3}$ ). Une erreur d'environ 11% est en effet faite sur la détermination de  $SR_0$  pour ces deux configurations par l'utilisation de la courbe de tendance obtenue. Les autres configurations étant correctement reproduites, la question de l'influence du tube en carton de support de charge s'est posée pour cette masse d'explosif de 0,2kg.

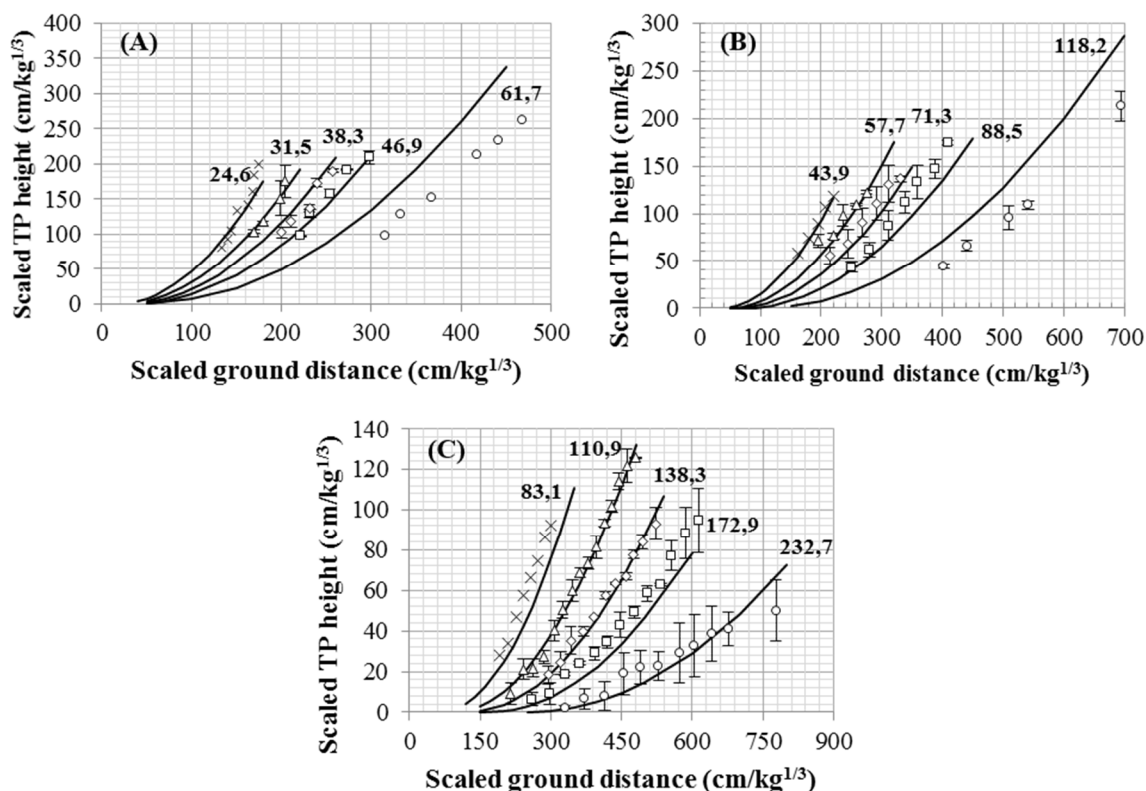


Figure 2.15 : Comparaison de la formule empirique créée avec les données expérimentales ayant servi à la calibration du modèle. (A) HoB 33cm ; (B) HoB 66cm ; (C) HoB 133cm. La valeur près des courbes correspond à SHoB (unité : cm/kg<sup>1/3</sup>).

Tableau 2.6 : Moyenne des erreurs (en % et en valeur absolue) entre la hauteur du point triple calculée d'après l'abaque proposé et la moyenne des données expérimentales pour chacune des configurations. Cette valeur est suivie de son écart type. On a par exemple un écart de  $41,1 \pm 8,0\%$  entre la prédiction du point triple du nouvel abaque et la moyenne des données expérimentales pour la configuration « 0,2kg à 33cm ».

	0,2kg	0,5kg	1,0kg	2,0kg	5,0kg
<b>HoB 33cm</b>	$41,1 \pm 8,0$	$7,4 \pm 4,0$	$8,5 \pm 6,4$	$4,0 \pm 1,8$	$9,1 \pm 6,3$
<b>HoB 66cm</b>	$42,5 \pm 11,7$	$16,2 \pm 5,0$	$12,9 \pm 5,6$	$9,8 \pm 9,9$	$4,2 \pm 1,8$
<b>HoB 133cm</b>	$26,8 \pm 16,7$	$24,0 \pm 10,7$	$5,4 \pm 4,5$	$6,1 \pm 5,7$	$21,3 \pm 2,9$

Afin de constater de l'influence ou non de ce tube en carton sur l'évolution du point triple pour une détonation de 0,2kg, la configuration à 66cm a été reproduite avec une masse suspendue comme l'illustre la Figure 2.16. Quinze essais ont été réalisés pour ce scénario, donnant accès à quinze évolutions du point triple obtenues de manière similaire aux tests précédents. L'écart type entre ces quinze profils est inférieur à 15%. La comparaison des deux protocoles d'essais est illustrée en Figure 2.17 où l'on peut constater un écart d'environ 20cm sur la hauteur du pied de Mach entre les deux évolutions, le protocole avec la charge suspendue donnant un pied de Mach plus élevé.

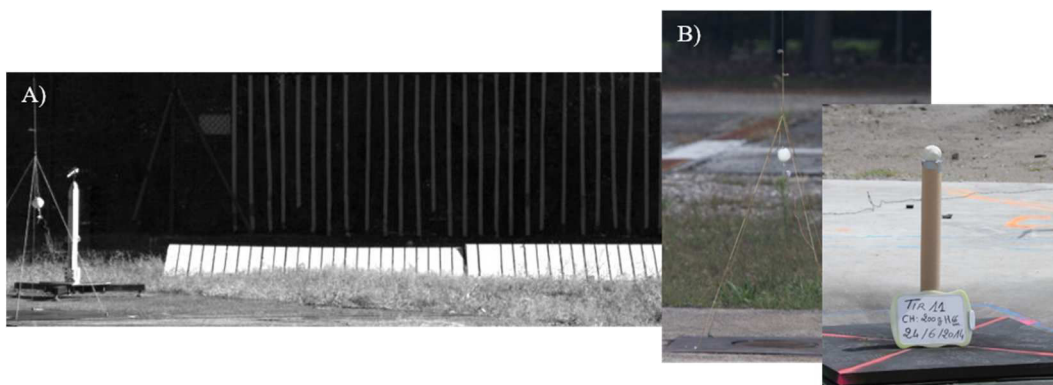


Figure 2.16 : (A) Nouveau protocole de test avec une charge suspendu par des ficelles. Le scénario testé est la détonation de 0,2kg à 66cm (distance sol/bas de la charge) ; (B) Comparaison de l'ancien et du nouveau protocole.

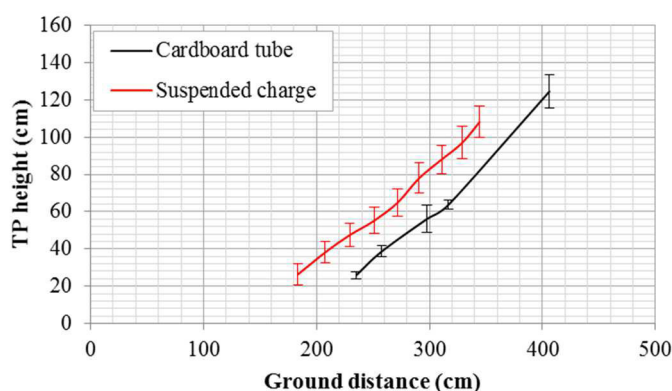


Figure 2.17 : Trajectoire du point triple obtenue par les deux protocoles d'essais pour une charge de 0,2kg détonant à 66cm du sol.

La procédure de création de la nouvelle formule empirique de la trajectoire du point triple a alors été reprise, cette fois-ci en ne prenant pas en compte les trois évolutions à 0,2kg (protocole avec tube en carton) et en rajoutant la nouvelle trajectoire avec la charge suspendue. La nouvelle courbe de tendance de  $SR_0$  en fonction de  $SHoB$  est illustrée en Figure 2.18 et sa fonction associée est explicité ci-dessous :

$$SR_0 = 1.99.10^{-3}.SHoB^2 + 0.601.SHoB \quad \text{Eq. (2.9)}$$

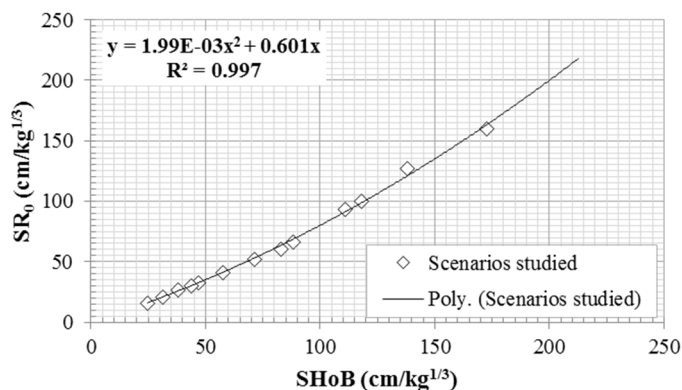


Figure 2.18 : Nouvelle courbe de tendance reliant  $SR_0$  et  $SHoB$  déterminée à partir des données expérimentales et des hypothèses de travail.

A l'aide des formules empiriques précédemment décrites, la comparaison est de nouveau effectuée avec les données expérimentales ayant servies à la détermination des formules et est illustrée en Figure 2.19. Qualitativement, on peut remarquer que les chemins du point triple obtenus avec la nouvelle formulation sont dans l'écart type des données expérimentales. Pour une évaluation quantitative, le Tableau 2.7, qui résume l'erreur moyenne entre les nouvelles courbes et les données expérimentales, et l'écart-type associé, doit être relié au Tableau 2.4 qui résume les écarts type expérimentaux. Ces tableaux montrent une excellente corrélation entre la nouvelle formulation et les données expérimentales utilisées pour sa conception. En effet, ils révèlent par exemple que pour la configuration « 0,2kg à 66cm », l'erreur moyenne entre la nouvelle formulation et les données expérimentales est de 5,7% alors que l'écart type expérimental est de 7,2%, ce qui signifie que le nouveau chemin du point triple calculé est dans l'écart type expérimental, ce qui est le cas pour 50% des scénarios testés. Pour les autres scénarios ne figurant pas dans l'écart-type des données expérimentales, l'erreur est d'environ 5% par rapport à l'écart-type expérimental. La première évaluation est alors terminée.

Tableau 2.7 : Moyenne des erreurs (en % et en valeur absolue) entre la hauteur du point triple calculée d'après l'abaque proposé et la moyenne des données expérimentales pour chacune des configurations. Cette valeur est suivie de son écart type. On a par exemple un écart de  $41,1 \pm 8,0\%$  entre la prédiction du point triple du nouvel abaque et la moyenne des données expérimentales pour la configuration « 0,2kg à 33cm ».

	0,2kg	0,5kg	1,0kg	2,0kg	5,0kg
HoB 33cm		$6,6 \pm 4,4$	$15,0 \pm 6,6$	$6,2 \pm 2,3$	$9,2 \pm 5,2$
HoB 66cm	$5,7 \pm 4,2$	$10,4 \pm 5,6$	$7,8 \pm 5,4$	$7,7 \pm 8,2$	$1,2 \pm 1,2$
HoB 133cm		$14,6 \pm 10,4$	$7,0 \pm 4,3$	$7,5 \pm 9,4$	$15,6 \pm 3,1$

La nouvelle formule empirique pour la détermination de l'évolution du point triple dans la gamme de SHoB suivante se compose des équations (2.3), (2.5), (2.6), (2.7) et enfin 2.9) :  $24,6 < \text{SHoB (cm.kg}^{1/3}) < 172,9$

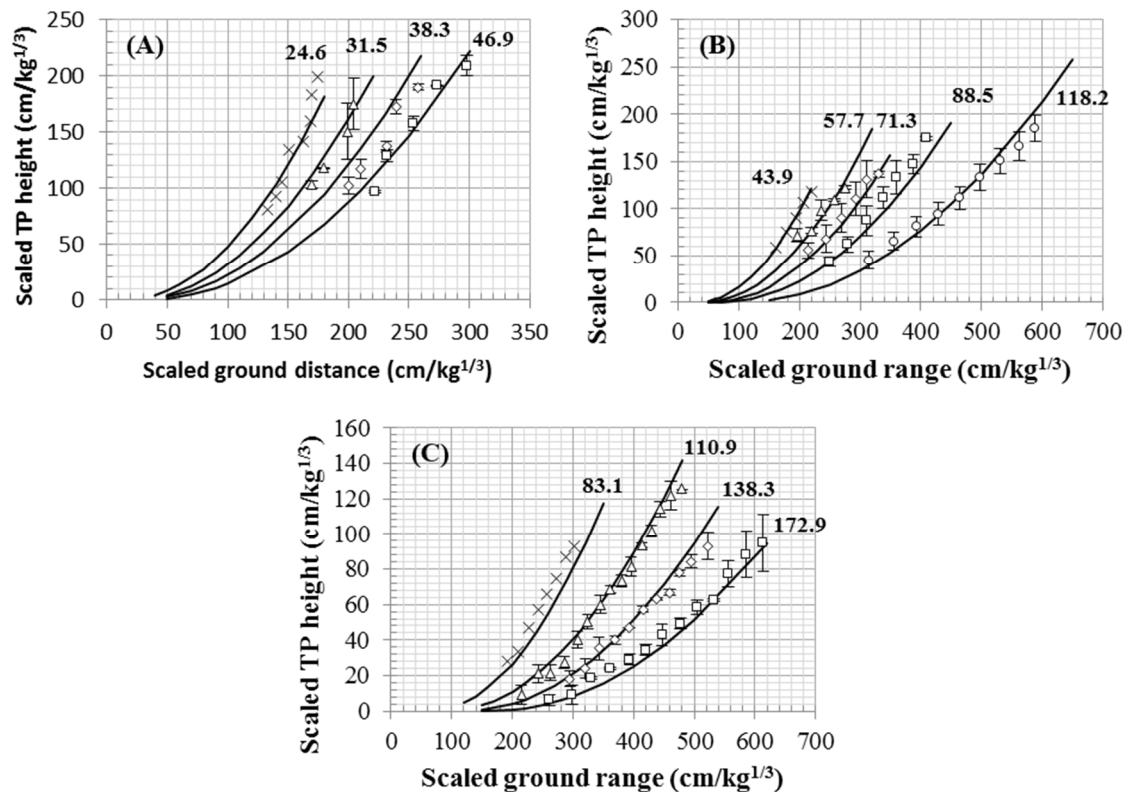


Figure 2.19 : Comparaison de la nouvelle formule empirique créée avec les données expérimentales ayant servi à la calibration du modèle. (A) HoB 33cm ; (B) HoB 66cm ; (C) HoB 133cm. La valeur près des courbes correspond à SHoB (unité : cm/kg<sup>1/3</sup>).

#### 2.2.5.4. Evaluation de l'abaque

Cette nouvelle formulation va maintenant être évaluée avec des nouvelles données expérimentales, provenant d'essais réalisés dans le cadre de cette thèse, sur trois scénarios dans la gamme de validité du nouvel abaque et un quatrième en dehors. Les trois premiers scénarios sont les suivants :

- Détonation de 0,2kg de C-4 à 88cm, ce qui correspond à une SHoB de 155,8cm/kg<sup>1/3</sup>. La charge est ici suspendue ;
- Détonation de 0,3kg de C-4 à 44cm, correspondant à un SHoB de 71,0cm/kg<sup>1/3</sup>. La charge explosive est placée sur un tube en carton ;
- Détonation de 0,3kg à une HoB de 88cm, ce qui correspond à une SHoB de 136,8cm/kg<sup>1/3</sup>. La charge est placée sur un tube en carton.

Le dernier scénario se situe en dehors de la gamme de validité initiale du nouvel abaque avec une SHoB de 194,9cm/kg<sup>1/3</sup>, correspondant à la détonation de 0,1kg de C-4 à une HoB de 88cm.

Une matrice de tests est présentée au travers du Tableau 2.8 synthétisant l'ensemble des essais expérimentaux complémentaires réalisés dans le cadre de cette thèse pour évaluer l'abaque proposé, essais où la trajectoire du point triple a ici encore été obtenue par suivi vidéo et la même méthodologie que précédemment a été utilisée.

Tableau 2.8 : Matrice des tests des essais expérimentaux complémentaires effectués pour compléter la validation de l'abaque proposé.

	0,1kg à 88cm	0,2kg à 88cm	0,3kg à 44cm	0,3kg à 88cm
Nombre de tirs	4	4	7	8

La comparaison du nouvel abaque avec ces nouvelles données expérimentales est illustrée en Figure 2.20, où l'on peut voir que pour les deux plus petites SHoB, la prédiction du nouvel abaque se trouve dans l'écart type des données expérimentales.

Pour le troisième scénario dans la gamme de validité du modèle, la correspondance est bonne jusqu'à une distance au sol réduite de  $700\text{cm/kg}^{1/3}$ . En effet, l'abaque se situe dans l'écart type des données expérimentales où engendre une erreur inférieure à 10% en deçà de cette distance réduite. Après cette distance réduite de  $700\text{cm/kg}^{1/3}$ , l'erreur se situe entre 15% et 20% par rapport aux données expérimentales. A l'aide de ces quelques données expérimentales, il est alors démontré que la nouvelle formulation permet d'obtenir précisément la trajectoire du point triple dans la gamme de validité définie précédemment.

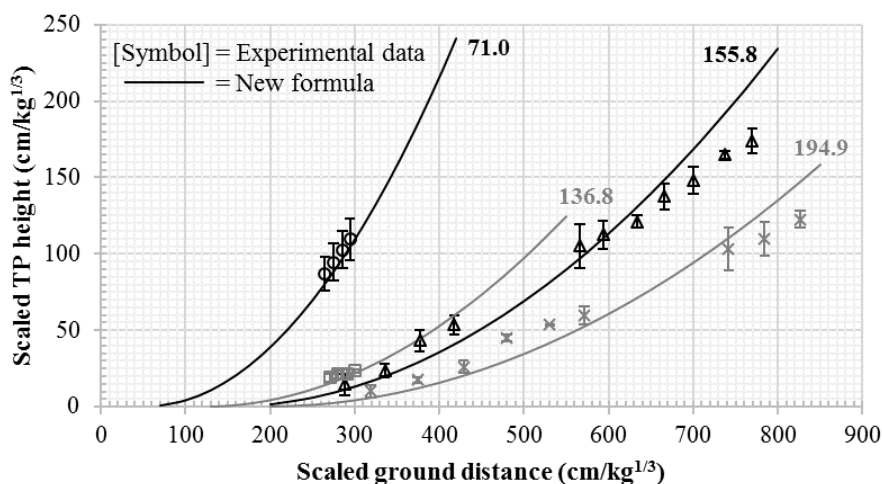


Figure 2.20 : Comparaison de l'évolution du point triple obtenue avec la nouvelle formule empirique en regards des nouvelles données expérimentales. La valeur près des courbes correspond à la valeur de SHoB en  $\text{cm/kg}^{1/3}$ .

Pour une utilisation en dehors de cette gamme, il apparaît ici que des écarts non négligeables sont observés. En effet, si on regarde la comparaison avec une SHoB de  $194,9\text{cm/kg}^{1/3}$ , à l'exception de quelques valeurs, les erreurs sont supérieures à 15%. En revanche, l'obtention de ces données expérimentales porte sur deux essais complémentaires où le suivi vidéo était malheureusement de mauvaise qualité dû à un manque de contraste dans la zone d'évolution du point triple. Pour ces raisons, il n'est pas possible de conclure quant à la possibilité

d'extension du domaine de validité du nouvel abaque. De plus amples comparaisons devront être réalisées dans le futur afin de conclure quant à l'extension possible du domaine de validité de cet abaque.

Maintenant que l'abaque proposé dans le cadre de cette thèse concernant la prédiction de la trajectoire du point triple est validé pour une gamme de SHoB entre 24,6cm/kg<sup>1/3</sup> et 172,9cm/kg<sup>1/3</sup>, il peut être utilisé pour réaliser une comparaison avec les abaques existants. Pour cela, la nouvelle formulation proposée, pour du C-4, doit être modifiée pour une utilisation avec du TNT, explosif utilisé dans les modèles prédictifs existants. Cela est donc réalisé à l'aide de l'équation suivante combinant l'équivalent TNT décrit précédemment et la nouvelle formulation pour la détermination de la distance d'apparition du point triple (SR<sub>0</sub>) (équation 2.9) :

$$SR_0 = 1.99 \cdot 10^{-3} \cdot \sqrt[3]{Eq_{TNT}} \cdot SHoB^2 + 0.601 \cdot SHoB \quad \text{Eq. (2.10)}$$

La comparaison est illustrée en Figure 2.21 et les erreurs des abaques existants par rapport à la nouvelle formulation sont récapitulées dans le Tableau 2.9. A l'exception d'un ou deux scénarios utilisés pour la comparaison, l'abaque de Kinney est en faible accord avec l'abaque proposé dans cette section avec des erreurs globalement supérieures à 30%. C'est en fait la manière de calculer SR<sub>0</sub> (distance au sol de création du point triple) qui n'est pas assez précise.

De manière similaire à la formulation de Kinney [Kinney et Graham 1985], la formulation de NRDC engendre des erreurs d'environ 25% par rapport à la nouvelle formulation.

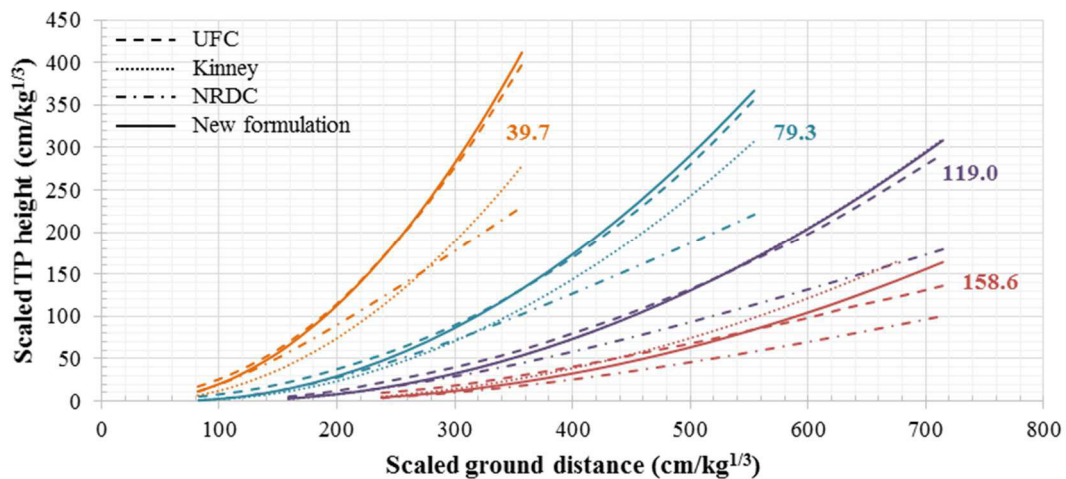


Figure 2.21 : Comparaison de la nouvelle formulation avec les modèles prédictifs existants du point triple [UFC 2008 ; Kinney et Graham 1985 ; NRDC 2001] sur quatre scénarios. La valeur près des courbes correspond à la valeur de SHoB en cm/kg<sup>1/3</sup>. L'équivalent TNT utilisé pour convertir la nouvelle formulation pour une utilisation avec du TNT est 1,1269 (selon [UFC 2008]).

Contrairement à ces deux abaques, UFC prédit de manière plus précise l'évolution du point triple, mais seulement sur une partie réduite en termes de distance au sol dépendant du scénario considéré. En examinant de plus près les données résumées sur le Tableau 2.9, il apparaît que l'abaque UFC ne prédit pas avec précision

l'évolution du point triple pour des SHoB inférieures à  $50\text{cm/kg}^{1/3}$ , correspondant par exemple à une hauteur du point triple de 63 cm pour une charge de 2kg de TNT quelle que soit la hauteur de détonation. De plus, même si les statistiques montrent que l'évolution du TP prédite par l'abaque UFC correspond raisonnablement à la nouvelle formulation sur une certaine plage de distance réduite (SD), la Figure 2.21 montre que les écarts entre ces modèles devraient augmenter pour des SHoB et des SD plus élevés.

Tableau 2.9 : Récapitulatif des erreurs calculées entre la prédiction de l'évolution point triple par les abaques existants (UFC, Kinney et NRDC) au regard de l'abaque proposé ( $E_{\text{TNT}}=1,1269$ ), où SD (« Scaled ground distance ») est la distance réduite et e est l'erreur en %. Cette erreur a été calculée à différentes distances réduites, entraînant les tendances récapitulées dans ce tableau.

	SHoB ( $\text{cm/kg}^{1/3}$ )			
	39.7	79.3	119.0	158.6
<b>UFC</b>	<b><i>SD &lt; 120:</i></b> e from 62% to 15%	<b><i>SD &lt; 270:</i></b> e from 580% to 15%	<b><i>SD &lt; 350:</i></b> e from 98% to 15%	<b><i>SD &lt; 440:</i></b> e from 120% to 15%
	<b><i>SD &gt; 150:</i></b> e < 10%	<b><i>SD &gt; 270:</i></b> e < 10%	<b><i>SD &gt; 350:</i></b> e < 10%	<b><i>SD &gt; 440:</i></b> e < 15%
<b>Kinney</b>	e = 35% ± 3%	e from 50% to 17%	e < 2%	e from 34% to 15%
<b>NRDC</b>	<b><i>SD &lt; 160:</i></b> e < 15%	<b><i>SD &lt; 280:</i></b> e < 15%	<b><i>SD &lt; 350:</i></b> e < 15%	<b><i>SD &lt; 350:</i></b> e < 15%
	<b><i>SD &gt; 160:</i></b> e from 15% to 44%	<b><i>SD &gt; 280:</i></b> e from 15% to 40%	<b><i>SD &gt; 350:</i></b> e from 15% to 40%	<b><i>SD &gt; 350:</i></b> e from 15% to 39%

La limitation de la comparaison précédente entre la formulation proposée et les modèles de prédiction existants est le choix de l'équivalent TNT utilisée (ici  $E_{\text{TNT}} = 1,1269$  [UFC 2008]). Si l'équivalent en masse de TNT de ConWep [Hyde 1988] avait été utilisée ( $E_{\text{TNT}} = 1,28$ ), très peu de variations auraient été notées, comme illustré qualitativement sur la Figure 2.22 et quantitativement dans le Tableau 2.10, ce qui signifie que les conclusions précédentes restent inchangées.

Tableau 2.10 : Récapitulatif des erreurs calculées entre la prédiction de l'évolution point triple par les abaques existants (UFC, Kinney et NRDC) au regard de l'abaque proposé ( $E_{\text{TNT}}=1,28$ ), où SD (« Scaled ground distance ») est la distance réduite et e est l'erreur en %. Cette erreur a été calculée à différentes distances réduites, entraînant les tendances récapitulées dans ce tableau.

	SHoB ( $\text{cm/kg}^{1/3}$ )			
	39.7	79.3	119.0	158.6
<b>UFC</b>	<b><i>SD &lt; 120:</i></b> e from 49% to 15%	<b><i>SD &lt; 240:</i></b> e from 629% to 15%	<b><i>SD &lt; 360:</i></b> e from 112% to 15%	<b><i>SD &lt; 480:</i></b> e from 137% to 15%
	<b><i>SD &gt; 150:</i></b> e < 10%	<b><i>SD &gt; 240:</i></b> e < 10%	<b><i>SD &gt; 360:</i></b> e < 10%	<b><i>SD &gt; 480:</i></b> e < 15%
<b>Kinney</b>	e = 34% ± 3%	e from 40% to 15%	e = 4% ± 1%	e from 45% to 20%
<b>NRDC</b>	<b><i>SD &lt; 160:</i></b> e < 15%	<b><i>SD &lt; 290:</i></b> e < 15%	<b><i>SD &lt; 360:</i></b> e < 15%	<b><i>SD &lt; 390:</i></b> e < 15%
	<b><i>SD &gt; 160:</i></b> e from 15% to 43%	<b><i>SD &gt; 290:</i></b> e from 15% to 39%	<b><i>SD &gt; 360:</i></b> e from 15% to 40%	<b><i>SD &gt; 380:</i></b> e from 15% to 36%

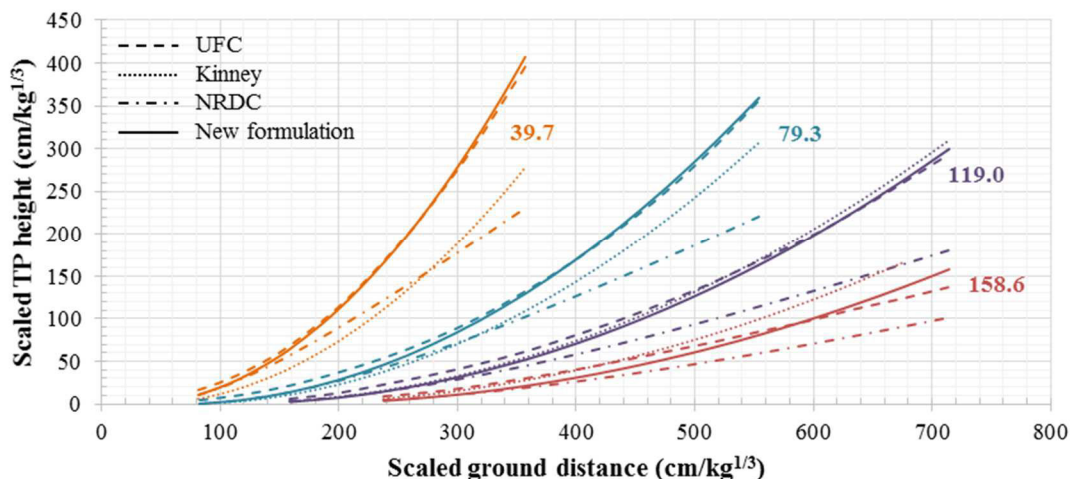


Figure 2.22: Comparaison de la nouvelle formulation avec les modèles prédictifs existants du point triple [UFC 2008 ; Kinney et Graham 1985 ; NRDC 2001] sur quatre scénarios. La valeur près des courbes correspond à la valeur de SHoB en  $\text{cm/kg}^{1/3}$ . L'équivalent TNT utilisé pour convertir la nouvelle formulation pour une utilisation avec du TNT est 1,28 (de [Hyde 1988]).

En ajoutant à ces conclusions que l'abaque UFC ne prédit pas, ni la trajectoire du point triple à l'extérieur des dix courbes proposées ni la distance de création du point triple au niveau du sol, tout cela montre que la formulation proposée peut être utilisée comme un outil simple et efficace pour la prédiction de l'évolution du point triple pour un large éventail de scénarios, ce qui constitue un résultat essentiel dans le cadre de cette thèse.

#### 2.2.5.5. Conclusion

Dans l'étude présentée, de nouvelles données expérimentales ont été utilisées pour évaluer la précision des prédictions de la trajectoire du point triple issues de trois abaques : UFC, Kinney et NRDC. Aux vues des écarts de prédictions, une nouvelle formulation est proposée aux regards des quinze scénarios disponibles correspondant à des charges de C-4 de 0,2kg à 5,0kg détonnant à 33cm, 66cm et 133cm. Cette formulation simple permet de déterminer la position où se crée le point triple et son évolution parabolique pour une gamme de SHoB entre  $24,6\text{cm/kg}^{1/3}$  et  $172,9\text{cm/kg}^{1/3}$ .

Cette étude conclue que la présente formulation est la plus précise que les abaques existants pour prédire l'évolution de la trajectoire du point triple, et bien que cette formulation ait été calibré et optimisée avec les données expérimentales de quinze scénarios, une campagne expérimentale complémentaire de quatre scénarios supplémentaires a permis de vérifier la robustesse de cette formulation quant à la prédictibilité de la trajectoire du point triple. Il serait néanmoins intéressant d'évaluer ce nouveau modèle avec plus de données extérieures afin d'affiner et/ou étendre son domaine de validité

L'influence de certains paramètres sur la prédiction de la trajectoire du point triple, et donc sur la formulation proposée, a aussi été évaluée dans le cadre de la présente thèse. Dans un premier temps, la simplification faite stipulant que la dalle en acier sous la charge peut être négligée (le sol étant alors considéré



être au niveau du bas du carton de support) a été vérifiée. Les résultats ont alors montré que la présence de cette dalle avait une influence non significative sur les formules empiriques obtenues.

Dans un second temps, l'influence du rayon de la charge sur les résultats a été testée. En effet, la hauteur de détonation réelle est calculée en ajoutant la hauteur du tube en carton au rayon de la charge qui est calculé théoriquement en considérant la charge parfaitement sphérique. Or, pour les scénarios avec des masses de 1kg à 5kg, la charge explosive n'était pas parfaitement sphérique lors des essais expérimentaux puisque modélisée à la main. Ainsi, une erreur de  $\pm 2\%$  a été ajoutée sur le rayon de la charge calculé théoriquement. Cela induit des erreurs inférieures à 5% sur la prédiction du point triple. En revanche, l'utilisation d'un tube en carton comme support de la charge a montré de l'influence pour les faibles charges de C-4. Cette influence a été testée uniquement pour une masse de 0,2kg, mais au regard de la courbe  $SR_0=f(SHoB)$  il semblerait que le tube n'ait aucune influence pour des masses à partir de 0,5kg puisque aucun point n'est éloigné de la courbe de tendance. De plus, lors de la vérification avec des essais réalisés avec des masses de 0,3kg placées sur un tube en carton, la formulation donne des résultats en accord avec les données expérimentales, signifiant que le tube n'a plus d'influence sur la trajectoire du point triple pour des masses d'explosif supérieures à 300g.

La combinaison de ce nouvel abaque du point triple avec les outils de prédiction de l'historique de pression en-dessous et au-dessus de ce point permet la connaissance complète du champ de pression dans une zone d'intérêt en champ libre.

## 2.2.6. Conclusion

Une campagne expérimentale a été réalisée afin de collecter des données de pressions incidentes à huit endroits différents autour de différents scénarios (masse d'explosif et HoB), ainsi que la trajectoire du point triple. Un total de quinze scénarios a été réalisé (cinq masses et trois HoBs) avec au moins deux répétitions par scénario, amenant à un total de 240 profils de pression à analyser, et trente trajectoires du point triple.

Ces données ont permis la création d'une méthode de prédiction du profil de pression au-dessus du point triple (non explicité dans le manuscrit : cf. [Ehrhardt et al. 2016]) ainsi qu'à un nouvel abaque de la trajectoire du point triple.

Les données expérimentales vont maintenant être utilisées afin d'évaluer les différentes approches de génération et propagation d'une onde de choc sous le logiciel éléments finis LS-DYNA.

## 2.3. Evaluation numérique de la détonation d'une charge explosive en champ libre

### 2.3.1. Introduction

Ces dernières années, l'utilisation des outils numériques pour améliorer la compréhension de phénomènes physiques pouvant mener à l'existence de critères de lésions et/ou à une amélioration des systèmes de protection a considérablement augmentée. En temps normal, l'outil numérique vient en complément des essais

expérimentaux qui peuvent être limités à cause d'impossibilité technologique (exposition des capteurs trop risquée, etc.), d'un problème de temps, d'argent, ou encore pour des raisons éthiques, etc.

Afin de mieux maîtriser les conditions dans lesquelles évolue la menace et de pouvoir mieux la caractériser, l'outil numérique représente une aide précieuse qu'il est indispensable de valider. Pour cela, la reproductibilité des phénomènes physiques mis en jeu lors d'une détonation doit être vérifiée pour chacune des approches numériques existantes sur le code de calcul par éléments finis choisi, à savoir LS-DYNA.

### 2.3.2. Les différentes approches numériques

#### 2.3.2.1. Introduction

Quatre approches ont été utilisées et analysées afin de connaître l'approche offrant un meilleur compromis entre validité de la reproduction des phénomènes physiques et temps de calcul :

- La fonction \*Load\_Blast\_Enhanced (LBE), qui utilise les données tabulées de ConWep [Hyde 1988]. Cette approche ne nécessite pas la modélisation de l'explosif et de l'air. L'onde de pression créée sera une onde idéale de type Friedlander, et sera directement appliquée sur l'objet à impacter.
- La formulation nécessitant la modélisation fine de l'air et de l'explosif, appelée ALE dans LS-DYNA. La détonation est contrôlée à l'aide de l'équation d'état Jones-Wilkins-Lee (JWL).
- La méthode du mapping, fonctionnant de manière équivalente à la méthode ALE, mais permettant de réaliser le calcul en plusieurs étapes.
- La méthode couplée, qui correspond à la détonation fictive de l'explosif à l'aide de la fonction LBE, et ensuite, à la propagation de l'onde de choc dans le domaine « air » ALE où se trouve la zone d'intérêt [Slavik 2009].

Chacune de ces approches sera évaluée à l'aide des résultats issus de la campagne expérimentale précédemment décrite et une comparaison sera effectuée sur les profils de pression et d'impulsion ainsi que sur l'évolution du point triple pour les différents scénarios. Les simulations sont réalisées sous LS-DYNA sur un ordinateur de bureau « classique » (Processeur Intel® Core™ i7-4770 CPU @ 3,40 GHz, 20Go de RAM) en utilisant la release R700 en simple précision.

#### 2.3.2.2. La méthode empirique \*Load\_Blast\_Enhanced (LBE)

La fonction empirique \*Load\_Blast\_Enhanced sous LS-DYNA est basée sur les données expérimentales de Kingery et Bulmash [1984] combinées à la forme analytique générale d'une onde de choc, à savoir une onde de Friedlander. Le paramétrage des données expérimentales de Kinney et Graham utilise deux grandes lois du blast, à savoir l'équivalent d'un explosif quelconque au TNT, ainsi que les lois d'échelle sur l'impulsion et le temps en fonction de la masse d'explosif. Cette approche empirique permet d'étudier l'interaction d'une onde de choc avec une structure sans avoir à modéliser et simuler la détonation et la propagation de l'onde dans un domaine Eulérien.

Plusieurs scénarios sont réalisables : la détonation d'une charge sphérique en champ libre, la détonation surfacique d'une charge hémisphérique et enfin la détonation aérienne au-dessus d'un sol. Ce dernier scénario est basé sur plusieurs graphiques donnés dans le livre UFC 3-340-02, dont l'un d'eux donne l'évolution du point triple dans l'espace [UFC 2008]. La fonction LBE n'est en revanche applicable que sur un certain domaine. Pour une détonation au-dessus d'un sol, scénario qui nous intéresse dans cette étude, la plage d'applicabilité est  $0.397 \text{ m/kg}^{\frac{1}{3}} < Z < 2.78 \text{ m/kg}^{\frac{1}{3}}$ , où  $Z = \frac{Hc}{M^{1/3}}$  [manuel LS-DYNA R 7.0 – Vol I]. Hc est la hauteur de détonation et M est la masse de TNT équivalente. Une attention toute particulière doit ainsi être prise lorsque la fonction \*Load\_Blast\_Enhanced est utilisée.

Dans cette étude, des éléments Shell 4 nœuds ont été utilisés pour représenter les différents capteurs de pression, comme cela est illustré en Figure 2.23. Des segments ont ensuite été définis sur les éléments Shell. Ceux-ci serviront à la réception de l'onde de choc créée par la fonction LBE. Concernant la masse d'équivalent TNT devant être renseignée dans le modèle, elle est calculée de la manière suivante comme le préconise le manuel LS-DYNA [manuel LS-DYNA R 7.0 – Vol I] :

$$M_{TNT} = M \frac{D_{cj}^2}{D_{CJtnt}^2} \quad \text{Eq. (2.11)}$$

où  $M_{TNT}$  est l'équivalent TNT voulu et  $D_{CJtnt}$  est la vitesse de détonation de Chapman-Jouguet du TNT. M et  $D_{CJ}$  sont, respectivement, la masse et la vitesse de détonation C-J de l'explosif considéré, ici le C-4. Les valeurs standard du TNT sont une masse volumique de  $1,57 \text{ g/cm}^3$  et une vitesse de détonation de  $0,693 \text{ cm}/\mu\text{s}$ .

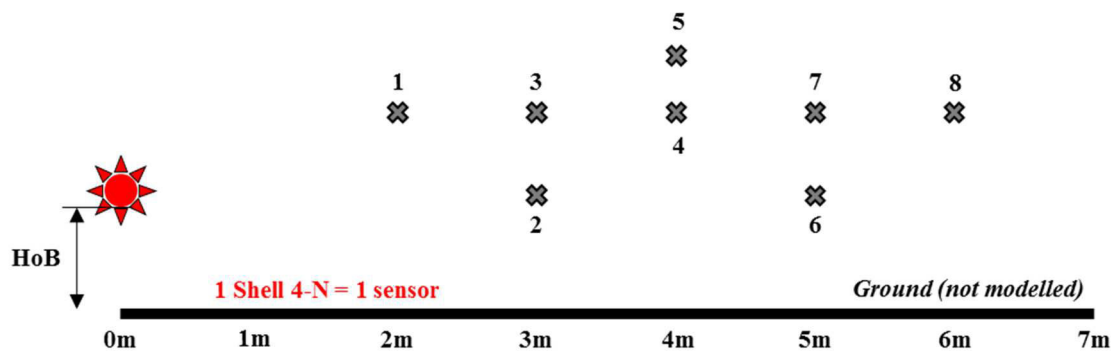


Figure 2.23 : Modèle numérique pour l'approche empirique LBE.

### 2.3.2.3. La méthode « Arbitrary Lagrangian-Eulerian » (ALE)

L'approche numérique Lagrangienne classique dans laquelle les éléments se déforment avec le temps mais où la masse et la composition de ces derniers restent constantes n'est pas capable de gérer les grandes déformations. Ainsi, pour l'étude de la propagation d'une onde ou d'un fluide, des méthodes alternatives doivent alors être utilisées. Il s'agit de la formulation ALE ou Eulérienne. L'approche Eulérienne étant un cas particulier de la formulation ALE.

### 2.3.2.3.1. Formulation

La formulation ALE est une approche permettant le déplacement indépendant du maillage et du matériau, et où chaque élément peut contenir un mélange de plusieurs matériaux. Comme le montre la Figure 2.24, la première étape consiste en une approche lagrangienne entraînant la déformation du maillage. Elle est suivie par une étape d'advection où le ou les matériaux sont retranscrits dans un nouveau maillage. L'approche Eulérienne permet elle aussi le transport indépendant d'un ou plusieurs matériaux, mais cette fois-ci dans un maillage fixe. Ainsi, après avoir réalisé l'étape Lagrangienne, le ou les matériaux restent stationnaires tandis que le maillage retrouve sa position et sa forme initiale. Cette dernière approche est utilisée ici pour la simulation de propagation d'une onde de choc dans l'air.

Lors de la phase d'advection, les équations de transports suivantes sont utilisées pour le transport de masse, de moment et d'énergie au travers les limites des éléments [Alia et al. 2006] :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \varphi}{\partial t} + \vec{c} \times \text{grad}(\varphi) &= 0 \\ \varphi(\vec{x}, 0) &= \varphi_0(x) \end{aligned} \quad \text{Eq. (2.12)}$$

Où :

$\varphi$  = masse, moment ou énergie

$\vec{x}$  = Coordonnée ALE

$\vec{c} = \vec{v} - \vec{w}$  : différence entre la vitesse du fluide  $\vec{v}$  et la vitesse du domaine de calcul  $\vec{w}$ .

$\varphi_0(x)$  = Condition initiale

L'équation (2.12) est alors résolue à l'aide de l'algorithme d'advection de Van Leer au second ordre, permettant la préservation de l'interface du matériau explosif.

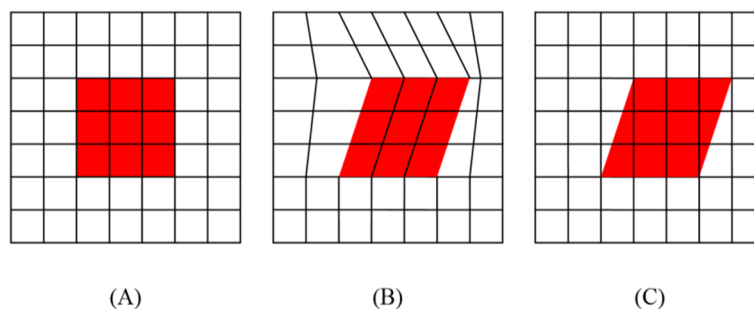


Figure 2.24 : Formulation ALE. (A) Maillage original ; (B) Maillage après l'étape Lagrangienne ; (C) Après l'étape d'advection [Greer 2006].

### 2.3.2.3.2. Modélisation de l'air et de l'explosif

La détonation d'une charge explosive sphérique génère un choc, lui aussi sphérique, qui se propage dans l'air avec une intensité et une vitesse qui décroissent en fonction de l'inverse du cube puis du carré de la distance.

Pour modéliser avec précision le phénomène de blast, l'air et l'explosif doivent être modélisés avec les bonnes propriétés matérielles et avec les bonnes équations d'états (EOS).

Les équations résolues sont les classiques équations d'Euler. Ces équations sont couplées avec les différentes équations d'états selon le matériau en question. Pour l'air, le matériau \*Null est utilisé avec l'EOS \*Linear\_Polynomial, permettant l'initialisation de l'état thermodynamique de l'air. La pression P est donnée par :

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad \text{Eq. (2.13)}$$

Où C0, C1, C2, C3, C4, C5, et C6 sont des constantes, E est l'énergie interne par unité de volume de référence et  $\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1$  avec  $\frac{\rho}{\rho_0}$  le ratio de la masse volumique actuelle sur la masse volumique initiale.

Pour un gaz idéal tel que l'air l'est considéré ici, cette équation peut être simplifiée de la manière suivante :  $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$ , et  $C_4 = C_5 = \gamma - 1$ . Pour l'air, le coefficient d'expansion adiabatique  $\gamma$  est égal à 1,4. L'équation (2.13) devient donc :

$$p = (\gamma - 1) \frac{\rho}{\rho_0} E \quad \text{Eq. (2.14)}$$

Concernant la charge explosive et ses produits de détonation, le matériau \*High\_Explosive\_Burn est utilisé, nécessitant la connaissance de la masse volumique  $\rho$  de l'explosif utilisé, de la vitesse de détonation D et de la pression de Chapman-Jouguet (C-J)  $P_{CJ}$ . L'équation d'état communément utilisée pour les explosifs est appelée Jones-Wilkins-Lee (JWL), due à sa simplicité et au fait que la plupart des explosifs sont modélisés par cette équation. Pour l'explosif utilisé ici, à savoir le C-4, les paramètres de l'EOS et du matériau sont donnés dans l'ouvrage de Dobratz et Crawford [1985] et sont répertoriés dans le Tableau 2.11. L'EOS JWL définit la pression de manière suivante :

$$P = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad \text{Eq. (2.15)}$$

Où P est la pression, V est le volume relatif, c'est-à-dire le volume occupé par le matériau divisé par son volume initial avant détonation. E est l'énergie interne spécifique, et A, B, R1, R2 et  $\omega$  sont des paramètres ajustables [Manuel LS-DYNA R 7.0 – Vol II].

Tableau 2.11 : Paramètres du C-4 utilisés sous LS-DYNA (unités : cm/g/ $\mu$ s)

	$\rho$	D	Pcj	A	B	R1	R2	$\omega$	E
<b>C-4</b>	1,601	0,8193	0,28	6,0977	0,1295	4,5	1,4	0,25	0,08999

### 2.3.2.3.3. Maillage et étude paramétrique

Un choc est une discontinuité étroite et exige donc une résolution de maille fine pour capturer une onde de choc raisonnablement précise [Alia et al. 2006]. Il a par ailleurs été constaté qu'au moins 20 éléments sont nécessaires sur le rayon de la charge pour reproduire correctement la bonne énergie initiale [Alia et al. 2006].

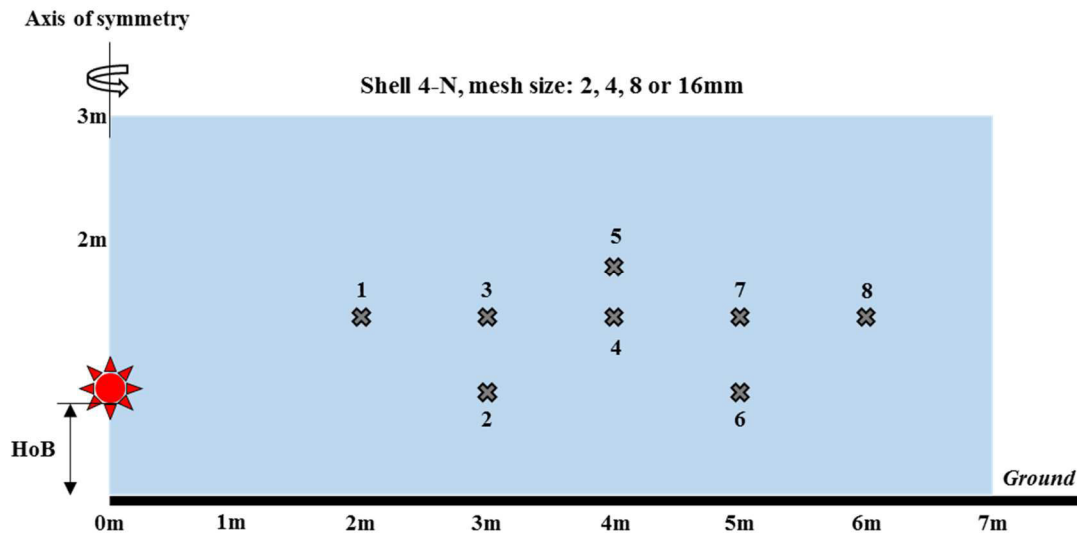


Figure 2.25 : Modèle 2D axisymétrique pour l'approche ALE sous LS-DYNA.

Un modèle 2D axisymétrique fait d'éléments Shell 4 nœuds est utilisé. Le domaine de l'air couvre une zone de 7m x 3m comme l'illustre la Figure 2.25. La carte \*Initial\_Volume\_Fraction\_Geometry permet ensuite de définir l'emplacement et la forme de la charge explosive tandis que la carte \*Initial\_Detonation définit où et quand la détonation aura lieu. La taille du modèle ALE doit par ailleurs être bien plus grande que la zone d'intérêt afin de se prémunir un maximum des effets de bords [Shwer et al. 2010].

Une étude paramétrique va donc être réalisée sur la taille de maille à utiliser pour avoir un meilleur compromis entre fidélité des résultats en termes de pression et impulsion et temps de calcul. Cette étude sera faite sur la configuration où 1kg de C-4 détone à 66cm du sol, puisque cela permet d'avoir des capteurs dans le pied de Mach et en dehors, où quatre tailles de mailles vont être testées :

- Les éléments ont une taille de 2x2mm, ce qui fait que 27 éléments se trouvent sur le rayon de la charge. Le modèle contient alors 5 250 000 éléments ;
- Les éléments ont une taille de 4\*4mm, impliquant 13 éléments sur le rayon de la charge. Le modèle contient alors 1 312 500 éléments ;
- Les éléments Shell quad ont une taille de 8x8mm, donc 7 éléments sont sur le rayon de la charge. Le modèle est composé de 328 125 éléments ;
- Les éléments ont une taille de 16x16mm et seulement 3 éléments se trouvent sur le rayon de la charge. Le modèle contient dans ce cas 82 031 éléments.

Pour les conditions initiales de l'air, une station météorologique a été utilisée tout au long de la session expérimentale, et la pression atmosphérique et la température ont été enregistrées pour chaque tir. Comme la météo n'a pas beaucoup varié pendant les trois jours d'essais, ces conditions, pression de 101,325 Pa a été utilisée comme condition initiale dans les modèles. Le sol a été modélisé par la simple contrainte des nœuds dans toutes les directions.

Les données obtenues sur les 20 premières millisecondes sont échantillonnées à 1 MHz, tout comme pour les essais expérimentaux. De plus, les animations, permettant d'obtenir plusieurs paramètres sur l'ensemble du modèle (pression, masse volumique, etc...), sont calculées toutes les 0,2ms (5kHz). Ces données vont permettre de comprendre l'origine des différentes contributions sur les signaux de pression.

#### 2.3.2.4. La technique du mapping

La technique du mapping est une méthode qui permet de décomposer le calcul en plusieurs étapes. Elle permet en effet de copier le dernier cycle d'un modèle ALE 2D ou 3D vers un autre modèle ALE 2D ou 3D. Cela permet donc d'adapter le maillage d'un mapping à l'autre selon le problème étudié.

Dans l'étude réalisée, la technique choisie est un mapping 2D vers 2D comme le montre la Figure 2.26. Le premier modèle 2D est un modèle de 50cm par 100cm permettant de réaliser la détonation d'une charge explosive dans un maillage suffisamment fin pour obtenir une énergie initiale correcte. Au dernier cycle de calcul, un fichier binaire est créé contenant les variables d'états du modèle. Le temps de simulation de ce modèle et ces dimensions sont choisis de sorte à ce que l'onde s'arrête avant l'interaction avec le sol pour la plus petite des hauteurs de détonation des essais expérimentaux. Ainsi, selon la masse de C-4, le temps de simulation sera différent. Les données du fichier binaire créé sont ensuite retranscrites dans un modèle 2D axisymétrique plus large de dimensions 700cm par 300cm.

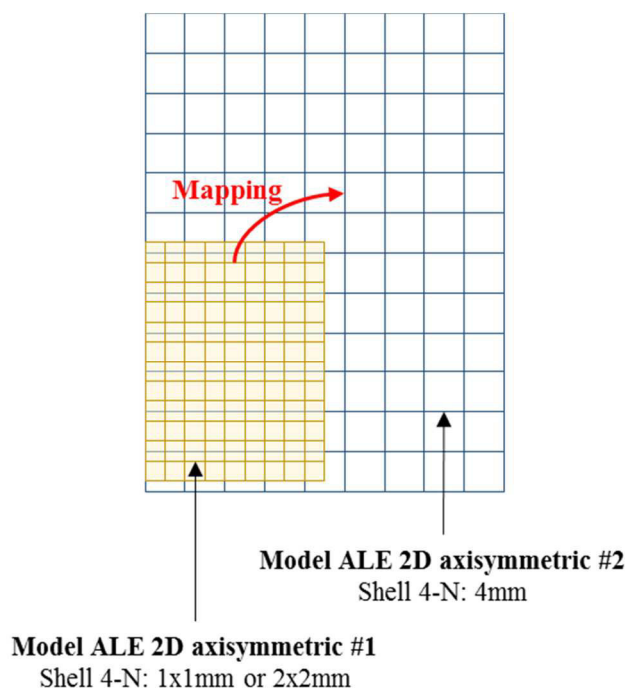


Figure 2.26 : Modèles ALE 2D pour la technique du mapping.

Afin de connaître la taille de maille à utiliser pour obtenir un bon compromis entre pourcentage d'erreur et temps de calcul, une étude paramétrique a été réalisée pour le mapping 2D vers 2D et la comparaison

expérimentale / numérique permettant de choisir la taille de maille adaptée se fait sur la mesure des pression et impulsion pour la configuration où 1kg détone à 66cm.

Pour le premier modèle 2D axisymétrique, deux tailles de maille vont être testées, permettant d'avoir au moins 20 éléments sur le rayon de la charge comme préconisé dans la littérature pour la configuration servant à l'étude paramétrique mais aussi pour toutes les configurations expérimentales testées :

- Les éléments ont une taille de 1x1mm, ce qui fait que 53 éléments se trouvent sur le rayon de la charge. Le modèle contient alors 500 000 éléments ;
- Les éléments ont une taille de 2x2mm, impliquant 27 éléments sur le rayon de la charge. Le modèle contient alors 125 000 éléments.

La taille de maille du second modèle 2D axisymétrique sera choisie en fonction des résultats de l'étude paramétrique de l'approche ALE (modèle full 2D).

Numériquement, le mapping est réalisé à l'aide de la carte \*Initial\_mapping où la position du modèle dans le nouveau calcul doit être précisée. Le processus de mapping n'est encore pas pleinement intégré dans LS-DYNA, ainsi, pour lancer un calcul pour créer le fichier de mapping ou pour l'intégrer dans un autre modèle, le calcul doit être lancé dans une fenêtre DOS à l'aide de la commande suivante :

```
C:\LSDYNA\program\ls-dyna_smp_s_R700_winx64_ifort101.exe i=name_k_file.k map=mapping_file  
memory=xxx
```

Cette commande doit être modifiée en fonction de la version du code utilisée. Si aucun fichier de mapping n'existe, ce dernier sera créé à la fin du calcul et comprendra les données du dernier cycle. Si celui-ci existe et que la commande \*Initial\_mapping est utilisée dans le modèle, les données présentes dans le fichier de mapping seront retranscrites dans le modèle.

Tout comme pour la méthode ALE, le matériau Null est utilisée pour l'air avec l'équation d'état \*Linear\_polynomial et l'explosif est modélisé avec le matériau \*High\_Explosive\_Burst et l'équation d'état JWL.

#### 2.3.2.5. La méthode couplée

Les deux approches précédentes les plus utilisées pour modéliser le blast sous LS-DYNA, la méthode LBE et ALE, ont certains inconvénients. Avec la fonction empirique LBE, similaire au logiciel ConWep, le temps de calcul est considérablement réduit. Pour une configuration de détonation en champ libre avec comme sortie la pression incidente à différents endroits, le temps de calcul est d'environ trente secondes. Mais plusieurs éléments peuvent être problématiques dans cette méthode selon l'étude voulue. Dans un premier temps, cette fonction ne prend pas en compte les réflexions (à part celle initiale du sol si souhaitée) et n'est pas capable d'impacter une structure cachée par un objet. Ainsi, cette approche est un outil à utiliser dans des conditions très spécifiques. Comme cela a été dit précédemment, la formulation ALE correspond dans notre étude à la



construction d'un domaine Eulérien contenant une charge explosive, et en général une structure lagrangienne à impacter. Etant donné que la charge explosive et l'air doivent être modélisés finement, cela introduit un temps de calcul long, surtout quand la distance charge / structure est grande.

Dans cette approche de couplage, l'air est seulement modélisé autour de la zone d'intérêt, et l'explosif (en équivalent TNT) est généré à l'aide de la fonction empirique LBE, comme l'illustre la Figure 2.27. Une bande d'un élément du domaine ALE, la plus proche de l'explosif, est mise dans une autre partie et est appelée couche ambiante. Cette couche ambiante et l'air doivent avoir les mêmes propriétés, que ce soit pour le matériau utilisé ou pour l'EOS. L'activation de cette couche ambiante se fait en mettant le paramètre AET à 5 dans \*Section\_ALE\_2D. Cette couche servira de couche réceptrice de l'onde formée par la fonction empirique. Pour que la réception ait lieu, des segments doivent être créés entre la couche ambiante et l'air, et l'angle d'incidence entre la normale à ces segments et le vecteur partant du centre des segments et pointant la charge doit être supérieur à  $90^\circ$  afin d'obtenir la pression incidente. Dans le cas contraire, ce sera l'onde réfléchie ou une combinaison des deux qui sera appliquée à la structure.

Dans notre étude, la couche ambiante précédant le modèle de l'air est située à une distance réduite de  $11,9 \text{ cm/g}^{1/3}$  de la charge. En effet, comme Tan *et al.* [2013] ont démontré dans leur étude que le domaine ALE doit être situé en champ lointain, c'est-à-dire à une distance réduite au moins égale à  $Z = \frac{d}{\sqrt[3]{m}} = 11,9 \text{ cm/g}^{1/3}$ , dans le cas contraire, les pressions seront sous estimées ainsi que l'impulsion, entraînant ainsi une sous-estimation des dégâts sur la structure à impacter. Le modèle 2D axisymétrique fait donc par exemple  $5,67 \times 3 \text{ m}$  pour une configuration avec une charge de C-4 de 1kg (équivalent TNT : 1397,7g) et la taille de maille sera choisie en fonction de l'étude paramétrique de la méthode ALE.

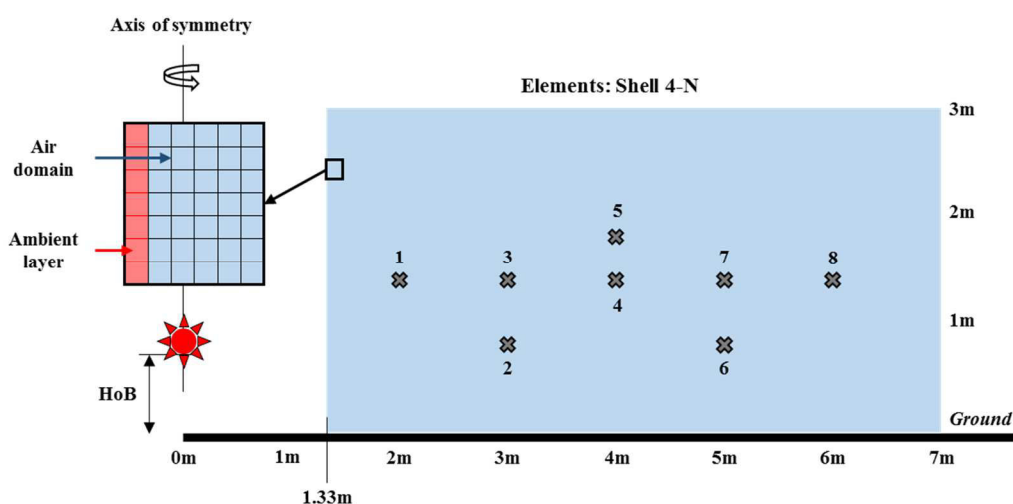


Figure 2.27 : Modèle numérique pour la méthode couplée. Exemple donné pour une configuration où une charge d'un kilogramme de C-4 détonne.

### 2.3.2.6. Conclusion

Afin de reproduire numériquement sous LS-DYNA les essais expérimentaux de propagation d'onde de choc sur un ordinateur de bureau « classique » (Processeur Intel® Core™ i7-4770 CPU @ 3,40 GHz, 20Go de

RAM), différentes approches numériques sont testées et comparées au regard des données expérimentales (pression et impulsion).

Les données obtenues sont sur les 20 premières millisecondes, avec un échantillonnage pour les capteurs de pression de 1MHz, comme lors des essais expérimentaux. De plus, les animations, permettant d'obtenir plusieurs paramètres sur l'ensemble du modèle (pression, masse volumique, etc...), sont sorties toutes les 0,2ms (5kHz). Ces données vont permettre une comparaison des pressions mesurées expérimentalement et de l'évolution du point triple issue du suivi vidéo. Concernant les profils de pression, cinq paramètres en sont extraits : le temps d'arrivée de l'onde incidente et réfléchi (si existante), la surpression incidente et réfléchi, ainsi que la durée de la phase positive. L'impulsion maximale est aussi calculée. La précision des quatre approches numériques (LBE, ALE, mapping et couplage) sera évaluée à l'aide de statistiques classiques sur les précédents paramètres. Il s'agira de calculer la valeur moyenne et l'écart type provenant des essais expérimentaux, et de calculer l'erreur faite par les différentes approches en fonction de la valeur moyenne expérimentale.

### 2.3.3. Résultats préliminaires

#### 2.3.3.1. Introduction

Nous allons reporter dans cette partie les résultats de l'étude paramétrique sur la taille des éléments des modèles ALE sous LS-DYNA pour générer et propager l'onde de choc à l'aide de l'approche « full » ALE et de la technique du mapping.

Cette étude porte sur la comparaison expérimentale / numérique des pressions et impulsions mesurées lorsqu'un kilogramme de C-4 détone à 66cm du sol. Les résultats obtenus permettront de conclure quant à l'approche à la méthode ALE la plus robuste (« full » et mapping) et de la comparer à la méthode empirique et à la méthode couplée.

La méthode générant le moins d'erreur pour un temps de calcul raisonnable sera alors utilisée par la suite pour être évaluée au regard de l'ensemble des scénarios testés ainsi que pour approfondir la compréhension du phénomène.

#### 2.3.3.2. Etude paramétrique de la méthode « full » ALE

Pour l'étude paramétrique de l'approche « full » ALE, quatre tailles de maille ont été testées : 2mm, 4mm, 8mm et 16mm. La Figure 2.28 illustre la comparaison des résultats obtenus de ces différents modèles numériques avec les données expérimentales pour la configuration « 1kg à 66cm ». On peut constater visuellement que la taille de maille semble avoir une influence sur le temps de montée de l'onde et la surpression maximale (plus on augmente la taille de maille et plus le temps de montée de l'onde est long), tandis que l'impulsion maximale ne semble pas varier en fonction des modèles.

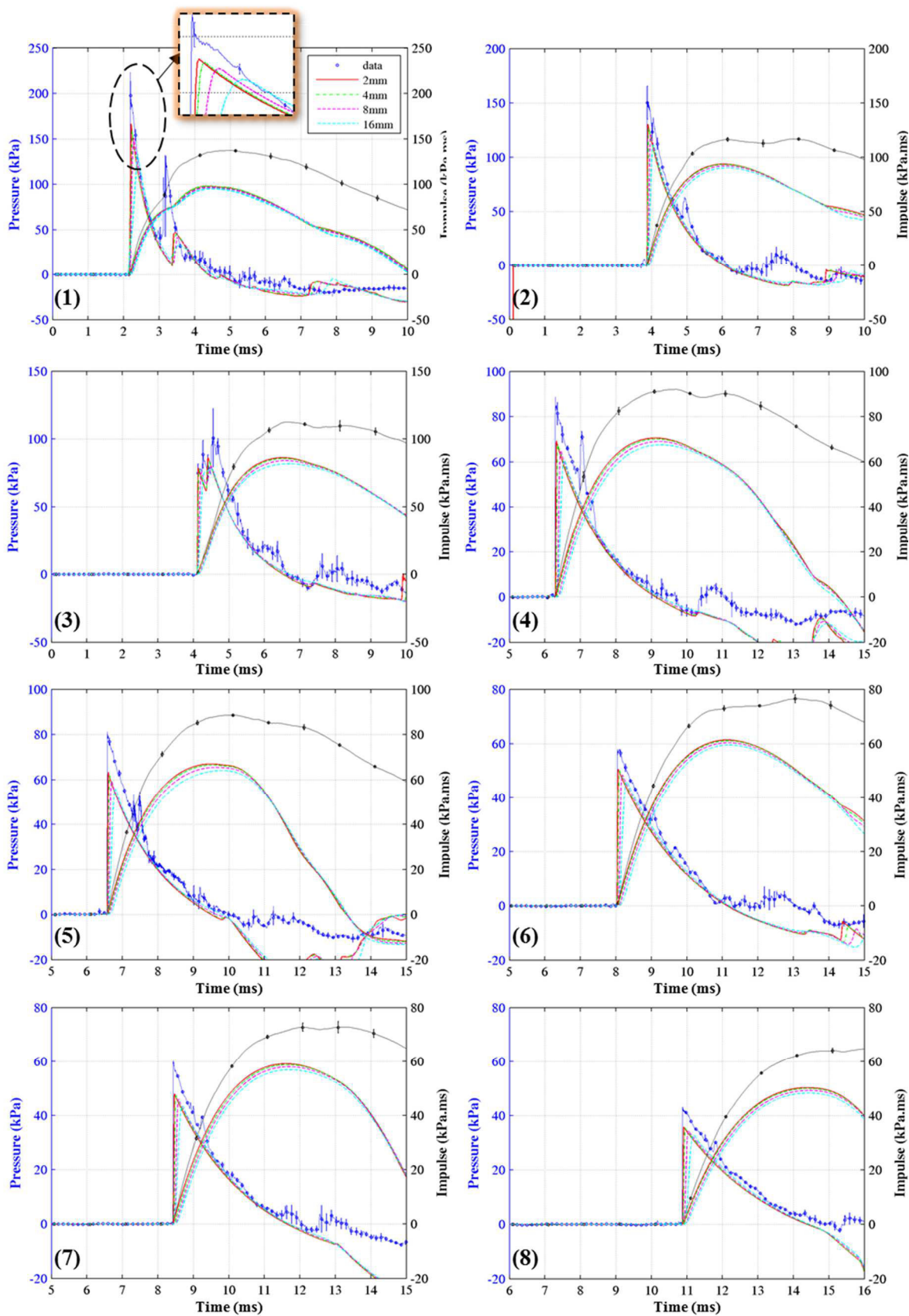


Figure 2.28 : Comparaison expérimentale / numérique (« full » ALE) en termes de pression et impulsion sur huit positions différentes. Le chiffre (X) sur chaque graphique correspond au numéro du capteur.

La Figure 2.29 synthétise de manière quantitative les résultats des simulations numériques obtenus en termes d'erreur par rapport aux données expérimentales pour les paramètres caractéristiques de l'onde suivantes première surpression maximale, durée de phase positive et impulsion maximale. Pour ce faire, les moyennes expérimentales de chacun de ces paramètres pour les différents capteurs sont mises à 1 (correspondant à 100%). L'écart type expérimental est lui aussi placé sur les graphiques en valeurs absolues. On regarde alors les valeurs obtenues numériquement et on regarde quel pourcentage est reproduit. Ainsi, une valeur de 0,8 correspond à 80% de reproduction, et donc à 20% d'erreur.

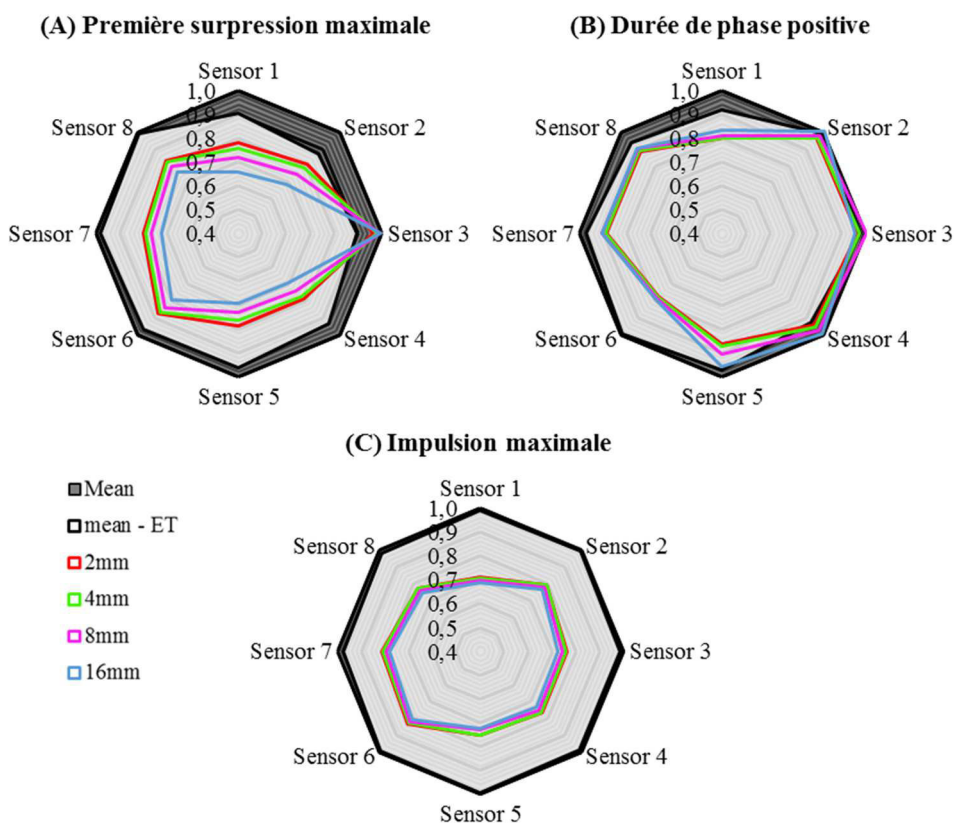


Figure 2.29 : Calcul d'erreur pour les différents modèles numériques avec l'approche "full" ALE sur les paramètres : (A) Première surpression maximale ; (B) Durée de phase positive ; (C) Impulsion maximale.

Au travers de la Figure 2.29, on observe, qu'en moyenne, sur les huit capteurs, les différents modèles numériques dont les mailles font 16x16mm, 8x8mm, 4x4mm et 2x2mm reproduisent respectivement 75%, 79%, 82% et 84% de la première surpression incidente maximale sachant que l'erreur expérimentale est en moyenne de 6%. De plus, comme cela s'est vu de manière qualitative sur les profils d'impulsion de la Figure 2.28, peu d'écart est visible entre les différents modèles et respectivement 75%, 76%, 77% et 78% de l'impulsion maximale est reproduite par les modèles numériques (16, 8, 4 et 2mm). Quant à la durée de la phase positive, le profil de pression « s'étalant » davantage lorsqu'on augmente la taille des mailles, on constate une légère diminution de l'erreur lorsqu'on passe de maille de 2x2mm à 4x4mm et ce jusqu'à des éléments Shell quad de 16x16mm. En effet, l'erreur moyenne sur les huit capteurs de pression passe de 11,6% à 7,2% lorsqu'on passe

de 2mm à 16mm, alors que l'erreur moyenne expérimentale est de 3,9%. Les erreurs numériques calculées peuvent être dues :

- au choix numérique des propriétés du C-4, datant de 1985, et ne collant peut être pas parfaitement au C-4 utilisé expérimentalement ;
- à un maillage pas assez fin, bien que l'étude paramétrique ait été faite avec un modèle dont les mailles font 2x2mm ;

Par ailleurs, ces erreurs sont à relativiser puisque l'erreur de 10% introduite par la chaîne de mesure expérimentale n'est pas prise en compte dans les statistiques.

Souhaitant se rapprocher des 10-15% d'erreur sur les différentes caractéristiques d'une onde de choc en prenant en compte les écarts types expérimentaux, seuls les modèles dont les mailles font 2x2mm et 4x4mm sont préconisés. Or, le temps de calcul respectif pour ces deux modèles (pour 20ms de données simulées) est respectivement de 32h50 et de 3h50. A la vue de ce constat, on comprend qu'il est plus avantageux de travailler avec le modèle dont les éléments Shell 4-N font 4x4mm.

#### 2.3.3.3. Etude paramétrique de la technique du mapping et comparaison avec l'approche « full » ALE

Pour la technique du mapping 2D vers 2D utilisée dans l'étude, deux tailles de mailles sont testées pour le premier modèle ALE 2D axisymétrique : 1x1mm et 2x2mm, avec une taille de maille de 4x4mm pour le second modèle 2D axisymétrique aux vues des résultats de l'étude paramétrique précédentes.

La Figure 2.30 montre la comparaison des pressions et impulsions obtenues numériquement, avec ces modèles (mapping) et le modèle « full » ALE (maille 4x4mm), et les données expérimentales. Visuellement, il semble y avoir très peu d'écart entre les trois modèles numériques et cela s'observe très clairement sur les graphiques de la Figure 2.31 représentant les erreurs numériques par rapport aux données expérimentales sur la surpression maximale, la durée de phase positive et l'impulsion maximale. En effet, tandis que l'approche « full » ALE reproduit en moyenne sur les huit capteurs 17,8% de la première surpression maximale, les mapping 1mm vers 4mm et 2mm vers 4mm reproduisent respectivement 16,9% et 17,3% de ce paramètre. Il en est de même avec l'impulsion maximale où les erreurs sont en moyenne de 22,9% pour l'approche « full » ALE et respectivement de 22,0% et 22,4% pour les mapping 1mm vers 4mm et 2mm vers 4mm. Quant à la durée de phase positive, en moyenne 1% d'erreur est gagné par l'utilisation de la technique du mapping. Tout comme pour la méthode « full » ALE, les erreurs numériques calculées peuvent être dues :

- au choix numérique des propriétés du C-4, datant de 1985, et ne collant peut être pas parfaitement au C-4 utilisé expérimentalement ;
- à un maillage pas assez fin, bien que l'étude paramétrique ait été faite avec un modèle dont les mailles font 2x2mm ;

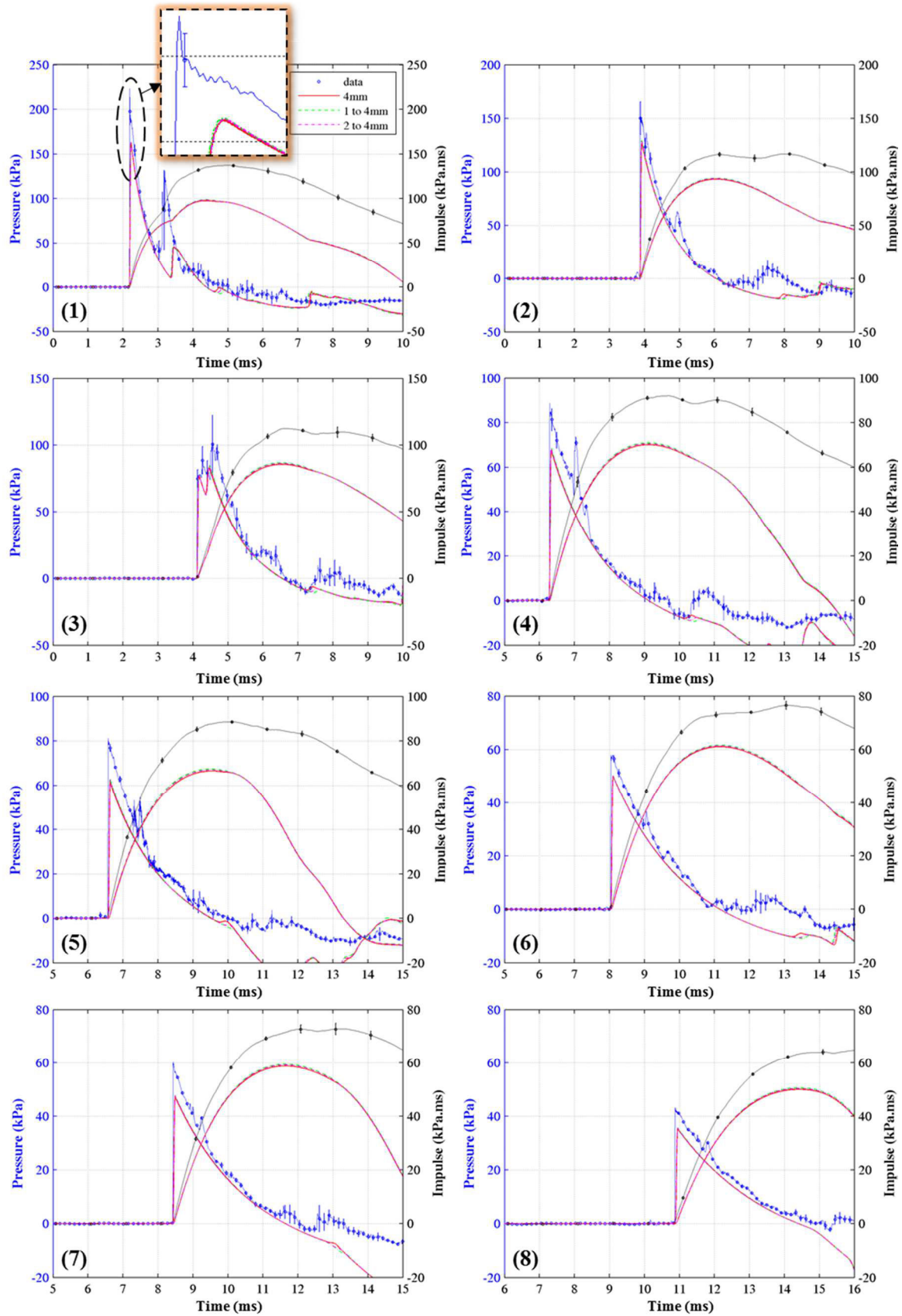


Figure 2.30 : Comparaison entre les deux modèles du mapping, le modèle « full » ALE (maille 4x4mm) et les données expérimentales de la configuration 1kg à 66cm. Le chiffre (X) sur chaque graphique correspond au numéro du capteur.



Ces erreurs sont toutefois à relativiser puisque l'erreur de 10% introduite par la chaîne de mesure expérimentale n'est pas prise en compte dans les statistiques.

Bien que le gain sur la fidélité des résultats soit faible en utilisant la technique du mapping, avec une grande résolution dans le premier modèle ALE 2D, comparé à l'approche « full » ALE, et alors que le temps de calcul est similaire (3h50 pour le « full » ALE et le mapping 2mm vers 4mm, contre 4h30 pour le mapping 1mm vers 4mm), il a été choisi de garder la méthode du mapping 1mm vers 4mm afin de respecter les préconisations faites dans la littérature au niveau du nombre d'éléments sur le rayon de la charge explosive (au moins 20 éléments).

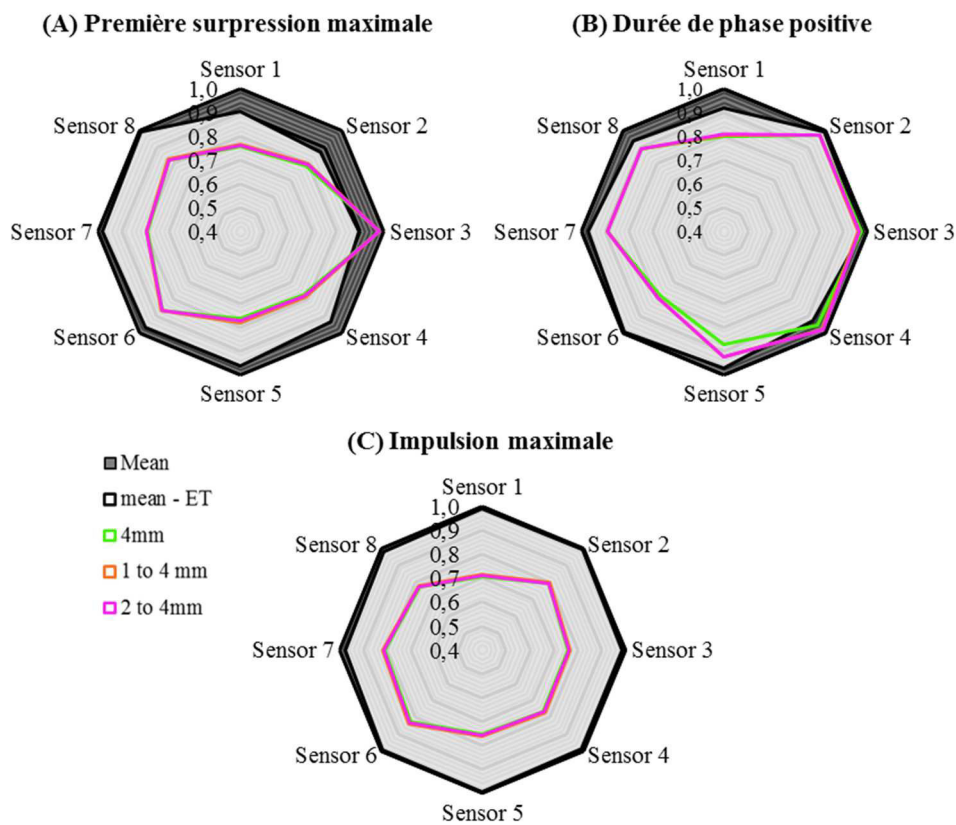


Figure 2.31 : Calcul d'erreur pour les différents modèles numériques avec l'approche "full" ALE et la technique du mapping sur les paramètres : (A) Première surpression maximale ; (B) Durée de phase positive ; (C) Impulsion maximale. ET = écart type.

#### 2.3.3.4. Résultats comparatifs des différentes méthodes numériques

La technique du mapping (1mm vers 4mm) va maintenant être comparée avec la méthode empirique LBE et la méthode couplée pour la même configuration que précédemment (1kg à 66cm). La Figure 2.32 illustre cette comparaison où l'on constate visuellement que sur l'ensemble des huit capteurs de pression positionnés à différents endroits de la charge, la technique du mapping reste l'approche donnant les résultats les plus proches des données expérimentales.

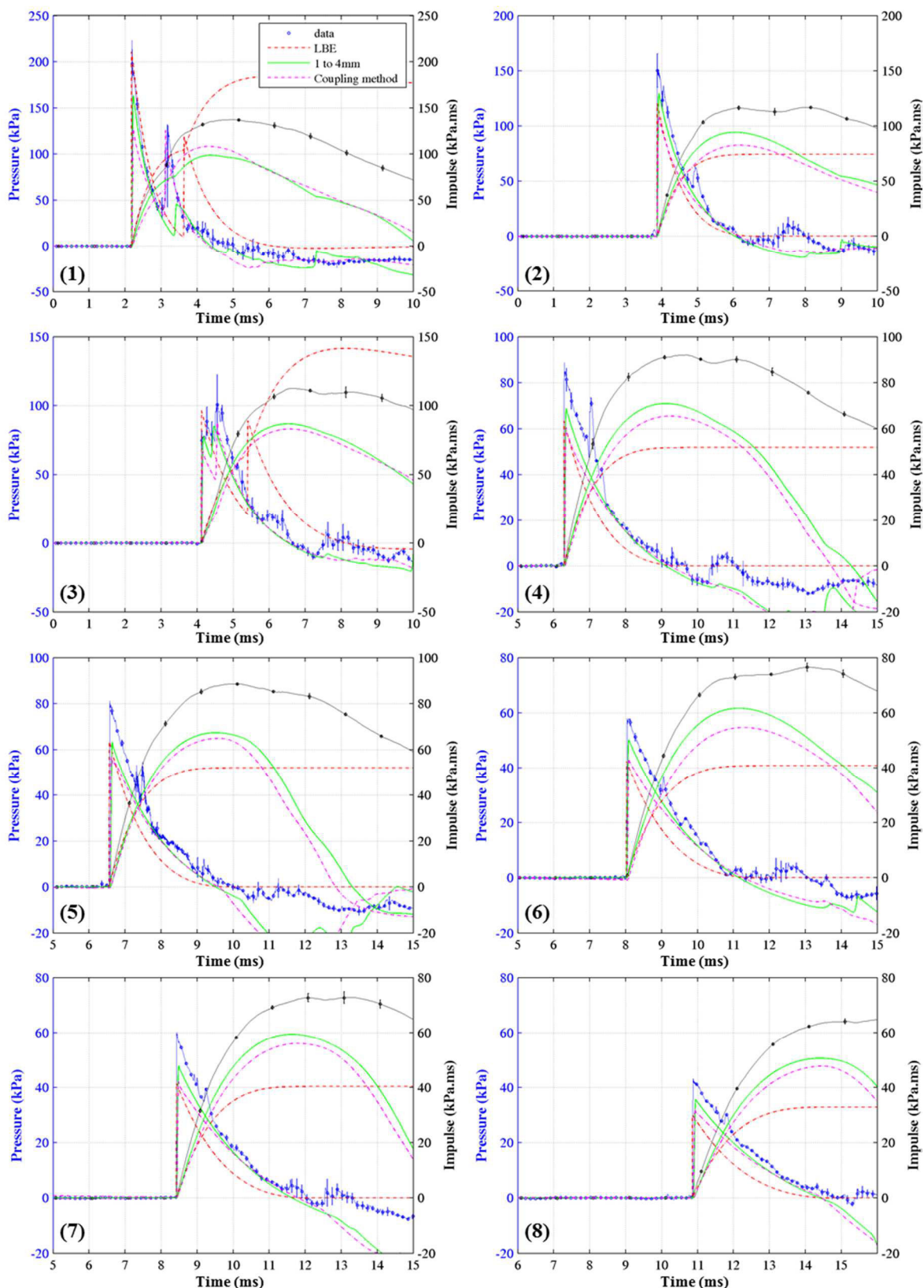


Figure 2.32 : Comparaison de trois approches numériques aux données expérimentales d'une charge de 1kg détonant à 66cm : le mapping 1mm à 4mm ; la méthode empirique LBE et la méthode couplée. Le chiffre (X) sur chaque graphique correspond au numéro du capteur.



De manière quantitative, la Figure 2.33 illustre le pourcentage des caractéristiques principales de l'onde reproduit par les trois approches numériques. Sur la première surpression maximale, on y voit que la méthode couplée, à l'exception du capteur 6, génère 7 à 15% d'erreur en plus que l'approche du mapping. Quant à la méthode empirique, à l'exception du capteur 1 où l'erreur sur  $\Delta P_i$  est inférieure à 2%, celle-ci est d'environ 27% pour les sept autres capteurs de pression. Il en est de même avec l'impulsion maximale, où l'erreur moyenne sur les huit capteurs passe de 21,9% pour le mapping, à respectivement 25,7% et 40% pour la méthode couplée et LBE. Si on regarde maintenant les erreurs sur la durée de phase positive, la méthode couplée et le mapping donnent des résultats similaires avec moins d'un pourcent d'erreur d'écart, mais les erreurs calculées avec la méthode empirique sont entre 4% et 43%.

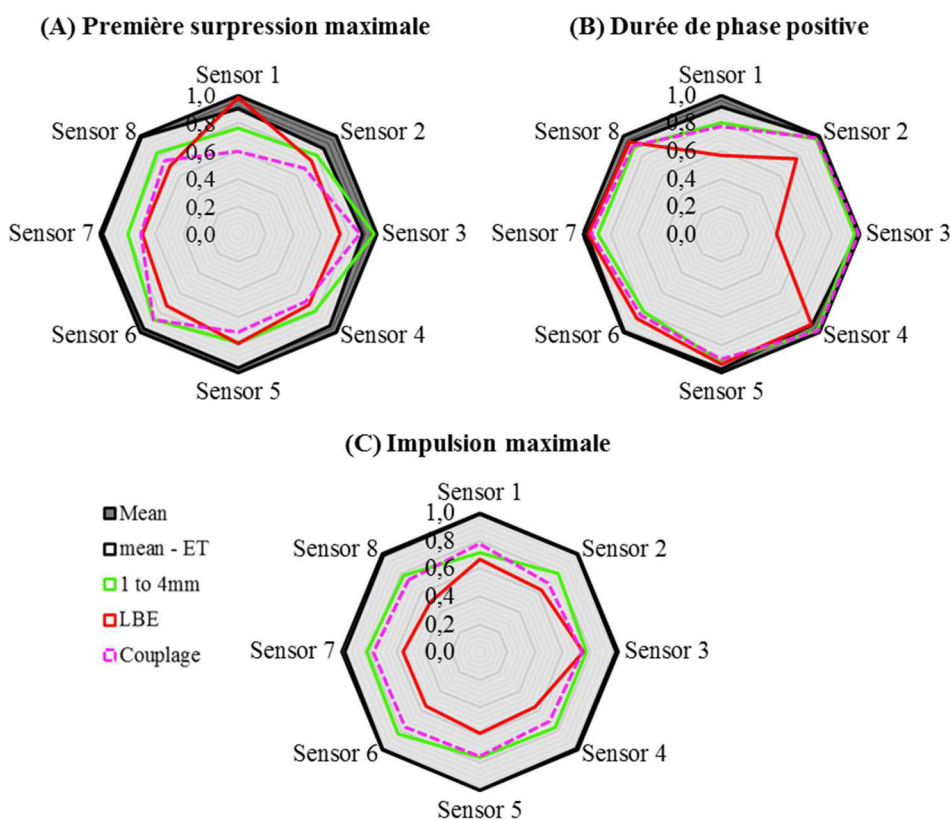


Figure 2.33 : Calcul d'erreur pour les différents modèles numériques (Mapping 1mm vers 4mm ; LBE et Couplage) : (A) Première surpression maximale ; (B) Durée de phase positive ; (C) Impulsion maximale. ET = écart type.

Malgré un gain de temps avec la méthode LBE et la méthode couplée, respectivement de 20 secondes et de 2h54 (contre 4h30 avec le mapping), les erreurs générées par ces méthodes sont non négligeables. On constate donc qu'en termes de pression et impulsion, la méthode du mapping reste la plus adaptée pour reproduire le phénomène blast pour un temps de calcul qui reste toutefois raisonnable. Aux vus de ces écarts, il est intéressant de voir ce qu'il en est de l'évolution du point triple.

La Figure 2.34 montre ainsi la comparaison de la trajectoire du point triple entre le mapping, la méthode empirique, la méthode couplée et les données expérimentales pour le scénario « 1kg à 66cm ». Comme cela a

été dit dans la section 2.2.5.2, cette trajectoire est obtenue expérimentalement par suivi vidéo manuel, ce qui est aussi le cas numériquement. Malgré les écarts importants entre les approches numériques en termes de pression et impulsion à différents endroits autour de la charge explosive, les évolutions numériques du point triple pour ce scénario restent dans l'écart type expérimental.

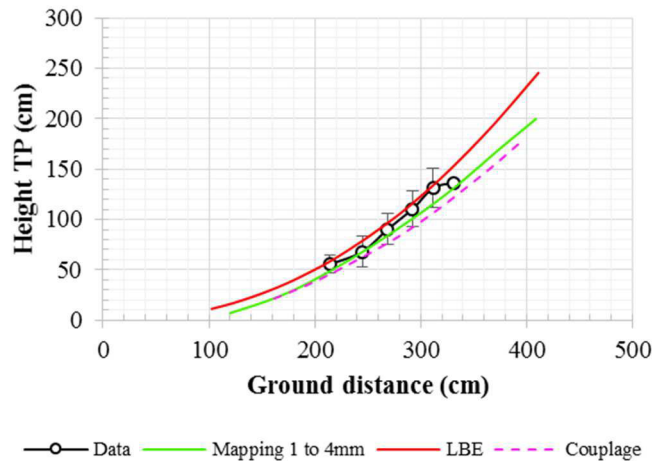


Figure 2.34 : Evolution du point triple pour les trois approches numériques et comparaison avec les données expérimentales pour la configuration « 1kg à 66cm ».

### 2.3.3.5. Conclusion

Une étude paramétrique a été réalisée sur la méthode ALE (full 2D) et la méthode du mapping, permettant de montrer d'une part que des éléments Shell quad de 4x4mm était nécessaire sur l'ensemble du modèle pour reproduire fidèlement le phénomène blast, et d'autre part qu'un raffinement proche de la charge (avec des mailles ~1x1mm) permettait d'atteindre jusqu'à 2% d'erreur en moins sur les caractéristiques du profil de pression et impulsion sur l'ensemble du domaine étudié, sans toutefois perdre en temps de calcul.

