



HAL
open science

Etude expérimentale de la fissuration dynamique de plaques : application à la fragmentation de réservoirs

Martial Mosnier

► **To cite this version:**

Martial Mosnier. Etude expérimentale de la fissuration dynamique de plaques : application à la fragmentation de réservoirs. Mécanique [physics.med-ph]. Université d'Orléans, 2006. Français. NNT : . tel-00115871

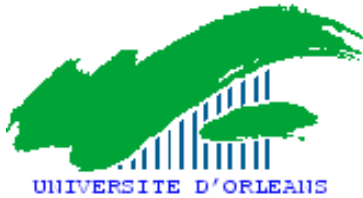
HAL Id: tel-00115871

<https://theses.hal.science/tel-00115871>

Submitted on 23 Nov 2006

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



THESE

Présentée :

A L'UNIVERSITE D'ORLEANS

Pour l'obtention du grade de :

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE D'ORLEANS

Discipline :

MECANIQUE - ENERGETIQUE

Par :

Martial MOSNIER

**Etude expérimentale de la fissuration dynamique de plaques :
application à la fragmentation de réservoirs**

Soutenue publiquement le 2 juin 2006

- Membres du jury -

M. Patrice BAILLY, Professeur – ENSI de Bourges – Directeur de thèse

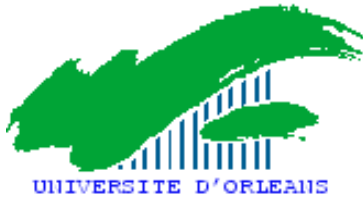
M. Ulrich HAUPTMANNS, Professeur – Université de Magdebourg – Rapporteur

M. Donatien LE HOUEDEC, Professeur Emérite – Ecole Centrale de Nantes – Rapporteur

M. Frédéric MERCIER, Docteur – INERIS – Examineur

M. Gérard POISSON, Professeur – Université d'Orléans – Examineur

M. Jérôme RENARD, Professeur – Université d'Orléans – Directeur de thèse



THESE

Présentée :

A L'UNIVERSITE D'ORLEANS

Pour l'obtention du grade de :

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE D'ORLEANS

Discipline :

MECANIQUE - ENERGETIQUE

Par :

Martial MOSNIER

Etude expérimentale de la fissuration dynamique de plaques : application à la fragmentation de réservoirs

Soutenue publiquement le 2 juin 2006

- Membres du jury -

M. Patrice BAILLY, Professeur – ENSI de Bourges – Directeur de thèse

M. Ulrich HAUPTMANNS, Professeur – Université de Magdebourg – Rapporteur

M. Donatien LE HOUEDEC, Professeur Emérite – Ecole Centrale de Nantes – Rapporteur

M. Frédéric MERCIER, Docteur – INERIS – Examineur

M. Gérard POISSON, Professeur – Université d'Orléans – Examineur

M. Jérôme RENARD, Professeur – Université d'Orléans – Directeur de thèse

Remerciements

Avant de commencer ce mémoire, je tiens à remercier l'Institut National de l'Environnement Industriel et des Risques (INERIS) et la Région Centre pour le cofinancement de cette thèse et pour m'avoir permis de travailler sur des domaines intéressants tels que les explosions et la rupture de réservoirs.

Je souhaite adresser mes plus sincères remerciements à mes deux directeurs de thèse, Monsieur Jérôme Renard (directeur du Laboratoire Energétique Explosions Structures) et Monsieur Patrice Bailly (Professeur à l'ENSI de Bourges), de m'avoir accueilli au sein du laboratoire, de m'avoir fait confiance, et de m'avoir dirigé. Leurs remarques et leurs corrections m'ont été très utiles.

Je remercie aussi Monsieur Olivier Pennetier (maître de conférence à l'IUT de Bourges) pour son aide afin de mettre en place le dispositif expérimental permettant de tester des plaques au laboratoire.

Je remercie particulièrement Monsieur Frédéric Mercier (encadrant INERIS) pour sa sympathie, sa disponibilité et son dynamisme ; Monsieur Christophe Proust et Monsieur Didier Jamois ainsi que l'ensemble des techniciens de l'unité Phen. en poste à la carrière de l'INERIS pour leurs travaux ayant permis de réaliser les explosions de réservoirs.

Que Monsieur Donatien Le Houédec, Professeur Emérite à l'Ecole Centrale de Nantes, et Monsieur Ulrich Hauptmanns, Professeur à l'Université de Magdebourg, trouvent ici le témoignage de ma gratitude pour avoir accepté d'examiner ce travail et d'être les rapporteurs ; ainsi que Monsieur Gérard Poisson, Professeur à l'Université d'Orléans, pour avoir accepté de présider mon jury de thèse.

Je voudrais marquer ma sympathie à l'ensemble du personnel de l'ENSI de Bourges.

Je tiens à remercier chaleureusement Benjamin Daudonnet (« mon pendant », lui numéricien, moi expérimentateur) pour son amitié et son soutien. Notre collaboration a été très agréable.

Enfin, je remercie mes parents, Michèle et Paul Mosnier, pour leur soutien inconditionnel, ma sœur Isabelle pour son aide à chaque moment précis où j'en ai eu besoin, Anne-Sophie Riou pour son amour, et l'ensemble de mes amis de Saint-Etienne, qui se sont intéressés (souvent avec amusement !) à mes expériences et qui ont pris régulièrement des nouvelles de l'avancement de mes travaux.

Résumé

La rupture dynamique des réservoirs métalliques pressurisés résulte de la compétition entre la fissuration de la paroi et la sortie du fluide qui en est à l'origine. Pour comprendre ce phénomène, deux études expérimentales ont été mises en œuvre.

- La première a consisté à soumettre des plaques métalliques à des chargements sous forme d'explosions, et à examiner leur mode de fissuration. Les vitesses de fissuration semblent indépendantes du chargement, tandis que la taille des fragments augmente avec la violence de l'explosion.
- La deuxième a consisté à faire exploser des enceintes d'environ vingt litres. Elle a permis de confirmer une partie des tendances observées précédemment.

Mots clés: fissuration, fragmentation, sollicitation dynamique, explosion, détonation, déflagration, plaques métalliques, réservoirs, ductilité, fragilité, essais expérimentaux.

Abstract

Dynamic rupture of metallic pressurized vessels results from a competition between the enclosure walls cracking and the fluid outcome. This phenomenon has been experimentally investigated by:

- First, lab-scale experiments where metallic plates have been subjected to explosive loads. Cracking propagation velocity has been surveyed and does not seem to be dependent of the dynamic loading. Otherwise, fragments sizes have been linked with the explosion violence.
- Then, large-scale experiments that have consisted in subjecting twenty litres enclosures to explosion. Some of the results confirms the findings of lab-scale experiments.

Key words: cracking, fragmentation, dynamic loading, explosion, detonation, deflagration, metallic plates, vessels, ductility, brittleness, experimental tests.

Sommaire

Remerciements	...3
Résumé	...5
Abstract	...6
Nomenclature	...13
<u>Introduction</u>	...15
<u>Partie I : Etude bibliographique</u>	...23
<u>Chapitre 1 : Etude théorique de la rupture</u>	...25
1.1. Les différents modes de rupture	...27
1.1.1. La rupture fragile	...28
1.1.2. La rupture ductile	...29
1.1.3. Transition fragile-ductile	...30
1.1.4. Synthèse : application à la rupture de réservoirs	...31
1.2. Phénomène de rupture	...32
1.2.1. Définition d'une fissure	...32
1.2.2. Fissure soumise à un chargement statique	...34
1.2.2.1. Fissure dans les matériaux élastiques	...35
1.2.2.2. Fissure dans les matériaux avec phase plastique	...36
1.2.2.2.1. Matériau parfaitement plastique : modèle d'Irwin	...36
1.2.2.2.2. Définition des intégrales de contour	...38
1.2.2.3. Fissure d'un point de vue énergétique : taux de restitution d'énergie	...39
1.2.3. Fissure soumise à un chargement dynamique	...40
1.2.3.1. Facteurs d'intensité des contraintes en dynamique	...41
1.2.3.1.1. Propagation de fissure	...41
1.2.3.1.2. Arrêt de fissure	...46
1.2.3.2. Taux de restitution d'énergie en dynamique	...47
1.3. Conclusion	...48
<u>Chapitre 2 : Etude expérimentale de la rupture</u>	...49
2.1. Outils expérimentaux d'étude de la fissuration	...51
2.2. Essais dynamiques	...52
2.3. Etude expérimentale de la rupture appliquée aux capacités sous pression	...53