Cette méthode du mapping (1x1mm vers 4x4mm) a donc ensuite été comparée à la méthode empirique LBE et à la méthode couplée au regard des données expérimentales et bien qu'un gain de temps de calcul soit apporté par ces deux dernières méthodes, la méthode du mapping reste la plus apte à reproduire correctement le phénomène blast.

L'approche du mapping va donc être utilisée par la suite et être évaluée sur l'ensemble des scénarios expérimentaux pour ensuite pousser l'analyse de la propagation d'une onde de choc à l'aide d'une cartographie visuelle du champ de pression.

### 2.3.4. Evaluation de la méthode numérique la plus adaptée sur l'ensemble des scénarios réalisés expérimentalement

#### 2.3.4.1. Introduction

Cette sous partie présente l'évaluation de la méthode numérique du mapping (1x1mm vers 4x4mm) sur l'ensemble des scénarios de la campagne expérimentale en termes de trajectoire du point triple, de pression et d'impulsion à huit endroits autour de la charge explosive.

L'approche numérique servira après évaluation à analyser plus en profondeur la propagation d'une onde de choc générée par la détonation d'une charge explosive au-dessus d'un sol à l'aide d'une cartographie du champ de pression numérique.

#### 2.3.4.2. Evolution du point triple

La Figure 2.35 montre les trajectoires du point triple obtenues avec la méthode du mapping sur les quinze scénarios comparées aux données expérimentales et à l'abaque proposé dans le cadre de cette thèse et décrit précédemment.

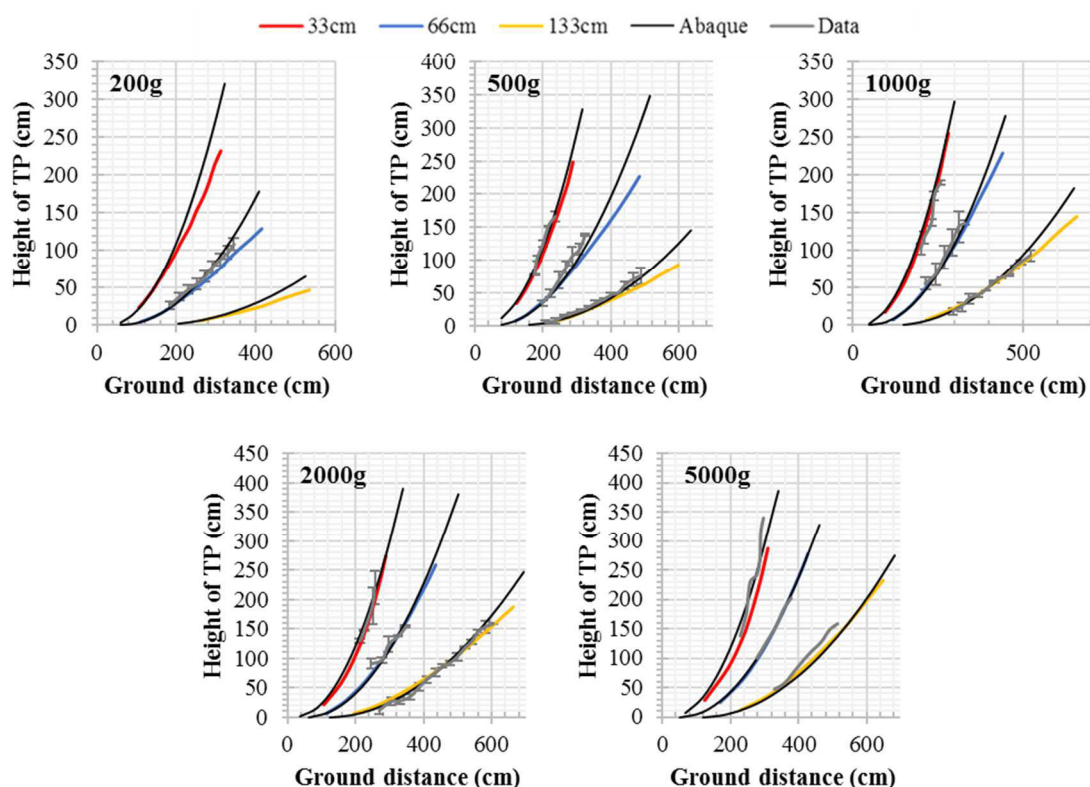


Figure 2.35 : Comparaison de la trajectoire du point triple obtenue numériquement (mapping) avec les données expérimentales pour les quinze scénarios de la campagne expérimentale.

On constate que sur les dix scénarios expérimentaux présentant des écarts types, les trajectoires numériques se situent dans ce dernier. Quant aux cinq autres configurations, les erreurs calculées par rapport à l'abaque sont les suivantes :

- 0,2kg à 33cm : l'erreur est inférieure à 10% jusqu'à une distance de 200cm et passe de 10% à 20% entre 200cm et 300cm ;
- 0,2kg à 133cm : l'erreur est inférieure à 10% jusqu'à 330cm et augmente ensuite jusqu'à 32% à 570cm ;
- 5,0kg à 33cm : l'erreur passe de 24% à 10% entre 120cm et 300cm pour ensuite rester sous les 10% ;
- 5,0kg à 66cm : l'erreur est ici inférieure à 5% sur la gamme de données disponibles ;
- 5,0kg à 133cm : l'erreur est inférieure à 5% jusqu'à une distance à la charge de 650cm.

Aux vus de ces résultats, on constate que la méthode du mapping reproduit fidèlement le phénomène de point triple et son évolution sur la gamme de masses d'explosifs et de HoBs testée expérimentalement.

#### 2.3.4.3. Comparaison en termes de pression et impulsion

L'évaluation de l'approche numérique du mapping en termes de pression et impulsion va maintenant être présentée. Afin de ne pas être répétitif, seules les réponses types vont être présentées dans le corps du texte, l'ensemble des configurations et des profils étant exposé en annexe C.

Le premier cas rencontré lors de la comparaison expérimentale / numérique est la très bonne reproduction des profils de pression et impulsion avec l'outil numérique (technique du mapping). Ce cas de figure est illustré en Figure 2.36 donnant la réponse du capteur 6 lors de l'exposition au scénario « 2kg à 33cm ». Les erreurs numériques sont ici encore calculées en fonction de la valeur moyenne expérimentale. Sur les paramètres caractéristiques principaux du profil de pression, à savoir la première surpression maximale et la durée de phase positive, les erreurs sont respectivement de 4,7% et 2,72% alors que les écarts types expérimentaux sont eux de 5,9% et 0,02%. Quant à l'impulsion maximale, l'erreur est ici de 8,0% sur le premier maxima.

On constate ici que le second maxima de l'impulsion, initié par la pulsation de la boule de feu, n'est pas bien reproduit numériquement. Ceci est dû au fait que cette pulsation a en moyenne 1,5ms de retard sur l'ensemble des configurations testées, et est ici sur la Figure 2.36 de 2ms. Ce retard peut avoir des conséquences sur la bonne reproduction du phénomène de blast. En effet, si on regarde les profils de pression et d'impulsion illustrés en Figure 2.37, on constate que le retard de la pulsation entraîne une sous-estimation de la pression réfléchie et surtout de l'impulsion maximale avec une erreur de 28,7% sur ce dernier. Ce retard numérique sur la pulsation peut être dû à l'absence de prise en compte de tous les processus chimiques ayant lieu lors de la détonation d'une charge explosive, aux paramètres choisis pour le C-4 ou à l'absence de prise en compte de la température.

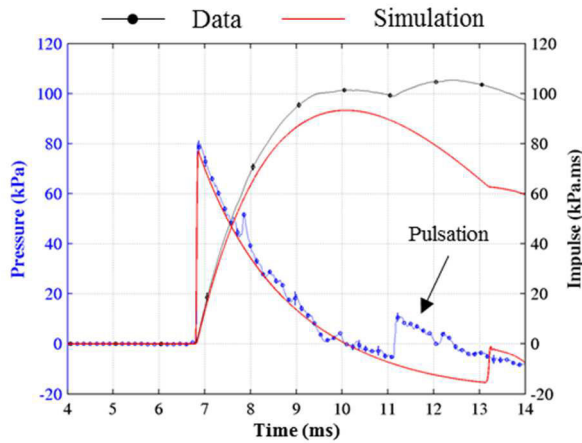


Figure 2.36 : Profils de pression et d'impulsion expérimentaux et numériques du capteur 6 pour la pression et d'impulsion. Configuration « 2,0kg à 33cm ».

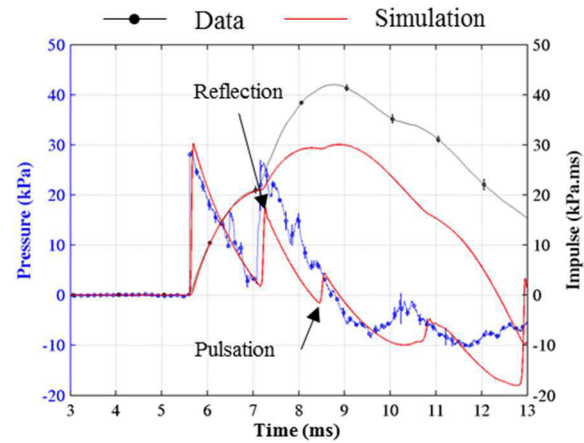


Figure 2.37 : Influence du retard de la pulsation sur le profil de pression et d'impulsion. Configuration « 0,2kg à 133cm ».

Numériquement, d'autres effets ont une influence sur les résultats obtenus : il s'agit des effets de bord illustrés en Figure 2.38. Ces effets sont dus au franchissement de l'onde de choc sur les bords du modèle ALE de l'air, causant ainsi un retour d'onde de faible amplitude perturbant la propagation normale du blast. La réduction de cet effet passe par l'augmentation du domaine ALE, ce qui retardera l'arrivée de ces retours d'onde.

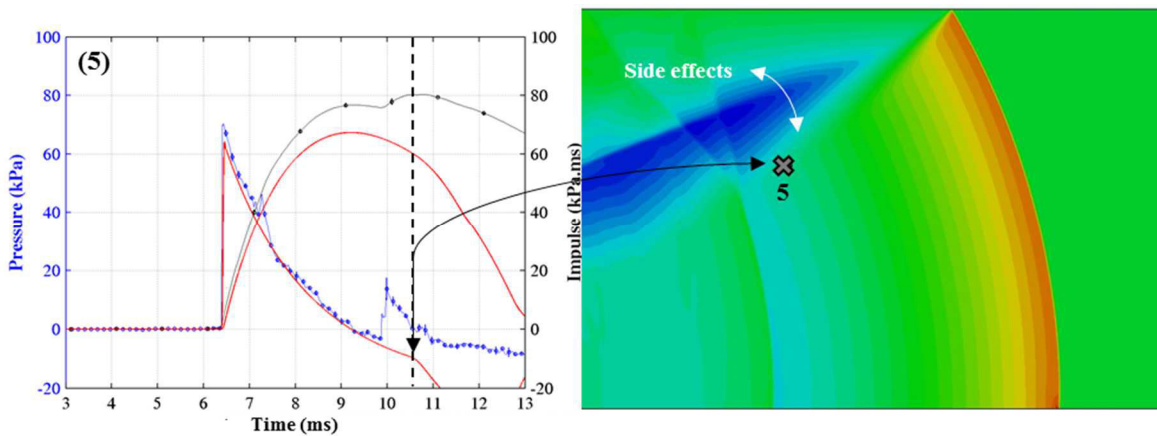


Figure 2.38 : Arrivée des effets de bords sur le capteur 5, configuration « 1,0kg à 33cm ».

Un autre cas de figure rencontré est la reproduction fidèle du phénomène jusqu'à ce qu'expérimentalement des réflexions liées, entre autres, au support des sondes entraînent une augmentation de l'impulsion, comme cela a été expliqué précédemment. La Figure 2.39 illustre ce cas au travers du capteur 2 pour la configuration « 2,0kg à 66cm ». Ces supports n'étant pas pris en compte numériquement, l'erreur sur l'impulsion augmente plus ou moins selon le scénario et le capteur. Dans le cas présent, l'erreur calculée sur l'impulsion avant l'arrivée de la réflexion liée au support est de 7,9% alors qu'au niveau du maxima l'erreur passe à 16,7% tandis que l'écart type expérimental est de 0,2%.

Un autre type d'erreur rencontré est lié aux faibles erreurs numériques de la trajectoire du point triple. Ainsi, un capteur près de cette zone transitoire pourrait numériquement se trouver dans le mauvais régime comme le montre la Figure 2.40. On y voit qu'expérimentalement, le capteur se trouve dans le pied de Mach alors que numériquement le capteur se situe dans le régime de simple réflexion. Ce cas de figure ne s'est présenté que quatre fois sur l'ensemble des cent vingt profils de pression.

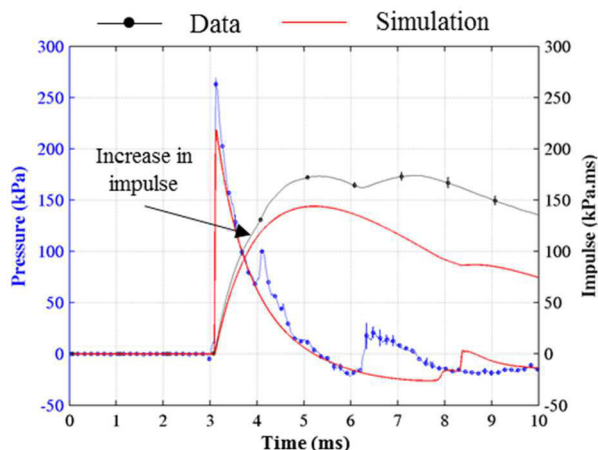


Figure 2.39 : Illustration de la non prise en compte numériquement des diverses réflexions liées au support des sondes.

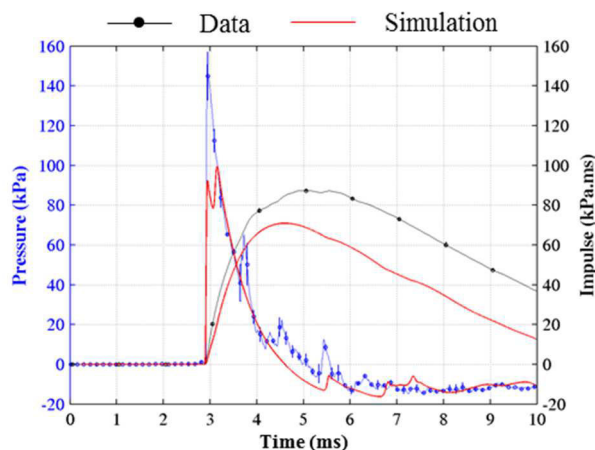


Figure 2.40 : Erreur numérique liée aux légères variations numériques de la trajectoire du point triple. Illustration avec le capteur 1 de la configuration « 0,5kg à 33cm ».

Le dernier cas de figure observé est la bonne reproduction des phénomènes physiques mais une sous-estimation des surpressions non explicable par les limites expérimentales ou numériques. La Figure 2.41 illustre cela au travers du capteur 1 de la configuration « 2kg à 66cm ».

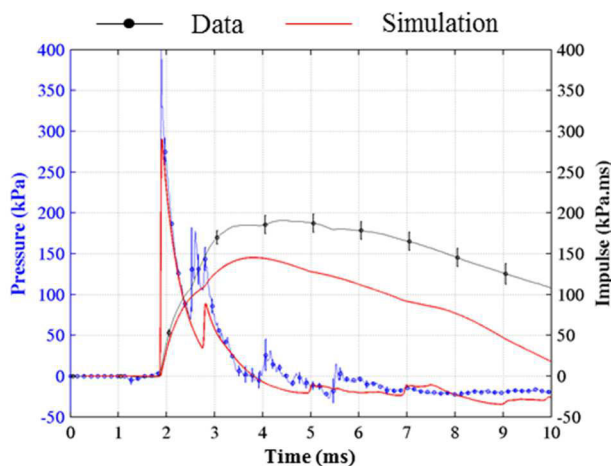


Figure 2.41 : Comparaison expérimentale – numérique de la pression et de l'impulsion mesurées et calculées sur le capteur 1 de la configuration « 2,0kg à 66cm ».

De manière générale, le phénomène est correctement reproduit avec la méthode numérique du mapping malgré les limites expérimentales et numériques précédemment rappelées. En effet, si on regarde la moyenne des erreurs moyennes par configuration sur les caractéristiques principales de l'onde, celles-ci sont de :

- 13,1% sur la première surpression maximale, avec une moyenne des moyennes d'écart types expérimentaux par configuration de 4,4% ;
- 9,0% sur la durée de la phase positive, avec une moyenne des moyennes d'écart types expérimentaux par configuration de 3,0% ;
- 19,1% sur l'impulsion maximale, avec une moyenne des moyennes d'écart types expérimentaux par configuration de 1,9%.

#### 2.3.4.4. Conclusion

Après avoir démontré sur une configuration de détonation aérienne au-dessus du sol que la technique du mapping (1x1mm vers 4x4mm) permettait de reproduire les phénomènes physiques du blast plus fidèlement que les trois autres approches testées, cette méthode a été évaluée sur l'ensemble des scénarios réalisés expérimentalement et la comparaison a porté sur la trajectoire du point triple et les cents vingt profils de pression et cent vingt profils d'impulsion.

Les différents cas de figure suivants ont été observés :

- Une reproduction fidèle du phénomène avec des erreurs sur les caractéristiques des profils de pression et impulsion inférieures à 10-15% ;
- Une bonne reproduction sur l'onde incidente mais le retard de la pulsation de la boule de feu entraîne des erreurs sur l'onde réfléchie et l'impulsion en découlant ;
- Les diverses réflexions expérimentales sur les supports de sondes entraînent des perturbations plus ou moins importantes selon le scénario et ne sont pas prises en compte numériquement. Cela accroît donc les erreurs observées et calculées sur certains capteurs ;
- Les phénomènes physiques sont bien reproduits mais il y a une sous-estimation des surpressions et donc de l'impulsion non explicable ;
- Les légères erreurs notées sur la trajectoire numérique du point triple par rapport aux données expérimentales entraînent que certains capteurs ne se retrouvent pas dans le bon régime.

Par ailleurs, sur l'ensemble des scénarios ont été constatés des effets de bords dont l'effet sur les profils de pression et d'impulsion est généralement non négligeable selon de temps d'arrivée de ces effets. Ces effets peuvent être réduits en augmentant la taille du domaine ALE mais la demande de puissance de calcul s'en verra augmentée.

Sur l'ensemble des comparaisons effectuées, il apparaît que l'accord des résultats numériques au regard des données expérimentales est satisfaisant et que l'ensemble des phénomènes physiques est bien reproduit avec



l'approche numérique du mapping. Les cartographies numériques du champ de pression vont donc maintenant être analysées pour approfondir les connaissances sur la propagation de la menace du blast.

### 2.3.5. Cartographie numérique du champ de pression

Il a pu être constaté, sur plusieurs configurations testées, des profils de pression dont l'identification des différents pics de surpression n'était pas évidente. A l'aide de l'outil numérique, l'identification est facilement réalisable et des phénomènes tels que la fusion partielle ou totale de l'onde réfléchie avec la pulsation de la boule de feu ont pu être observés.

En effet, dans certains cas plusieurs contributions sont visibles sur le profil de pression dont l'origine n'est pas connue. S'agit-il de l'onde réfléchie ou de la pulsation, et y-a-t-il un ordre d'arrivée précis ? D'autres phénomènes ont-ils lieu lors d'une détonation ? A l'aide des cartographies du champ de pression obtenues numériquement, l'origine des pics de pression peut alors être connue puisque l'évaluation de l'approche numérique précédente à montrer son habilité à reproduire les phénomènes physiques du blast.

La Figure 2.42 illustre le champ de pression pour la configuration « 200g à 133cm » à différents instants. On constate dans un premier temps que beaucoup de chocs sont visibles, montrant la complexité du phénomène de blast lors de la détonation de la charge explosive au-dessus d'un sol. On voit dans un premier temps les ondes incidente et réfléchie qui commencent à fusionner pour créer le pied de Mach à partir de 5 ms. Comme il a été vu précédemment, l'évolution du point triple (intersection des trois ondes citées) dépend de la hauteur de détonation et de la masse d'explosif. Dans un second temps, on aperçoit, à partir de 0,9 ms, la pulsation de la boule de feu causée par l'expansion rapide des produits de détonation. Cette dernière va elle aussi interagir avec le sol, créant une nouvelle onde de choc. Il apparaît que la pulsation peut arriver avant l'onde réfléchie (capteur 1,  $t=5$  ms), après cette dernière (capteur 2,  $t=6,5$  ms) ou encore ces deux ondes peuvent fusionner (partiellement ou totalement). Lors de l'interaction de l'onde réfléchie avec la pulsation, un changement de courbure de l'onde réfléchie est visible sous la pulsation. Ceci est dû au fait que les gaz ont déjà été choqués par l'onde incidente et la pulsation, entraînant ainsi une pression et une température plus élevée qu'au-dessus de l'onde réfléchie ayant été choqué par l'onde incidente uniquement. De ce fait, l'onde réfléchie se propagera plus rapidement sous la pulsation de la boule de feu.

Selon la configuration initiale, les changements se feront principalement sur l'interaction de l'onde réfléchie avec la pulsation et sur la position du point triple. L'amplitude des chocs sera elle aussi fonction des conditions initiales.



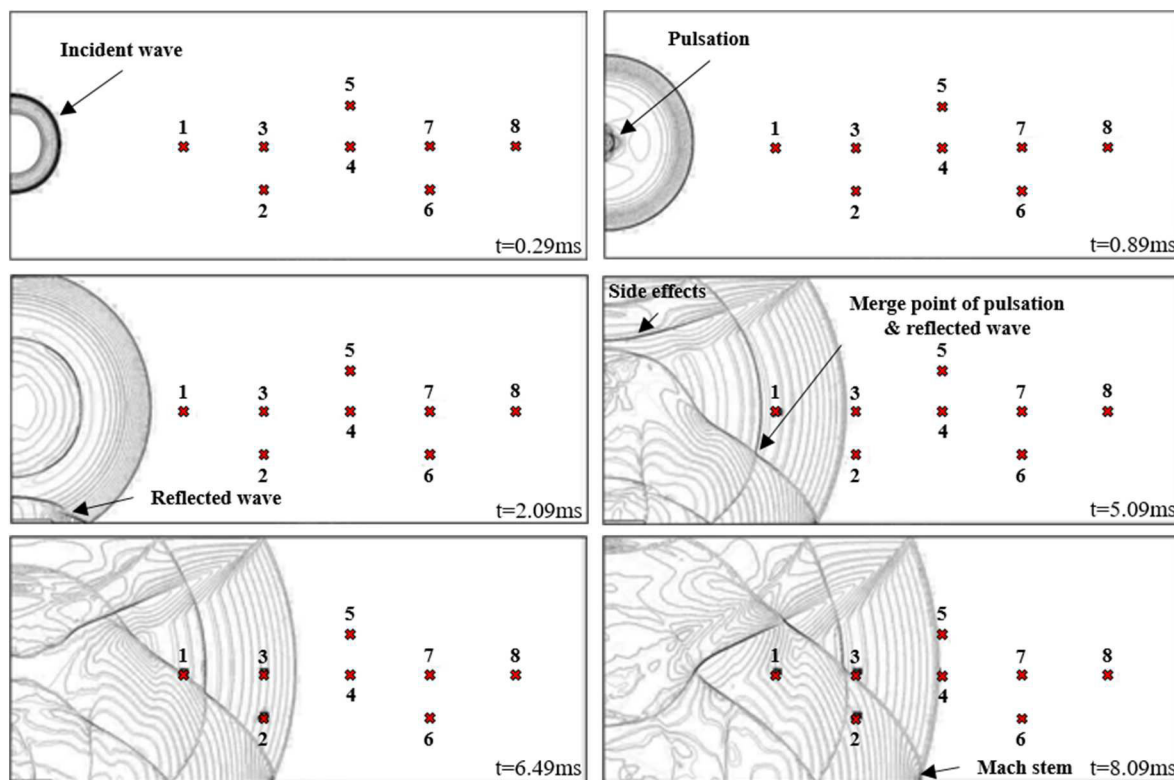


Figure 2.42 : Cartographie du champ de pression numérique pour la configuration « 0,2kg à 133cm » à six instants différents montrant la complexité du phénomène.

### 2.3.6. Conclusion

Différentes approches numériques ont été évaluées au regard des données de la campagne expérimentale présentée en début de chapitre, ce qui a permis de montrer que l'approche du mapping, basée sur l'approche ALE mais permettant de réaliser le calcul en plusieurs étapes, est la plus adaptée pour reproduire le plus fidèlement possible les phénomènes liés à la détonation d'une charge explosive au-dessus d'un sol.

Cette approche a donc ensuite été évaluée au regard des quinze trajectoires du point triple, des cent vingt profils de pression et des cent vingt profils d'impulsion, montrant ainsi l'aptitude de cet outil numérique pour reproduire fidèlement le phénomène supersonique malgré certaines limites expérimentales et numériques.

Cet outil a donc ensuite été utilisé pour gagner en connaissance sur les phénomènes physiques mis en jeu lors de la détonation au-dessus d'un sol d'une charge explosive, tels que la fusion partielle ou totale de la pulsation de la boule de feu et de l'onde réfléchi ou encore le changement de courbure de l'onde réfléchi lors du passage dans la pulsation.

## 2.4. Conclusion

Puisque l'on traite des risques pour l'homme des ondes de chocs liés aux explosions, les scénarios sur la base d'IED sont le plus souvent des explosions au niveau du sol. La rencontre de l'onde de choc avec le sol

donne naissance à des propriétés particulières qu'il est intéressant d'étudier, car de son profil caractéristique dépendront les risques lésionnels encourus.

Très peu de profils de pression complets sont disponibles dans la littérature pour tenter de valider numériquement les scénarios décrits. La plupart des auteurs se cantonnent à la description des différentes caractéristiques du profil de pression telles que la pression crête et la durée de phase positive. C'est d'ailleurs à partir d'une base de données issue de ces valeurs que des logiciels, dont le plus connu est ConWep (pour Conventional Weapons), travaillent pour le calcul des effets des armes conventionnelles sur les structures [Hyde 1988].

Sur la base d'un explosif militaire conventionnel, la composition C-4, une étude a été menée afin de comprendre et prédire la menace à différents endroits autour d'une charge explosive sphérique détonant au-dessus d'un sol plat et rigide. Quinze configurations de détonation aérienne au-dessus d'un sol ont été effectuées au *Polygone d'essais de Captieux* en France. Trois hauteurs de détonations et cinq masses de C-4 ont été planifiées et huit sondes effilées ont été placées à différentes positions pour mesurer l'évolution de la pression lors de la propagation de l'onde de choc. Des caméras rapides ont été utilisées dans le but de vérifier la qualité de la détonation au regard de la sphéricité de la boule de feu ainsi que pour suivre l'évolution du point triple, point de jonction entre l'onde incidente, sa réflexion sur le sol et le pied de Mach.

Ces essais ont permis l'obtention de quinze trajectoires du point triple, cent vingt profils de pression et cent vingt profils d'impulsion reproductibles. Ces données ont dans un premier temps servi à l'évaluation d'abaques du point triple et de la détermination du profil de pression au-dessus de ce dernier (non présentée dans ce manuscrit), entraînant la proposition de nouvelles méthodes d'évaluation des phénomènes physiques liés à la détonation aérienne au-dessus d'un sol. Dans un second temps, l'ensemble des données expérimentales a été utilisé pour évaluer différentes approches numériques de génération et propagation d'une onde de choc sous le logiciel de calcul LS-DYNA.

Quatre approches ont été évaluées au regard des données expérimentales afin de connaître l'approche offrant un meilleur compromis entre validité de la reproduction des phénomènes physiques et temps de calcul :

- Une approche empirique (LBE)
- Une approche ALE (full 2D)
- Une approche utilisant la technique du mapping et basée sur l'approche ALE. La différence réside dans le fait que le mapping permette de diviser le calcul en plusieurs étapes.
- Une méthode couplée générant l'onde de choc avec l'approche empirique, cette onde étant retranscrite dans un modèle ALE se trouvant à une certaine distance de la charge explosive.

Les simulations sont réalisées sous LS-DYNA sur un ordinateur de bureautique « classique » (Processeur Intel® Core™ i7-4770 CPU @ 3,40 GHz, 20Go de RAM) en utilisant la version R700 en simple précision et la

comparaison a été effectuée sur les profils de pression et d'impulsion ainsi que sur l'évolution de la trajectoire du point triple.

L'étude numérique a d'abord porté sur l'évaluation des quatre approches numériques sur une configuration où les capteurs sont à la fois dans le pied de Mach et dans le régime de simple réflexion où il a été constaté que la technique du mapping 2D vers 2D, où les éléments Shell 4 nœuds ont une taille de 1x1mm au niveau de la charge et 4x4mm sur le reste du domaine, est la plus adaptée pour reproduire le plus fidèlement possible le phénomène supersonique.

Cette approche a donc ensuite été évaluée sur l'ensemble des quinze scénarios et elle a encore une fois montrée son aptitude à reproduire correctement la trajectoire du point triple et les pressions et impulsions si on tient compte des limites de la campagne expérimentale (diverses réflexions liées à la mise en place des capteurs) et du numérique (effets de bord et retard de la pulsation).

L'utilisation de l'outil numérique, après validation au regard de données expérimentales, est un bon complément à l'approche expérimentale, qui est pour ce genre de campagne très couteuse et gourmande en temps de préparation et de mise en place. Cet outil a par exemple ici permis d'aider à la compréhension et l'interprétation des résultats au travers des cartographies numériques du champ de pression obtenus. En effet, ces cartographies ont permis de comprendre et d'identifier l'origine de chaque contribution sur les profils de pression mesurées lors de la campagne expérimentale. Elles ont par ailleurs montré que la pulsation de la boule de feu peut arriver avant ou après l'onde réfléchie, ou encore que ces deux ondes peuvent partiellement ou totalement fusionner selon la configuration étudiée.

Maintenant que la menace est bien connue et comprise pour une large gamme de scénarios, l'étude suivante va donc porter sur la compréhension de l'interaction d'une onde de choc avec des modèles thoraciques simplifiés rigides et déformables.



**Chapitre 3 :**  
**Compréhension de l'interaction  
d'une onde de choc avec des  
thorax simplifiés rigides et  
déformables**

### 3.1. Introduction

La détonation d'une charge explosive génère la propagation d'une onde de choc, affectant principalement les organes contenant du gaz, tels que les poumons, l'oreille moyenne et tractus gastro-intestinal [Mayorga 1997 ; Phillips 1986]. Dans un environnement en champ libre, l'historique de pression qui en résulte a une forme bien connue, appelée le profil de Friedlander. Dans ce contexte de menace croissante et de protection face à cette dernière, il est important d'avoir des outils pour connaître le chargement de ces ondes mais aussi d'ondes plus complexes sur des formes se rapprochant d'un thorax. C'est en effet une étape clé pour comprendre la répartition du chargement sur l'ensemble du corps, la distribution des lésions internes, l'influence des couches textiles et des systèmes de protection sur l'apparition des lésions thoraciques.

Trois méthodes d'essais sont actuellement utilisées pour évaluer le chargement sur un substitut de thorax humain [Johnson *et al.* 1993 ; Magnan *et al.* 2011 ; Ouellet *et al.* 2008]. Des modèles thoraciques rigides et déformables simplifiés ont été développés pour enregistrer la pression à différents endroits sur ceux-ci ainsi que le mouvement de ces substituts pour les études sous dynamique rapide du blast.

Le « Blast Test Device » (BTD) est un cylindre creux rigide de 76cm de hauteur avec un diamètre de 30cm, représentant un thorax humain et instrumenté avec des capteurs de pression tous les 90 degrés à mi-hauteur. Dans des expériences de Johnson *et al.* [1993], ce substitut a été placé dans des scénarios similaires à ceux des moutons exposés dans un espace confiné. Les profils de pression obtenus et les niveaux de lésions pulmonaires sur les moutons ont été utilisés comme données d'étalonnage pour les modèles de prédiction de lésions d'Axelsson et de Stuhmiller [Axelsson *et al.* 1996 ; Stuhmiller *et al.* 1996].

Une autre version simplifiée d'un torse humain est la membrane canadienne en forme de « U » faite en élastomère de polyuréthane (PMC 870). Avec une longueur de 55cm, une largeur de 38,5cm et une épaisseur de 20cm, cette membrane est validée pour l'impact de projectiles non létaux. Ce modèle simplifié a également été utilisé dans des études sous blast, avec et sans équipement de protection [Magnan *et al.* 2011, 2012].

Plus récemment, la Recherche et Développement pour la Défense Canada (RDDC) a développé un mannequin anthropomorphe 50 percentile en PMC 870 appelé « Mannequin for the Assessment of Blast Incapacitation and Lethality » (MABIL). Il n'a pas été développé pour imiter la réponse des modèles biologiques (homme ou animal), mais pour évaluer qualitativement l'efficacité des systèmes de protection [Ouellet *et al.* 2008 ; Bouamoul *et al.* 2007]. Sa forme est basée sur la base de données anthropométrique ANSUR de l'armée américaine de 1988, et l'épaisseur de la membrane à l'avant et sur le côté est de 20mm, de la même manière que la membrane en « U ». Avec l'utilisation de ce mannequin anthropomorphe, l'évaluation de systèmes de protection a donc été réalisée [Ouellet *et al.* 2008]. Les auteurs ont démontré que la vitesse d'enfoncement thoracique maximale, paramètre utilisé dans le modèle de prédiction d'Axelsson, ne constitue pas un bon indicateur pour l'évaluation des protections thoraciques. Néanmoins, le pic d'accélération thoracique pourrait être, d'après ces auteurs, un bon paramètre pour différencier l'effet des gilets de protection. Bien qu'aucun critère lésionnel n'existe avec ce paramètre cinématique, ce qui pourrait permettre de quantifier le niveau lésionnel si

le mannequin était bio fidèle, Cooper [1996] a trouvé une corrélation entre le pic d'accélération thoracique sur porc et le niveau de lésion pulmonaire. Par ailleurs, comme cela a été vu dans le chapitre 1, seule la surpression maximale de la menace est prise en compte pour l'affirmation de ces résultats, or différents  $\Gamma_{\max}$  peuvent être obtenus pour une surpression similaire avec des durées de phase positive variables. Ainsi, aucune tendance fiable ne peut être obtenue entre  $\Delta P_i$  et  $\Gamma_{\max}$ . En outre, pour une évaluation quantitative de l'efficacité des systèmes de protection thoracique, les résultats de l'étude suggèrent que  $\Delta P_i$  régit la survenue des lésions pour de courtes durées de phase positive. Néanmoins, il est connu depuis des décennies que l'impulsion incidente gouverne les blessures et non pas la surpression incidente, en tout cas pour les ondes de type Friedlander [Schardin 1950]. Ainsi, si aucune tendance spécifique ne peut être obtenue entre  $\Gamma_{\max}$  et l'impulsion incidente maximale, cela soulève des questions importantes pour évaluer quantitativement l'efficacité des systèmes de protection au regard de ce paramètre.

En plus de ces limitations, la forme d'onde de Friedlander est couramment utilisée pour les études d'interaction. Cependant, des réflexions de l'onde sur le sol ou les obstacles sont des facteurs qui compliquent l'historique de pression sur le champ de bataille. L'influence d'une complexification de la menace sur le chargement et la réponse cinématique des structures est encore inconnue et devrait être étudiée.

Cette étude se concentre donc sur l'interaction du blast avec des substituts du torse à échelle réduite simplifiés et inspirés des modèles simples de torse décrits précédemment. Un parallélépipède creux rectangulaire (pavé ou RPP), un cylindre creux, et une membrane en "U" sont ainsi étudiés. Les essais expérimentaux ont été réalisés en échelle réduite (rapport 2/3) pour des raisons à la fois techniques (gabarits de sécurité) et pratiques (diminution de la masse d'explosif à mettre en œuvre), la validation du rapport d'échelle étant disponible en annexe D. La cartographie en champ libre et le nouvel abaque du point triple ont été utilisés pour le choix des scénarios et pour placer les structures. L'objectif est d'évaluer les changements de pression et d'impulsion ainsi que les paramètres cinématiques pour les différentes formes testées lorsque le profil de pression gagne en complexité, ceci de manière expérimentale mais aussi numérique sous LS-DYNA.

## **3.2. Interaction d'ondes de choc avec les modèles thoraciques simplifiés rigides réduits**

### **3.2.1. Introduction**

Avec le nombre croissant de décès dus à la menace blast [Belmont *et al.* 2010], la nécessité d'une compréhension fine des mécanismes de lésions liés à l'explosion se pose. Les paramètres physiques clés pour ces mécanismes sont : la détonation de la charge explosive, la propagation de l'onde de choc, son interaction avec la personne exposée, ainsi que les blessures internes qui en découlent. Cette chaîne physique est suivie à la fois expérimentalement et numériquement dans ce travail de thèse et l'étape présentée dans ce chapitre est l'étude de l'interaction d'ondes de choc simples et complexes avec deux substituts du torse simplifiés rigides : un parallélépipède rectangle creux et un cylindre creux.





Les pieds cylindriques des deux structures sont soudés à une plaque d'acier d'un centimètre d'épaisseur et suffisamment grande (30cm x 60cm) pour permettre un maintien stable de la structure lors de l'exposition à une onde de choc. De plus, afin d'éviter tout basculement ou mouvement des modèles, la base du pied est lestée avec cinq poids d'une masse totale de 100kg.

### 3.2.3. Instrumentation

Cinq (pour le RPP) et six (pour le cylindre) capteurs piézo-résistifs (Kulite XT 190M, 35bars) ont été disposés tout autour des substituts pour enregistrer les historiques de pression. Des trous de 8mm ont été percés à l'emplacement désiré des capteurs, comme cela est illustré sur la Figure 3.1, pour recevoir les capteurs, préalablement placés dans un support adapté puisque sa longueur était supérieure à l'épaisseur de la plaque. La partie sensible du capteur est recouvert d'une protection thermique et est affleurante à la surface extérieure. Les câbles de l'instrumentation passent dans les structures et ressortent à travers un petit trou dans la plaque supérieure du support en acier.

En plus des capteurs de pression piézo-résistifs, deux sondes effilées PCB (modèle 137B24) ont été utilisées afin de mesurer la pression incidente à la même distance de la charge que les structures. Pour avoir une mesure correcte de la pression, ces sondes doivent pointer vers le centre de la charge explosive.

A noter que lors de chacune des sessions expérimentales, l'étalonnage préalable des capteurs de pression est systématiquement réalisé sur un banc d'essais PCB.

Afin de visualiser l'interaction de l'onde de choc avec les structures mais aussi la zone d'essai pour potentiellement expliquer d'éventuels problèmes sur les mesures, deux caméras rapides ont été utilisées :

- Une caméra Photron RS couleur (5000ips) est utilisée pour avoir une vue globale de la scène, cela permet de vérifier a posteriori l'homogénéité et la sphéricité de la boule de feu.
- Une caméra Phantom V1610 (noir et blanc ; 40000ips) est utilisée pour suivre le chargement de l'onde sur les structures en plan resserré.

La Figure 3.2 propose une vue schématique de l'emplacement de toute l'instrumentation sur la dalle instrumentée du site O3.

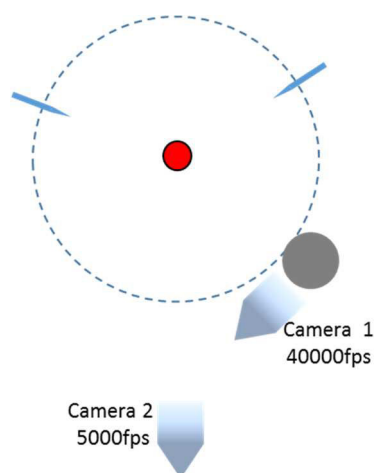


Figure 3.2 : Vue schématique de la position de l'instrumentation autour de la charge (ici avec le cylindre) et du champ de vision des caméras. Ces dernières sont placées à environ 20-25m de la dalle instrumentée.

### 3.2.4. Les essais expérimentaux

Les essais expérimentaux ont eu lieu sur un terrain expérimental de l'ISL (O3) dans des conditions de champ libre, à Baldersheim.

Le scénario considéré ici est la détonation d'une charge sphérique modelée à la main au-dessus d'un sol plat considéré comme rigide. Cette configuration entraîne des phénomènes physiques complexes, tel que la création d'un pied de Mach, selon la masse et la hauteur de détonation comme cela a été vu dans le chapitre 2.

Ce terrain expérimental étant limité à 300g de C-4, cette masse d'explosif sera celle utilisée ici. Afin de couvrir une large gamme de phénomènes physiques et plusieurs configurations visibles sur champ bataille, différentes hauteurs de détonation ont été choisies :

- Une hauteur de détonation à 22 cm, correspondant à une charge au sol,
- Une hauteur de détonation à 88 cm, correspondant à une charge placée à mi-hauteur du sternum,
- Enfin, une position intermédiaire à 44 cm est choisie.

L'objectif est aussi de voir l'influence d'une complexification du profil de pression sur la réponse de la structure. Ainsi, à l'aide de l'abaque du point triple réalisé et illustré dans le chapitre 2, une distance de 2m à la charge a pu être choisie pour remplir ces conditions. Les structures feront ainsi face aux trois régimes de chargement du blast, à savoir le régime de simple réflexion, le régime de Mach, et enfin le régime intermédiaire comme l'illustre la Figure 3.3.

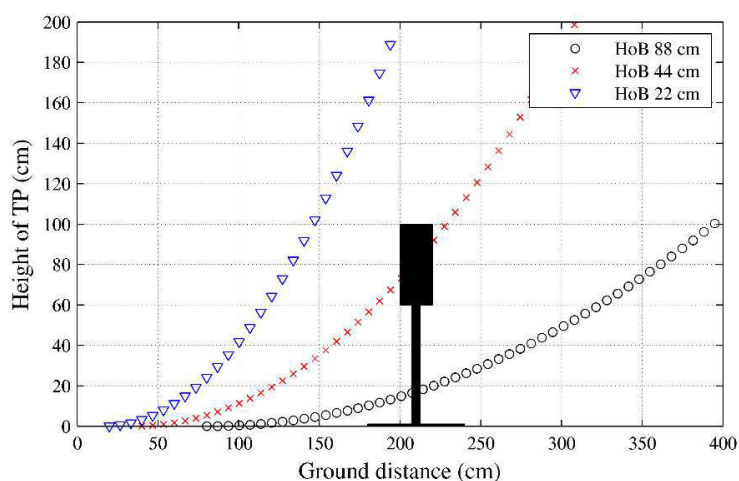


Figure 3.3 : Evolution du point triple obtenue avec le nouvel abaque par rapport à la position de la cible. (Rond noir) = HoB 88cm ; (Croix rouge) = HoB 44cm ; (Triangle bleu) = HoB 22cm.

La Figure 3.4 illustre la mise en place des modèles et de l'instrumentation sur la dalle de 5m x 5m présentée dans l'annexe D. Les structures étant exposées séparément, un total de 54 essais a alors été réalisé pour reproduire les trois scénarios avec au moins huit répétitions par scénario comme le synthétise le Tableau 3.1. La charge a été initiée par un détonateur introduit par le haut au centre de la charge et placée sur un tube en carton pour obtenir la HoB désirée. Pour être plus précis, la HoB décrite dans la présente étude est la distance entre le bas de la charge et le sol.

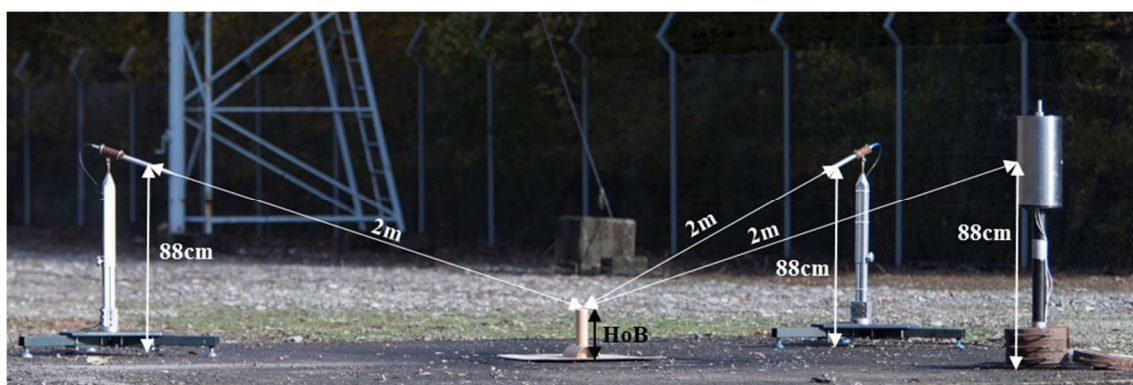


Figure 3.4 : Disposition de l'instrumentation sur le terrain expérimental. Une fois les trois scénarios réalisés plusieurs fois sur une des cibles, cette dernière est remplacée par le second modèle afin de réaliser la même série de tirs.

Tableau 3.1 : Matrice des tests sur les structures rigides.

Scénarios	Rayon de la charge (mm)	Nombre de tests sur structures rigides	
		RPP	Cylindre
0.3kg à 22cm	36	8	8
0.3kg à 44cm	36	9	8
0.3kg à 88cm	36	10	8

### 3.2.5. Approche numérique sous LS-DYNA

#### 3.2.5.1. Introduction

Afin de valider l'interaction fluide-structure sous LS-DYNA et de pousser l'analyse sur ce type d'interaction, les essais expérimentaux précédemment explicités vont être reproduits numériquement. Pour cela, il y a la nécessité de réaliser un modèle tridimensionnel (3D) de la structure mais aussi de l'air environnant pour propager l'onde de choc. En effet, sur les méthodes existantes pour générer une onde de choc, il a été vu dans le chapitre 2 que la méthode du mapping basée sur l'approche ALE (nécessitant le maillage de l'air et de l'explosif) était la méthode la plus adaptée pour obtenir le moins d'erreur en termes de pression et d'impulsion incidente, ainsi que sur l'évolution du point triple. Or, pour reproduire les essais expérimentaux numériquement en 3D, la taille du modèle sera importante, et le nombre d'éléments sera alors trop important pour faire tourner la simulation sur un ordinateur de bureautique « classique » (Processeur Intel® Core™ i7-4770 CPU @ 3,40 GHz, 20Go de RAM) puisque ces derniers devront être suffisamment fins pour générer une énergie initiale correcte. Afin de palier à ce problème, la technique du « mapping » déjà décrite dans le chapitre 2 sera alors utilisée, puisqu'elle permet de décomposer le calcul et de passer d'un modèle 2D fin à un modèle 2D plus grossier et enfin à un modèle 3D dont les mailles sont plus grossières.

En revanche, malgré l'utilisation du mapping 2D vers 2D vers 3D, la puissance de calcul disponible ne permet pas de se défaire des effets de bords au niveau de la structure impactée sur les dix premières millisecondes de calcul. La solution choisie est alors de travailler numériquement en échelle réduite et d'utiliser les lois d'échelle pour effectuer la validation au regard des données expérimentales. Un facteur d'échelle de 0,5 est donc appliqué sur les modèles numériques.

Les méthodes de propagation de l'onde dans l'air et de son interaction avec une structure sont décrites dans les sections suivantes. Le code par éléments finis LS-DYNA est utilisé avec la release R7.0.0 en simple précision pour réaliser les calculs.

#### 3.2.5.2. La technique du mapping

Comme cela a été expliqué dans le chapitre 2, la technique du mapping permet de séparer le calcul en plusieurs étapes et d'adapter la résolution du maillage au cours du calcul. De plus, les résultats obtenus sur l'étude comparative expérimentale / numérique de la propagation d'ondes de choc a montré que cette approche du mapping permettait d'obtenir le moins d'erreurs, d'où son utilisation dans les études numériques qui vont suivre.

Dans l'étude réalisée, la technique choisie est donc un mapping 2D vers 2D vers 3D comme le montre la Figure 3.5 et la Figure 3.6. Le premier modèle 2D est un modèle de 20cm par 40cm permettant de réaliser la détonation d'une charge explosive dans un maillage suffisamment fin afin d'obtenir une énergie initiale correcte (Shell quad de 1x1mm). Au dernier cycle de calcul, un fichier binaire est créé contenant les variables d'états du modèle. Les données de ce fichier sont ensuite retranscrites dans un modèle 2D plus large de dimensions 100cm par 150cm (Shell quad 4x4mm). Ces dimensions sont choisies de manière optimale afin que le fichier de

mapping créé ne contienne que les données nécessaires à la suite du calcul lors du prochain mapping dans le modèle 3D. En effet, les structures que l'on souhaite impactées se trouvent à un mètre de la charge (car travail en échelle 0,5), l'onde ne doit donc pas dépasser cette distance. Pour chacun des modèles, le calcul est arrêté avant que l'onde n'atteigne les limites du modèle. Le dernier cycle du second modèle ALE 2D est ensuite retranscrit dans un modèle ALE 3D de 190cm x 155cm x 200cm dans lequel se trouve la structure à impacter. Ce modèle 3D est maillé avec des éléments brique. Afin de connaître la taille de maille à utiliser pour obtenir un bon compromis entre pourcentage d'erreur et temps de calcul, une étude paramétrique a été réalisée pour le mapping 2D vers 3D, l'étude paramétrique 2D vers 2D ayant déjà été réalisée dans le chapitre 2. La comparaison expérimentale / numérique permettant de choisir la taille de maille adaptée se fait sur la mesure de la pression incidente à 1m d'une charge de 37g détonant à 11cm du sol et à une hauteur de 44cm. Le rayon théorique de la charge est de 1,77cm. Ce scénario équivaut en échelle 1 à la détonation de 300g à 22cm, le capteur se trouvant alors à 2m de la charge et à une hauteur de 88cm.

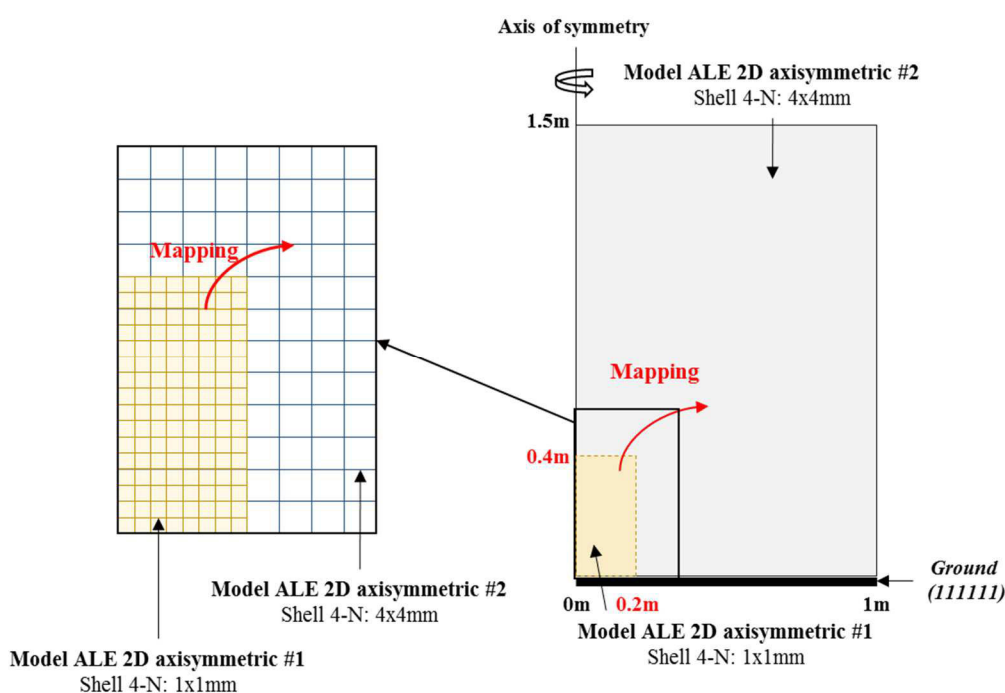


Figure 3.5 : Illustration des modèles 2D axisymétriques et du mapping 2D vers 2D.

Deux tailles de maille (éléments brique 3D) sont testées dans cette étude paramétrique :

- Des mailles cubiques 3D de 10x10x10mm, ce qui fait que le modèle 3D comporte 5 890 000 éléments ;
- Des mailles cubiques 3D de 20x20x20mm. Le modèle 3D comporte alors 736 250 éléments.

A la vue du nombre d'éléments dans le modèle dont les mailles cubiques 3D font 10x10x10mm, il est aisé de comprendre qu'il n'est alors pas possible de diminuer encore la taille des mailles si on souhaite faire tourner les calculs sur un ordinateur de bureautique « classique », comme c'est le cas ici.

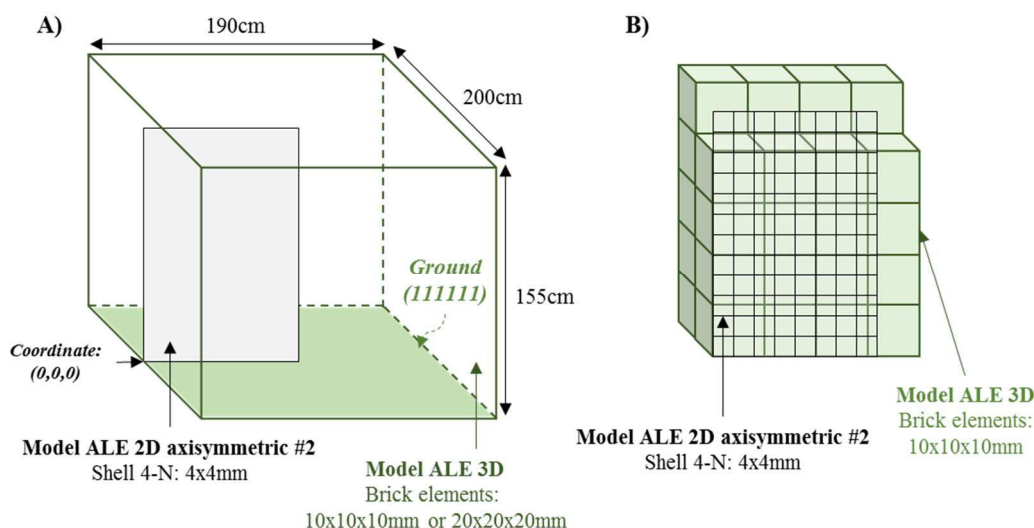


Figure 3.6 : (A) Illustration du modèle ALE 3D et de ces dimensions ainsi que du placement du modèle 2D axisymétrique #2 par rapport au modèle 3D ; (B) Mapping 2D vers 3D.

### 3.2.5.3. Modèles éléments finis du pavé et du cylindre et interaction fluide – structure

La Figure 3.7 illustre les modèles éléments finis des structures rigides exposées à différentes ondes de choc, i.e. un pavé et un cylindre. Ces structures sont numériquement réalisées avec des éléments Shell (coque) de type quad (4 nœuds) de 5x5mm dont l'épaisseur est de 0.65mm. Le pavé est composé de 5356 éléments Shell, tandis que le cylindre en a 5871 et le matériau \*Mat\_rigid est utilisé pour chacun des modèles.

Afin que l'interaction de l'onde de choc avec la structure ait lieu, un couplage fluide-structure doit être mis en place sous LS-DYNA. Ceci est ici réalisé à l'aide de la carte \*Constrained\_Lagrange\_in\_Solid, dont les paramètres utilisés sont récapitulés dans le Tableau 3.2. La structure impactée par l'onde de choc est considérée comme « esclave », tandis que l'onde de choc est considérée comme « maître ». Différents tests ont été effectués afin de trouver ce jeu de paramètres.

Tableau 3.2 : Paramètres de la carte \*Constrained\_Lagrange\_in\_Solid.

Lagrange in Solid	NQUAD	CTYPE	DIREC	PFAC	FRCMIN	PLEAK	INTFORC
	4	4	2	0,1	0,1	0,01	1

### 3.2.5.4. Conditions limites

Dans le but de reproduire fidèlement l'interaction fluide-structure, il y a la nécessité de raffiner le maillage ALE autour de la structure sujette au blast [Greer 2006 ; Langlet et al. 2014]. Le maillage est ainsi divisé en deux sur les bords du modèle comme l'illustre la Figure 3.8, les éléments brique faisant alors :

- 5x10x10mm au niveau de la face avant et arrière ;
- 10x5x10mm au niveau de la face du haut et du bas ;
- Et 10x10x5mm au niveau des faces latérales.

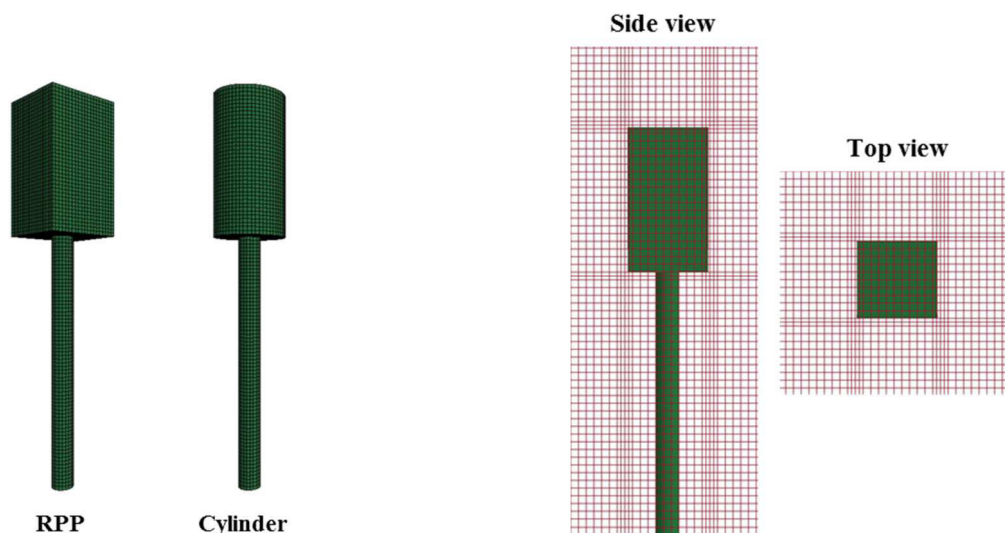


Figure 3.7 : Modèles éléments finis du pavé et du cylindre rigides creux réalisés avec des éléments Shell (coque) de type quad (4 nœuds) de 5x5mm d'épaisseur 0,65mm.

Figure 3.8 : Raffinement du maillage autour de la cible. L'exemple est ici donné pour le pavé.

La comparaison des résultats expérimentaux/numériques portera sur la pression et l'impulsion réfléchies à différents endroits pour les structures rigides, ces paramètres étant calculés à l'aide de traceurs numériques et comparés aux enregistrements expérimentaux des capteurs. Les résultats numériques obtenus sur les 10 premières millisecondes sont échantillonnés à 1MHz, tout comme pour les essais expérimentaux. Une attention toute particulière doit être prise au regard de la position du traceur sur la structure. En effet, les différentes faces des structures (où se trouvent les traceurs) peuvent être superposées au maillage ALE 3D de l'air de plusieurs façons comme l'illustre schématiquement la Figure 3.9. Dans le premier cas, le bord de l'élément coïncide avec la surface de la cible alors que dans un second cas l'élément du modèle 3D chevauche la surface de la cible. Dans ce dernier cas, si on place le traceur à la position expérimentale exacte, la pression calculée sera un mélange de la pression réfléchie, mais aussi de la pression ambiante dans la cible (car l'élément chevauche la surface). La pression calculée ne sera alors pas correcte. Dans le premier cas, un problème peut avoir lieu si on place le traceur sur la position expérimentale car une légère zone de « flou » semble avoir lieu sur 1-2mm autour de la structure lors de l'interaction avec la structure, probablement due aux paramètres choisis dans la carte \* *Constrained\_Lagrange\_in\_Solid*, ce qui entraîne une légère baisse de la surpression au niveau de la mesure. Ainsi pour palier à ce problème, le traceur est écarté de 5mm de la structure, taille de l'épaisseur de l'élément 3D proche de la structure.

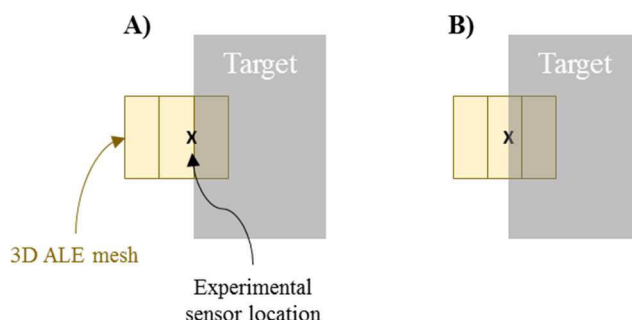


Figure 3.9 : Possible position de maillage ALE 3D par rapport à la structure, ici le pavé : (A) le bord.

### 3.2.5.5. Conclusion

Afin de reproduire numériquement les essais expérimentaux d'interaction d'une onde de choc avec des structures rigides sous LS-DYNA sur un ordinateur de bureautique « classique » et de gagner en temps de calcul, la technique du mapping permettant de décomposer le calcul en plusieurs étapes a été privilégiée. Ainsi, un mapping 2D axisymétrique vers 2D axisymétrique vers 3D est proposé, la structure à impacter étant dans le modèle 3D.

Pour chacune des structures, les trois scénarios expérimentaux ont été reproduits en échelle réduite (facteur 0,5). En plus de la mesure de la pression à différentes positions sur les cibles, les animations, permettant d'obtenir plusieurs paramètres sur l'ensemble du modèle (pression, masse volumique, enfoncement de la membrane, etc...), sont calculées toutes les 0,1ms (10kHz). Ces données de calcul numérique vont permettre de comprendre l'origine des différentes contributions sur les signaux de pression ainsi que le comportement de l'onde autour des structures.

Concernant les profils de pression, plusieurs paramètres seront extraits : les différents pics de surpression, la durée de la phase positive, ainsi que les différents pics d'impulsion. La précision de l'approche du mapping et de l'interaction fluide-structure sera évaluée à l'aide de statistiques classiques sur les précédents paramètres. Il s'agira de calculer la valeur moyenne et l'écart type provenant des essais expérimentaux et de calculer l'erreur faite numériquement en fonction de la valeur moyenne expérimentale.

## 3.2.6. Résultats

### 3.2.6.1. Introduction

Nous allons dans cette partie rapporter les résultats obtenus expérimentalement et numériquement concernant l'interaction de différentes ondes de choc avec des structures rigides simples. L'acquisition des différents signaux expérimentaux a été faite à une fréquence de 1 MHz sans filtrage préalable sur un système numérique 16-bit de résolution sur 32 voies de mesure (Transcom, MF instrument). Un filtrage a été réalisé lors du post-traitement sur les 279 profils de pression obtenus où un filtre passe-bas de type Bessel d'ordre 6 et de fréquence de coupure de 90kHz a été utilisé. Un éventuel offset sur la ligne de base des signaux a été systématiquement compensé. Ces signaux de pression et les impulsions en découlant, ainsi que les images des



caméras rapides vont servir à la validation de l'interaction fluide-structure sous LS-DYNA permettant ensuite de pousser un peu plus l'analyse de ces interactions sur des cibles rigides.

### 3.2.6.2. Pression incidente

#### 3.2.6.2.1. Introduction

La connaissance de la pression incidente est importante puisqu'elle permet de connaître le profil de pression (idéal ou complexe), ainsi que les caractéristiques de l'onde perçue par une cible. La campagne expérimentale a été mise en place de sorte à exposer des cibles à différents profils de fonction en faisant varier la hauteur de détonation. Ainsi, en augmentant la hauteur de détonation, la structure se trouvera dans un premier temps dans le pied de Mach et ira progressivement dans le régime de simple réflexion.

Les sections suivantes visent donc à exposer les différentes menaces et leurs reproductibilités, ainsi que l'étude paramétrique réalisée sur la taille des éléments brique du modèle numérique 3D par comparaison d'une de ces menaces avec les résultats numériques.

#### 3.2.6.2.2. Influence de la hauteur de détonation

La Figure 3.10 illustre les trois HoBs testées dans cette campagne expérimentale. Lorsque le chargement provient de la détonation de 0,3kg à 22cm, les cibles se retrouvent dans le pied de Mach et font face à une onde dont la surpression maximale est de  $125,5\text{kPa} \pm 3,2\%$  de durée de phase positive  $1,42\text{ms} \pm 3,99\%$ .

En augmentant la hauteur de détonation à 44cm, la cible se trouve sur la trajectoire du point triple comme cela avait été prévu et fait face à deux chocs très proches l'un de l'autre. Le temps d'arrivée de l'onde réfléchie issue du sol n'arrivant pas exactement au même moment entre les tirs, la moyenne réalisée pour l'illustration en Figure 3.10 ne permet pas bien de la distinguer de la première onde incidente. Malgré cela, une très bonne reproductibilité est notée avec des écarts types inférieurs à 10% sur l'ensemble des caractéristiques du profil de pression et d'impulsion, à l'exception de la surpression maximale de l'onde réfléchie issue du sol où l'on mesure une valeur moyenne de  $109,9\text{kPa} \pm 15,3\%$ .

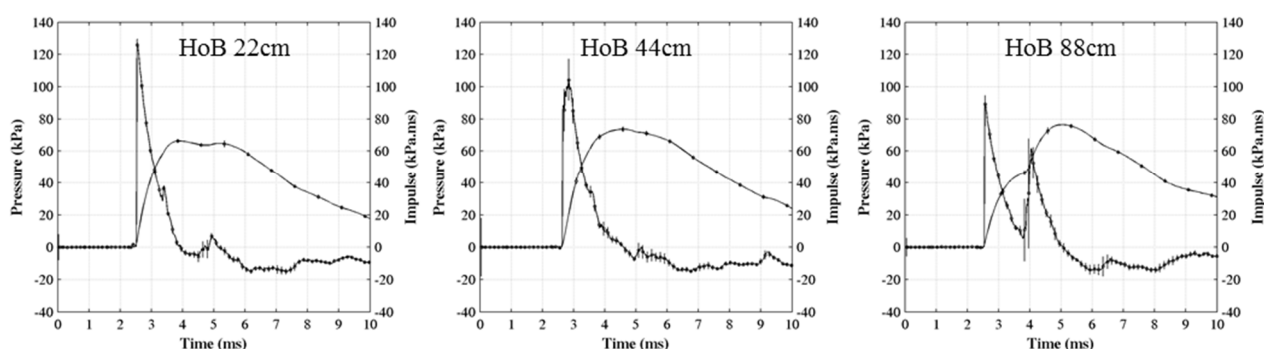


Figure 3.10 : Profils de pression et d'impulsion incidentes et écarts types associés pour les trois hauteurs de détonations testées.

Enfin, pour le pavé et le cylindre, le chargement issu d'une détonation à 88cm est une succession d'une première onde incidente de surpression maximale  $91,0\text{kPa} \pm 6,3\%$ , suivie de sa réflexion sur le sol ( $81,2\text{kPa} \pm 10,1\%$ ).

Ainsi, passer d'une hauteur de détonation de 22cm à 88cm entraîne une diminution de 27,5% de la première surpression incidente maximale et une augmentation de 16,4% de l'impulsion maximale. Elle passe en effet de  $65,9\text{kPa.ms} \pm 3,1\%$  à  $76,7\text{kPa.ms} \pm 2,9\%$  lorsqu'on augmente la hauteur de détonation de la sorte.

### 3.2.6.2.3. Résultats numériques préliminaires de l'étude paramétrique du mapping 2D vers 3D

La Figure 3.11 illustre la position du modèle 2D par rapport au modèle 3D lors du mapping ainsi que le résultat de ce mapping, à savoir le premier cycle du modèle 3D (ici avec le modèle dont les éléments brique font  $10 \times 10 \times 10\text{mm}$ ).

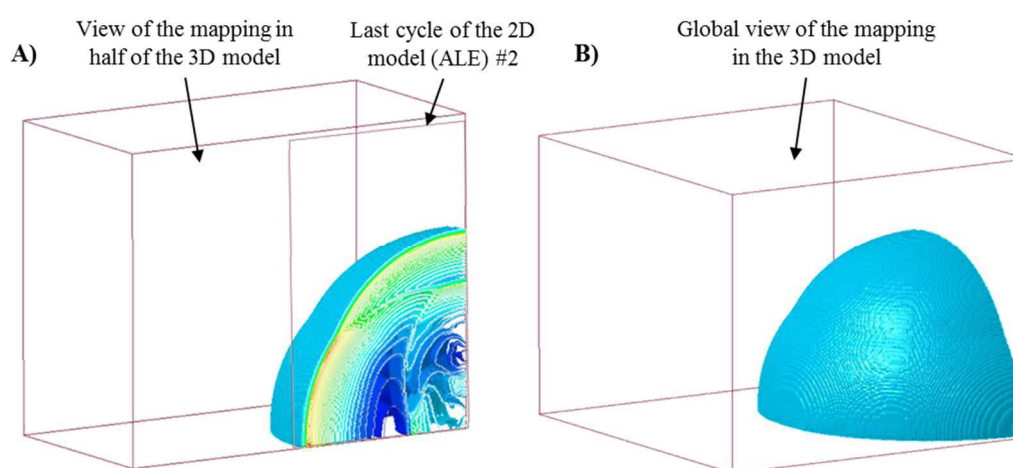


Figure 3.11 : Mapping 2D axisymétrique vers 3D (ici éléments brique  $10 \times 10 \times 10\text{mm}$ ). (A) Position du second modèle ALE 2D par rapport au modèle 3D. Les lignes blanches correspondent au dernier cycle du modèle 2D axisymétrique ; (B) Résultats du mapping (premier cycle du modèle 3D).

La Figure 3.12 montre la comparaison entre les deux mapping 2D vers 3D et les données expérimentales. Visuellement, on observe une meilleure reproduction pour le mapping dont le modèle 3D a des mailles de  $10 \times 10 \times 10\text{mm}$  en termes de pression au cours du temps. En revanche, peu d'influence de la taille des éléments brique est constatée sur l'impulsion incidente. Ces constats se confirment aux vus des erreurs calculées et récapitulées dans le

Tableau 3.3. En effet, une erreur inférieure à 6,5% et 10% respectivement sur  $\Delta P_i$  et  $T_+$  est calculée pour le modèle 3D avec des éléments brique de  $10 \times 10 \times 10\text{mm}$ , tandis que ces erreurs s'élèvent à 16,8% et 16,4% respectivement pour le modèle 3D dont les éléments brique font  $20 \times 20 \times 20\text{mm}$ . L'erreur sur l'impulsion maximale est quant à elle d'environ 10% pour les deux modèles numériques.

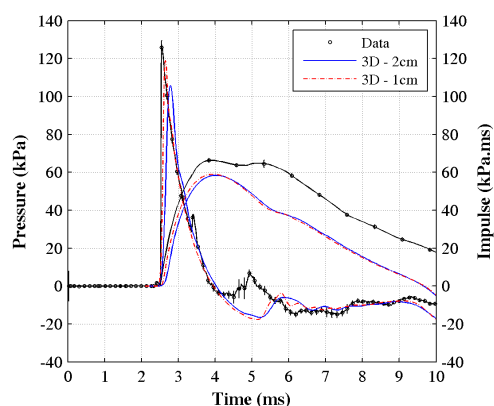


Figure 3.12 : Résultats de l'étude paramétrique sur la taille des éléments brique du modèle ALE 3D. La comparaison expérimentale/numérique porte sur la pression et l'impulsion incidente du scénario à 22cm.

Tableau 3.3 : Récapitulatif des erreurs (en valeurs absolues) pour les différentes tailles de maille des deux modèles 3D par comparaison aux données expérimentales du capteur placé à 2m (hauteur 88cm) d'une charge de 0,3kg détonant à 22cm.  $\Delta P_i$  = surpression maximale incidente ;  $T_+$  = durée de phase positive ;  $\Delta I_i$  = Impulsion incidente maximale ; ET = Ecart type.

		$\Delta P_i$ (kPa)	$T_+$ (ms)	$\Delta I_i$ (kPa.ms)
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	127,14	1,40	65,43
	<i>ET (%)</i>	2,86	3,33	3,70
<b>Mapping</b>	<b>3D - 2cm</b>	105,73	1,63	58,38
	<b> Erreur  (%)</b>	16,84	16,43	10,77
	<b>3D - 1cm</b>	118,90	1,54	58,97
	<b> Erreur  (%)</b>	6,48	10,00	9,87

Afin de reproduire fidèlement à la fois le profil de pression mais aussi l'impulsion incidente, le modèle 3D devra être fait d'éléments brique de 10x10x10mm.

#### 3.2.6.2.4. Conclusion

Trois menaces ont été créées à partir de la détonation de 0,3kg de C-4 à trois hauteurs de détonation. Une première détonation à 22cm permet de se trouver dans le pied de Mach et de faire face à un seul front d'onde. Une seconde détonation à 44cm engendre une position de la cible sur la trajectoire du point triple et le centre de la face chargée fait face à deux fronts d'onde très proche l'un de l'autre. Dans cette configuration, le bas de la cible se trouve dans le pied de Mach tandis que le haut de la cible se trouve dans le régime de simple réflexion. Enfin, pour une détonation de 88cm, la structure se trouve dans le régime de simple réflexion et fait face à deux ondes de choc espacées dans le temps.

L'ensemble des profils expérimentaux obtenus est reproductible avec des erreurs inférieures à 10% sur l'ensemble des caractéristiques des profils de pression et impulsion incidentes.

L'un de ces scénarios a ensuite servi à l'analyse de l'étude paramétrique de la taille des éléments brique du modèle ALE 3D, montrant que des éléments de taille 10x10x10mm étaient nécessaire à la bonne reproduction des profils de pression et d'impulsion incidente. C'est donc ce modèle qui sera utilisé par la suite.

### 3.2.6.3. Profils de pression et impulsion sur les cibles

#### 3.2.6.3.1. Introduction

Nous allons dans cette partie regarder l'influence de la géométrie de la cible sur les pressions et impulsions mesurées sur cette dernière et utiliser l'outil numérique, après validation de l'interaction fluide-structure au regard des données expérimentales, pour observer le chargement autour du cylindre et les conséquences que cela peut avoir sur les modèles prédictifs « single-point » d'Axelsson.

#### 3.2.6.3.2. Influence de la géométrie

La Figure 3.13 illustre les historiques de pression et d'impulsion sur la face avant et arrière (capteur non centrée) du pavé et du cylindre pour les trois HoB testées. On constate que les profils sont différents selon la hauteur de détonation de la charge explosive mais aussi de la forme de la structure exposée. Par exemple, la surface chargée du pavé a reçu deux chocs de surpressions  $219 \pm 14 \text{kPa}$  et  $165 \pm 8 \text{kPa}$  respectivement pour une HoB de 88cm, alors que pour une HoB de 22cm, un seul front d'onde est vu ( $325 \pm 8 \text{kPa}$ ). Cependant, en regardant l'impulsion totale reçue, il ne diffère pas significativement pour les trois HoB pour les deux modèles rigides. Néanmoins, au regard des autres capteurs de pression, on note une diminution de l'impulsion de l'ordre de 20% et 15%, respectivement pour le RPP et le cylindre, lorsqu'on passe d'une HoB de 88cm à 22cm.

Pour la hauteur de détonation à 44cm, le capteur au centre de la face chargée fait face à deux ondes de choc très proches l'une de l'autre, en revanche, l'arrière de la structure semble se trouver dans le pied de Mach au vu de la similarité des profils de pression et d'impulsion avec les mesures à une HoB de 22cm.

Comme on pouvait s'y attendre, le pavé offre plus de surface au souffle de l'explosion que le cylindre, ce qui explique les impulsions plus élevées sur ses faces. En effet, des mesures sur le cylindre à partir des trois scénarios montrent une diminution de l'impulsion de 18,5% sur la face directement chargée, celle-ci allant jusqu'à 39,6% pour la face latérale par rapport aux mesures sur le pavé.

Plusieurs contributions sont observées sur les historiques de pression et peuvent partiellement être identifiées avec l'utilisation de l'enregistrement de la caméra à haute vitesse à 40000 images par seconde (Figure 3.14.A). Ces vidéos permettent la capture du contournement de l'onde autour des structures déjà exposé dans le chapitre 1. Les phénomènes de diffraction peuvent être observés, au cours desquels un front d'onde diffracté et une onde de raréfaction sont créés, ces ondes étant créées au niveau des bords de la cible. En effet, la différence de pression entre, par exemple, la face chargée par la pression réfléchiée ( $P_r$ ) et la faible pression au niveau du bord ( $P_i$ ) conduit à la formation de ces ondes. Dans ce cas, l'onde de raréfaction se propage à travers la face chargée. Lorsque la durée de la phase positive de l'onde incidente est assez longue, ce phénomène d'onde de raréfaction, aussi appelé « clearing effect », perturbe le chargement sur la surface de la cible, cela provoque une diminution de la surpression et de la durée de phase positive et, par conséquent, de l'impulsion reçue comme le montre la Figure 3.14.B.

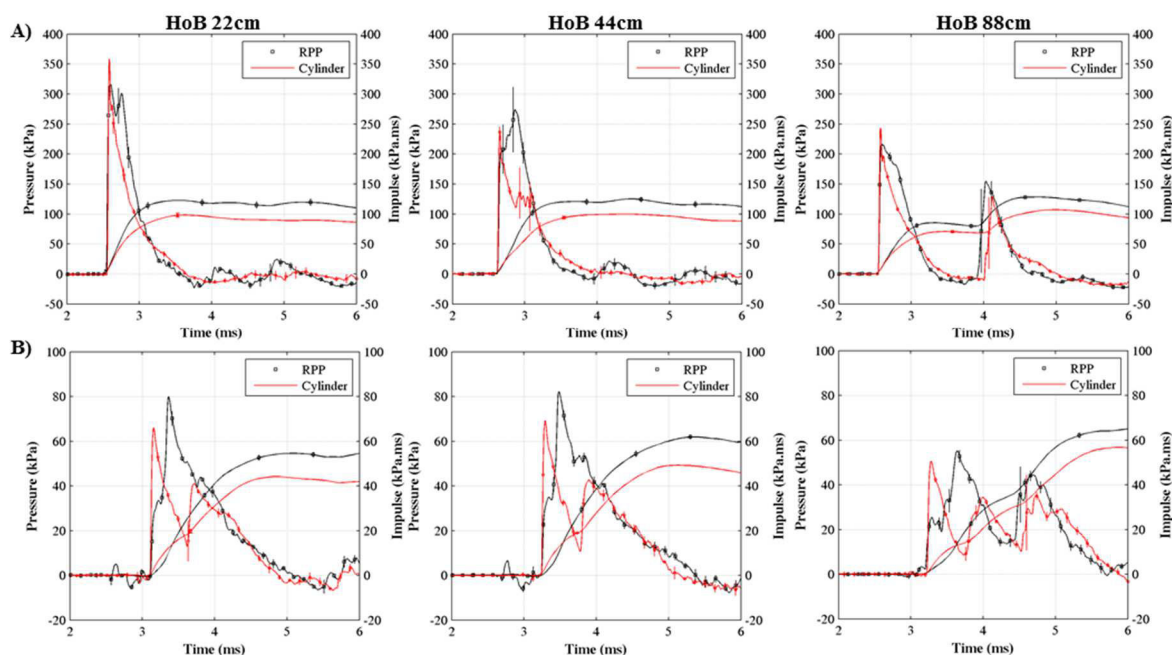


Figure 3.13 : (A) Profils de pression et impulsion sur la face avant du pavé (noir) et du cylindre (rouge) ; (B) Pressions et impulsions mesurées sur la face arrière du pavé (capteur non centré) et du cylindre (capteur à 135°).

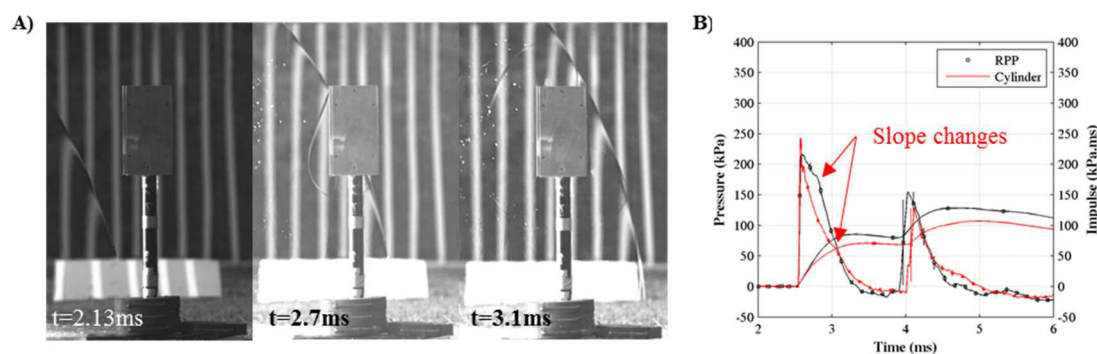


Figure 3.14 : (A) Visualisation des fronts d'onde lors de l'exposition du pavé à 0,3kg à un HoB de 22cm. Ceci est rendu possible avec les enregistrements à haute cadence de la caméra (40000 images par seconde), et l'utilisation de lignes blanches dans l'arrière-plan pour ajouter du contraste (B) Profil de pression moyen avec écart type mesurée sur la face avant du pavé pour une HoB de 88cm. Les flèches indiquent le moment où les ondes de raréfaction arrivent, ce qui induit une diminution de la surpression.

Plusieurs remarques peuvent être faites au regard de l'ensemble des données expérimentales. La première remarque majeure à formuler est l'importante refocalisation à l'arrière des cibles. Une amplification de  $\Delta P_{max}$  et  $\Delta I_{max}$  est en effet clairement visible sur la face arrière du pavé et dans le « dos » du cylindre. Les maxima en arrière sont très proches voire supérieurs à ceux sur le côté (face côté pour le pavé ou 90° pour le cylindre) alors que l'onde subit une diffraction supplémentaire en arrière par rapport au côté, ce qui devrait diminuer le chargement. L'arrière de la cible est par conséquent chargé de manière proche au chargement de côté. L'arrière des cibles n'est donc pas plus protégé que le côté.

La seconde remarque majeure est l'effet du point triple. La surpression maximale en face avant du pavé évolue fortement entre les trois différentes hauteurs de détonation. Elle est forte lorsque le pavé se situe sous le point triple (pied de Mach) et plus faible dans le cas contraire (point triple sous la cible). Il est toutefois très intéressant de noter que même si l'effet du point triple est important sur la surpression maximale, ce n'est pas le cas pour l'impulsion maximale qui est très proche pour la face avant quelle que soit la hauteur de détonation de la charge.

### 3.2.6.3.3. *Reproduction du phénomène d'interaction blast-structure sous LS-DYNA*

Avant d'évaluer la reproductibilité des pressions et impulsions sur les différentes cibles données par la simulation dans les différents scénarios, une comparaison numérique/expérimental est tout d'abord réalisée pour valider les aspects numériques sur le comportement de l'onde de choc autour des cibles.

Les vidéos rapides obtenues lors des études expérimentales permettent une validation des modèles numériques sur les aspects de comportement de l'onde de choc. La donnée expérimentale obtenue étant l'évolution des positions des chocs avec le temps, celle-ci est comparée à la prévision numérique du champ de pression. La comparaison est réalisée sur la configuration du pavé avec une hauteur de détonation de 44cm, qui est la configuration la plus complexe du fait que cette hauteur de détonation correspond à une arrivée du point triple sur la cible.

La Figure 3.15 présente cette comparaison à des instants caractéristiques :

- A  $t=2,13\text{ms}$ , le blast n'a pas encore atteint le pavé. L'aspect caractéristique du blast, i.e. pied de Mach, onde incidente et sa réflexion sur le sol est correctement reproduit numériquement ;
- A  $t=2,88\text{ms}$ , les réflexions des fronts d'onde incident sur la face avant du pavé se développent et produisent un motif reproduit numériquement ;
- A  $t=3,08\text{ms}$ , l'onde de choc se propageant sous le pavé diffracte. Cette diffraction ainsi que les motifs des autres ondes de choc semblent bien reproduit numériquement.

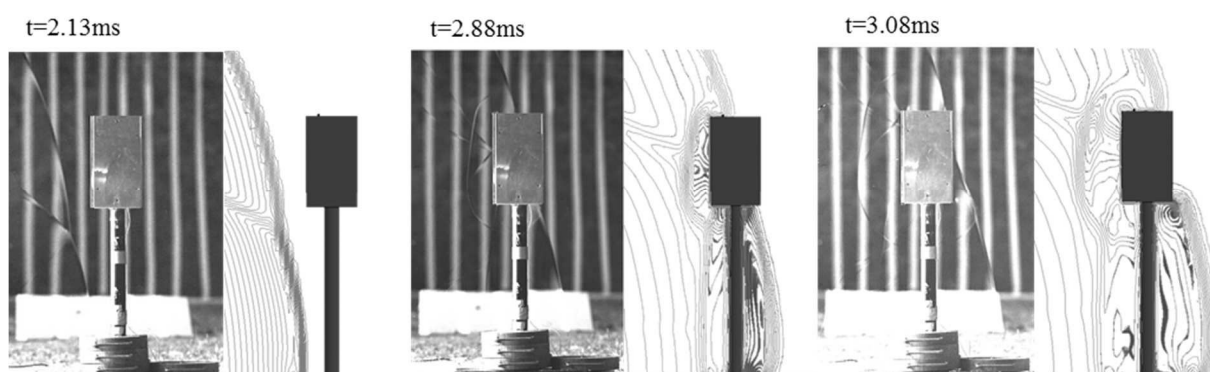


Figure 3.15 : Comparaison du comportement de l'onde de choc entre vidéos rapides et simulation pour le pavé exposé une charge de 0,3kg détonant à 44cm à trois instants différents.

L'ensemble de ces comparaisons montre que le code LS-DYNA reproduit fidèlement le comportement de l'onde de choc dans ce scénario précis. La comparaison détaillée de tous les autres scénarios n'est pas effectuée ici par concision mais mène à la même conclusion comme le montre l'annexe F.

Maintenant que la validation du comportement de l'onde de choc a été effectuée, l'objectif est dorénavant de constater de la reproduction des pressions et impulsions à différents endroits sur les cibles. La pression et l'impulsion obtenues numériquement au niveau des capteurs sont donc comparées avec les données expérimentales en Figure 3.16 pour le pavé (HoB 22cm) et Figure 3.18 pour le cylindre (HoB 88cm). Les autres scénarios sont montrés dans l'annexe G.

Dans toutes les figures, les courbes numériques ont été recalées en temps d'arrivée par rapport aux données expérimentales. Le décalage initial entre simulation et expérimental est en moyenne d'environ 0.15ms. Cette légère différence numérique de temps d'arrivée de l'onde n'affecte pas les prédictions de surpression, d'impulsion, ou le comportement de l'onde de choc et le recalage a été effectué pour permettre une meilleure observation de l'accord expérimental/numérique au-delà de cette différence légère de temps d'arrivée. De plus, tout comme dans le chapitre 2, les erreurs numériques seront illustrées en termes de pourcentage de reproduction de la valeur expérimentale. Il s'agira plus précisément du pourcentage de la valeur expérimentale reproduit numériquement, les valeurs numériques au-dessus de 1 (100%) étant retranscrite en valeur inférieure à 1 en faisant  $1-(\text{valeur}-1)$ .

La Figure 3.16 illustre donc la comparaison expérimentale/numérique des pressions et impulsions sur le pavé pour une hauteur de détonation de 22cm, où la cible se trouve dans le pied de Mach. De manière qualitative, on note que l'ensemble des profils est bien reproduit, à l'exception de l'impulsion calculée sur le capteur en face avant et en face arrière. En effet, au regard des erreurs calculées sur le premier maximum de pression, la durée de phase positive et la première impulsion maximale, toutes trois illustrées en Figure 3.17, on peut considérer que le phénomène d'interaction d'onde de choc est fidèlement reproduit sous LS-DYNA. Les premières surpressions incidentes calculées sur le pavé sont reproduit à 90% en moyenne pour les cinq capteurs, la durée de phase positive à 80% et enfin l'impulsion à 86%, avec un écart type expérimental respectivement de 3%, 4% et 2%. A noter qu'aucune signification physique n'a été trouvée pour le second pic visible sur le profil de pression en face avant moins de 0,5ms après la première onde incidente induisant une augmentation de l'impulsion. Ceci pourrait expliquer les 35% d'erreur sur l'impulsion incidente obtenue numériquement sur ce capteur.

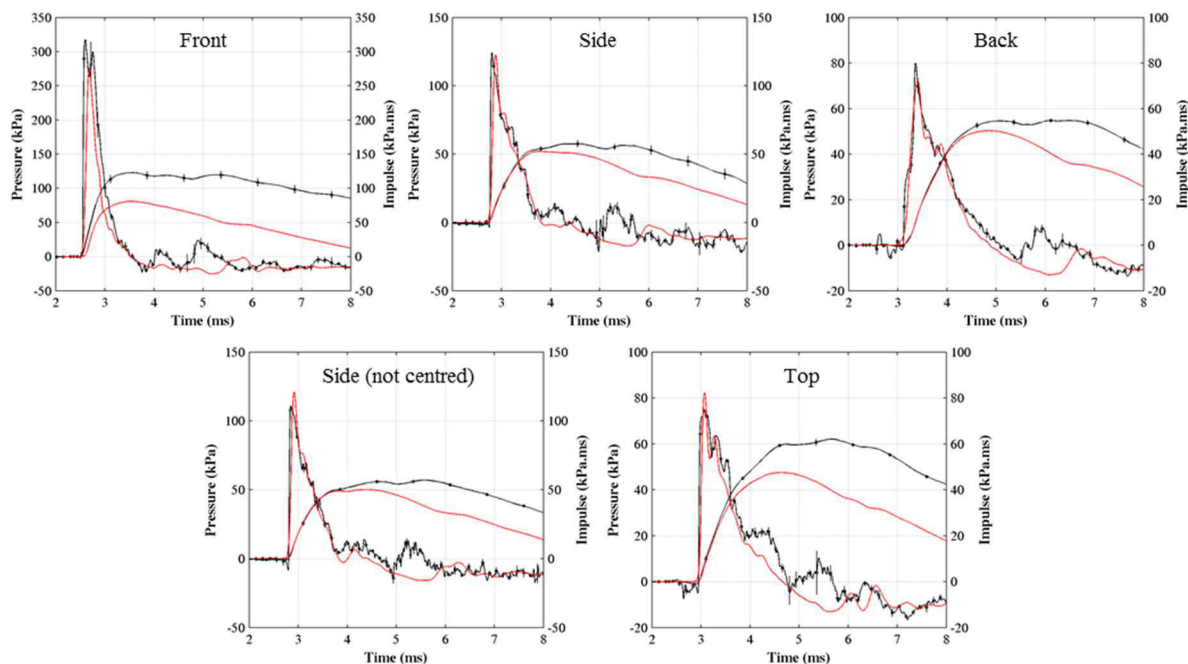


Figure 3.16 : Comparaison expérimentale/numérique des pressions et impulsions mesurées sur le pavé pour le scénario à 22cm. Courbes noires = données expérimentales ; Courbes rouges = LS-DYNA.

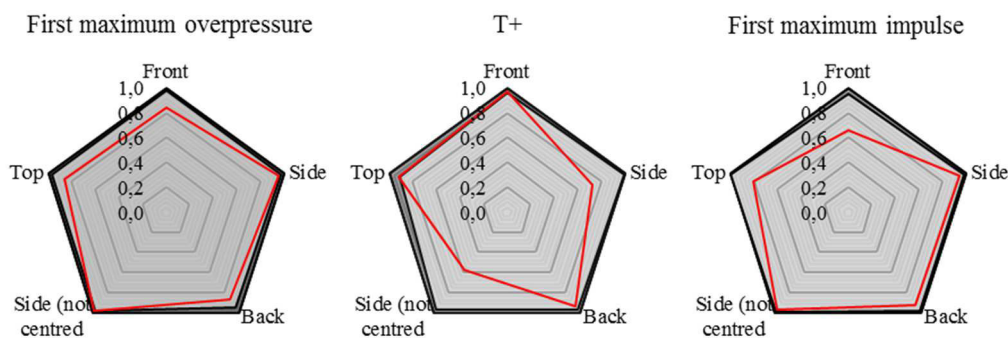


Figure 3.17 : Erreurs numériques calculées sur la première surpression maximale, la durée de phase positive et la première impulsion maximale pour la configuration où le pavé fait face à une charge de 0,3kg à 22cm.

Concernant l'interaction d'une onde de choc complexe avec une cible, la Figure 3.18 illustre les résultats numériques au regard des données expérimentales pour l'exposition du cylindre à une charge détonant à 88cm, la cible est alors dans le régime de simple réflexion. Les erreurs sur les paramètres caractéristiques de l'onde de choc sont reportées en Figure 3.19 et on constate qu'en moyenne 84% de la première surpression maximale expérimentale est reproduit numériquement ainsi que 81% et 88% respectivement pour la durée de phase positive et la première impulsion maximale. En revanche, pour la première surpression maximale, les erreurs de 24% et 36% pour le capteur à 0° et 45° sont en partie dues à un mauvais positionnement du traceur comme expliqué en section 3.2.5.4.