2.3.1.	Rupture longitudinale	...55
2.3.2.	Rupture circonférentielle	...57
2.3.2.1.	Cas du fluide sous phase gazeuse	...57
2.3.2.2.	Cas du fluide sous phases gazeuse et liquide	...62
2.4.	Estimation et calcul des paramètres lors d'une rupture de capacité	...66
2.4.1.	Estimation du nombre de fragments	...66
2.4.2.	Estimation de la masse des fragments	...66
2.4.3.	Calcul de la vitesse d'éjection des fragments	...67
2.4.4.	Calcul de la portée des fragments éjectés	...71
2.5.	Conclusion	...72

Partie II : Expériences à échelle du laboratoire **...73**

Chapitre 1 : Introduction **...75**

1.1.	Contexte	...77
1.2.	Etat de l'art	...78
1.3.	Présentation des étapes suivies lors de l'étude	...79

Chapitre 2 : Le banc expérimental **...83**

2.1.	Construction et équipement du banc expérimental	...85
2.1.1.	Présentation générale	...85
2.1.2.	Caractéristiques mécaniques et géométriques des tubes	...85
2.1.3.	Instrumentation	...87
2.1.4.	Mélange explosif employé	...89
2.1.4.1.	Réflexions ayant amené au mélange choisi	...89
2.1.4.2.	Réalisation du mélange	...90
2.1.5.	Caractérisation des phénomènes d'explosion dans le tube	...90
2.1.5.1.	Généralités	...90
2.1.5.2.	Modes d'amorçage en détonation	...92
2.1.5.3.	Résultats des expériences	...92
2.1.5.4.	Système d'amorçage de l'explosion	...93
2.1.5.4.1.	Amorçage par étincelle électrique	...93
2.1.5.4.2.	Amorçage par fil explosé	...93
2.1.5.4.3.	Caractéristiques des systèmes d'amorçage utilisés	...94
2.2.	Reproductibilité de la sollicitation	...95
2.2.1.	Introduction	...95
2.2.2.	Chargements appliqués aux échantillons testés	...97
2.2.2.1.	Profil des signaux de pression	...97

à explosion	2.2.2.1.1. Description de l'évolution de la pression dans la chambre	...97
	2.2.2.1.2. Pressions sur le fond du tube 1	...100
	2.2.2.2. Impulsions conférées à la plaque	...102
	2.2.2.3. Vitesses moyennes de l'onde dans le tube 1	...105
	2.2.2.4. Synthèse	...106
	2.2.2.4.1. Onde plane au fond de la première chambre	...106
	2.2.2.4.2. Données essentielles sur le chargement	...108
	2.2.3. Validation du dispositif expérimental	...108
	2.2.3.1. Comparaison des signaux de pression	...109
	2.2.3.2. Comparaison des impulsions	...112
2.3. Conclusion		...114

Chapitre 3 : Conditions d'expérimentation des plaques métalliques soumises à

<u>explosion</u>		...115
3.1. Introduction		...117
3.2. Matériaux de l'étude		...119
	3.2.1. Choix des matériaux	...119
	3.2.2. Caractéristiques mécaniques des matériaux	...119
	3.2.2.1. Protocole	...119
	3.2.2.2. Résultats	...120
3.3. Plage de surpression retenue et influence des conditions opératoires		...122
3.4. Evolution du dispositif expérimental		...127
3.5. Conclusion		...127

Chapitre 4 : Fissuration de plaques métalliques entaillées

4.1. Protocole de l'expérimentation de la propagation de fissure		...133
	4.1.1. Echantillons entaillés	...133
	4.1.2. Suivi de la fissuration	...134
	4.1.3. Récapitulatif des essais retenus	...135
4.2. Couplage entre le chargement et l'ouverture de fissure		...138
	4.2.1. Phénomène d'ouverture de fissure	...138
	4.2.1.1. Description	...138
	4.2.1.2. Discussion	...144
	4.2.2. Pressions de décharge	...147
4.3. Comportement des plaques		...148
	4.3.1. Rupture de type ductile	...149
	4.3.1.1. Cas de l'acier DC01	...149

4.3.1.2. Cas de l'aluminium 5754	...152
4.3.1.3. Conclusion	...158
4.3.2. Rupture de type fragile	...158
4.3.3. Rupture « intermédiaire »	...163
4.3.3.1. Cas de l'aluminium 2017	...163
4.3.3.2. Cas de l'acier XC 65-90	...166
4.3.3.3. Conclusion	...166
4.3.4. Synthèse des résultats	...169
4.4. Influence des paramètres de la sollicitation	...171
4.4.1. Influence de l'impulsion	...171
4.4.2. Influence du pic de surpression	...173
4.4.3. Analyse par matériau	...174
4.4.3.1. Cas de l'aluminium 5754	...174
4.4.3.2. Cas de l'aluminium 2017	...175
4.4.3.3. Cas de l'acier DC01	...175
4.4.3.4. Cas de l'acier XC 65-90	...176
4.4.4. Synthèse des résultats	...177
4.5. Conclusion	...177
<u>Chapitre 5 : Rupture dynamique de plaques métalliques</u>	...179
5.1. Conditions opératoires	...181
5.1.1. Changement des conditions d'appui (appui arrondi)	...181
5.1.2. Matériaux et plages de surpression retenus	...182
5.2. Sollicitation dynamique des deux aluminiums	...184
5.2.1. Cas de l'aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm	...184
5.2.1.1. Réponse de l'échantillon	...184
5.2.1.2. Evolution de la rupture	...184
5.2.1.3. Reproductibilité de la rupture	...185
5.2.2. Cas de l'aluminium 2017 d'épaisseur 1 mm	...188
5.2.3. Phénomène dynamique de formation de calottes	...189
5.2.4. Comparaison des deux aluminiums	...190
5.2.4.1. Rupture associée au chargement	...190
5.2.4.2. Variation de pression et temps liés à la rupture	...192
5.3. Influence de l'épaisseur sur les deux aluminiums	...193
5.3.1. Cas de l'aluminium 5754	...193
5.3.2. Cas de l'aluminium 2017	...196
5.3.3. Rupture des plaques d'épaisseur 0,5 mm	...197

5.4. Conclusion	...198
-----------------	--------

Partie III : Expériences à échelle réelle ...199

Chapitre 1 : Introduction ...201

1.1. Contexte	...203
1.2. Etat de l'art	...203
1.2.1. Eclatement de réservoir	...204
1.2.2. Essais de réservoirs soumis au feu	...205
1.2.3. Explosion de bouteilles de gaz	...205
1.3. Présentation des étapes suivies lors de l'étude	...207

Chapitre 2 : Le dispositif expérimental et la gamme des essais ...209

2.1. Les réservoirs	...211
2.1.1. Matériaux des réservoirs	...211
2.1.2. Caractéristiques des réservoirs	...212
2.2. Dispositif sécurisé d'explosion des réservoirs	...214
2.2.1. Equipement et métrologie	...214
2.2.2. Evaluation des risques	...217
2.3. Conditions d'explosion retenues	...219
2.3.1. Recherche des conditions d'explosion	...219
2.3.1.1. Mélanges pauvres	...220
2.3.1.2. Mélanges enrichis en oxygène	...221
2.3.2. Conditions d'essais	...222
2.4. Conclusion	...223

Chapitre 3 : Rupture de réservoirs métalliques soumis à une explosion interne ...225

3.1. Enchaînement des phénomènes	...227
3.1.1. Surpression de ruine	...227
3.1.2. Déformation et fissuration du réservoir	...228
3.1.3. Effets de surpression aérienne	...229
3.2. Analyse globale	...232
3.2.1. Surpression de ruine	...232
3.2.2. Fissuration	...234
3.2.2.1. Vitesse de fissuration	...234
3.2.2.2. Réservoirs d'acier DC01	...235
3.2.2.3. Réservoirs d'aluminium 2017	...237
3.2.2.4. Réservoirs d'aluminium 5754	...239
3.2.2.5. Analyse des fragments	...241