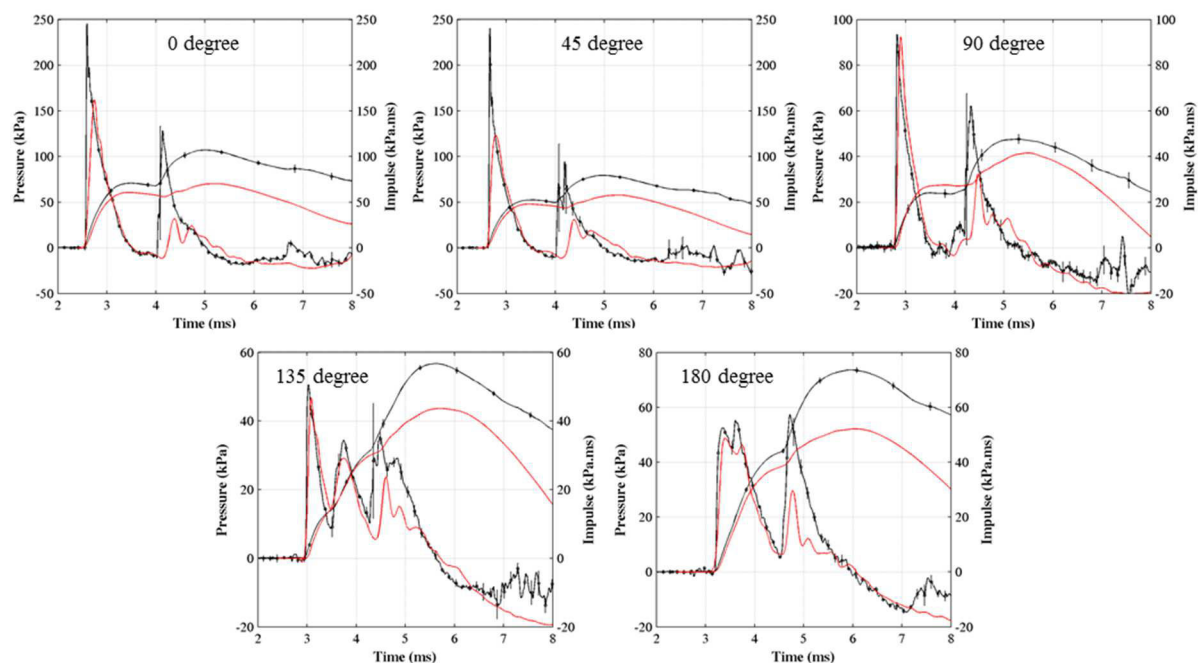


Figure 3.18 : Comparaison expérimentale/numérique des pressions et impulsions mesurées sur le cylindre pour le scénario à 88cm. Courbes noires = données expérimentales ; Courbes rouges = LS-DYNA.

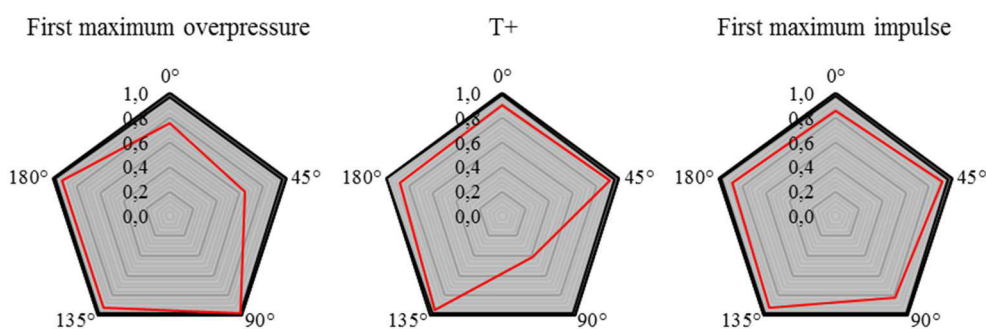


Figure 3.19 : Erreurs numériques calculées sur la première surpression maximale, la durée de phase positive et la première impulsion maximale pour la configuration où le cylindre fait face à une charge de 0,3kg à 88cm.

Par ailleurs, on constate que l'interaction de l'onde réfléchie issue du sol sur la cible n'est pas fidèle aux données expérimentales avec des erreurs moyennes sur les cinq capteurs de  $61,2 \pm 15,7\%$  sur la surpression maximale de cette contribution et de  $24,6 \pm 9,0\%$  sur l'impulsion maximale. Ceci s'explique par le fait que la pression incidente pour cette configuration est elle-même mal reproduite. Cette configuration correspond à l'échelle réduite ( $k=2/3$ ) de la configuration « 1,0kg à 133cm » de la cartographie de pression exposée en chapitre 2. La pression incidente mesurée à 2m de la charge (hauteur 88cm) correspond donc au capteur 3 de la cartographie de pression. Si on regarde de nouveaux les résultats numériques sur ce capteur au regard des données expérimentales, on constate en effet que l'onde issue de la réflexion de la première onde incidente sur le sol est mal reproduite amenant à une erreur de 26% sur l'impulsion maximale incidente.

#### 3.2.6.3.4. Conclusion

L'objectif de ces sections était l'étude, par le biais expérimental et numérique, de l'interaction entre le blast et une cible rigide. Les deux structures étudiées, i.e. un pavé creux et un cylindre creux, ainsi que les différentes hauteurs de détonations, ont permis une analyse complète des phénomènes d'interactions blast/cible.

La pression et l'impulsion en surface des cibles ont tout d'abord été comparées, montrant ainsi l'influence de la géométrie de la cible sur ces mesures. Trois phénomènes majeurs se détachent : la refocalisation importante en arrière qui provoque un chargement non négligeable, l'effet du point triple qui influe sur la pression maximale mais moins sur l'impulsion maximale en face avant et enfin les effets des arêtes provoquant des tourbillons et des ondes de raréfactions entraînant des diminutions du chargement.

L'approche numérique a ensuite été validée au regard du contournement de l'onde de choc et des pressions et impulsions en surface des cibles. Les phénomènes complexes pouvant avoir lieu, comme les diffractions, raréfaction, refocalisation sont correctement reproduits par le code numérique, tout en prenant soin de raffiner le maillage autour des cibles et en prêtant attention à la localisation du traceur au regard du maillage ALE. Toutefois, il a été observé que l'onde provenant de la réflexion de l'onde incidente sur le sol n'était pas fidèlement reproduite, comme cela a déjà été noté dans le chapitre 2.

#### 3.2.6.4. Observations sur le cylindre du chargement blast

La pression et l'impulsion maximale à mi-hauteur du cylindre a été calculée numériquement tous les 15° pour les trois scénarios expérimentaux comme l'illustre la Figure 3.20. Malgré les erreurs plus importantes pour les chargements dans le régime de simple réflexion, les tendances sont toutefois observables.

On constate par exemple que le minimum de  $\Delta P_{max}$  et  $\Delta I_{max}$  n'a pas lieu aux mêmes angles sur le cylindre. Le minimum de  $\Delta P_{max}$  a lieu autour de 150° tandis que celui de  $\Delta I_{max}$  a lieu autour de 90°. Cette figure illustre d'ailleurs aussi la focalisation en arrière du cylindre. Elle est caractérisée par une ré-augmentation contenue de  $\Delta P_{max}$  aux angles supérieurs à 150° et par une ré-augmentation très significative de  $\Delta I_{max}$  au-delà de 90°.

Cette observation peut être d'importance au regard des simplifications du modèle d'Axelsson, i.e. le modèle de Weathervane, permettant de connaître le niveau lésionnel pulmonaire de l'homme en fonction des pressions à 0°/±90°/180° sur le BTD équivalent au cylindre de l'étude actuelle qui est à l'échelle 2/3 du BTD. Pour rappel, le modèle de Weathervane considère que la pression latérale (±90°) correspond à la pression incidente tandis que la pression à l'arrière (180°) correspond à la pression ambiante. Or, on s'aperçoit ici que cette hypothèse est fautive puisque au contraire une refocalisation à l'arrière du cylindre entraîne une augmentation de la pression et de l'impulsion. Le modèle de Weathervane est donc censé sous-estimer le niveau lésionnel. En revanche, ce modèle considère la pression à 0° comme étant la réflexion sur un mur rigide infini, ce qui entraîne une surestimation de cette pression (et impulsion) comparée à la mesure sur un cylindre. La surestimation de la pression/impulsion sur la face avant compense en partie et dans certains scénarios la sous-estimation sur la face arrière, comme le montre l'étude de Teland [2012].

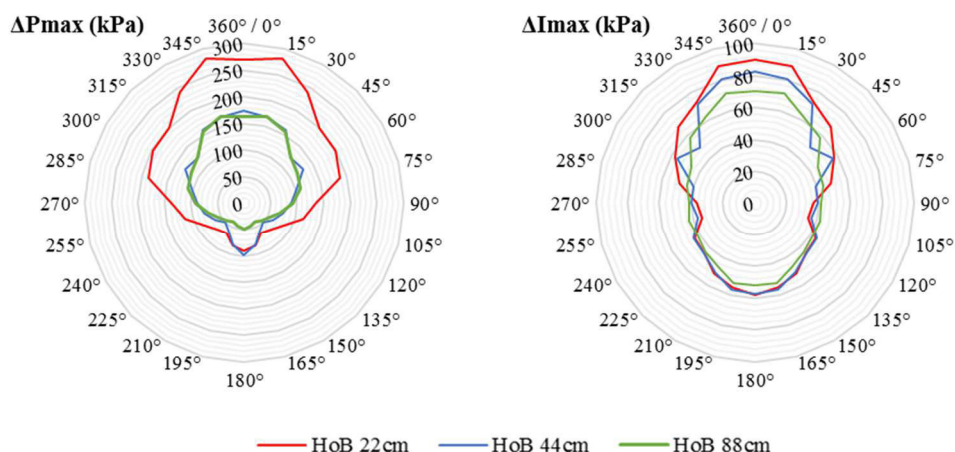


Figure 3.20 : Maximas (*gauche*) de pression et (*droite*) d'impulsion sur le cylindre, obtenus numériquement. Les maximas sont donnés sur le plan horizontal des capteurs, en surface du cylindre. L'angle de 0° correspond au côté faisant face à la charge et celui à 180° à l'arrière.

### 3.2.6.5. Conclusion

A l'aide des données expérimentales issues des essais d'interaction blast/structures rigides et de l'utilisation de l'outil numérique LS-DYNA après validation au regard des données précédentes, il a pu être constaté différents phénomènes physiques tels que la diffraction, les ondes de raréfaction ou encore la refocalisation des ondes en face arrière.

De plus, comme cela était attendu, le pavé offre plus de surface au souffle de l'explosion que le cylindre, ce qui explique les impulsions plus élevées sur ses faces.

Le chargement blast sur le contour du cylindre a ensuite été analysé numériquement, montrant très nettement l'effet de la refocalisation des ondes sur la face arrière, cette dernière ne commençant pas aux mêmes angles entre  $\Delta P_{max}$  et  $\Delta I_{max}$ .

Cette observation montre par exemple que la simplification du modèle d'Axelsson en un modèle « single point » (modèle de Weathervane) entraîne des sous-estimations de la menace sur la face arrière et donc une sous-estimation de la vitesse d'enfoncement utilisée pour obtenir le niveau lésionnel. Cependant, cette sous-estimation peut être atténuée par le fait que ce modèle surestime le chargement sur la face avant, ce qui pourrait compenser dans certains cas la sous-estimation en face arrière et prédire un niveau lésionnel équivalent à la prédiction du modèle d'Axelsson.

### 3.2.7. Conclusion

Une campagne expérimentale a été réalisée afin de collecter des données d'interaction d'une onde de choc plus ou moins complexe avec des structures rigides simples se rapprochant de la forme d'un thorax humain, i.e. un pavé creux et un cylindre creux. Trois scénarios ont ainsi été réalisés expérimentalement avec une masse sphérique de C-4 de 0,3kg et trois hauteurs de détonation et un minimum de huit répétitions a été fait pour chacun des scénarios.

Sur chacune des structures, cinq (pour le pavé) et six (pour le cylindre) capteurs de pression étaient placés à la surface des cibles et une caméra rapide à 40000ips a été utilisé pour suivre le choc et son contournement autour des structures. Un total de 170 profils de pressions et 170 profils d'impulsions ont ainsi été analysés donnant lieu à 42 profils de pression et 42 profils d'impulsions reproductibles.

Ces données expérimentales ont permis l'observation de phénomènes physiques liés à l'interaction de l'onde de choc avec une cible, à savoir la diffraction, les ondes de raréfaction et la refocalisation sur la face arrière donnant lieu à des impulsions supérieures à celle mesurée sur les côtés de la cible.

Une validation de l'approche numérique utilisée sous LS-DYNA a ensuite été réalisée au regard des données des caméras rapides et de celles des capteurs sur les structures permettant de conclure que cette approche est apte à reproduire l'ensemble des phénomènes physiques en jeu, à l'exception de la contribution provenant de l'onde issue de la réflexion de l'onde incidente sur le sol comme cela a déjà été remarqué dans le chapitre 2.

L'apport du numérique a ici été de placer un ensemble de capteurs tous les 15° à mi-hauteur du cylindre permettant de regarder le chargement de la menace autour de la cible. Il a ainsi été vu qu'une augmentation de la pression maximale et de l'impulsion maximale avait lieu autour de 150° et 90° respectivement, permettant de montrer les limites d'un modèle prédictif à un point qui est le modèle de Weathervane.

Maintenant que l'interaction de la menace blast est connue et comprise sur des substituts de thorax rigides simplifiés, i.e. un pavé creux et un cylindre creux, l'objectif suivant est de poursuivre le travail sur ces mêmes cibles mais déformables.

### **3.3. Interaction d'ondes de choc avec les modèles thoraciques simplifiés déformables réduits**

#### **3.3.1. Introduction**

Le phénomène du blast se caractérise principalement par sa très courte durée pendant laquelle le profil de pression le plus simple est décrit avec la forme d'onde Friedlander. La plupart des études existantes sur l'interaction d'une onde de choc avec une quelconque cible utilisent cette forme d'onde [*Richmond et al. 1966 ; Vassout et al. R 117/96 1996 ; Tyas et al. 2011 ; Rigby et al. 2014*]. Ce profil gagne cependant en complexité lorsque des réflexions sont ajoutées. Après la détonation d'une charge explosive, les structures biologiques placées autour peuvent être endommagées par l'onde de choc [*Mayorga 1997 ; Phillips 1986*].

Puisque les soldats ne sont pas seulement confrontés à des chocs idéalisés, il est alors important d'évaluer l'influence d'une complexification de la forme d'onde de la pression sur la réponse de la cible. Cela a précédemment été réalisé sur des cibles rigides et cette enquête a été réalisée dans la présente étude en utilisant trois substituts de torsos simplifiés déformables : un pavé creux, un cylindre creux et une membrane en forme de « U » (RIG).

La première partie sera consacrée à la description des cibles et de leurs instrumentations, ainsi qu'aux différents scénarios réalisés sur celles-ci. Les données expérimentales sont ensuite présentées et analysées et l'influence de la hauteur de détonation et de la géométrie des cibles sera évaluée au regard de leurs réponses cinématiques. Ce large éventail de données expérimentales servira de base à la validation des modèles éléments finis des cibles déformables, ce qui permettra par la suite de poursuivre la compréhension de l'interaction blast/structure thoracique simplifiée déformable en réalisant d'avantage de scénarios. Pour finir, les conclusions et les perspectives de l'étude seront présentées.

### 3.3.2. Approche expérimentale

#### 3.3.2.1. Introduction

Cette section décrit les structures déformables développées dans la présente étude et exposées à plusieurs ondes de choc, ainsi que leur instrumentation. En outre, elle décrit également la configuration et les scénarios réalisés.

#### 3.3.2.2. Les structures déformables

Avec pour objectifs de comprendre l'influence du profil de pression et de la forme de la cible sur leurs chargements et leurs réponses cinématiques, trois structures différentes dont la forme se rapproche de la géométrie du thorax simplifié ont été exposés à des ondes de choc, comme illustré sur la Figure 3.21. La première structure étudiée est une version mise à l'échelle 2/3 de la membrane en « U » Canadienne, aussi appelée RIG. Les deux autres structures sont les versions déformables des structures étudiées précédemment en rigide : un pavé creux et un cylindre creux, et leur fabrication est expliquée en annexe H. Les dimensions de ces structures sont liées à la hauteur réduite du BTD (37,5cm) et au diamètre réduit du BTD (20cm). Chaque substitut de thorax simplifié est en élastomère de polyuréthane (PMC-770, cf. Annexe E). Les membranes ont une épaisseur de 13mm d'épaisseur, correspondant à l'épaisseur réduite de la membrane Canadienne et du MABIL.

Le PMC-770 est un mélange de caoutchouc en deux parties. Après leur mélange, la préparation est placée dix minutes dans un système sous vide pour éliminer un maximum de bulles créées pendant le mélange.

Le RPP est constitué d'un cadre métallique (le même que pour le pavé rigide) sur lequel quatre plaques de Plexiglas® de 7mm d'épaisseur sont vissés. Le plexiglas est choisi pour permettre le suivi vidéo de la déformation de la membrane déformable. Seule la face avant est une plaque déformable d'épaisseur 13mm, prise en sandwich par un cadre métallique de 2mm d'épaisseur afin de la maintenir comme l'illustre la Figure 3.22. La structure complète, d'une masse de 6,5kg, est vissée sur le même support cylindrique que pour les essais sur les modèles rigides.

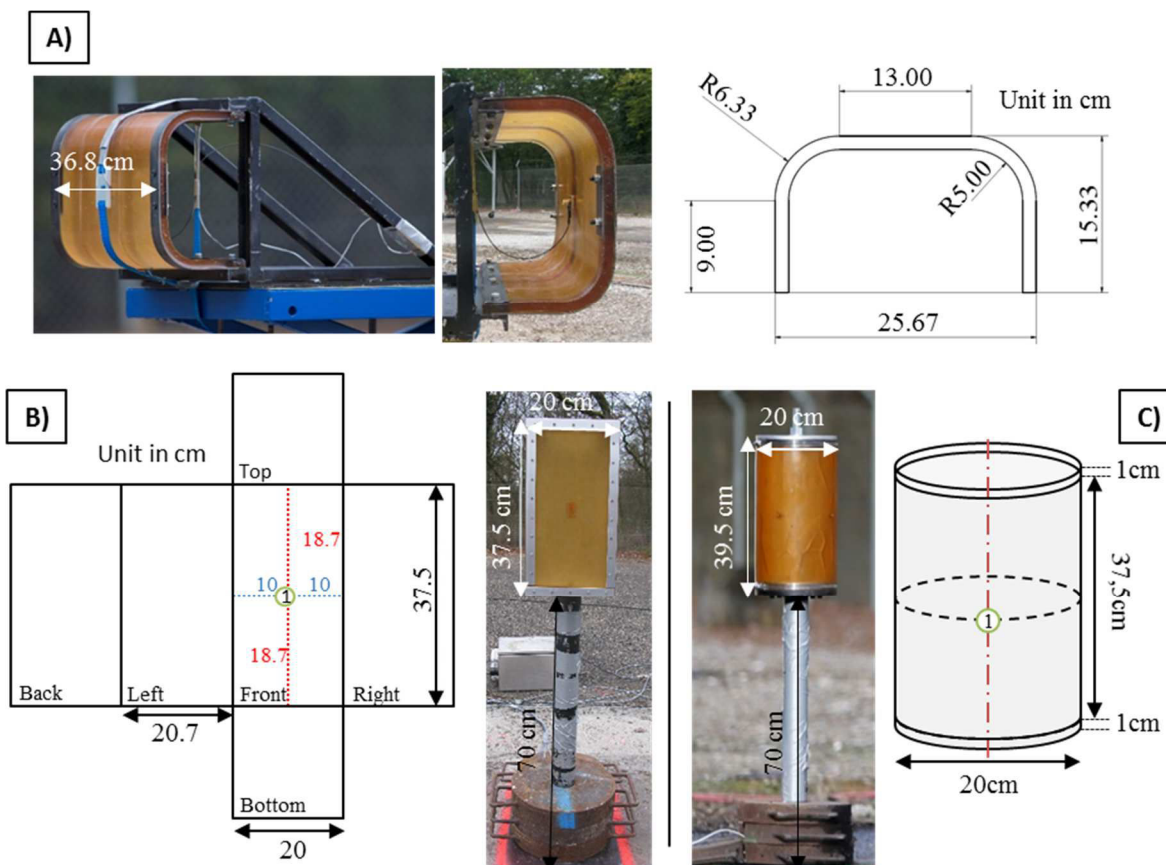


Figure 3.21 : Illustration de la membrane en « U » (A) ; du pavé creux (B) et du cylindre creux (C). Les différents schémas illustrent les dimensions des structures et la position des capteurs. Le capteur (1) est à la fois un capteur de pression piézo-résistif (Kulite XT 190M) et un accéléromètre piézoélectrique à charge B&K 8309.

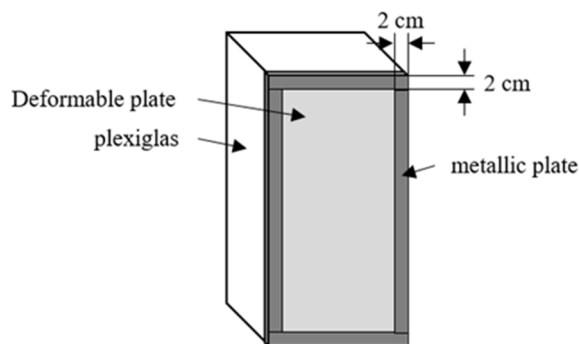


Figure 3.22 : Illustration de la fixation de la plaque déformable sur le cadre métallique du pavé.

Le cylindre, d'une masse totale de 10,0kg, a été réalisée à l'aide d'un moule fait maison et la procédure est expliquée en annexe H. Des plaques d'acier cylindriques et une tige filetée sont utilisées pour fixer la structure avec le support et pour le fermer. Il aide également à maintenir la forme globale au repos ainsi que lors de l'interaction avec l'onde de choc. Le support du modèle est le même que pour le cylindre rigide.

Quant à la membrane RIG, comme cela est expliqué en annexe D, un moule réalisé à l'impression 3D a été utilisé pour le réaliser. Le PMC-770 a été coulé à l'intérieur de ce moule, dont les surfaces internes étaient

couvertes d'un produit facilitant le démoulage. Deux extrémités de la membrane sont prises en sandwich dans un châssis métallique. Les deux autres sont contraintes par des plaques d'acier vissées. La structure complète (masse 24,8kg) est placée sur une structure en acier et fixée sur cette dernière. Lorsque le RIG est installé sur ce support, aucun mouvement global n'est autorisé par rapport au support.

Le centre de la surface exposée de ces trois substituts est alors à 88cm du sol. Elle correspond à la hauteur réduite de la hauteur moyenne d'un sternum humain (~ 133cm). Le support de chacune de ces structures a été lesté pour empêcher tout mouvement de celui-ci.

### 3.3.2.3. Instrumentation

Pour les trois substituts, un capteur de pression piézo-résistif enregistre la pression réfléchie. Un transducteur Kulite XT 190M 35bar est placé au ras de la surface de chargement pour le pavé et le cylindre, la partie sensible de ce capteur étant recouverte d'une protection thermique. Les capteurs sont ensuite vissés à travers la membrane et fixés avec le PMC®-770. Pour la membrane RIG, le capteur de pression Kulite LQ080-100G est sanglé autour de la structure et la partie sensible se trouve au centre de la membrane. En outre, un accéléromètre piézoélectrique à charge (B&K 8309 pour le RPP et le cylindre ; B&K 4393V autrement) est fixé avec le PMC®-770 au centre et à l'arrière de la partie chargée pour chaque cible. Pour le pavé et le cylindre, les câbles d'instrumentation passent à l'intérieur du modèle et ressortent par un petit trou dans la partie basse de la structure.

En plus de cet instrumentation, deux sondes effilées PCB (modèle 137B24) ont été utilisées afin de mesurer la pression incidente à la même distance de la charge que les structures.

Deux caméras rapides Photron RS (couleurs) ont été installées sur le terrain expérimental. Enregistreur à 5000ips, l'une est utilisée pour visualiser l'ensemble de la scène afin de vérifier l'homogénéité et la sphéricité de la boule de feu. La seconde caméra est utilisée pour visualiser l'interaction de l'onde de choc avec la cible déformable. Les images enregistrées seront utilisées en post-traitement pour suivre le déplacement des membranes.

Comme les conditions météorologiques peuvent influencer sur la propagation de l'explosion, la station météo VAISALA WXT520 a été utilisée au cours des expériences.

### 3.3.2.4. Scénarios étudiés

Le scénario considéré dans notre étude est la détonation d'une charge sphérique au-dessus d'un sol plat et considéré rigide. Dans cette étude, le matériau explosif utilisé est le C-4. La charge a été initiée par un détonateur introduit par le haut au centre de la charge et placée sur un tube en carton pour obtenir la hauteur de détonation HoB désirée. Pour être plus précis, la HoB décrite dans la présente étude est la distance entre le bas de la charge et le sol.

Pour le RPP et le cylindre, la zone d'intérêt du substitut est à 2m du centre de détonation, comme illustré sur la Figure 3.23A. Afin de couvrir une gamme de phénomènes physiques aussi large que possible, différentes



HoB ont été choisies. La masse de charge explosive est de 0,3kg (rayon de 3,5cm), et des HoB de 88cm, 22cm et 44cm ont été choisies de telle sorte que la structure soit respectivement dans le simple régime de chargement de simple réflexion, le régime de Mach, et le régime intermédiaire.

Le RIG n'a été exposé qu'à une HoB de 88cm (Figure 3.23B). Avec une distance de 1,7m d'une charge explosive de 0,18kg (rayon de charge de 3,0cm) et 0,39kg (rayon de charge 3,9cm), le substitut sera dans le régime de réflexion simple.

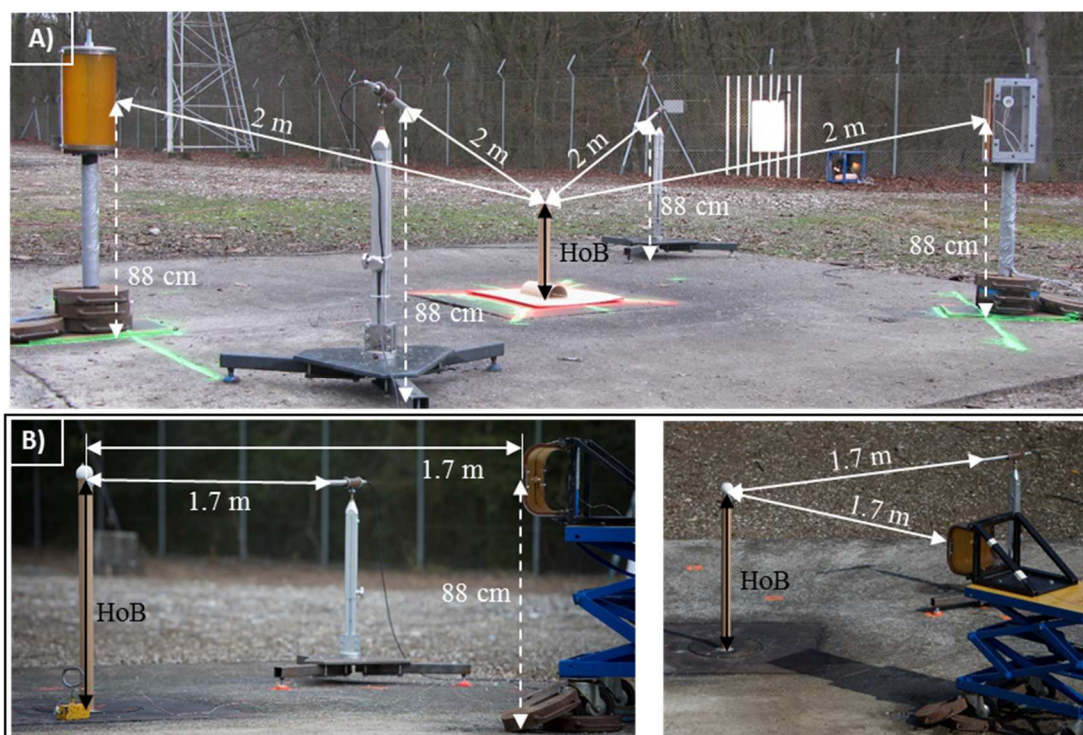


Figure 3.23 : (A) Protocole expérimental pour l'exposition des substituts thoraciques RPP et cylindre ; (B) Protocole pour les essais réalisés sur le RIG. Pour chaque configuration, un tube en carton sert de support à la charge explosive.

Comme résumé dans le Tableau 3.4, un total de trente-quatre expériences a été effectué avec le RPP et le cylindre, où les deux structures ont été exposées simultanément. Le nombre de répétitions pour chaque scénario était au moins dix. Pour le RIG, quatorze expériences ont été réalisées avec au moins cinq répétitions. Lorsque des problèmes surviennent lors de l'essai, comme une projection de boule de feu, une répétition supplémentaire a été effectuée.

Tableau 3.4 : Récapitulatif des scénarios testés sur chaque modèle déformable et du nombre de répétitions.

	0,3kg à 22cm	0,3kg à 44cm	0,3kg à 88cm
RPP & Cylindre	10	11	13
	0,18kg à 88cm		0,39kg à 88cm
Membrane en « U »	9		5

### 3.3.2.5. Conclusion

Quarante-huit essais expérimentaux ont été réalisés sur un total de trois substituts thoraciques dont les données de sortie sont la pression incidente et réfléchiée et l'accélération du centre de la face chargée, cette



dernière mesure servant à obtenir la vitesse d'enfoncement par intégration. L'enfoncement des différentes membranes est quant à lui obtenu par suivi vidéo. Deux cents quarante profils ont ainsi été exploités et seront exposés dans la section suivante.

### 3.3.3. Résultats expérimentaux de l'interaction de différentes ondes de choc avec les modèles déformables

#### 3.3.3.1. Introduction

Nous allons donc dans cette partie rapporter les résultats et les analyses faites sur les données expérimentales obtenues et regarder l'influence d'une complexification de la menace sur les paramètres cinématiques ainsi que l'influence de la forme de la cible sur ces derniers.

L'acquisition des différents signaux expérimentaux a été faite à une fréquence de 1MHz sans filtrage préalable sur un système numérique 16-bit de résolution sur 32 voies de mesure (Transcom, MF instrument). Un filtrage a été réalisé lors du post-traitement des données où un filtre passe-bas de type Bessel d'ordre 6 et de fréquence de coupure de 100kHz pour les pressions et 60kHz pour les accélérations a été utilisé. Un éventuel offset sur la ligne de base des signaux a été systématiquement compensé.

#### 3.3.3.2. Les profils de pression incidente et réfléchi

Augmenter la hauteur de détonation d'une charge explosive sphérique entraîne une complexification du profil de pression incidente comme le montre la Figure 3.24 illustrant les trois HoBs testées dans cette campagne expérimentale.

Pour le pavé et le cylindre, le chargement issu d'une détonation à 88cm est une succession d'une première onde incidente de surpression maximale  $93 \pm 7 \text{kPa}$ , suivie de sa réflexion sur le sol ( $70 \pm 4 \text{kPa}$ ). La plus petite des HoBs correspond à un chargement dans le pied de Mach. La structure fait alors face à un unique choc d'amplitude plus grande ( $128 \pm 2 \text{kPa}$ ). Quant à la HoB de 44cm, le premier choc incident est similaire à un scénario à 88cm ( $85 \pm 3 \text{kPa}$ ), mais sa réflexion sur le sol ( $104 \pm 8 \text{kPa}$ ) est plus proche de l'onde incidente que pour une HoB de 88cm. Dans cette configuration, la structure se trouve sur la trajectoire du point triple comme l'illustre la Figure 3.25, ce qui signifie que le haut de la cible fait face à deux ondes de choc successives, tandis que le bas de la cible se trouve dans le pied de Mach (un seul choc).

Ainsi, passer d'une hauteur de détonation de 88cm à 22cm entraîne une augmentation de 38% de la première surpression incidente maximale et une diminution de 11% de l'impulsion maximale. En revanche, lorsque ces ondes de choc interagissent avec une structure, l'impulsion réfléchi maximale est similaire pour les trois HoBs comme le montre la Figure 3.26. Seule la forme du profil et le temps pour atteindre ce maximum sont différents, ce temps étant plus important lorsqu'on se trouve dans le régime de simple réflexion.

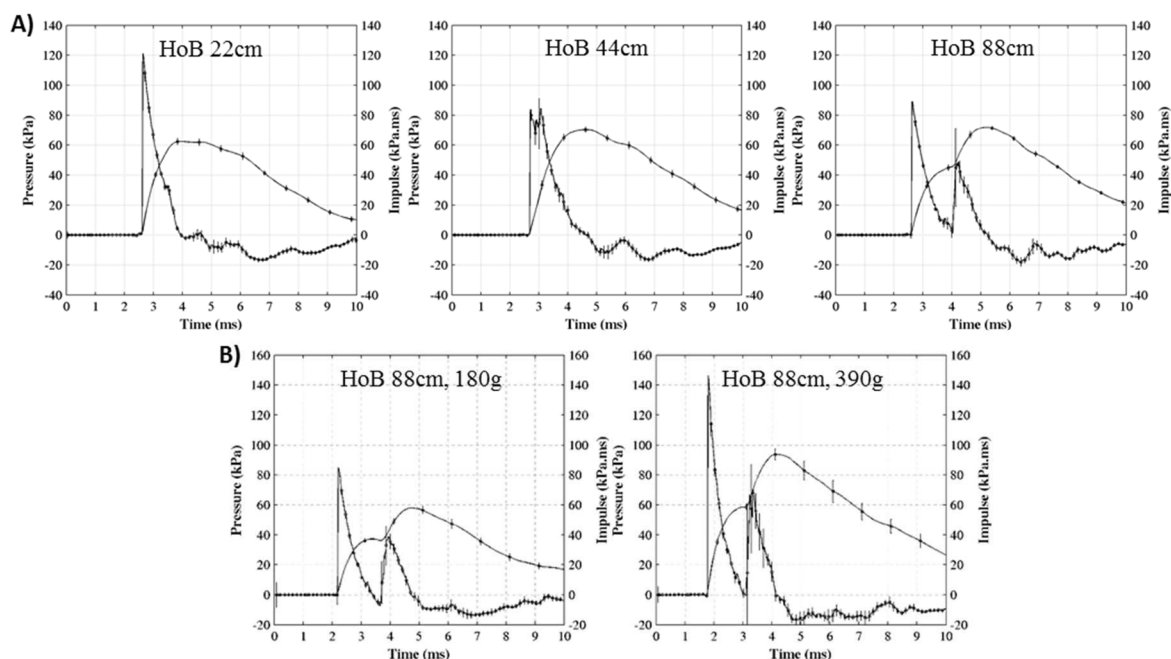


Figure 3.24 : Profils de pression et d'impulsion incidentes pour : (A) les essais sur le pavé et le cylindre pour une masse d'explosive de 300g ; (B) les essais sur le RIG.

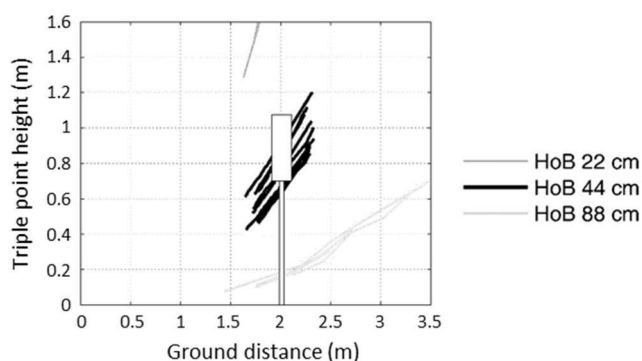


Figure 3.25 : Trajectoires du point triple pour les trois scénarios effectués sur le pavé et le cylindre.

Pour le RIG, seuls des essais à une hauteur de détonation de 88cm ont été réalisés avec deux masses différentes de C-4. Cela conduit à des profils de pression similaires à ceux des essais à une HoB de 88cm pour les autres substituts comme le montre la Figure 3.24B, mais les caractéristiques principales de la pression et donc de l'impulsion sont différentes. Pour les masses de 0,18kg et 0,39kg, les impulsions incidentes maximales sont respectivement de  $57 \pm 2 \text{ kPa.ms}$  et  $94 \pm 5 \text{ kPa.ms}$ , par rapport à  $71 \pm 2 \text{ kPa.ms}$  avec les autres substituts.

Les données obtenues sont reproductibles, avec des écarts types en dessous de 10% sur les caractéristiques suivantes : surpressions maximales incidentes et réfléchies, impulsions maximales et durées de phase positives de la pression et de l'impulsion.

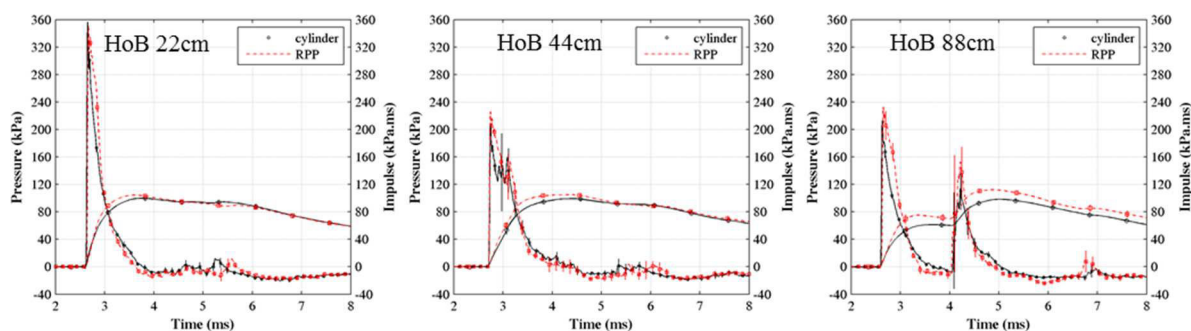


Figure 3.26 : Pression et impulsion réfléchies au centre de la face chargée du pavé (rouge) et du cylindre (noir) pour les trois hauteurs de détonation testées.

La Figure 3.26 illustre les profils de pression et d'impulsion réfléchi mesurés au centre de la face chargée du pavé et du cylindre pour les trois HoBs testées. Comme les chargements issus des expériences sur le RIG sont différents de ceux sur le RPP et le cylindre, ils ne sont pas analysés ici.

Malgré les différents types de chargement entre les trois HoBs, il n'y a pas de différence significative entre le pavé et le cylindre déformables compte tenu de l'impulsion totale reçue ( $108,8 \pm 4,5 \text{ kPa.ms}$  pour le RPP, et  $97,9 \pm 4,8 \text{ kPa.ms}$  pour le cylindre) contrairement à ce qui a été vu sur ces modèles rigides. Bien que la différence ne soit pas significative entre les deux modèles, on constate que l'impulsion sur le pavé est plus importante que sur le cylindre, ce qui s'explique par sa plus grande prise au souffle.

### 3.3.3.3. Influence de la hauteur de détonation sur les paramètres cinématiques

Les accélérations et les vitesses du centre des membranes des torsos simplifiés sont extraites des données de l'accéléromètre, tandis que le déplacement est acquis à partir du suivi vidéo. La Figure 3.27 montre les réponses temporelles enregistrées sur le pavé et le cylindre en termes de vitesse et de déplacement pour les trois HoBs étudiées, où peu de différences peuvent être observées sur chaque substitut en fonction de la hauteur de détonation.

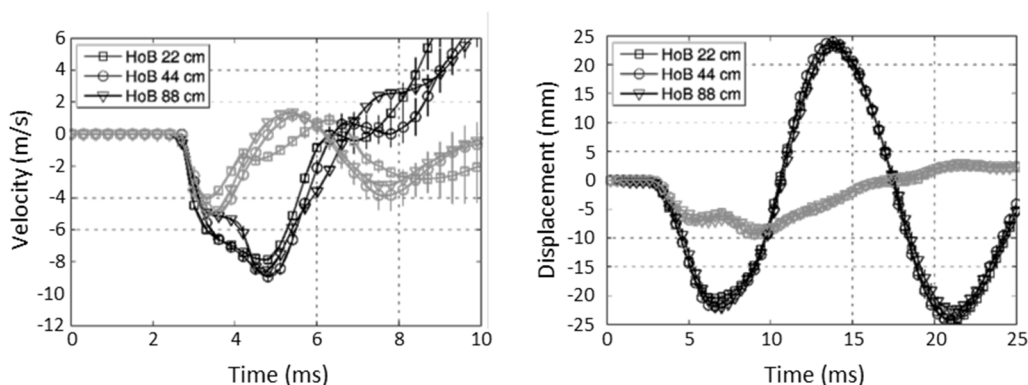


Figure 3.27 : Réponses temporelles du pavé (noir) et du cylindre (gris) en termes de vitesse et de déplacement pour les trois HoBs étudiées.

La Figure 3.28 montre les paramètres cinématiques mesurés ( $\Gamma_{max}$ ,  $V_{max}$  et  $D_{max}$ ), ainsi que le  $VC_{max}$  calculé pour les deux substituts de torse (Pavé et cylindre) aux trois HoBs testées. Des tendances similaires sont constatées pour le maximum de l'accélération ( $\Gamma_{max}$ ) pour les deux substituts. Une diminution de 20-25% est remarquée pour  $\Gamma_{max}$  en augmentant la hauteur de détonation de 22cm à 88cm. Ainsi, pour des profils de pression différents d'impulsions maximales égales, les accélérations maximales sont différentes, ce dernier paramètre diminuant lorsque l'on augmente la hauteur de détonation. Comme ces maxima sont atteints environ 0,2ms après l'arrivée du choc incident et comme la réflexion issue du sol n'a pas encore atteint la structure pour les HoBs de 44cm et 88cm, cette diminution était prévisible. En effet, seule la première surpression vient frapper la cible à ce moment-là, celle-ci étant plus élevée dans le régime de Mach (HoB 22cm). L'impulsion réfléchie est alors 1,5 à 2 fois plus élevée dans le scénario à 22cm lorsque  $\Gamma_{max}$  est atteint.

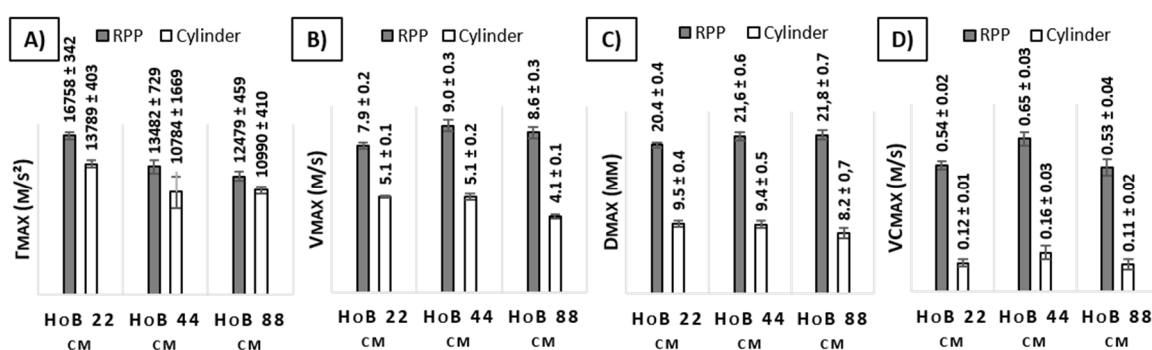


Figure 3.28 : Réponses du pavé et du cylindre en termes de : (A) maximum d'accélération ; (B) maximum de vitesse ; (C) maximum d'enfoncement ; et (D)  $VC_{max}$  pour les trois HoBs étudiées.

Pour le  $VC_{max}$ , faire face à un seul choc ou à deux chocs d'amplitude plus faible et bien séparés n'influence pas la prédiction de lésions pour les modèles thoraciques simplifiés. Cependant, impacter les modèles avec deux chocs très proches (HoB 44cm) semblerait plus nuisible puisque le  $VC_{max}$  augmente de 20% pour le pavé et 40% pour le cylindre. En revanche, à la vue de l'écart type pour cette configuration, il est difficile de conclure à une réelle influence de la hauteur de détonation sur ce paramètre.

Néanmoins, aucune tendance n'a été trouvée pour  $V_{max}$  et  $D_{max}$ . En effet, passer d'une HoB de 22cm à 88cm conduit à une diminution pour tous les paramètres cinématiques mesurés sur le cylindre et cette observation est différente pour le pavé, avec une baisse de 25% en  $\Gamma_{max}$ , et une augmentation de 9% et de 7% pour  $V_{max}$  et  $D_{max}$  respectivement.

Malgré ces différences de comportement, très peu d'influence de la hauteur de détonation est à noter sur  $V_{max}$  et  $D_{max}$ .

#### 3.3.3.4. Influence de la géométrie des structures sur les paramètres cinématiques

Les paramètres cinématiques mesurés sur les trois modèles simplifiés (pavé, cylindre et RIG) ainsi que le  $VC_{max}$  sont tracés en fonction de l'impulsion maximale incidente en Figure 3.29.

Pour la gamme d'impulsion incidente maximale couverte, aucune différence significative et aucune tendance ne peuvent être remarquées en termes d'accélération entre les trois substituts. Néanmoins, des écarts dans leurs comportements sont observés sur les autres paramètres étudiés (i.e.  $V_{max}$ ,  $D_{max}$  et  $VC_{max}$ ). En effet, le maximum de la vitesse d'enfoncement ( $V_{max}$ ) de la surface chargée est environ 1,5 fois plus élevé pour le pavé que pour le cylindre, tandis que la RIG semble réagir de la même manière que le modèle cylindrique. Au contraire, l'enfoncement de la membrane ( $D_{max}$ ) du pavé est similaire à celle du RIG, qui est d'environ 2,2 fois plus élevé que pour le cylindre. Enfin, le  $VC_{max}$  du pavé est quatre fois plus élevé que celui du cylindre. Dans ces scénarios, le VC aurait prédit 5% de risque d' $AIS > 3$  pour le RPP, contre moins de 1% pour le cylindre. En ce qui concerne le RIG, sa réponse est similaire au cylindre, au moins dans l'intervalle d'impulsions testées.

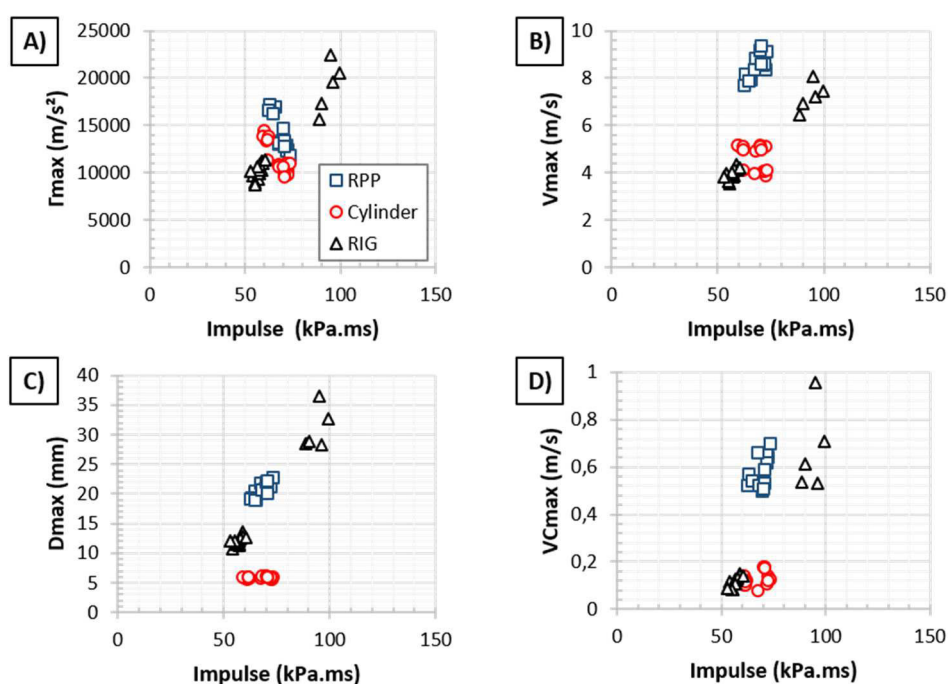


Figure 3.29 : Réponse du pavé, du cylindre et du RIG : (A) Accélération ; (B) Vitesse ; (C) Déplacement ; (D) VC. Le maximum de ces paramètres est tracé en fonction de l'impulsion incidente maximale.

### 3.3.3.5. Conclusion

Pour protéger les soldats et les forces de l'ordre contre la menace croissante des IED, une étape importante est de comprendre l'interaction complexe entre une onde de choc et un substitut de thorax pour des scénarios susceptibles d'être rencontrés sur le champ de bataille.

Trois substituts de torse simplifiés réduits (pavé, cylindre et RIG) ont été exposés à plusieurs menaces, correspondant à une charge explosive sur le sol, à une charge explosive à mi-hauteur du thorax de l'homme et un scénario intermédiaire.

Les données recueillies montrent que la géométrie de la cible influence la forme d'onde de pression ainsi que son amplitude sur leurs surfaces. Il a été montré que l'impulsion est légèrement plus élevée sur le pavé qui offre plus de surface au souffle que le cylindre.

Ces substituts du torse ont été comparés en termes de paramètres cinématiques. Un comportement similaire est observé en termes de  $\Gamma_{\max}$  pour la gamme d'impulsion testée, au contraire des autres paramètres. En fonction du paramètre considéré, à l'exception de  $\Gamma_{\max}$ , la réponse cinématique du RIG est semblable au pavé lorsque l'on regarde  $D_{\max}$  ou au cylindre lorsqu'on regarde  $V_{\max}$  et  $V_{C\max}$ . La prochaine étape serait d'étudier si l'un de ces substituts de torse simplifié peut imiter la réponse thoracique d'un modèle biologique.

Dans le but d'évaluer qualitativement ou quantitativement les changements du niveau lésionnel par le port de vêtements de protection sur un mannequin, il est considéré dans cette étude que les critères adaptés ne doivent pas être influencés par le profil de pression dont l'impulsion est similaire, ce qui est le cas pour  $V_{\max}$  ou  $D_{\max}$ . En effet, il est connu depuis des décennies que l'impulsion incidente est liée au niveau lésionnel pour les ondes de types Friedlander [Schardin 1950]. Ainsi, pour ce type d'onde le paramètre idéal pour tester les systèmes de protection devrait être invariant sur une iso-impulsion. L'hypothèse est ici d'étendre cela à tous types d'ondes d'impulsions égales.

En plus de ces critères, un mannequin bio fidèle est nécessaire. Bien que  $V_{\max}$  ne semble pas être affecté par la forme d'onde de pression, il a été montré que ce paramètre n'est pas en mesure de différencier les systèmes de protection sur le mannequin MABIL [Ouellet et al. 2008]. Mais cette étude [Ouellet et al. 2008] a conclu que le pic d'accélération pourrait être un bon candidat pour ce but. En effet, des courbes de tendance entre  $\Gamma_{\max}$  et la surpression incidente maximale ont été trouvées pour le mannequin anthropomorphique MABIL non protégés et protégés, montrant des résultats similaires que dans la littérature. Cependant, ces courbes ne prennent pas en compte l'historique de pression et en fonction de ce profil, différents  $\Gamma_{\max}$  peuvent être obtenus pour une surpression similaire, comme indiqué précédemment. En outre, pour une évaluation quantitative, ces résultats suggèrent que la surpression régit les lésions pour les courtes durées de phase positive. Néanmoins, il est connu depuis des décennies que c'est l'impulsion incidente qui est liée au niveau lésionnel [Schardin 1950]. L'étude actuelle démontre que pour une impulsion similaire, différents  $\Gamma_{\max}$  peuvent être obtenus. Cela signifie qu'aucune tendance spécifique ne peut être obtenue entre  $\Gamma_{\max}$  et l'impulsion incidente maximale pour tous types de profil de pression. Cela soulève des questions importantes pour évaluer l'efficacité des systèmes de protection.

Même si l'étude de Ouellet et al. [2008] a montré que  $V_{\max}$  n'est pas adapté pour différencier l'efficacité du système de protection, cette étude a montré que  $V_{\max}$  et  $D_{\max}$  pourraient être de bons candidats pour la définition d'un critère lésionnel thoracique.

Des tests supplémentaires sur ces substituts thoraciques simplifiés avec d'autres impulsions pourraient être utiles pour confirmer ces résultats. Ceci peut être réalisé expérimentalement ou numériquement. En effet, les présentes données reproductibles vont être utilisées dans la section suivante pour valider les modèles éléments

finis de ces cibles déformables, qui pourront ensuite être utilisés pour effectuer des scénarios supplémentaires et complémentaires.

Par ailleurs, les lésions causées sur un modèle biologique exposé à de tels scénarios pourraient donner des informations importantes sur l'influence des profils de pression sur celles-ci, cela pourrait aider à la détermination d'un critère adapté pour une évaluation quantitative des systèmes de protection sur un mannequin pour tous types d'onde.

Quant à la bio fidélité de ces modèles qui n'est pas encore connue, elle sera étudiée dans le chapitre 4.

### 3.3.4. Approche numérique de l'interaction d'ondes de choc avec les modèles thoraciques réduits déformables

#### 3.3.4.1. Introduction

Afin de pouvoir réaliser un nombre de scénarios plus important sur nos torsos simplifiés ou pour tester d'autres formes avec cette matière (PMC-770), l'objectif est ici de reproduire numériquement les essais expérimentaux réalisés sur le pavé et le cylindre afin de valider la pression réfléchie et l'enfoncement de la membrane au regard des données expérimentales.

Pour ce faire, la technique du mapping 2D vers 2D vers 3D est ici encore utilisée, et les essais numériques sont faits à l'échelle 0,5 des essais expérimentaux afin de repousser l'arrivée des effets de bords comme cela a été expliqué dans la section 3.2.5.1. De plus, les éléments ont été divisés en huit au niveau de la face avant (sur 3cm) et de la face arrière pour le cylindre (sur 2cm). Les éléments ont alors une épaisseur de 1,25mm, ce qui permet d'obtenir un meilleur enfoncement (de l'ordre du millimètre).

#### 3.3.4.2. Les modèles éléments finis des torsos simplifiés

La Figure 3.30 illustre les modèles numériques des structures déformables (pavé et cylindre) exposées à différentes ondes de choc. Ces structures sont numériquement réalisées avec des éléments Shell (coque) de type quad (4 nœuds) de 5x5mm dont l'épaisseur est de 0.65mm à l'exception du centre de la membrane où l'épaisseur est mise à 0,85mm (sur une largeur de 0,75cm et une hauteur de 1,5cm).

Le pavé est composé de 5356 éléments Shell, tandis que le cylindre en a 5871. Pour les parties rigides, le matériau \*Mat\_rigid est utilisé, tandis qu'une loi élastique est utilisée pour les parties déformables. Les paramètres mécaniques implémentés sont récapitulés dans le Tableau 3.5. Les paramètres de la loi élastique ont été obtenus en combinant les données de la littérature et des tests ultrasons.

Tableau 3.5 : Propriétés des matériaux utilisées pour les structures déformables (unités : cm / g /  $\mu$ s).  $\rho$  est la masse volumique, E est le module d'Young et  $\nu$  est le coefficient de Poisson.

Loi élastique	$\rho$	E	$\nu$
	1,05	1E-4	0.499

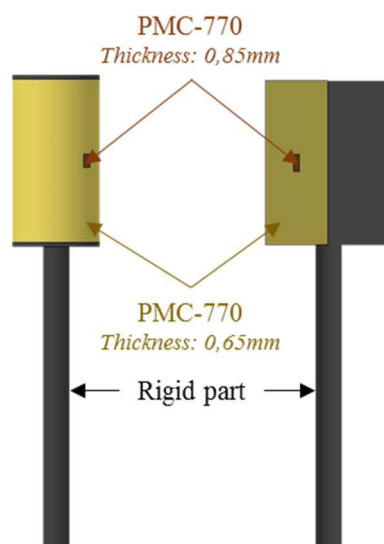


Figure 3.30 : Modèles éléments finis du cylindre et du pavé déformables. Des éléments Shell de type quad (4 nœuds) de 5x5mm avec une épaisseur de 0,65mm ou 0,85 sont utilisés pour chacun des modèles.

Tout comme pour l'étude sur les structures rigides, un couplage fluide-structure est réalisé à l'aide de la carte *\*Constrained\_Lagrange\_in\_Solid*, dont les paramètres utilisés sont récapitulés dans le Tableau 3.6. La structure impactée par l'onde de choc est considérée comme « esclave », tandis que l'onde de choc est considérée comme « maître ».

Tableau 3.6 : Paramètres de la carte *\*Constrained\_Lagrange\_in\_Solid*.

Lagrange in Solid	NQUAD	CTYPE	DIREC	PFAC	FRCMIN	PLEAK	INTFORC
	4	4	2	0,1	0,1	0,01	1

Pour chacune des structures, trois scénarios ont été réalisés et la comparaison des résultats expérimentaux/numériques portera sur la pression et l'impulsion réfléchies au centre de la face chargée, ces paramètres étant calculés à l'aide de traceurs numériques et comparés aux enregistrements expérimentaux des capteurs. Le traceur est placé au niveau du capteur expérimental à  $t=0$  (décalé de 3mm pour les raisons explicités précédemment) mais est fixe dans le temps comparé à l'expérimentation. Elle portera aussi sur la mesure/calcul de l'enfoncement maximal du centre de la membrane. Les résultats numériques obtenus sur les 10 premières millisecondes sont échantillonnés à 1 MHz, tout comme pour les essais expérimentaux. De plus, les animations, permettant d'obtenir plusieurs paramètres sur l'ensemble du modèle (pression, masse volumique, enfoncement de la membrane, etc...), sont calculées toutes les 0,1ms (10kHz).

Concernant les profils de pression, plusieurs paramètres seront extraits : les pics de surpression réfléchie, la durée de la phase positive, ainsi que les pics d'impulsion réfléchie. La précision de l'approche du mapping et de l'interaction fluide-structure sera évaluée à l'aide de statistiques classiques sur les précédents paramètres. Il s'agira de calculer la valeur moyenne et l'écart type provenant des essais expérimentaux et de calculer l'erreur faite numériquement en fonction de la valeur moyenne expérimentale.



Un recalage temporel est par ailleurs réalisé pour que les temps d'arrivée des profils expérimentaux et numériques soient identiques.

#### 3.3.4.3. Validation de la réponse cinématique de ces modèles éléments finis

Dans cette section, seuls les résultats obtenus sur le cylindre creux déformable pour les hauteurs de détonation extrêmes (22cm et 88cm) vont être présentés, le reste des configurations sera placé en annexe I.

Les résultats présentés dans cette section et en annexe I sont ceux dont le centre de la membrane d'épaisseur 0,85cm (numériquement) est mis comme rigide. En effet, l'accéléromètre est expérimentalement vissé sur une plaque d'acier de 2 x 1 x 0,2cm, entraînant une surépaisseur de PMC sur 3 x 1,5 x 0,4cm pour le maintien de ce système. Cette zone est donc considérée comme rigide. L'influence sur la déformabilité ou non de cette zone a été étudié et les résultats sont illustrés en Figure 3.31 pour le cylindre exposé à « 0,3kg à 22cm ».

Avant de regarder l'influence de la rigidification du centre de la membrane, il est important de vérifier la bonne reproduction de la pression et de l'impulsion au centre de la surface chargée et la Figure 3.31.A montre la comparaison expérimentale/numérique de ces paramètres. La reproduction numérique de ces paramètres est très bonne puisque :

- L'erreur sur  $\Delta P_i$  est de 12,3% avec un écart type expérimental de 5,7% ;
- L'erreur sur  $T^+$  est de 9,4% avec un écart type expérimental de 4,5% ;
- L'erreur sur la première impulsion maximale est de 7,5% avec un écart type expérimental de 2,2%.

La menace étant bien reproduite, l'influence de la rigidification est maintenant étudiée et illustrée en Figure 3.31.B. On constate que les deux approches sont dans l'écart type expérimental jusqu'à 7-8ms, et que l'influence de la rigidification du centre de la membrane a un rôle sur le second pic d'enfoncement qui est alors mieux reproduit avec une erreur de 11,2% contre 18,8% avec le centre déformable alors que l'écart type expérimental est de 3,7%. Les effets de bords arrivant à partir de 9,6ms, la comparaison après ce temps n'est plus possible.

Lors du second pic d'enfoncement, dû à une refocalisation d'enfoncement provenant des extrémités haute et basse du cylindre comme le montre Figure 3.31.C, la membrane se courbe à l'endroit de l'accéléromètre lorsque cette partie est considérée comme déformable, ce qui n'est pas le cas expérimentalement du fait des contraintes de fixation. Considérer le centre de la membrane comme rigide est donc plus réaliste.

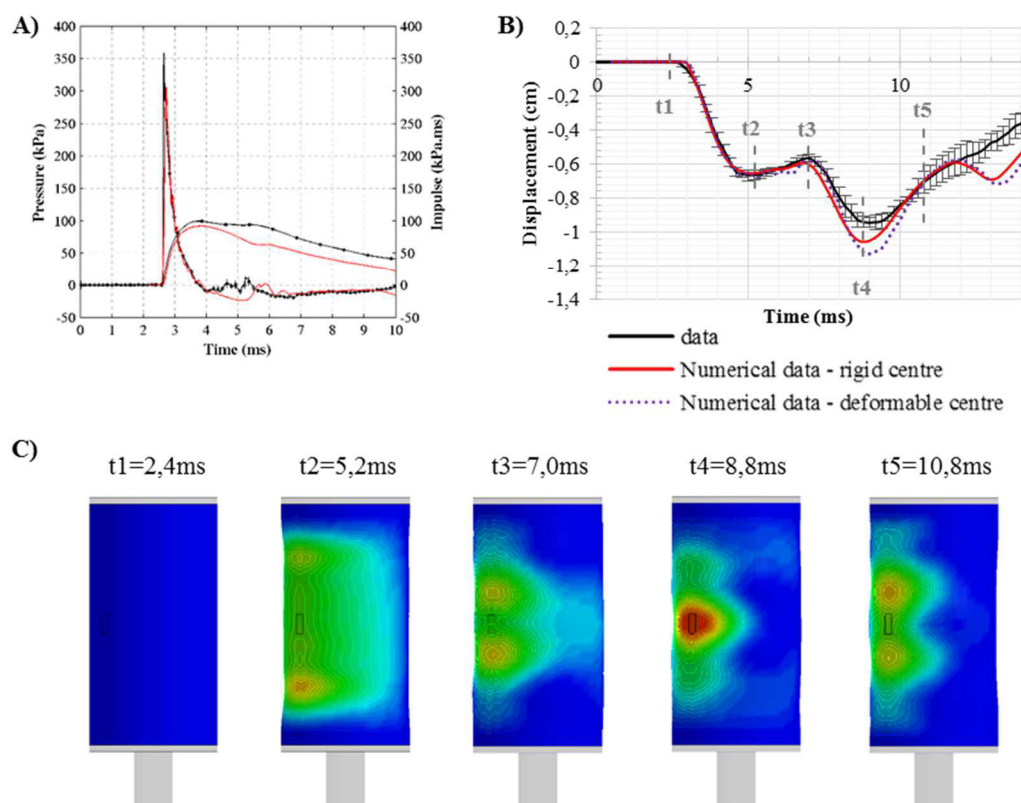


Figure 3.31 : Scénario « 0,3kg à 22cm » pour le cylindre. (A) Comparaison expérimentale (*noir*) /numérique (*rouge*) de la pression et de l'impulsion au centre de la face chargée ; (B) Comparaison de l'enfoncement obtenu par suivi vidéo (*noir*) et calculé numériquement (*rouge et violet pointillé*) ; (C) Visualisation du comportement du cylindre lors de l'interaction avec l'onde de choc (centre rigide).

La Figure 3.32 illustre maintenant la comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'enfoncement au centre de la face chargée du cylindre pour la configuration « 0,3kg à 88cm », c'est-à-dire quand la cible se trouve dans le régime de simple réflexion et que les deux ondes de choc sont bien séparées.

On constate dans un premier temps, tout comme cela a déjà été observé dans le chapitre 3 et dans la section sur l'interaction blast/structures rigides, que la contribution issue de la réflexion sur le sol de la première onde incidente n'est pas bien reproduite contrairement à la première onde incidente comme le montre la Figure 3.33. En effet, alors que l'erreur sur le premier maximum de surpression est de 5,1% avec un écart type expérimentale de 1,7%, l'erreur sur le second maximum, lié à l'onde issue de la réflexion de l'onde incidente sur le sol, est de 27,3% (écart type expérimental de 1,8%). Le phénomène n'étant pas correctement reproduit à partir de 4ms, il est normal de constater des erreurs importantes sur les deux maxima arrivant à 5,8ms et 9,2ms, celles-ci étant respectivement de 29,29% et 26,24%. Les effets de bords arrivent dans cette configuration à 9,7ms, la comparaison n'est donc plus possible au-delà de ce temps.

Au regard des résultats présentés dans cette section et de ceux placés en annexe I, on constate que lorsque la pression et l'impulsion obtenues sur la face chargée est fidèlement reproduite, l'enfoncement de la membrane (pavé et cylindre) est correctement reproduit lui aussi avec une simple loi élastique.

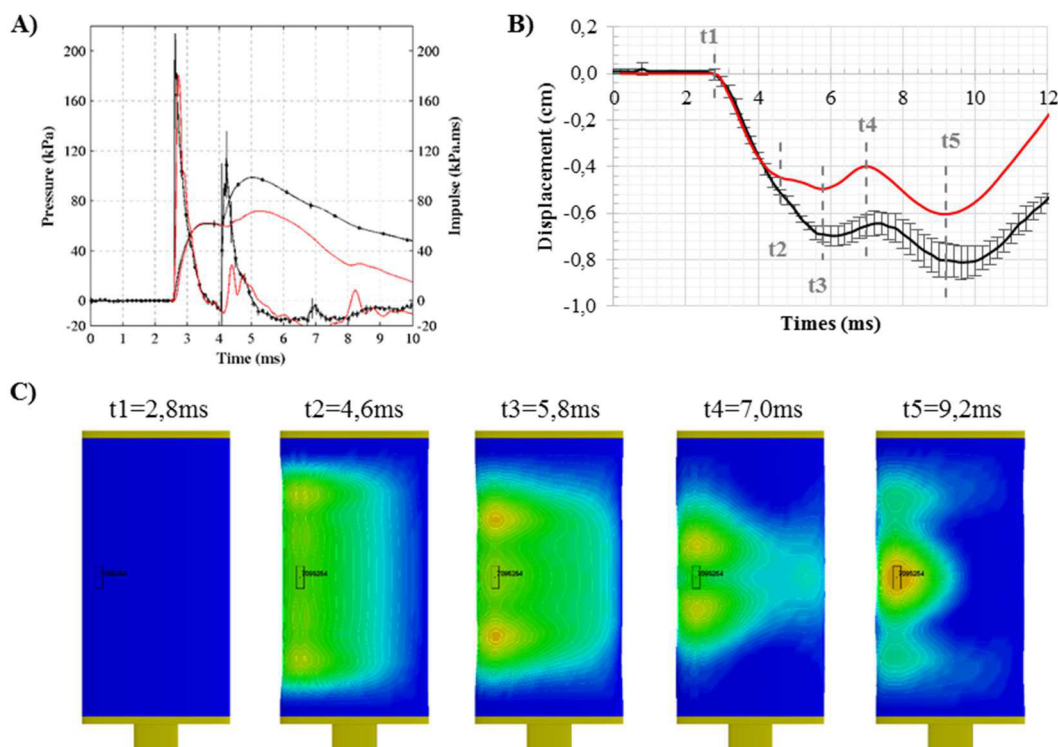
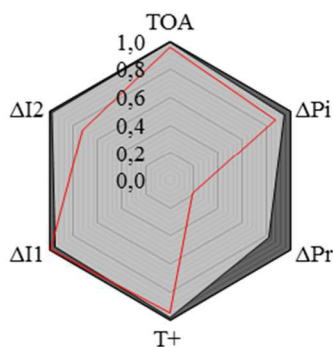


Figure 3.32 : Scénario « 0,3kg à 88cm » pour le cylindre. (A) Comparaison expérimentale (*noir*) /numérique (*rouge*) de la pression et de l'impulsion au centre de la face chargée ; (B) Comparaison de l'enfoncement obtenu par suivi vidéo (*noir*) et calculé numériquement (*rouge*) ; (C) Visualisation du comportement du cylindre lors de l'interaction avec l'onde de choc.

A) Erreurs pression / impulsion face avant



B) Erreurs maxima enfoncement

	$d_1$ (cm)	$d_2$ (cm)
Mean	-0,70	-0,82
ET (%)	5,53	8,47
Mapping	-0,50	-0,60
<b>Erreur (%)</b>	<b>-29,29</b>	<b>-26,24</b>

Figure 3.33 : Récapitulatif des erreurs sur : (A) les caractéristiques principales de la pression et de l'impulsion (**zone gris foncé = données expérimentales et écart type ; tracé rouge = données numériques**) ; (B) de l'enfoncement de la membrane.

### 3.3.4.4. Conclusion

Trois scénarios ont été reproduits sur le pavé et le cylindre creux déformables. Malgré la nature complexe du matériau, à savoir un élastomère, il a pu être constaté qu'une simple loi élastique est suffisante pour caractériser ce matériau sous dynamique très rapide, à savoir le blast. En effet, on constate que lorsque

l'impulsion réfléchie obtenue numériquement est fidèle aux données expérimentales, les erreurs sur l'enfoncement sont très faibles.

### 3.3.5. Conclusions

Une campagne expérimentale a été réalisée afin de collecter des données d'interaction d'une onde de choc plus ou moins complexe avec des structures déformables simples se rapprochant de la forme d'un thorax humain, i.e. un pavé creux, un cylindre creux et une membrane en « U ». Trois scénarios ont ainsi été réalisés avec une masse sphérique de C-4 de 0,3kg et trois hauteurs de détonation et un minimum de cinq répétitions a été fait pour chacun des scénarios.

Ces modèles thoraciques simplifiés étaient instrumentés d'un capteur de pression et d'un accéléromètre au centre de la face chargée, et deux sondes effilées étaient placées sur la dalle afin de collecter la pression incidente. Un total de 192 profils temporels a été obtenu, amenant à l'analyse de 432 profils de pression, d'impulsion, d'accélération, de vitesse et d'enfoncement de la membrane.

Le premier objectif a été d'observer l'influence d'une complexification du profil de pression incidente dont l'impulsion maximale est identique sur la réponse cinématique des modèles déformables. Il a ainsi été vu que la vitesse d'enfoncement maximale et l'enfoncement maximal ne semblait pas sensible au profil de pression. Ainsi, si le constat de Schardin [1950] impliquant l'égalité des lésions sur une iso-impulsion pour les ondes idéales est valable pour tous types d'onde, cela signifierait que ces paramètres peuvent être de bons candidats pour la définition d'un critère de lésions.

A l'aide des données expérimentales obtenues, les modèles éléments finis du pavé et du cylindre déformables ont ainsi été validés au regard de la pression réfléchie et de l'enfoncement de la membrane. Cela permettra de poursuivre les études d'interaction sur ces modèles pour confirmer les conclusions de ce travail. De plus, il serait intéressant de réaliser le même travail mais avec des ondes de Friedlander. Ainsi, on serait en mesure de connaître les paramètres cinématiques ou combinaisons de paramètres cinématiques pouvant être de bons candidats pour la définition d'un critère de lésion pour ce type d'onde idéale uniquement.

## 3.4. Conclusion

Pour protéger les soldats et les forces de l'ordre contre la menace IED croissante, une étape importante est de comprendre l'interaction d'une onde de choc avec un thorax ou substitut de thorax pour les scénarios possibles rencontrés dans le champ de bataille.

Cinq modèles thoraciques simplifiés ont été exposés à plusieurs menaces, correspondant à une charge explosive près du sol, à une charge explosive à mi-hauteur du thorax humain, et un scénario intermédiaire. Deux de ces modèles étaient rigides, i.e. un pavé creux et un cylindre creux, tandis que les trois autres, i.e. un pavé creux, un cylindre creux et une membrane en « U » étaient fait en élastomère de polyuréthane, matière déjà utilisée pour le RIG canadien (bio fidèle au thorax humain pour les impacts non pénétrant) et pour le mannequin

anthropomorphique MABIL utilisé pour les études d'évaluation des systèmes de protection thoracique face au blast.

Les données recueillies sur les modèles rigides ont permis l'observation de phénomènes physiques liés à l'interaction de l'onde de choc avec une cible que sont la diffraction, les ondes de raréfaction et la refocalisation sur la face arrière donnant lieu à des impulsions supérieures à celles mesurées sur les côtés de la cible.

Ces données ont ensuite permis de montrer que l'approche numérique utilisée sous LS-DYNA était en mesure de reproduire l'ensemble de ces phénomènes. En revanche, il a été vu que la contribution provenant de l'onde issue de la réflexion de la première onde incidente sur le sol n'était pas fidèle aux données expérimentales, mais cela s'explique par les erreurs existantes sur cette onde en champ libre également.

L'utilisation de l'outil numérique a ensuite permis dans cette première étude de montrer les limites d'un modèle prédictif de Weathervane.

Une fois l'interaction de la menace blast connue et comprise sur ces substituts de thorax rigides simplifiés, l'objectif suivant a été de poursuivre le travail et de reproduire les mêmes scénarios sur ces mêmes cibles mais déformables. L'objectif était ici d'évaluer l'influence d'une complexification de la menace (due aux différentes HoB testées) sur la réponse cinématique de ces substituts déformables. Ce qui est intéressant ici est que ces trois scénarios (0,3kg détonnant à 22cm, 44cm et 88cm) produisent la même impulsion maximale réfléchie.

Ces substituts du torse ont été comparés en termes de paramètres cinématiques. Un comportement similaire est observé en termes de  $\Gamma_{max}$  pour la gamme d'impulsion testée, au contraire des autres paramètres. En fonction du paramètre considéré (sauf  $\Gamma_{max}$ ), le RIG répond de manière similaire au pavé ou au cylindre. La prochaine étape serait d'étudier si l'un de ces substituts de torse simplifié peut imiter le modèle biologique.

Pour évaluer qualitativement ou quantitativement l'efficacité d'un système de protection sur un mannequin, il est important d'utiliser un paramètre mesurable sur ce dernier qui ne soit pas influencé par les caractéristiques de l'onde de pression de type Friedlander d'après les conclusions de Schardin [1950]. Si on fait l'hypothèse que ce constat est valable pour tous types d'onde (simple et complexe), l'étude sur ces substituts thoraciques déformables a montré que  $V_{max}$  et  $D_{max}$  pourraient être de bons candidats pour la définition d'un critère de lésions thoraciques pour tous les types d'onde.

La validation des modèles éléments finis du pavé et du cylindre déformables a ensuite été réalisée au regard des données expérimentales (i.e. pression réfléchie et enfoncement de la membrane). On a ainsi constaté que l'élastomère de polyuréthane pouvait être modélisé à l'aide d'une simple loi élastique pour ces études sous dynamique très rapide, à savoir le blast. Ces MEFs peuvent permettre à l'avenir de réaliser un travail équivalent (réponse sur une iso-impulsion) mais avec des ondes de Friedlander pour déterminer de bons candidats pour la définition d'un critère de lésions thoraciques pour ce type d'ondes.

Pour rappel, l'objectif à long terme de l'étude est d'aller vers un dispositif d'essais permettant l'évaluation qualitative et quantitative des systèmes de protection thoracique face aux ondes de choc. Il y a donc la nécessité, en plus d'avoir un critère adapté, d'avoir un substitut thoracique bio fidèle. Avant de poursuivre sur l'obtention du ou des paramètres mesurables sur ce substitut adaptés à cette fin, il est primordial d'avoir ce mannequin bio fidèle.

Afin de contribuer à l'obtention d'un mannequin bio fidèle mais aussi à l'obtention d'un nouveau critère de lésion adapté aux études d'évaluation des systèmes de protection thoracique, une campagne expérimentale a été menée afin de connaître la réponse thoracique d'un modèle biologique largement utilisé dans les études du blast, permettant ensuite la comparaison avec nos modèles thoraciques simplifiés déformables : le modèle porcin de 50kg.

**Chapitre 4 :**  
**Campagne expérimentale sur**  
**réacteur biologique post-mortem**

## 4.1 Introduction

Le thorax est la zone corporelle offrant la plus grande surface à la menace de type blast et renferme entre autres trois grandes composantes qui sont : le cœur, les poumons, les principaux gros vaisseaux artériels et veineux (aorte, veines pulmonaires, veines caves). La protection de ces organes reste donc un challenge permanent et il est nécessaire de dégager les points critiques et les paramètres clefs à prendre en compte pour l'évolution et la mise en œuvre d'équipements individuels de protection toujours plus efficaces. La tolérance au choc de l'individu a surtout été étudiée dans l'industrie automobile, pourvoyeuse des principaux critères de risques lésionnels établis. Outre les problèmes liés à la sécurité routière, un autre aspect à prendre en compte est donc le côté défense qui à ce jour a fait l'objet de très peu d'études. L'objectif à terme est de pouvoir évaluer les systèmes de protection thoracique puisqu'ils ne sont pas tous égaux en termes d'efficacité face au blast. Pour cela, des mannequins anthropomorphiques avec une instrumentation appropriée sont utilisés, tels que le modèle Hybrid III ou le mannequin canadien MABIL. En revanche, il n'est pas encore possible avec les connaissances actuelles de quantifier la variation du risque lésionnel résultant du port d'une protection thoracique. En effet, cela ne peut être réalisable qu'avec un critère de lésion et un mannequin bio fidèle adaptés à cette menace, or, aucune de ces deux conditions n'est à ce jour remplie.

Afin de contribuer à l'obtention d'un mannequin bio fidèle mais aussi à l'obtention d'un nouveau critère de lésion adapté aux études d'évaluation des systèmes de protection thoracique, une campagne expérimentale a été menée afin de connaître la réponse thoracique d'un modèle biologique largement utilisé dans les études du blast, permettant ensuite la comparaison avec nos modèles thoraciques simplifiés déformables exposés dans le chapitre 3 (pavé, cylindre, RIG). Le modèle biologique ainsi utilisé est le modèle porcin de 50kg, notamment utilisé par le Service de Santé de l'Armée française pour évaluer la réponse physiopathologique aux traumatismes thoraciques fermés lors d'impacts de projectiles stoppés par la protection balistique (BABT) ou impacts directs de projectiles à létalité réduite et, plus récemment, les effets du blast [Vassout *et al.* SR-112/86 1986 ; Moomey *et al.* 1998 ; Prat *et al.* 2010, 2012, 2015 ; Couret *et al.* 2013 ; Pavier *et al.* 2015 ; Magnan *et al.* 2014, 2015]. Dans ces études, il s'agit de la face latérale du thorax de l'animal qui est exposée à la menace.

Le porc a un certain nombre d'analogies avec l'être humain dont la taille et l'organisation de ses organes internes. Bien que la conformation de la cage thoracique diffère quelque peu, le comportement biomécanique et la relation avec le système cardio-respiratoire est la même. Le porc de 50kg a la corpulence du jeune homme adulte. De plus, la couche adipeuse, déjà bien développée par rapport à l'Homme, nous éloignerait encore davantage de la caractéristique humaine si le gabarit était supérieur.

Bien que les cadavres et les « gros » animaux ont été largement utilisés comme substitut pour le thorax de l'être humain vivant, la relation entre le comportement thoracique de ces trois « modèles » n'a que très peu été étudiée. Selon certaines études dans le domaine automobile sur cadavres humains ou sur modèle éléments finis du thorax humain, un choc frontal ou oblique donne lieu à une déflexion plus importante et une force plus faible qu'un choc latéral [Shaw *et al.* 2006 ; Cihalova 2009]. Il serait alors intéressant et important de connaître la



différence entre un impact frontal sur l'homme et un impact latéral sur un modèle biologique puisque ces derniers sont majoritairement exposés de cette manière pour les études à haute vitesse d'impact. Avant de répondre à cette question importante pour une possible transposition des résultats à l'Homme, la réponse à un même stimulus a été évaluée dans une étude de Prat *et al.* [2012] montrant que le mouvement de la cage thoracique du porc anesthésié est plus important que celle du cadavre humain soumis à un traumatisme contondant balistique identique. Par ailleurs, des questions ont été soulevées quant au rapprochement de la réponse thoracique d'un cadavre humain de celle d'un être humain vivant, le principal problème restant le manque de tonus musculaire. Mais tandis que ce manque de tonus musculaire aurait un impact pour des chargements à faible vitesse, les études d'impact à haute vitesse telles que la balistique ou le blast ne permettent pas l'apparition de la tension musculaire dans le laps de temps de la déformation thoracique [Bir *et al.* 2004]. La réponse de la cage thoracique d'un modèle biologique post-mortem ou vivant peut alors être considérée comme identique dans le domaine des chargements à haute vitesse.

Le modèle et l'instrumentation proposés à notre niveau dans ce document doivent donc nous permettre d'obtenir la réponse biomécanique la plus fidèle possible du grill costal et le recueil de la pression intra thoracique. En proposant de travailler ici sur des carcasses entières de porc, partiellement éviscérées, les contraintes importantes d'ordre éthique et technique sont considérablement réduites, tout en permettant de mettre l'accent sur la qualité de l'instrumentation. L'énergie d'entrée et l'énergie transmise doivent être déterminées dans les conditions les plus standardisées, gages d'une fiabilité accrue des résultats.

Le terme de « réacteur biologique ou RB » est ici préféré pour parler d'un cadavre ou carcasse de porc entier dont une partie des organes abdominaux a été retirée. Il ne reste que le foie, le diaphragme est intact gardant le thorax complet avec cœur et poumons.

Ainsi, après avoir décrit la campagne expérimentale réalisée sur plusieurs RB exposés à différents scénarios, les résultats expérimentaux sont explicités aux regards de la pression incidente et réfléchie, de la pression œsophagienne et des paramètres cinématiques de la cage thoracique. L'influence de certains paramètres tels que l'épaisseur de couenne ou encore la position de l'animal dans l'espace a été évaluée.

## 4.2 Campagne expérimentale

### 4.2.1 Introduction

Afin de mieux comprendre les phénomènes d'interaction de l'effet de souffle d'une explosion sur un thorax humain, cette section présente la campagne expérimentale réalisée sur le terrain d'essais de l'ISL à Baldersheim sur le modèle biologique porcin mort soumis à des ondes de choc contre une paroi et dans une condition de champ libre. Le modèle biologique porcin de 50kg est choisi de par ses similitudes avec l'homme, comme cela a été explicité dans l'introduction générale de ce chapitre.

Dans cette étude, sept porcs d'environ 54kg dont les viscères abdominaux ont été remplacés par des éponges naturelles ont été exposés à des ondes de choc de type Friedlander d'intensités croissantes. Pour chacun des cinq scénarios testés, le RB est placé en décubitus latéral gauche sur le sol avec le flanc droit exposé à l'onde de choc. L'explosif est lui attaché à un filin suspendu à l'aplomb du RB.

A l'aide d'une instrumentation adaptée, i.e. accéléromètre, cible pour le suivi vidéo de l'enfoncement et cameras rapides, l'objectif est d'évaluer la reproductibilité de la mesure par et entre RB et de connaître le cas échéant la réponse de la cage thoracique du modèle biologique pour une large gamme d'impulsions incidentes. En plus de ces paramètres, la pression incidente et réfléchie ainsi que la pression œsophagienne sont enregistrées à l'aide de différents capteurs de pression, permettant d'en déduire les impulsions correspondantes par intégration sur le temps de la pression.

#### 4.2.2 Les réacteurs biologiques

C'est une commande d'un total de sept RB, à raison d'un seul porc par jour, qui nous est préparée. Outre le fait que nous avons minimisé leur nombre pour juste satisfaire le minimum statistique par rapport à nos niveaux d'exposition proposés, nous avons minimisé le temps qui s'écoulait entre l'heure du décès (systématiquement aux environs de 07h50) qui nous était communiquée et le premier tir réalisé afin de se confronter le moins possible à la rigidité cadavérique. Celle-ci intervenait généralement dans les quatre heures après le décès. La masse initiale de chaque RB nous était également transmise. La moyenne pondérale était de  $54,7 \pm 2,4$ kg.

La première tâche consistait à regarnir la cavité abdominale avec un matériau souple assurant la morphologie et le soutien nécessaire aux essais. Notre choix s'est porté sur un lot de quatre éponges naturelles préalablement humidifiées et placées dans un sac plastique doublé. L'ensemble est introduit dans l'abdomen et l'ouverture abdominale est suturée. Une illustration du RB.7, ainsi que des éponges naturelles permettant de recréer le volume abdominal, est proposée en Figure 4.1.

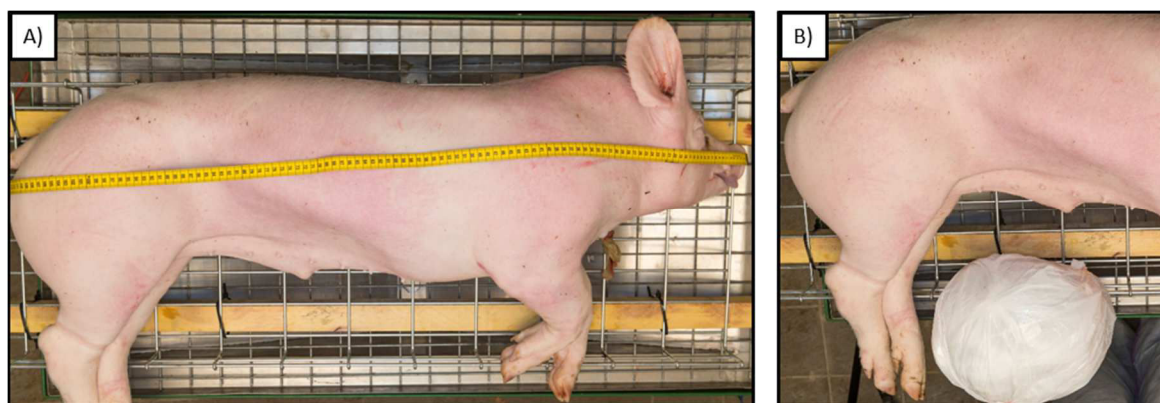


Figure 4.1 : Réacteur biologique n°7 (mâle). (A) Vue globale du porc ; (B) Remplacement des viscères par quatre éponges naturelles préalablement placées dans des sacs plastiques.

Les mensurations principales ont ensuite été prises, complétant ainsi les valeurs staturo-pondérales présentées dans le Tableau 4.1. Ces sept réacteurs biologiques, six femelles et un mâle, ont fait l'objet d'une campagne expérimentale sur sept jours. Chacun étant exposé à une série d'explosions de différents niveaux.

Tableau 4.1 : Dimensions caractéristiques des sept réacteurs biologiques (RB) utilisés dans le cadre de cette étude. Les mesures sont en centimètres.

	RB.1	RB.2	RB.3	RB.4	RB.5	RB.6	RB.7	Moyenne	E.T.	ESM
<b>Masse (kg)</b>	56	50	54	55	57	57	54	54,7	2,4	0,9
<b>Groin / base queue</b>	114	112	108	108	112	110	110	110,6	2,2	0,8
<b>Périmètre thoracique</b>	81,5	79	83	79	86	83	80	81,6	2,6	1,0
<b>Périmètre abdominal</b>	85	79	84	85	89	90	84	85,1	3,6	1,4
<b>Épaisseur couenne</b>	2	1,7	2,2	2	2,5	2,5	2	2,1	0,3	0,1
<b>Épaisseur thoracique</b>	20,7	18,8	20,8	20,5	21	20,8	21	20,5	0,8	0,3

### 4.2.3 Instrumentation

Les réacteurs ont ensuite été instrumentés à l'aide de différents capteurs comme le montre la Figure 4.2. Les capteurs utilisés sont :

- Un hydrophone (G.R.A.S. 10CT) permettant de mesurer la pression intra thoracique au niveau de l'œsophage pour ne pas être invasif. Il est glissé dans ce conduit fibro-élastique naturel jusqu'à une profondeur de 54cm par rapport à l'extrémité du groin. Afin de ne pas être éjecté lors de l'exposition au blast, il est solidarisé avec le museau par un ruban adhésif.
- Un accéléromètre (PCB 3501A12), vissé à l'aide de deux vis auto-foreuses sur la neuvième côte en partant du haut du thorax (Figure 4.2E). Il est placé de sorte à avoir son axe de fonctionnement dans l'axe d'arrivée de l'onde de choc. Une cible rigide, à base de clinquant d'un millimètre d'épaisseur sur lequel est collée une mire dont les éléments font 5 mm, est fixée sur l'accéléromètre afin de pouvoir réaliser par la suite le suivi vidéo du déplacement de la paroi costale. Sa largeur est d'un centimètre, pour une hauteur d'au moins 3cm afin que lorsque l'instrumentation est fixée et que les points de sutures sont réalisés, environ 2cm de la plaque dépassent de la peau. Un schéma détaillé des dimensions de l'accéléromètre et de la cible est proposé en Figure 4.3
- Un capteur de pression piézo-résistif (Kulite XCQ 093), permettant de mesurer la pression réfléchie reçue en surface du flanc exposé (Figure 4.2D). Il est préalablement placé dans une tubulure flexible afin de le protéger et suturé à la peau afin de le maintenir à son contact. Le point mesuré est à proximité de l'accéléromètre.

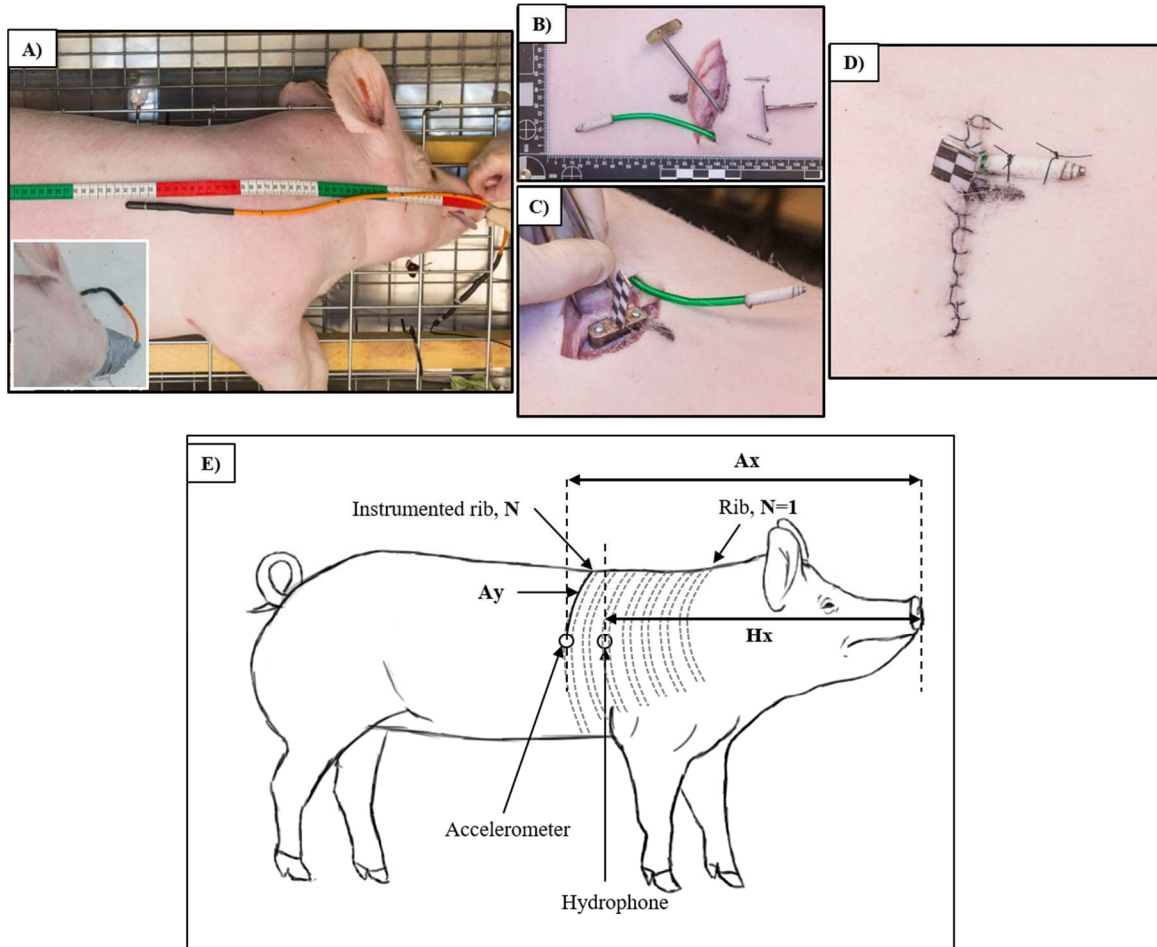


Figure 4.2 : Instrumentation des réacteurs biologiques. (A) Localisation de l'hydrophone ; (B) Capteur de pression Kulite XCQ 093 introduit dans un tube souple vert afin de le protéger. A côté se trouve l'accéléromètre PCB avec la mire et les vis de maintien. (C) Fixation de l'accéléromètre et de la mire sur la côte du réacteur biologique ; (D) Sutures et fixation du capteur de pression Kulite XCQ 093. (E) Vue schématique de la position des capteurs sur l'animal.

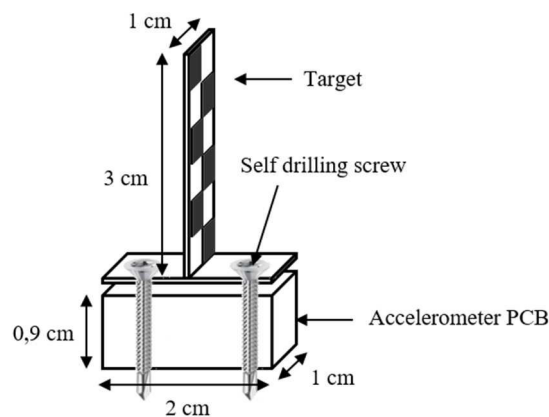


Figure 4.3 : Schéma de mise en place de la mire sur l'accéléromètre PCB pour le suivi vidéo.

Afin de protéger les câbles de l'accéléromètre et du capteur de pression réfléchi et éviter les interférences liées aux coups de fouets de ces derniers, ceux-ci sont tunnélisés sous la peau et ressortent au niveau de la

colonne vertébrale de l'animal. Le Tableau 4.2 récapitule les positions de l'accéléromètre et de l'hydrophone sur les différents modèles. On peut y voir que le nombre de côtes selon l'individu peut différer. Cela s'explique par le fait que les paires de côtes sont au nombre de douze à seize chez le porc, avec le plus souvent quatorze ou quinze paires.

Tableau 4.2 : Positionnement de l'accéléromètre et de l'hydrophone pour chacun des RB d'après le schéma donné en Figure 4.2E, les mesures sont données en centimètres.

	RB.1	RB.2	RB.3	RB.4	RB.5	RB.6	RB.7
<b>Groin / Accéléromètre Ax</b>	?	60	57	59	61	59,5	57,5
<b>Vertèbre / Accéléromètre Ay</b>	23	18	20,5	19,9	20	20	19,5
<b>Côte instrumentée (du bas)</b>	N#7	N#6	N#7	N#6	N#7	N#7	N#7
<b>Côte instrumenté (du haut)</b>	N#9	N#9	N#8	N#9	N#9	N#9	N#9
<b>Enfoncement hydrophone Hx</b>	54	54	54	54	54	54	54

En plus de l'instrumentation du RB, deux sondes effilées PCB (modèle 137B24) ont été utilisées afin de mesurer la pression incidente à la même distance de la charge que le RB. Afin d'avoir une mesure correcte de la pression, ces sondes sont pointées vers le centre de la charge de C-4 comme illustrée en Figure 4.5. A noter que lors de chacune des sessions expérimentales, l'étalonnage préalable des capteurs de pression est systématiquement réalisé sur un banc d'essais PCB.

Afin de visualiser l'onde de choc, le déplacement costal du RB, mais aussi la zone d'essai pour potentiellement expliquer d'éventuels problèmes sur les mesures, deux caméras rapides ont été utilisées :

- Une caméra Photron RS couleur (2000ips) est utilisée pour avoir une vue globale de la scène, cela permet de vérifier a posteriori l'homogénéité et la sphéricité de la boule de feu.
- Une caméra Phantom V1610 (noir et blanc ; 20000ips) est utilisée pour suivre le chargement de l'onde sur le RB en plan resserré. Cette caméra, placée à une hauteur par rapport au sol de 20cm (distance entre le sol et le centre de l'optique de la caméra), correspondant à la hauteur moyenne de l'épaisseur thoracique du RB, permet de réaliser du suivi vidéo à l'aide de la mire fixée à l'accéléromètre, et ainsi d'avoir un accès à la mesure de l'enfoncement de la paroi thoracique.

Ces deux caméras rapides sont placées à une distance d'environ 30 m de la charge afin de retarder le plus possible l'instabilité vidéo lors du passage du front de choc sur la caméra. Leur fenêtre d'enregistrement est illustrée en Figure 4.4.

Finalement, afin d'avoir un recueil des conditions atmosphériques du jour, une centrale météo (VAISALA WXT520) a été positionnée sur le toit du bunker avec un enregistrement des données chaque seconde. Les principales données recueillies sont : date, heure, direction du vent, vitesse du vent, pression atmosphérique, température, hygrométrie et pluviométrie. Ces données peuvent éventuellement servir à un dépouillement ultérieur si de grosses variations pyrotechniques étaient observées.

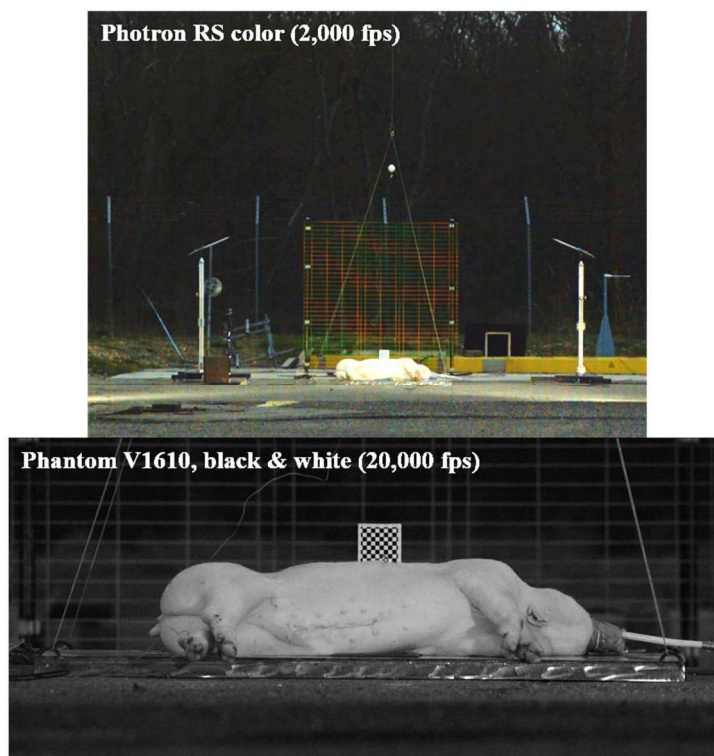


Figure 4.4 : Fenêtre d'enregistrement des deux caméras rapides.

#### 4.2.4 Programme d'essais

Les essais expérimentaux ont été réalisés sur le terrain expérimental de l'ISL (O3). L'objectif est ici de connaître la réponse du RB face à différentes ondes de Friedlander d'intensités croissantes. Pour cela deux types de configurations ont été réalisées, des essais de RB contre une paroi et des essais en champs libre. Le protocole expérimental mis en place est décrit dans ce qui suit pour chacune des configurations étudiées.

##### 4.2.4.1 Essais de RB contre une paroi

Le RB est placé sur une plaque d'acier de dimension 1,5m x 1m x 0.05m posée à même le sol et couché sur le flanc gauche. Cette plaque est utilisée afin de ne pas abimer le sol lors des essais et d'éviter des projections de fragments de sol ou poussières pouvant perturber l'analyse des résultats par suivi vidéo. Ainsi la position était systématiquement balayée avant chaque tir. L'explosif utilisé est la composition-4 (C-4). Les charges sphériques (modélées à la main) sont placées au-dessus de l'animal de sorte à ce que la distance entre l'accéléromètre et le bas de la charge soit de 2m. Comme le montre la Figure 4.5, représentant la mise en place sur le terrain expérimental, un système de cordes est utilisé afin d'éviter au maximum le balancement de la charge explosive. L'amorçage de cette charge explosive se fait au centre de la sphère avec un détonateur SA4003 MI (Davey Bickford).

A l'aide d'un logiciel interne, appelé Blast-ISL, il est possible de connaître la masse de C-4 nécessaire pour une distance donnée permettant d'atteindre un certain degré lésionnel en se basant sur les courbes de Bowen ou de Bass mises à l'échelle pour un animal de 50kg [Bowen *et al.* 1968 ; Bass *et al.* 2008]. Cinq scénarios ont alors été choisis, permettant de passer d'une hypothèse de lésion nulle à une probabilité de 40% de létalité. Les



différentes caractéristiques de l'onde de choc et des lésions susceptibles d'être occasionnées en fonction des caractéristiques de la charge sont données dans le Tableau 4.3 et ont été obtenues à partir du logiciel Blast-ISL (logiciel interne à l'ISL) en choisissant l'abaque de Fröbose.

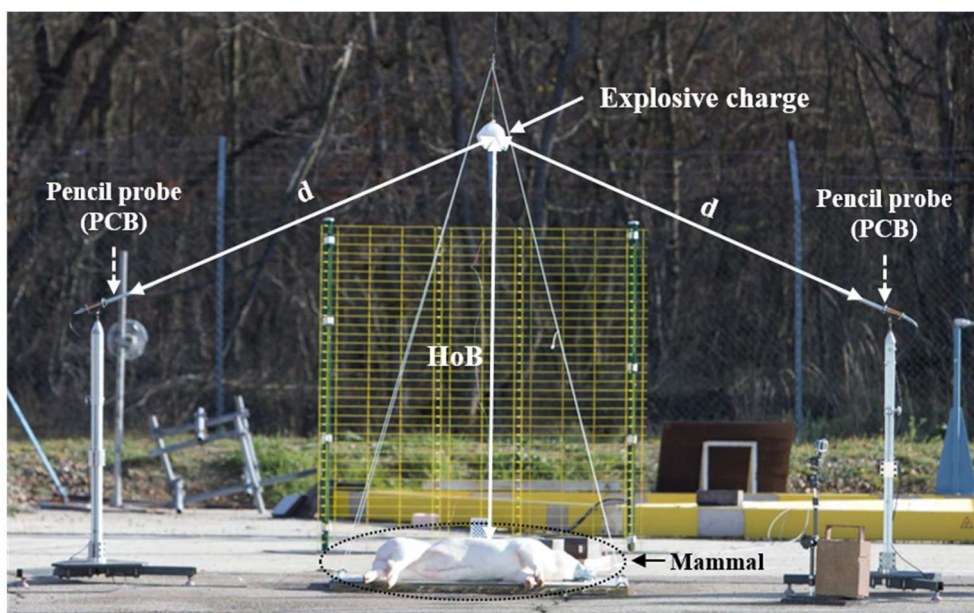


Figure 4.5 : Mise en place de l'instrumentation et de l'animal. Le bas de la charge explosive est placé à 2 m au-dessus de l'animal.

Tableau 4.3 : Niveaux lésionnels pour différents couples ( $\Delta P^+$ ,  $T^+$ ) obtenus à l'aide du logiciel Blast ISL. Les niveaux lésionnels sont obtenus à l'aide des courbes de Bowen et Bass pour un animal de 50kg contre une paroi. Quant-aux rayons de la charge explosive, il est calculé théoriquement en considérant la charge parfaitement sphérique, et avec une masse volumique de  $1.601\text{g/cm}^3$  pour le C-4. ( $R_{th}$  rayon théorique de la charge,  $HoB$  hauteur de détonation,  $d$  distance à la charge des sondes effilées,  $\Delta P_i$  surpression maximale incidente,  $T^+$  Durée de phase positive,  $\Delta P_r$  Surpression maximale réfléchie sur un mur rigide infini,  $R_{feu}$  Rayon estimé de la boule de feu)

Config.	$m_{C-4}$ (kg)	$R_{th}$ (cm)	$HoB$ (m)	$d$ (m)	$\Delta P_i$ (kPa)	$T^+$ (ms)	$\Delta P_r$ (kPa)	Lésion (Bowen & Bass)	$R_{feu}$ (cm)
1	0,3	3,5	2.035	2	104	1,56	287	Aucune	52,0
2	0,6	4.5	2.045	2	162	1,60	505	Sur seuil pulmonaire	65,5
3	1,5	6.1	2.061	2	322	1,56	1248	~1% létalité	88,8
4	1.8	6.5	2.065	2	373	1,55	1517	8% létalité	94,4
5	2.5	7.2	2.072	2	473	1,50	2078	40% létalité	105,3

Le Tableau 4.4 ci-dessous récapitule les différents tirs réalisés par niveau de chargement sur l'ensemble de la campagne des essais RB contre paroi. Les différents scénarios ont été répartis de sorte à regarder la reproductibilité par et entre réacteurs biologiques. Un total de 47 tirs a donc été réalisé sur sept RB, dont 17 tirs à 0,3kg, 11 tirs à 0,6kg, 7 tirs à 1,5kg, 8 tirs à 1,8kg et enfin 4 tirs à 2,5kg. Chaque journée d'essais démarrait avec un tir à 300g sur le RB n°X permettant de s'assurer de la reproductibilité des résultats avec les essais des jours précédents, mais aussi de s'assurer du bon fonctionnement des capteurs.

Tableau 4.4 : Répartition des tirs par réacteur biologique pour la campagne expérimentale contre paroi.

RB	Configurations					Nombre Total de tirs
	0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg	
<b>RB.1</b>	x 3	x 3	-	-	-	6
<b>RB.2</b>	x 3	x 3	x 1	-	-	7
<b>RB.3</b>	x 3	x 3	-	x 1	-	7
<b>RB.4</b>	x 1	-	x 2	x 2	x 1	6
<b>RB.5</b>	x 3	-	x 2	x 3	x 1	9
<b>RB.6</b>	x 3	-	x 2	x 2	x 1	8
<b>RB.7</b>	x 1	x 2	-	-	x 1	4
<b>Nombre Total de tirs</b>	<b>17</b>	<b>11</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>4</b>	<b>47</b>

#### 4.2.4.2 Essais en champ libre

Afin de connaître l'influence de la configuration (contre une paroi ou en champ libre) sur les paramètres cinématiques et les pressions mesurées sur les réacteurs biologiques, des premiers tests ont été réalisés lors de cette campagne expérimentale sur le RB.7. Celui-ci a été placé sur une grue en champ libre, perpendiculairement à la direction de propagation de l'onde de choc, comme le montre la Figure 4.6. La chaise inclinée servant de support au RB est suspendue à la grue et est tantôt fixe, tantôt mobile, afin de voir si la contrainte du RB influence les mesures.

Les deux scénarios suivant, illustrés schématiquement en Figure 4.6, ont été réalisés :

- Une charge sphérique de C-4 de 1kg détonant à une hauteur de 33 cm. Dans ces conditions, le réacteur biologique fait face à une onde de type Friedlander puisqu'il se trouve dans le pied de Mach. Cette configuration a été choisie car l'impulsion de l'onde incidente correspond à celle de la configuration 4 de l'exposition contre une paroi (1,8kg). De cette manière, une comparaison « en impulsion » entre les deux positions est envisageable. Deux essais ont été réalisés avec le pendule fixe, et deux autres avec le pendule mobile. La distance entre le centre de la charge et l'accéléromètre est de 2m, sachant que la hauteur de l'accéléromètre par rapport au sol est de 65cm.
- Une charge sphérique de C-4 de 4kg détonnant à 33cm du sol. La distance charge-accéléromètre est maintenant de 3m. L'animal se trouve toujours dans le pied de Mach, faisant ainsi face à une onde de type Friedlander. Un seul tir a pu être réalisé.

Pour ces deux configurations, la charge est placée sur un carton afin d'obtenir la hauteur de détonation voulue (HoB). Pour être plus précis, la hauteur de détonation de 33cm correspond à la distance entre le sol et le haut du carton. Pour obtenir la hauteur de détonation réelle, le rayon de la charge doit être ajouté à cette valeur. Tout comme pour les essais contre paroi, l'amorçage de la charge explosive a été faite au centre de la sphère avec un détonateur SA4003 MI de chez Davey Bickford. Le Tableau 4.5 récapitule les caractéristiques de l'onde de choc et les lésions susceptibles d'être occasionnées en fonction des caractéristiques de la charge des différents essais en champ libre.



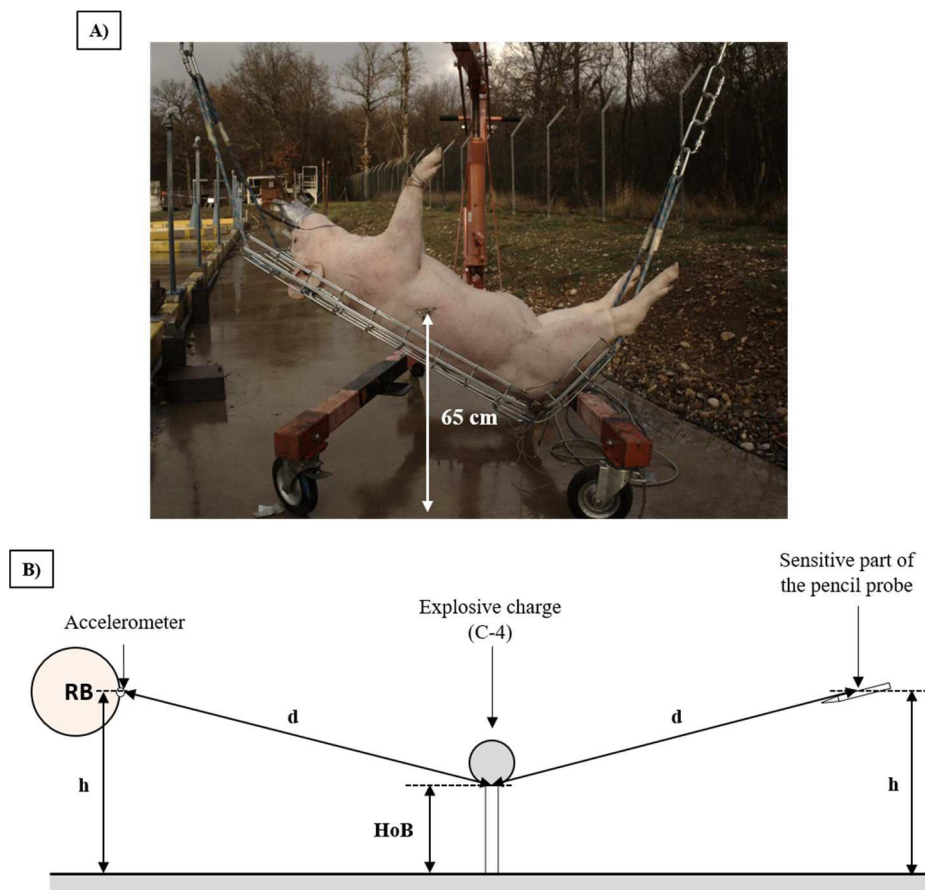


Figure 4.6 : (A) Position du RB sur la grue pour les essais en champ libre ; (B) Vue schématique de la position du RB et de l'instrumentation par rapport à la charge explosive (d représentant la distance entre le bas de la charge explosive et les capteurs PCB et accéléromètre, h hauteur sol/accéléromètre et sol/PCB, HoB hauteur de détonation)

Tableau 4.5 : Caractéristiques de l'onde de choc et des lésions susceptibles d'être occasionnées en fonction des de la charge d'explosif pour les essais réalisés en champ libre sur le réacteur biologique #7. (Rth rayon théorique de la charge, HoB hauteur de détonation, d distance à la charge des sondes effilées,  $\Delta P_i$  surpression maximale incidente, T+ Durée de phase positive,  $\Delta P_r$  Surpression maximale réfléchie sur un mur rigide infini, Rfeu Rayon estimé de la boule de feu)

Config.	mc-4 (kg)	Rth charge (cm)	HoB (m)	d (m)	$\Delta P_i$ (kPa)	T+ (ms)	$\Delta P_r$ (kPa)	Lésion Bowen	Lésion Bass	R <sub>feu</sub> (cm)
6	1,0	5,3	33	2	435	1,47	1865	< 1% létalité	10 % létalité	97,8
7	4,0	8,4	33	3	490	2,16	2181	1% létalité	90 % létalité	155,2

#### 4.2.5 Conclusion

47 essais expérimentaux ont été réalisés sur un total de 7 réacteurs biologiques, dont seuls les viscères abdominaux ont été enlevés au préalable et remplacés par des éponges naturelles. Ces essais ont été réalisés contre une paroi (le sol). Afin de connaître la réponse thoracique pour différentes ondes de choc idéales d'intensités croissantes, l'accélération de la côte n#9, la pression œsophagienne, ainsi que la pression réfléchie ont été mesurées.

En plus de ces essais, 5 tirs ont été réalisés avec un des réacteurs biologiques en champ libre, afin de voir l'influence de la position du RB sur sa réponse. Les mêmes mesures ont été enregistrées. Dans la partie suivante seront exposés les résultats obtenus lors de cette campagne expérimentale.

## 4.3 Résultats expérimentaux

### 4.3.1 Introduction

Nous allons dans cette partie rapporter les résultats obtenus expérimentalement concernant l'exposition des RB contre une paroi et en champ libre. Plusieurs mesures ont été réalisées. Les pressions incidentes ont été mesurées à l'aide de sondes effilées et des mesures de pressions et d'accélération ont été faites sur chacun des réacteurs biologiques. L'acquisition des différents signaux expérimentaux a été faite à une fréquence de 1MHz sans filtrage préalable sur un système numérique 16-bit de résolution sur 32 voies de mesure (Transcom, MF instruments). Un filtrage a été réalisé lors du post-traitement des données, un filtre passe-bas de type Bessel d'ordre 6 et de fréquence de coupure de 80kHz a été utilisé. Un éventuel offset sur la ligne de base des signaux a été systématiquement compensé.

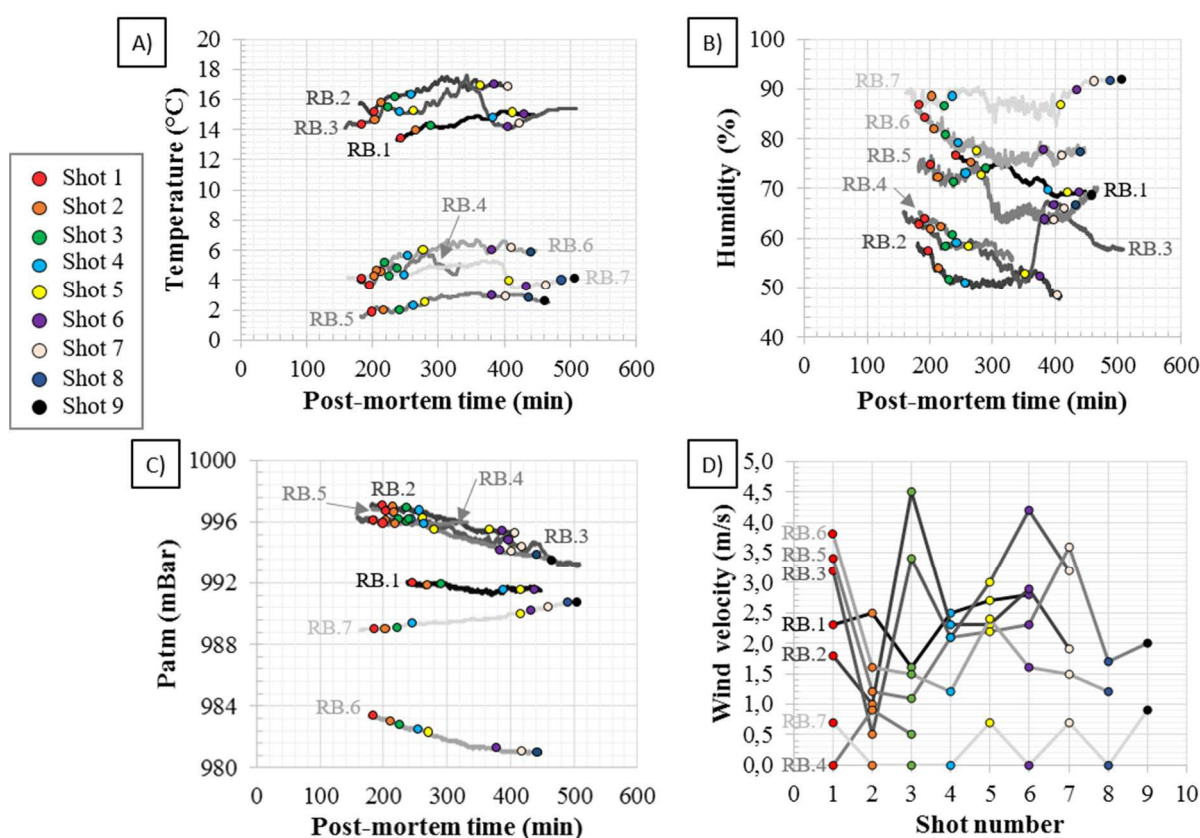


Figure 4.7 : Résultats de la station météo. (A) Température extérieure en fonction du temps post-mortem ; (B) Humidité en % en fonction du temps post-mortem ; (C) Pression atmosphérique,  $P_{atm}$ , en fonction du temps post-mortem ; et enfin (D) Vitesse du vent en fonction du temps post-mortem. Pour chacun de ces graphes, chaque courbe correspond à un RB. Le temps post mortem écoulé au moment de chacun des tirs est illustré par des ronds de couleur pour chacun des RB.

Pour rappel, une station météo a été utilisée lors de la campagne. La Figure 4.7 illustre la température extérieure, l'humidité, la pression atmosphérique et la vitesse du vent pour chaque jour d'essais. On y voit notamment des écarts de température importants entre les deux semaines de campagnes expérimentales, avec des températures aux alentours de 15°C pour la première semaine, et de 4°C pour la seconde. Le taux d'humidité dans l'air est supérieur à 50% sur toute la campagne, et la dernière après-midi de tir était pluvieuse. Les

variations les plus importantes sont aux niveaux de la vitesse du vent entre les différents tirs sur un même RB et sur les différents jours d'essais. La vitesse au moment des tirs varie en effet entre 0m/s et 4,5m/s.

### 4.3.2 Résultats de l'exposition des réacteurs biologiques contre une paroi

#### 4.3.2.1 Introduction

Nous allons dans cette partie rapporter les résultats obtenus expérimentalement concernant l'exposition de RB contre une paroi où plusieurs mesures ont été réalisées, à la fois en champ libre et sur les RB. Les pressions incidentes ont été mesurées à l'aide de sondes effilées, et des mesures de pressions et d'accélération ont été faites sur chacun des réacteurs biologiques.

#### 4.3.2.2 Evaluation de la pression incidente et réfléchi

La connaissance de la pression incidente est importante puisqu'elle permet de connaître le profil de pression (idéal ou complexe), ainsi que les caractéristiques de l'onde perçue par le réacteur biologique. C'est l'interaction de cette onde avec le RB qui produira l'onde réfléchi mesurée par le capteur piezo-résistif Kulite XCQ-093 positionné sur la peau du RB au niveau de l'accéléromètre (Figure 4.2D, E).

La Figure 4.8 et la Figure 4.9 montrent respectivement les profils de pression et d'impulsion incidente moyens enregistrés ainsi que sa dispersion pour les cinq configurations testées (17 tirs à 0,3kg, 11 tirs à 0,6kg, 7 tirs à 1,5kg, 8 tirs à 1,8kg et enfin 4 tirs à 2,5kg). Seuls les profils de la sonde effilée 137B24 10603 ont été utilisés, en effet, après analyse des deux sondes effilées et des tests complémentaires (cf. annexe J), il s'est avéré que la sonde 137B24 10601 ne donnait pas la bonne pression. Ainsi, les réacteurs biologiques ont été exposés à des ondes dont la surpression va de  $96\text{kPa} \pm 7\%$  à  $468\text{kPa} \pm 2\%$ , pour des ondes de durée de phase positive entre 1,39 et 1,44ms. Ces ondes engendrent des impulsions maximales allant de  $47\text{kPa.ms} \pm 2\%$  à  $173\text{kPa.ms} \pm 6\%$ . Les caractéristiques de ces profils sont synthétisées dans le Tableau 4.6, où l'on peut constater la très bonne reproductibilité des signaux de pressions et impulsions incidentes.

Trois chocs sont visibles sur les profils de pression incidente. Il s'agit du choc incident, de la pulsation de la boule de feu et enfin de l'onde réfléchi par le sol. Ces différentes contributions sont visibles sur les profils d'impulsion au niveau des changements de courbure des signaux (Figure 4.9).

Cependant, les réacteurs biologiques ne reçoivent pas exactement le profil d'onde illustré en Figure 4.8. En effet, l'onde réfléchi par le sol, correspondant au troisième pic de pression sur les profils, n'est pas perçue par l'animal. Ce dernier ne fait donc face qu'à l'onde incidente suivie de la pulsation, ce qui est équivalent à une onde idéale de type Friedlander.

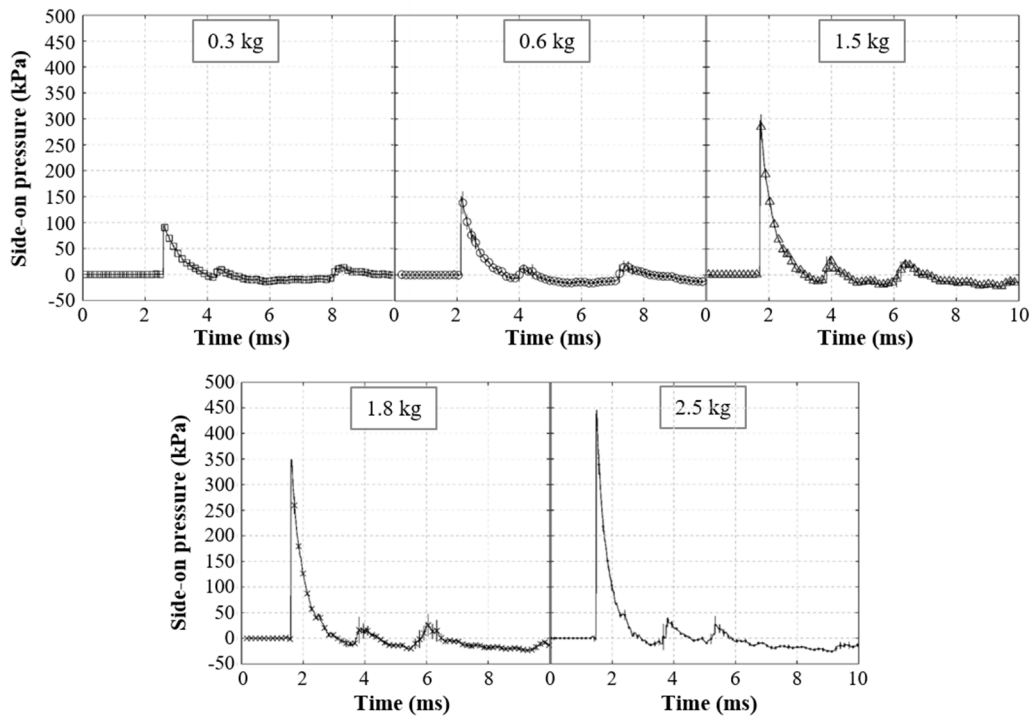


Figure 4.8 : Profils de pression incidente pour les cinq scénarios mesurés par la sonde effilée 137B2410603. Les profils illustrés correspondent au profil moyen avec l'écart type associé.

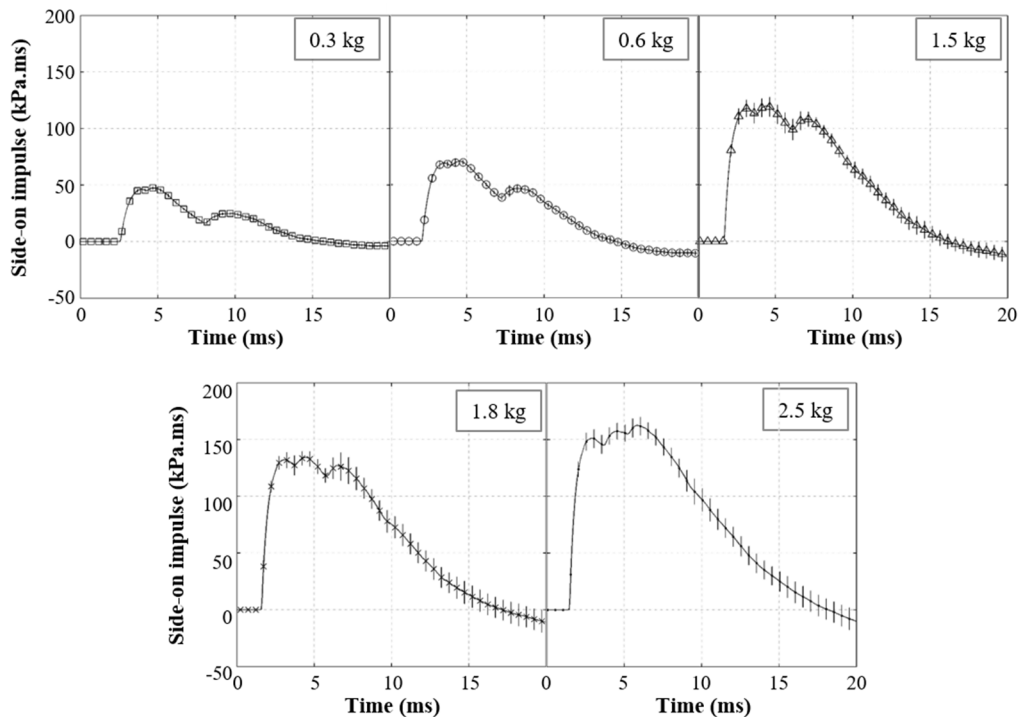


Figure 4.9 : Profils d'impulsion incidente pour les cinq scénarios. L'impulsion est obtenue par intégration des profils de pression mesurés par la sonde effilée 137B2410603. Les profils illustrés correspondent au profil moyen avec l'écart type associé.

Tableau 4.6 : Caractéristiques de l'onde incidente pour les différents scénarios, suivis de l'écart type associé.

Paramètres		Configurations				
		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg
Pression	$\Delta P_i$ (kPa)	96 ± 7,3%	161 ± 5,7%	308 ± 9,3%	370 ± 9,5%	468 ± 2,0%
	T+ (ms)	1,39 ± 2,7%	1,41 ± 4,5%	1,44 ± 3,1%	1,47 ± 5,1%	1,44 ± 3,2%
Impulsion	$\Delta I_i$ (kPa.ms)	47 ± 1,8%	71 ± 3,3%	120 ± 6,8%	134 ± 5,4%	173 ± 5,9%
	T+ (ms)	13,3 ± 4,1%	12,5 ± 4,1%	14,6 ± 11,1%	15,5 ± 14,1%	16,9 ± 11,7%

Lorsque cette onde de type Friedlander interagit avec le RB, il y a formation d'une onde réfléchie se déplaçant en partie dans le sens opposé de l'onde incidente. Cette pression est mesurée sur le RB au niveau de l'accéléromètre, c'est-à-dire à l'endroit le plus proche de la charge. Lors de l'interaction d'une onde de choc sur une paroi rigide infinie, la surpression maximale est au moins deux fois supérieure à la surpression maximale incidente, et la durée de phase positive des deux ondes (incidente et réfléchie) est identique. La Figure 4.10 et la Figure 4.11 montrent l'évolution de cette pression et de l'impulsion correspondante pour les 5 configurations testées (17 tirs à 0,3kg, 11 tirs à 0,6kg, 7 tirs à 1,5kg, 8 tirs à 1,8kg et enfin 4 tirs à 2,5kg). Ces mesures n'ont pas pu être mesurées sur le RB.1 du fait d'une mauvaise mise en œuvre du capteur de pression réfléchie Kulite XCQ 093. Les surpressions atteintes vont de 196kPa ± 9% à 1299kPa ± 11% en moyenne, ce qui correspond à des niveaux impulsionnels maximaux allant de 85kPa.ms ± 4% à 375kPa.ms ± 16% respectivement. La durée de phase positive de l'onde réfléchie est quant à elle entre 0,77 et 0,93ms, alors que la durée de phase positive de l'onde incidente était d'environ 1,43ms.

Contrairement à la pression incidente mesurée par les sondes effilées, les écarts types inter-individu des caractéristiques de l'onde réfléchie sont un peu plus importants, comme le montre le Tableau 4.7. Alors que les écarts types mesurés sur les pressions incidentes étaient tous inférieurs à 9.5% quelle que soit la configuration étudiée, les écarts types de la pression réfléchie atteignent 20.7% pour la configuration à 0.6kg et entre 8.9% et 13.5% pour les autres configurations. La reproductibilité de ces mesures n'est donc pas parfaite, mais suffisamment raisonnable pour les considérer dans la suite de cette étude étant donné la difficulté de la mise en place de ce capteur. Pour les essais à 300g, il semblerait que l'épaisseur de couenne des RB ait une influence sur  $\Delta P_r$ . En effet, plus l'épaisseur diminue, plus  $\Delta P_r$  est grand. Cette relation n'est cependant pas vérifiée sur les autres configurations.

Quant à la reproductibilité des résultats sur un même réacteur biologique (reproductibilité intra-individuelle), les écarts types sur  $\Delta P_r$  sont inférieurs à 8% à l'exception du RB.2 (scénarios : 0,3kg et 0,6kg) et du RB.5 (scénario : 1,8 kg) où les écarts types vont de 15% à 21%. Pour la durée de phase positive, les écarts-type intra individuels sont inférieurs à 15%, à l'exception des essais sur le RB.5 à 1,5kg où l'écart-type atteint les 17%. Cependant, la difficulté de mesure de cette valeur et le fait que les durées de phase positive des signaux soient petites (<1ms) accentuent les erreurs obtenues entre les essais.

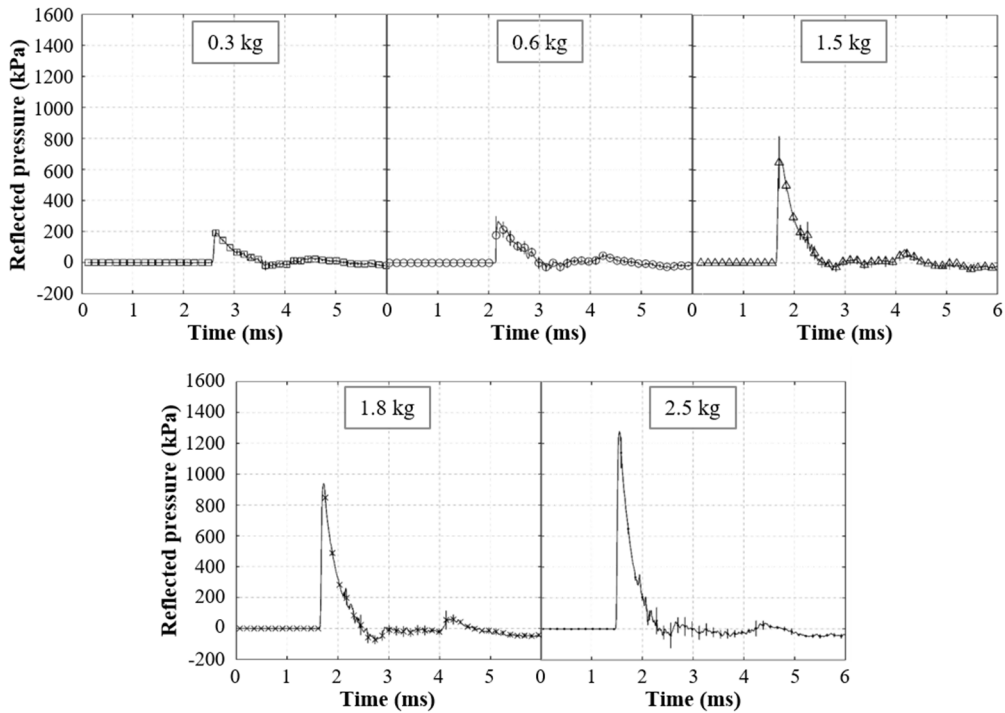


Figure 4.10 : Historique de la pression réfléchie moyenne et de l'écart type pour les cinq scénarios. Pour rappel, le capteur est fixé sur la peau de l'animal par plusieurs points de suture, et ceci au niveau de l'accéléromètre.

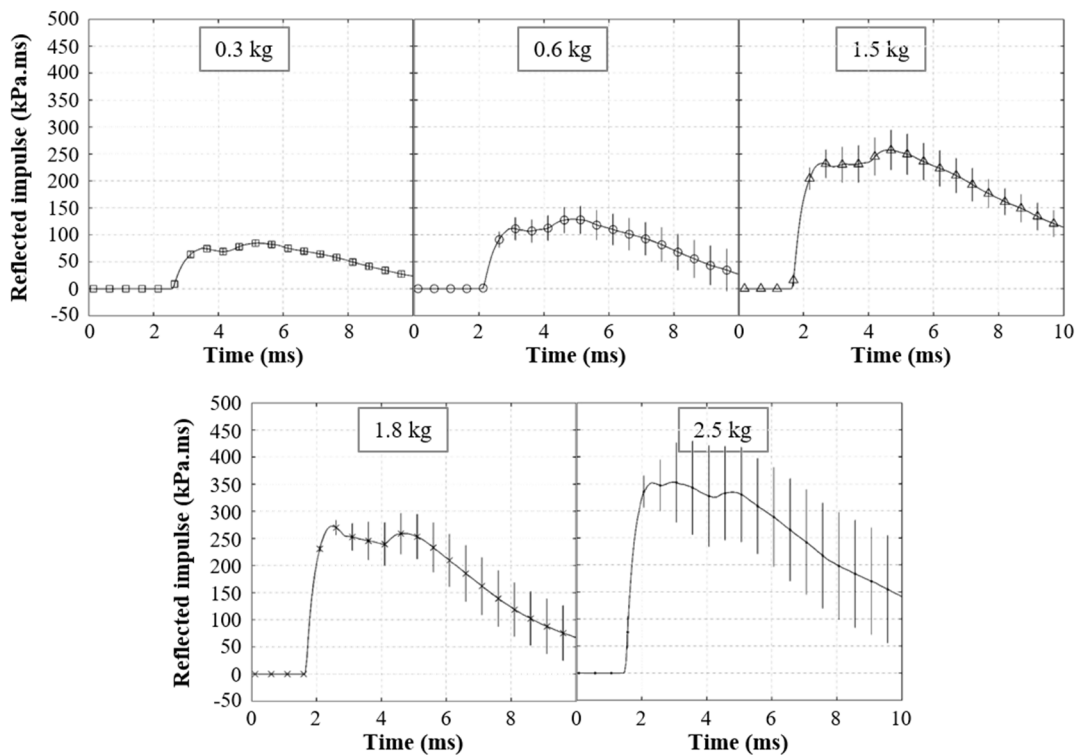


Figure 4.11 : Historique de l'impulsion réfléchie moyenne et de l'écart type pour les cinq scénarios. Pour rappel, le capteur est fixé sur la peau de l'animal par plusieurs points de suture, et ceci au niveau de l'accéléromètre.

Tableau 4.7 : Tableau récapitulatif des caractéristiques de la pression réfléchie pour les différents scénarios. La reproductibilité intra et interindividuelle est donnée. NaN = « Not a Number », cela signifie que la valeur n'a pas pu être calculée à partir des profils obtenus. Les valeurs en italiques correspondent à une mesure approximative de la valeur en question.

RB	Paramètres	Configurations				
		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg
RB.1	$\Delta Pr$ (kPa.ms)	<i>NaN</i>	<i>NaN</i>			
	T+ (ms)	<i>NaN</i>	<i>NaN</i>			
RB.2	$\Delta Pr$ (kPa.ms)	204,7 ± 15,7%	319,3 ± 21,3%	984,0		
	T+ (ms)	0,96 ± 4,56%	0,93 ± 12,59%	0,73		
RB.3	$\Delta Pr$ (kPa.ms)	193,3 ± 8,02%	325,0 ± 2,2%		<i>NaN</i>	
	T+ (ms)	1,03 ± 5,04%	1,011 ± 2,24%		<i>NaN</i>	
RB.4	$\Delta Pr$ (kPa.ms)	175,0		740,5 ± 2,4%	929,5 ± 4,5%	1167,0
	T+ (ms)	0,91		0,88 ± 16,97%	0,78 ± 12,69%	0,70
RB.5	$\Delta Pr$ (kPa.ms)	192,0 ± 3,2%		761,5 ± 1,2%	849,3 ± 21,4%	1290,0
	T+ (ms)	0,95 ± 5,74%		0,93 ± 9,12%	0,80 ± 4,71%	0,91
RB.6	$\Delta Pr$ (kPa.ms)	199,0 ± 3,1%		738,0 ± 7,3%	980,5 ± 2,5%	1503,0
	T+ (ms)	1,02 ± 5,74%		0,84 ± 5,05%	0,86 ± 1,64%	0,78
RB.7	$\Delta Pr$ (kPa.ms)	220,0	210			1235,0
	T+ (ms)	1,05	0,77			0,89
Total	$\Delta Pr$ (kPa.ms)	197,3 ± 8,9%	303,0 ± 20,7%	780,6 ± 12,0%	909,7 ± 13,5%	195,5 ± 8,9%
	T+ (ms)	0,99 ± 6,28%	0,94 ± 11,72%	0,86 ± 11,53%	0,81 ± 7,06%	0,82 ± 11,99%

De la même manière, le Tableau 4.8 récapitule les caractéristiques de l'impulsion réfléchie pour les différents scénarios étudiés ainsi que les écarts types correspondant. Si on analyse ces résultats de façon intra-individuelle on observe des écarts types qui n'excèdent pas 11% en ce qui concerne  $\Delta Ir$  à l'exception faite des configurations RB.6 à 1.5kg et RB.5 à 1.8kg ou les écarts types atteignent 18.6% et 23.7% respectivement. Concernant une analyse interindividuelle, les écarts type calculés sur les impulsions réfléchies maximales s'étendent de 4.3% (pour le scénario à 0,3kg) à 20.3% (pour le scénario à 0,6kg).

Globalement, les erreurs calculées, inter-individus, pour toutes les configurations étudiées, sur les valeurs de la pression réfléchie maximale et de l'impulsion réfléchie maximale sont inférieures à 15%. En ce qui concerne ces mêmes erreurs pour les durées de phases positives, elles n'excèdent pas 10%. Ces statistiques démontrent la bonne reproductibilité des résultats obtenus tout au long des deux semaines de campagne expérimentale sur RB contre paroi.

Comme cela a été dit précédemment, lors de l'interaction d'une onde de choc sur un mur rigide infini, la surpression réfléchie maximale est au moins deux fois celle de la pression incidente [UFC 2008]. Plus la pression incidente est élevée, plus le coefficient de réflexion, définie comme le rapport de  $\Delta Pr$  sur  $\Delta Pi$ , est grand. Cependant, comme cela a été observé sur les essais sur structures rigides et déformables (Chapitre 3), les surpressions maximales et les impulsions maximales mesurées sur une structure déformable sont inférieures à celles mesurées sur une structure rigide. Comme le montre la Figure 4.12, le même constat a été fait sur les RB.

En effet, pour un même  $\Delta P_i$ , la surpression réfléchie maximale mesurée sur les RB est inférieure à celle sur un mur rigide infini. De plus, l'augmentation de l'intensité de la surpression incidente augmente l'écart entre ce qui est mesuré sur une paroi rigide infini et sur une structure déformable comme le RB.

Tableau 4.8 : Tableau récapitulatif des caractéristiques de l'impulsion réfléchie pour les différents scénarios. La reproductibilité intra et interindividuelle est donnée. NaN = « Not a number ». Cela signifie que la valeur n'a pas pu être calculée à partir des profils obtenus.

RB	Paramètres	Configurations				
		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg
RB.1	$\Delta I_r$ (kPa.ms)	NaN	NaN			
	T+ (ms)	NaN	NaN			
RB.2	$\Delta I_r$ (kPa.ms)	86,7 ± 7,4%	134,7 ± 1,9%	259,0		
	T+ (ms)	9,57 ± 2,81%	NaN	NaN		
RB.3	$\Delta I_r$ (kPa.ms)	82,7 ± 1,9%	144,3 ± 8,1%		NaN	
	T+ (ms)	10,63 ± 8,32%	NaN		NaN	
RB.4	$\Delta I_r$ (kPa.ms)	88,0		244,0 ± 11,0%	262,5 ± 0,3%	303,0
	T+ (ms)	NaN		NaN	9,20 ± 1,31%	9,07
RB.5	$\Delta I_r$ (kPa.ms)	86,7 ± 4,4%		299,0 ± 0,5%	239,0 ± 23,7%	351,0
	T+ (ms)	10,53		NaN	8,91 ± 12,3%	10,81
RB.6	$\Delta I_r$ (kPa.ms)	84,7 ± 1,8%		236,0 ± 18,6%	313,0 ± 1,4%	427,0
	T+ (ms)	11,60		16,29	NaN	NaN
RB.7	$\Delta I_r$ (kPa.ms)	NaN	73,0			419,0
	T+ (ms)	NaN	NaN			NaN
Total	$\Delta I_r$ (kPa.ms)	85,4 ± 4,3%	130,0 ± 20,4%	259,6 ± 13,5%	266,9 ± 17,5%	375 ± 15,7%
	T+ (ms)	10,42 ± 8,35%	NaN	16,29	9,02 ± 8,78%	9,94 ± 12,38%

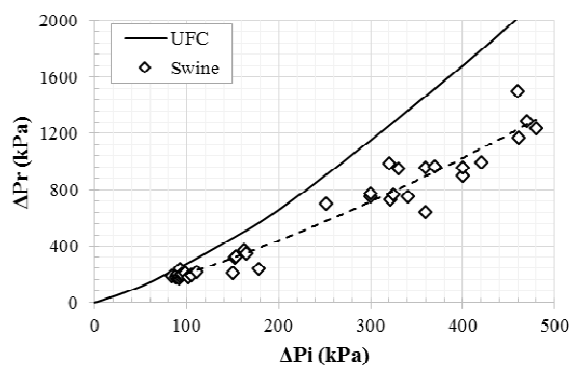


Figure 4.12 : Surpression réfléchie maximale en fonction de la surpression incidente maximale pour une interaction avec un mur infini et avec les RB. Les données sur un mur rigide infini proviennent de l'abaque UFC [UFC 2008]. La courbe en pointillés représente la courbe de tendance pour les essais sur RB (polynôme du 2<sup>nd</sup> ordre :  $\Delta P_R = 0,00178\Delta P_i^2 + 1,84917\Delta P_i$ ,  $R^2=0,94572$ ).

#### 4.3.2.3 Evaluation de la pression œsophagienne

##### 4.3.2.3.1 Introduction

L'hydrophone a été introduit dans l'œsophage de sorte à être en vis-à-vis de la côte instrumentée. Celui-ci a ainsi été placé à 54cm du groin pour tous les réacteurs biologiques, ce qui fait une erreur de positionnement



inférieure à 10% par rapport à la distance groin/accéléromètre mesurée. Nous allons présenter dans cette section les résultats mesurés en termes de pressions œsophagiennes ainsi que l'influence de la position de l'hydrophone sur les résultats obtenus.

#### 4.3.2.3.2 Pression dans l'œsophage

La Figure 4.13 illustre l'historique de la pression œsophagienne pour les cinq menaces expérimentées, en ayant mis à l'échelle au préalable les résultats pour un animal de 50kg. Cela permet une meilleure confrontation interindividuelle. Seuls les résultats des réacteurs biologiques n°3 à 7 sont utilisés ici. En effet, l'hydrophone n'était pas placé dans l'œsophage pour les animaux 1 et 2 après observation à l'autopsie. Le capteur était placé respectivement dans le parenchyme et la bronche du poumon exposé. Une comparaison des trois positions de l'hydrophone sera donc faite ultérieurement.

La gamme de surpression atteinte dans l'œsophage va de  $25\text{kPa} \pm 10\%$  pour une masse de 0,3kg à  $154\text{kPa} \pm 10\%$  pour la menace la plus lésionnelle testée. La surpression œsophagienne représente ainsi en moyenne 2/7 de la surpression incidente, mais le temps de montée est de 2,9ms contre quelques dizaines de microsecondes pour la pression incidente. Ceci est dû à l'effet filtrant des tissus. Cet effet a déjà été observé, par Vassout *et al.*, sur des porcs exposés à une onde de choc en champ libre [Vassout *et al.* SR 112/86 1986].

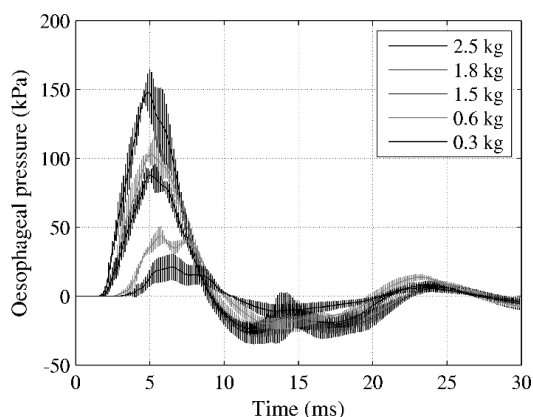


Figure 4.13 : Moyenne et écart type de la pression œsophagienne mesurée sur les porcs n°3 à 7 pour les cinq scénarios testés.

La reproductibilité intra-individuelle est bonne, avec des écarts type inférieurs à 8% sur la surpression et inférieurs à 7% sur la durée de phase positive. Les erreurs interindividuelles synthétisées dans le Tableau 4.9 montrent aussi une bonne reproductibilité de la mesure de la pression œsophagienne. En effet, les erreurs calculées sur la surpression œsophagienne maximale et l'impulsion maximale sont toutes inférieures à 11%. En ce qui concerne la durée de phase positive de la pression œsophagienne, les erreurs calculées sont inférieures à 5%. Cette mesure n'a pas pu être faite sur l'impulsion du fait d'un non-retour à zéro.

Tableau 4.9 : Caractéristique de la pression œsophagienne pour les différents scénarios, suivis de l'écart type associé.  $\Delta P_{oeso}$  correspond au maximum de la pression œsophagienne et  $\Delta I_{oeso}$  correspond au maximum de l'impulsion œsophagienne.

Paramètres		Configurations				
		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg
Pression	$\Delta P_{oeso}$ (kPa)	25,4 ± 9,6%	46,2 ± 11,0%	94,6 ± 5,4%	109,8 ± 9,7%	153,8 ± 9,6%
	T+ (ms)	6,99 ± 4,96%	7,26 ± 1,53%	7,30 ± 2,95%	7,19 ± 3,63%	7,07 ± 4,36%
Impulsion	$\Delta I_{oeso}$ (kPa.ms)	97,8 ± 5,5%	176,0 ± 3,7%	344,7 ± 3,8%	401,5 ± 5,2%	538,4 ± 8,8%
	T+ (ms)	NaN	NaN	NaN	NaN	NaN

Les différents pics de surpression obtenus sur les profils de pression œsophagienne sont en partie dus aux différents transits de l'onde de choc. En effet, il y a l'onde qui enveloppe le thorax et qui vient se réfléchir à l'arrière de l'animal. Il y a ensuite le transit par la peau, les os, et les muscles. Finalement, l'onde transite aussi de manière directe en traversant les tissus mous, les os et les muscles, et enfin le poumon avant d'atteindre l'œsophage. De plus, différentes réflexions ont lieu entre les différents organes internes.

#### 4.3.2.3.3 Influence de la position de l'hydrophone

L'autopsie des différents réacteurs biologiques a permis de mettre en évidence des erreurs de positionnement de l'hydrophone. En effet, trois positions pulmonaires du capteur ont été fortuitement obtenues :

- Dans le parenchyme du poumon exposé (porc n°1)
- Dans la bronche du poumon exposé (porc n°2)
- Dans l'œsophage pour les autres.

Comme le montre la Figure 4.14, les signatures sont différentes selon le site d'enregistrement, avec un comportement bien différent lorsque l'hydrophone est dans les bronches. Pour les deux autres positions (parenchyme et œsophage), on observe un comportement proche.

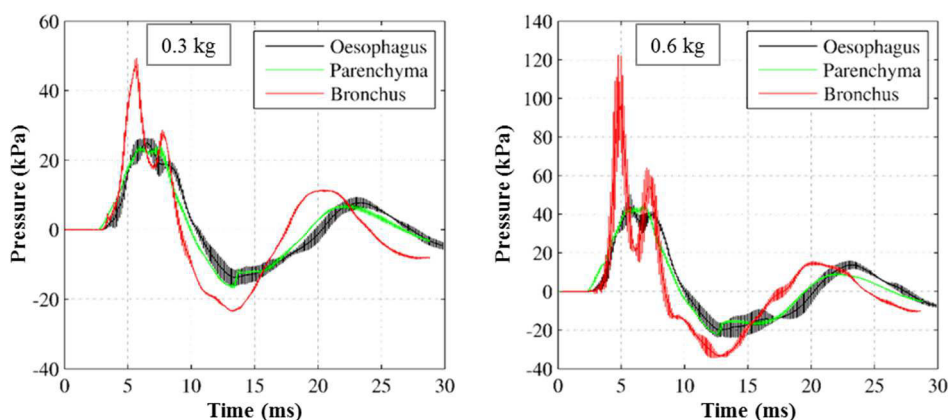


Figure 4.14 : Profil moyen et écart type de la pression interne mesurée dans le parenchyme du poumon exposé (vert), dans la bronche du poumon exposé (rouge), et enfin dans l'œsophage (noir). Les configurations à 0,3kg (gauche), et 0,6kg (droite) sont illustrées.

#### 4.3.2.3.4 Conclusion

La pression œsophagienne a été mesurée à l'aide d'un hydrophone introduit à 54cm dans l'œsophage à partir du groin. Ce capteur se situe alors au niveau de l'accéléromètre en termes de distance groin/capteur. Des mesures reproductibles ont ainsi été obtenues intra individuellement et inter individuellement. Cependant, la complexité des interactions onde de choc / structures ayant lieu dans l'animal entraîne des difficultés d'analyse de la pression en un seul point dans le thorax. Les différentes contributions observées sur les signaux de pression ne sont ainsi pas identifiables.

#### 4.3.2.4 Mesures relatives à la paroi costale

##### 4.3.2.4.1 Introduction

L'instrumentation de la paroi costale a pour but de collecter les grandeurs cinématiques permettant de définir la déformation du grill costal (accélération, vitesse et enfoncement). Ces paramètres sont en effet utilisés comme données d'entrée dans certains critères de lésion actuels. Un accéléromètre PCB (modèle 3501A12, 60000G) a ainsi été fixé à l'aide de deux vis auto-foreuses sur la côte n°9 (en partant du haut) du RB afin de récolter ces données. L'obtention de l'enfoncement de la paroi costale au cours du temps par double intégration de la courbe temporelle de l'accélération étant délicate du fait de l'introduction d'erreurs (dérive du signal), une mire rigide dont les éléments font 5 mm a été fixée à l'accéléromètre afin de réaliser en post-traitement du suivi vidéo. Nous allons présenter, dans ce qui suit, les différents résultats obtenus.

##### 4.3.2.4.2 Accélération et vitesses temporelles de la paroi costale

###### 4.3.2.4.2.1 Profils et caractéristiques

L'ensemble des profils temporels d'accélération moyennés par scénario et mis à l'échelle pour un animal de 50kg est donné en Figure 4.15. La gamme de maxima d'accélération linéaire enregistrée se situe entre 6000 et 42 000m/s<sup>2</sup>, pour une durée de phase positive entre 0,7 et 0,9ms et ce pour les cinq configurations étudiées (17 tirs à 0,3kg, 11 tirs à 0,6kg, 7 tirs à 1,5kg, 8 tirs à 1,8kg et enfin 4 tirs à 2,5kg). En ce qui concerne les vitesses d'enfoncements de la côte n°9, illustrées en Figure 4.16 pour l'ensemble des configurations testées, et calculées par intégration des profils d'accélération, la gamme des vitesses linéaires maximales atteintes se situe entre 2.5 et 10.3m/s.

Le Tableau 4.10 et le Tableau 4.11 récapitulent les caractéristiques intra et interindividuels des profils d'accélération enregistrés. La reproductibilité intra-individuelle des caractéristiques de l'accélération est bonne, avec des écarts type inférieurs à 15% pour l'accélération maximale,  $\Gamma_{max}$ , et la vitesse maximale  $V_{max}$ , à l'exception du RB.2 à 0,3kg où l'erreur sur  $V_{max}$  est de 16,1%. Les erreurs calculées sur T+ sont elles aussi inférieures à 15%, à l'exception des RB.2 et RB.6 pour la configuration à 0,3kg.

Concernant la reproductibilité interindividuelle, les écarts types sur les caractéristiques des profils d'accélération et de vitesse obtenue par intégration sont synthétisés dans le Tableau 4.10 et le Tableau 4.11. Les erreurs calculées sur  $\Gamma_{max}$  et T+ sont inférieures à 16%, montrant la bonne reproductibilité inter individuelle

des profils d'accélération. Le profil de vitesse obtenue par intégration donne une vitesse maximale bien définie avec des écarts types inférieurs à 15%. Cependant, la dérive qui suit le maxima est problématique pour l'obtention du déplacement de la paroi thoracique par une seconde intégration. Ce problème est résolu par la pose d'une mire fixée sur l'accéléromètre couplée à l'utilisation d'une caméra rapide.

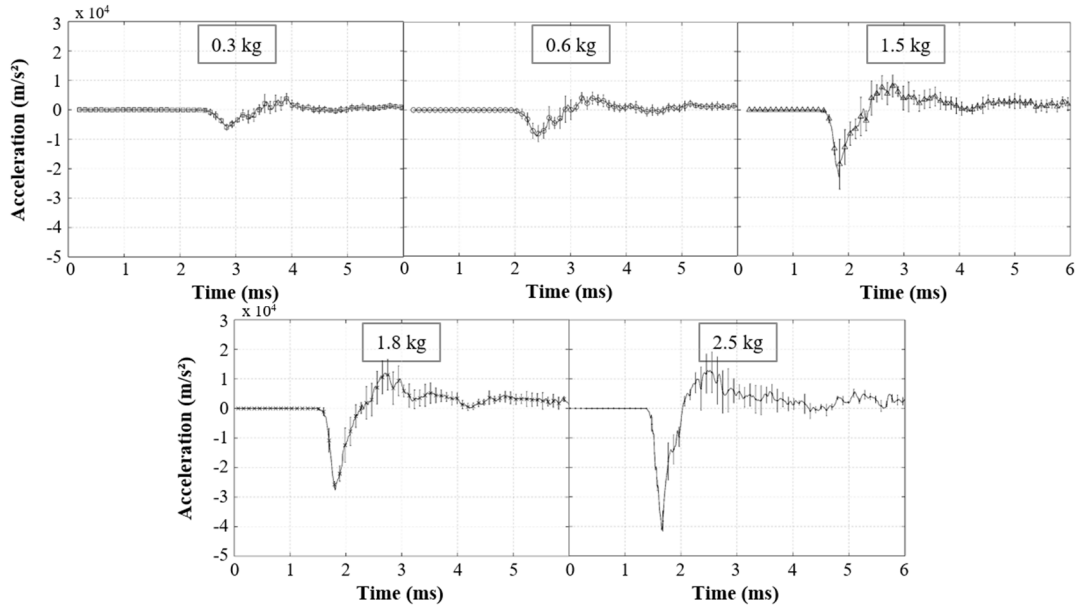


Figure 4.15 : Récapitulatif des accélérations linéaires mesurées sur la côte n#9 des réacteurs biologiques. Les profils correspondent aux accélérations moyennes mises à l'échelle pour un animal de 50 kg, suivis de leurs écarts-type.

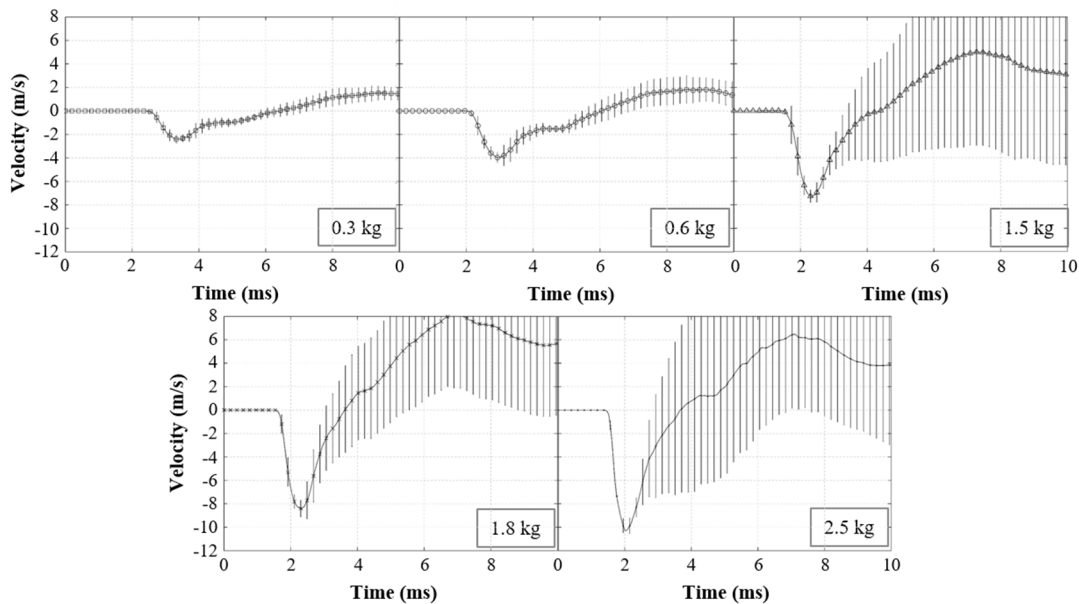


Figure 4.16 : Récapitulatif des vitesses d'enfoncement de la côte n#9 des réacteurs biologiques, calculées par intégration des profils d'accélération. Les profils correspondent aux vitesses moyennes mises à l'échelle pour un animal de 50 kg, suivis de leurs écarts-type.

Tableau 4.10 : Tableau récapitulatif des caractéristiques de l'accélération pour les différents scénarios. La reproductibilité intra et interindividuelle est donnée. « NaN: Not a Number » : les valeurs ne sont pas mises car un problème de fixation de l'accéléromètre a été décelé pour ces tirs.

RB	Paramètres	Configurations				
		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg
RB.1	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	5226 ± 7,6%	7794 ± 3,0%			
	T+ (ms)	1,01 ± 13,60%	1,18 ± 1,69%			
RB.2	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	7117 ± 11,2%	10660 ± 15,3%	24269		
	T+ (ms)	0,69 ± 32%	0,91 ± 14,87%	0,93		
RB.3	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	5411 ± 13,5%	8883 ± 9,0%		NaN	
	T+ (ms)	0,93 ± 2,55%	0,87 ± 2,72%		NaN	
RB.4	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	6301		25114 ± 2,7%	27791 ± 2,9%	NaN
	T+ (ms)	1,00		0,91 ± 0,30%	0,87 ± 13,30%	NaN
RB.5	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	5688 ± 0,5%		23300 ± 0,9%	26713 ± 11,6%	39292
	T+ (ms)	1,02 ± 9,99%		0,83 ± 5,66%	0,70 ± 6,99%	0,66
RB.6	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	4845 ± 12,2%		20710 ± 6,9%	25381 ± 2,4%	44805
	T+ (ms)	1,06 ± 18,36%		0,79 ± 1,49%	0,84 ± 6,39%	0,68
RB.7	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	4962	9148 ± 1,2%			38867
	T+ (ms)	0,89	0,87 ± 0,93%			0,70
Total	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	5728 ± 16,4%	9119 ± 15,2%	23217 ± 8,5%	26641 ± 7,8%	40988 ± 8,08%
	T+ (ms)	0,95 ± 15,68%	0,97 ± 15,38%	0,84 ± 7,28%	0,79 ± 12,81%	0,68 ± 2,67%

Tableau 4.11 : Tableau récapitulatif des caractéristiques de la vitesse pour les différents scénarios. La reproductibilité intra et interindividuelle est donnée.

RB	Paramètre	Configurations				
		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg
RB.1	Vmax (m/s)	2,7 ± 5,3%	5,2 ± 3,6%			
RB.2		2,4 ± 16,1%	4,0 ± 4,8%	NaN		
RB.3		2,6 ± 8,1%	4,1 ± 2,9%		NaN	
RB.4		2,4		8,0 ± 6,5%	9,7 ± 10,1%	NaN
RB.5		2,5 ± 6,5%		7,6 ± 7,6%	7,4 ± 13,5%	10,1
RB.6		2,3 ± 9,6%		7,3 ± 4,4%	8,4 ± 3,6%	11,1
RB.7		2,06	3,5 ± 3,4%			9,9
Total	Vmax (m/s)	2,5 ± 10,6%	4,3 ± 15,1%	7,6 ± 6,4%	8,4 ± 14,8%	10,3 ± 6,4%

#### 4.3.2.4.2.2 Influence de la masse de la mire sur l'enregistrement de l'accélération et de la vitesse de la paroi thoracique

La mire placée sur l'accéléromètre lors des essais expérimentaux a une masse de 5 grammes. Malgré cette faible masse, il est important de voir l'influence de cette cible sur les mesures d'accélération et de vitesses. Pour cela, deux tirs ont été réalisés à 300g sans la mire, et sur des réacteurs biologiques différents (#5 et #6).

Comme le montre la Figure 4.17, les essais sans la mire donnent des profils d'accélération et de vitesse dans l'écart type des essais avec une mire. La mesure des différents paramètres cinématiques n'est alors pas faussée par l'ajout de la mire.

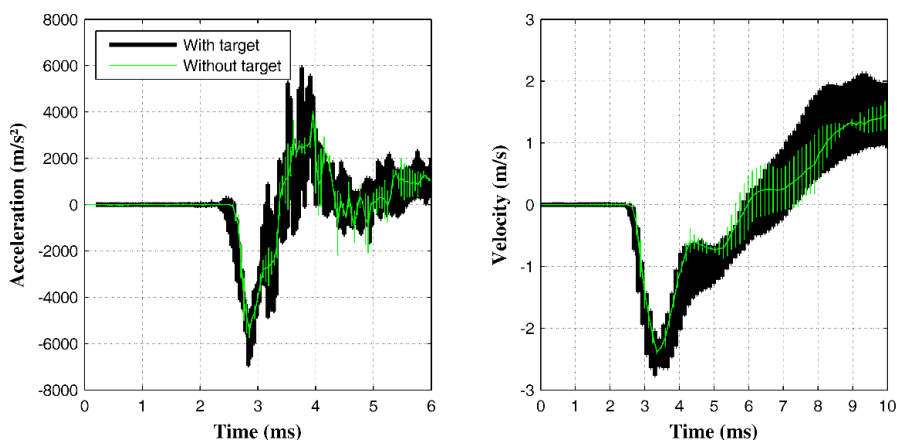


Figure 4.17 : Influence de la mire sur la mesure de l'accélération (*gauche*) et sur l'obtention de la vitesse par intégration de celle-ci (*droite*).

#### 4.3.2.4.3 Déplacement de la paroi costale par suivi vidéo

Le déplacement de la paroi costale peut être obtenu de plusieurs manières. La méthode la plus simple serait d'utiliser les données obtenues par l'accéléromètre fixé sur une des côtes du RB. Il s'agirait ainsi de réaliser une double intégration de ce signal pour obtenir l'évolution du déplacement au cours du temps. Cependant, la dérive obtenue par double intégration du signal d'accélération rend impossible l'obtention de l'évolution de l'enfoncement du grill costal. Afin de contourner ce problème bien connu, une cible a été fixée sur l'accéléromètre, lui-même vissé à une côte de la cage thoracique du réacteur biologique. A l'aide d'une caméra rapide à 20000ips et d'éléments de 5mm scotchés à cette mire, le déplacement est obtenu en post traitement par suivi vidéo à l'aide du logiciel open source « Tracker ».

L'évolution de l'enfoncement du grill costal sur les 15 premières millisecondes est illustrée en Figure 4.18. Les résultats ont été mis à l'échelle pour un porc de 50kg. On y voit des enfoncements allant de  $5\text{mm} \pm 20\%$  à  $20\text{mm} \pm 16\%$  pour des durées de phase positive entre 8,1 et 10ms.

En analysant les résultats intra-individuels illustrés dans le Tableau 4.12, on constate des écarts type sur l'enfoncement inférieurs à 10%, à l'exception des RB.2 et RB.3 exposés à 0.3kg, où les erreurs sont respectivement de 12,1 % et 22,8%. Ceci peut être dû à la difficulté du suivi vidéo liée à la résolution de la vidéo. En effet, un champ trop large a été choisi pour la caméra rapide à 20000ips, conduisant à des pixels mesurant 1,25mm x 1,25mm. De ce fait, de grandes erreurs peuvent être introduites lors du suivi réalisé manuellement sur une mire de 20mm x 10 mm quadrillée avec des éléments de 5mm. La durée de phase positive est elle aussi reproductible, avec des erreurs inférieures à 11% sur toutes les configurations.

En ce qui concerne la reproductibilité inter individuelle de l'enfoncement de la paroi thoracique pour les cinq scénarios testés, les erreurs sont récapitulées dans le Tableau 4.12. Malgré des faibles erreurs intra

individuelle, on s'aperçoit que les erreurs inter individuelle sont plus importantes sur Dmax. En effet, les statistiques montrent des erreurs entre 14,6% et 19,6% sur Dmax. Seules les configurations à 1,5kg ont une très bonne reproductibilité inter individuelle, avec un écart type de 6,8%.

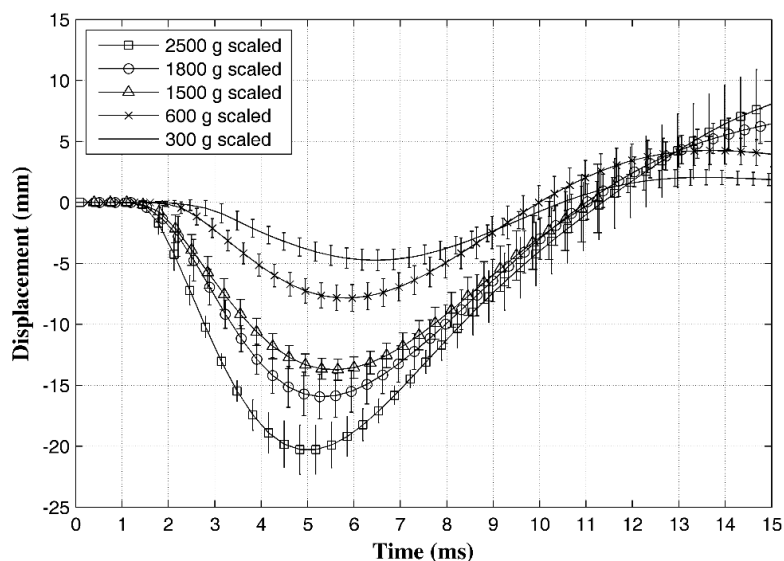


Figure 4.18 : Enfoncement du grill costal obtenu par suivi vidéo. Les profils correspondent aux profils moyens suivis de leurs écarts-type.

Tableau 4.12 : Tableau récapitulatif des caractéristiques de l'enfoncement de la paroi thoracique obtenu par suivi vidéo pour les différents scénarios. La reproductibilité intra et interindividuelle est donnée. « NaN : Not a Number ». Cela est dû aux problèmes du suivi vidéo sur certains essais.

RB	Paramètres	Configurations				
		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg
RB.1	Dmax (mm)	6,0 ± 6,4%	9,6 ± 6,1%			
	T+ (ms)	8,89 ± 1,85%	1,18 ± 1,69%			
RB.2	Dmax (mm)	5,2 ± 12,1%	7,7 ± 6,4%	13,4		
	T+ (ms)	7,39 ± 4,84%	7,78 ± 7,92%	7,86		
RB.3	Dmax (mm)	4,3 ± 22,8%	6,9 ± 5,7%		10,34	
	T+ (ms)	7,80 ± 10,95%	8,19 ± 4,57%		7,36	
RB.4	Dmax (mm)	4,4		14,0 ± 9,9%	18,1 ± 6,2%	23,2
	T+ (ms)	7,49		9,19	9,44 ± 0,92%	8,80
RB.5	Dmax (mm)	4,1		14,2 ± 4,5%	15,8 ± 2,7%	19,2
	T+ (ms)	8,51		9,75 ± 5,98%	9,88 ± 2,41%	11,32
RB.6	Dmax (mm)	3,9		13,2	13,9 ± 0,8%	18,6
	T+ (ms)	8,17		8,80	8,93 ± 4,20%	9,84
RB.7	Dmax (mm)	NaN	NaN			16,4
	T+ (ms)	NaN	NaN			NaN
Total	Dmax (mm)	4,8 ± 19,6%	7,9 ± 15,0%	13,7 ± 6,8%	16,0 ± 18,0%	19,4 ± 14,6%
	T+ (ms)	8,12 ± 10,07%	8,24 ± 7,98%	9,01 ± 9,69%	9,11 ± 10,30%	9,99 ± 12,71%

En regardant de plus près les résultats obtenus sur l'enfoncement de la paroi thoracique conjointement à la pression œsophagienne mesurée à l'aide de l'hydrophone, on s'aperçoit que les maximums arrivent aux mêmes moments (Figure 4.19). Il en est de même pour le retour à zéro pour les deux premières configurations. Cependant, les ruptures de pente visibles sur le pic principal de la pression œsophagienne ne semblent pas être liées à l'enfoncement de la paroi thoracique. Il s'agit probablement de diverses réflexions internes de l'onde.

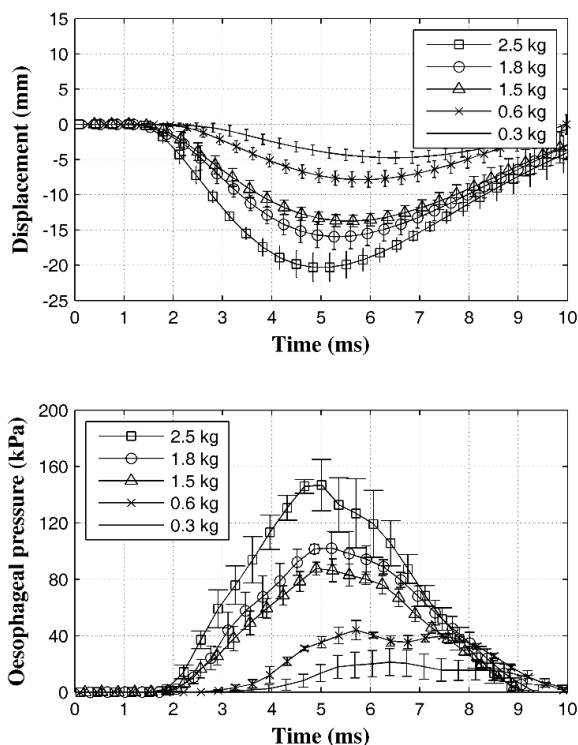


Figure 4.19 : Comparaison de l'enfoncement de la paroi thoracique (*haut*) avec la pression œsophagienne (*bas*).

#### 4.3.2.4.4 Calcul du critère lésionnel thoracique VC

Le critère visqueux (VC) est un critère de lésions pour la partie thoracique développé par Lau *et al.* [1986], et utilisé dans le domaine de l'automobile (cf. chapitre 1). Pour rappel, il est défini comme étant la valeur maximale du produit de la déformation thoracique par la vitesse d'enfoncement du thorax.

Lors de notre analyse, ce critère est calculé en définissant  $d$  comme l'épaisseur thoracique des RB définie pour chaque RB dans le Tableau 4.1. La Figure 4.20A montre, pour la configuration à 0,6kg, l'évolution temporelle moyenne calculée du critère visqueux pour les réacteurs biologiques exposés à une onde de choc idéale. La Figure 4.20B illustre quant à elle l'évolution du VCmax en fonction de l'impulsion incidente maximale. On y voit que la valeur du VCmax passe de 0.025m/s pour les réacteurs biologiques exposés à 0,3kg de C-4, à 0,343m/s pour la plus lésionnelle des configurations testées.

Le Tableau 4.13 récapitule les écarts-type intra et interindividuels. Sur une même carcasse, les erreurs mesurées sur le VCmax sont inférieures à 15%, à l'exception du RB.2 et RB.3 où les erreurs atteignent 33,11% et 27,25% respectivement pour la configuration à 0,3kg. Cependant, ce critère étant défini comme la valeur



maximale du produit de la vitesse d'enfoncement par la compression thoracique, les erreurs sur chacun de ces paramètres se répercutent sur le VCmax. Or, on a pu voir précédemment que les erreurs calculées sur l'enfoncement pour ces mêmes configurations étaient de 12,1% et 22,8 % respectivement, et que l'erreur sur le RB.2 à 0,3kg était de 16,1% pour Vmax. Ce qui explique les erreurs plus importantes sur le VCmax.

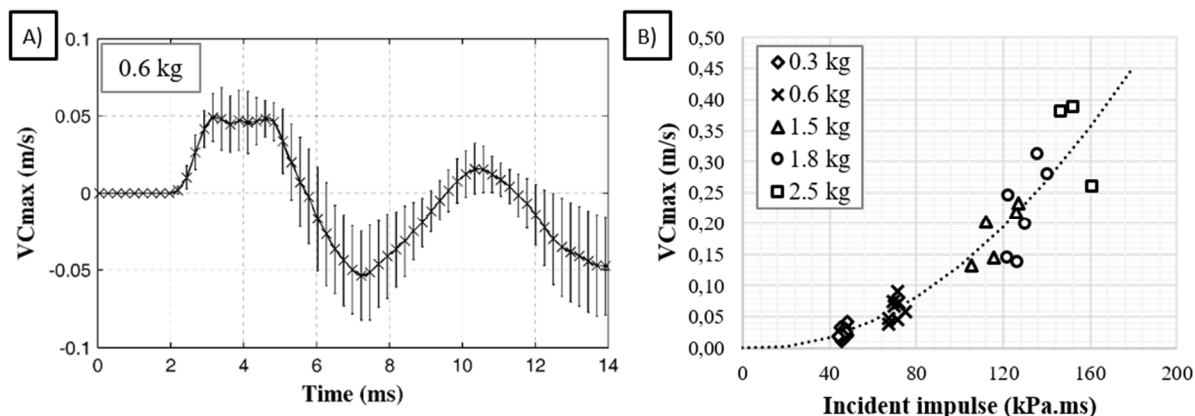


Figure 4.20 : (A) Evolution temporelle type du critère visqueux pour les réacteurs biologiques. Le profil moyen illustré correspond à l'exposition à une masse de 0.6 kg de C-4. (B) Evolution du VCmax en fonction de l'impulsion incidente. La courbe de tendance obtenue est :  $VCmax = -8,733. 10^{-9} \Delta I^3 + 1,689. 10^{-5} \Delta I^2 - 2,63. 10^{-4} \Delta I$ , avec  $R^2=0,8922$ .

Tout comme l'enfoncement maximal de la paroi thoracique, les erreurs constatées d'un RB à l'autre sont plus importantes que les erreurs relevées sur un même RB. On constate en effet des erreurs entre 21,17% et 35,52%. La reproductibilité n'en est toutefois pas mauvaise vu les valeurs de ce critère, très proche de zéro. La régression obtenue entre les paramètres VCmax et l'impulsion incidente est de bonne qualité, avec un  $R^2=0,89$ .

Tableau 4.13 : Récapitulatif des VCmax moyens et de leurs écarts-type associés pour les cinq scénarios testés. Les pourcentages de risques pour un AIS > 4 sont aussi donnés. « NaN : Not a Number ». Cela est dû aux problèmes du suivi vidéo sur certains essais.

RB	Paramètre	Configurations				
		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2,5 kg
RB.1	Vmax (m/s)	0,03 ± 0,84%	0,08 ± 12,78%			
RB.2		0,03 ± 33,11%	0,07 ± 11,20%	NaN		
RB.3		0,02 ± 27,25%	0,04 ± 9,56%		NaN	
RB.4		0,03		0,23 ± 4,85%	0,30 ± 7,86%	NaN
RB.5		0,02		0,14 ± 6,41%	0,14 ± 4,00%	0,26
RB.6		0,02		0,20	0,22 ± 15,33%	0,38
RB.7		NaN	NaN			0,39
Total	Vmax (m/s)	0,03 ± 35,52%	0,06 ± 28,22%	0,19 ± 24,13%	0,22 ± 32,52%	0,34 ± 21,17%
	% AIS > 4	< 1	< 1	< 2	< 2	< 4

Les limites définies dans le domaine de l'automobile ne semblent pas adaptées pour l'interaction d'une onde de choc avec un réacteur biologique. En effet, Bowen *et al.* prédisent 40% de létalité pour une exposition à une onde de choc de type Friedlander générée par la détonation de 2,5kg de C-4 à 2m (contre une paroi). Or,

les VCmax obtenus induisent des risques pour un AIS > 4 d'à peine 4%. Cela montre que le critère visqueux doit être redéfini pour prédire les lésions dues au blast primaire.

#### 4.3.2.4.5 Influence de l'épaisseur de la couenne sur les paramètres cinématiques et le critère visqueux

Dans le lot des sept réacteurs biologiques exposés à différentes ondes de choc, quatre épaisseurs de couenne différentes ont été mesurées à la position de l'accéléromètre. L'épaisseur allait de 1,7cm à 2,4cm après mise à l'échelle pour un animal de 50kg. Pour obtenir ces valeurs, l'épaisseur mesurée sur l'animal est multipliée par le facteur d'échelle  $k = \sqrt[3]{\frac{50}{m_{RB}}}$ .

Les Figure 4.21 à Figure 4.24 montrent l'évolution des paramètres cinématiques et du VCmax en fonction de l'impulsion réfléchie maximale, et ceci pour les différentes épaisseurs de couenne.

A l'aide de la Figure 4.21, montrant l'influence de la couenne sur le pic d'accélération, on peut voir que pour les configurations 1 à 4, ce maxima augmente lorsque l'épaisseur de couenne diminue. Ce n'est pas le cas pour la configuration 5 à 2,5kg, cependant un manque de donnée est incontestable à ces impulsions réfléchies. Comme le montre la Figure 4.24, il en va de même pour le critère visqueux, à savoir que pour l'ensemble des scénarios testés, le VCmax augmente lorsque l'épaisseur de couenne diminue. Cela signifie que la couenne aurait un effet filtrant. En revanche, la Figure 4.22 et la Figure 4.23 montrent qu'aucune tendance n'est observée sur nos données pour la vitesse d'enfoncement maximale, ainsi que pour l'enfoncement maximal.

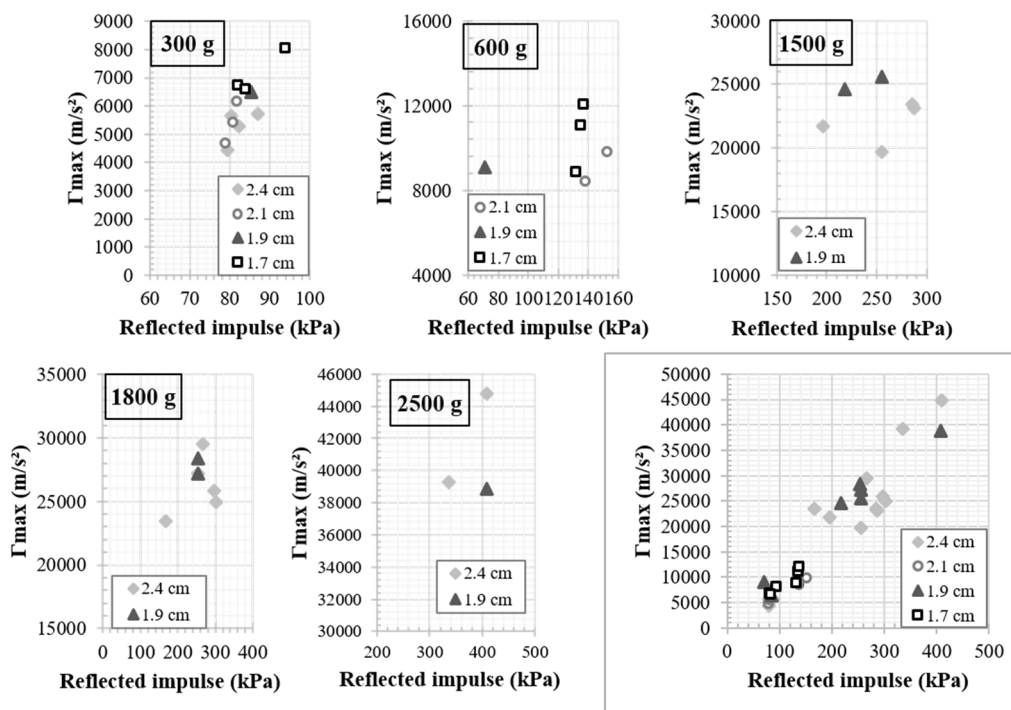


Figure 4.21 : Influence de la couenne sur l'accélération maximale mesurée sur la côte 9. Les graphes sont faits pour chaque scénario (0,3kg, 0,6kg, 1,5kg, 1,8kg et 2,5kg). Le graphe en bas à droite est la synthèse des cinq scénarios.

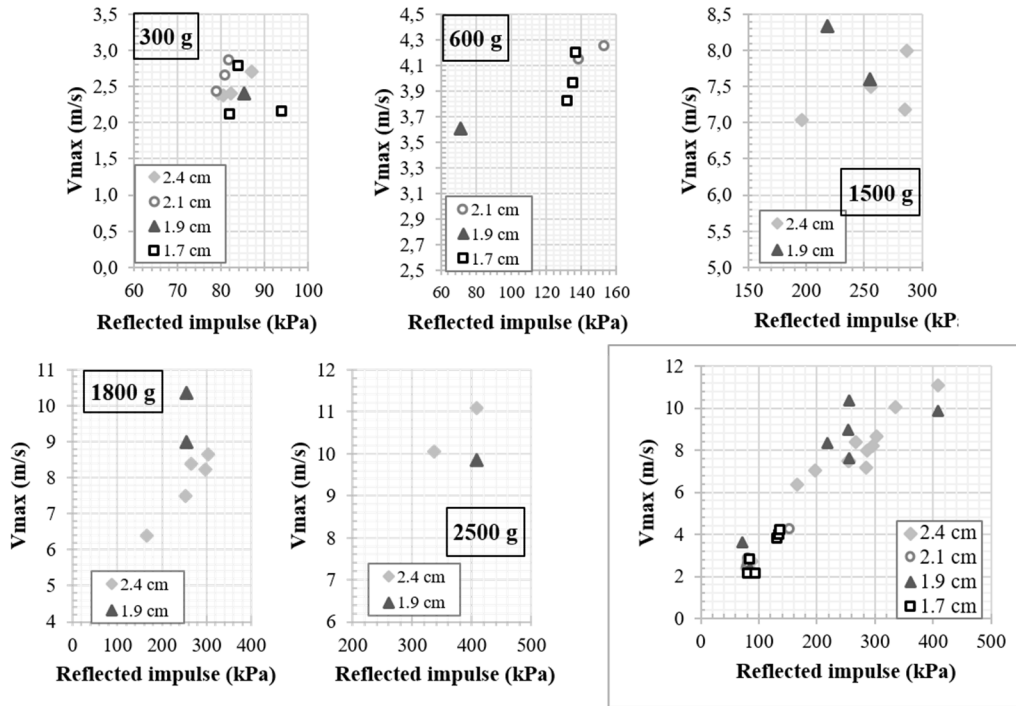


Figure 4.22 : Influence de la couenne sur la vitesse d'enfoncement maximale de la côte 9. Les graphes sont faits pour chaque scénario (0,3kg, 0,6kg, 1,5kg, 1,8kg et 2,5kg). Le graphe en bas à droite est la synthèse des cinq scénarios.

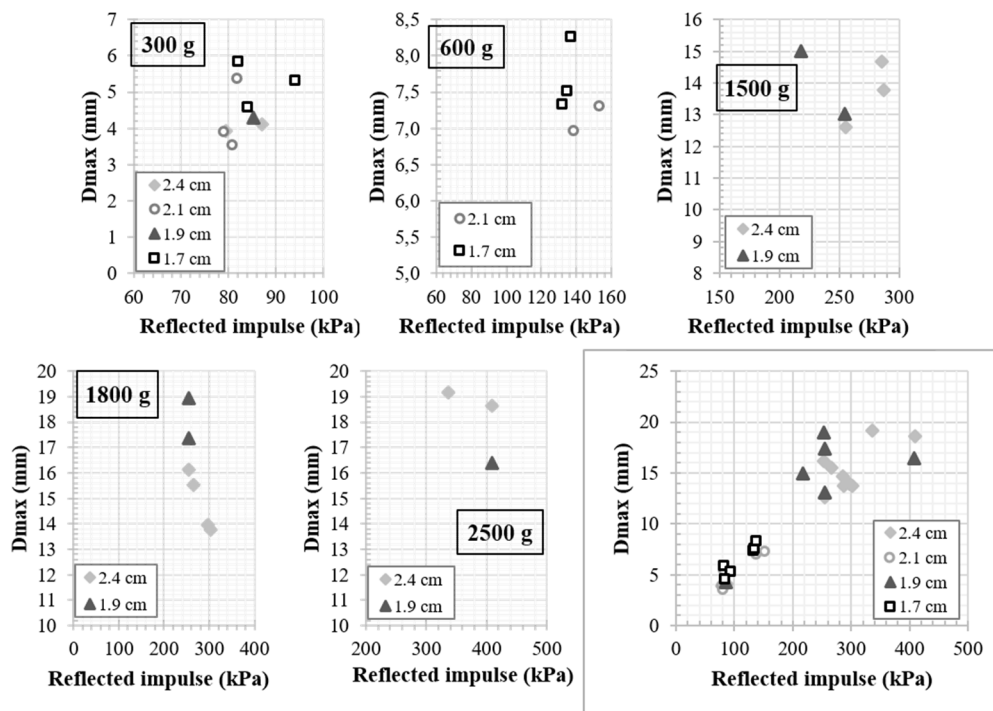


Figure 4.23 : Influence de la couenne sur l'enfoncement maximal de la côte 9 obtenu par suivi vidéo. Les graphes sont faits pour chaque scénario (0,3kg, 0,6kg, 1,5kg, 1,8kg et 2,5kg). Le graphe en bas à droite est la synthèse des cinq scénarios.

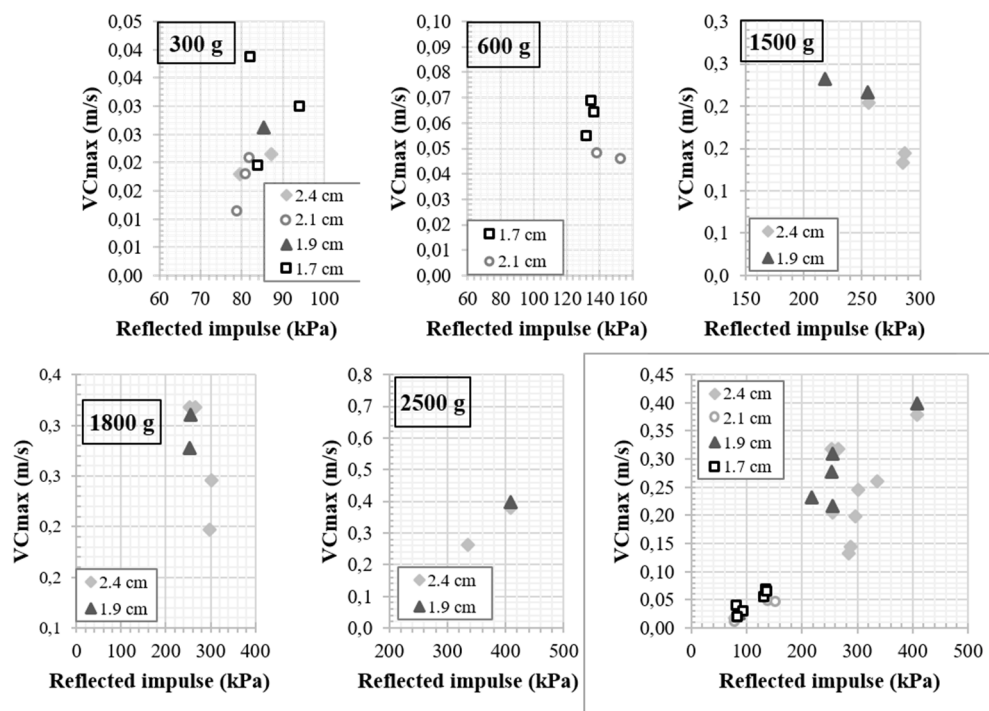


Figure 4.24 : Influence de la couenne sur le critère visqueux (maximum du produit de la vitesse par la compression). Les graphes sont faits pour chaque scénario (0,3kg, 0,6kg, 1,5kg, 1,8kg et 2,5kg). Le graphe en bas à droite est la synthèse des cinq scénarios.