3.2.3. Effets de surpression aérienne	...242
3.3. Conclusion	...245

Partie IV : Discussion – comparaison **...247**

1. Introduction	...249
2. Comparaisons des essais expérimentaux avec des simulations numériques	...249
2.1. Choix du modèle numérique employé	...249
2.2. Loi de Chaboche implémentée dans le logiciel MSC-MARC	...250
2.2.1. Modèle élastoviscoplastique de Chaboche	...251
2.2.2. Eléments employés	...251
2.3. Etude de la déflexion des plaques	...252
2.3.1. Conditions aux limites	...252
2.3.2. Simulation numérique de la déformée (sans bord arrondi)	...253
2.3.3. Simulation numérique de la déformée (avec bord arrondi)	...254
2.4. Modélisations numériques liées aux zones de rupture	...255
2.4.1. Différentes pressions appliquées sur la plaque	...255
2.4.2. Critères choisis	...256
2.4.3. Détermination des zones susceptibles d'être les lieux de rupture	...258
2.4.3.1. Pression obtenue sur plaque rigide	...258
2.4.3.2. Pression obtenue juste avant la plaque (capteur C3)	...261
2.4.4. Comparaison : essais expérimentaux / simulations numériques	...263
3. Conclusion	...264

Conclusion générale de l'étude **...265**

Annexes **...271**

Annexe 1 : Mesure de la pression	...273
Annexe 2 : Plan des tubes composant le dispositif expérimental	...275
Annexe 3 : Dimensionnement des éprouvettes pour un essai de traction	...277
Annexe 4 : Exemple de calculs numériques	...281
Annexe 5 : Fragments générés lors de l'explosion des réservoirs	...283

Références bibliographiques **...287**

Liste des figures et tableaux **...301**

Nomenclature

Grandeur	Désignation	Unité
A	surface d'ouverture du réservoir	m ²
A _D	surface exposée dans le plan perpendiculaire à la trajectoire	m ²
a	demi longueur de fissure	m
a ₀	célérité du son	m.s ⁻¹
a _g	Vitesse du son dans le gaz au moment de la défaillance	m.s ⁻¹
a(t)	trajectoire de la pointe de fissure	m
\dot{a}	vitesse de propagation de la pointe de fissure	m.s ⁻¹
C ₁	vitesse de propagation des ondes longitudinales	m.s ⁻¹
C ₂	vitesse de propagation des ondes transversales	m.s ⁻¹
C _r	vitesse de propagation des ondes de Rayleigh	m.s ⁻¹
C _D	coefficient de traînée	-
E	module de Young	MPa
E _{av}	énergie libérée	J
e	épaisseur de la paroi	m
G	taux de restitution d'énergie	J.m ⁻²
I	impulsion	N.s
J	intégrale de Rice	-
K _I , K _{II} , K _{III}	facteur d'intensité de contrainte en mode I, II, III	Pa.m ^{1/2}
K ^{dyn}	facteur d'intensité de contrainte en dynamique	Pa.m ^{1/2}
K _{Ia}	facteur d'intensité des contraintes à l'arrêt en mode I	Pa.m ^{1/2}
K _{IC}	facteur d'intensité des contraintes critiques en mode I	Pa.m ^{1/2}
L	longueur du réservoir cylindrique	m
M	masse molaire	kg.mol ⁻¹
M _f	masse du fragment	kg
M _g	masse de gaz dans le réservoir	kg
M _v	masse totale du réservoir vide	kg
P / P _a / P _i	pression / atmosphérique / interne initiale	Pa
\bar{P}	surpression adimensionnelle	-
R	constante des gaz parfaits	J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
R _f	portée maximale d'un fragment	m
\bar{R}_f	nombre adimensionnel correspondant à la portée	-