#### 4.3.2.4.6 Conclusions

Afin de connaître la réponse du grill costal des réacteurs biologiques en termes de paramètres cinématiques ( $\Gamma_{max}$ ,  $V_{max}$  et  $D_{max}$ ), la côte #9 du flanc droit a été instrumentée d'un accéléromètre PCB. L'accélération et la vitesse d'enfoncement ont alors été obtenues. L'enfoncement de la cage thoracique a quant à lui été obtenu par suivi vidéo.

Malgré des résultats intra et inter individuels reproductibles en termes de paramètres cinématiques, une influence de l'épaisseur de couenne a été noté sur le pic d'accélération et le critère visqueux défini comme le produit de la vitesse d'enfoncement de la cage thoracique par sa compression. En effet, la couenne semble avoir un effet filtrant sur ces deux paramètres.

Il a aussi été vu que les limites lésionnelles du critère visqueux, comme défini dans l'automobile, ne sont pas adaptées aux études sur l'interaction d'une onde de choc avec un réacteur biologique.

#### 4.3.2.5 Relations entre les caractéristiques de l'onde incidente et réfléchi et les paramètres cinématiques

La Figure 4.25 montre l'évolution de  $\Gamma_{max}$ ,  $V_{max}$ , et  $D_{max}$  en fonction de  $\Delta Pr$  et  $\Delta Ir$ , ainsi que les courbes de tendance qui en découlent. Comme on pouvait l'attendre, l'accélération est proportionnelle à la force appliquée sur la paroi thoracique. En effet, une tendance linéaire est bien observée ( $R^2=0,97$ ) entre l'accélération maximale et la pression réfléchi, elle-même proportionnelle à la force appliquée (Figure 4.25.A). Il en est de même avec la vitesse d'enfoncement maximale en fonction de l'impulsion réfléchi, où une relation linéaire est observée avec un  $R^2$  de 0,90.

Afin de trouver la bonne courbe de tendance à appliquer sur chacun des paramètres, la procédure est ici d'utiliser les relations sûres connues, à savoir des relations de proportionnalité entre  $\Gamma_{max}$  et  $\Delta Pr$ , et entre  $V_{max}$  et  $\Delta Ir$ . Ainsi, pour trouver la relation entre  $V_{max}$  et  $\Delta Pr$ , on intègre la relation entre  $\Gamma_{max}$  et  $\Delta Pr$  (puisque la vitesse est obtenue par intégration de l'accélération). Ainsi, un polynôme d'ordre 2 sera appliqué. La procédure est répétée pour les autres paramètres obtenus par intégration. Pour toutes les courbes de tendance, les paramètres sont contraints en 0. Il semble en effet pertinent qu'aucune accélération, vitesse ou enfoncement n'aient lieu sans contrainte appliquée sur le RB. Des relations simples (linéaires ou polynomiales d'ordre 2 et 3) avec des coefficients de détermination  $R^2 > 0,85$  sont aussi trouvées entre les différents paramètres.

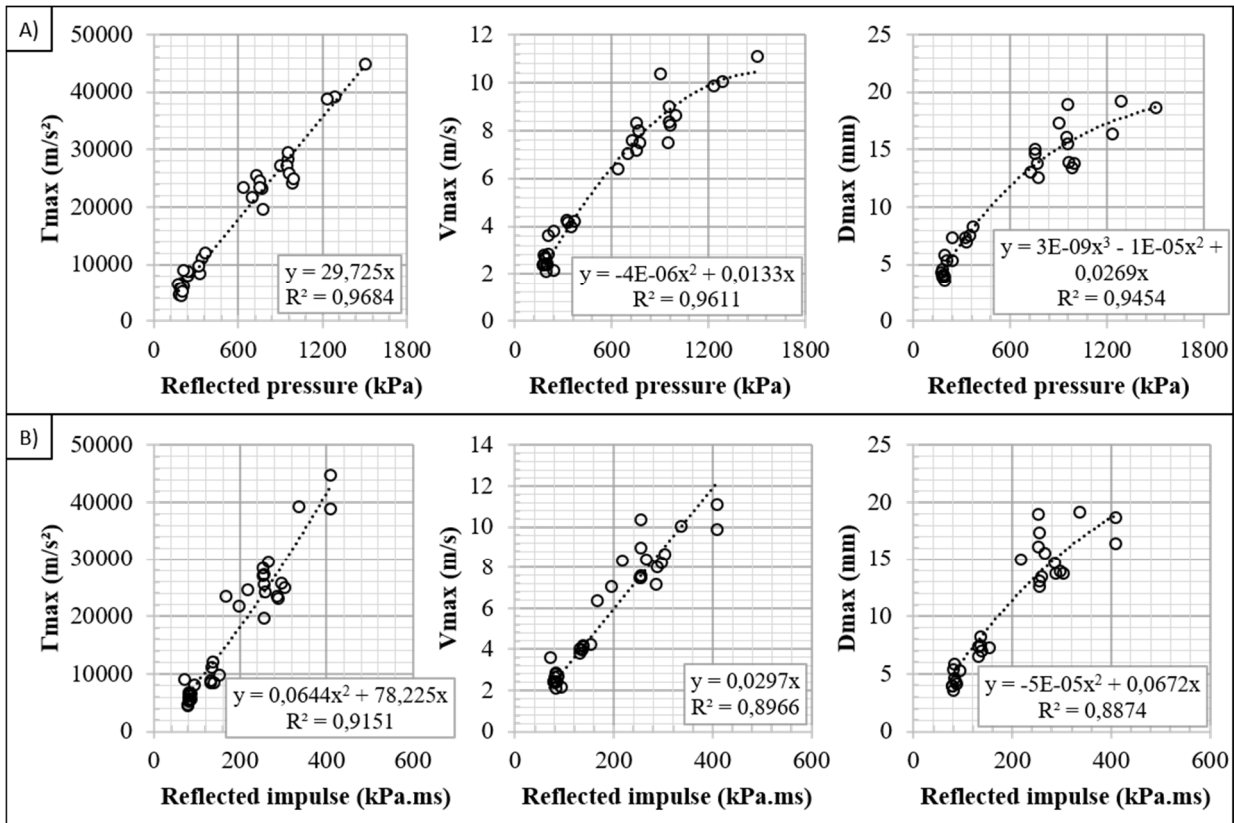


Figure 4.25 : Evolution des différents paramètres cinématiques ( $\Gamma_{max}$ ,  $V_{max}$ , et  $D_{max}$ ) en fonction de : (A) la pression réfléchie maximale ; (B) l'impulsion réfléchie maximale. L'équation de la courbe de tendance, ainsi que son coefficient de détermination associé sont affichées sur chacun des graphiques.

La même procédure a été réalisée avec la surpression et l'impulsion incidente, comme le montre la Figure 4.26. Tout comme avec les données du capteur de pression réfléchie, des relations linéaires ou polynomiales d'ordre 2 de bonnes qualités ( $R^2 > 0,89$ ) ont pu être obtenues entre les caractéristiques de l'onde incidente et la réponse de la cage thoracique.

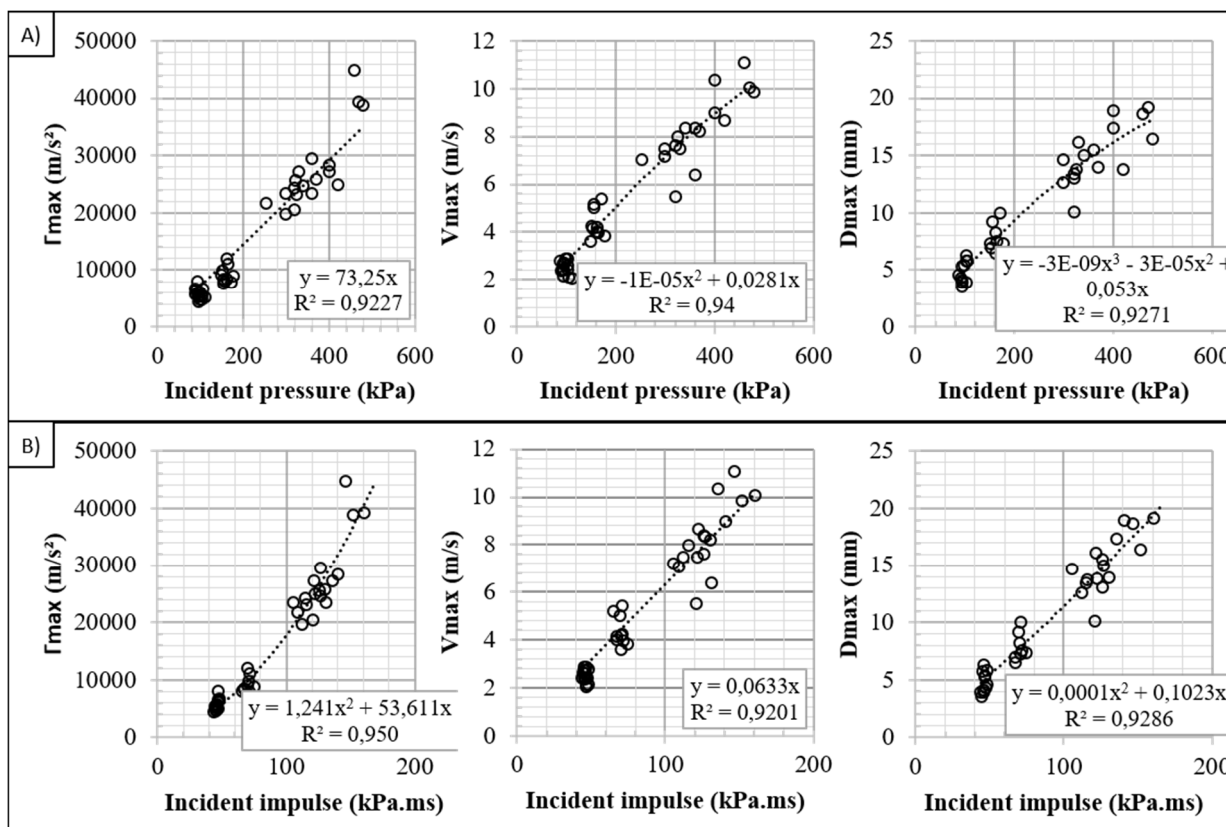


Figure 4.26 : Evolution des différents paramètres cinématiques ( $\Gamma_{max}$ ,  $V_{max}$ , et  $D_{max}$ ) en fonction de : (A) la pression incidente maximale ; (B) l'impulsion incidente maximale. L'équation de la courbe de tendance, ainsi que son coefficient de détermination associé sont affichées sur chaque graphique

La réponse de la cage thoracique de porcs in vitro est donc connue pour des impulsions incidente et réfléchie maximale allant jusqu'à 160kPa.ms et 430kPa.ms respectivement.

#### 4.3.2.6 Conclusion

Sept réacteurs biologiques éviscérés (des porcs) ont été exposés à des ondes de choc de type Friedlander. L'animal était placé sur le sol, le flanc droit étant exposé à cinq menaces d'intensités croissantes. A l'aide d'un accéléromètre vissé sur la côte #9 et de caméras rapides, la réponse de leur cage thoracique a pu être obtenue pour une gamme d'impulsion maximale allant jusqu'à 430kPa.ms.

### 4.3.3 Comparaison des résultats de l'exposition des RB contre une paroi et en champ libre

#### 4.3.3.1 Introduction

Après avoir exposé différents réacteurs biologiques contre une paroi, des essais en champ libre ont été réalisés afin de voir l'influence de la position de l'animal dans l'espace sur sa réponse. Le corps du RB est placé de sorte à ce que son flanc droit soit directement exposé à l'onde de choc.

Tout comme les essais contre une paroi, plusieurs mesures ont été réalisées. Les pressions incidentes ont été mesurées à l'aide de sondes effilées, et des mesures de pressions et d'accélération sont faites sur le réacteur

biologique exposé. Deux scénarios ont ainsi été réalisés en champ libre sur le réacteur biologique 7. Les premiers essais ont été faits avec une masse de C-4 d'un kilogramme, à une distance de 2 m et une HoB=65cm, ces essais correspondant à la configuration 6. Ce choix de masse a été fait car la pression générée par la détonation de cette masse en champ libre est la même que la configuration à 1,8kg réalisée contre une paroi (configuration 4). La pression et l'impulsion étant identiques, une comparaison entre ces deux configurations est possible. Cela permettra de voir une possible influence de la position de l'animal dans l'espace sur les paramètres cinématiques de la cage thoracique enregistrés. Une seconde configuration a été réalisée en champ libre avec une masse de C-4 de 4kg, à une distance de 3m et HoB=65cm, correspondant à la configuration 7.

#### 4.3.3.2 Evolution des différentes pressions

##### 4.3.3.2.1 Pression incidente et réfléchie

La Figure 4.27 illustre les profils de pression et impulsion incidente moyens ainsi que leurs dispersions pour ces trois configurations. De la même manière que précédemment, seuls les profils mesurés sur la sonde effilée 137B24 10603 sont exploités.

Tout comme les réacteurs biologiques exposés contre une paroi à une charge de 1,8kg de C-4 à 2m, le RB.7 exposé ici en champ libre à 1kg (configuration 6) fait face à une onde idéale de surpression maximale moyenne de 363,3kPa pour une durée de phase positive 1,47ms. On peut voir une différence entre ces deux configurations au niveau de l'impulsion mesurée par les sondes effilées. En effet, un troisième « rebond » à lieu sur l'impulsion pour une charge de 1,8kg, celui-ci n'apparaissant pas pour la configuration 6. Comme cela a été dit dans la partie 4.3.2.2, ce « rebond » est dû au retour de l'onde incidente après impact sur le sol, et n'est pas vu de cette manière par l'animal. Ainsi, les deux configurations génèrent la même onde vue par le réacteur biologique. Quant à la configuration à 4 kg (configuration 7), un seul tir a pu être effectué, ne permettant pas de certifier les valeurs obtenues qui sont anormalement basses et qui résultent peut-être d'une détonation qui n'était pas optimale. Ainsi, l'animal fait face à une onde de Friedlander de surpression incidente de 260kPa, dont la durée de phase positive est de 1,87ms. L'impulsion incidente maximale est alors de 203,0kPa.ms. Les caractéristiques de ces profils sont synthétisées dans le Tableau 4.14, où l'on peut constater la bonne reproductibilité des signaux de pressions et impulsions incidente pour la configuration à 1kg.

Tableau 4.14 : Caractéristique de l'onde incidente pour les différents scénarios en champ libre, suivis de l'écart type associé. Aucun écart-type n'est disponible pour la configuration à 4kg de C-4 car un seul tir a pu être réalisé.

Paramètres		Configurations	
		1,0kg	4,0kg
Pression	$\Delta P_i$ (kPa)	363,3 ± 16,3%	340,0
	T+ (ms)	1,47 ± 3,51%	1,87
Impulsion	$\Delta I_i$ (kPa.ms)	136,9 ± 3,7%	203,0
	T+ (ms)	11,43 ± 10,43%	15,45

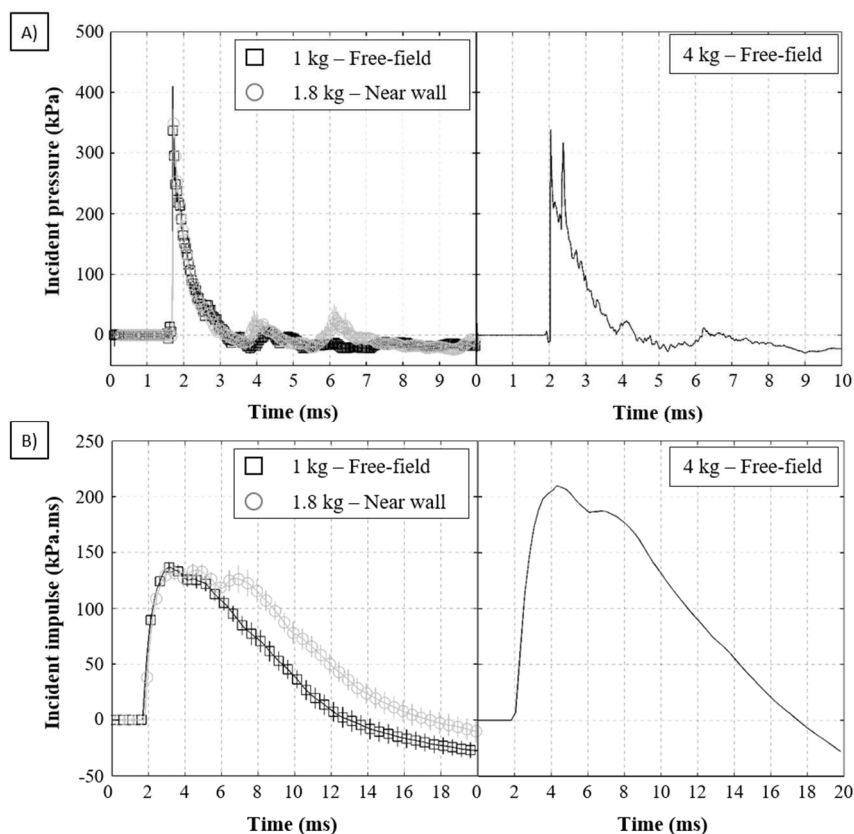


Figure 4.27 : (A) Profils de pression incidente pour les deux configurations en champ libre ; (B) Impulsion correspondante. Les profils illustrés correspondent au profil moyen avec l'écart type associé. En plus des pressions et impulsions incidentes des essais en champ libre, la configuration 4 des essais contre une paroi (1,8kg) y est superposée.

Tout comme pour l'exposition de RB contre une paroi, lorsque ces ondes de type Friedlander interagissent avec l'animal, il y a formation d'ondes réfléchies se déplaçant en partie dans le sens opposé de l'onde incidente. Cette pression est mesurée sur la peau du RB au voisinage de l'accéléromètre. La Figure 4.28 montre l'évolution de cette pression pour les deux configurations testées.

Les surpressions atteintes vont de 746,3kPa à 1015,7kPa pour les configurations 6 et 7 (champ libre), avec des durées de phase positive respectives de 0,96 ms et 1,30 ms. Cela entraîne une impulsion maximale réfléchie reçue de 196,9kPa.ms pour la configuration 6, contre une impulsion maximale de 338,6kPa.ms pour le scénario avec une masse de 4kg de C-4.

Les caractéristiques de ces profils sont synthétisées dans le Tableau 4.15. Malgré des erreurs tolérables sur la surpression réfléchie inférieures à 15%, et la bonne reproductibilité de la durée de phase positive de la pression d'environ 6%, l'impulsion maximale atteint un écart-type de 20,7%. D'autres essais permettraient de conforter ces résultats.

Si on compare les configurations 4 et 6 dont les pressions et impulsions incidentes sont identiques, mais dont la position du réacteur biologique dans l'espace est différente, la Figure 4.28 montre de fortes différences en termes de pression et impulsion réfléchie. En effet, on observe que :



- La pression maximale est en moyenne de 746,3kPa pour la configuration en champ libre, contre 909,7kPa contre une paroi
- La durée de phase positive est de 0.96ms pour la configuration 6, tandis que cette durée est de 0.81ms pour la configuration 4.
- L'impulsion maximale est diminuée de 26% lors des tests en champ libre.

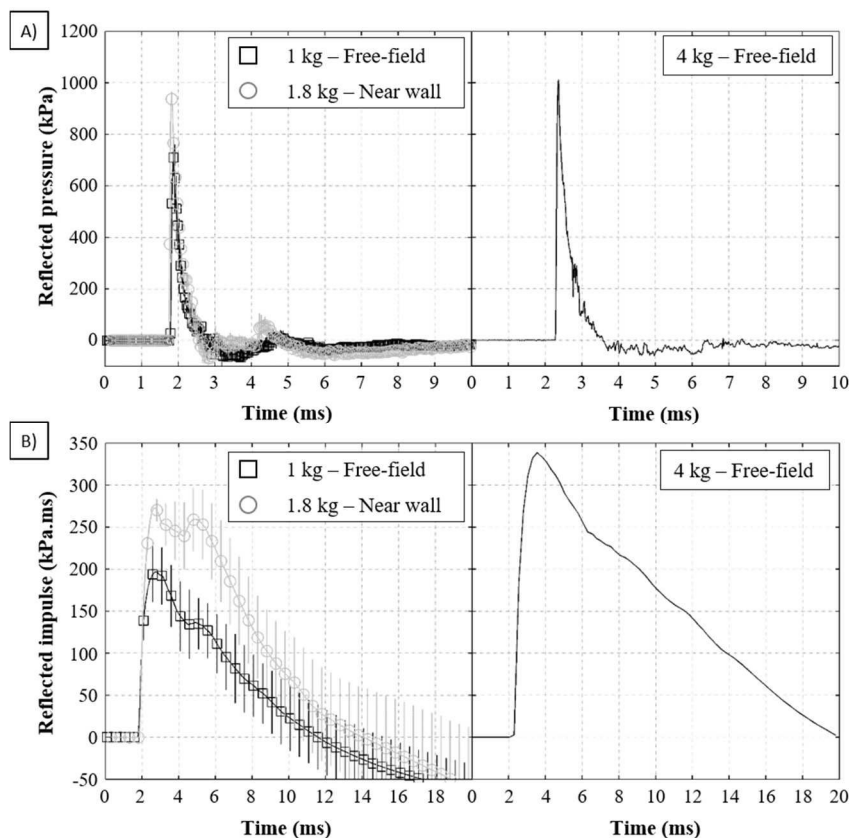


Figure 4.28 : (A) Profils de pression réfléchie pour les deux configurations en champ libre ; (B) Impulsion correspondante. Les profils illustrés correspondent au profil moyen avec l'écart type associé. En plus des pressions et impulsions réfléchies des essais en champ libre, la configuration 4 des essais contre une paroi (1,8kg) y est superposée. Pour la configuration 6, le premier tir n'a pas été pris en compte.

Tableau 4.15 : Caractéristique de l'onde réfléchie pour les différents scénarios en champ libre, suivis de l'écart type associé. Aucun écart-type n'est disponible pour la configuration à 4kg de C-4 car un seul tir a pu être réalisé.

Paramètres		Configurations	
		1,0kg	4,0kg
Pression	$\Delta Pr$ (kPa)	746,3 ± 14,7%	1015,7
	T+ (ms)	0,96 ± 6,09%	1,30
Impulsion	$\Delta Ir$ (kPa.ms)	196,8 ± 20,7%	338,6
	T+ (ms)	10,35 ± 35,60%	17,63

Etant donné que la pression incidente est identique, il aurait dû en être de même pour la pression réfléchie, bien que l'un soit contre une paroi, et l'autre en champ libre. Cependant, ces écarts peuvent être expliqués en partie par la météo lors des essais en champ libre. En effet, l'après-midi des tirs était pluvieuse, et le capteur

Kulite XCQ-093 a montré une sensibilité à la pluie, comme le montre la Figure 4.29 illustrant le premier tir à 1kg.

Bien qu'après ce constat une soufflette ait été utilisée avant chaque tir pour enlever un maximum l'eau stagnante sur la partie sensible du capteur, entre 5 et 10 minutes s'écoulaient avant la détonation de la charge, tandis que la pluie continuait de tomber. La pression a alors pu être modifiée du fait de la sensibilité du capteur à l'eau.

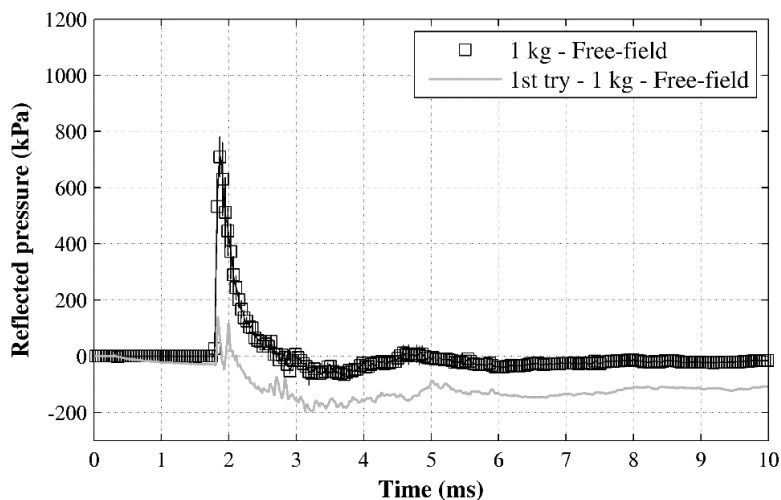


Figure 4.29 : Sensibilité à l'eau du capteur Kulite XCQ 093. La courbe en trait plein représente le premier tir de la configuration 6, tandis que l'autre courbe correspond aux trois autres tirs dans cette configuration avec l'écart-type associé.

#### 4.3.3.2.2 Pression œsophagienne

La Figure 4.30 illustre l'historique de la pression et de l'impulsion œsophagienne pour la configuration 6 et 7, en ayant mis à l'échelle au préalable les résultats pour un animal de 50kg. Cela permettra une confrontation avec la configuration 4 des essais contre une paroi, dont le chargement est identique à la configuration 6 en champ libre. Les caractéristiques des pressions et impulsions œsophagiennes sont récapitulées dans le Tableau 4.16. Plusieurs contributions sont observées sur les profils de pression œsophagienne. Celles-ci correspondent aux différents modes de transmission de l'onde (transmission directe et transmission osseuse), ainsi qu'aux différentes réflexions internes.

Malgré une surpression maximale inférieure à 2/7 de la surpression incidente, l'impulsion qui en découle vaut 1,1 à 1,2 fois l'impulsion incidente maximale, contre 3/4 de l'impulsion réfléchie maximale mesurée. Aucune amplification n'est alors observée en termes de surpression, tout comme cela était le cas pour les essais contre une paroi.

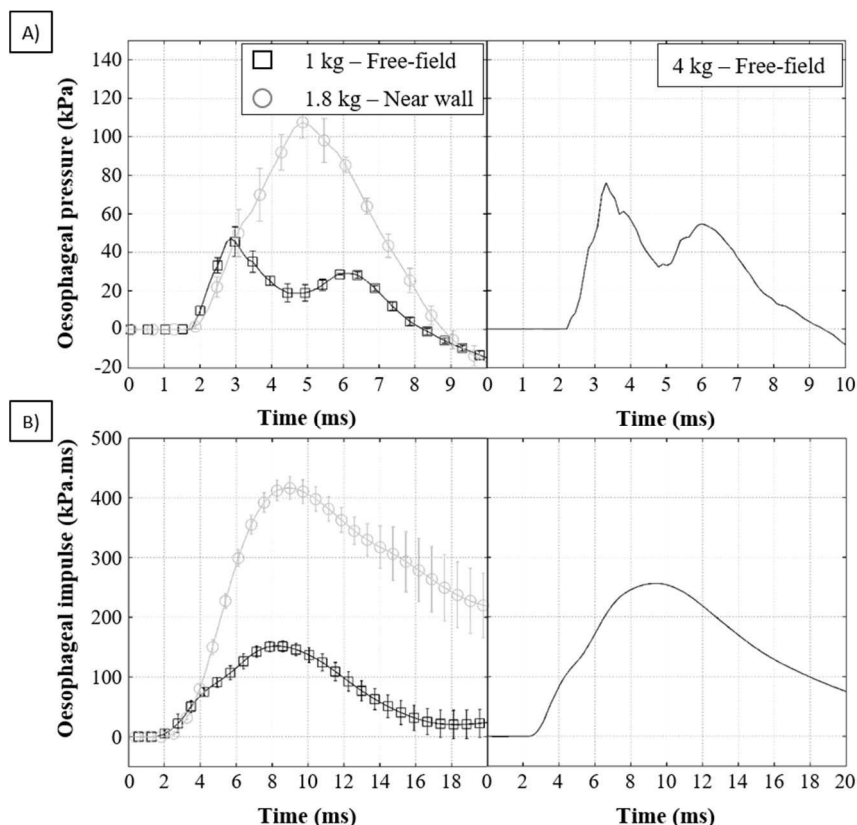


Figure 4.30 : (A) Profils de pression œsophagienne pour les deux configurations en champ libre ; (B) Impulsion correspondante. Les profils illustrés correspondent au profil moyen avec l'écart type associé. En plus des pressions et impulsions œsophagiennes des essais en champ libre, la configuration 4 des essais contre une paroi (1,8kg) y est superposée.

Tableau 4.16 : Caractéristique de la pression et impulsion œsophagienne pour les configurations 6 et 7, suivis de l'écart type associé. Aucun écart-type n'est disponible pour la configuration à 4kg de C-4 car un seul tir a pu être réalisé.

Paramètres		Configurations	
		1,0kg	4,0kg
Pression	$\Delta P_{max}$ (kPa)	49,1 ± 27,4%	75,8
	T+ (ms)	6,41 ± 2,56%	7,09
Impulsion	$\Delta I$ (kPa.ms)	147,9 ± 6,5%	248,5
	T+ (ms)	NaN	NaN

#### 4.3.3.3 Mesure de l'accélération et de la vitesse de la cage thoracique

L'ensemble des profils d'accélération moyennés par scénario et mis à l'échelle pour un animal de 50kg est illustré en Figure 4.31A. La gamme d'accélération linéaire atteinte se situe entre 3000G et 4300G, pour une durée de phase positive de 0,75ms. Quant aux vitesses d'enfoncements de la côte n#9, illustrées en Figure 4.31B pour l'ensemble des scénarios testés, et calculées par intégration des profils d'accélération, la gamme des vitesses linéaires maximales atteintes est entre 7,7 et 10,4m/s.

Comme le montre le Tableau 4.17, la reproductibilité interindividuelle est bonne, avec des écarts types sur les caractéristiques des profils d'accélération et de vitesse obtenue par intégration inférieurs à 10%. La durée de phase positive de la vitesse n'a pas pu être calculée du fait d'une dérive des signaux.

La Figure 4.31 illustre aussi la comparaison entre les configurations 4 et 6 dont la menace est identique, mais dont la position de l'animal est différente. Les profils d'accélération et de vitesses de la configuration 6 sont dans les écarts types de la configuration 4. Seule la dérive sur la vitesse pour la configuration en champ libre entraîne des différences. Cependant, en termes d'accélération maximale, de durée de phase positive de l'accélération, ainsi qu'en termes de vitesse maximale, la position du RB ne semble pas influencer ces paramètres cinématiques.

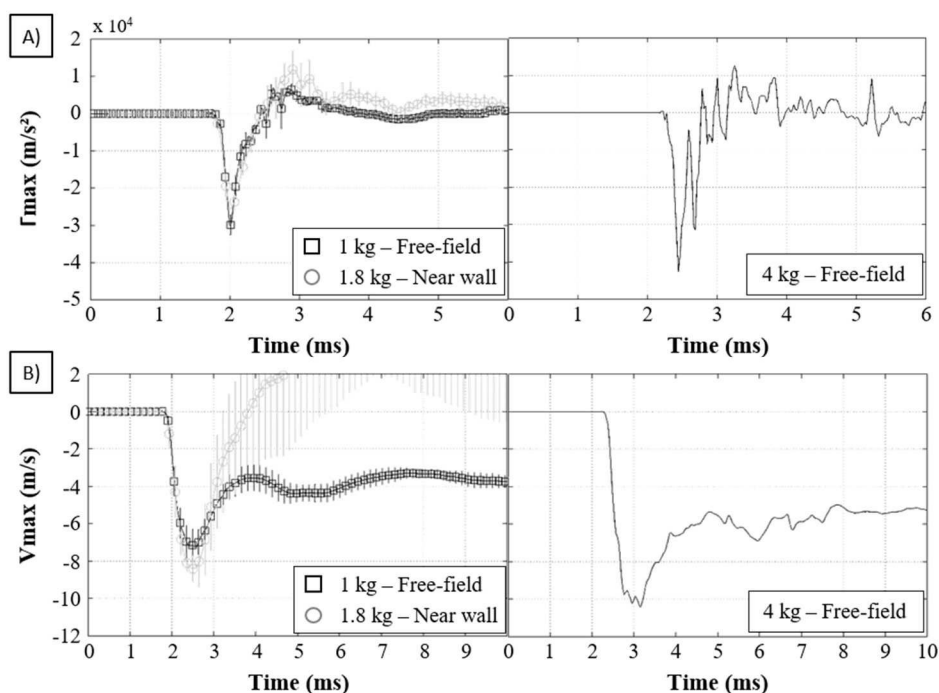


Figure 4.31 : (A) Profils d'accélération pour les deux configurations en champ libre ; (B) Impulsion correspondante. Les profils illustrés correspondent au profil moyen avec l'écart type associé. La configuration 4 des essais contre une paroi (1,8kg) est superposée sur les graphiques de la configuration 6.

Tableau 4.17 : Caractéristique de l'accélération et de la vitesse maximale pour les configurations 6 et 7, suivis de l'écart type associé. Aucun écart-type n'est disponible pour la configuration à 4kg de C-4 car un seul tir a pu être réalisé.

Paramètres		Configurations	
		1,0kg	4,0kg
Accélération	$\Gamma_{\max}$ (m/s <sup>2</sup> )	30236 ± 9,4%	42838
	T+ (ms)	0,76 ± 14,06%	0,74
Vitesse	Vmax (m/s)	7,7 ± 8,2%	10,4
	T+ (ms)	NaN	NaN

#### 4.3.3.4 Conclusion

Après avoir exposé les sept réacteurs biologiques contre une paroi (le sol), des premiers essais ont été réalisés en champ libre sur le RB.7 afin de voir si le positionnement de l'animal dans l'espace avait une influence sur la réponse de la cage thoracique. Ces premiers essais semblent montrer que pour une menace identique, la réponse en termes d'accélération et de vitesse de la cage thoracique est similaire. L'enfoncement de la cage thoracique n'a cependant pas pu être obtenu pour ces essais du fait de la difficulté de positionner correctement les caméras rapides.

#### 4.3.4 Relations entre les caractéristiques de l'onde incidente et les paramètres cinématiques de la cage thoracique des RB pour les deux positions testées

La Figure 4.32 montre la superposition des résultats pour les deux positions des réacteurs biologiques testées en termes de  $\Gamma_{max}$  vs.  $\Delta I_i$ , ainsi que de  $V_{max}$  vs.  $\Delta I_i$ . On constate que la configuration à 1kg de C-4 en champ libre donne des résultats semblables aux scénarios contre une paroi avec 1.8kg de C-4 et ceci pour les deux paramètres cinématiques mesurés. La durée de phase positive de l'accélération est elle aussi similaire. Néanmoins, le second cas testé en champ libre (impulsion incidente = 200kPa.ms) ne semble pas suivre la tendance observée sur les essais contre une paroi, principalement pour  $\Gamma_{max}$ . Cependant, deux constats peuvent être fait :

- Un seul tir a pu être réalisé pour cette configuration et les valeurs obtenues sont nettement en deçà des niveaux attendus, laissant planer le doute sur la validité de cet essai.
- La courbe de tendance obtenue pour les porcs exposés contre une paroi est valide pour une impulsion incidente allant jusqu'à 150kPa.ms. Il y a donc un manque de donnée au niveau de l'impulsion incidente du tir à 4kg en champ libre.

De ce fait, le tir à 4kg ne sera pas pris en compte dans l'analyse.

Malgré le manque de données incontestable en champ libre, il semblerait qu'être contre une paroi ou en champ libre (corps perpendiculaire à la direction de l'onde) n'ait aucune influence sur l'accélération et la vitesse de la cage thoracique au niveau de l'impact.

Le rapprochement de ces deux positions a par ailleurs déjà été fait pour les courtes durées de phase positive, mais en termes de probabilité de survie (Chapitre 1). En effet, Bass [Bass *et al.* 2008] postula à l'aide de données expérimentales qu'aucune différence significative n'existe entre être contre une paroi et être en champ libre perpendiculaire à la direction de l'onde incidente. Plus récemment, Van der Voort *et al.* [2016] ont proposé une nouvelle norme pour la prédiction de lésion pour les positions suivantes : contre une paroi, en champ libre parallèlement et perpendiculairement à l'onde. La conclusion fût identique, à savoir qu'être contre une paroi ou en champ libre n'influe pas les lésions encourues pour les courtes durées de phase positive. Ce constat sera donc utilisé dans le chapitre suivant pour comparer les résultats sur réacteurs biologiques avec des thorax simplifiés. En effet, les essais sur modèles thoraciques simplifiés ont été réalisés en champ libre.

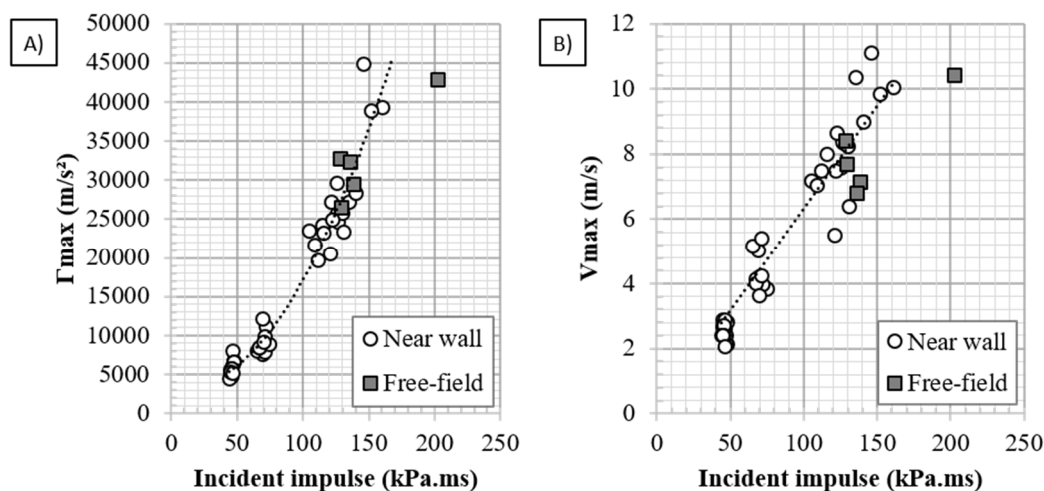


Figure 4.32 : Comparaison de données obtenues pour le scénario contre une paroi (rond noir) et des données obtenues en champ libre (carré plein) (position debout pour Bowen). (A) Accélération maximale versus l'impulsion incidente maximale ; (B) Vitesse maximale versus l'impulsion incidente maximale.

#### 4.3.5 Conclusion

Afin de connaître la réponse de la cage thoracique d'un modèle biologique utilisé par le Service de Santé de l'Armée française pour évaluer la réponse physiopathologique aux traumatismes thoraciques fermés lors d'impacts de projectiles stoppés par la protection balistique ou impacts directs de projectiles à létalité réduite et plus récemment les effets du blast, sept porc « in vitro » éviscérés ont été exposés à cinq ondes de choc de type Friedlander d'intensités croissantes.

Le RB est ainsi placé sur le sol avec le flanc droit exposé, la charge explosive se trouvant à 2m au-dessus de celui-ci. A l'aide d'un accéléromètre vissé sur la côte #9, d'un cible placé sur celui-ci et de caméras rapides, la réponse de leur cage thoracique a pu être obtenue pour une gamme d'impulsion maximale allant jusqu'à 430kPa.ms. La couenne semble cependant avoir un effet filtrant sur le pic d'accélération ainsi que le critère visqueux. Des essais sur les RB avec plus ou moins de couenne que ceux exposés dans cette étude engendreraient une réponse cinématique de la cage thoracique différente pour ces deux paramètres. Aux vus des données obtenues, l'épaisseur de couenne ne semble avoir aucun impact sur la vitesse d'enfoncement et l'enfoncement de la cage thoracique du RB.

Des essais ont aussi été réalisés en champ libre sur le RB.7 pour constater l'influence du positionnement de l'animal dans l'espace sur la réponse cinématique de la cage thoracique. Les résultats ne montrent ainsi aucune influence sur  $\Gamma_{max}$  et  $V_{max}$  lorsque la menace est identique. L'enfoncement de la cage thoracique n'ayant pas pu être obtenu lors de ces derniers essais, la comparaison entre les deux positions pour ce paramètre n'est alors pas possible.

## 4.4 Conclusion

Des essais sur réacteurs biologiques partiellement éviscérés exposés à différentes ondes de choc de type Friedlander ont été réalisés. Il s'agissait de 7 porcs d'une masse moyenne de 54,7kg dont les viscères étaient remplacés par quatre éponges naturelles afin de recréer le volume abdominal. Les animaux étaient instrumentés d'un accéléromètre sur la cage thoracique, d'un hydrophone dans l'œsophage et d'un capteur de pression réfléchié fixé sur la peau au niveau de l'accéléromètre. L'objectif de ces mesures était double. D'une part, il était important de savoir s'il était possible d'obtenir des mesures physiques reproductibles, que ce soit sur un ou plusieurs réacteurs biologiques. D'autre part, une fois ce point clarifié, l'objectif était de voir l'évolution de paramètres dynamiques, tel que l'accélération maximale de la paroi thoracique et ses métriques associés : vitesse et déplacement, en fonction de différentes intensités de la menace.

Pour chacun des cinq scénarios testés, l'animal est placé en décubitus latéral gauche sur le sol avec le flanc droit exposé à l'onde de choc. L'explosif est lui attaché au-dessus de l'animal à une distance de 2m, correspondant à la distance entre le bas de la charge explosive et l'accéléromètre.

La reproductibilité intra et interindividuelles a été validée sur les différentes mesures effectuées. Il a pu être observé des relations simples entre les paramètres cinématiques, le critère visqueux, les surpressions et impulsions de l'onde de choc (incidentes et réfléchiées), ainsi qu'un effet filtrant de la couenne sur l'accélération et le VC.

Des essais complémentaires en champ libre sur le dernier réacteur biologique semblent montrer que les paramètres cinématiques (accélération et vitesse) ne soient pas influencés par la différence de configuration (contre paroi vs. Champ libre). Ceci est en accord avec les conclusions de Bass et de Van der Voort [*Bass et al. 2008 ; Van der Voort et al. 2016*]. Etant donné que, pour les courtes durées de phase positive de l'onde de choc, les deux positions (contre paroi et champ libre) sont similaires en termes de lésions engendrées, les résultats obtenus sur les réacteurs biologiques post-mortem peuvent être comparés à des essais réalisés en champ libre sur trois thorax simplifiés : un pavé creux, un cylindre creux et une membrane en U (RIG). Cette confrontation, exposée dans le chapitre 5, permettrait d'évaluer la bio fidélité de ces torses simplifiés face à la réponse de la cage thoracique du RB.

Des tests complémentaires devront cependant être effectués pour valider les observations sur la similitude de la réponse thoracique pour des scénarios différents (paroi / champ libre). Ainsi, afin de recréer les essais réalisés contre une paroi, la correspondance est la suivante : la masse de C-4 pour une configuration contre une paroi doit être divisée par deux pour avoir la correspondance en champ libre d'après le logiciel Blast ISL (charge hémisphérique au sol) ou par 1,8 selon Smith et Hetherington [*1994*]. Le RB doit être placé à la même distance de la charge et dans le pied de Mach pour les essais en champ libre, ce qui serait le cas en gardant la même mise en place que la configuration à 1kg. La présence dans le pied de Mach peut être vérifiée à l'aide du nouvel abaque proposé dans le chapitre 2.

Quelques points doivent par ailleurs être soulevés du fait des limites de l'étude :

- Les essais ont été réalisés uniquement à une durée de phase positive de l'onde incidente constante (1,4ms). Qu'en est-il de la réponse de la cage thoracique à un T+ différent? Sera-t-elle similaire à la réponse obtenue dans cette étude ?
- La réponse thoracique du porc dont les viscères ont été remplacés par des éponges naturelles est-elle similaire à celle d'un porc « intact », même si la côte instrumentée reste en région thoracique donc non concernée ?
- La réponse thoracique d'un porc post-mortem et vivant est-elle différente ? D'après Bir *et al.* [2004], le manque de tonus musculaire n'aurait pas d'influence sur la réponse de la cage thoracique pour des chargements à haute vitesse comme le blast.

Les réponses à ces questions permettraient en partie de conclure sur la possibilité d'utiliser un des paramètres cinématiques de la cage thoracique ou une combinaison de ces derniers comme critère de lésion pulmonaire. En effet, comme cela a été vu dans le chapitre 1, l'impulsion d'une onde de type Friedlander gouverne les lésions pour les courbes durée de phase positive (<3ms), ainsi, les ou les paramètres non affectés par des profils de pression différents de mêmes impulsions pourront être considérés pour la définition d'un critère de lésions. D'après les essais réalisés sur les torsos simplifiés déformables et exposés dans le chapitre 3, Vmax et Dmax seraient de possibles candidats, bien que des tests complémentaires soient à effectuer.



**Chapitre 5 :**  
**Vers un dispositif d'essai bio-  
fidèle et un outil de prédiction  
des lésions pour le blast**

## 5.1 Introduction

Dans le contexte actuel d'attentats et autres conflits armés, le risque lésionnel par explosion est exacerbé sans que pour autant l'on sache l'efficacité réelle des moyens actuels de protection individuelle face à une telle menace. La victime peut être une personne civile, au mauvais endroit au mauvais moment, ou un personnel militaire, dûment entraîné et sensé être « protégé », un personnel embarqué sur une plateforme mobile ou un fantassin débarqué. La menace évolue donc également en fonction des tactiques opérationnelles et de l'environnement proche. La protection individuelle est alors son ultime rempart.

Au cours des dernières années, un effort particulier a été fait dans l'amélioration de la protection individuelle vis-à-vis des balles, des fragments et des armes blanches, laissant la protection face au blast quasiment inchangée, à l'exception des protections spécifiques de déminage (tenue EOD). Les effets létaux des blessures ouvertes d'hier, se transforment aujourd'hui en séquelles et troubles sournois sur les personnels de retour d'Opérations Extérieures. Par ailleurs, une partie de la communauté scientifique est sensibilisée au fait qu'une possible amplification de la menace blast (renforcement du chargement à l'arrière de la protection) serait apportée par certains vêtements ou équipement de protection [Cooper *et al.* 1991 ; Jetté *et al.* 2004 ; Phillips *et al.* 1988 ; Thom *et al.* 2007].

Ainsi, l'objectif à long terme de l'étude est d'aller vers un dispositif d'essais permettant l'évaluation qualitative et quantitative des systèmes de protection thoracique face aux ondes de choc. Afin d'atteindre cet objectif, le premier besoin porte sur la création d'un dispositif d'essais bio fidèle au regard non pas de l'Homme pour des questions éthiques, mais du modèle porcine. Ce modèle est en effet utilisé comme substitut du thorax humain du fait de ses similitudes en termes d'organisation des organes, mais aussi car il permet de rapporter la localisation des lésions, ainsi que leur sévérité [Vassout *et al.* SR-112/86 1986 ; Moomey *et al.* 1998 ; Prat *et al.* 2010, 2012, 2015 ; Couret *et al.* 2013 ; Pavier *et al.* 2015 ; Magnan *et al.* 2014, 2015].

Dans les études d'interaction d'une onde de choc avec un substitut de torse, seuls le BTM, cylindre rigide creux, le RIG, membrane en « U » déformable validée pour les impacts non pénétrant à l'aide de données sur cadavres humains, et les mannequins anthropomorphiques 50 percentile Hybrid III et MABIL sont utilisés.

Le BTM est communément utilisé en lien avec le modèle d'Axelsson afin de connaître les lésions pulmonaires pour tout type de scénario. Cependant, dès lors qu'une protection est ajoutée à ce substitut, aucune conclusion ne peut en sortir.

Concernant le RIG, bien que validé pour les impacts non pénétrant au regard d'essais sur cadavres humains, seules quelques études de Magnan *et al.* [2011-2012] l'ont exposé au blast avec ou sans protection. Un seul scénario a alors été effectué avec le substitut « nu », avec une protection souple et une protection dure. Bien qu'une atténuation des paramètres cinématiques ( $\Gamma_{max}$  et  $V_{max}$ ) ait été observée avec une protection dure, aucune différence significative n'a été constatée entre la configuration « nu » et « protection souple » pour le

scénario testé contrairement à ce que prévoient les études de la littérature [Phillips 1988 ; Cooper et al. 1991 ; Gibson 1995 ; Cooper 1996 ; Hattingh et al. 2001]. Aucun test complémentaire n'a été réalisé depuis ces études.

Quant aux mannequins anthropomorphiques, il y a dans un premier temps le 50 percentile Hybrid III, utilisé principalement dans le domaine automobile. Celui-ci a toutefois été testé sous menace blast par Carboni *et al.* [2010], entre autres, regardant la réponse du thorax de l'Hybrid III équipé d'une distribution d'accéléromètres particulière au niveau du sternum pour différents systèmes de protection, montrant que ce mannequin est en mesure de discriminer seulement certains niveaux d'équipement. Ce mannequin est tout de même plus souvent utilisé pour son système tête-cou [Bir 2011 ; Ganpule et al. 2012 ; Shridharani et al. 2012].

Dans un second temps, il y a le mannequin MABIL conçu quant à lui pour tester les systèmes de protection face au blast. Dans l'étude de Ouellet *et al.* [2008], il a été montré que la vitesse d'enfoncement maximale thoracique ne permet pas de différencier les systèmes de protection. En revanche, cette étude conclue que le pic d'accélération pourrait être un bon candidat dans ce but. En effet, l'évolution de  $\Gamma_{max}$  en fonction de  $\Delta P_i$  a été obtenue pour le mannequin non protégé et protégé exposé à des ondes de choc plus ou moins complexes, montrant qualitativement des résultats similaires à ceux de la littérature. Cependant, les courbes de tendance obtenues ne tiennent pas compte de l'historique de pression incidente, or, différents  $\Gamma_{max}$  peuvent être obtenus pour une surpression similaire avec des durées de phase positive variables. Ainsi, si différents  $\Gamma_{max}$  peuvent être obtenus pour une même surpression maximale, comme on le voit dans les données de l'étude de Ouellet *et al.* [2008], aucune tendance fiable ne peut être obtenue. En outre, pour une évaluation quantitative de l'efficacité des systèmes de protection thoracique, ces résultats suggèrent que la surpression maximale régit les lésions pour de courtes durées de phase positive. Néanmoins, il est connu depuis des décennies que l'impulsion incidente gouverne les blessures et non pas la surpression incidente, en tout cas pour les ondes de types Friedlander [Schardin 1950]. Ainsi, si aucune tendance spécifique ne peut être obtenue entre  $\Gamma_{max}$  et l'impulsion incidente maximale, cela soulève des questions importantes pour évaluer quantitativement l'efficacité des systèmes de protection au regard de ce paramètre.

Ces outils ont, à terme, un objectif commun qui est de pouvoir se passer de l'expérimentation animale (EA) ou y faire appel au strict minimum. Rappelons toutefois que l'EA est encore aujourd'hui la seule manière de constater les effets physiopathologiques d'une menace quelle qu'elle soit sur un organisme vivant. Elle ne sera jamais totalement écartée puisqu'il faut bien sûr faire progresser le volet clinique et notamment la médecine de guerre pour dispenser aux victimes des soins de première urgence adaptés.

Cette étude a donc pour objectif de comparer la réponse thoracique des réacteurs biologiques post-mortem à celles des trois modèles simplifiés du thorax utilisés dans nos études (pavé creux, cylindre creux et RIG) ainsi qu'au MABIL. La bio fidélité de ces torses au regard des RB est ainsi évaluée. Ensuite, afin d'effectuer une évaluation quantitative, un critère de lésion est nécessaire. Dans un second temps, les différents critères de lésions vont être évalués et de nouvelles limites de tolérances pulmonaires vont être proposées pour le blast.

## 5.2 Confrontation des cibles physiques et biologiques

### 5.2.1 Introduction

L'objectif ici est de comparer la réponse des torsos simplifiés déformables (pavé creux, cylindre creux et RIG) (cf. chapitre 3) et du mannequin anthropomorphique MABIL avec celle des réacteurs biologiques obtenue dans le chapitre 4, pour au final avoir une idée du modèle physique le plus apte à représenter un modèle biologique complet, en l'occurrence ici le porc sur la base de paramètres cinématiques ( $\Gamma_{\max}$ ,  $V_{\max}$ , et  $D_{\max}$ ), et du critère visqueux. Ce modèle servira ensuite de base de réflexion au développement d'un nouveau thorax bio fidèle pour exposition face au blast.

Une différence réside cependant dans les protocoles d'essais entre les cibles physiques et les modèles biologiques. En effet, les RB ont été exposés contre une paroi tandis que les modèles physiques ont été exposés en champ libre. En revanche, comme cela a été expliqué et montré dans le chapitre 4, on peut considérer que pour des durées de phase positive courtes (<2-3ms), la réponse de la cible pour un chargement contre une paroi ou en champ libre est similaire.

Cette partie commencera donc par une confrontation de la réponse des torsos simplifiés déformables (pavé, cylindre et RIG) à la réponse thoracique des RB, permettant de mettre l'accent sur les modèles simples partiellement ou globalement bio fidèle. La réponse du/des modèles physiques bio fidèles et des RB sera alors comparée à celle du MABIL. Des conclusions quant au dispositif d'essais à utiliser comme simulat du thorax des RB seront alors faites.

### 5.2.2 Comparaison de la réponse de nos torsos simplifiés déformables avec la réponse thoracique des RB

Trois thorax déformables simplifiés ont été exposés à différents scénarios en champ libre (cf. Chapitre 3) : un pavé creux, un cylindre creux et une membrane en forme de U, appelée RIG. Pour rappel, les structures sont faites en élastomère de polyuréthane (PMC 770).

Afin de pouvoir comparer ce qui est comparable, les différentes structures doivent subir une mise à l'échelle à l'aide des lois exposées dans le chapitre 1 :

- Comme pour le chapitre 4, les données issues des réacteurs biologiques post-mortem sont données pour un animal de 50kg ;
- Le pavé et le cylindre sont mis à l'échelle pour avoir la même largeur que le flanc de l'animal exposé (~25,5cm). L'épaisseur des membranes passe alors de 13,3mm à 16,8mm ;
- Quant au RIG, deux versions ont été réalisées :
  - o V.1 : Le RIG a déjà les bonnes dimensions (même largeur que le flanc du RB exposé). Cependant, l'épaisseur de la membrane est de 13,3mm. Afin de pouvoir comparer avec les

autres thorax simplifiés, une mise à l'échelle est faite afin d'avoir une épaisseur de 16,8mm. Dorénavant, la largeur du RIG est de 32,4cm ;

- V.2 : Le RIG ayant la même largeur que les réacteurs biologiques, aucune mise à l'échelle n'est effectuée.

La Figure 5.1 montre la comparaison des réponses dynamiques entre les réacteurs biologiques post-mortem et les structures déformables simplifiées en élastomère de polyuréthane. Cette comparaison se fait à travers les paramètres cinématiques ( $\Gamma_{max}$ ,  $V_{max}$  et  $D_{max}$ ) et le critère visqueux, tracés en fonction de l'impulsion incidente maximale. A gauche de la figure se trouve les données brutes, tandis qu'à droite sont représentées les courbes de tendance obtenues. Les courbes obtenues pour le pavé et le cylindre ne sont qu'indicatives car les données disponibles sont pour des impulsions incidentes maximales entre 80 et 100kPa.ms. Des données complémentaires seraient nécessaires pour avoir une tendance plus réaliste.

La Figure 5.1A montre  $\Gamma_{max}$  en fonction de l'impulsion incidente pour le cylindre, le pavé, les différentes versions du RIG, et les sept réacteurs biologiques. Cette comparaison est possible puisque l'ensemble des essais ont été réalisés avec des pressions incidentes dont la durée de phase positive est dans la gamme [1,3-1,8ms]. Aucune des structures simplifiées ne se différencient les unes des autres, et répondent de manière identique aux RB.

Quant à la vitesse d'enfoncement de la paroi thoracique (Figure 5.1B), seuls le pavé et le RIG V.2 semblent s'écarter de la tendance des réacteurs biologiques in vitro. Pour les données disponibles, celle-ci est en effet 1,6 fois plus élevée pour le pavé que pour les RB.

Concernant l'enfoncement de la paroi thoracique (Figure 5.1C), seul le cylindre est désormais dans la gamme d'enfoncements obtenus sur RB. Cette affirmation n'est cependant valide que pour la gamme d'impulsion incidente testée lors des essais sur cylindre, à savoir pour des impulsions incidentes maximales allant jusqu'à 100kPa.ms. Il en est de même pour le critère visqueux (Figure 5.1D), bien que le  $VC_{max}$  semble commencer à diverger pour une impulsion de 100kPa.ms. Quant aux réponses du pavé et du RIG, les valeurs obtenues divergent de celles mesurées sur le RB que ce soit en termes de  $D_{max}$  ou de  $VC_{max}$ .

L'ensemble des équations des différentes courbes de tendance exposées en Figure 5.1 est récapitulé dans le Tableau 5.1. On peut y constater que les valeurs de  $R^2$  pour le cylindre sont faibles (i.e. 0,2 et 0,5). Ceci s'explique par l'incorporation des données issues d'ondes non idéales (scénarios à une HoB de 88cm où l'onde incidente et sa réflexion provenant du sol sont bien espacées dans le temps - cf. chapitre 3). Si on ne prend en compte que les données provenant de menaces idéales (Friedlander), tout comme pour les essais sur RB, le  $R^2$  des courbes de tendance pour le cylindre serait d'environ 0,85.

Le thorax simplifié de forme cylindrique (creux) de 47,4cm de haut, 25,3cm de diamètre avec une épaisseur de 1,68cm est ainsi le plus apte à reproduire la réponse de la paroi thoracique du RB post-mortem pour des impulsions incidentes allant jusqu'à 100kPa.ms.

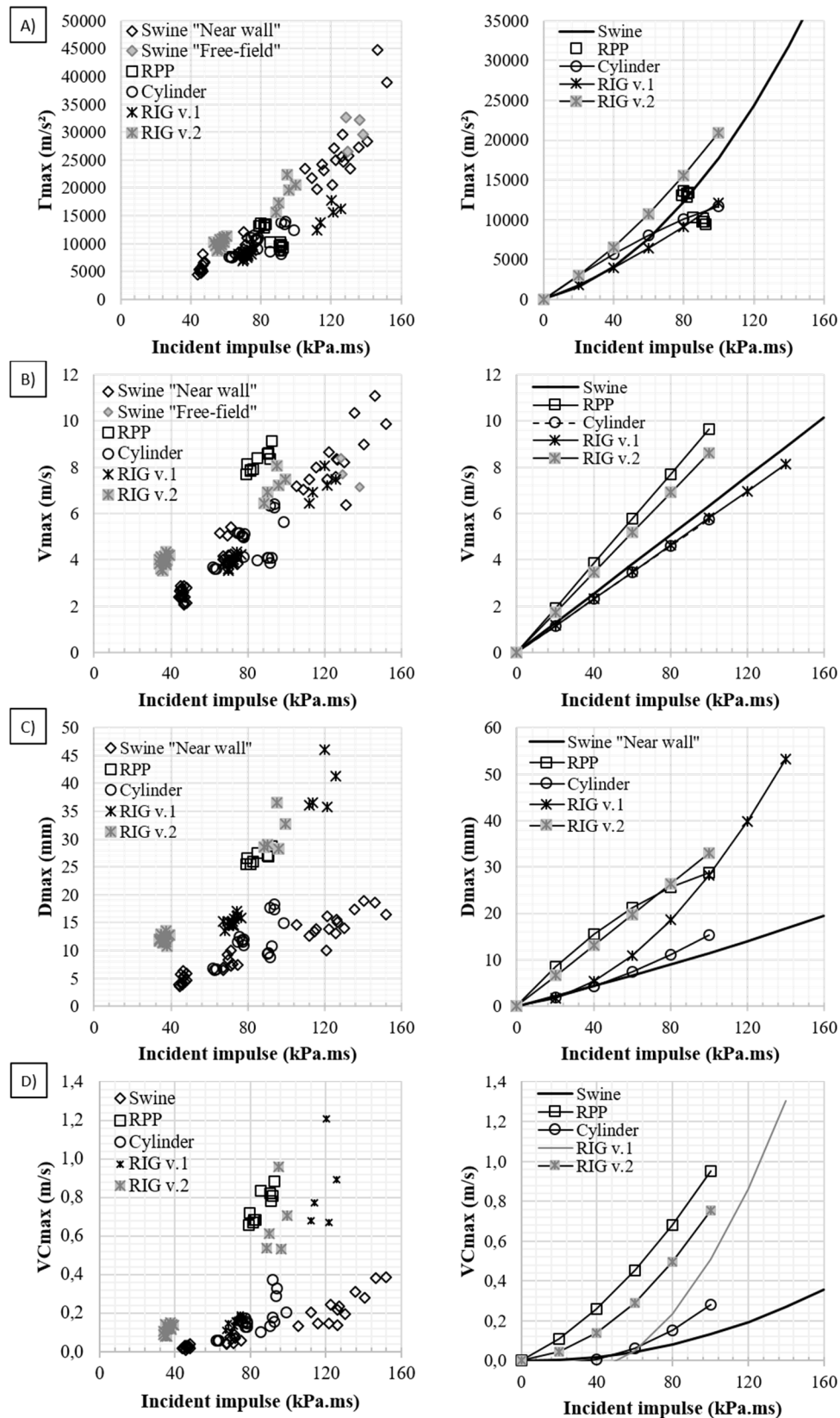


Figure 5.1 : Comparaison de la réponse des réacteurs biologiques éviscérés avec les modèles thoraciques simplifiés suivant : Pavé (RPP), cylindre, et RIG. La comparaison se fait en termes de : (A) Accélération maximale ; (B) Vitesse thoracique maximale ; (C) Enfoncement maximal ; et enfin (D) critère visqueux. A gauche se trouve les données brutes et à droite les courbes de tendance qui en découle.

Tableau 5.1 : Valeurs des paramètres des équations des courbes de tendance illustrées en Figure 5.1 dont la forme est la suivante :  $a\Delta I_i^2 + b\Delta I_i$  ainsi que la valeur du  $R^2$  correspondante.

	$\Gamma_{\max}$	$V_{\max}$	$D_{\max}$	$VC_{\max}$
<b>RB</b>	a=1.241	a=0	a=1.17.10 <sup>-4</sup>	a=1.5.10 <sup>-5</sup>
	b=53.611	b=0.0633	b=0.102335	b=1.8.10 <sup>-4</sup>
	R <sup>2</sup> =0.950	R <sup>2</sup> =0.935	R <sup>2</sup> =0.929	R <sup>2</sup> =0.892
<b>RPP</b>		a=0	a=1.665.10 <sup>-3</sup>	a=5.0.10 <sup>-5</sup>
		b=0.0963	b=0.454577	b=4.518.10 <sup>-3</sup>
		R <sup>2</sup> =0.683	R <sup>2</sup> =0.615	R <sup>2</sup> =0.739
<b>Cylindre</b>	a=0.4197	a=0	a=7.8110 <sup>-4</sup>	a=4.4.10 <sup>-5</sup>
	b=159.13	b=0.0576	b=0.075741	b=1.594.10 <sup>-3</sup>
	R <sup>2</sup> =0.260	R <sup>2</sup> =0.206	R <sup>2</sup> =0.437	R <sup>2</sup> =0.515
<b>Rig v.1</b>	a=0.3712	a=0	a=2.483.10 <sup>-3</sup>	a=1.06.10 <sup>-4</sup>
	b=84.528	b=0.0580	b=0.033093	b=5.531.10 <sup>-3</sup>
	R <sup>2</sup> =0.944	R <sup>2</sup> =0.943	R <sup>2</sup> =0.965	R <sup>2</sup> =0.910
<b>Rig v.2</b>	a=0.7459	a=0	a=2.2.10 <sup>-5</sup>	a=6.7.10 <sup>-5</sup>
	b=134.47	b=0.08637	b=0.328184	b=8.29.10 <sup>-4</sup>
	R <sup>2</sup> =0.944	R <sup>2</sup> =0.647	R <sup>2</sup> =0.965	R <sup>2</sup> =0.910

### 5.2.3 Rapprochement de la réponse du RB, du cylindre, et du mannequin anthropomorphique MABIL

Le mannequin MABIL, pour « Mannequin for the Assessment of Blast Incapacitation and Lethality », a été développé au Canada au RDDC (Recherche & Développement pour la Défense Canada) (cf. Chapitre 1). Pour rappel, ce mannequin n'a pas été réalisé pour reproduire la réponse du thorax humain, mais pour évaluer qualitativement les systèmes de protection. Ce mannequin a été exposé à différentes ondes de choc [Ouellet *et al.* 2008].

Afin de réaliser la comparaison entre la réponse thoracique des RB, la réponse du cylindre creux et celle du mannequin MABIL, les données sur RB et sur cylindre ont dû être mises à l'échelle d'un homme de 75kg. Pour le cylindre, la tâche est simple. En effet, ce cylindre a été réalisé à l'échelle 2/3 du cylindre rigide appelé « Blast Test Device » représentatif du thorax humain. Le facteur 2/3 est donc appliqué pour repasser en échelle 1. Ses dimensions sont alors de 56,3cm x 30 cm avec une épaisseur de membrane de 20mm (tout comme le RIG canadien et MABIL). Pour les RB de 50kg, la mise à l'échelle se fait par rapport à la masse de l'animal de la même manière que Bowen et Bass pour la création de leurs courbes de létalité [Bowen *et al.* 1968 ; Bass *et al.* 2008]. L'équation 5.1 montre comment est défini le facteur k selon Bowen *et al.* [1966], qui est donc ici de 0,87 si on considère m = 75kg.

$$m_{scaled} = k^3 \cdot m \quad \text{Eq. (5.1)}$$

La Figure 5.2 montre l'évolution de  $\Gamma_{\max}$  en fonction de  $\Delta P_i$  pour ces trois cibles, ainsi que l'évolution de  $V_{\max}$  en fonction de  $\Delta I_i$ . L'accélération n'a pas pu être tracée en fonction de l'impulsion car les données ne sont pas disponibles dans l'étude de Ouellet [Ouellet *et al.* 2008].

La Figure 5.2A illustre donc  $\Gamma_{\max}$  en fonction de  $\Delta P_i$  pour MABIL, le cylindre et les RB. On constate que sur la gamme de surpression incidente maximale testée sur les essais RB (100 - 480kPa), le pic d'accélération linéaire au niveau thoracique mesurée sur le MABIL est 2,7 et 2,3 fois supérieur à celui du RB et du cylindre respectivement sur l'ensemble de la gamme d'impulsion incidente maximale.

Quant à la Figure 5.2B illustrant les données et tendances de  $V_{\max}$  en fonction de  $\Delta I_i$  du RB, du cylindre creux et du MABIL, on s'aperçoit que les gammes d'impulsions lors des essais sur RB et celles disponibles dans la littérature pour le MABIL sont différentes. La comparaison n'est donc pas immédiatement possible. Afin de procéder à la comparaison des trois modèles pour ce paramètre, les courbes de tendances linéaires sont alors utilisées comme le montre la Figure 5.3.

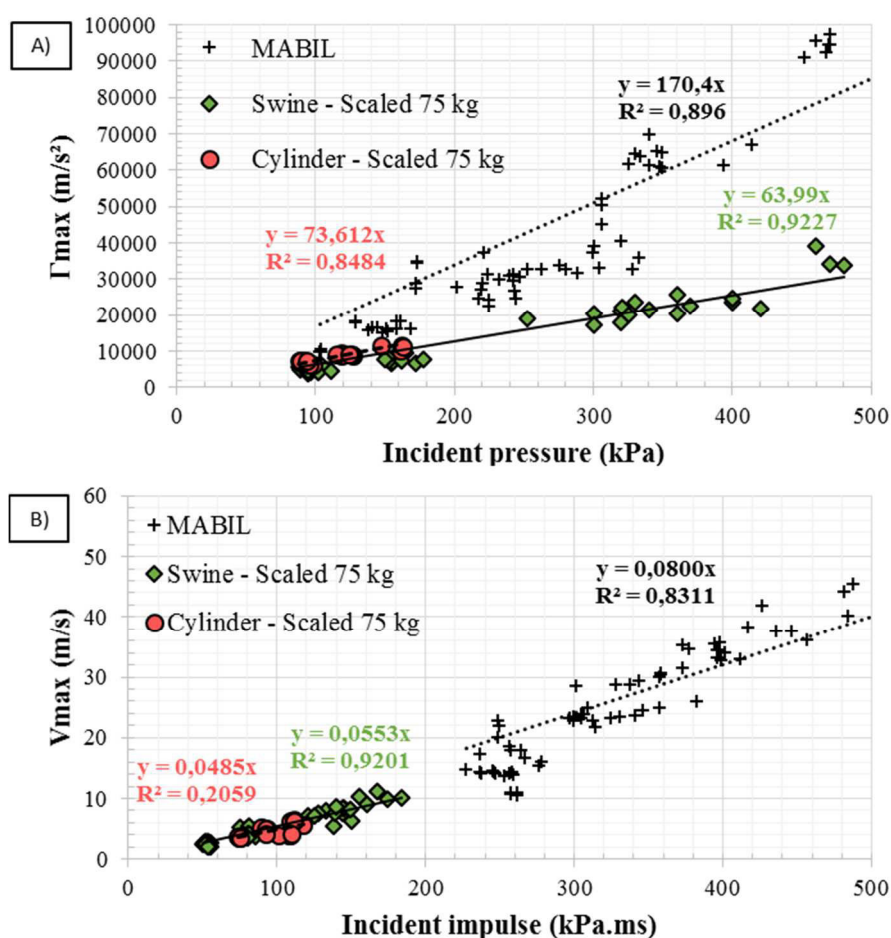


Figure 5.2 : Comparaison de la réponse thoracique du RB, du cylindre et du MABIL. (A) Accélération maximale en fonction de  $\Delta P$  ; (B) Vitesse d'enfoncement de la cage thoracique maximale en fonction de  $\Delta I_i$ . Les courbes de tendance de chacune des cibles sont aussi tracées : pour le pic d'accélération, le  $R^2$  est égal à 0,90 et 0,85 pour le MABIL et le cylindre respectivement. Il est de 0,92 pour les RB. Pour  $V_{\max}$ , MABIL :  $R^2=0,83$  ; RB :  $R^2=0,92$  ; Cylindre :  $R^2=0,21$

De manière similaire au pic d'accélération, la vitesse d'enfoncement thoracique maximale du MABIL n'est pas représentative de la réponse du RB, contrairement au cylindre déformable creux. En effet, si on regarde



l'erreur produite par le MABIL et le cylindre creux par rapport au RB (erreurs au regard des courbes de tendance et non des données individuelles), celle-ci est de 44,8% et -12,2% respectivement.

On constate par ailleurs que le  $R^2$  de la courbe de tendance du modèle cylindrique pour  $V_{max}$  en fonction de  $\Delta I_i$  est faible ( $R^2=0,21$ ). Comme cela a été dit précédemment, si on ne tient compte que des données expérimentales provenant de menaces de type Friedlander, le  $R^2$  passe de 0,21 à 0,85. Des données supplémentaires sont par ailleurs nécessaires sur une plus large gamme d'impulsions que celles disponibles (80-100kPa.ms) afin d'avoir une tendance plus fiable.

Ces comparaisons permettent donc de montrer que le MABIL, mannequin utilisé pour tester les systèmes de protection, n'a pas une réponse bio fidèle au RB. Cependant, le MABIL est un 50 percentile des militaires américain de 1988 fait pour les impacts frontaux, or, les RB ont été exposés latéralement. Cette différence d'exposition peut expliquer les différences obtenues.

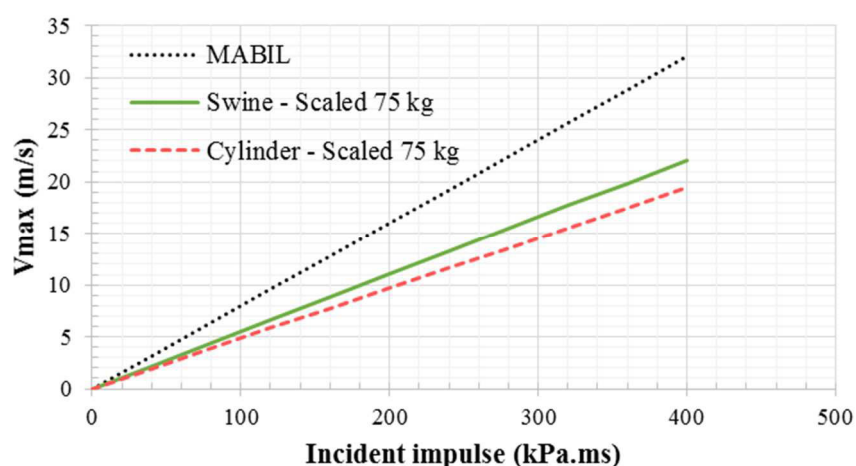


Figure 5.3 : Confrontation de la réponse des trois modèles (RB, MABIL et Cylindre creux) en termes de vitesse d'enfoncement thoracique maximale en fonction de l'impulsion incidente maximale. Les courbes représentent les courbes de tendances de chacun des modèles. MABIL :  $R^2=0,83$  ; RB :  $R^2=0,92$  ; Cylindre :  $R^2=0,21$ .

Comme cela a été expliquée dans l'introduction générale du chapitre 4 et rappelée ci-après, l'étude de Prat *et al.* [2012] a montré que le mouvement de la cage thoracique du porc anesthésié est plus important que celui du cadavre humain soumis à un traumatisme contondant balistique identique, tandis que la réponse thoracique d'un modèle biologique post-mortem ou vivant ne diffère pas pour des chargements à haute vitesse tels que la balistique ou le blast [Bir *et al.* 2004]. Cette différence entre l'Homme et l'animal devrait cependant être atténuée si on souhaite comparer la réponse thoracique d'un choc frontal chez l'Homme à la réponse d'un choc latéral chez le RB puisque certaines études dans le domaine automobile ont montré qu'un choc frontal ou oblique donne lieu à une déflexion plus importante et une force plus faible qu'un choc latéral [Shaw *et al.* 2006 ; Cihalova 2009]. Cependant, aucune étude à ce jour n'a quantifié la différence en termes de réponse cinématique du thorax entre une exposition frontale chez l'Homme et une exposition latérale chez le RB, et ceci encore moins dans le domaine de chargement à haute vitesse tel que le blast.

## 5.2.4 Conclusion

En confrontant des données obtenues sur des torsos déformables simplifiés et des données obtenues sur RB, il a été constaté qu'un modèle thoracique creux de forme cylindrique est le seul modèle parmi ceux testés en mesure de reproduire la réponse globale de la cage thoracique d'un RB post-mortem pour des impulsions incidentes allant jusqu'à 100kPa.ms.

La réponse thoracique du mannequin anthropomorphe MABIL exposé de manière frontale a aussi été comparée à celle de nos RB exposés latéralement à la menace avec l'utilisation au préalable des lois d'échelle. Cette comparaison a montré que ce mannequin 50 percentile n'est pas bio fidèle lorsqu'il s'agit de comparer sa réponse à la réponse des RB. La différence entre un choc frontal chez l'homme et un choc latéral chez le RB n'étant à ce jour pas connue, il n'est pas possible de conclure quant à la bio fidélité du MABIL au regard de l'Homme.

Malgré le manque de connaissance sur ce dernier point qui devrait être utile pour une transposition des résultats à l'homme, la réponse thoracique des RB post mortem exposés au blast peut être considérée identique à la réponse thoracique d'un RB vivant, bien que la rigidité cadavérique apparaissant sur les pattes des RB en milieu de journée lors de nos essais n'a ici pas été prise en compte. Les données issues de la campagne expérimentale vont donc être utilisées pour évaluer le risque lésionnel pour chacune des configurations testées.

## 5.3 Evaluation et proposition d'un outil de prédiction des lésions pour le blast

### 5.3.1 Introduction

L'objectif de cette section est d'évaluer les outils de prédiction de lésions actuels décrits dans le chapitre 1, à savoir les courbes de Bowen et de Bass, le modèle d'Axelsson ainsi que le critère visqueux [Bowen *et al.* 1968 ; Bass *et al.* 2008 ; Axelsson *et al.* 1996 ; Lau *et al.* 1986]. Bien qu'il ait déjà été montré dans ce même chapitre que ces critères de lésions ne sont pas adaptés pour quantifier les variations du niveau lésionnel pulmonaire par le port d'un système de protection, les données obtenues sur RB vont servir de base à ces modèles pour prédire les lésions qu'auraient eues les RB sur les cinq scénarios testés.

Aux vues des différences de prédictions et du fait que les critères actuels ne soient pas adaptés pour cette fin qui est l'évaluation quantitative des systèmes de protection thoracique sur un mannequin bio fidèle, une démarche est proposée pour corrélérer un paramètre mesurable sur un mannequin, i.e.  $\Gamma_{max}$ ,  $V_{max}$ ,  $D_{max}$  et  $VC_{max}$ , à un niveau lésionnel pulmonaire. Des nouvelles limites vont ainsi être proposées.

### 5.3.2 Prédiction des lésions à l'aide des outils actuels

Les données obtenues sur RB de 50kg vont servir de base aux modèles prédictifs actuels pour prédire les lésions qu'auraient eues les RB sur les cinq scénarios testés.

Pour les courbes de Bowen et de Bass, les caractéristiques suivantes des ondes de Friedlander doivent être extraites : la durée de la phase positive et la surpression maximale. En utilisant ces caractéristiques et en les

plaçant sur les courbes de Bowen et Bass d'un animal de 50kg contre une paroi, le pourcentage de létalité est alors connu.

Quant au modèle d'Axelsson, les quatre pressions mesurées sur le BTD doivent être connues et mises comme données d'entrée au modèle mathématique pour le calcul de la vitesse d'enfoncement maximale de la paroi thoracique. Les paramètres du modèle d'Axelsson pouvant être mise à l'échelle pour un animal d'une certaine masse (cf. chapitre 1), la procédure est utilisée pour mettre à l'échelle d'un animal de 50kg. En revanche, lors de la campagne expérimentale sur RB, ce dispositif (le BTD) n'a pas été utilisé et seule la pression incidente et réfléchiée sont des données de sorties, empêchant l'utilisation du modèle d'Axelsson dans sa version initiale. L'approche simplificatrice de Weatherwane est alors utilisée avec ces deux profils de pression comme données d'entrée (cf. chapitre 1 pour des explications sur ce modèle).

Un quatrième critère est ici utilisé demandant la connaissance de l'historique de la vitesse d'enfoncement de la cage thoracique et de l'enfoncement : il s'agit du critère visqueux.

Le Tableau 5.2 récapitule les lésions calculées pour un animal de 50kg à l'aide des quatre critères précédents. Pour le critère de Weathervane, les différentes catégories de lésions pulmonaires sont :

- « None » (pas de lésions): Aucune lésion pulmonaire
- « Trace/slight » (légères) : Pétéchies ou ecchymoses sur au maximum 10% de la surface pulmonaire
- « Moderate » (modérés): Ecchymoses sous pleural ; 11-30% de la surface pulmonaire
- « Severe » (sévères) : Ecchymoses diffuses s'étendant dans le parenchyme ; 31-60% du poumon
- « Extensive » (très étendues) : Hémorragie parenchymateuse confluentes ; 60-100% du poumon

Tableau 5.2 : Calcul des lésions à partir des données sur réacteurs biologiques. Les critères de Bowen, de Bass, de Weathervane, ainsi que le critère visqueux sont utilisés.

	0,3 kg	0,6 kg	1,5 kg	1,8 kg	2,5 kg
<b>Bowen</b>	Pas de lésions	Seuil pulmonaire	1%	8%	40%
<b>Bass</b>	Pas de lésions	Seuil pulmonaire	1%	8%	40%
<b>Weathervane</b>	Pas de lésions	Pas de lésions	Légères	Légères / modérées	Modérées
<b>VC (% risque AIS &gt;3)</b>	0%	0%	< 2%	2%	4%

Bowen et Bass prédisent les mêmes lésions puisque pour une exposition contre une paroi, les courbes de létalité sont identiques pour les deux critères. Le problème principal de ces critères est qu'ils ne donnent aucune indication sur le degré lésionnel pulmonaire. Ils ne sont alors pas adaptés à notre objectif. Les lésions prédites par le critère de Weathervane semblent cohérentes aux prédictions de Bowen et Bass pour les premiers scénarios. Cependant, des lésions sur 11-30% des poumons sont prédites, correspondant à 40% de létalité selon Bowen. Cela peut signifier que les lésions pulmonaires ne sont pas la cause principale de décès, ou alors que le critère de Weathervane sous-estime les lésions. Il est en effet probable que ce modèle d'Axelsson simplifié en un problème en un point sous-estime la vitesse de la cage thoracique et donc les lésions encourues puisque celui-ci considère que la pression à l'arrière du BTD est la pression atmosphérique. Or, il a été vu dans le chapitre 3

que l'impulsion sur la face arrière du cylindre était non négligeable et plus importante que l'impulsion latérale du fait de la recombinaison des ondes. Les hypothèses de Weatherwane ont toutefois été vérifiées sur un scénario dans l'étude de Teland *et al.* [2011], montrant qu'une surestimation de la durée de phase positive sur la face latérale par ce modèle compensait la sous-estimation de la pression sur la face arrière. Des études de Bouamoul *et al.* [2007] et de Teland *et al.* [2012] ont par ailleurs déjà mis en avant des limites de ces critères (Bowen et Axelsson). Quant au critère visqueux pris tel quel, les limites définies dans le domaine automobile ne sont pas adaptées aux études du blast. En effet, la limite pour un AIS3+ dans l'automobile est de 1m/s (et de 0,8 pour les impacts non pénétrant [Bir 2000]) alors que la valeur de VCmax obtenue pour le scénario à 2,5kg de C-4 est de 0,4.

Qu'ils soient corrects ou non, ces critères ont montré leurs limites pour l'évaluation qualitative ou quantitative des systèmes de protections thoraciques [Boutillier *et al.* 2016 ; Ouellet *et al.* 2008 ; chapitre 1]. De nouveaux critères sont alors attendus pour répondre à la problématique de la protection des militaires face aux ondes de choc.

### 5.3.3 Vers un critère de lésions pulmonaire

#### 5.3.3.1 Introduction

Au vu des résultats précédents et des relations simples trouvées entre les paramètres cinématiques, le critère visqueux, et l'impulsion incidente sur les RB, l'idée est ici d'associer ces paramètres physiques à un niveau lésionnel. Pour cela, des données issues d'expérimentations animales sont indispensables, mais très peu de données en termes de niveaux lésionnels pulmonaires sont accessibles. Celles obtenues sur les « gros animaux » ont été mises à l'échelle pour un animal de 50kg et seuls les essais dont l'onde incidente est de type Friedlander sont utilisés.

#### 5.3.3.2 Récolte des données issues de la littérature

L'idée est ici de tracer sur le graphique  $\Delta P_i$  en fonction de  $T_+$ , définissant ainsi l'impulsion dans le cas d'onde de Friedlander, les scénarios testés sur « gros » animaux dans la littérature et les lésions pulmonaires associées à ces derniers. Les données récoltées proviennent à la fois d'essais contre une paroi et en champ libre (corps perpendiculaire à la direction de l'onde). Bien qu'il ait été vu dans le chapitre 4 que ces deux configurations semblent produire la même réponse cinématique du thorax des RB pour les courtes durées de phase positive, le manque de connaissance sur ce point en termes de lésions pulmonaires associées mais aussi en termes de réponse thoracique entraîne que ce constat ne sera pas appliqué ici. Dans ce cas, le concept de dose de pression de Bowen est utilisé, à savoir que :

- Pour les essais contre une paroi, la dose de pression est la pression réfléchie,
- Un scénario en champ libre (direction de l'onde perpendiculaire à la direction du corps) engendrera un niveau de létalité similaire à un scénario contre une paroi si la pression réfléchie (contre paroi) est égal à la pression incidente plus la pression dynamique (champ libre).

Très peu d'études indiquant le degré de lésions pulmonaires pour une certaine menace sont disponibles dans la littérature. Richmond *et al.* [1968] réalisèrent des essais à la fois en tube à choc sur des chiens (~15,7kg) et à l'aide d'explosifs sur moutons (~50kg). L'objectif était ici, pour des durées de phase positive constantes (5,7 et 400ms), d'observer le degré de lésion pulmonaire en fonction de la surpression de l'onde réfléchie. Des essais en champ libre ont quant à eux été effectués sur porcs et moutons d'environ 30kg et 50kg exposés à différentes charges explosives [Vassout *et al.* SN 917/83, SN 911/84, S-CO 906/85, 1995 ; Magnan *et al.* 2014, 2015]. Dans chacune de ces études, les lésions pulmonaires sont catégorisées en cinq groupes : pas de lésions ; traces (<10% des poumons atteints) ; légères (~10%) ; modérées (11 – 30%) ; sévères (31 – 60%) ; très étendues (60 – 100%).

Les données issues des essais précédemment cités sont toutes mises à l'échelle pour un animal de 50kg à l'aide des lois de Bowen (cf. chapitre 1). Lorsque les essais issus de la littérature ont été réalisés contre une paroi et que seule la pression réfléchie était donnée, cette dernière est alors utilisée et transformée en une pression incidente à l'aide des lois de Bowen. Quant aux essais réalisés en champ libre, le concept de dose de pression de Bowen a été utilisé comme cela a été dit précédemment. Dans ces essais champ libre, seule la pression incidente était connue. Pour utiliser le concept de Bowen et retranscrire les essais champ libre en essais contre une paroi, la pression dynamique doit être calculée et ajoutée à la pression incidente donnée dans les études. Cette pression totale est alors considérée comme étant égale à la pression réfléchie d'un scénario contre une paroi, entraînant l'égalité des lésions. C'est alors cette pression réfléchie qui est utilisée et transformée en une pression incidente à l'aide des lois de Bowen puisque le souhait est ici de travailler avec des pressions incidentes pour plus de simplicité.

La Figure 5.4 montre la superposition de ces données aux courbes de Bowen contre une paroi (animal de 50kg). Les configurations testées sur les réacteurs biologiques post-mortem ont aussi été mises sur le graphique et encerclées. On peut d'ores et déjà constater qu'il n'est pas possible, pour le moment, de conclure quant au degré des lésions pulmonaires qu'auraient eu les RB s'ils avaient été vivants dans les conditions testées. De plus, on voit clairement sur ce graphique le manque de données disponibles dans la littérature en termes de lésion pulmonaire. Cependant, malgré le peu de données disponibles, Bowen semble définir de manière correcte le seuil des lésions pulmonaires. Il apparaît toutefois qu'un pourcent de létalité soit associé à des lésions de type « extensive », ce qui semble plutôt étonnant.

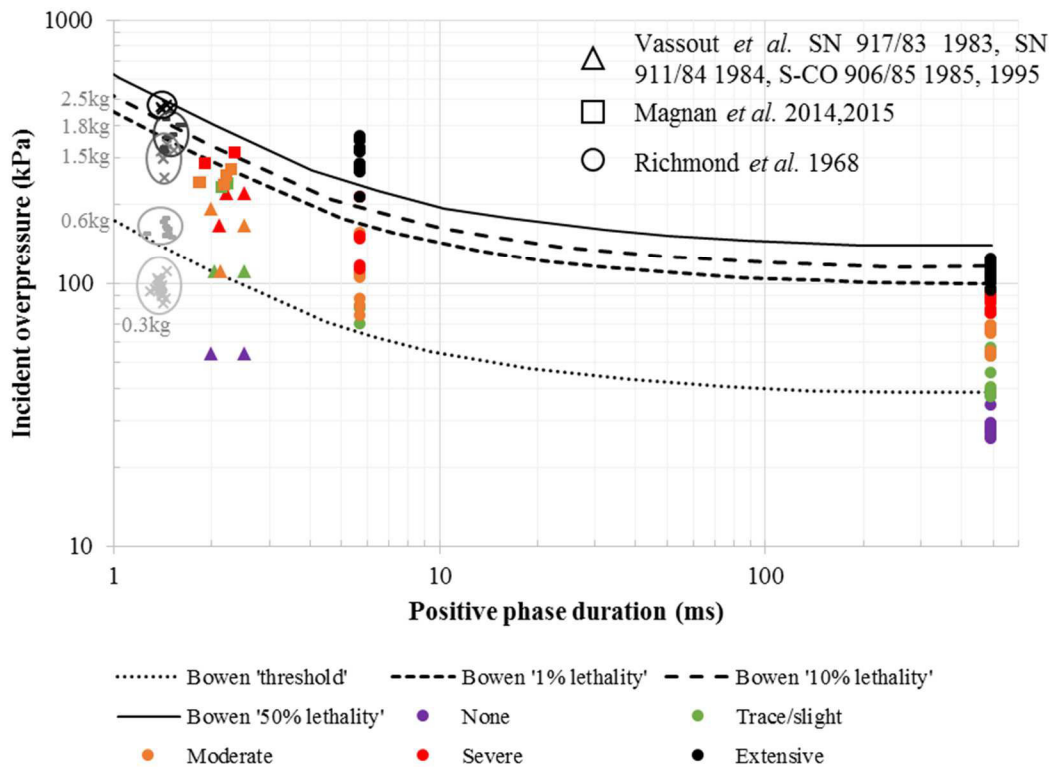


Figure 5.4 : Superposition des courbes de Bowen contre une paroi avec les données de la littérature en termes de niveau lésionnel pulmonaire. La couleur des points correspond à un niveau lésionnel : violet = « None », vert = « Trace/Slight », orange = « Moderate », rouge = « Severe » et enfin noir = « Extensive ». La forme des points correspond aux différents auteurs : rond = Richmond *et al.* ; triangle = Vassout *et al.* et carré = Magnan *et al.*. Les données encadrées sont celles issues de nos essais sur réacteurs biologiques.

### 5.3.3.3 Proposition d'extrapolation pour l'obtention de nouvelles limites lésionnelles pour les poumons

Avec pour objectif final l'évaluation des changements lésionnels pulmonaires engendrés par le port d'un système de protection thoracique sur un mannequin bio fidèle, un critère de lésions relié à un paramètre cinématique de la cage thoracique ou à une combinaison de ces derniers est indispensable. Or, comme cela a déjà été dit, aucun des critères actuels n'est adapté pour ce propos. L'idée ici est alors de relier les paramètres cinématiques obtenues lors de nos essais sur RB post-mortem, dont la réponse thoracique pour la dynamique rapide du blast peut être assimilée à la réponse d'un RB vivant, avec les lésions pulmonaires issues de la littérature. Mais comme cela a été vu précédemment, les scénarios de la littérature ne correspondent pas à ceux effectués sur les RB.

Afin d'associer des lésions à nos essais, les deux hypothèses suivantes proposées par Schardin vont être utilisés [Schardin 1950] :

- Le maximum d'impulsion gouverne les lésions pour les courtes durées de phase positive (<3ms)
- La surpression maximale gouverne les lésions pour les longues durées de phase positive (>20ms)

A l'aide de ces conclusions, des courbes d'iso-impulsion et d'iso-pression vont être ajoutées sur le graphique de la Figure 5.4 afin de proposer une délimitation des différents degrés lésionnels comme le montre la Figure 5.5 et la Figure 5.6, où pour plus de clarté, les courbes de Bowen ont été enlevées. Les iso-impulsions ont été obtenues à l'aide du logiciel Blast-ISL (données Froböse) en testant manuellement différentes configurations pour pouvoir obtenir les iso impulsions entre 1 et 3ms. Le choix final des iso-impulsions séparant chaque catégorie de lésions s'est fait arbitrairement de manière à visuellement les séparer au mieux avec le peu de données disponibles dans la littérature.

Entre 2-3ms et 20ms, le comportement n'est cependant pas connu. Pour le domaine qui nous intéresse ( $T^+ < 3\text{ms}$ ), un nouveau critère en termes d'impulsion peut alors être proposé et est défini dans le Tableau 5.3. La procédure a aussi été employée pour les longues durées de phases positives, bien que ce « domaine » ne soit pas celui qui nous intéresse, et le Tableau 5.4 explicite ces nouvelles limites. A noter que tout ceci n'est valable que pour des ondes idéales de type Friedlander. L'extension des conclusions de Schardin ayant servi à la proposition de ces limites pour des ondes complexes n'est pas connue. Des études supplémentaires sont alors nécessaires pour connaître la réponse à cette question et ainsi étendre le domaine de validité de ces limites à tous types d'ondes de choc.

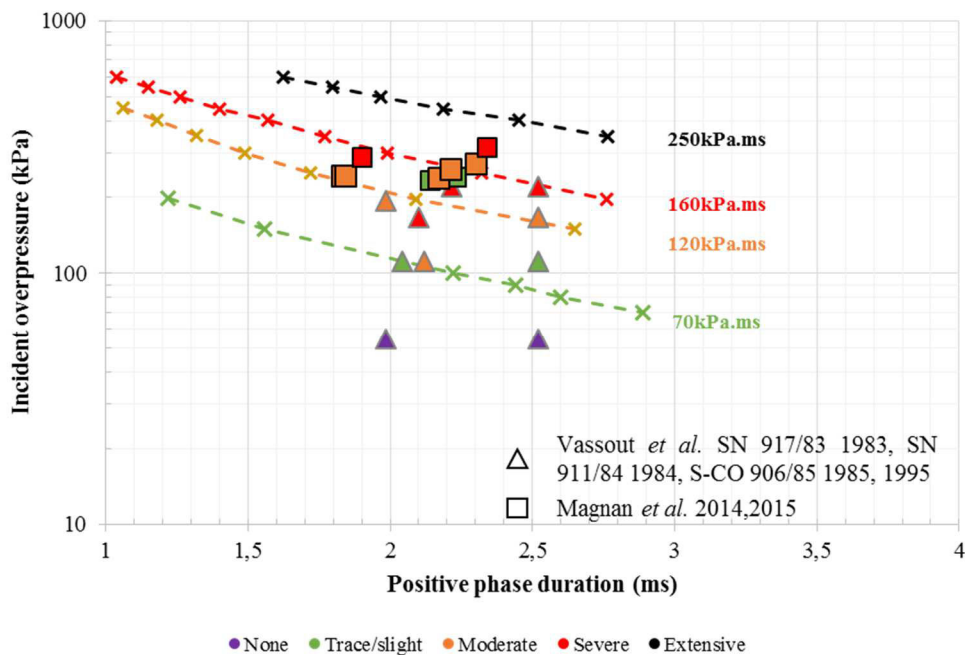


Figure 5.5 : Délimitation des différents niveaux lésionnels pulmonaires à l'aide d'iso-impulsion pour les courbes durées de phase positive. Ces iso-impulsions ont été calculées à l'aide du logiciel Blast-ISL (les croix correspondent aux couples ( $\Delta P_i$ ,  $T^+$ ) obtenus pour une impulsion donnée.

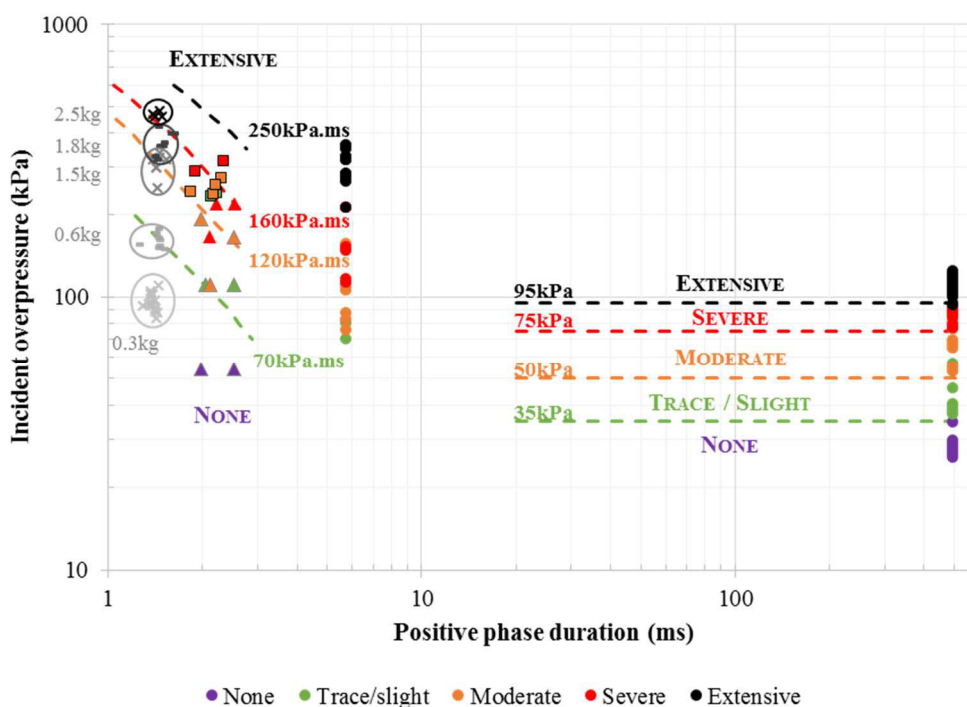


Figure 5.6 : Délimitation des différents niveaux lésionnels pulmonaires à l'aide d'iso-impulsion pour les courbes durées de phase positive et d'iso-pression pour les longues durées de phase positive.

Tableau 5.3 : Association d'un niveau lésionnel à une iso-impulsion pour un animal de 50kg contre une paroi (onde de type Friedlander).

None	Trace / Slight	Moderate	Severe	Extensive
< 70kPa.ms	> 70kPa.ms	> 120kPa.ms	> 160kPa.ms	> 250kPa.ms

Tableau 5.4 : Association d'un niveau lésionnel à une iso-pression pour un animal de 50kg contre une paroi (onde de type Friedlander).

None	Trace / Slight	Moderate	Severe	Extensive
< 35kPa	> 35kPa	> 50kPa	> 75kPa	> 95kPa

Afin de conforter les limites impulsionnelles obtenues à l'aide du logiciel Blast-ISL (données Froböse), les iso-impulsions calculées vont être comparées aux différentes données issues des essais expérimentaux présentés dans ce manuscrit. La Figure 5.7 illustre cette confrontation où l'on voit très nettement que l'abaque de Froböse calcule de manière correcte les impulsions incidentes. Les limites précédemment fixées sont alors correctes.

Grâce à ce procédé, il est maintenant possible de connaître les lésions pulmonaires causées par l'interaction d'une onde de Friedlander avec un animal de 50kg contre une paroi. En revanche, lors de l'ajout d'une protection thoracique sur un animal ou un substitut thoracique, les nouvelles limites en termes d'impulsion incidente maximale ne seront plus d'un grand intérêt. Afin de résoudre ce problème, un lien entre niveau lésionnel pulmonaire et paramètres cinématiques de la réponse thoracique d'un modèle bio fidèle ou biologique doit être



trouvé. Ce lien va alors être fait en utilisant les courbes de réponse de la cage thoracique des RB en fonction de l'impulsion incidente maximale obtenues dans le chapitre 4.

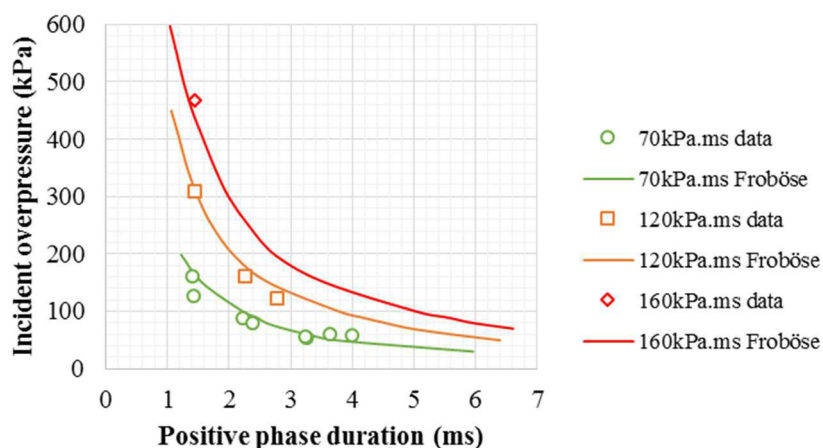


Figure 5.7 : Comparaison des iso-impulsions obtenues à l'aide des données sur les différentes sessions expérimentales décrites dans ce manuscrit et celles obtenues avec l'abaque de Froböse.

La Figure 5.8 montre la superposition des limites en termes d'impulsion incidente obtenues précédemment avec la réponse des réacteurs biologiques post-mortem en termes de paramètres cinématiques et de critère visqueux. Il apparaît alors possible de définir une limite en termes de paramètres cinématiques de la paroi thoracique, ainsi qu'en termes de VCmax.

Le Tableau 5.5 récapitule les limites obtenues, valable pour un RB de 50kg exposé de manière latérale contre une paroi pour une durée de phase positive de l'onde incidente de 1,4ms. Les essais sur réacteurs biologiques ayant été fait pour des impulsions incidentes maximales allant jusqu'à 160kPa.ms, les limites obtenues après cette valeur ne sont donc qu'indicatives.

Tableau 5.5 : Association d'un niveau lésionnel pulmonaire à une accélération maximale de la paroi thoracique chez le porc de 50kg, à une vitesse d'enfoncement maximale, à un enfoncement maximal, et enfin à un critère visqueux.

	None	Trace / Slight	Moderate	Severe	Extensive
$\Gamma_{max}$ (m/s <sup>2</sup> )	< 9900	9900 - 24300	24300 - 40300	40300 - 90900	> 90900
$V_{max}$ (m/s)	< 4,4	4,4 – 7,6	7,6 – 10,1	10,1 – 15,8	> 15,8
$D_{max}$ (mm)	< 7,7	7,7 – 14,0	14,0 – 19,4	19,4 – 32,9	> 32,9
$VC_{max}$ (m/s)	< 0,061	0,061 - 0,197	0,197 – 0,355	0,355 – 0,854	> 0,854

Des essais similaires à ceux effectués sur les RB mais à une durée de phase positive plus ou/et moins grande que 1,4ms devront être réalisés afin de savoir si la réponse de la cage thoracique est similaire sur une même iso-impulsion quelle que soit la durée de la phase positive de l'onde de Friedlander. Ainsi, le ou les paramètres cinématiques ou combinaisons de paramètres qui seront différents pour une même impulsion ne pourront pas être utilisés comme critère de lésions, puisque pour ce type d'onde, l'impulsion gouverne les lésions. Ceci a en partie été étudié sur les torsos déformables (cf. chapitre 3), où il a été vu que pour des profils de pression plus

ou moins complexes de même impulsion,  $\Gamma_{\max}$  est sensible au profil de pression, induisant que ce paramètre ne semble donc pas un bon candidat pour la définition d'un critère de lésions. Cependant, cela se fait sur l'hypothèse que l'impulsion gouverne les lésions pour tous types d'ondes de choc, ce qui n'est à ce jour qu'une hypothèse non vérifiée.

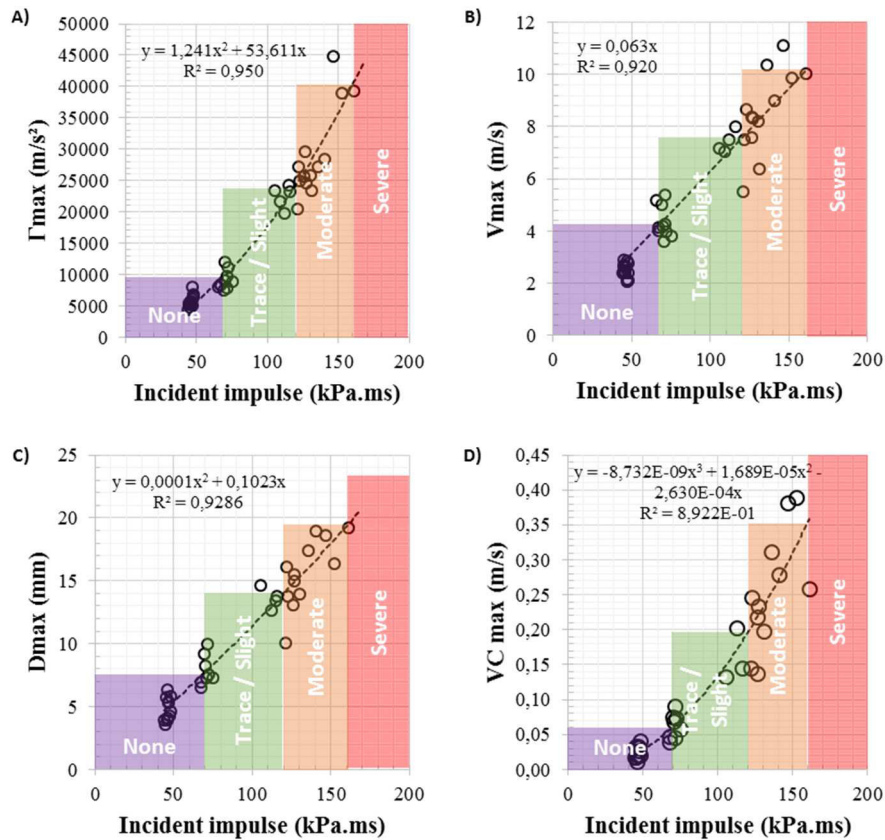


Figure 5.8 : Superposition des limites lésionnelles en iso-impulsion incidente aux courbes de réponses des réacteurs biologiques. (A) Accélération vs. Impulsion incidente ; (B) Vitesse vs. Impulsion incidente ; (C) Enfoncement vs. Impulsion incidente ; et (D) VCmax vs. Impulsion incidente. Les points correspondent aux données issues des réacteurs biologiques contre une paroi. La ligne en pointillée est la courbe de tendance associée.

En revanche, le seuil lésionnel pulmonaire proposé en termes de pic d'accélération linéaire, i.e.  $9900m/s^2$ , est en accord avec le seuil lésionnel pulmonaire proposé par Cooper *et al.* [1996] et qui est de  $10000m/s^2$ . Par ailleurs, on constate que le seuil lésionnel pulmonaire en termes de VCmax est de  $0,061m/s$  et que des lésions modérées (ecchymoses sous pleurales ; 11-30% de la surface pulmonaire) sont présentes lorsque le VCmax est entre  $0,197m/s$  et  $0,355m/s$  alors que les limites utilisées dans l'automobile et pour les impacts non pénétrant sont respectivement de  $1m/s$  et de  $0,8m/s$ . Cela montre que ce critère (le VCmax) doit être redéfini pour une utilisation sous la menace blast, et une proposition est ici faite.

### 5.3.3.4 Conclusion

A l'aide des conclusions de Schardin sur l'impulsion, de données lésionnelles pulmonaires issues de la littérature et de la réponse thoracique obtenue lors des essais sur RB post mortem, des limites ont pu être

obtenues en termes d'impulsion incidente, de  $\Gamma_{max}$ , de  $V_{max}$ , de  $D_{max}$  et de  $VC_{max}$  pour chacun des cinq degrés lésionnels suivants : « None », « Trace/Slight », « Moderate », « Severe » et « Extensive ». Ces limites sont valables pour un animal de 50kg exposé latéralement contre une paroi à une onde de type Friedlander.

#### 5.3.4 Conclusion

Après évaluation des critères de prédictions de lésions actuels au regard des données obtenues sur les réacteurs biologiques post-mortem, mais aussi des limites de ces modèles pour l'évaluation des systèmes de protections thoraciques, une nouvelle approche a été utilisée afin de fusionner les connaissances passées et certaines des conclusions fortes de ce travail de thèse. Ainsi, en combinant les connaissances du lien entre caractéristiques de l'onde et lésions, les informations lésionnelles pulmonaires issues de la littérature et la réponse thoracique d'un modèle biologique de 50kg, des nouvelles limites ont vu le jour. Des limites ont ainsi été définies au travers de plusieurs paramètres telles que l'impulsion incidence,  $\Gamma_{max}$ ,  $V_{max}$ ,  $D_{max}$  et  $VC_{max}$ , mais la procédure utilisée peut être appliquée pour d'autres paramètres ou combinaisons de paramètres.

### 5.4 Conclusion

Après avoir exposé des torsos déformables simplifiés (pavé creux, cylindre creux et RIG) et des réacteurs biologiques post-mortem, l'étape suivante a donc consisté à confronter la réponse de ces modèles afin de savoir si l'un de nos modèles physiques était en mesure de reproduire la réponse thoracique d'un RB post-mortem, cette dernière pouvant être considérée comme similaire à la réponse thoracique d'un RB vivant pour la dynamique rapide du blast.

Le thorax simplifié cylindrique creux en élastomère de polyuréthane de 47,4cm de haut, 25,3cm de diamètre avec une épaisseur de 1,68cm a donc montré sa capacité à reproduire la réponse du thorax de RB pour des impulsions incidentes allant jusqu'à 100kPa.ms. L'utilisation des outils numériques permettrait de voir si cette gamme peut être étendue puisque le modèle éléments finis du cylindre creux a été validé sous LS-DYNA au regard des données expérimentales (cf. chapitre 3). L'avantage de l'outil numérique est son gain de temps et son coût réduit par rapport aux essais expérimentaux. Cela permettrait d'étendre le domaine de validité du cylindre mais aussi de tester numériquement différentes géométries pour un mannequin simplifié dont la forme se rapprocherait encore plus de celle des RB mais aussi de l'Homme. Une forme ellipsoïdale de petit axe 20cm (épaisseur thoracique RB) et de grand axe 25cm (largeur thoracique du RB) serait alors une forme à considérer en faisant varier numériquement l'épaisseur jusqu'à obtention de la meilleure corrélation.

Les données disponibles sur le mannequin anthropomorphe MABIL ont aussi été comparées à celle des RB, où il a été vu que ce 50 percentile n'est pas bio fidèle lorsqu'on compare sa réponse à la réponse du RB. Les différences observées étaient attendues et peuvent être expliquées par la différence qu'il pourrait y avoir entre un choc frontal chez l'Homme et un choc latéral chez l'animal. Cette différence n'est toutefois pas connue.

Tout ceci nous amène donc à l'obtention d'un dispositif d'essais bio fidèle sur lequel pourrait être placé des systèmes de protection thoracique. Cependant, pour pouvoir qualifier ou quantifier les variations du niveau

lésionnel pulmonaire engendrées par le port de ces protections, un critère adapté est indispensable. De manière qualitative, le besoin s'oriente vers un paramètre ou une combinaison de paramètres mesurables sur un mannequin et invariant sur une iso impulsion. De manière quantitative en revanche, un critère de lésions est demandé, celui-ci devant lui aussi être basé sur des paramètres mesurables sur un substitut de thorax bio fidèle.

Malgré le manque de données expérimentales donnant le niveau lésionnel pulmonaire en fonction des caractéristiques de la menace et à l'aide de résultats issus de la littérature, une première extrapolation associant une impulsion à un niveau de lésions pulmonaires a pu être réalisée pour des courtes durées de phase positive (<3ms). Ces limites en termes d'iso-impulsions ont permis d'associer ces mêmes degrés lésionnels aux paramètres cinématiques de la paroi thoracique du RB obtenus lors d'une campagne expérimentale (cf. chapitre 4), ainsi qu'à une nouvelle définition du critère visqueux. Ces limites sont définies pour des animaux de 50kg exposés latéralement contre une paroi et ont entre autre permis de constater que :

- Bien que le pic d'accélération ne soit pas un bon candidat pour la définition d'un critère lésionnel puisque ce paramètre n'est pas constant sur une iso-impulsion, le seuil lésionnel obtenu est cohérent avec les conclusions de Cooper *et al.* [1996] ;
- Le critère visqueux devrait être redéfini pour une utilisation pour des dynamiques très rapides telles que le blast.

La limite de cette extrapolation est principalement liée au manque de données expérimentales répertoriant les lésions pulmonaires causées par une certaine onde de type Friedlander. De plus, un point important à résoudre est le comportement des réacteurs biologiques pour une autre durée de phase positive. En effet, les essais présentés ont été réalisés avec une durée de phase positive constante de 1,4ms. Quand est-il de la réponse cinématique du thorax pour un autre T+ ? La réponse sera-t-elle semblable sur une même iso-impulsion ? Toutes ces questions doivent être éclaircies avant de pouvoir conclure quant à la possibilité d'utiliser un des paramètres cinématiques comme critère de lésions puisque celui-ci devra être constant sur une iso-impulsion pour des menaces de type Friedlander.

Par ailleurs, il a été vu dans le chapitre 4 que la réponse cinématique de la cage thoracique d'un RB contre une paroi et en champ libre était similaire. Bien que cette observation n'ait pu être faite que sur très peu de scénario et uniquement sur  $\Gamma_{max}$  et  $V_{max}$ , il serait intéressant de poursuivre cette comparaison et de connaître les différences en termes de lésions pulmonaires afin de voir si une extrapolation des limites obtenues est possible.

# Conclusions générales et perspectives

Ce travail de Thèse de Doctorat, réalisé dans le cadre du programme ANR/ASTRID/BLASTHOR (ANR-12-ASTR-0025-01), s'inscrit dans le contexte des recherches portant sur les relations du souffle d'une explosion avec son environnement immédiat (la physique du blast), l'interaction avec les structures (géométrie et nature des matériaux) et la corrélation des mesures physiques d'entrée sur une structure déformable bio fidèle (substitut du thorax) avec des niveaux lésionnels associés. En parallèle et complément des expérimentations réalisées tout au long de ces trois années de recherche, l'utilisation de l'outil numérique et de la modélisation par éléments finis ont été entreprises et ont permis de répondre à un certain nombre de ces questions. Cette démarche pragmatique a pour but de proposer des perspectives d'amélioration des équipements de protection thoracique individuels en allant vers un simulant de torse bio fidèle et le développement de critères de lésions adaptés à l'évaluation du niveau lésionnel pulmonaire avec et sans système de protection thoracique.

Au vu de l'étude bibliographique effectuée, il a pu être constaté que dans le contexte actuel d'attentats et autres conflits armés, le risque lésionnel par explosion est exacerbé sans que pour autant l'on sache l'efficacité réelle des moyens actuels de protection individuelle face à une telle menace. En effet, des études attestent qu'une possible amplification de la menace blast (renforcement du chargement à l'arrière de la protection) serait apportée par le port de certains vêtements ou équipements de protection thoracique [*Cooper et al. 1991 ; Jetté et al. 2004 ; Phillips et al. 1988 ; Thom et al. 2007*]. En mettant l'accent sur le blast primaire (lésions dues à l'interaction avec l'onde de choc), il a été montré au travers de l'étude épidémiologique et des études sur animaux que les organes diphasiques, tels les poumons, sont les plus sensibles au blast. Voyant qu'aucun dispositif physique et/ou numérique n'est à ce jour adapté à l'évaluation quantitative de l'efficacité des vêtements de protection thoracique, zone renfermant des organes vitaux tels que le cœur et les poumons, mais aussi les principaux gros vaisseaux artériels et veineux, il apparaît primordial d'améliorer la compréhension de l'interaction d'une onde de choc avec un thorax. L'étude, visant à long terme l'amélioration des systèmes de protection face au blast à l'aide d'outils physique et numérique robustes, peut avoir un double enjeu : la protection d'une part des organes internes, les plus sensibles aux ondes de choc, mais aussi une possible réduction des lésions cérébrales étant donné qu'une hypothèse serait qu'un des mécanismes lésionnels cérébraux soit lié à un effet « coup de piston » au niveau du thorax, transférant une partie de l'énergie par les gros vaisseaux remontant au cerveau.

Afin de proposer des outils complets pour l'amélioration des protections individuelles, l'ensemble de la chaîne physique conduisant à des lésions doit être traitée et comprise. Cette chaîne comprend la génération et la propagation de l'onde de choc, l'interaction de cette onde avec différentes cibles et enfin les dommages encourus. Un des premiers objectifs de cette thèse a donc été de comprendre les différents phénomènes physiques mis en jeu lors de la détonation d'une charge explosive et de la propagation de l'onde de choc dans un environnement en champ libre (sans obstacles à l'exception du sol). Un total de quinze scénarios (cinq masses de C-4 et trois HoBs) a été réalisé dans cette première campagne expérimentale avec au moins deux répétitions par scénario, amenant à un total de 240 profils de pression et 240 profils d'impulsion à analyser, et à l'obtention de trente trajectoires du point triple. Le large éventail de données expérimentales acquises a permis de développer

des outils simples permettant la détermination du régime dans lequel se trouve une cible potentielle par le biais de la création d'un abaque du point triple, ainsi que la détermination des caractéristiques de l'onde de choc au-dessus de ce point. Ces données ont ensuite permis de montrer qualitativement et quantitativement que l'approche MM-ALE sous le code de calcul par éléments finis LS-DYNA était en mesure de reproduire l'ensemble des phénomènes physiques observés expérimentalement en utilisant une approche robuste sur un ordinateur de bureautique « standard » (Processeur Intel® Core™ i7-4770 CPU @ 3,40 GHz, 20Go de RAM).

Une fois cette étape sur la compréhension et la caractérisation expérimentale et numérique de la propagation d'une onde de choc dans un environnement en champ libre achevée, l'objectif suivant a été d'étudier l'interaction d'ondes de choc avec des cibles de géométries simples (pavé et cylindre creux) et de compositions différentes (rigide et élastomère de polyuréthane (PMC-770)).

Les nombreuses données recueillies expérimentalement sur les modèles rigides (54 essais menant à 170 profils de pression et 170 profils d'impulsion) et l'utilisation de l'outil numérique (après validation de l'interaction fluide-structure au regard de ces profils et du contournement de l'onde autour des cibles) ont permis l'observation de phénomènes physiques connus liés à l'interaction de l'onde de choc avec une cible que sont la diffraction, les ondes de raréfaction mais aussi de constater une refocalisation importante à l'arrière des cibles provoquant un chargement non négligeable. Cette constatation permet de montrer dans un premier temps la limite de certain modèle prédictif lésionnel thoracique tel que le modèle de Weatherwane, mais pose aussi la question de la contribution de cette refocalisation considérable sur l'apparition des lésions, ici pulmonaires dans le cadre de la protection thoracique. L'approche numérique utilisée (technique du mapping 2D vers 2D vers 3D avec étude en échelle réduite) est une nouvelle approche robuste et innovante et permet de résoudre en partie les problèmes numériques liés aux effets de bords, mais permet surtout de continuer à travailler sur un ordinateur de bureautique « standard » pour un temps de calcul raisonnable (10-15h pour 6ms de données avec des modèles de plus de six millions d'éléments).

L'étude sur les cibles en élastomère (pavé creux, cylindre creux et membrane en « U »), cibles dont la forme tend à se rapprocher d'un torse simplifié, a porté sur l'influence du profil de la pression incidente d'impulsion maximale constante sur la réponse cinématique des modèles. L'objectif était ici de connaître les paramètres physiques constants sur une iso-impulsion qui, par extension des conclusions de Schardin [1950], permet de dire que ces paramètres peuvent être de bons candidats pour la définition d'un critère lésionnel. Quarante-huit essais expérimentaux ont donc été réalisés sur un total de trois substituts thoraciques dont les données de sortie ont été la pression incidente et réfléchie et l'accélération du centre de la face chargée, cette dernière mesure servant à obtenir la vitesse d'enfoncement par intégration. L'enfoncement des différentes membranes est quant à lui obtenu par suivi vidéo. Deux cents quarante profils ont ainsi été exploités. L'analyse de ces données a ainsi montré que la vitesse d'enfoncement maximale et l'enfoncement maximal sont de possibles candidats pour la définition d'un critère de lésions sur les trois cibles étudiées.

L'objectif final étant en effet de relier un paramètre cinématique ou une combinaison de ces paramètres à un niveau lésionnel pulmonaire, il est nécessaire que ce paramètre, mesuré sur le substitut thoracique bio fidèle souhaité, soit constant sur une iso-impulsion. Ainsi, la bio fidélité des torses simplifiés en élastomère doit dans un premier temps être vérifiée au regard de données sur modèles biologiques. Si aucun des modèles étudiés n'est bio fidèle au regard de la réponse cinématique de la cage thoracique du RB, l'outil numérique pourra être utilisé pour tester de nouvelles formes, et l'étude précédente sera alors à renouveler dans un premier temps avec des ondes de types Friedlander et ensuite avec des ondes plus complexes pour déterminer le ou les paramètres constants sur une iso-impulsion, et donc les bons candidats pour la définition d'un critère de lésion thoracique robuste.

L'étude suivante a donc naturellement consisté à recueillir expérimentalement un ensemble de données cinématiques de la cage thoracique d'un modèle biologique –le modèle porcin de 50kg post-mortem- sur une large gamme d'impulsion incidente (jusqu'à 160kPa.ms) avec des ondes de type Friedlander permettant d'obtenir la réponse thoracique du modèle biologique sur une gamme lésionnelle allant d'aucunes lésions pulmonaires à 50% de létalité en se basant sur les courbes de Bowen. Quarante-sept essais expérimentaux ont été réalisés sur un total de sept réacteurs biologiques, amenant à l'analyse complète de 282 profils de pression incidente et réfléchi, d'accélération de la paroi thoracique du RB, de vitesse d'enfoncement de celle-ci et d'enfoncement. La reproductibilité expérimentale intra et interindividuelle a été validée et la réponse cinématique du modèle porcin de 50kg post-mortem placé en décubitus latéral contre une paroi (le sol) est alors connue pour des impulsions incidentes allant jusqu'à 160kPa.ms.

Cinq essais complémentaires sur porcin de 50kg post-mortem réalisés en champ libre ont par ailleurs permis, grâce aux 30 profils recueillis (pressions et paramètres cinématiques de la paroi thoracique du RB), de montrer que la réponse cinématique de la cage thoracique ne semble pas influencée par le changement de configuration paroi/champ libre pour une menace identique en termes d'impulsion. Ceci est donc en accord avec les conclusions de Bass *et al.* [2008] et de Van der Voorst *et al.* [2016] affirmant une égalité du niveau lésionnel entre ces deux scénarios pour une même menace (onde de Friedlander). Des essais complémentaires devront cependant être réalisés dans le futur pour valider ces observations.

L'égalité de ces scénarios a permis la confrontation de la réponse thoracique du modèle biologique avec la réponse des torses simplifiés en élastomère, montrant ainsi qu'un modèle cylindrique d'une hauteur de 47,4cm avec un diamètre de 25,3cm et une épaisseur de membrane de 16,8cm est en mesure de reproduire la réponse cinématique de la cage thoracique du porcin de 50kg pour des impulsions allant jusqu'à 80kPa.ms.

Les modèles éléments finis des cibles déformables ayant été validés au regard des données expérimentales considérables acquises sur ces mêmes cibles, l'outil numérique, avantageux pour sa complémentarité, son gain de temps et son coût réduit par rapport aux expérimentations est alors ici un atout pour reproduire à l'identique les essais sur RB sur le modèle thoracique simplifié cylindrique en élastomère de polyuréthane et ainsi confirmer ou infirmer sa gamme de validité. Cet outil puissant pourra permettre l'étude d'une forme peut-être plus



ellipsoïdale –plus proche du modèle porcin- bio fidèle sur la gamme complète d'impulsions incidentes des essais sur réacteurs biologiques (jusqu'à 160kPa.ms).

Enfin, outre l'objectif d'obtenir un substitut bio fidèle, il y a nécessité, pour quantifier l'efficacité des vêtements de protection thoracique, d'avoir un outil de prédiction du niveau lésionnel adapté à cet effet. Or, comme cela a été décrit dans l'étude bibliographique, aucun des modèles existants ne semble approprié et assez robuste. Ainsi, à l'aide d'une procédure novatrice combinant les nouvelles données sur réacteur biologique et des connaissances acquises il y a quelques décennies sur les caractéristiques des ondes de choc gouvernant les lésions, des nouveaux seuils lésionnels en termes d'impulsions incidentes ont dans un premier temps été définis, servant ensuite de base à la définition de nouvelles limites au regard des différents paramètres physiques mesurés sur la cage thoracique de porc de 50kg. La procédure originale utilisée pour la définition de ces seuils, valables pour un porcin de 50kg contre une paroi, est applicable pour toutes combinaisons entre les paramètres suivants : pic d'accélération, de vitesse et d'enfoncement thoracique. Des nouveaux seuils pour le critère visqueux (produit de la vitesse par la compression thoracique), utilisé à la base dans le domaine automobile, ont ainsi été définis pour le domaine du blast.

Des études complémentaires sont toutefois nécessaires pour compléter les résultats importants obtenus dans le cadre de ces travaux de thèse et ainsi permettre l'obtention d'outils plus robustes pour l'évaluation des systèmes de protection thoracique, comme par exemple :

- Dans un premier temps, afin de compléter les données obtenues sur réacteurs biologiques, il serait important de reproduire les essais sur une gamme d'impulsion incidente maximale identique mais pour une autre durée de phase positive. Cela permettrait de connaître le ou les paramètres physiques constants sur une iso-impulsion sur le modèle biologique utilisé et ainsi proposer le ou les bons candidats permettant l'évaluation du niveau lésionnel face à une menace de type Friedlander contre une paroi.
- Dans un deuxième temps, le large éventail de données acquis sur réacteur biologique dans ce travail de thèse pourra permettre la validation d'un MEF d'un porcin de 50kg (MEF disponible au sein de l'équipe MMB) et permettra ainsi une étude approfondie des mécanismes lésionnels afin de déterminer des limites de tolérances intra-thoracique au niveau tissulaire.
- Finalement, il a pu être constaté le manque de données expérimentales donnant le niveau lésionnel sur gros animal face à différentes menaces de type Friedlander. Un point important et crucial pour compléter la base de données utilisée lors de la proposition de nouveaux seuils de tolérance pulmonaire sera d'obtenir de nouvelles données en termes de lésions pulmonaires chez l'animal. Ces nouvelles données permettront d'affiner les seuils proposés dans la présente thèse.

Ce travail de thèse, combinant expérimentations et simulations numériques, a traité de front l'ensemble de la chaîne entre la détonation d'une charge explosive et l'apparition de lésions pulmonaires et a permis d'aboutir à des voies d'amélioration et à des outils prometteurs pour permettre l'évaluation et l'évolution des systèmes de

protection thoracique dans un futur assez proche afin de limiter les risques face à une menace accrue de l'exposition à des ondes de choc.

De plus, faire progresser l'outil numérique pour traiter des situations de blast maîtrisées et connues, nous a permis à la fois de mieux comprendre la physique du blast et de démontrer l'intérêt et la robustesse de cette méthode dans le but, dans un futur plus ou moins proche, de bénéficier d'un outil de prédiction fiable pour contribuer à l'amélioration des moyens de protection individuelle et ainsi limiter, à terme, l'utilisation du modèle animal à son strict minimum (besoin de validation), voire de s'en passer totalement.

# Références bibliographiques

- A** Abe A, Takayama K, Itoh K. Experimental and numerical study of shock wave propagation over cylinders and spheres. *Transactions on Modelling and Simulation*, **2001**; 30.
- Ahlers ST, Vasserman-Stokes E, Shaughnessy MC, *et al.*. Assessment of the effects of acute and repeated exposure to blast overpressure in rodents: toward a greater understanding of blast and the potential ramifications for injury in humans exposed to blast. *Frontiers in Neurology*, **2012**; 3.
- Alia A, Souli M. High explosive simulation using multi-material formulations. *Applied Thermal Engineering*, **2006**; 26: 1032-1042.
- Anctil B, Keown M, Williams K, Manseau J, *et al.* Development of a mannequin for assessment of blast incapacitation and lethality. *Proceeding of the Personal Armor System Symposium*, **2004**, The Hague.
- Axelsson H, Yelverton JT. Chest wall velocity predictor of nonauditory blast injury in a complex wave environment. *The Journal of Trauma: Injury, Infection, and Critical Care*, **1996**; 40(3).
- B** Baker WE. Explosions in Air. Austin, University of Texas Press, **1973**.
- Baker WE, Cox PA, Westine PS *et al.* Explosion hazards and evaluation. Elsevier, (ISBN: 0444420940), **1983**.
- Baker WE, Westine PS, Dodge FT. Similarity methods in engineering dynamics: Theory and practice of scale modelling. Elsevier, (Rev. ed.) Amsterdam, New York: Elsevier, **1991**.
- Bass CR, Davis M, Rafaels K. A Methodology for Assessing Blast Protection in Explosive Ordnance Disposal Bomb Suits. *International Journal of Occupational Safety and Ergonomics*, **2005**; 11(4): 347-361.
- Bass CR, Rafaels KA, Salzar RS, Pulmonary injury risk assessment for short-duration blasts. *Journal of Trauma*, **2008**; 65(3), 604-615.
- Bellamy RF. Combat Trauma Overview. *Textbook of Military Medicine*. Washington DC: Borden Institute, **1995**.
- Belmont PJ, Schoenfeld AJ, Goodman G. Epidemiology of combat wounds in operation iraqi freedom: orthopaedic burden of disease. *Journal of Surgical Orthopaedic Advances*, **2010**; 19(1):2-7.
- Ben-Dor, G., Igra, O., Elperin, T. Handbook of Shock Waves. Academic Press, **2002**.
- Bethe, H.A., Fuchs, K., Neumann, J., Peirels, R., Penney, W.G. Shock hydrodynamics and blast waves. Los Alamos Scientific Laboratory, New Mexico, **1944**; ARCD-2860.
- Bir C. The evaluation of blunt ballistic impacts of the thorax. *Thesis at the Wayne State University, Detroit, Michigan*, **2000**.
- Bir C, Viano D, King A. Development of biomechanical response corridors of the thorax to blunt ballistic impacts. *Journal of Biomechanics*, **2004**; 37: 73-79.
- Bir C. Measuring blast-related intracranial pressure within the human head. Technical Report. Fort Detrick (MD): U.S. Army Medical Research and Materiel Command, **2011**.
- Bouamoul A, Williams K, Lévesque H. Experimental and numerical modelling of a mannequin for the assessment of blast incapacitation and lethality under blast loading. *23<sup>rd</sup> International Symposium on Ballistics*, Tarragona, Spain, 16-20 April **2007**.

- Bouamoul A. Numerical calculation of blast effect on human and on the mannequin for the assessment of blast incapacitation and lethality. *Technical memorandum, DRDC Valcartier TM 2008-285, Defense R&D Canada*. **2008** Nov.
- Bouamoul A. Numerical study of primary blast injury to human and sheep lung induced by simple and complex blast loading. *Technical report, DRDC Valcartier TR 2008-245, Defense R&D Canada*. **2009** Dec.
- Bouquet R, Ramet M, Bermond F, Cesari D. Thoracic and human pelvis response to impact. *Proceedings of the 14th International technical conference on enhanced safety of vehicles*, **1994**; 100-109.
- Boutillier J, Deck C, Magnan P, Naz P, Willinger R. A critical review on primary blast thorax injury and their outcomes. *Journal of trauma*, **2016**. 81(2): 371-379. DOI: 10.1097/TA.0000000000001076.
- Bowen IG, Hoiladay A, Fletcher ER, Richmond DR, White CS. A fluid-mechanical model of the thoraco-abdominal system with applications to blast biology. DASA Report 1675, *Defense Atomic Support Agency*, **1965**.
- Bowen IG, Fletcher ER, Richmond DR, Hirsche FG, With CS. Biophysical mechanisms and scaling procedures applicable in assessing responses of the thorax energized by air-blast overpressures or by non-penetrating missiles. DASA Report 1857, *Defense Atomic Support Agency*, **1966**.
- Bowen IG, Fletcher ER, Richmond DR. Estimate of man's tolerance to the direct effects of air blast. Technical Progress Report, DASA-2113, *Defense Atomic Support Agency*, Department of Defense, Washington, DC, October **1968**.
- Brode, H.L. Height of burst effects at high overpressures. DASA 2506, *Defense Atomic Support Agency*, **1970**.
- Brown CJ, Thomas GO. Experimental study of ignition and transition to detonation induced by the reflection and diffraction of shock waves. *Shock Waves*, **2000**; 10:23-32.
- C** Carboni M, DeCristofano B, Segards R, Maffeo M. Evaluation of a blast overpressure test device for personal protective equipment. *Proceeding of the Personal Armor System Symposium*, **2010**.
- Cernak I. The importance of systemic response in the pathobiology of blast-induced neurotrauma. *Frontiers in Neurology*, **2010**; 1, art.151: 1-9.
- Champion HR, Bellamy RF, Roberts P, Leppaniemi A. A profile of Combat Injury. *Journal of Trauma*, **2003**; 54:S13-S19.
- Chandra N, Ganpule S, Kleinschmit *et al.*. Evolution of blast wave profiles in simulated air blasts: experiment and computational modeling. *Shock Waves*, **2012**; 22: 403-415.
- Chavko M, Watanabe T, Adeeb S, Lankasky J, Ahlers ST. Relationship between orientation to a blast and pressure wave propagation inside the rat brain. *Journal of Neuroscience Methods*, **2011**; 195: 61-66.
- Chivers CJ. <http://atwar.blogs.nytimes.com/2009/08/19/why-do-bullets-kill-more-soldiers-in-iraq/>, **2009**.
- Cihalova L. Analysis of thoracic impact response and injury prediction by using FE thoracic model. *Engineering Mechanics*, **2009**; 16: 49-63.
- Clapson P, Pasquier P, Perez JP, Debien B. Lésions pulmonaires liées aux explosions. *Revue de Pneumologie Clinique*, **2010**; 66: 245-253.

## Références Bibliographiques

---

- Clemedson CJ, Jönsson A. Differences in displacement of ribs and costal interspaces in rabbits exposed to air shock waves. *American Journal of Physiology*, **1964**; 207: 931-934.
- Cooper GJ. Biophysics of impact injury to the chest and abdomen. *J R Army Med Corps*, **1989**; 135: 58-67.
- Cooper GJ, Townend DJ, Cater SR, Pearce BP. The role of stress waves in thoracic visceral injury from blast loading: modification of stress transmission by foams and high-density materials. *Journal of Biomechanics*, **1991**; 24(5): 273-285.
- Cooper GJ. Protection of the lung from blast overpressure by thoracic stress wave decouplers. *Journal of Trauma*, **1996**; 40(3): 105-110.
- Couret D, De Bourmont S, Prat N, *et al.* A pig model for blunt chest trauma: no pulmonary edema in the early phase. *The American Journal of Emergency Medicine*, **2013**; 31(8): 1220-1225.
- Courtney MW, Courtney AC. Working toward exposure thresholds for blast-induced traumatic brain injury: thoracic and acceleration mechanisms. *NeuroImage*, **2011**; 54: S55-S61.
- Crosfill ML, Widdicombe JG. Physical characteristics of the chest and lungs and the work of breathing in different mammalian species. *Journal of Physiology*, **1961**; 158: 1-14.

**D** Damon EG, Gaylord CS, Hicks W, Yelverton JT, Richmond DR, White CS. The effects of ambient pressure on tolerance of mammals to air blast. Technical Progress Report, DASA-1852, *Defense Atomic Support Agency, Department of Defense*, Washington DC. **1966**.

Desaga H. Experimental untersuchungen des luftstoswirkung. Forschungsbericht 15/43. *Mitteilungen aus dem Gebiet der luftfahrtmedizin. Herausgegeben von Inspecteur des Sanitatswesens der Lufwaffe*. **1943**.

Dewey, J.M. The properties of a blast wave obtained from an analysis of the particle trajectories. *P. Roy. Soc. A.*, **1971**; 324: 275-299.

Dobratz, B. M., Crawford, P. C. LLNL Explosive Handbook. Properties of Chemical Explosives and Explosive Simulants. *Lawrence Livermore National Laboratory*, **1985**; Report UCRL-52997.

Dodd KT, Yelverton JT, Richmond DR, Morris J, Ripple GR. Nonauditory injury threshold for repeated intense freefield impulse noise. *Journal of Occupational Medicine*, **1990**; 32(3): 260-66.

Dodd KT, Mundie TG, Lagutchik MS, Sharpnack DD, Ripple GR. The effects of pulmonary contusion on cardiopulmonary function in sheep. *Federation Proceeding*, **1991**.

Drikakis D, Ofengheim D. Computation of non-stationary shock-wave/cylinder interaction using adaptative-grid methods. *Journal of Fluids and Structures*, **1997**; 11: 665-691.

**E** Ehrhardt L, Boutillier J, Magnan P, Deck C, *et al.* Evaluation of overpressure prediction models for air blast above the triple point. *Journal of Hazardous Materials*, **2016**; 311: 176-185.

**F** Fischer RB, Krohn PL, Zuckerman S. The relationship between body size and the lethal effects of blast. *Ministry of Home Security report RC 284, Oxford University*, **1941**.

Froböse M, Wünsche O. Todlichkeitsgrenzen für albino-ratten bei luftstossbelastung in abh angigkeit von der strossrichtung und druckverlaufsform. *Rapport Bericht, Band I: Text 2/59. French-German Research Institute of Saint-Louis*. **1959**.

Frykberg R, Tepas JJ. Terrorist bombing: lessons learned from Belfast to Beirut. *Annals of Surgery*, **1988**.

**G** Ganpule S, Alai A, Plougonven E, Chandra N. Mechanics of blast loading on the head models in the study of traumatic brain injury using experimental and computational approaches. *Biomech Model Mechanobiol*, **2013**; 12: 511

Gibson PW. Amplification of air shock waves by textile materials. *Journal of Textile Institute*, **1995**; 86(1): 119-128.

Gitterman, Y. Secondary shock features for large surface explosions: results from the Sayarim Military Range, Israel and other experiments. *Shock Waves*, **2013**; 24: 267-282.

Goodman HJ, Compiled free-air blast data on bare spherical pentolite. BRL-Report 1092, *Ballistics Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, Maryland, USA*, **1960**.

Greer AD. Numerical modeling for the prediction of primary blast injury to the lung. *Thesis, University of Waterloo*. **2006**, Canada.

Gupta RK, Przekwas A. Mathematical models of blast-induced TBI: current status, challenges, and prospects. *Frontiers in Neurology*, **2013**; 4.

**H** Han IS, Kim YE, Soo-won C. Effects of aging factors on thoracic injury risk under blunt impact loading. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, **2015**; 16(4):813–821,

Hardy NW, Schneider LW, Rouhana SW. Abdominal impact response to rigid-bar, seatbelt, and airbag loading. *45th Stapp Car Crash conference*, **2001**; SAE paper 2001-22-0001.

Hattingh TS, Skews BW. Experimental investigation of the interaction of shock waves with textiles. *Shock Waves*, **2001**; 11: 115-123.

Hudson, C.C.: Sound pulse approximations to blast loading (with comments on transient drag). *Sandia Corporation Technical Memorandum SC-TM-191-55-51*, **1955**.

Hyde D. User's Guide for Microcomputers Programs ConWep and FUNPRO Applications of TM 5-855-1 Fundamentals of Protective Design for Conventional Weapons. *US Army Engineers Waterways Experimentation Station, AD-A195 867*, **1988**.

**I** icasualties.org. Afghanistan coalition casualty count. Available at: <http://icasualties.org/OEF/index.aspx>. Accessed 18 March 2015.

**J** Jaegger JJ, Young AJ, Phillips YY, Richmond DR. The influence of lung volume on lung injury resulting from airblast exposure. *IV Meeting of RSG-6, on effects of Impulse Noise, Panel VIII*, Washington DC. **1983** May; 16–20.

Jetté FX, Dionne JP, Williams K, Anctil B, Makris A. Development of a mannequin for assessment of blast injuries and lethality – assessment of protective systems. *Proceeding of the MABS 18th conference*, **2004**.

Johnson DL, Yelverton JT, Hicks W, Doyal R. Blast overpressure studies with animals and man: biological response to complex blast waves. Final Report, *US Army Medical Research and Development Command*, October **1993**.

**K** Kang J, Yu C, Li H, Chen J, Liu H. Numerical simulation on dynamic response of the chest wall loaded by the blast wave. *Engineering Review*, **2015**; 35(2): 113-120.

Kingery CN, Bulmash G. Airblast parameters from TNT spherical airburst and hemispherical surface burst. Technical Report ARBRL-TR-02555, **1984**.

Kinney GF, Graham KJ. Explosive shocks in air. Springer Verlag, Second edition. Berlin, **1985**.

Kirkman E, Watts S. Characterisation of the response to primary blast injury. *Phil. Tran. R. Soc. B*, **2011**; 366: 286-290.

Kroell CK, Schneider DC, Nahum AM. Impact Tolerance and Response of the Human Thorax II. *Stapp Car Crash Journal*, **1974**; 18.

**L** Langlet A, Souli M, Aquelet N, Penetier O, Girault G. Air blast reflecting on a rigid cylinder: simulation and reduced scale experiments. *Shock Waves*, **2014**; 25(1): 47-61.

Lau IV, Viano DC. The Viscous Criterion – bases and applications of an injury severity index for soft tissues. *Proceeding of the Thirtieth Stapp Car Crash Conference*, **1986**, 123-142, SAE Paper No. 861882.

Li E, Yoshinaka A, Josey T. Weathervane: a single point model for blast injury approximations. *20th Symposium on Military Aspects of Blast and Shock*, **2008**, Oslo, Norway.

**M** Magnan P, De Mezzo S, Heck S, Boehrer Y. Approche métrologique du chargement d'une membrane exposée au blast. Rapport S-R 123/2011 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis, France, **2011**.

Magnan P, De Mezzo S, Heck S, Boehrer Y. Approche métrologique du chargement par le blast de cibles anthropomorphiques instrumentées - Essais ISL/DGA Tt. Rapport S-R 108/2012 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis, France, **2012**.

Magnan P, De Mezzo S, Heck S, Boehrer Y, Ehrhardt L, Boutillier J. Vulnérabilité du combattant face aux effets d'un EEI – Campagne d'essais de Juin 2014. Rapport ISL-S-FV 342/2014 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis, France, **2014**.

Magnan P, De Mezzo S, Heck S, Boehrer Y, Scherrer F, Ehrhardt L, Boutillier J. Vulnérabilité du combattant face aux effets d'un EEI – Campagne d'essais de Juin 2015. Rapport ISL-S-FV 338a/2015 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis, France, **2015**.

Manuel LS-DYNA R 7.0 – Vol I

Manuel LS-DYNA R 7.0 – Vol II

Mayorga MA. The pathology of primary blast overpressure injury. *Toxicology*, **1997**; 121:17–28.



Moomey CB Jr, Fabian TC, Croce MA, Melton SM, Proctor KG. Determinants of myocardial performance after blunt chest trauma. *Journal of Trauma*, **1998**; 45(6): 988-996.

**N** Needham CE. Blast Waves. *Springer, New York*, **2010**.

Neumann, J. The point source solution. *National Defense Research Committee*, **1947**; Div. B Report AM-9.

NRDC report. The US nuclear war plan – a time for change. **2001**.

Nsiampa NN, Robbe C, Papy A. Development of a thorax finite element model for thoracic injury assessment. *16<sup>th</sup> International Symposium on non-lethal weapons*, **2011**.

**O** Ouellet S, Williams K. Characterisation of defence research and development Canada's mannequin for the assessment of blast incapacitation and lethality (DRDC MABIL). *Proceeding of the Personal Armour Systems Symposium*. **2008**. Brussels.

Owens BD, Kragh JF, Wenke JC, Macaitis J, *et al.* Combat wounds in Operation Iraqi Freedom and Operation Enduring Freedom. *Journal of Trauma*, **2008**; 64: 295-299.

**P** Parmentier G, Burde E, Mathieu G. Sondes effilées pour l'enregistrement de la pression statique dans les ondes de choc aériennes. Caractéristiques mécaniques et conseils d'utilisation. *Rapport R 105/83 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1983**.

Parmentier, G. Synthèse des résultats expérimentaux relatifs aux détonations d'explosifs sphériques. *Rapport R 113/93 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1993**.

Patz G. Compression d'un milieu diphasique sous l'action d'une onde de choc aérienne. *Rapport CO 204/85 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1985**.

Pavier J, Langlet A, Eches N, Prat N, Bailly P, Jacquet JF. Experimental study of the coupling parameters influencing the terminal effects of the thoracic blunt ballistic impacts. *Forensic Science International*, **2015**; 252:39-51.

Phillips YY, Dancer A, Richmond DR. Non-auditory effects of repeated exposures to intense impulse noise. *Report CO 223/85 of the French-German Research Institute of Saint-Louis*. **1985**.

Phillips YY. Primary blast injuries. *Annals of Emergency Medicine*, **1986**; 15: 1446–1450

Phillips YY, Mundie TG, Yelverton JT, Richmond DR. Cloth ballistics vest alters response to blast. *Journal of Trauma*, **1988**; 28(1): S149-S152.

Prat N, Rongieras F, Voiglio E, *et al.* Intrathoracic pressure impulse predicts pulmonary contusion volume in ballistic blunt thoracic trauma. *Journal of Trauma*, **2010**; 69(4): 749-755.

Prat N, Rongieras F, de Fremerville H, Magnan P, *et al.* Comparison of thoracic wall behavior in large animals and human cadavers submitted to an identical ballistic blunt thoracic trauma. *Forensic Science International*, **2012**; 222: 179-185.

Prat N, Montgomery R, Crap AP, Magnan P. Comprehensive evaluation of coagulation in swine subjected to isolated primary blast injury. *Shock*, **2015**; 43(6)

Przekwas A, Tan XG, Harrant V, Reeves D, Chen ZJ, Sedberry K. Integrated Experimental and Computational Framework for the Development and Validation of Blast Wave Brain Biomechanics and Helmet Protection. NATO RTO-MP-HFM-207, **2011**.

**R** Rafaeles KA, Bass CR, Salzar RS. Pulmonary injury risk assessment for long-duration blasts. *Proceeding of the Personal Armour Systems Symposium*. **2008**.

Rafaeles KA, Shridharani JK, Bass CR, Salzar RS, *et al.* Blast Wave Attenuation: Ballistic Protective Helmets and the Head. *Proceeding of the Personal Armor System Symposium*, **2010**.

Reichenbach, H., Scheklinski-Gluck, G., Kuhl, A. Comparison of HOB curves for 0.5-g NP charges with field test data and calculations. *Defense Nuclear Agency*, **1992**; Report DNA-TR-90-223.

Richmond DR, White CS. A tentative estimation of man's tolerance to overpressures from air blast. *Technical Progress Report, DASA-1335, Defense Atomic Support Agency, Department of Defense*, Washington DC. **1962** Nov.

Richmond DR, Damon EG, Bowen IG, Fletcher ER, White CS. Air-blast studies with eight species of mammals. *Technical Progress Report, DASA-1854, Defense Atomic Support Agency, Department of Defense*, Washington DC. **1966** Aug.

Richmond DR, Damon EG, Fletcher ER, Bowen IG, White CS. The relationship between selected blast-wave parameters and the response of mammals exposed to air blast. *Annals of the New York Academy of Sciences*, **1968**; 152:103–121.

Richmond DR, Fletcher ER, Martinez BS, Yelverton JT. Blast biophysics: past, present, and future. Technical Paper. *Proceedings of the Misers Bluff Phase II Results Symposium*, Washington DC. **1979** March; 27-29.

Richmond DR, Yelverton JT, Fletcher ER. The biological effects of repeated blasts. *Topical Report DNA 5842F, Defense Nuclear Agency*, Washington, DC. **1981**.

Richmond DR, Cooper PW. Evaluation of Bowen's curves. Unpublished manuscript. **2002**.

Rigby SE, Tyas A, Bennett T, Warren JA, Fay S. Clearing Effects on Plates Subjected to Blast Loads. *Engineering and Computational Mechanics*, **2013**; 166(3): 140-148.

Rigby SE, Tyas A, Bennett T, Fay SD, Clarke SD, Warren JA. A numerical investigation of blast loading on small targets. *International Journal of Protective Structures*, **2014**, 5(3):253-274.

Roberts JC, Merkle AC, Biermann PJ, Ward EE, *et al.* Computational and experimental models of the human torso for non-penetrating ballistic impact. *Journal of Biomechanics*, **2007**; 40: 125-136.

Rose TA, Smith PD, May JH. The interaction of oblique blast waves with buildings. *Shock Waves*, **2006**; 16: 35–44.

**S** Sadek, H.S.I., Gottlieb, J.J. Initial decay of flow properties of planar, cylindrical and spherical blast waves. *UTIAS Technical Note 244, University of Toronto Institute for Aerospace Studies*, Canada, **1983**.

Sarron JC, Destombe C, Da Cunha J, Morin Y, Vassout P, Magnan P. Blessures nonpénétrantes du thorax protégé par un gilet pare-balles lors d'un impact par une munition de calibre 7.62. Etude comparative de trois matériaux antitraumatiques. *Rapport DGA/DSP/STTC/DT-SH, PEA 980823*, **2001**. Diffusion restreinte.

- Sarron JC, Destombe C, Lonjon T, Da Cunha J, Vassout P, Magnan P. Review of behind armor blunt trauma studies since 1999. *RTO Specialist's Meeting (RSM): co-organized by the Applied Vehicule Technology Panel and Human Factors & Medicine Panel*, **2003**. Kolbenz, Germany.
- Sarron JC, Destombe C, Da Cunha J, Morin J, Chene V, Vassout P, Magnan P. Gravité des blessures non-pénétrantes du thorax protégé par un gilet pare-balles en fonction de l'énergie d'impact d'une munition de calibre 7.62. Etudes de seuils lésionnels. *Rapport Contrat d'objectif DGA/DSP/STTC/DT-SH n°00CO043, PEA 980823*, **2003**. Diffusion restreinte.
- Sarron JC, Prat N, Magnan P, Destombe C, *et al.* How numerical simulation and experimental studies can help to enhance protection against BABT. *Proceeding of the Personal Armor System Symposium*, **2010**.
- Schardin H. The physical principles of the effects of a detonation. Chap. 14-A. *German Aviation Medicine, World War II*. **1950**; 2: 1207–1224.
- Schwer L. A brief introduction to coupling load blast enhanced with Multi-Material ALE: the best of both worlds for air blast simulation. *LS-DYNA Forum*, Bamberg, **2010**.
- Schwer, L.E., Netherton, M.D., Stewart, M.G. Comparisons of university of Newcastle free air blast data with ConWep and LS-DYNA simulations. *Military Aspects of Blast and Shock Symposium*, Oxford, UK, **2014**.
- Shaw JM, Herriott RG, McFadden JD, Donnelly BR, Bolte JH. Oblique and lateral impact response of the PMHS thorax. *Stapp Car Crash Journal*, **2006**; 50: 147-167.
- Shi Y, Hao H, Li ZX. Numerical simulation of blast wave interaction with structure columns. *Shock Waves*, **2007**; 17: 113–133.
- Shridharani JK, Wook GW, Panzer MB, Matthews KA, Perritt C, *et al.* Blast effects behind ballistic protective helmets. *Proceeding of the PASS conference*, Nuremberg **2012**.
- Slavik, T. A Coupling of Empirical Explosive Blast Loads to ALE Air Domains in LS-DYNA. *7th European LS-DYNA Users Conference*, Salzburg, **2009**.
- Smith PD, Hetherington JG. Blast and ballistic loading on structures. *Butterworth-Hineman*, **1994**; ISBN: 0444420940).
- Stitzel JD, Cormier JM, Kennedy EA, Barretta JT, Smith EP, Rath AL, Duma SM, Matsuoka F. Defining regional variation in the material properties of human rib cortical bone and its effect on fracture prediction. *Stapp Car Crash Journal*, **2003**; 47: 243–265.
- Stuhmiller JH, Chuong CJ, Phillips YY, Dodd KT. Computer modelling of thoracic response to blast. *Journal of Trauma*, **1988**; 28(1): s132-s139.
- Stuhmiller JH., Ho KHH, VanderVorst MJ, Dodd KT, Fitzpatrick T, Mayorga M. A model of blast overpressure injury to the lung, *J. Biomechanics*, **1996**; 29(2), 227-234.
- Swisdak MM. Explosion effects and properties. Part I – Explosion effects in air. *Nasal Surface Weapons Center White Oak Lab Silver Spring MD, TR75-116-A445810*, **1975** Oct.

**T** Tan, S. H., Tay, S. K., POON, J. K., Chang, D. Fluid-Structure Interaction involving Close-in-Detonation Effects on Colum using LBE MM-ALE Method. *9th European LS-DYNA Conference*, Manchester, **2013**.

- Tamura A, Watanabe I, Miki K. Elderly human thoracic FE model development and validation. *Proceedings of the 19th International Technical Conference on the Enhanced Safety of Vehicles (ESV)*, **2005**.
- Taylor, G.I. The formation of a blast wave by a very intense explosion, Part I. *P. Roy. Soc. A-Math. Phys.*, **1950**; 201: 159-174.
- Teland JA, Van Doormaal JCAM, Van der Horst MJ, Svinsås. A single point pressure approach as input for injury models with respect to complex blast loading conditions. *Proceeding of the 21<sup>st</sup> MABS conference*, **2010**.
- Teland JA. Van Doormaal A, Van Der Horst M, Svinsas E. Single point methods for determining blast wave injury. FFI-rapport 2011/00130, **2011**.
- Teland JA. Review of blast injury prediction models. FFI-rapport 2012/00539. **2012**.
- Thom C, Cronin D, Ouellet S, Makris A. Numerical simulation of primary blast injury amplification by fabrics. *J. Biomechanics*, **2007**; 40(S2): 56-57.
- Thoral-Pierre K, Torres F, Roth S. Development and validation of a biomechanical fe model of the human thorax/abdomen system for high speed dynamic simulation. Application to ballistic impact. *Proceeding of the Personal Armor System Symposium*, **2012**.
- TMC 5-1300, Structures to resist the effects of accidental explosions. *Departments of the Army, the Navy, and the Air Force*, **1990** Nov.
- Toro, E. Riemann solvers and numerical methods for fluid dynamics, a practical introduction. *Springer-Verlag*, Berlin, **2009**.
- Tyas A, Warren JA, Bennett T, and Fay SD. Prediction of clearing effects in far-field blast loading of finite targets. *Shock Waves*, **2011**, 21(2):111–119.

## U

- UFC 3-340-02: Structures to resist the effect of accidental explosions. *US army corp of engineers, Naval facilities engineering command, Air force civil engineer support agency*, **2008**.

## V

- Van Der Voort MM, Holm KB, Kummer PO, Teland JA, Van Doormaal JCAM. A new standard for predicting lung injury inflicted by Friedlander blast waves. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, **2016**, 40: 396-405.
- Van Doormaal JCAM, Van der Horst MJ. An approximation of the Axelsson model for quick injury predictions. *21th Symposium on Military Aspects of Blast and Shock*, **2010**, Jerusalem, Israel
- Vassout P, Parmentier G, Dancer A. Influence du nombre d'exposition à une onde de choc forte sur les lésions pulmonaires et les taux de mortalité chez le rat. *Rapport S-R 922/78 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1978**.
- Vassout P, Parmentier G, Dancer A. Etude des effets d'une onde de choc forte sur le porc : influence du nombre d'expositions. *Rapport S-R 904/81 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1981**.
- Vassout P, Evrard G, Dancer A. Etude comparée chez le porc des effets extra-auditifs d'ondes de choc fortes en fonction des conditions d'exposition : champ libre ou ambiance réverbérante. *Rapport S-N 917/83 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis, France*, **1983**.

- Vassout P, Evrard G, Dancer A. Effets biologiques des ondes de choc fortes: influence du volume pulmonaire et mesures de pression intracorporelles. *Rapport S-R 901/84 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1984**.
- Vassout P, Dancer A, Richmond DR, Phillips Y. Effets biologiques des ondes de choc fortes: influence de la durée des ondes dans le cas d'expositions répétées. *Rapport S-N 911/84 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1984**.
- Vassout P, Dancer A. Risques liés à l'exposition à des ondes de choc aériennes. Rapport S-CO 906/85 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis, France, **1985**.
- Vassout P, Franke R, Parmentier G, Evrard G, Dancer A. Mesures de pression et d'accélération intracorporelles chez le porc exposé à des ondes de choc fortes en champ libre. *Rapport S-R 112/86 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1986**.
- Vassout P, Mayorga MA, Argyros G, Topper M. Biological effect of blast on sheep: a comparison of shock tube exposure to free-field exposure. *Proceeding of the MABS 14<sup>th</sup> conference*, **1995**.
- Vassout *et al.* Comparaison des lésions extra-auditives chez le mouton exposé à une onde de choc en champ libre et au moyen d'un tube à choc de faible diamètre. *Rapport R 117/96 de l'Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis*. **1996**.
- Viano DC. Biomechanical responses and injuries in blunt lateral impact. *Stapp Car Crash Journal*, **1989**; 33, Paper #892432.

**W** White CS, Jones RK, Damon EG, *et al.* The biodynamics of airblast. *Technical Report DNA2738T, Defense Nuclear Agency, Washington, DC*, **1971**.

**Z** Zhou J, Tao G. Biomechanical modeling for the response of human thorax to blast waves. *Acta Mech. Sin*, **2015**; 31(4): 589–598.

Zoltak J, Drikakis D. Hybrid upwind methods for the simulation of unsteady shock-wave diffraction over a cylinder. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg*, **1998**; 162: 165-185.



# Annexes

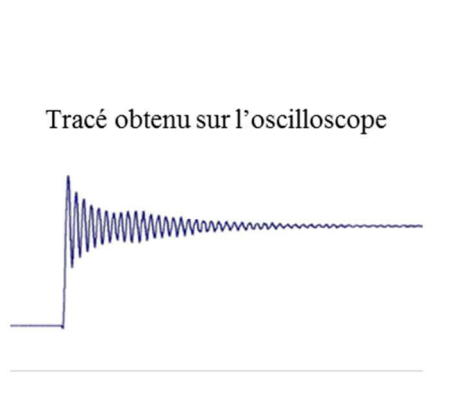
## Annexe A : Calibration des capteurs de pression

L'étalonnage des capteurs de pression utilisés a été réalisé sur un banc de calibration PCB (modèle 907A02), illustré en Figure A- 1, capable de délivrer des échelons de pression allant jusqu'à 69bar et de durée très courte (5ms), avec un temps de montée de quelques microsecondes seulement. Il est important d'effectuer une calibration des capteurs régulièrement afin de vérifier leur bon fonctionnement et de recalculer leurs sensibilités. Dans le cas présent, une pression allant jusqu'à 10bar est appliquée sur le capteur. En mesurant la tension de sortie pour différentes pressions, la sensibilité en mV/bar est aisément retrouvée par calcul du coefficient directeur de la courbe obtenue comme le montre la Figure A- 2.



Figure A- 1 : Illustration du banc de calibration PCB, modèle 907A02.

A)



B)

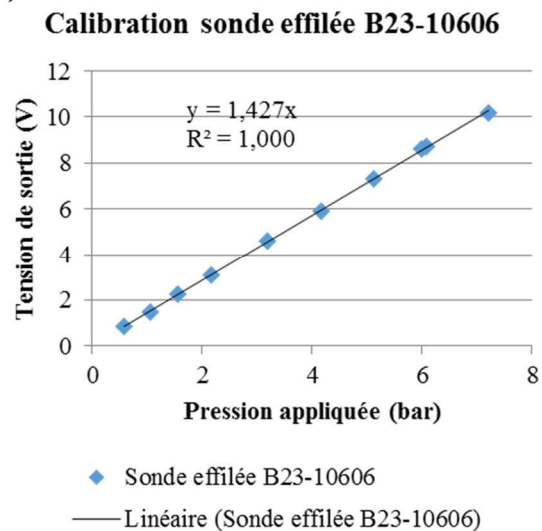


Figure A- 2 : (A) Tracé obtenu sur l'oscilloscope lors de l'application d'une certaine pression sur le capteur ; (B) Tensions de sortie en fonction de la pression appliquée, permettant de retrouver la sensibilité du capteur en fonction du coefficient directeur de la droite. La sensibilité est ici de 1,427V/bar.



## Annexe B : Profils de pression et d'impulsion incidentes pour les scénarios de la cartographie champ libre

L'ensemble des figures suivantes expose les profils de pression et d'impulsions pour les différents scénarios de la cartographie champ libre, où l'ensemble des données obtenues est reproductible avec des écarts types en grande majorité inférieures à 5% sur la première surpression incidente, la durée de phase positive et l'impulsion maximale. Seuls quelques cas ont un écart type autour des 10%.

0,2kg à 33cm :

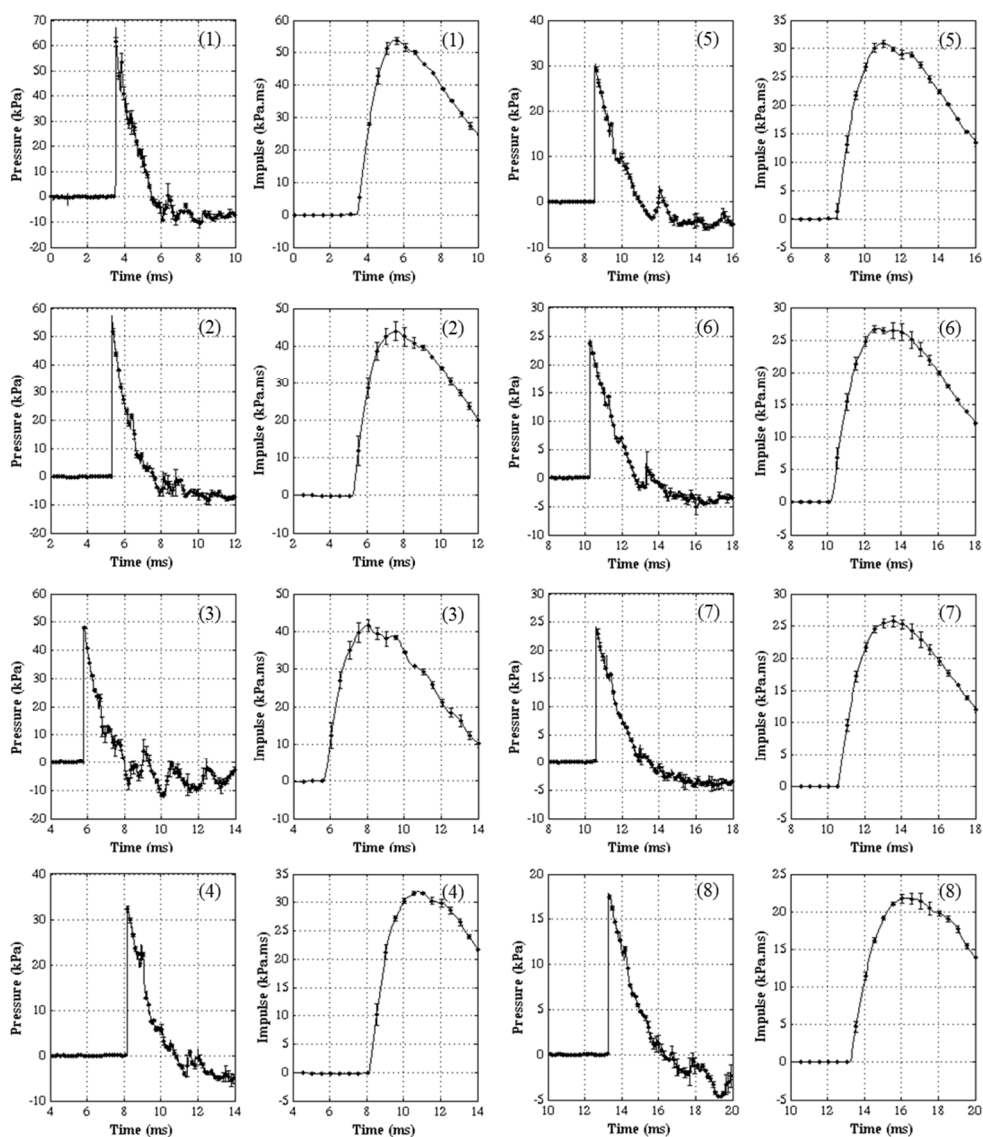


Figure B- 1 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "0,2kg à 33cm".

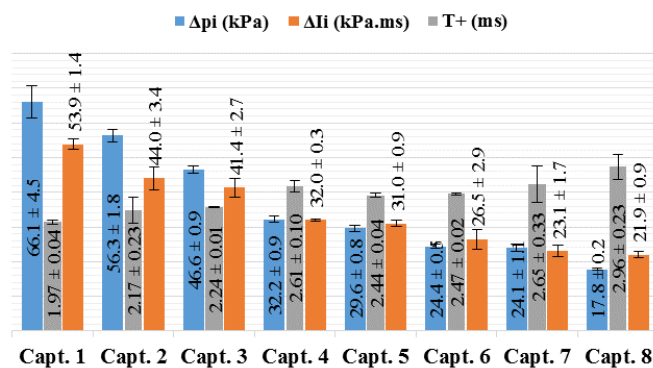


Figure B- 2 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T_+$  pour les huit capteurs de la configuration « 0,2kg à 33cm ».

0,2kg à 66cm :

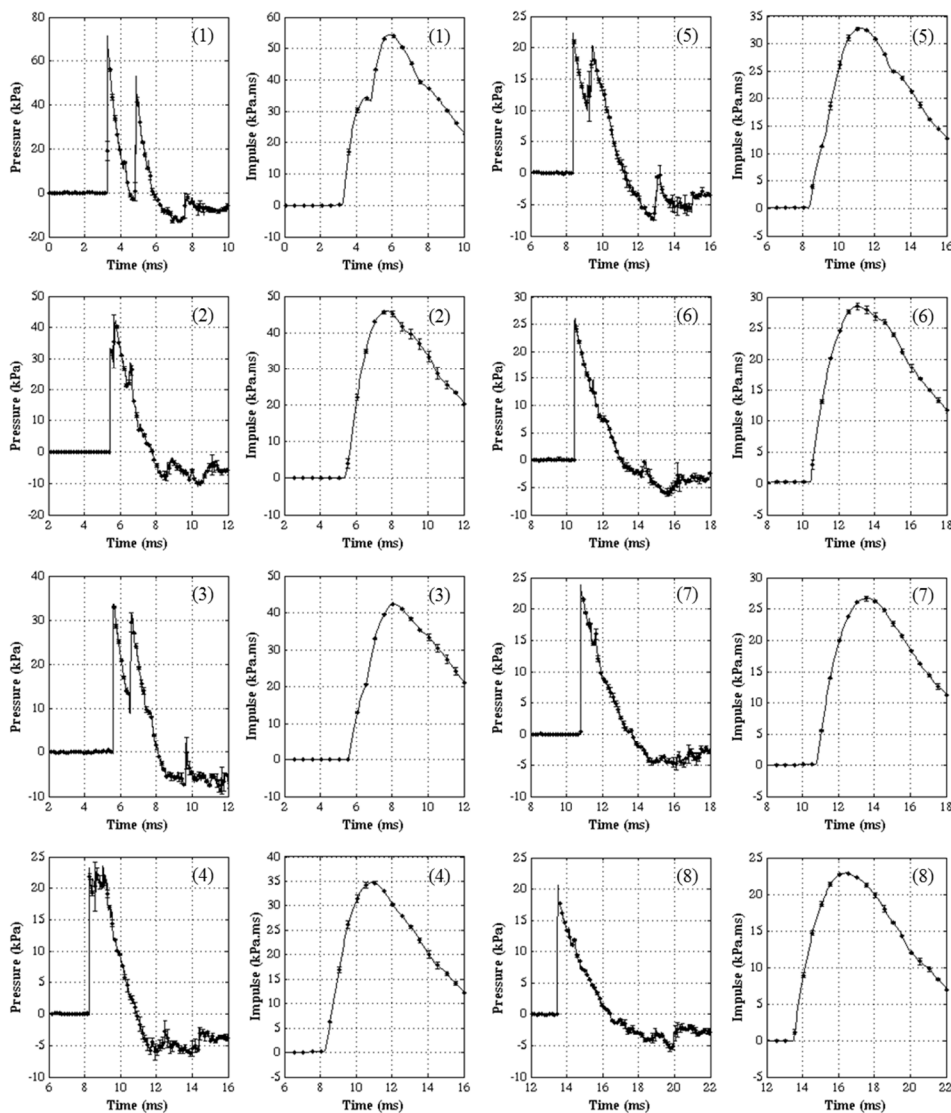


Figure B- 3 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "0,2kg à 66cm".

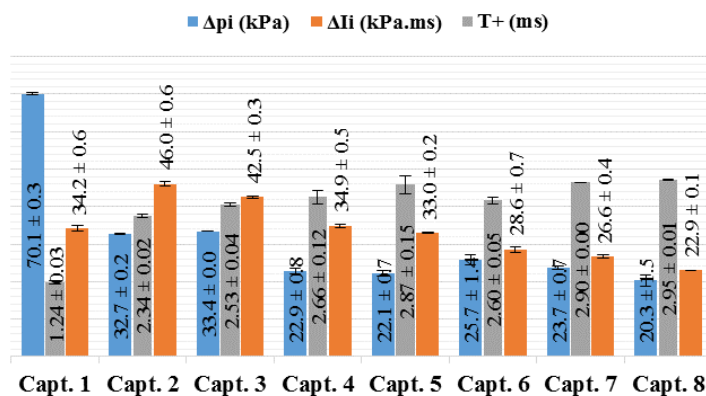


Figure B- 4 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T^+$  pour les huit capteurs de la configuration « 0,2kg à 66cm ».

0,2kg à 133cm :

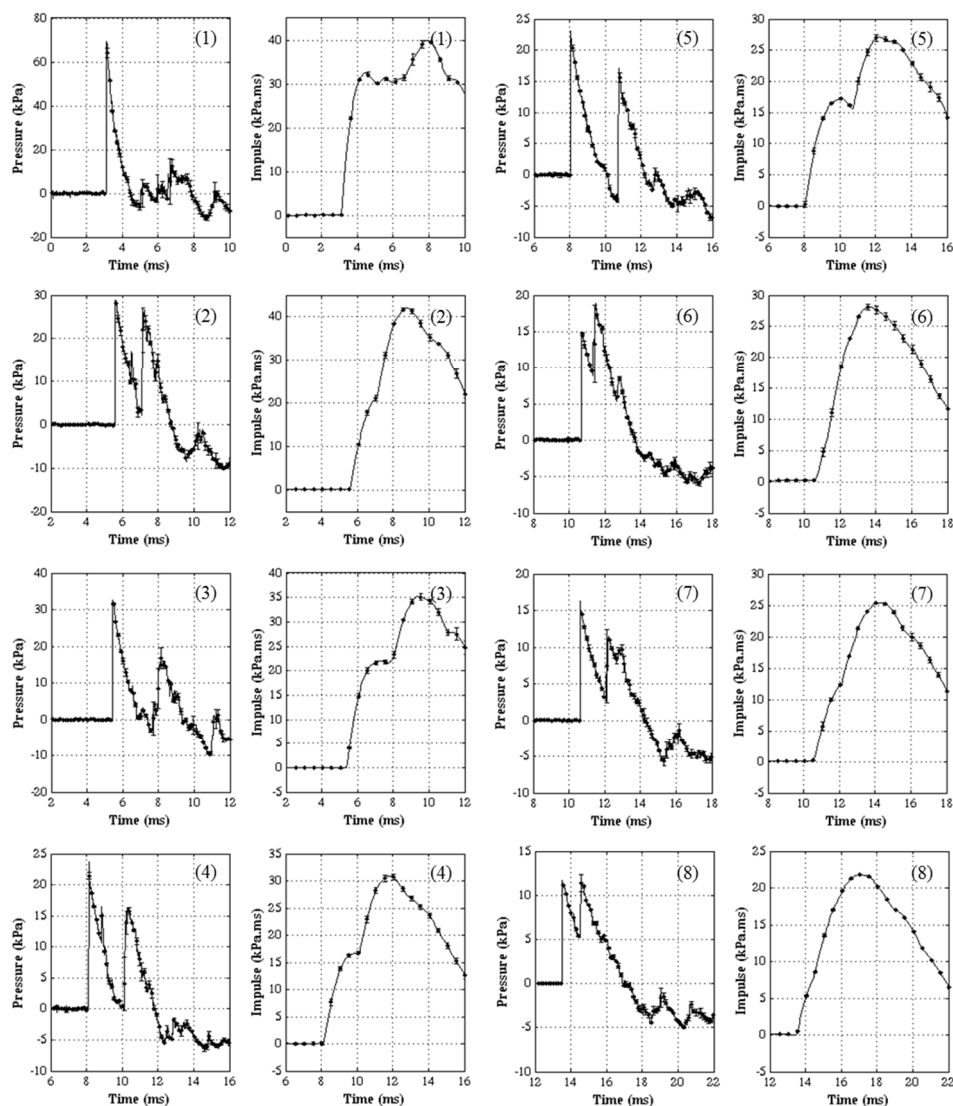


Figure B- 5 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "0,2kg à 133cm".

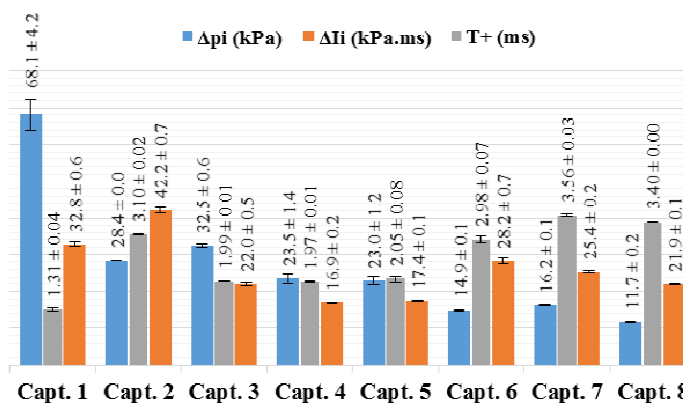


Figure B- 6 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T^+$  pour les huit capteurs de la configuration « 0,2kg à 133cm ». 0,5kg à 33cm :

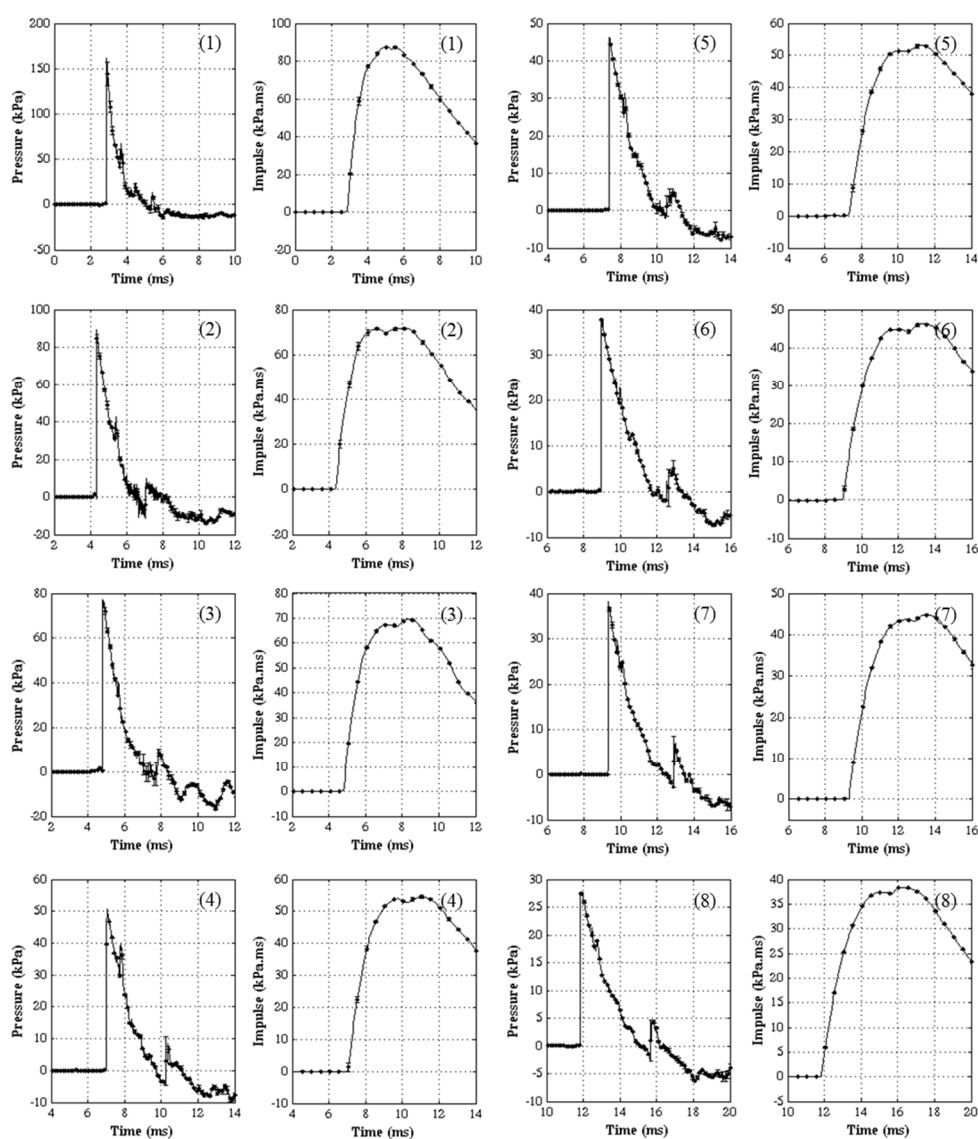


Figure B- 7 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "0,5kg à 33cm".

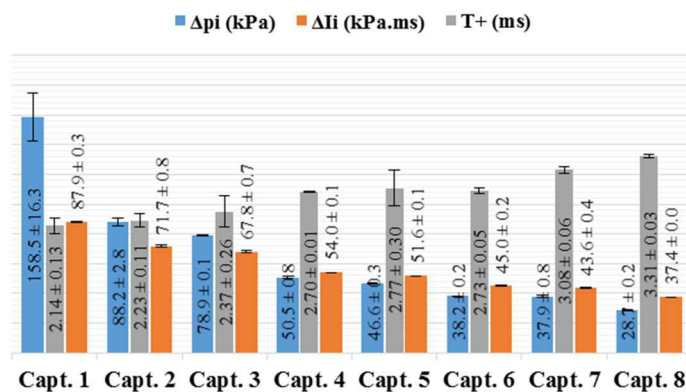


Figure B- 8 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T^+$  pour les huit capteurs de la configuration « 0,5kg à 33cm ». 0,5kg à 66cm :

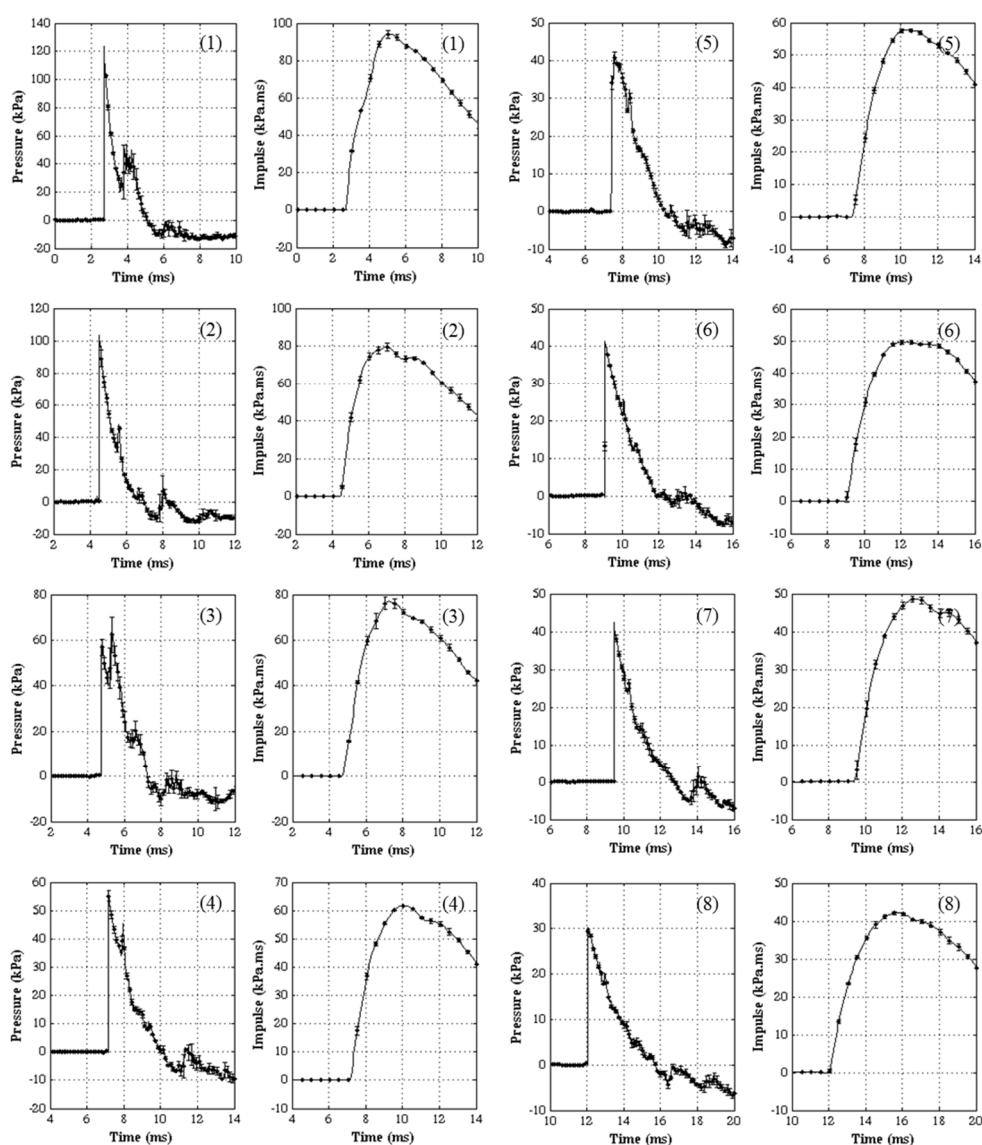


Figure B- 9 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "0,5kg à 66cm".

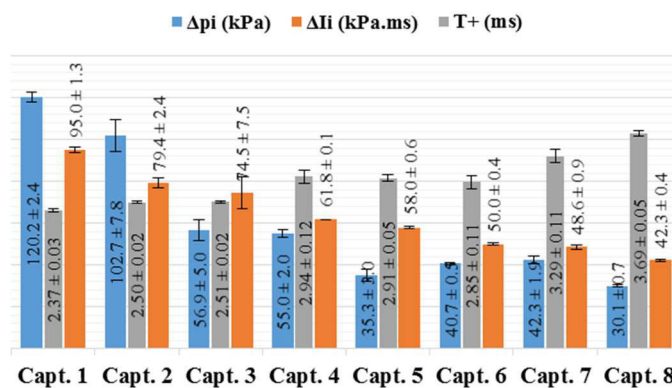


Figure B- 10 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T_+$  pour les huit capteurs de la configuration « 0,5kg à 66cm ».  
0,5kg à 133cm :

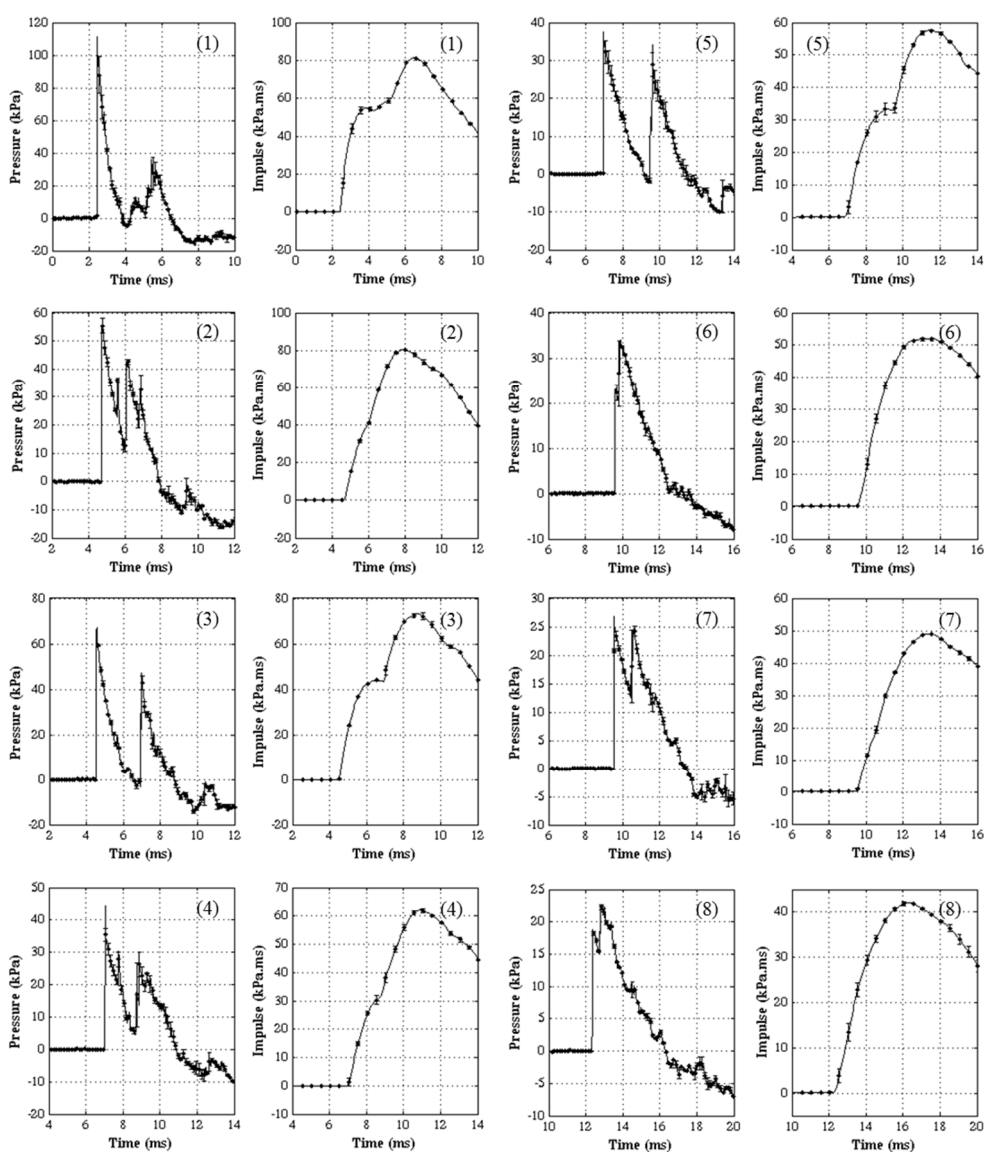


Figure B- 11 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "0,5kg à 133cm".



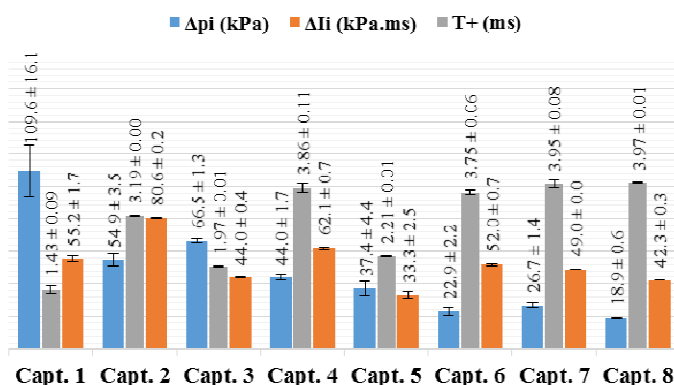


Figure B- 12 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T_+$  pour les huit capteurs de la configuration « 0,5kg à 133cm ».

1kg à 66cm :

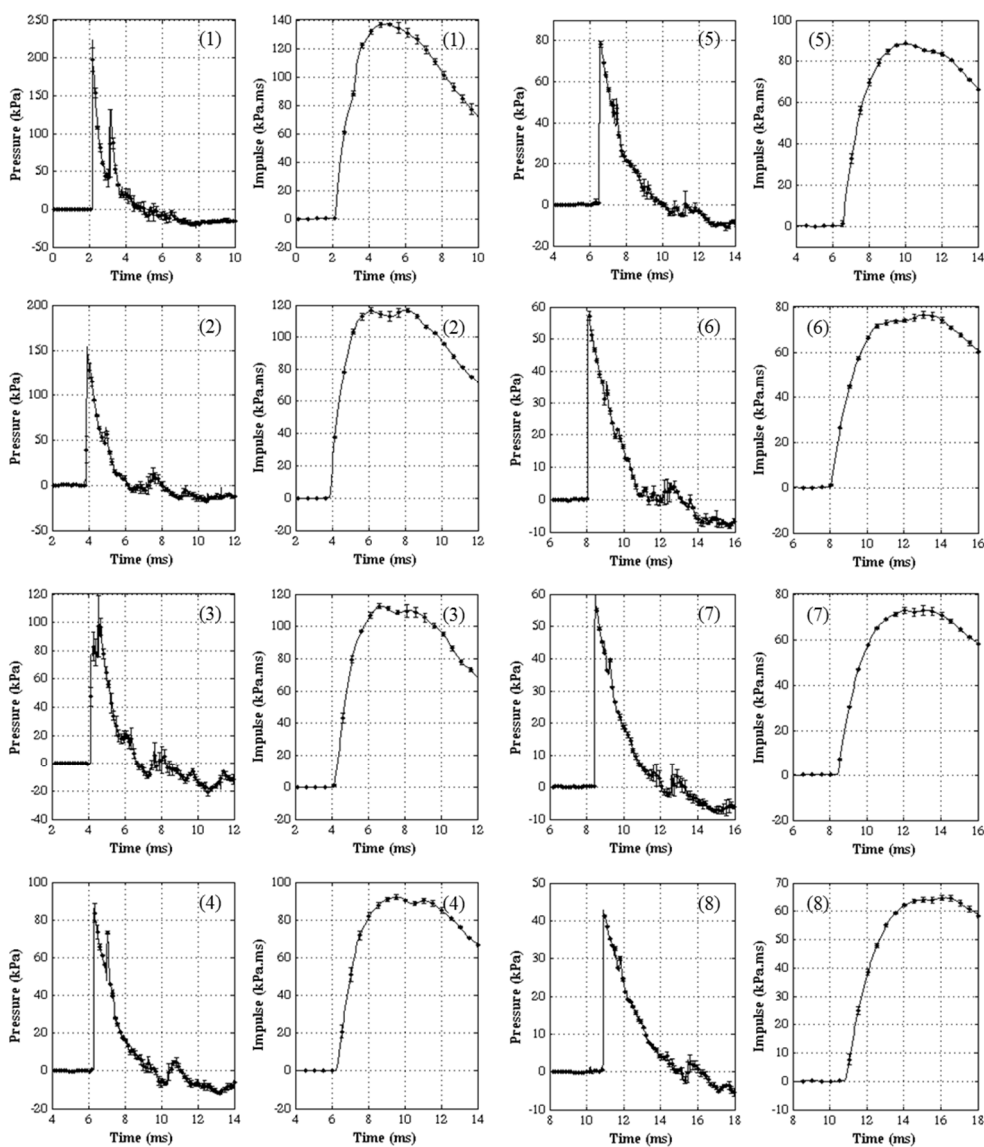


Figure B- 13 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "1,0kg à 66cm".

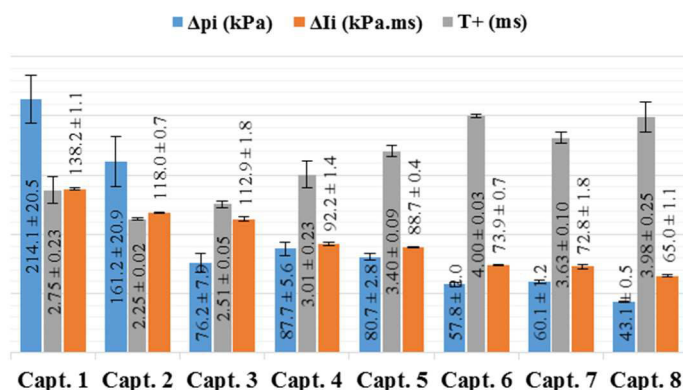


Figure B- 14 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T_+$  pour les huit capteurs de la configuration « 1,0kg à 66cm ».  
2,0kg à 33cm :

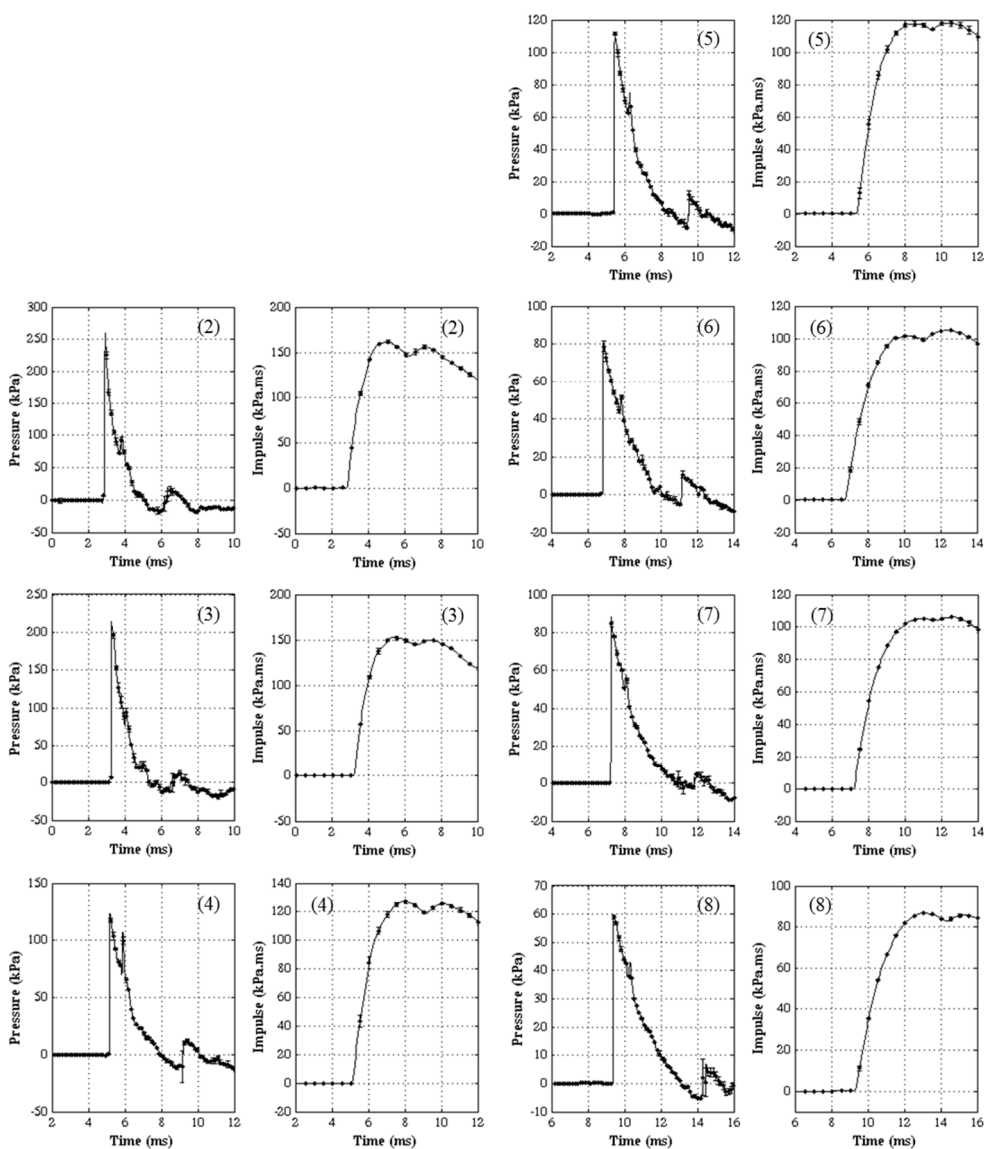


Figure B- 15 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "2,0kg à 33cm".



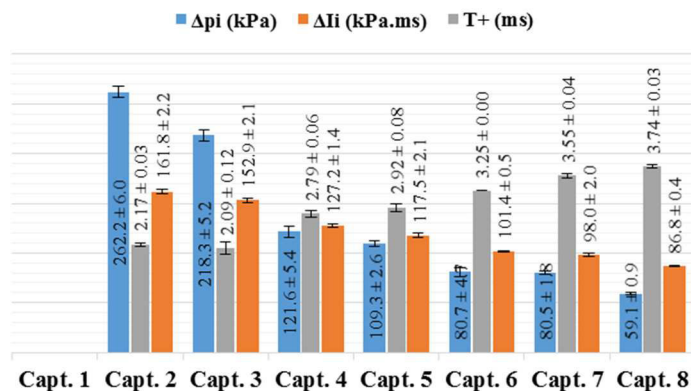


Figure B- 16 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T_+$  pour les huit capteurs de la configuration « 2,0kg à 33cm ». 2,0kg à 66cm :

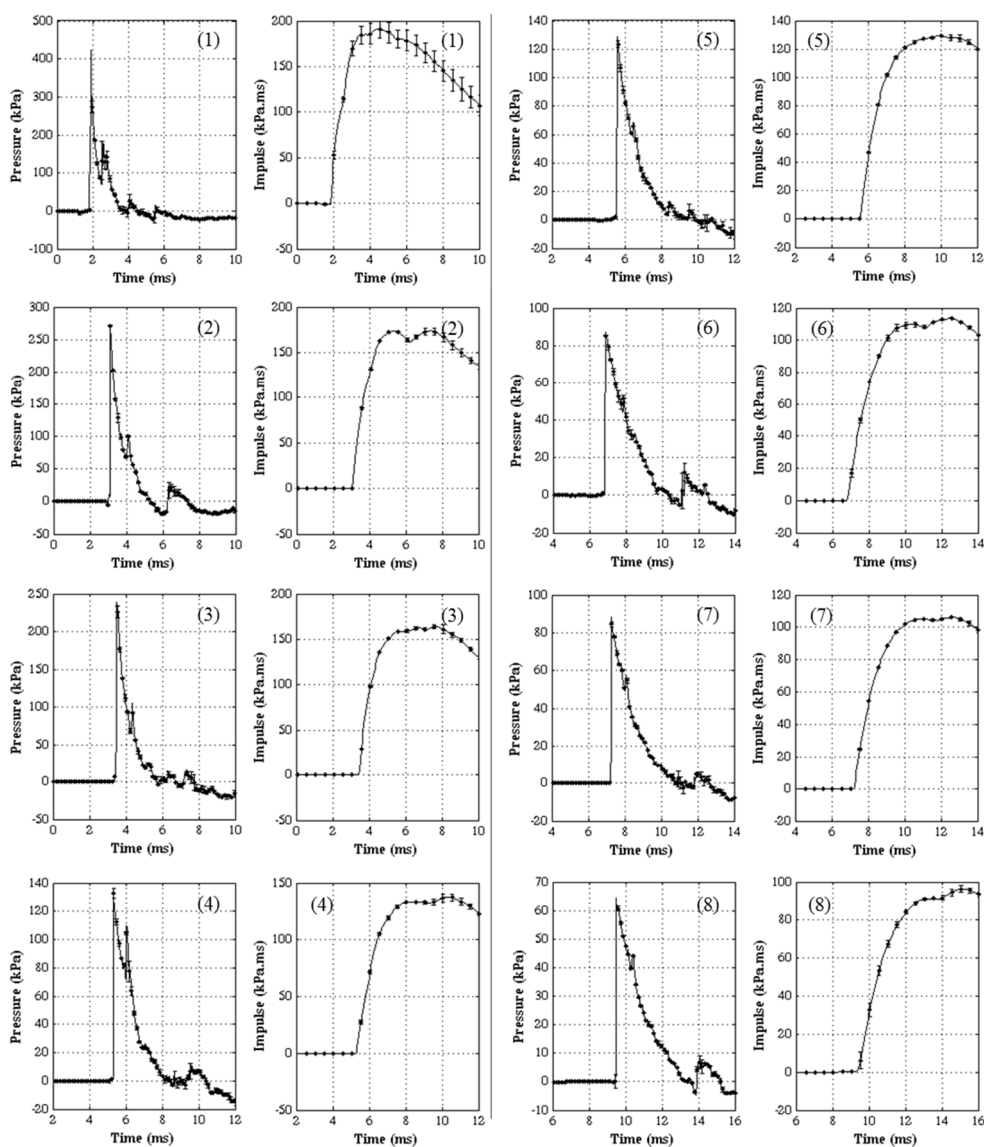
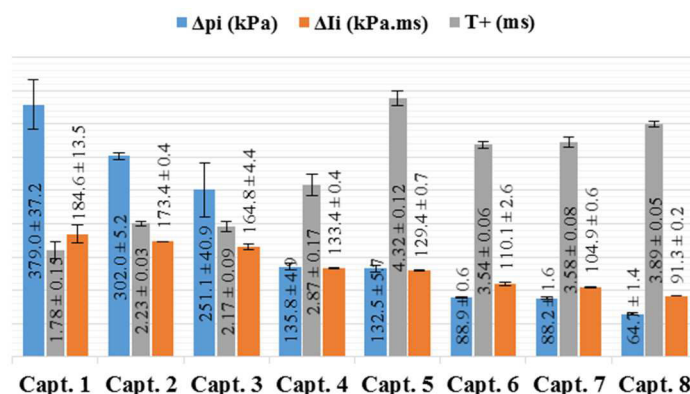


Figure B- 17 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "2,0kg à 66cm".



Capt. 1 Capt. 2 Capt. 3 Capt. 4 Capt. 5 Capt. 6 Capt. 7 Capt. 8

Figure B- 18 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T^+$  pour les huit capteurs de la configuration « 2,0kg à 66cm ».

2,0kg à 133cm :

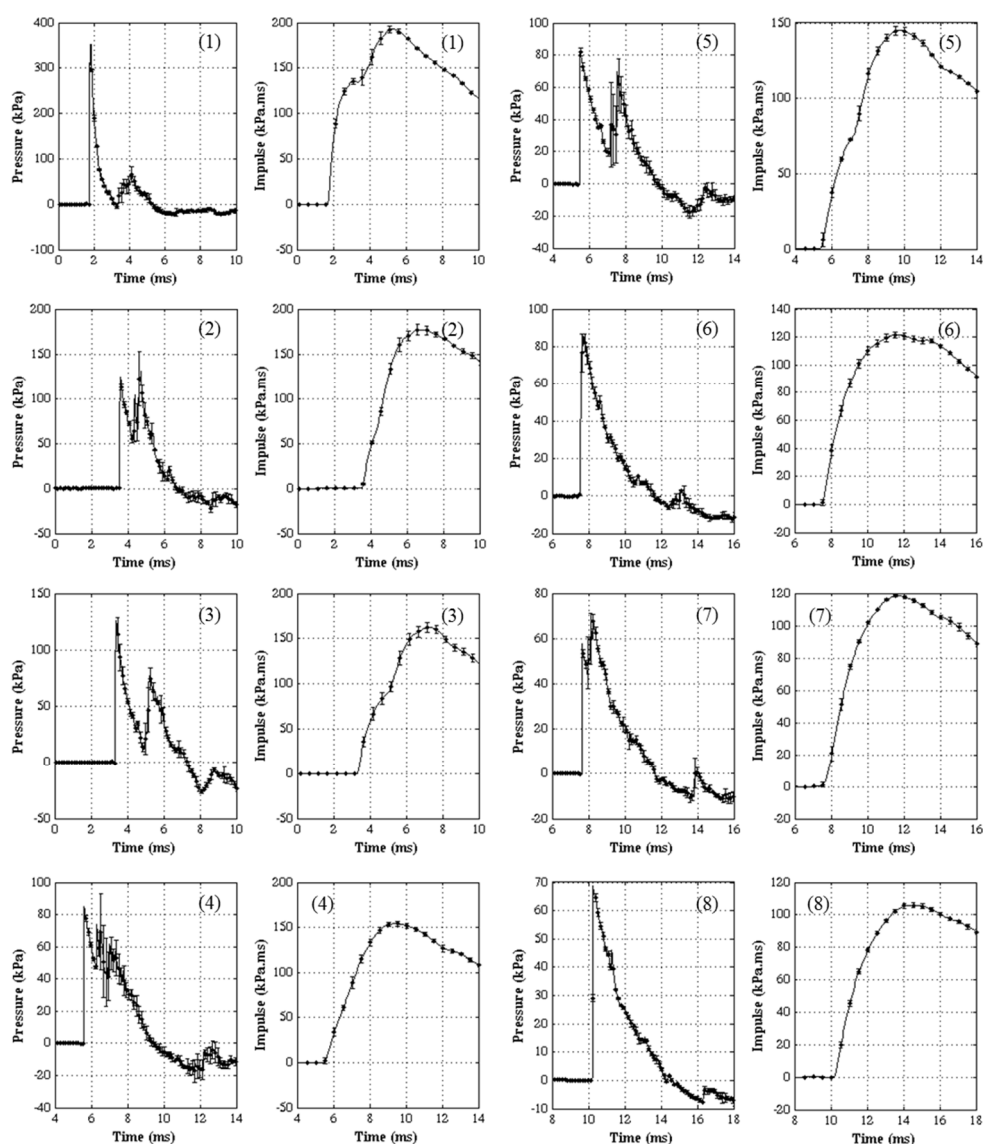


Figure B- 19 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "2,0kg à 133cm".

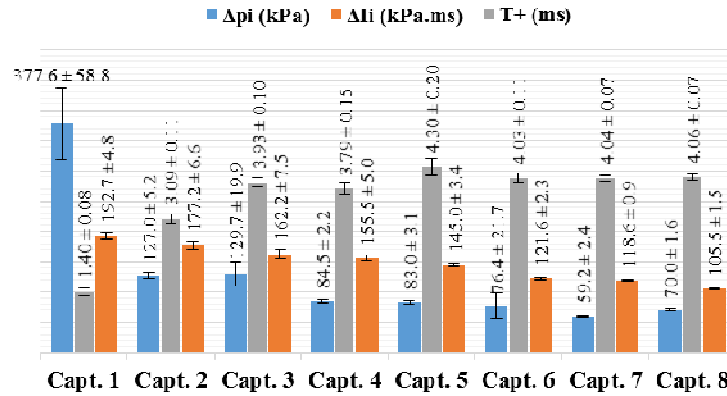


Figure B- 20 : Valeurs moyennes et écarts types de  $\Delta P_i$ ,  $\Delta I_i$  et  $T_+$  pour les huit capteurs de la configuration « 2,0kg à 133cm ».

5,0kg à 33cm :

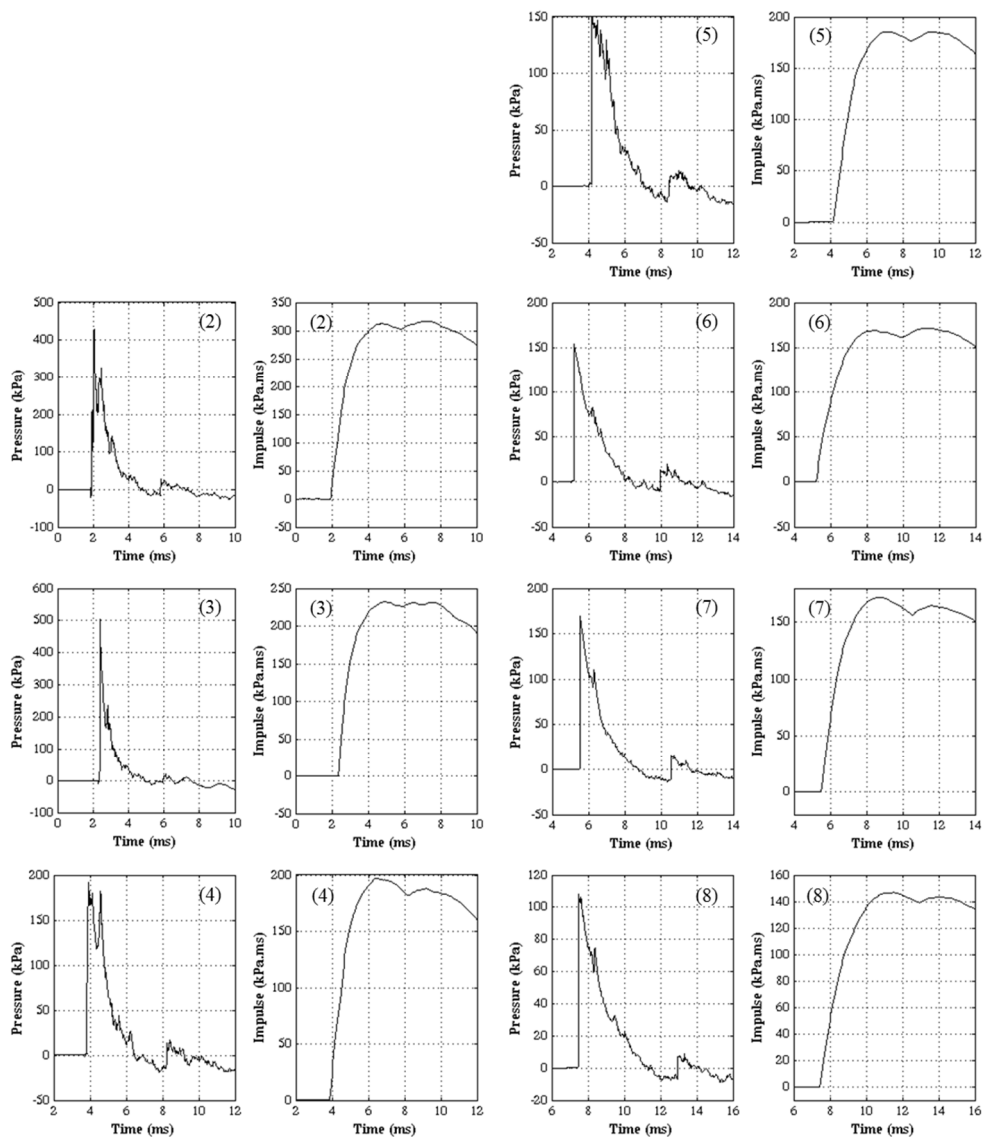


Figure B- 21 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "5,0kg à 33cm".

5,0kg à 66cm :

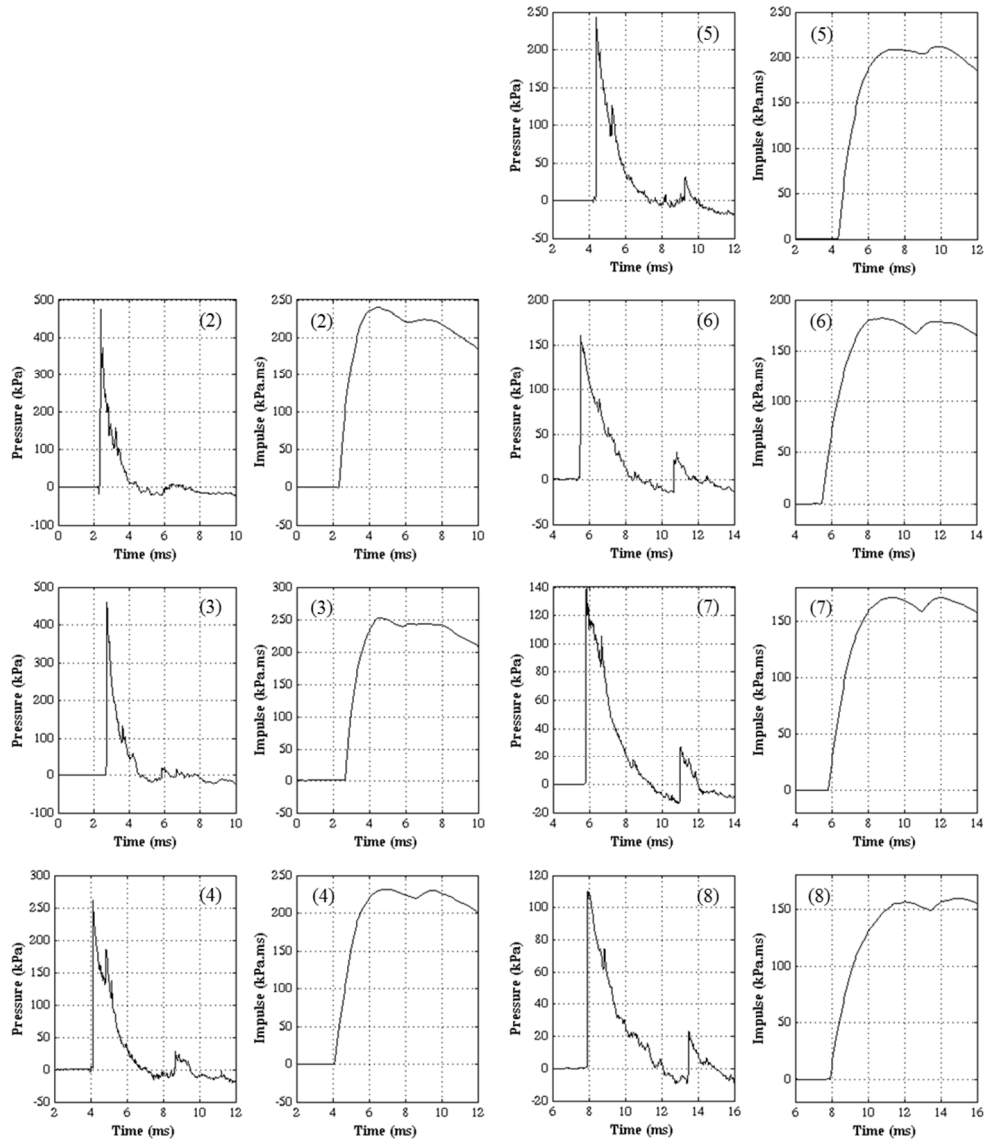


Figure B- 22 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "5,0kg à 66cm".

5,0kg à 133cm :

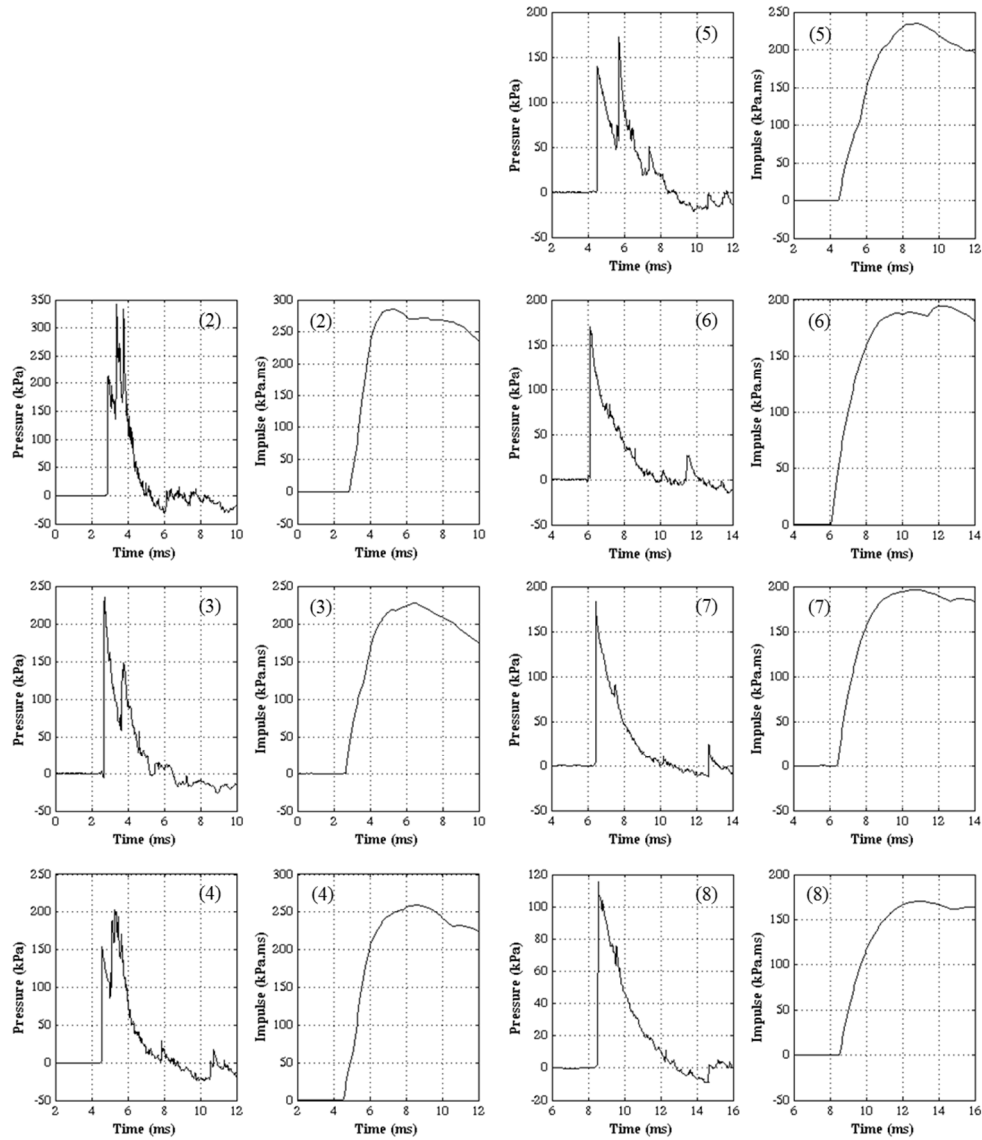


Figure B- 23 : Profils de pression et impulsion moyens avec leurs écarts types associés pour le scénario "5,0kg à 133cm".

## Annexe C : Comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'impulsion incidente pour les 15 scénarios de la cartographie champ libre

L'ensemble des figures suivantes exposent la comparaison expérimentale/numérique (mapping) sur l'ensemble des scénarios expérimentaux. Les lignes en pointillés sur les graphes représentent le temps d'arrivée des effets de bords au niveau du capteur, perturbant ainsi la pression et l'impulsion calculée. Les tableaux montrent quant à eux les erreurs numériques au regard des données expérimentales.

0,2kg à 33cm :

Tableau C-1 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 0,2kg à 33cm ». ET = écart type.

$\Delta P_i$		Capteur 1	Capteur 2	Capteur 3	Capteur 4	Capteur 5	Capteur 6	Capteur 7	Capteur 8	
Data	Moyenne	66,07	56,32	46,58	32,17	29,58	24,38	24,07	17,79	Erreur moy.
	ET (%)	6,87	3,23	2,02	2,92	2,77	2,15	4,50	1,11	3,20
Mapping 1 to 4 mm	valeur	51,43	45,81	41,71	27,24	25,74	20,81	19,98	15,48	Erreur moy.
	Erreur	22,16	18,65	10,45	15,31	12,98	14,64	16,97	12,98	15,52
$T^+$		Capteur 1	Capteur 2	Capteur 3	Capteur 4	Capteur 5	Capteur 6	Capteur 7	Capteur 8	
Data	Moyenne	1,97	2,17	2,24	2,61	2,44	2,47	2,65	2,96	Erreur moy.
	ET (%)	1,98	10,79	0,25	3,79	1,68	0,89	12,37	7,64	4,92
Mapping 1 to 4 mm	valeur	1,79	1,91	1,99	2,27	2,33	2,46	2,49	2,61	Erreur moy.
	Erreur	9,13	11,96	11,18	13,09	4,66	0,38	5,91	11,82	8,52
$\Delta I_i$		Capteur 1	Capteur 2	Capteur 3	Capteur 4	Capteur 5	Capteur 6	Capteur 7	Capteur 8	
Data	Moyenne	53,87	43,99	41,42	32,03	31,01	26,51	23,09	21,94	Erreur moy.
	ET (%)	2,66	7,69	6,54	0,89	2,84	10,91	7,57	4,10	5,40
Mapping 1 to 4 mm	valeur	40,25	34,34	31,88	25,13	23,92	21,56	20,78	17,60	Erreur moy.
	Erreur	25,29	21,94	23,02	21,53	22,87	18,66	9,98	19,80	20,39

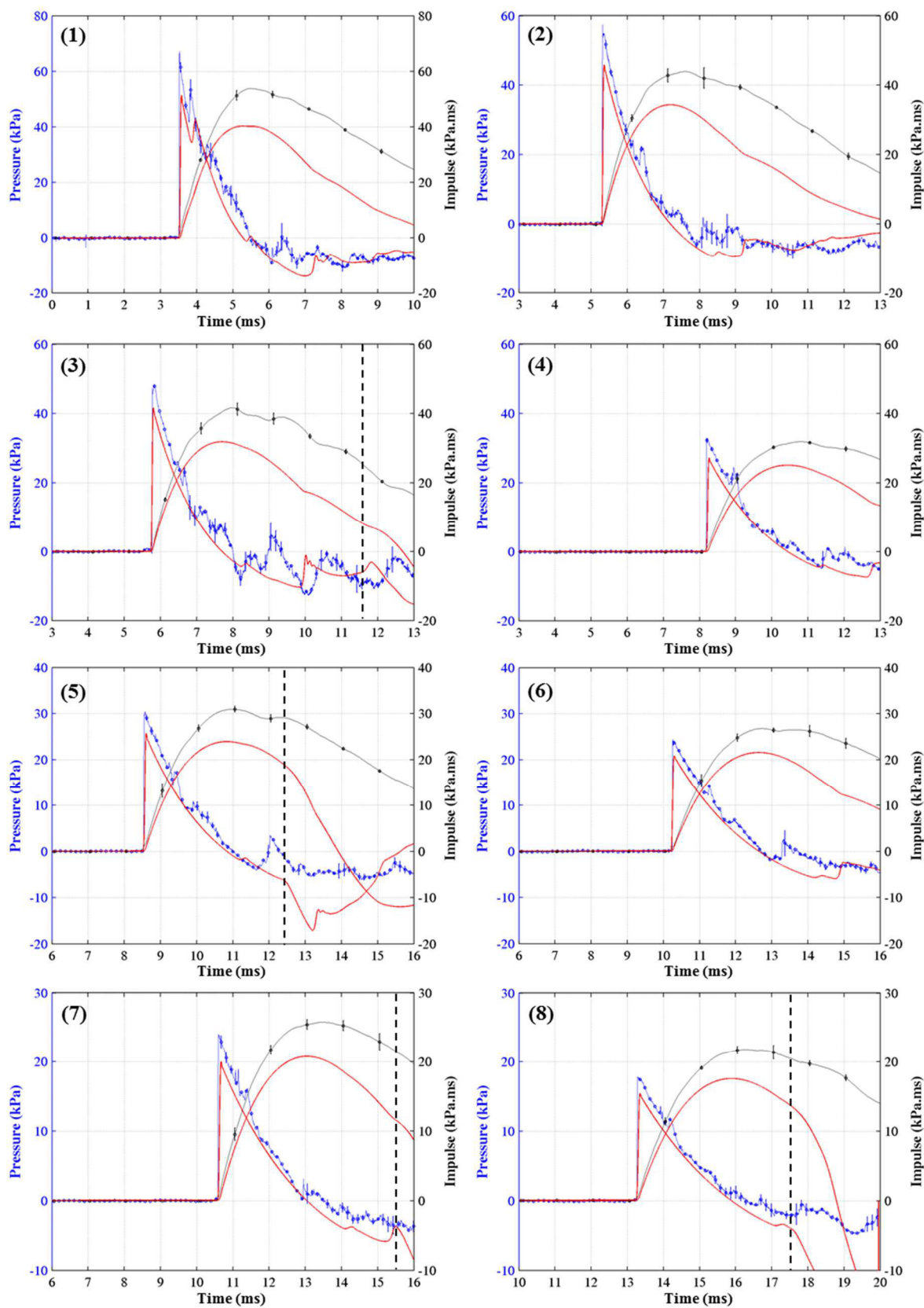


Figure C-1 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "0,2kg à 33cm".

0.2kg à 66cm :



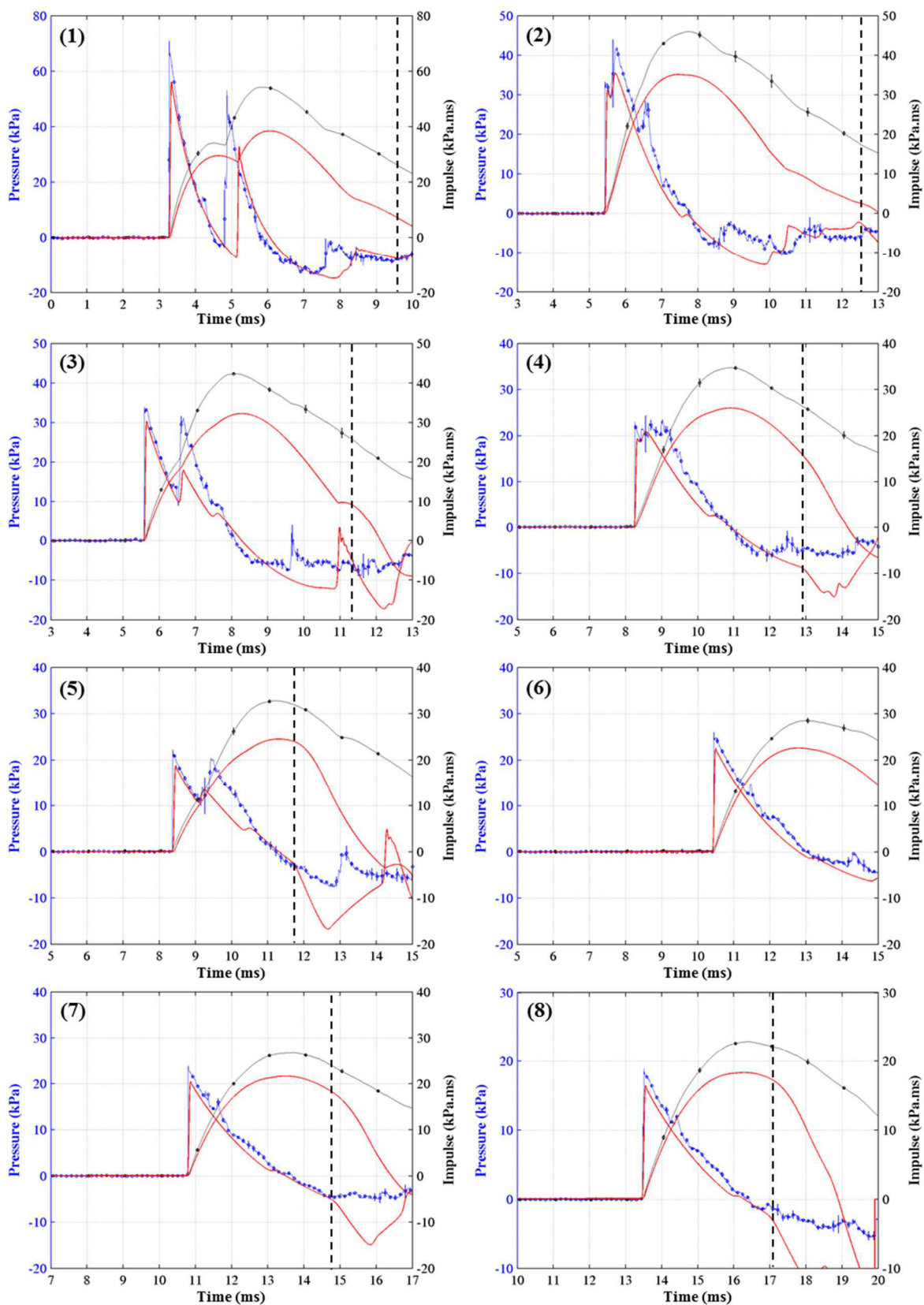


Figure C-2 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "0,2kg à 66cm".



**Annexe C : Comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'impulsion incidente pour les 15 scénarios de la cartographie champ libre**

Tableau C-2 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 0,2kg à 66cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	70,10	32,68	33,39	22,87	22,11	25,73	23,69	20,30	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	0,48	0,48	0,11	3,46	3,39	5,25	2,36	7,59	<b>2,89</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	56,16	31,19	30,32	19,36	18,80	22,50	20,46	16,44	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	19,89	4,56	9,18	15,35	14,97	12,54	13,62	19,01	13,64
<b><math>T^+</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	1,24	2,34	2,53	2,66	2,87	2,60	2,90	2,95	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	2,29	1,00	1,40	4,52	5,18	2,04	0,17	0,29	<b>2,11</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,38	2,05	2,72	2,67	2,96	2,40	2,72	2,82	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	11,74	12,52	7,47	0,49	3,24	7,78	6,32	4,37	6,74
<b><math>\Delta I_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	54,30	46,01	42,49	34,86	32,95	28,55	26,62	22,95	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	0,77	1,24	0,63	1,57	0,66	2,52	1,56	0,50	<b>1,18</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	38,49	35,12	32,28	25,99	24,54	22,62	21,62	18,36	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	29,12	23,67	24,02	25,45	25,53	20,77	18,79	20,00	23,42

0,2kg à 133cm :

Tableau C-3 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 0,2kg à 133cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	68,15	28,38	32,50	23,46	22,96	14,85	16,17	11,65	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	6,22	0,02	1,76	5,88	5,17	0,95	0,57	1,46	<b>2,75</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	60,95	30,33	31,20	19,56	19,46	14,26	14,21	10,98	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	10,56	6,89	3,99	16,61	15,24	3,97	12,09	5,75	9,39
<b><math>T^+</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	1,31	3,10	1,99	1,97	2,05	2,98	3,56	3,40	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	3,14	0,50	0,43	0,43	3,80	2,49	0,93	0,15	<b>1,48</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,33	2,69	1,69	1,94	1,94	2,57	2,97	2,71	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	1,84	13,09	14,90	1,67	5,32	13,77	16,65	20,40	10,96
<b><math>\Delta I_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	32,84	42,18	35,14	30,94	17,39	28,24	25,36	21,90	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	1,77	1,61	2,44	1,47	0,85	2,33	0,84	0,67	<b>1,50</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	30,76	30,06	24,25	21,79	NaN	22,07	19,08	16,98	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	6,33	28,73	30,99	29,57	NaN	21,83	24,76	22,46	23,53

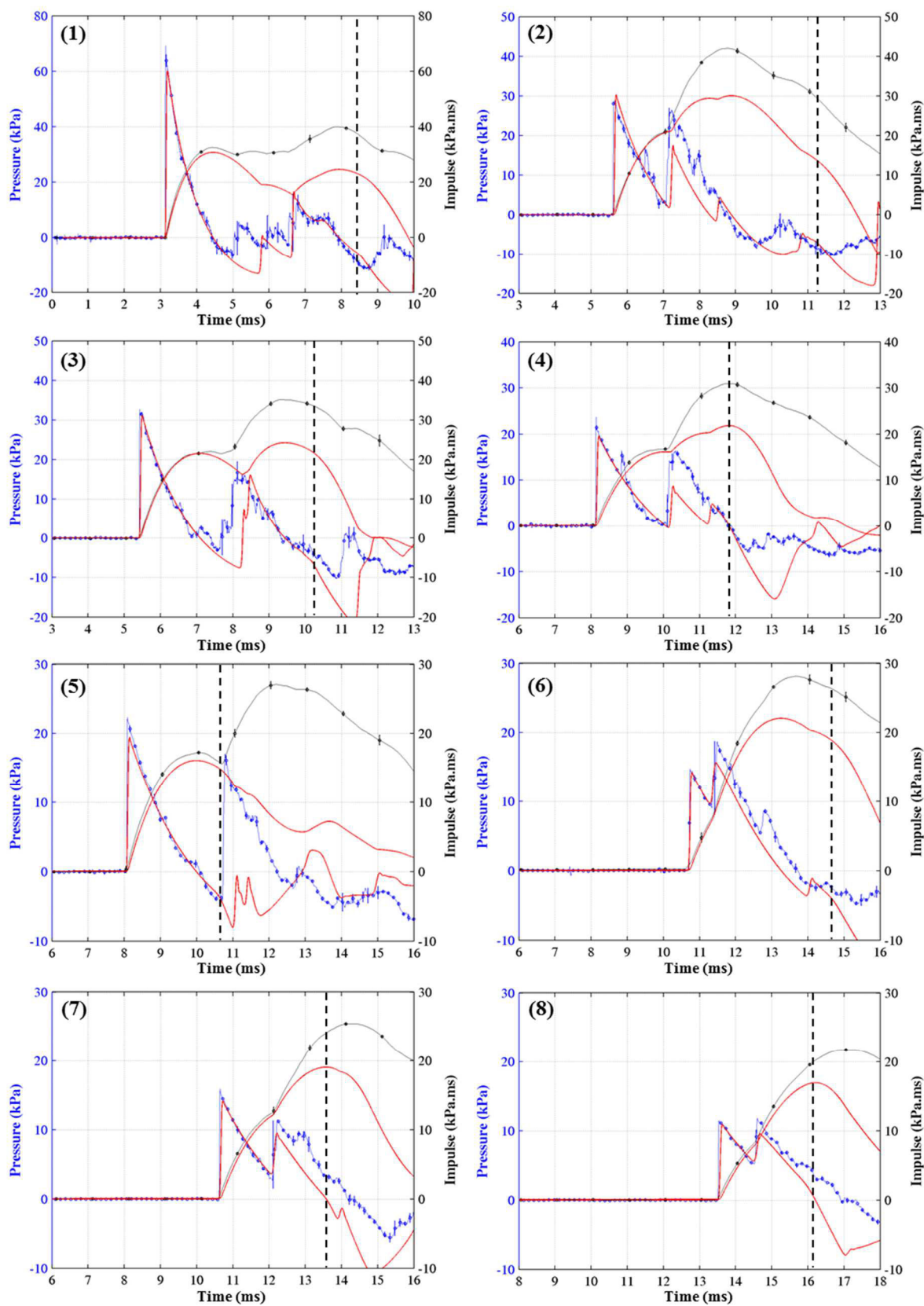


Figure C-3 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "0,2kg à 133cm".

0,5kg à 33cm :

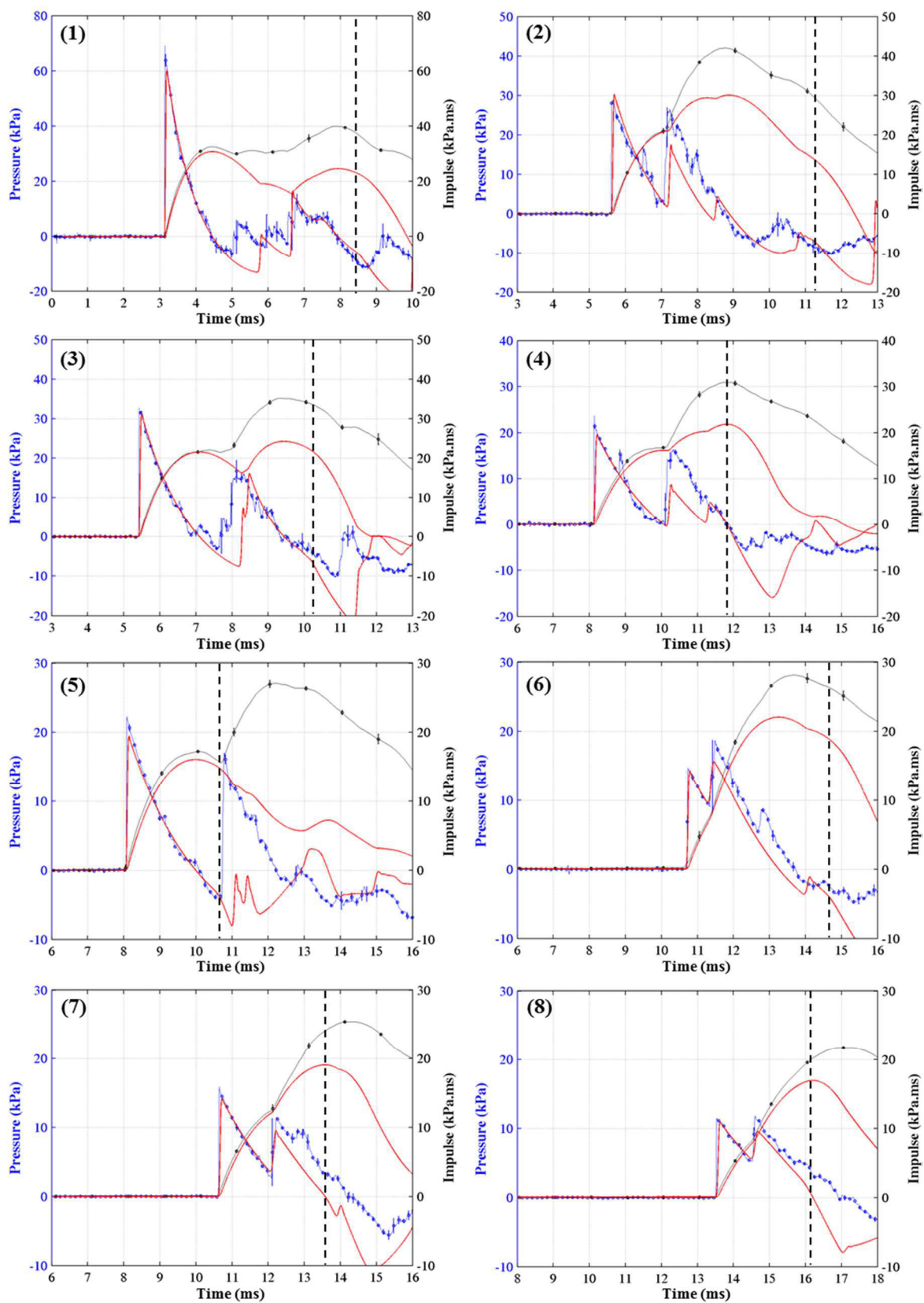


Figure C-4 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "0,5kg à 33cm".

**Annexe C : Comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'impulsion incidente pour les 15 scénarios de la cartographie champ libre**

Tableau C-4 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 0,5kg à 33cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	158,50	88,17	78,90	50,45	46,60	38,15	37,85	28,65	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	10,26	3,16	0,18	1,54	0,61	0,56	2,05	0,74	<b>1,26</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	92,41	79,83	72,56	44,81	42,14	33,57	32,05	24,32	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	41,70	9,46	8,04	11,18	9,57	12,01	15,32	15,11	11,53
<b><math>T^+</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	2,14	2,23	2,37	2,70	2,77	2,73	3,08	3,31	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	6,16	5,11	10,96	0,39	10,83	1,76	1,93	1,00	<b>4,57</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,70	2,08	2,17	2,54	2,69	2,85	2,90	3,15	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	20,41	6,58	8,59	6,05	2,82	4,59	5,72	4,85	5,60
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	87,87	71,67	67,79	53,96	51,58	44,97	43,61	37,44	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	0,33	1,13	1,05	0,18	0,29	0,42	0,94	0,00	<b>0,57</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	70,91	61,08	57,11	45,36	43,26	39,00	37,64	31,90	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	19,30	14,77	15,75	15,94	16,12	13,27	13,69	14,80	14,90

0,5kg à 66cm :

Tableau C-5 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 0,5kg à 66cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	120,20	102,03	56,87	55,04	35,26	40,70	42,32	30,12	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	1,97	7,64	8,84	3,55	8,53	1,32	4,41	2,28	<b>4,82</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	102,24	82,46	51,47	46,39	30,51	35,60	33,82	25,74	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	14,94	19,18	9,50	15,72	13,47	12,52	20,09	14,54	15,00
<b><math>T^+</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	2,37	2,50	2,51	2,94	2,91	2,85	3,29	3,69	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	1,31	0,92	0,81	4,02	1,87	3,81	3,40	1,32	<b>2,18</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,46	2,10	2,54	2,62	3,07	2,86	2,88	3,10	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	38,41	16,15	1,37	10,86	5,46	0,43	12,54	15,90	12,64
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	94,97	79,44	74,55	61,84	57,96	50,04	48,57	42,30	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	1,40	2,98	10,01	0,11	1,06	0,89	1,90	1,00	<b>2,42</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	67,95	63,30	56,88	46,55	44,33	40,81	38,96	33,16	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	28,45	20,31	23,70	24,73	23,51	18,44	19,78	21,61	22,57

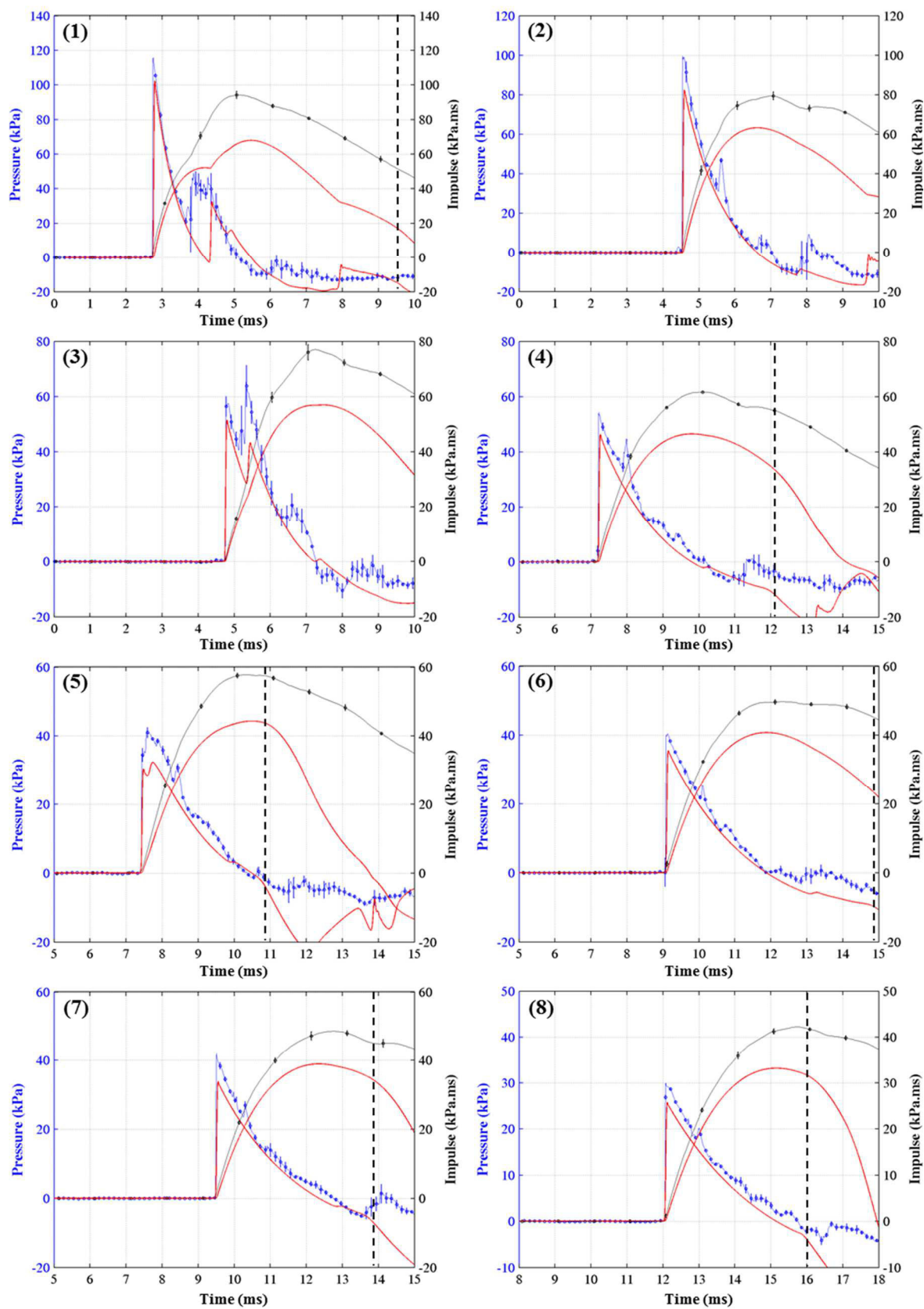


Figure C-5 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "0,5kg à 66cm".

0,5kg à 133cm :



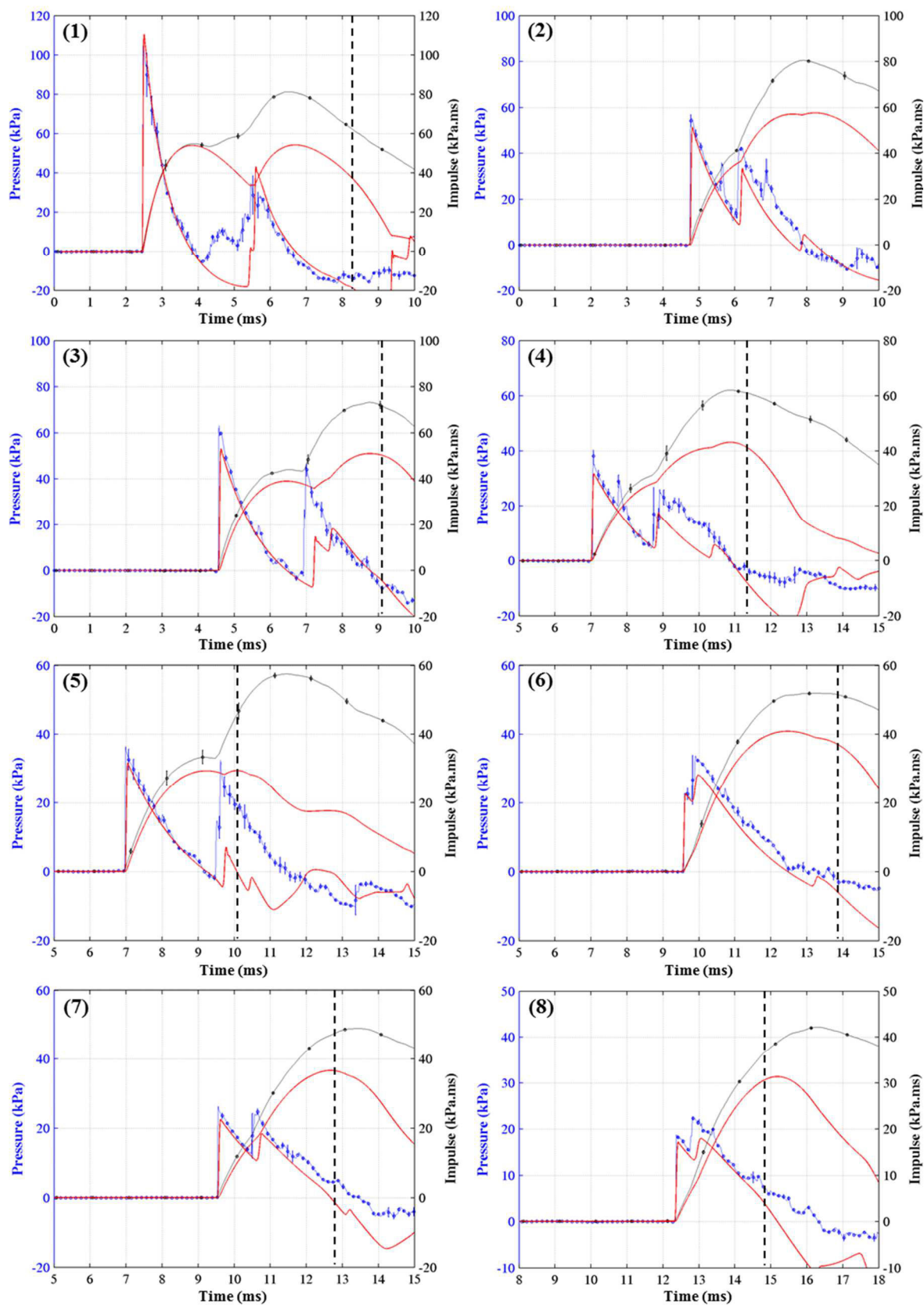


Figure C-6 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "0,5kg à 133cm".

**Annexe C : Comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'impulsion incidente pour les 15 scénarios de la cartographie champ libre**

Tableau C-6 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 0,5kg à 133cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	109,61	54,85	66,46	43,96	37,36	22,90	26,68	18,86	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	14,70	6,39	2,01	3,86	11,89	9,61	5,41	3,00	<b>7,11</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	110,41	51,36	53,10	31,86	31,71	22,69	22,62	17,21	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	0,73	6,36	20,10	27,53	15,12	0,90	15,22	8,75	<b>11,84</b>
<b>T<sup>+</sup></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	1,43	3,19	1,97	3,86	2,21	3,75	3,95	3,97	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	6,39	0,13	0,36	2,75	0,32	1,47	2,11	0,25	<b>1,72</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,38	2,88	1,90	3,89	2,27	2,94	3,16	2,86	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	3,33	9,63	3,53	0,91	2,90	21,54	19,92	27,94	<b>11,21</b>
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	81,30	80,60	73,23	62,10	33,26	52,04	48,99	42,26	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	3,11	0,25	0,90	1,19	7,59	1,41	0,03	0,64	<b>1,89</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	54,24	57,64	51,02	43,13	NaN	40,93	36,69	31,35	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	33,28	28,49	30,33	30,54	#VALEUR!	21,35	25,11	25,81	<b>27,84</b>

1,0kg à 33cm :

Tableau C-7 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 1,0kg à 33cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	192,25	142,20	123,25	74,65	68,77	54,06	56,32	40,11	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	17,40	0,20	3,04	3,13	1,09	4,33	3,33	1,52	<b>4,25</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	150,78	129,52	116,14	68,56	64,05	50,17	47,62	35,45	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	21,57	8,92	5,77	8,16	6,86	7,19	15,44	11,62	<b>10,69</b>
<b>T<sup>+</sup></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	1,50	2,22	2,24	2,81	2,87	3,26	3,24	3,65	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	1,18	4,17	0,28	2,34	0,22	2,52	4,84	1,32	<b>2,11</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,62	2,09	2,20	2,76	2,81	3,09	3,18	3,49	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	7,96	5,83	1,59	1,90	2,01	5,16	1,88	4,36	<b>3,84</b>
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	118,14	107,39	102,36	82,23	76,98	69,66	67,03	57,70	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	5,36	1,68	0,25	0,33	0,88	1,67	0,34	0,54	<b>1,38</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	105,97	92,73	87,49	70,29	67,30	60,67	58,67	49,88	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	10,30	13,65	14,53	14,52	12,57	12,90	12,47	13,55	<b>13,06</b>

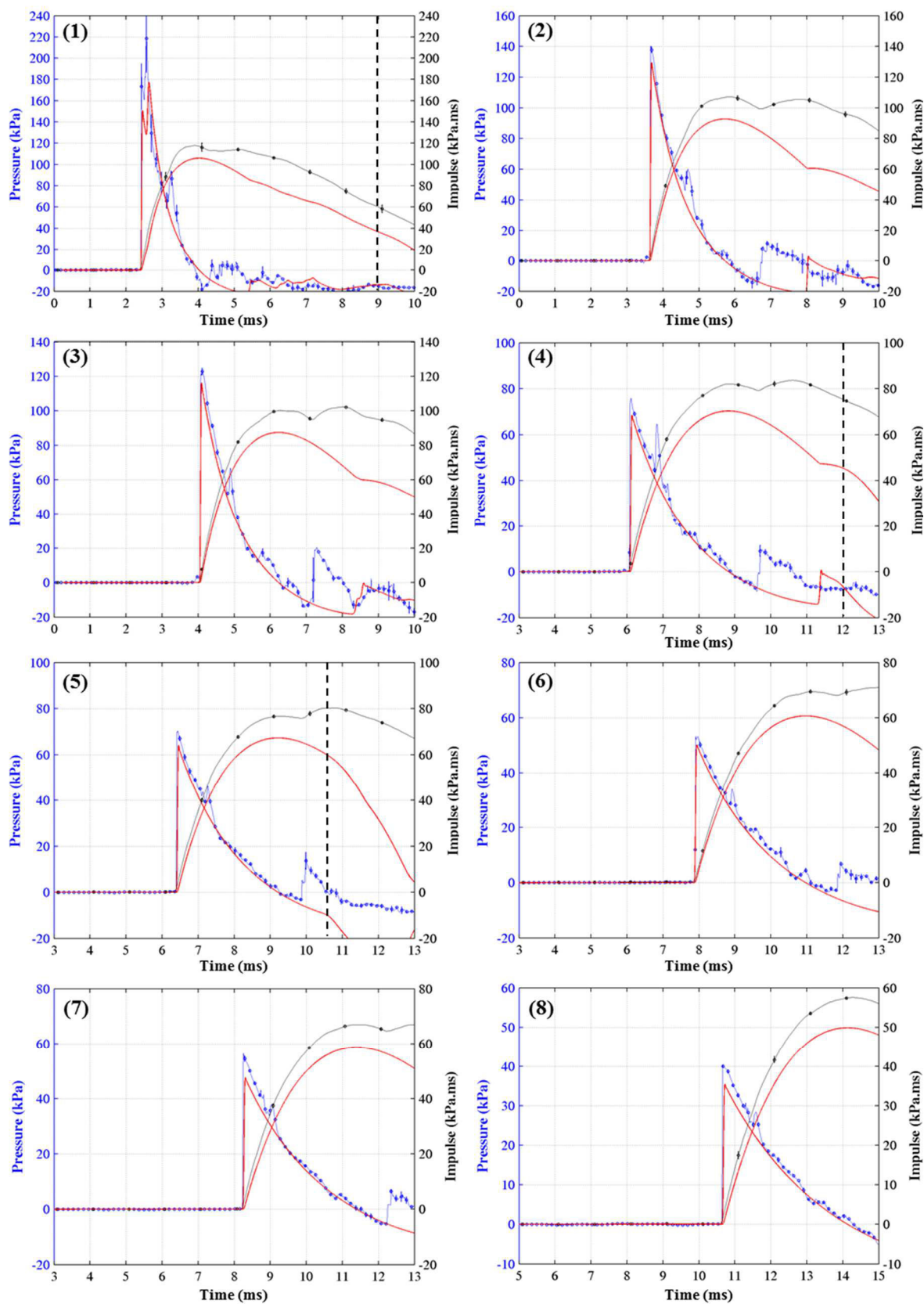


Figure C-7 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "1,0kg à 33cm".

1,0kg à 66cm :



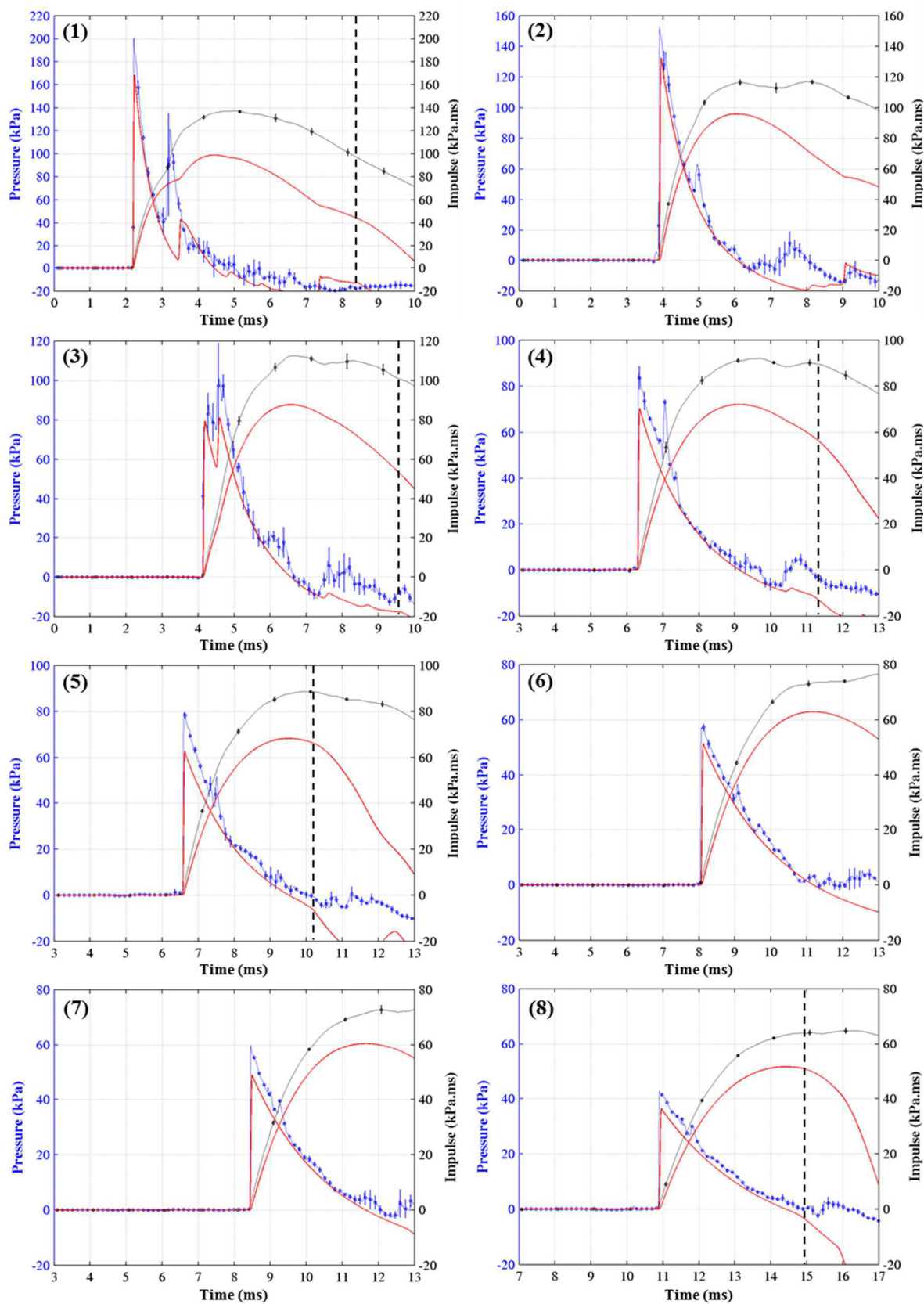


Figure C-8 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "1,0kg à 66cm".

**Annexe C : Comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'impulsion incidente pour les 15 scénarios de la cartographie champ libre**

Tableau C-8 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 1,0kg à 66cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	214,10	161,23	76,17	87,75	80,65	57,81	60,08	43,06	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	9,57	12,94	10,34	6,43	3,52	3,42	2,03	1,14	<b>6,17</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	168,53	132,54	79,35	70,36	62,72	51,33	48,85	36,40	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	21,28	17,80	4,17	19,81	22,23	11,21	18,70	15,47	16,33
<b><math>T^+</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	2,75	2,25	2,51	3,01	3,40	4,00	3,63	3,98	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	8,24	0,90	2,06	7,53	2,69	0,85	2,78	6,34	<b>3,93</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	2,26	2,16	2,45	2,83	2,94	3,12	3,21	3,54	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	17,76	4,14	2,22	5,94	13,55	22,03	11,63	11,16	11,05
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	138,20	118,02	112,89	92,17	88,70	73,91	72,77	64,98	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	0,77	0,61	1,63	1,54	0,47	0,90	2,49	1,70	<b>1,26</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	98,87	95,89	87,76	72,11	68,31	62,88	60,49	51,53	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	28,46	18,75	22,26	21,76	22,99	14,92	16,88	20,70	20,84

1,0kg à 133cm :

Tableau C-9 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 1,0kg à 133cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	225,25	84,46	97,94	68,64	57,26	33,62	39,63	26,86	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	16,79	3,45	1,94	14,53	21,13	6,98	2,64	1,26	<b>8,82</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	182,69	78,97	82,02	47,24	47,01	46,94	32,76	24,56	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	18,89	6,50	16,25	31,18	17,89	39,62	17,34	8,56	16,66
<b><math>T^+</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	1,42	3,15	3,90	3,84	4,35	3,71	4,15	3,98	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	0,85	2,92	4,91	2,06	3,75	0,25	0,19	0,75	<b>2,20</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,42	2,97	2,00	3,88	2,45	3,19	3,29	3,02	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	0,25	5,68	48,78	0,94	43,71	14,05	20,64	24,20	20,60
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	127,48	120,75	111,57	99,11	92,17	82,91	78,79	67,40	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	5,61	1,17	1,86	0,02	0,82	1,49	0,55	0,68	<b>1,53</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	89,22	91,61	82,23	70,72	45,98	64,97	59,12	49,53	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	30,01	24,13	26,29	28,65	50,11	21,64	24,96	26,51	30,10

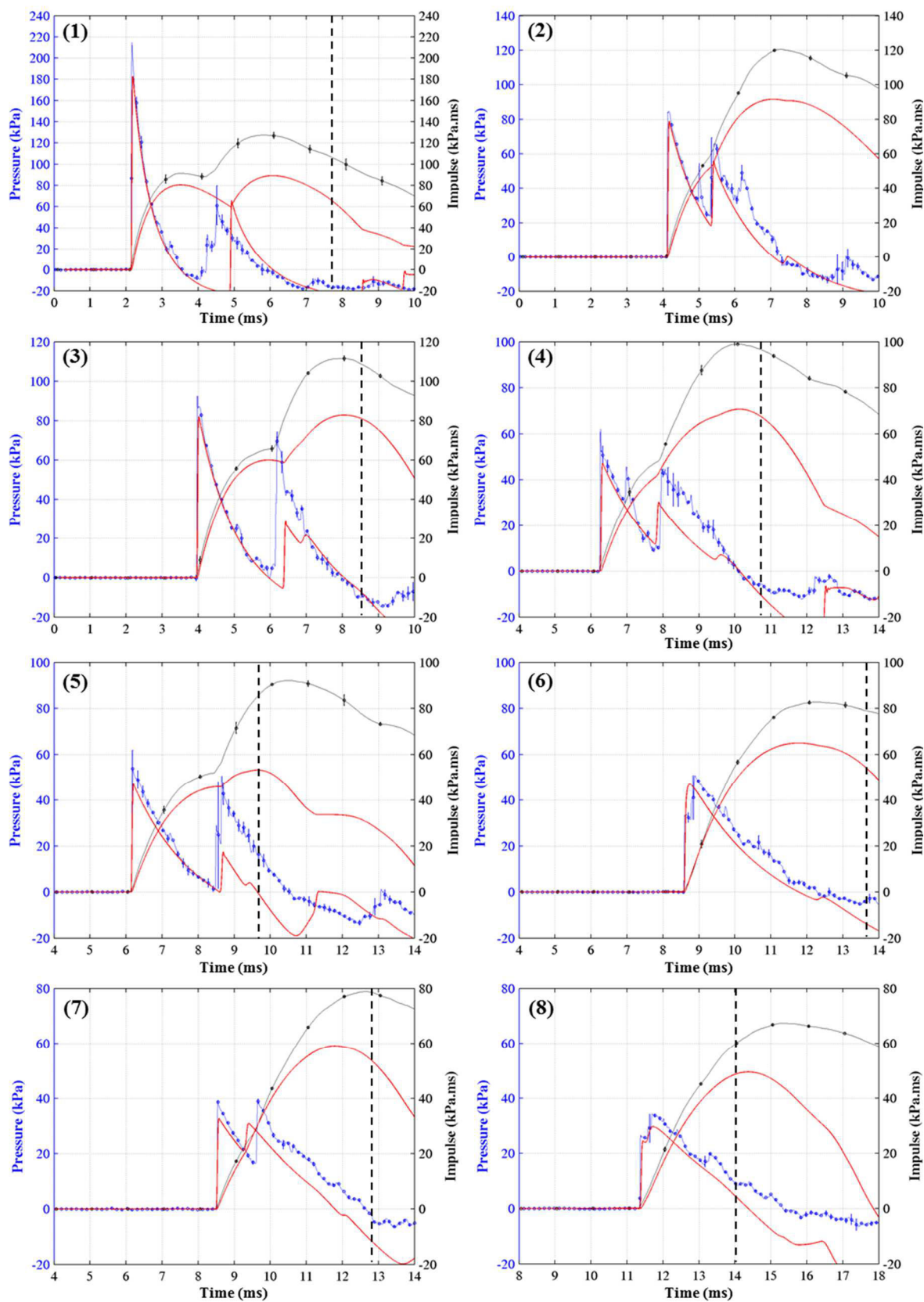


Figure C-9 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "1,0kg à 133cm".

2,0kg à 33cm :

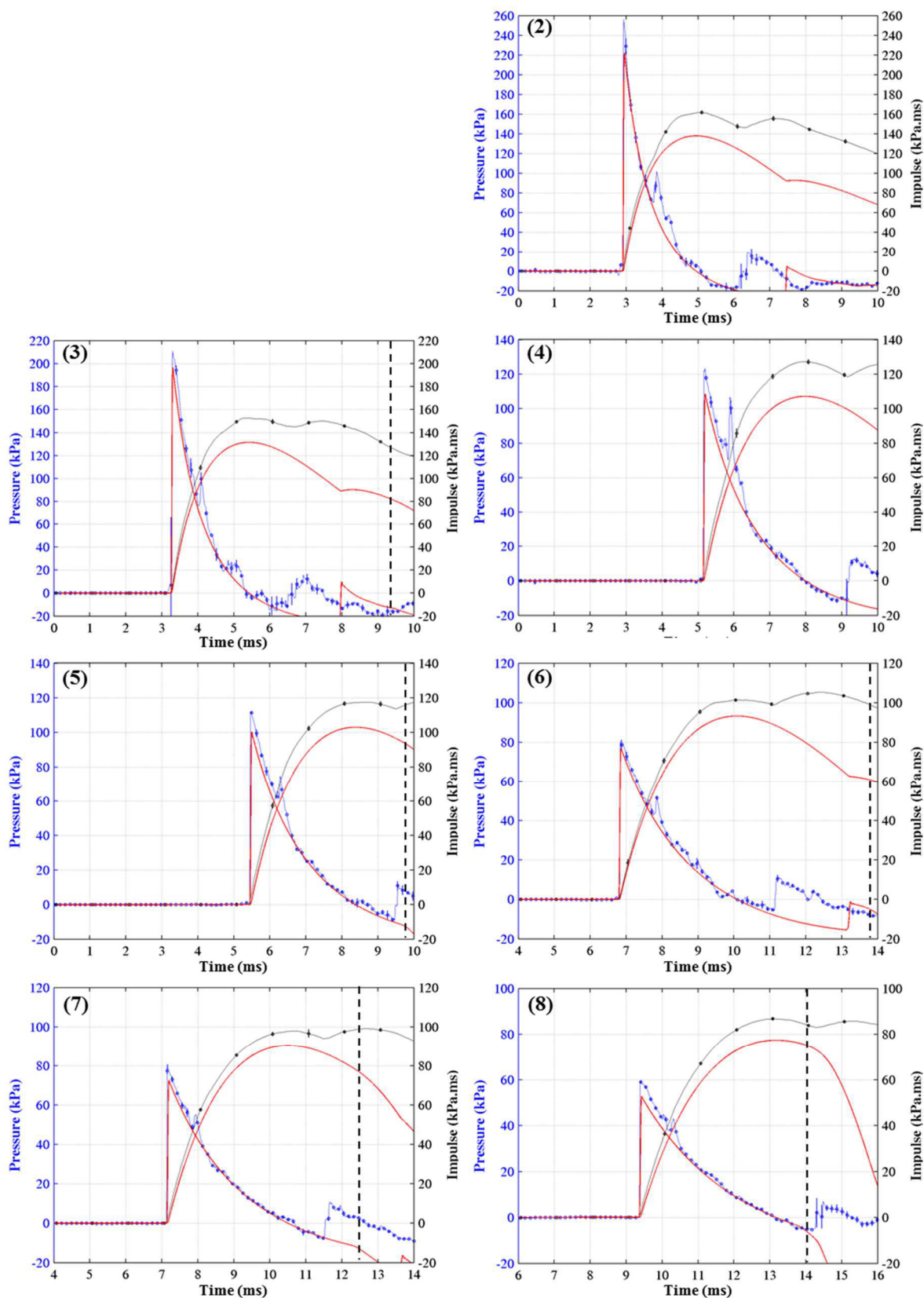


Figure C-10 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "2,0kg à 33cm".

**Annexe C : Comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'impulsion incidente pour les 15 scénarios de la cartographie champ libre**

Tableau C-10 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T_+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 2,0kg à 33cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		262,08	218,26	121,61	109,25	80,75	80,54	59,05	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>		2,30	2,36	4,48	2,42	5,88	2,26	1,48	<b>3,03</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		221,93	196,63	108,50	100,51	76,96	72,53	52,71	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	15,32	9,91	10,78	8,00	4,69	9,94	10,74	9,91
<b><math>T_+</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		2,17	2,09	2,79	2,92	3,25	3,55	3,74	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>		1,43	5,71	2,26	2,72	0,02	1,23	0,83	<b>2,03</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		2,61	2,18	2,86	2,95	3,34	3,38	3,83	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	20,06	4,23	2,64	1,17	2,72	4,87	2,46	5,45
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		160,65	152,92	127,20	117,46	101,38	97,99	86,82	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>		0,92	1,41	1,12	1,82	0,50	2,03	0,46	<b>1,18</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		138,06	131,55	107,17	103,04	93,28	90,43	77,41	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	14,06	13,97	15,74	12,27	7,99	7,72	10,84	11,80

2,0kg à 66cm :

Tableau C-11 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T_+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 2,0kg à 66cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	379,01	275,52	243,17	135,77	128,96	88,86	88,21	64,68	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	9,81	0,45	16,59	3,64	1,48	0,70	1,84	2,10	<b>2,86</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	290,30	218,54	127,19	109,89	102,41	77,83	73,71	53,64	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	23,40	20,68	47,70	19,06	20,59	12,41	16,43	17,07	18,52
<b><math>T_+</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	1,78	2,16	2,20	2,87	3,80	3,54	3,58	3,89	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	8,18	5,59	2,54	6,09	15,89	1,60	2,37	1,33	<b>5,86</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,95	2,13	2,27	2,83	2,98	3,35	3,42	3,87	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	9,49	1,39	3,18	1,31	21,58	5,45	4,44	0,40	6,29
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	184,65	172,75	157,75	133,43	128,45	110,09	104,89	91,31	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	7,33	0,20	0,31	0,28	1,49	2,34	0,59	0,26	<b>1,78</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	145,17	143,94	132,27	110,24	105,09	96,59	93,26	79,90	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	21,38	16,68	16,15	17,38	18,19	12,26	11,09	12,50	15,64



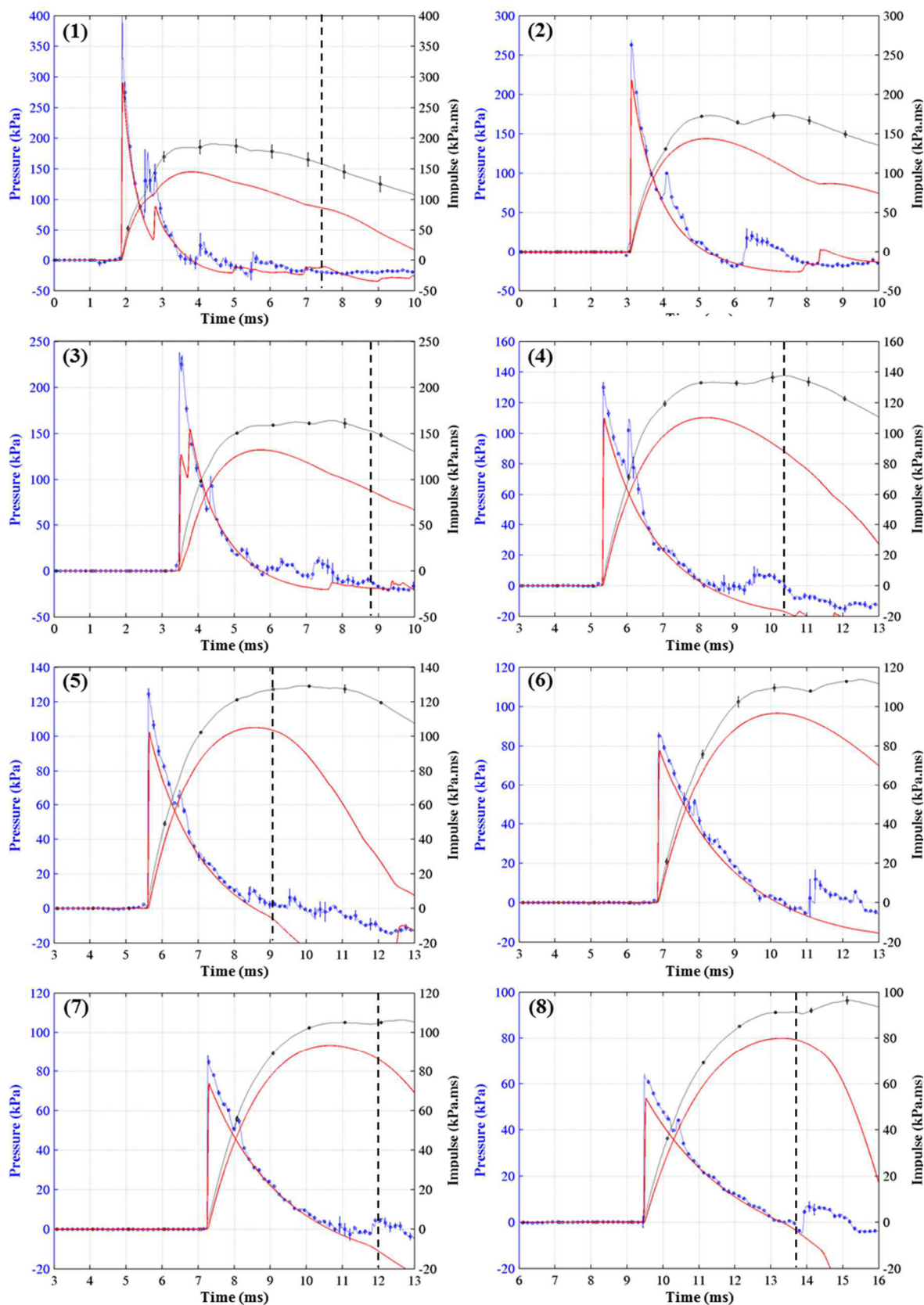


Figure C-11 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "2,0kg à 66cm".

2,0kg à 133m :

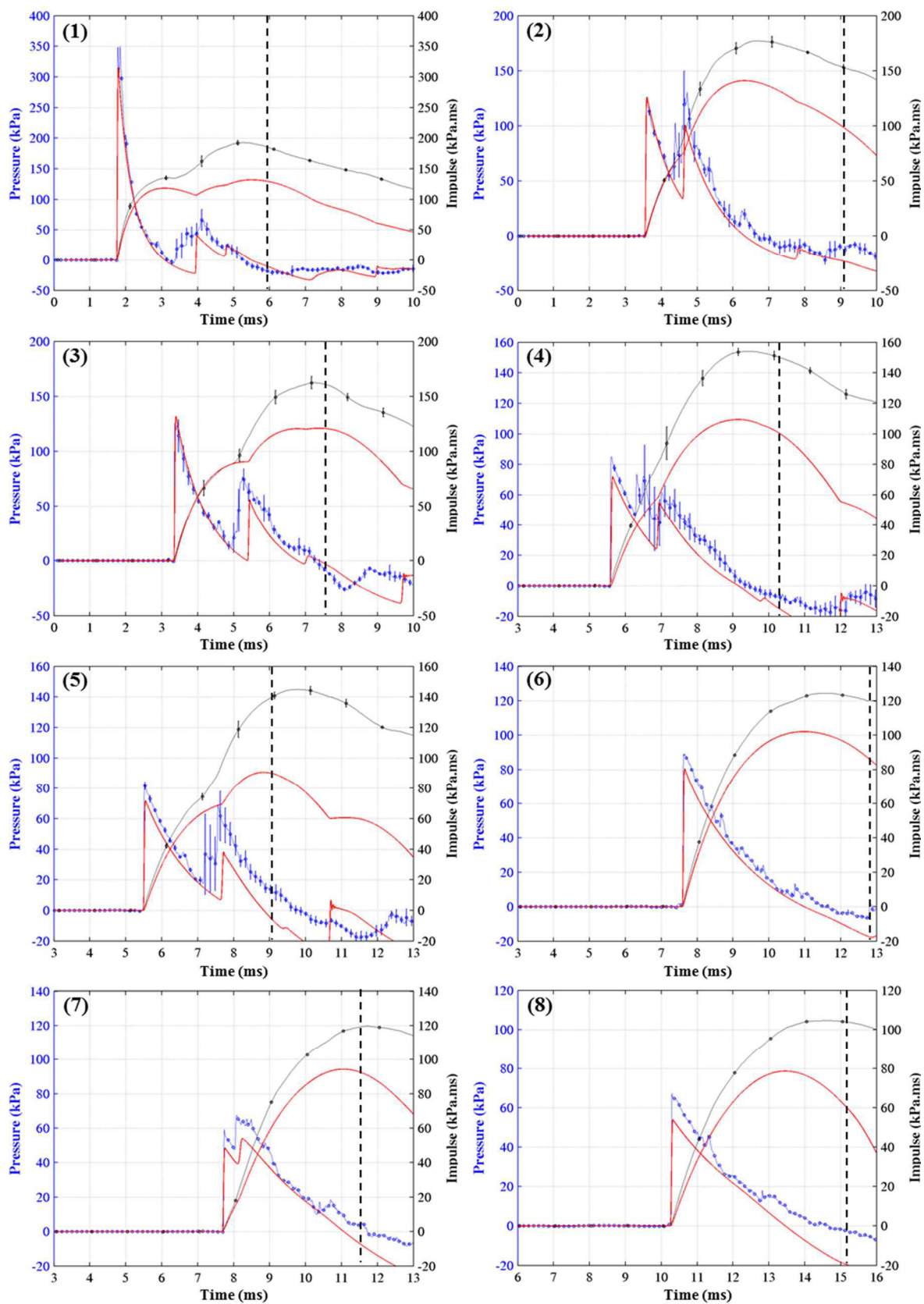


Figure C-12 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "2,0kg à 133cm".

**Annexe C : Comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'impulsion incidente pour les 15 scénarios de la cartographie champ libre**

Tableau C-12 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 2,0kg à 133cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	368,17	127,00	129,73	84,54	83,04	93,73	59,25	69,97	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	11,44	4,09	15,33	2,65	3,70	1,40	4,05	2,27	<b>5,62</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	314,90	126,12	131,68	72,18	71,82	80,51	48,60	54,06	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	14,47	0,69	1,50	14,62	13,51	14,10	17,97	22,74	<b>12,45</b>
<b>T<sup>+</sup></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	1,40	3,09	3,93	3,79	4,30	4,03	4,04	4,06	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	5,82	3,59	2,59	3,96	4,70	2,67	1,62	1,66	<b>3,33</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	1,33	2,78	3,45	3,56	3,35	3,40	3,38	3,21	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	5,23	9,98	12,23	6,07	22,02	15,69	16,25	20,90	<b>13,54</b>
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>	192,69	177,23	162,18	155,48	145,00	121,57	118,61	105,50	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>	2,48	3,74	4,62	3,24	2,34	1,91	0,78	1,47	<b>2,57</b>
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>	131,87	141,03	120,61	109,38	90,61	102,11	94,31	78,62	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	31,56	20,43	25,63	29,65	37,51	16,00	20,49	25,48	<b>25,84</b>

5,0kg à 33cm :

Tableau C-13 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T^+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 5,0kg à 33cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		NaN	492,00	NaN	NaN	153,40	169,20	108,30	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									-
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		493,60	421,00	220,30	201,00	148,20	138,10	95,77	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	-	14,43	-	-	3,39	18,38	11,57	<b>11,94</b>
<b>T<sup>+</sup></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		2,74	2,54	2,60	2,91	3,22	3,27	3,84	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									-
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		2,03	2,13	2,76	2,89	3,33	3,44	4,05	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	25,95	16,47	6,16	0,86	3,42	5,27	5,47	<b>9,08</b>
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		312,20	232,40	196,80	185,10	168,90	172,00	146,70	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									-
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		243,20	229,40	184,20	178,50	162,20	158,00	137,30	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	22,10	1,29	6,40	3,57	3,97	8,14	6,41	<b>7,41</b>



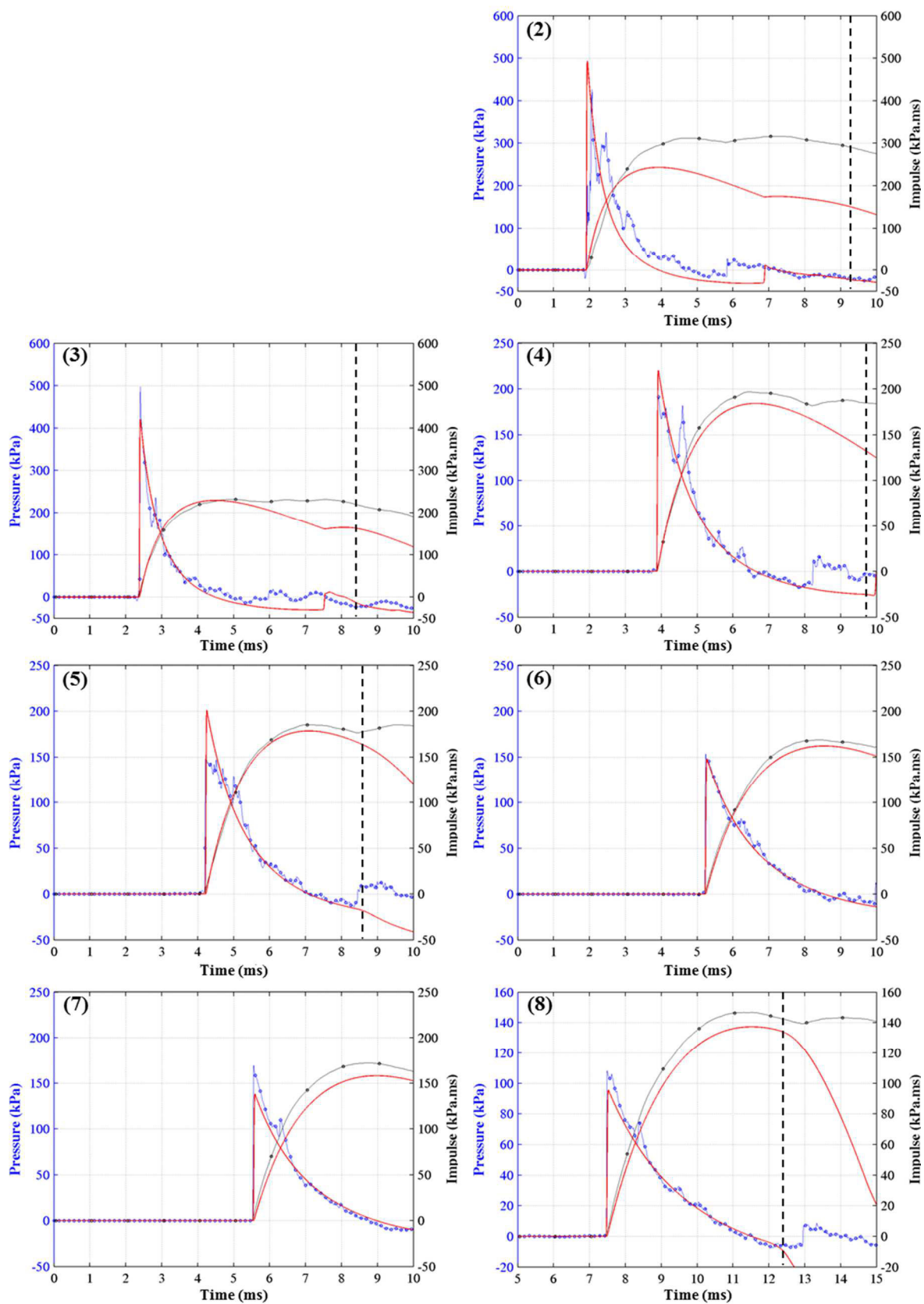


Figure C-13 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "5,0kg à 33cm".

5,0kg à 66cm :

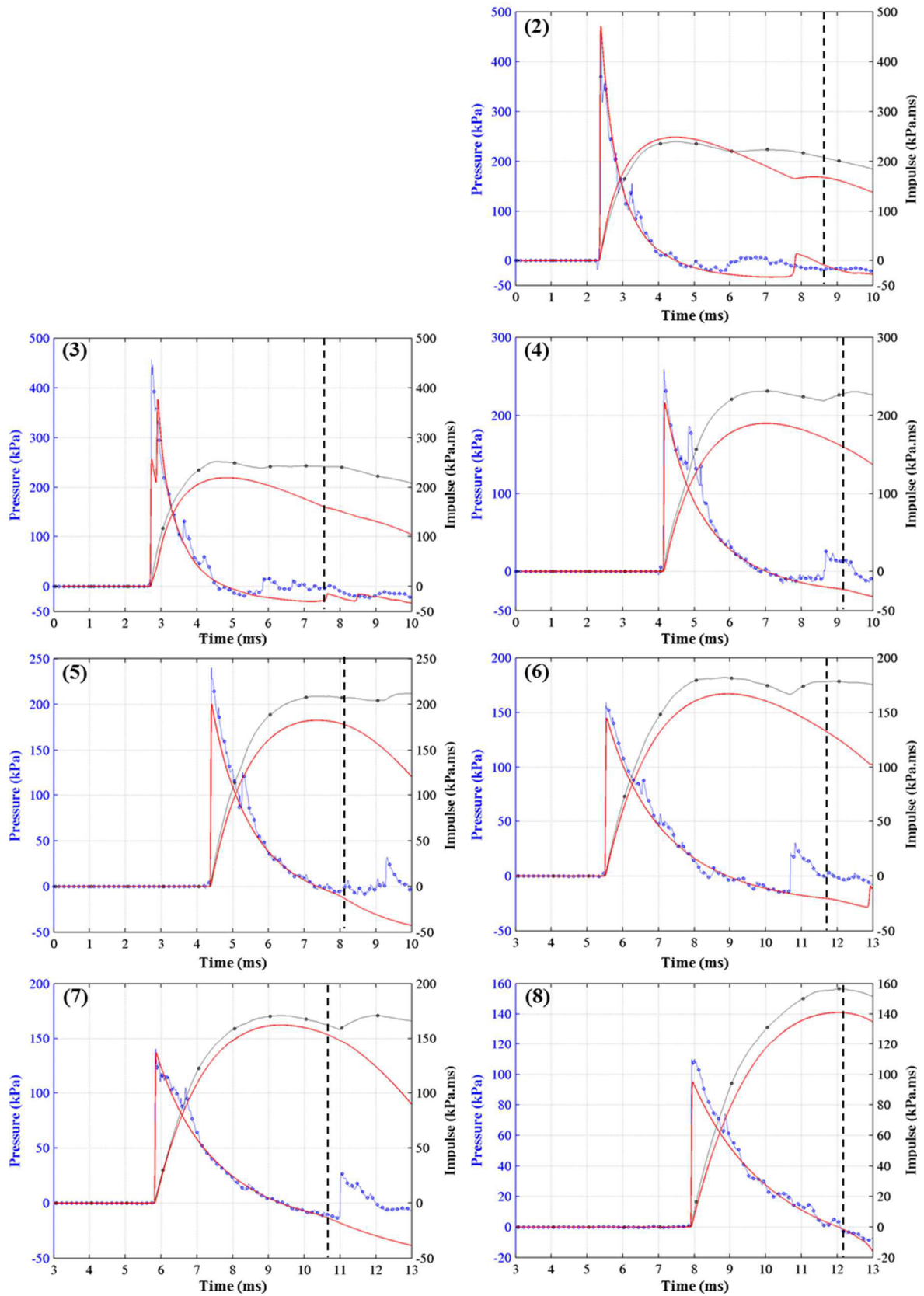


Figure C-14 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "5,0kg à 66cm".

**Annexe C : Comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'impulsion incidente pour les 15 scénarios de la cartographie champ libre**

Tableau C-14 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T_+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 5,0kg à 66cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		467,90	456,80	259,00	240,30	159,40	140,10	109,70	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		470,80	256,90	216,80	200,40	145,20	136,50	95,29	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	0,62	43,76	16,29	16,60	8,91	2,57	13,14	9,69
<b><math>T_+</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		2,12	1,91	2,97	2,93	3,36	3,55	4,20	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		2,12	2,12	2,87	2,99	3,45	3,55	4,12	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	0,00	11,44	3,20	1,88	2,47	0,00	1,97	1,59
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		240,30	251,90	231,30	209,00	181,90	170,90	156,60	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		248,70	219,60	189,80	182,60	167,10	162,90	141,00	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	3,50	12,82	17,94	12,63	8,14	4,68	9,96	9,47

5,0kg à 133cm :

Tableau C-15 : Récapitulatif des erreurs numériques sur  $\Delta P_i$ ,  $T_+$  et  $\Delta I_i$  au regard des données expérimentales de la configuration « 5,0kg à 133cm ».

<b><math>\Delta P_i</math></b>		<b>Capteur 1</b>	<b>Capteur 2</b>	<b>Capteur 3</b>	<b>Capteur 4</b>	<b>Capteur 5</b>	<b>Capteur 6</b>	<b>Capteur 7</b>	<b>Capteur 8</b>	
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		NaN	233,17	153,31	138,95	169,51	175,06	114,52	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									-
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		252,52	266,08	135,00	134,44	149,84	130,33	99,87	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	-	14,11	11,94	3,25	11,60	25,55	12,79	13,21
<b><math>T_+</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		2,39	2,55	3,95	3,91	3,57	3,63	4,37	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									-
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		2,44	2,95	3,35	3,21	3,47	3,35	3,51	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	2,09	15,69	15,19	17,90	2,80	7,71	19,68	11,58
<b><math>\Delta I_i</math></b>										
<b>Data</b>	<b>Moyenne</b>		285,77	227,46	259,08	234,56	187,98	196,12	170,56	<b>Erreur moy.</b>
	<b>ET (%)</b>									-
<b>Mapping 1 to 4 mm</b>	<b>valeur</b>		230,49	203,07	187,42	166,57	175,94	166,52	140,45	<b>Erreur moy.</b>
	<b>Erreur</b>	-	19,34	10,72	27,66	28,99	6,40	15,09	17,65	17,98

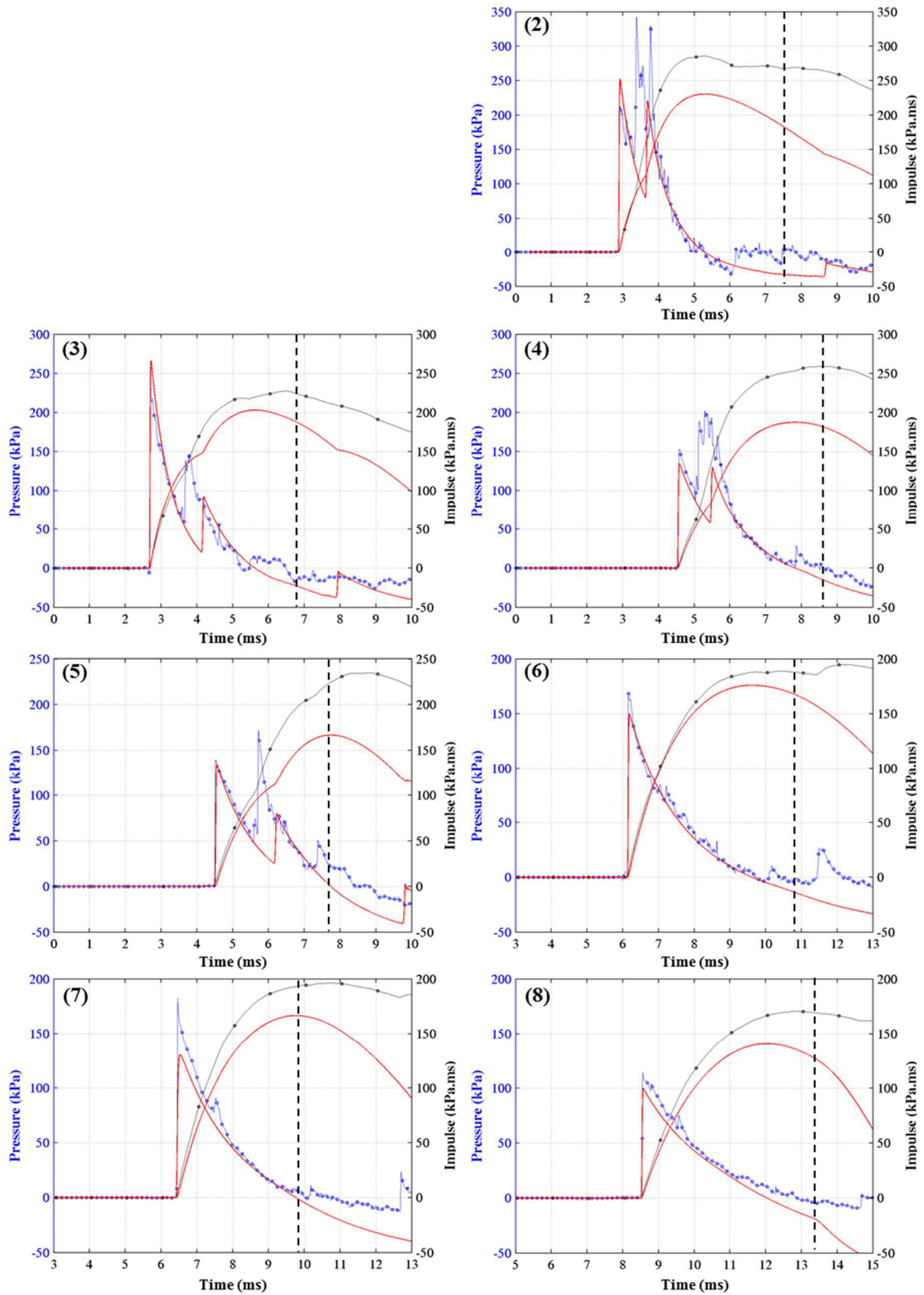


Figure C-15 : Comparaison expérimentale/numérique pour la configuration "5,0kg à 133cm".

## Annexe D : Passage à l'échelle réduite

Pour des questions de coût, mais aussi de disponibilité d'un terrain expérimental pouvant faire détoner au moins 1 kg d'équivalent TNT en respectant des conditions de champ libre (absence d'obstacles à proximité), il apparaît nécessaire de basculer sur des études sur modèles réduits, compatibles avec une position d'essais répondant à nos critères, certes avec un timbrage inférieur mais répondant à la condition champ libre souhaitée.

Lors des essais d'interaction d'une onde de choc avec une structure déformable, le choix de la matière s'est porté sur un élastomère de polyuréthane (PMC 770). Bien que ce concept ne soit pas nouveau, il est important de réaliser une validation de l'échelle réduite, surtout lorsque cela n'a pas été déjà réalisé sur le matériau choisi. Ainsi, les lois d'échelles définies dans le chapitre 1 vont être utilisées.

L'ISL dispose de la membrane canadienne RIG à l'échelle 1 et des résultats expérimentaux de son exposition à différentes ondes de choc [Magnan *et al.* 2011, 2012]. Après reproduction en échelle 2/3 de la membrane, certaines des configurations testées ont été reproduites, en échelle réduite elles-aussi. La comparaison d'échelle est réalisée en termes de pression, ainsi qu'en termes d'enfoncement maximal de la membrane.

### Protocole expérimental

#### Membrane en « U », échelle 1

La membrane thoracique canadienne, décrite dans le chapitre 1, est basée sur une simplification à l'extrême du thorax par une membrane de polyuréthane (PMC 880) répondant à un impact mécanique par un déplacement analogue à celui observé pour le grill costal de la cage thoracique chez l'Homme.

Lors des essais sous blast, la membrane est équipée d'un accéléromètre piézoélectrique à charge mono axial B&K 4381V en son centre, ainsi que d'un capteur de pression (Kulite LQ080-100G) sanglé autour de la membrane comme l'illustre la Figure D- 1.

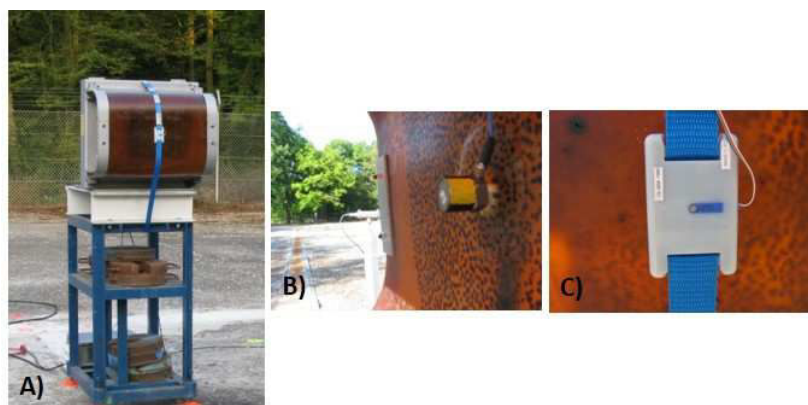


Figure D- 1 : (A) Vue globale du torse simplifié Canadien ; (B) Un accéléromètre est fixé au centre de la membrane et (C) Un capteur de pression est placé sur la membrane afin de mesurer la pression réfléchie perçue au centre de la membrane.



### Membrane en « U », échelle réduite

Le RIG canadien a donc été reproduit en échelle réduite, le facteur d'échelle ayant été choisi pour coller aux deux critères suivants :

- Etre capable de reproduire les essais réalisés sur la membrane d'origine dont les masses de C-4 allaient de 0,3 à 1,5 kg, mais avec les contraintes du terrain expérimental dont la limite est 0,5 kg en équivalent TNT.
- Obtenir une membrane dont les dimensions se rapprochent de celles du modèle porcine de 50kg utilisé par le service de santé des armées lors d'études d'interaction avec une onde de choc.

Une version à l'échelle 2/3 a donc été réalisée à l'ISL dans le cadre de cette thèse avec le PMC 770, la version la plus proche, au niveau des caractéristiques mécaniques, du PMC 880 qui ne se trouvait plus en vente (Annexe 2).

La préparation des échantillons est délicate et requiert un minimum de précautions :

- une bonne homogénéisation des composants en veillant à ne pas introduire trop de bulles d'air
- un dégazage sous vide est préférable du fait de l'incorporation de bulles d'air dans la phase de mélange
- une bonne ventilation des locaux lors de la préparation à température ambiante

Le moule ayant servi au coulage de la membrane a été réalisé à l'ISL avec une imprimante 3D illustré en Figure D- 2. Une attention toute particulière doit aussi être portée sur le ou les produits de démoulage utilisés afin de ne pas abîmer le moule et/ou la membrane une fois le temps de prise passé. De plus, lors du coulage de la matière dans le moule, il est important de le contraindre suffisamment, vu sa construction, pour ne pas qu'il s'effondre pendant les 16h de prise (Figure D- 3).



Figure D- 2 : Moule du RIG réduit réalisé à l'aide de l'impression 3D. Il comporte 22 pièces.

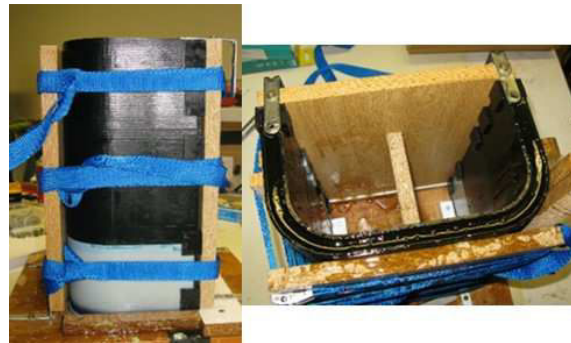


Figure D- 3 : Contraintes du moule lors du coulage de la matière pour empêcher tout effondrement.

Une fois la structure réalisée, il reste à y fixer l'instrumentation souhaitée, à savoir un accéléromètre, le capteur de pression étant sanglé autour de la membrane. Plusieurs procédés de fixation ont été testés. Ces essais ont été réalisés sur une plaque en élastomère de polyuréthane, d'une part lisse, et d'autre part entaillée à l'aide d'un cutter dans le but d'avoir une légère pénétration de l'agent fixant. Trois matières ont ainsi été testées :

l'araldite, le silicone et enfin l'élastomère de polyuréthane. Sur ces trois manières de fixer l'instrumentation, seul l'élastomère a fonctionné. Le choix final s'est donc porté sur le PMC 770 avec la surface de la structure légèrement entaillée.

Le produit fini est illustré en Figure D- 4 et ou la membrane est équipée d'un accéléromètre piézoélectrique à charge mono axial B&K 4393V en son centre, choisi pour sa faible masse de 2,4g et pour sa disponibilité, ainsi que d'un capteur de pression Kulite LQ080-100g. Du fait des dimensions de la plaque de l'accéléromètre, l'ajout de matière pour la fixation de ce dernier se fait sur 2cmx1cm sur 4mm d'épaisseur.

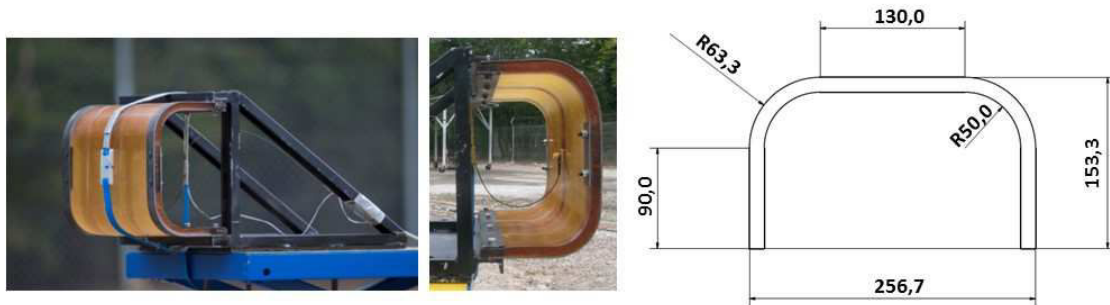


Figure D- 4 : Version réduite du RIG Canadien à l'échelle 2/3. Les dimensions sont ici en mm, et la hauteur de la membrane est de 36,8 cm.

### Programme d'essais

Les essais ont eu lieu sur un terrain expérimental de l'ISL (O3) dans des conditions de champ libre, à Baldersheim. Lors des essais en échelle 1 sur le RIG, la hauteur du centre de la membrane a été choisie à 1,33m, correspondant à la hauteur mi- sternum moyen de l'homme. Ceci implique une hauteur centrale de 88cm pour la membrane réduite comme l'illustre la Figure D- 5. Une charge de C-4 sphérique, modelée à la main, est positionnée sur un carton et l'amorçage se fait par le haut au moyen d'un détonateur Davey Bickford SA4003 MI.

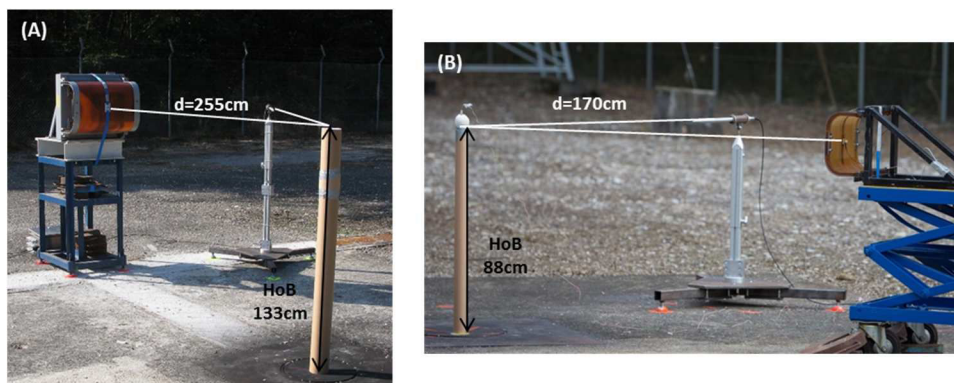


Figure D- 5 : Mise en place des membranes sur la dalle. (A) RIG échelle 1; (B) RIG réduit.

Afin d'accorder du crédit à la mesure de l'enfoncement de la membrane obtenu par double intégration de l'accélération, il convient de réaliser parallèlement à cette mesure un suivi vidéo à haute vitesse d'acquisition de cette déformation. Ceci est mis en œuvre au moyen d'une caméra rapide (Photron APX couleur, 5000 ips)

placée suffisamment loin comme le montre la Figure D- 6 pour permettre de suivre la déformation de la membrane avant que la caméra ne subisse des mouvements liés au passage de l'onde de choc à son niveau. Les structures sont placées sur une dalle de 5x5 m à environ 20 m du bâtiment de protection et de mesure.

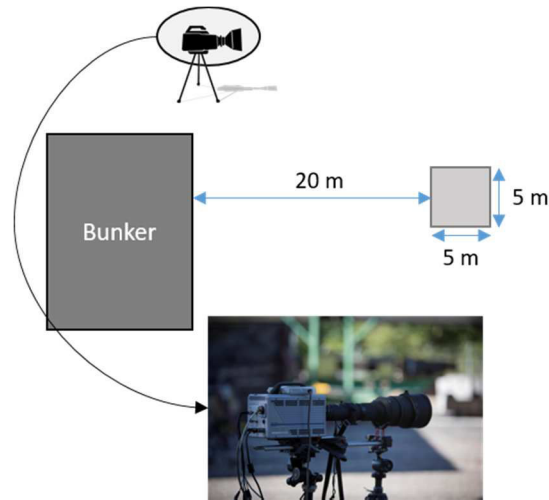


Figure D- 6 : Présentation du terrain expérimental et de la position de la caméra rapide. Les structures instrumentées sont placées sur la dalle de 5x5m.

Deux masses sont retenues sur les essais réalisés sur la membrane échelle 1, à savoir 0,6kg et 1,3kg, et au moins 3 répétitions ont été réalisées sur ces configurations. A l'aide des lois d'échelle, cela revient à des masses de 0,18kg et 0,39kg respectivement. Le Tableau D- 1 récapitule la répartition des tirs.

Tableau D- 1 : Récapitulatif des essais utilisés et réalisés.

	Masse	HoB (cm)	Distance à la charge (m)	Répétitions	Rayon de la charge (cm)
<i>Echelle 1</i>	0,6 kg	133	2,55	4	6,1
	1,3 kg	133	2,55	3	7,9
<i>Echelle réduite</i>	0,18 kg	88	1,7	9	4,1
	0,39 kg	88	1,7	5	5,3

Une sonde effilée PCB 137B24 est positionnée à proximité de la structure exposée afin de mesurer la pression incidente. De plus, pour avoir un recueil des conditions météo du jour, une centrale météo (VAISALA WXT520) a été positionnée sur le toit du bunker avec un enregistrement des données chaque seconde. Les principales données recueillies sont : date, heure, direction du vent, vitesse du vent, pression atmosphérique, température, hygrométrie, pluviométrie.

### Conclusion

Dans le but de valider le passage à l'échelle réduite sur une structure réalisée en élastomère de polyuréthane, une reproduction de la membrane Canadienne a été réalisée en échelle 2/3. Un total de 14 essais ont été réalisés, dont les données de sortie sont : la pression incidente, la pression réfléchie, et enfin une accélération.

### **Validation du passage à échelle réduite**



Lors de cette campagne, un système d'acquisition MF instrument disposant de 32 voies dont la résolution est de 16-bit a été utilisé. Les capteurs de pression réfléchies piézorésistifs sont conditionnés par un ENDEVCO (modèle 136), les accéléromètres B&K par un amplificateur de charge KISTLER 5015 et enfin les sondes effilées PCB par une alimentation PCB 482A22. L'échantillonnage est réalisé à 1MHz sur toutes les voies et aucun filtre n'est appliqué durant l'acquisition. Un filtrage a été réalisé lors du post-traitement des données, un filtre passe-bas de type Bessel d'ordre 6 et de fréquence de coupure de 80kHz a été utilisé. Un éventuel offset sur la ligne de base des signaux a été systématiquement compensé.

### Validation en termes de pression et impulsion incidentes

La première étape de validation consiste à vérifier que les pressions incidentes pour les scénarios équivalents suivants soient identiques après application des lois d'échelles :

- Configuration 1 : 1,3kg à 2,55m comparé à 0,39kg à 1,7m
- Configuration 2 : 0,6kg à 2,55m, comparé à 0,18kg à 1,7m

Les différents essais sont reproductibles, avec des écarts type inférieurs à 8% sur la surpression incidente et les deux maxima des impulsions. La durée de phase positive de la pression est aussi très reproductible, avec des écarts type inférieurs à 4% pour toutes les masses d'explosifs.

La Figure D- 7 illustre les profils de pression et d'impulsion pour les deux configurations. Les erreurs entre échelle réduite et échelle 1 sont présentées dans le Tableau D- 2, montrant une bonne corrélation entre les signaux issus des deux échelles. En effet, on constate que les erreurs calculées sur les surpressions maximales entre l'échelle 1 et l'échelle réduite sont inférieures à 7%, à l'exception de la première surpression maximale pour la configuration 1 où l'erreur est de 14,4%. Pour la durée de phase positive de la pression et de l'impulsion, l'erreur est elle aussi inférieure à 7%, sauf pour le profil de pression de la configuration 1 où l'erreur monte à 15,8%.

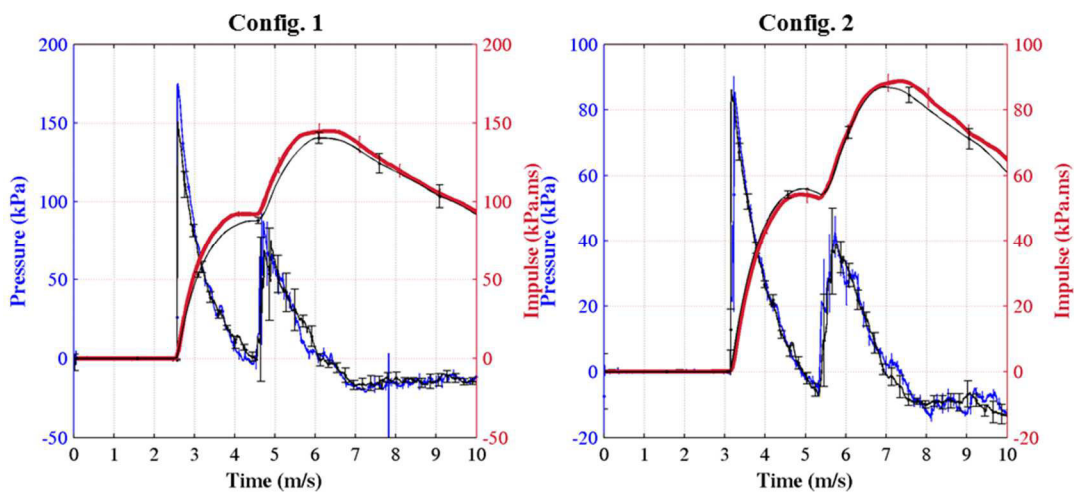


Figure D- 7 : Profils de pression et impulsion pour les deux configurations. Les courbes bleues et rouges proviennent des essais à l'échelle 1, tandis que les courbes noires proviennent des essais à l'échelle réduite retranscrits en échelle 1. Sur chacune de ces courbes est ajouté l'écart type.

Tableau D- 2 : Récapitulatif des erreurs générées lors du passage à l'échelle réduite, comparés aux données en échelle 1. Les erreurs sont calculées en fonction de la valeur moyenne de chacun des paramètres caractéristiques de l'onde de choc.

		1 <sup>er</sup> maximum	2 <sup>nd</sup> maximum	Durée de phase positive
<i>Configuration 1</i>	<b>Pression</b>	14,4%	6,8%	15,8%
	<b>Impulsion</b>	5,0%	2,8%	1,9%
<i>Configuration 2</i>	<b>Pression</b>	5,9%	4,2%	5,5%
	<b>Impulsion</b>	1,4%	3,4%	7,2%

### Déformation de la membrane

L'accélération  $\Gamma$  mesurée au centre de la membrane permet, par intégrations successives, de remonter à la vitesse (V) puis au déplacement (d), c'est-à-dire à l'enfoncement du pseudo thorax. Or, il est délicat de faire confiance à la double intégration du fait de l'introduction de multiples erreurs. Ainsi, pour obtenir l'enfoncement de la membrane, un suivi vidéo est réalisé à l'aide de la caméra rapide à 5000ips.

La Figure D- 8 illustre l'enfoncement des membranes échelle 1 / échelle réduite pour les deux configurations.

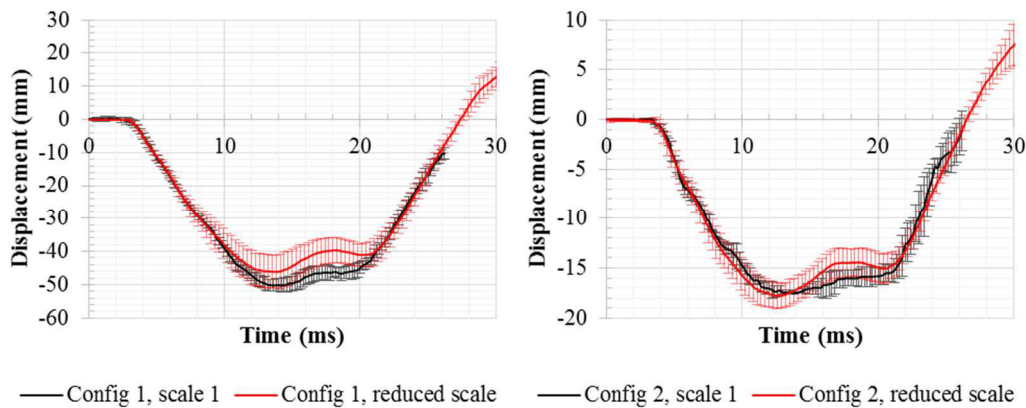


Figure D- 8 : Enfoncement des membranes échelle 1 (noire) et réduite (rouge) pour les deux configurations. Les données issues des tests en échelle réduite ont été retranscrites en échelle 1.

Pour la configuration 1, une erreur de 8% est calculée sur le maximum d'enfoncement de la membrane entre la structure réduite et l'échelle 1, avec des écarts-types de 3,5% et 10,8% respectivement pour l'échelle 1 et l'échelle réduite sur ce maxima. Quant à la configuration 2, l'erreur sur le maxima est de 1,5%, avec des écarts-types respectifs pour l'échelle 1 et l'échelle réduite de 1,3% et 6,9%.


### Conclusion

A la vue des principaux résultats obtenus, on peut considérer que la réduction d'échelle est applicable sur des structures en élastomère de polyuréthane. Les profils de pression et impulsion obtenus obéissent à la loi de similitude de Hopkinson et les enfoncements mesurés par suivi vidéo sont très bien reproduit lors du changement d'échelle.

## Annexe E : Fiche technique de l'élastomère de polyuréthane PMC®-770

# PMC®-770

## Industrial Liquid Rubber Compound



www.smooth-on.com

---

**PRODUCT OVERVIEW**

PMC®-770 is a Shore 70A addition to our line of industrial liquid rubber products (such as PMC®-780 and PMC®-790) used for a variety industrial and casting applications. Mixed two parts A to one part B by weight, PMC®-770 pours easily and cures at room temperature to a solid Shore 70A rubber that has exceptional performance characteristics and dimensional stability.

It is suitable for production casting of abrasive materials such as concrete (pre-cast concrete, making concrete stamping pads, etc.) and gypsum plasters with high exotherms. It is also suitable for rubber mechanical parts of varying configurations (gaskets, wheels, pulleys) as well as ball mill liners and vibration/shock pads.

**PROCESSING RECOMMENDATIONS**

**START BY PREPARING YOUR MODEL...**

**Preparation** - These products have a limited shelf life and should be used as soon as possible. Materials should be stored and used at room temperature (73°F/23°C). Humidity should be low. Wear safety glasses, long sleeves and rubber gloves to minimize contamination risk. Good ventilation (room size) is necessary.

**Some Materials Must Be Sealed** - To prevent adhesion between the rubber and model surface, models made of porous materials (gypsum plasters, concrete, wood, stone, etc.) must be sealed prior to applying a release agent. SuperSeal® or One Step® (available from Smooth-On) is a fast drying sealer suitable for sealing porous surfaces without interfering with surface detail. You can also use Sonite® Wax. A high quality Shellac is suitable for sealing modeling clays that contain sulfur or moisture (water based).

**In all cases**, the sealing agent should be applied and allowed to completely dry prior to applying a release agent.

**Non-Porous Surfaces** - Metal, glass, hard plastics, sulfur free clays, etc. require only a release agent.

**Applying A Release Agent** - A release agent is necessary to facilitate demolding when casting into or over most surfaces. Use a release agent made specifically for mold making (Universal® Mold Release available from Smooth-On). A liberal coat of release agent should be applied onto all surfaces that will contact the rubber.

**IMPORTANT:** To ensure thorough coverage, lightly brush the release agent with a soft brush over all surfaces of the model. Follow with a light mist coating and let the release agent dry for 30 minutes.

**Because no two applications are quite the same, a small test application to determine suitability for your project is recommended if performance of this material is in question.**

TECHNICAL OVERVIEW	
Mix Ratio: 2A : 1B by weight	
Mixed Viscosity (cps): 3,000	(ASTM D-2393)
Specific Gravity (g/cc): 1.04	(ASTM D-1475)
Specific Volume (cu. in. /lb.): 26.5	
Pot Life: 30 minutes (73°F/23°C)	(ASTM D-2471)
Cure time: 16 hrs (73°F/23°C)	
Color: Light Amber	
Shore A Hardness: 70	(ASTM D-2240)
Tensile Strength (psi): 750	(ASTM D-412)
100% Modulus (psi): 250	(ASTM D-412)
Elongation @ Break: 750%	(ASTM D-412)
Die C Tear Strength (pli): 200	(ASTM D-624)
Shrinkage: < .001 in./in.	(ASTM D-2566)

\* All values measured after 7 days at 73°F/23°C

**MEASURING & MIXING...**

Liquid urethanes are **moisture sensitive** and will absorb atmospheric moisture. Mixing tools and containers should be clean and made of metal or plastic.

**IMPORTANT:** Shelf life of product is drastically reduced after opening. Immediately replacing the lids on containers after dispensing product will prolong the shelf life of the unused product. XTEND-IT® Dry Gas Blanket (available from Smooth-On) will significantly prolong the shelf life of unused liquid urethane products.



**IMPORTANT:** Shelf life of product is reduced after opening. Remaining product should be used as soon as possible. Immediately replacing the lids on both containers after dispensing product will help prolong the shelf life of the unused product. **XTEND-IT® Dry Gas Blanket** (available from Smooth-On) will significantly prolong the shelf life of unused liquid urethane products.

### Safety First!

The Material Safety Data Sheet for this or any Smooth-On product should be read before using and is available upon request. All Smooth-On products are safe to use with proper handling and precautions. Read and follow directions carefully.

#### Be careful

Part A is a TDI prepolymer. Vapors, which can be significant if prepolymer is heated or sprayed, may cause lung damage and sensitization. Use only with adequate ventilation. Contact with skin and eyes may cause severe irritation. Flush eyes with water for 15 minutes and seek immediate medical attention. Remove from skin with soap and water. Prepolymers contain trace amounts of TDI which, if ingested, must be considered a potential carcinogen. Refer to the MSDS for this product. Avoid skin contact by wearing long sleeve garments and latex gloves. If skin contact is made, remove immediately with soap and water. If eye contact is made, flush eyes with water for 15 minutes and seek immediate medical attention.

**Important:** The information contained in this bulletin is considered accurate. However, no warranty is expressed or implied regarding the accuracy of the data, the results to be obtained from the use thereof, or that any such use will not infringe a patent. User shall determine the suitability of the product for its intended applications and assumes all risk and liability whatsoever in connection therewith.

**IMPORTANT: Pre Mix the Part B before using.** After dispensing the required amounts of Parts A and B into mixing container, mix thoroughly for at least 3 minutes making sure that you scrape the sides and bottom of the mixing container several times.

**If Mixing Large Quantities** (24 lbs./11 kgs. or more) at one time, we suggest using a mechanical mixer (i.e. Squirrel Mixer or equal) for 3 minutes followed by careful hand mixing for one minute as directed above. Then, pour entire quantity into a new, clean mixing container and do it all over again.

Although this product is formulated to minimize air bubbles in the cured rubber, vacuum degassing will further reduce entrapped air. A pressure casting technique using a pressure chamber can yield totally bubble free castings. Contact Smooth-On or your distributor for further information about vacuum degassing or pressure casting.

### POURING, CURING & PERFORMANCE...

**Pouring** - For best results, pour your mixture in a single spot at the lowest point of the containment field. Let the rubber seek its level up and over the mold. **A uniform flow will help minimize entrapped air.** The liquid rubber should level off at least 1/2" (1.3 cm) over the highest point of the model surface.

**Curing** - Allow the mold to cure (at least 16 hours) at room temperature (73°F/23°C) before demolding. Do not cure rubber in temperatures less than 65°F/18°C. Cure time can be reduced with mild heat or by adding Smooth-On "Kick-It" Cure Accelerator.

**Post Curing** - After rubber has cured at room temperature, heating the rubber to 150°F (65°C) for 4 to 8 hours will increase physical properties and performance.

**Using The Mold** - If using as a mold material, a release agent should be applied to the mold before each casting. The type of release agent to use depends on the material being cast. The proper release agent for **wax, liquid rubber or thermosetting materials** (i.e. Smooth-On liquid plastics) is a spray release made specifically for mold making (available from Smooth-On or your distributor). Prior to casting **gypsum plaster materials**, sponge the mold with a soap solution for better plaster flow and easy release. **In & Out® II Water Based Release Concentrate** (available from Smooth-On) is recommended for releasing abrasive materials like **concrete**.

**Performance & Storage** - Fully cured rubber is tough, durable and will perform if properly used and stored. The physical life of the rubber depends on how you use it. Contact Smooth-On directly with questions about this material relative to your application.



**Call Us Anytime With Questions About Your Application.**

Toll-free: (800) 762-0744 Fax: (610) 252-6200

The new [www.smooth-on.com](http://www.smooth-on.com) is loaded with information about mold making, casting and more.

012511 - JR

## Annexe F : Validation de l'interaction fluide-structure rigide sous LS-DYNA

Les vidéos rapides obtenues lors des études expérimentales permettent une validation des modèles numériques sur les aspects de comportement de l'onde de choc. La donnée expérimentale obtenue étant l'évolution des positions des chocs avec le temps, celle-ci est comparée à la prévision numérique obtenue par calcul des contours de pression.

Sur l'ensemble des figures présentées ci-après, on peut constater de la bonne reproduction numérique des phénomènes physiques.

### Pavé, 0,3kg à 44cm :

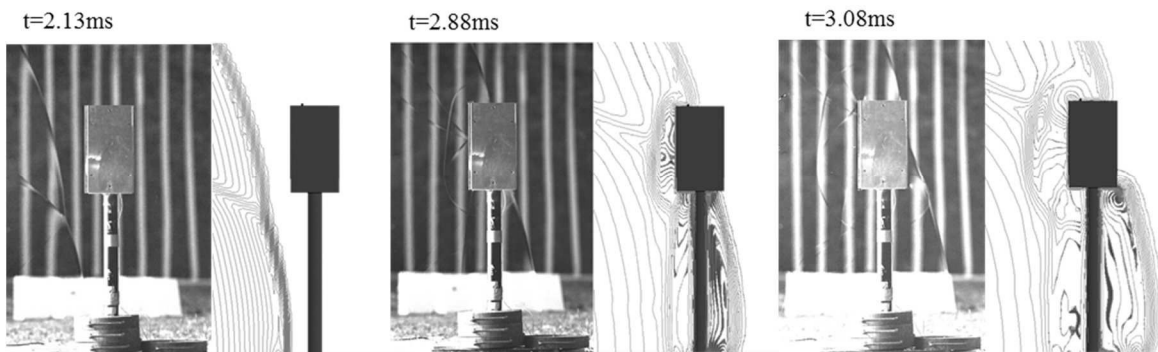


Figure F-1 : Visualisation des fronts d'onde lors de l'exposition du pavé à 0,3kg à une HoB de 44cm.

### Pavé, 0,3kg à 88cm :

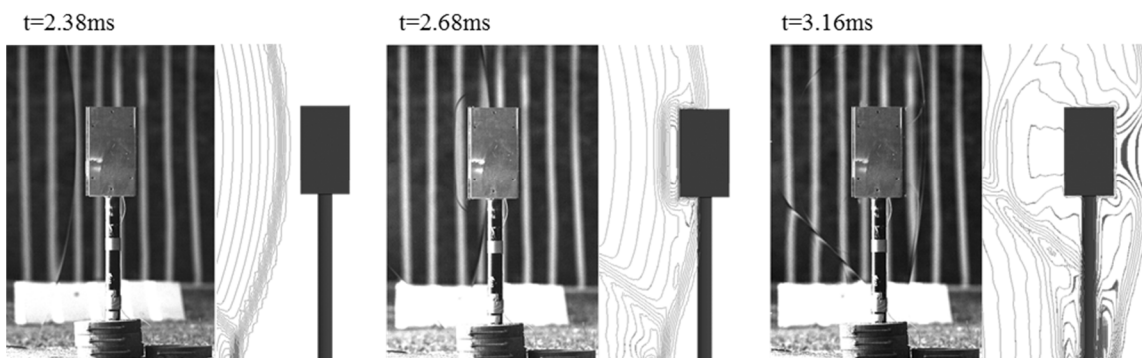


Figure F-2 : Visualisation des fronts d'onde lors de l'exposition du pavé à 0,3kg à une HoB de 88cm.

### Cylindre, 0,3kg à 22cm :

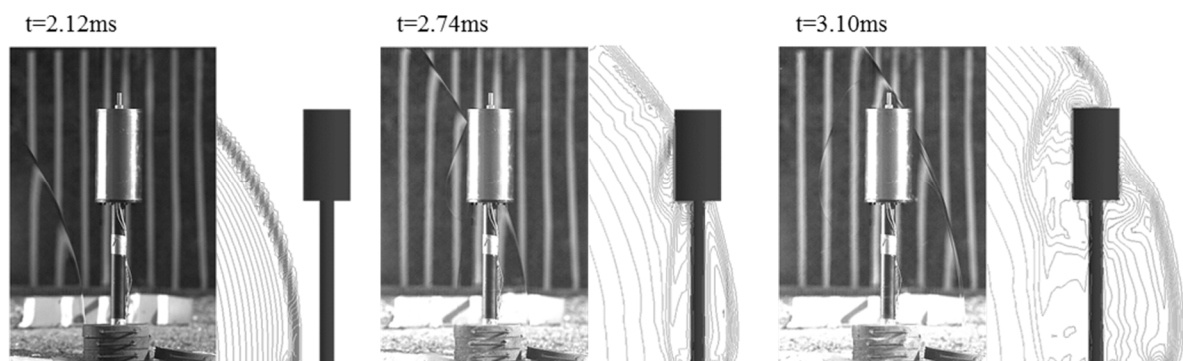


Figure F-3: Visualisation des fronts d'onde lors de l'exposition du cylindre à « 0,3kg à 22cm ».

Cylindre, 0,3kg à 44cm :

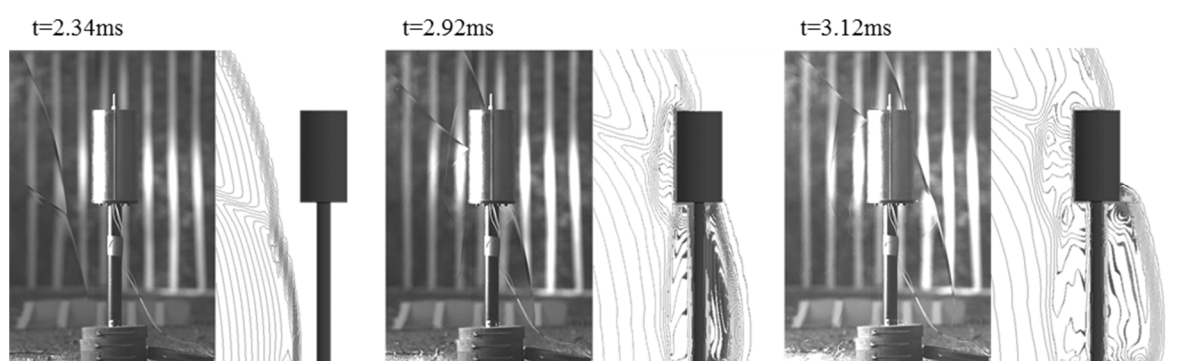


Figure F-4 : Visualisation des fronts d'onde lors de l'exposition du cylindre à « 0,3kg à 44cm ».

Cylindre, 0,3kg à 88cm :

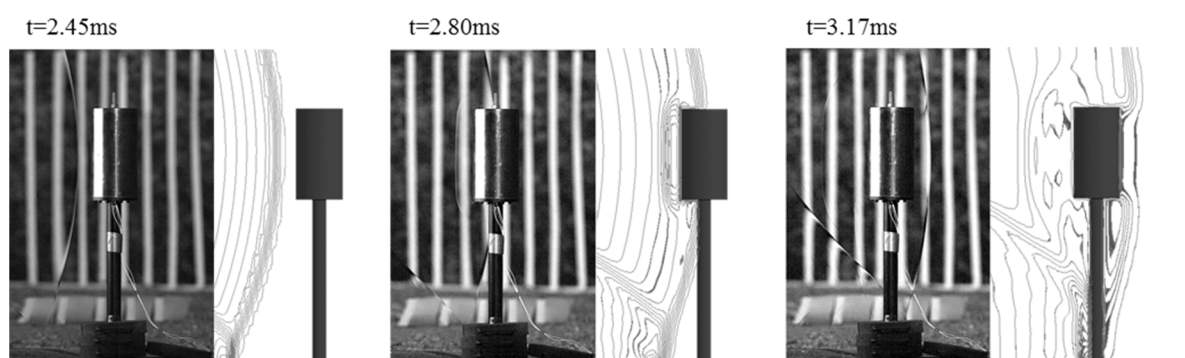


Figure F-5 : Visualisation des fronts d'onde lors de l'exposition du cylindre à « 0,3kg à 88cm ».

## Annexe G : Comparaison expérimentale/numérique des pressions et impulsions sur les cibles

Les figures suivantes présentent la comparaison de la pression et de l'impulsion obtenue expérimentalement et numériquement pour les scénarios non exposés dans le corps du texte. Des figures récapitulant les erreurs seront mises à la suite des courbes de comparaison. Les observations étant similaires à ce qui étiit dit dans le texte, seules les figures sont ici rapportées.

Pavé, 0,3kg à 44cm :

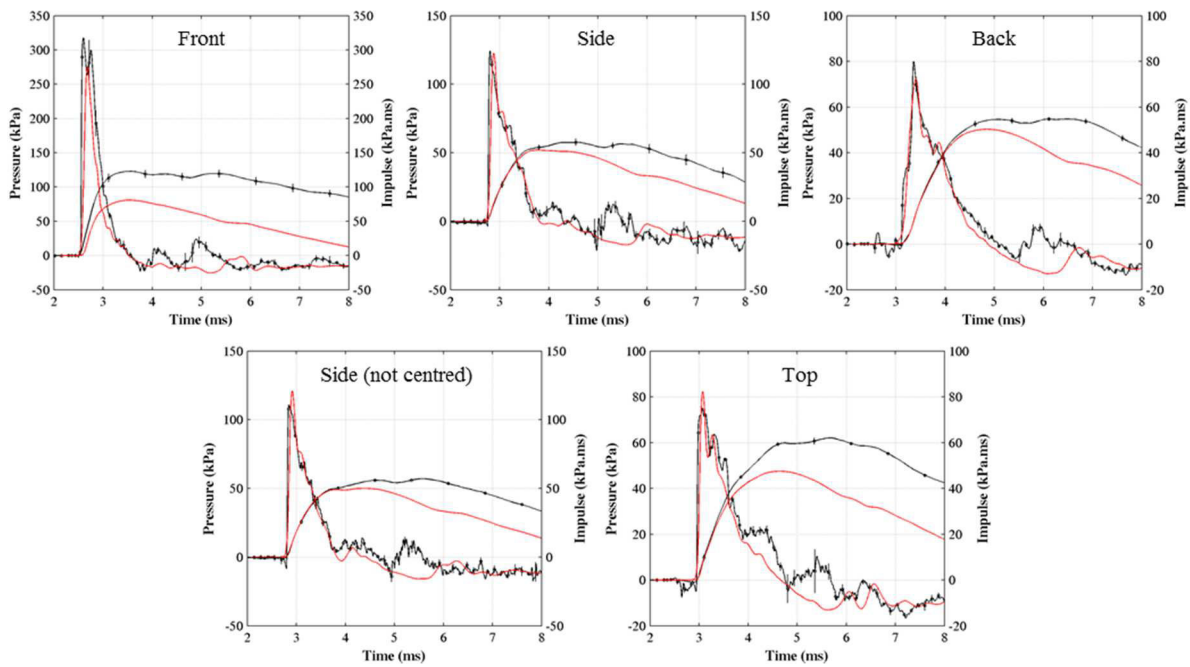


Figure G-1 : Comparaison expérimentale/numérique des pressions et impulsions mesurées sur le pavé pour le scénario à 44cm. Courbes noires = données expérimentales ; Courbes rouges = LS-DYNA.

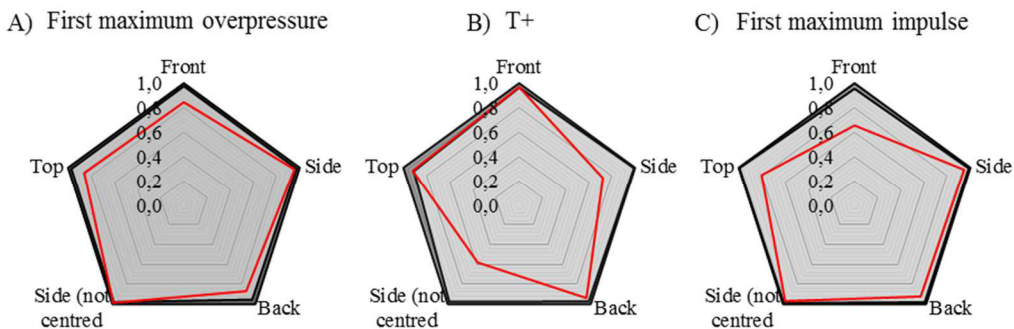


Figure G-2 : Erreurs numériques calculées sur : (A) la première surpression maximale ; (B) la durée de phase positive et (C) la première impulsion maximale pour la configuration où le pavé fait face à une charge de 0,3kg à 44cm.

Pavé, 0,3kg à 88cm :



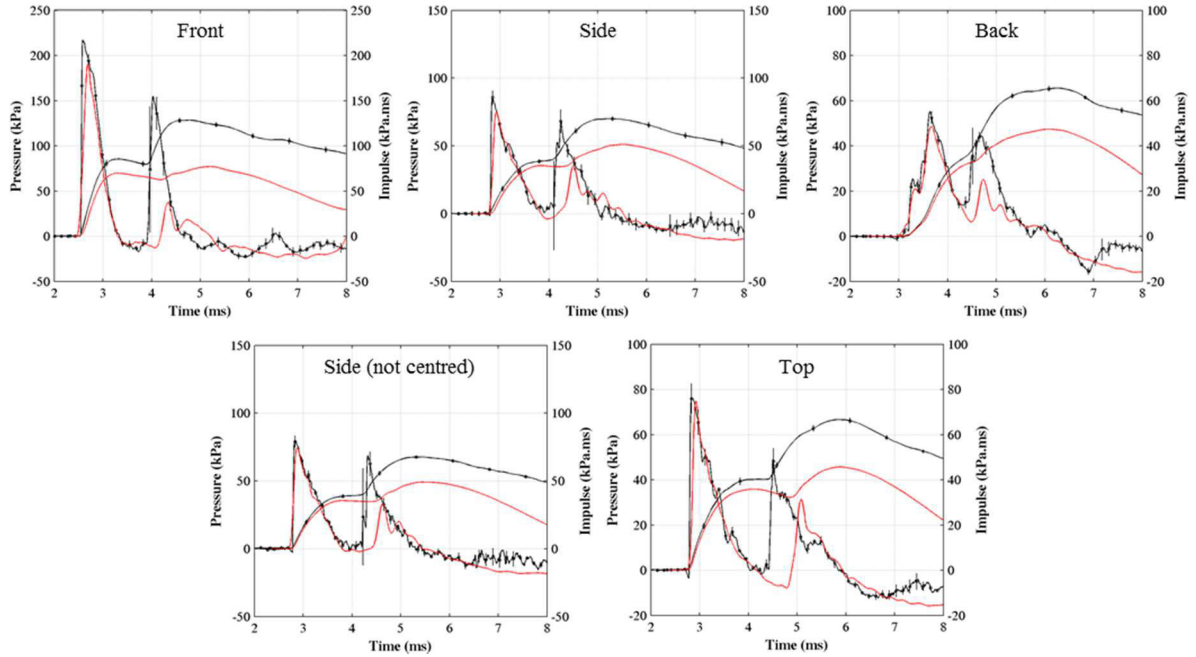


Figure G-3 : Comparaison expérimentale/numérique des pressions et impulsions mesurées sur le pavé pour le scénario à 88cm. Courbes noires = données expérimentales ; Courbes rouges = LS-DYNA.

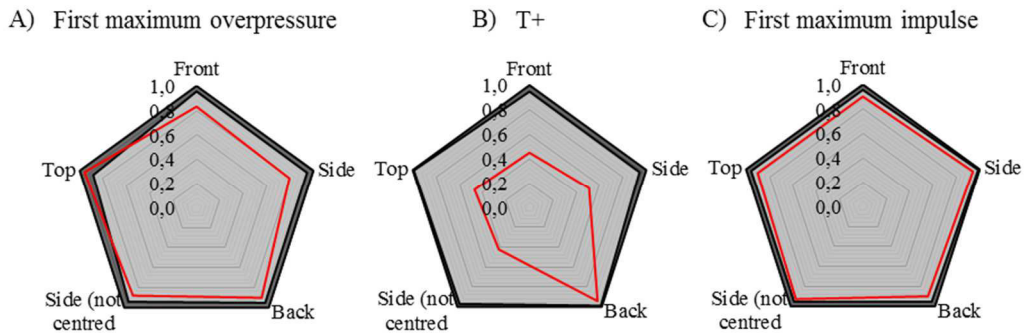


Figure G-4 : Erreurs numériques calculées sur : (A) la première surpression maximale ; (B) la durée de phase positive et (C) la première impulsion maximale pour la configuration où le pavé fait face à une charge de 0,3kg à 88cm.

Cylindre, 0,3 à 22cm :



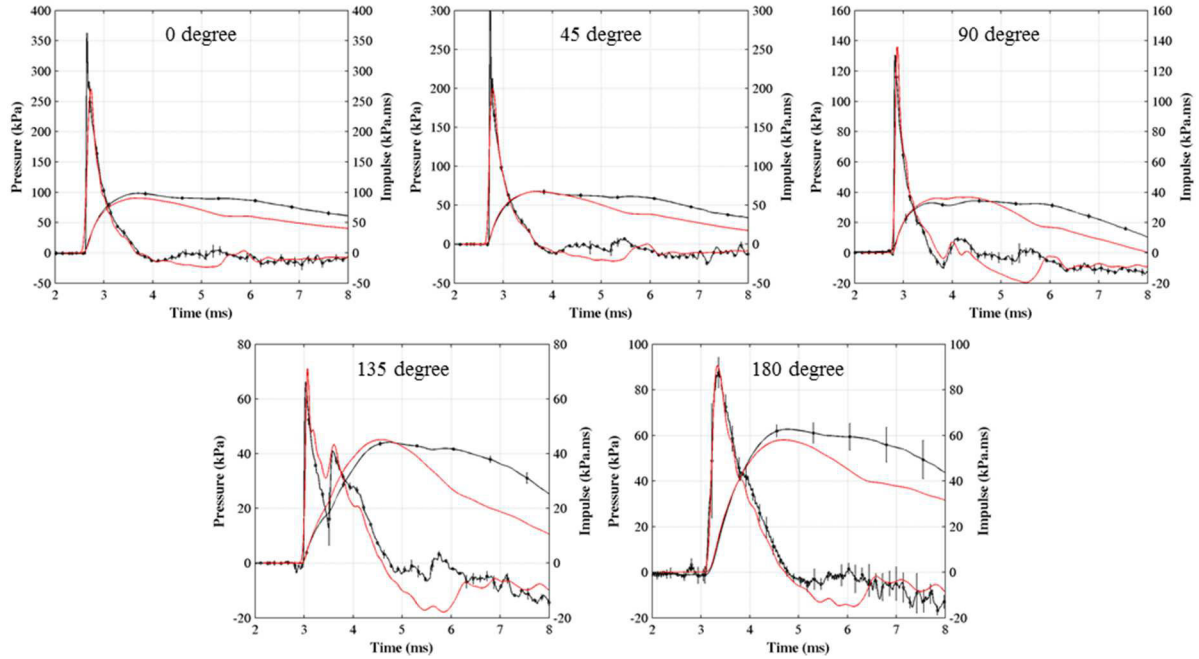


Figure G-5 : Comparaison expérimentale/numérique des pressions et impulsions mesurées sur le cylindre pour le scénario à 22cm. Courbes noires = données expérimentales ; Courbes rouges = LS-DYNA.

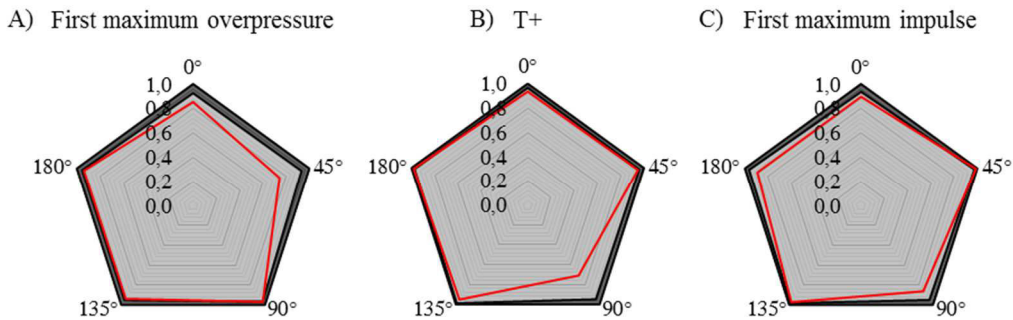


Figure G-6 : Erreurs numériques calculées sur : (A) la première surpression maximale ; (B) la durée de phase positive et (C) la première impulsion maximale pour la configuration où le cylindre fait face à une charge de 0,3kg à 22cm.

Cylindre, 0,3kg à 44cm :

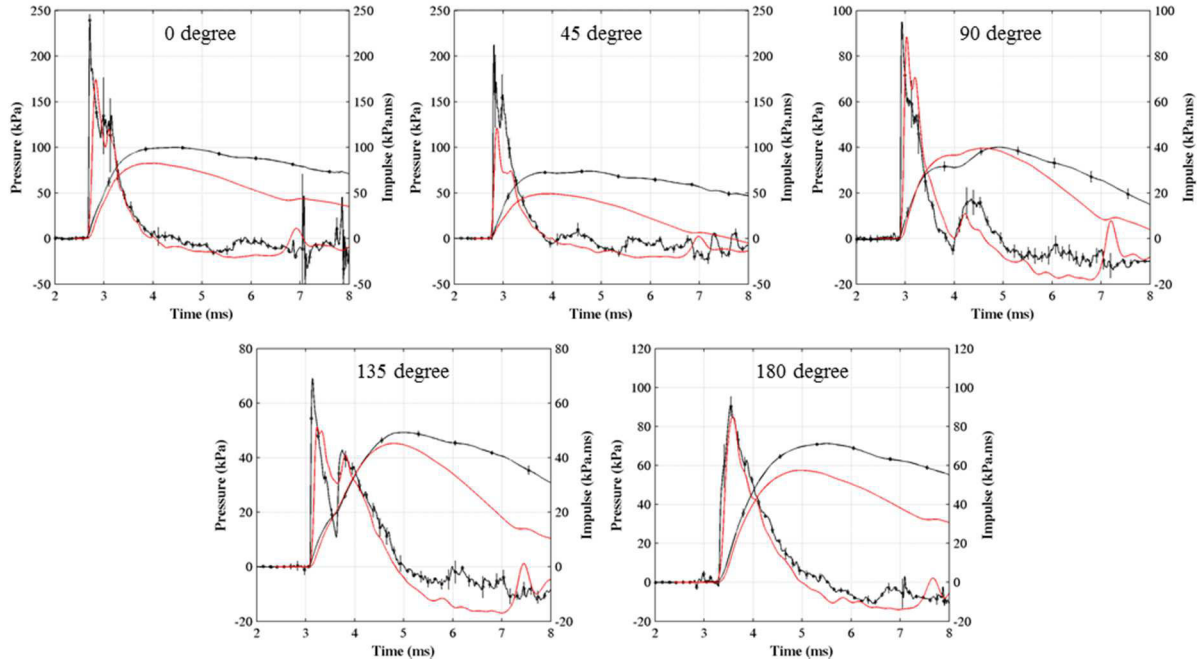


Figure G-7 : Comparaison expérimentale/numérique des pressions et impulsions mesurées sur le cylindre pour le scénario à 44cm. Courbes noires = données expérimentales ; Courbes rouges = LS-DYNA.

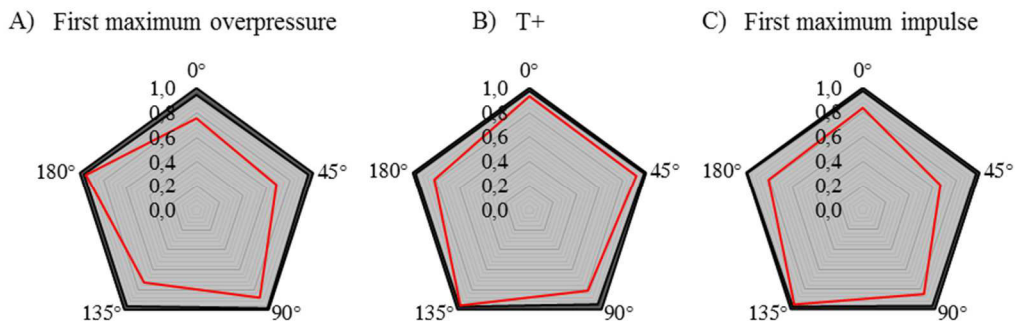


Figure G-8 : Erreurs numériques calculées sur : (A) la première surpression maximale ; (B) la durée de phase positive et (C) la première impulsion maximale pour la configuration où le cylindre fait face à une charge de 0,3kg à 44cm.

## Annexe H : Réalisation des structures déformables en PMC®-770

L'élastomère de polyuréthane PMC 770 est un matériau élaboré par la firme Smooth-On. On trouvera en annexe E ses principales caractéristiques physiques et ses précautions d'emploi.

La préparation des échantillons est délicate et requiert un minimum de précautions :

- une bonne homogénéisation des composants en veillant à ne pas introduire trop de bulles d'air
- un dégazage sous vide est préférable du fait de l'incorporation de bulles d'air dans la phase de mélange
- une bonne ventilation des locaux lors de la préparation à température ambiante

### Réalisation des plaques pour le pavé déformable :

Un moule en bois de dimension 37,5 x 20 x 5cm a été construit afin d'y couler la matière sur une épaisseur de 13mm. Après dégazage sous vide pendant 30 minutes, les échantillons sont mis de côté le temps de la prise (~16h).

### Réalisation des cylindres déformables :

Pour la réalisation des cylindres creux, la procédure est plus complexe (Figure H-1) :

- Construction d'un moule en plâtre de diamètre égal au diamètre interne du cylindre ( $\varnothing$  17,4cm).
- Recouvrir le plâtre d'un film plastique, lui-même recouvert d'un démoulant liquide.
- Découpe d'un tube en carton de chantier de 20cm de diamètre, dont l'intérieur sera recouvert du même démoulant liquide.
- Des cales sont réalisées à l'aide d'une imprimante 3D afin d'obtenir une épaisseur constante sur toute la hauteur du cylindre
- Pour finir, il reste à assembler les pièces et à préparer la matière. Du fait d'un début de prise rapide (~30 minutes), un dégazage de seulement 10 minutes a pu être effectué afin d'avoir le temps ensuite de couler la matière dans le moule.

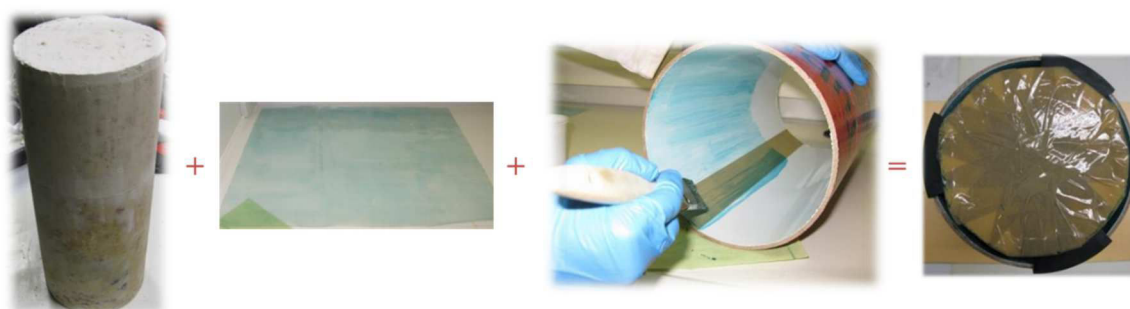


Figure H-1 : Procédure pour réaliser les cylindres creux en PMC®-770. De gauche à droite : le moule en plâtre; le film plastique recouvert du démoulant liquide; le tube en carton dont l'intérieur est recouvert du même démoulant; et enfin l'assemblage avec les cales issues de l'impression 3D.

Une fois les structures réalisées, il reste à y fixer l'instrumentation souhaitée : des capteurs de pression et des accéléromètres. Plusieurs procédés de fixation ont été testés. Ces essais ont été réalisés sur une plaque en élastomère de polyuréthane, d'une part lisse, et d'autre part entaillée à l'aide d'un cutter dans le but d'avoir une légère pénétration de l'agent fixant. Trois matières ont ainsi été testées : l'araldite, le silicone et enfin l'élastomère de polyuréthane. Sur ces trois manières de fixer l'instrumentation, seul l'élastomère a fonctionné. Le choix final s'est donc porté sur le PMC 770 avec la surface de la structure légèrement entaillée.

## Annexe I : Validation des modèles éléments finis des structures déformables simplifiées, i.e. pavé et cylindre

Les figures suivantes présentes la comparaison expérimentale/numérique de la pression et de l'enfoncement des cibles (pavé et cylindre) pour les scénarios non exposés dans le corps du texte. Des figures récapitulant les erreurs seront mises à la suite des courbes de comparaison.

Cylindre, 0,3kg à 44cm :

La Figure I- 1 illustre ces comparaisons pour le cylindre exposé à « 0,3kg à 44cm » où les effets de bords arrivent à partir de 9,5ms. Le profil de pression sur la face avant est correctement reproduit à l'exception du second choc dû à l'onde provenant de la réflexion de l'onde incidente sur le sol où l'erreur sur la surpression maximale est de 38,7% (écart type (ET) expérimental de 10,3%). En revanche, cela n'entraîne une erreur que de 13,7% sur l'impulsion maximale (ET de 3,7%).

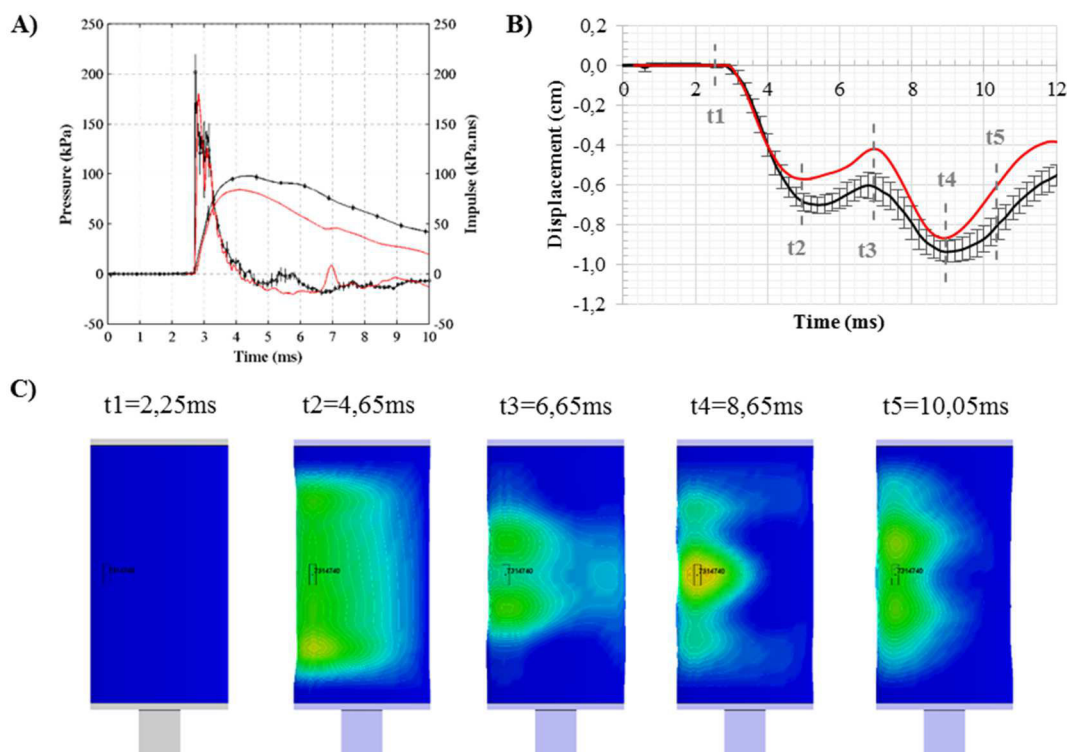
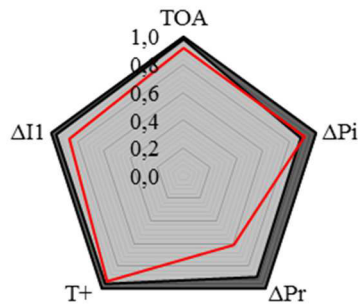


Figure I- 1 : Scénario « 0,3kg à 44cm » pour le cylindre. (A) comparaison expérimentale (*noir*) /numérique (*rouge*) de la pression et de l'impulsion au centre de la face chargée ; (B) comparaison de l'enfoncement obtenu par suivi vidéo (*noir*) et calculé numériquement (*rouge*) ; (C) Visualisation du comportement du cylindre lors de l'interaction avec l'onde de choc.

Cette erreur acceptable sur l'impulsion réfléchi entraîne des erreurs elles aussi tolérables sur l'enfoncement de la membrane puisqu'on calcul des erreurs respectivement de 18,8% (ET de 5,9%) et de 7,7% (ET de 5,3%) sur le premier et second maxima comme le montre la Figure I- 2.

A) Erreurs pression / impulsion face avant



B) Erreurs maxima enfoncement

	$d_1$ (cm)	$d_2$ (cm)
Mean	-0,70	-0,94
ET (%)	5,93	5,25
Mapping	-0,57	-0,87
<b>Erreur (%)</b>	<b>-18,82</b>	<b>-7,72</b>

Figure I- 2 : Récapitulatif des erreurs sur : (A) les caractéristiques principales de la pression et de l'impulsion (zone gris foncé = données et écart type ; **tracé rouge = données numérique**) ; (B) de l'enfoncement de la membrane pour l'exposition du cylindre au scénario « 0,3kg à 44cm ».

Pavé, 0,3kg à 22cm :

La Figure I- 3 illustre ces comparaisons pour le pavé exposé à « 0,3kg à 22cm » où les effets de bords arrivent à partir de 9,6ms. Le profil de pression sur la face avant est correctement reproduit avec des erreurs inférieures à 2% sur la surpression et l'impulsion maximale comme le montre la Figure I- 4.

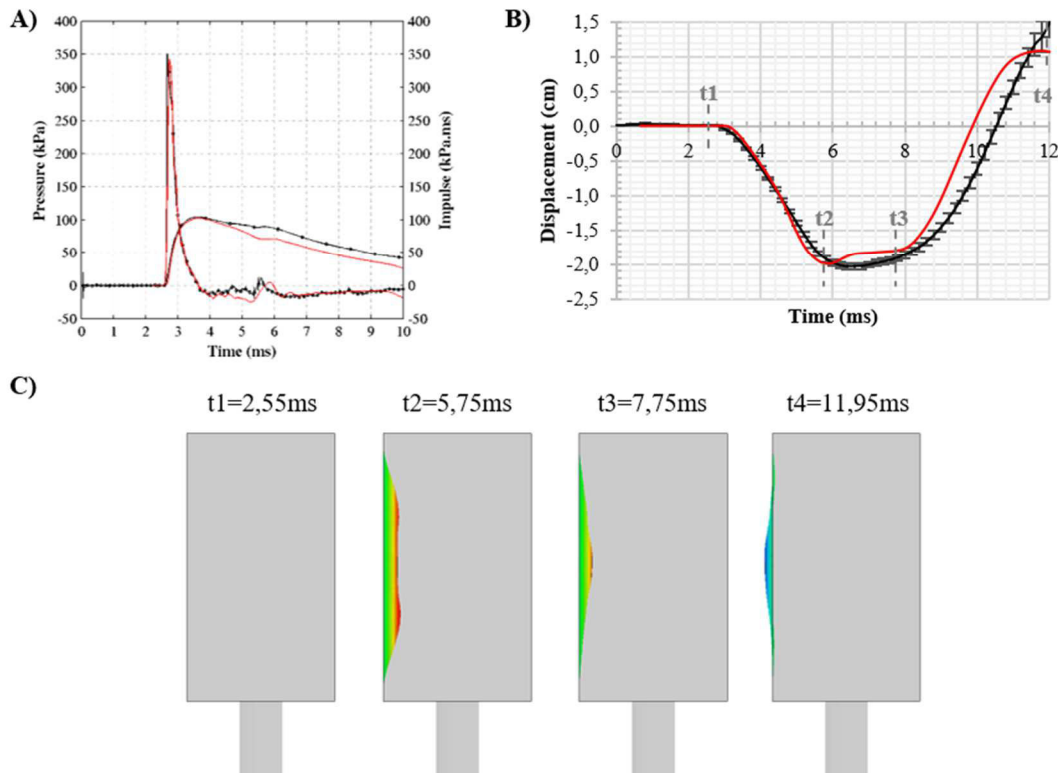
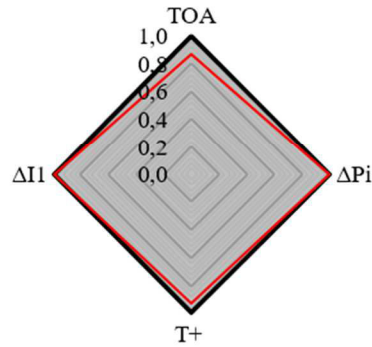


Figure I- 3 : Scénario « 0,3kg à 22cm » pour le pavé. (A) comparaison expérimentale (*noir*) /numérique (*rouge*) de la pression et de l'impulsion au centre de la face chargée ; (B) comparaison de l'enfoncement obtenu par suivi vidéo (*noir*) et calculé numériquement (*rouge*) ; (C) Visualisation du comportement du cylindre lors de l'interaction avec l'onde de choc.

Cette excellente reproduction de la pression et de l'impulsion réfléchie entraîne une très bonne fidélité du comportement de la membrane, où l'erreur sur le maximum d'enfoncement est de 2,07% où l'écart type expérimental est de 2,25%. On se situe donc dans l'écart type expérimental.

A) Erreurs pression / impulsion face avant

B) Erreurs maxima enfoncement



	$d_{max}$ (cm)
Mean	-2,03
ET (%)	2,25
Mapping	-1,99
Erreur (%)	-2,07

Figure I- 4 : Récapitulatif des erreurs sur : (A) les caractéristiques principales de la pression et de l'impulsion (zone gris foncé = données et écart type ; **tracé rouge = données numérique**) ; (B) de l'enfoncement de la membrane pour l'exposition du pavé au scénario « 0,3kg à 22cm ».

Pavé, 0,3kg à 44cm :

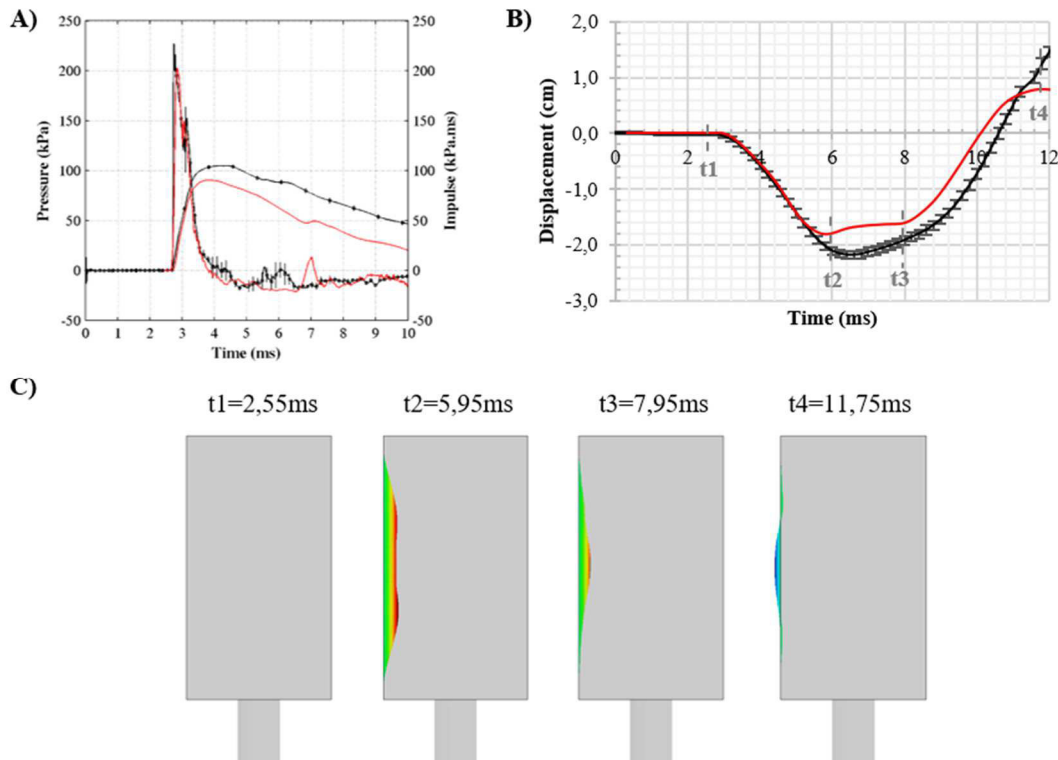


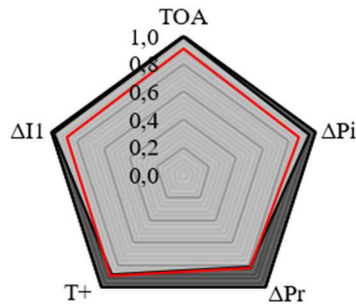
Figure I- 5 : Scénario « 0,3kg à 44cm » pour le pavé. (A) comparaison expérimentale (*noir*) /numérique (*rouge*) de la pression et de l'impulsion au centre de la face chargée ; (B) comparaison de l'enfoncement obtenu par suivi vidéo (*noir*) et calculé numériquement (*rouge*) ; (C) Visualisation du comportement du cylindre lors de l'interaction avec l'onde de choc.



La Figure I- 5 illustre ces comparaisons pour le pavé exposé à « 0,3kg à 44cm » où les effets de bords arrivent à partir de 9,5ms. Le profil de pression sur la face avant est très bien reproduit comme l'illustre la Figure I- 6 récapitulant les erreurs calculées où les caractéristiques principales du profil de pression et d'impulsion sont soit dans les écarts types expérimentaux, soit à 8% d'erreur par rapport à la valeur moyenne moins l'écart type.

L'erreur induite sur l'enfoncement maximal de la membrane est alors de 16.97%.

A) Erreurs pression / impulsion face avant



B) Erreurs maxima enfoncement

	$d_{max}$ (cm)
---Mean	-2,19
ET (%)	-3,07
Mapping	-1,81
<b>Erreur (%)</b>	<b>-16,97</b>

Figure I- 6 : Récapitulatif des erreurs sur : (A) les caractéristiques principales de la pression et de l'impulsion (zone gris foncé = données et écart type ; **tracé rouge = données numériques**) ; (B) de l'enfoncement de la membrane pour l'exposition du pavé au scénario « 0,3kg à 44cm ».

#### Pavé, 0,3kg à 88cm :

La Figure I- 7 illustre ces comparaisons pour le pavé exposé à « 0,3kg à 88cm » où les effets de bords arrivent à partir de 9,7ms. Le profil de pression sur la face avant est correctement reproduit avec des erreurs inférieures à 5% sur la première surpression et l'impulsion maximale comme le montre la Figure I- 8. En revanche, la contribution provenant de l'onde issue de la réflexion sur le sol de la première onde incidente n'est encore une fois pas fidèle aux données expérimentales. On a en effet 75,1% et 28,7% d'erreurs respectives sur la surpression maximale et l'impulsion maximale de cette contribution.

L'erreur induite sur l'enfoncement maximal de la membrane est alors de 20,68%.



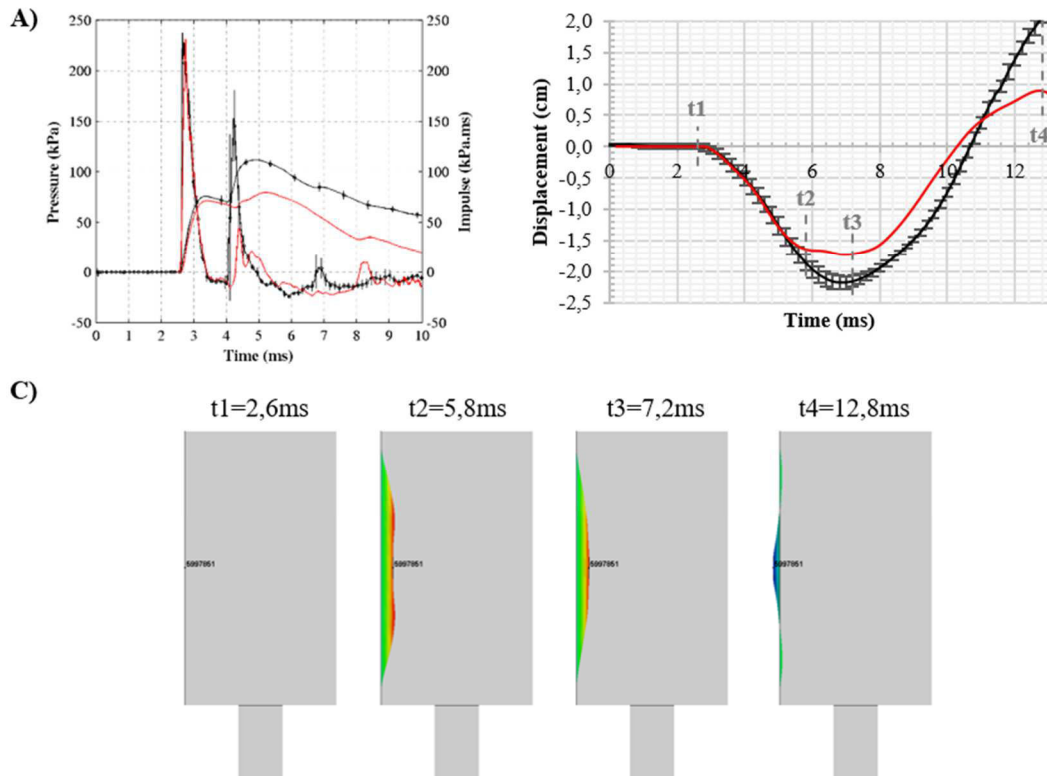
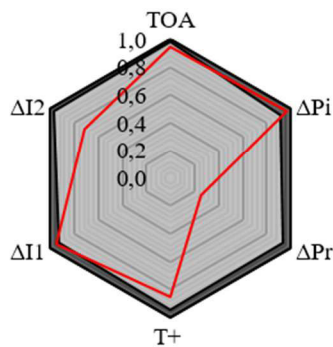


Figure I- 7 : Scénario « 0,3kg à 88cm » pour le pavé. (A) comparaison expérimentale (*noir*) /numérique (*rouge*) de la pression et de l'impulsion au centre de la face chargée ; (B) comparaison de l'enfoncement obtenu par suivi vidéo (*noir*) et calculé numériquement (*rouge*) ; (C) Visualisation du comportement du cylindre lors de l'interaction avec l'onde de choc.

A) Erreurs pression / impulsion face avant



B) Erreurs maxima enfoncement

	$d_{max}$ (cm)
Mean	-2,18
ET (%)	4,86
Mapping	-1,73
<b>Erreur (%)</b>	<b>20,68</b>

Figure I- 8 : Récapitulatif des erreurs sur : (A) les caractéristiques principales de la pression et de l'impulsion (zone gris foncé = données et écart type ; *tracé rouge = données numérique*) ; (B) de l'enfoncement de la membrane pour l'exposition du pavé au scénario « 0,3kg à 88cm ».

## Annexe J : Problème avec la sonde effilée 137B24 10601 lors des essais sur réacteur biologique

Après analyse des caractéristiques de l'onde incidente issues des sondes effilées PCB 137B24 10601 et 137B24 10603, une perte de niveau (entre 10 et 30%) a été observée sur la sonde 137B24 10601 (cf. tableau ci-dessous). Cet écart se retrouve aussi sur la durée de phase positive.

		0.3 kg	0.6 kg	1.5 kg	1.8 kg	2.5 kg
$\Delta P_i$ (kPa)	137B24 10601	86,4 ± 6,1 %	137,8 ± 11,2 %	257,1 ± 9,7 %	289,9 ± 6,9 %	401,3 ± 2,9 %
	137B24 10603	95,9 ± 7,2 %	160,5 ± 5,7 %	308,3 ± 9,3 %	370,0 ± 9,5 %	467,8 ± 2,0 %
$\Delta I_i$ (kPa.ms)	137B24 10601	38,6 ± 9,8 %	59,9 ± 6,9 %	89,3 ± 10,8 %	96,4 ± 8,3 %	117,8 ± 8,0 %
	137B24 10603	47,4 ± 1,8 %	71,4 ± 3,3 %	119,7 ± 6,8 %	133,6 ± 5,4 %	162,5 ± 5,9 %

Afin de connaître la sonde qui donne le bon niveau, des essais complémentaires ont été réalisés à Baldersheim. Il s'agissait ici de comparer les deux sondes utilisées à une troisième sonde, et de les exposer à un niveau de chargement connu. Les sondes sont ainsi placées face à une charge de 300 g de C-4 (hauteur de détonation de 30 cm) (Figure J-1). Les capteurs sont à 2,8 m du centre de la charge, à une hauteur de 65 cm. Trois répétitions ont été faites.



Figure J-1 : Essais complémentaires sur les sondes effilées PCB.

Au vu des profils de pression (Figure J-2), et des caractéristiques mesurées, on observe une perte de 14 % et 28 % sur les surpressions et impulsions maximales pour la sonde 137B24 10601. En termes de durée de phase positive, une perte d'environ 15% est constatée, que ce soit sur le profil de pression ou d'impulsion.

Ainsi, pour l'analyse des essais, les caractéristiques de l'onde incidente devront être prises de la sonde 137B24 10603 puisqu'elle montre des résultats similaires à la sonde 10602 (erreurs inférieures à 5% sur les caractéristiques de l'onde).

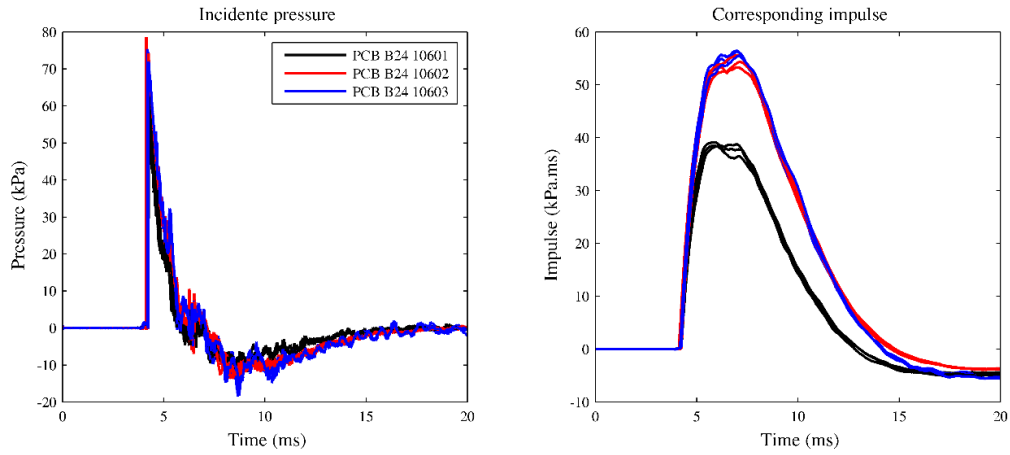


Figure J-2 : Profils de pression et impulsion obtenus à l'aide des trois sondes effilées suivantes : (Noir) = 137B24 10601; (Rouge) = 137B24 10602; (Bleu) = 137B24 10603.



## Résumé

Dans le contexte actuel d'attentats et autres conflits armés, le risque lésionnel thoracique par explosion est exacerbé sans que pour autant l'on sache l'efficacité réelle des moyens actuels de protection thoracique individuelle face à une telle menace.

Ce travail de thèse, combinant expérimentations et simulations numériques, a traité de front l'ensemble de la chaîne physique entre la détonation d'une charge explosive et l'apparition de lésions pulmonaires. Un des premiers objectifs a été de comprendre les différents phénomènes physiques mis en jeu lors de la propagation de l'onde de choc en champ libre. Le large éventail de données expérimentales acquises a permis de développer des outils simples permettant la détermination des caractéristiques de la menace ainsi qu'une approche numérique robuste sous LS-DYNA. L'objectif suivant a été d'étudier l'interaction d'ondes de choc avec des cibles de géométries simples et de compositions différentes. L'analyse des données expérimentales acquises a permis, en plus de la validation numérique de l'interaction fluide-structure et des MEF des structures, de déterminer de possibles candidats pour la définition d'un critère de lésions thoraciques. Enfin, des essais sur réacteurs biologiques post-mortem ont été réalisés, permettant d'obtenir la réponse cinématique du thorax du modèle porcin sous blast.

Tout ceci a permis d'aboutir à des voies d'amélioration et à des outils prometteurs pour permettre l'évaluation et l'évolution des systèmes de protection thoracique dans un futur assez proche afin de limiter les risques face à cette menace qui a gagné en importance ces dernières années.

## Abstract

With the increasing number of bombing attacks and armed conflicts, the risk of thoracic injuries caused by the blast threat is worsen, without knowing the efficiency of the current individual chest protection systems impacted by such a threat.

This research, combining experiments and numerical simulations, dealt with the physics at play from the detonation of an explosive charge and the injury outcomes. One of the first objectives was to understand the different physical phenomena involved in the propagation of the shock wave in the open field. The huge set of data acquired allowed the development of simple tools for the determination of the blast characteristics as well as a robust numerical approach under LS-DYNA. The next objective was to study the interaction of shock waves with targets of simple geometries and different compositions. In addition to the numerical validation of the fluid-structure interaction and of the FEM of the structures, the analysis of the experimental data acquired allowed to determine possible candidates for the definition of a thoracic injury criterion. Finally, tests on biological post-mortem reactors have been carried out, which enabled to obtain the kinematic response of the swine's thorax under blast.

All this work has led to improvements and promising tools for the evaluation and the improvement of chest protection systems in the near future. The proposed tools should be used to limit the risks to this threat which has gained in importance in recent years.