Grandeur	Désignation	Unité
r_y	demi longueur de la zone plastique	m
R_0	rayon moyen du réservoir cylindrique	m
t	temps	s
T	température	K
T_g	température absolue dans le réservoir lors de la rupture	K
u	champ des déplacements	m
u_f	vitesse maximale d'explosion	$m.s^{-1}$
v_i	vitesse initiale des fragments	$m.s^{-1}$
\overline{V}_i	nombre adimensionnel correspondant à la vitesse initiale	-
V_g	volume de la partie du réservoir remplie de gaz	m^3
w_e	densité d'énergie élastique	$J.m^{-2}$
w_e^*	densité volumique du taux d'énergie de déformation	$J.m^{-2}$
W_{elast}	énergie interne élastique	J
W_{ext}	énergie extérieure apportée au solide	J
W_{cin}	énergie cinétique	J
W_{rupt}	énergie dissipée dans la rupture	J
ΔH_f	chaleur de réaction	$J.kg^{-1}$
γ	énergie nécessaire à la création de surface rapport des chaleurs spécifiques de pression et de volume	$J.m^{-2}$ -
δ	ouverture en fond de fissure	m
ε	déformation	-
$\dot{\varepsilon}$	vitesse de déformation	s^{-1}
θ	angle de bifurcation de la fissure	rad
μ	module de cisaillement	-
ν	coefficient de poisson	-
ρ	masse volumique	$kg.m^{-3}$
σ	contrainte	Pa
σ_e	contrainte limite d'élasticité	Pa
σ_{eff}	contrainte effective	Pa
σ_0	contrainte de référence	Pa

Introduction

L'industrie met couramment en œuvre des enceintes métalliques sous pression, pouvant contenir des gaz, ou même, pour des niveaux thermodynamiques plus élevés, des gaz liquéfiés. La figure 1 rappelle schématiquement les grandes familles de produits qui sont susceptibles d'être stockés dans ces enceintes.

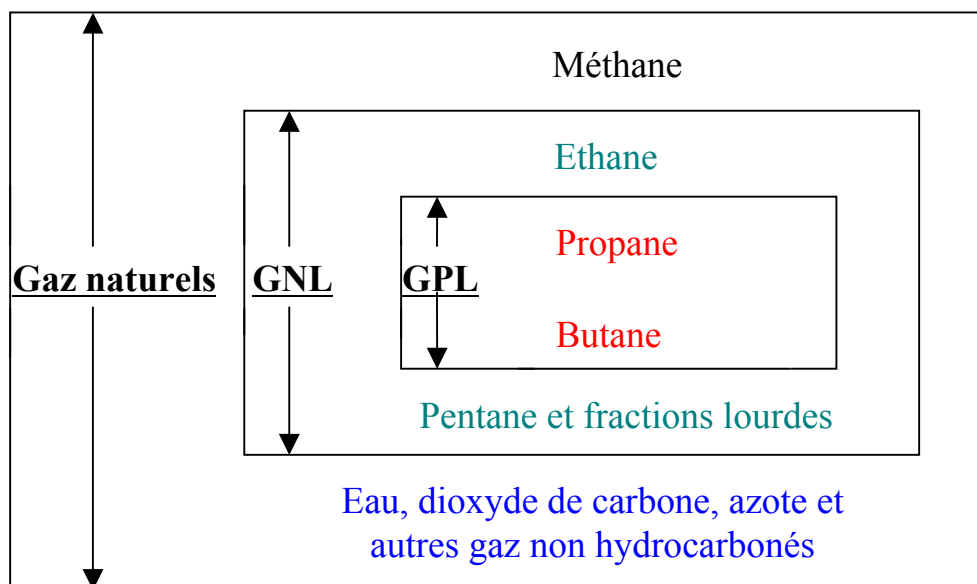


Figure 1 : Familles de produits susceptibles d'être stockés dans des enceintes sous pression.
GNL = Gaz Naturels Liquéfiés, GPL = Gaz de Pétrole Liquéfiés

Deux principales raisons sont à considérer en ce qui concerne la rupture de réservoir. La première est une rapide montée en pression à l'intérieur du réservoir, due à un sur-remplissage ou une surchauffe du réservoir. Cette surchauffe est elle-même causée par un feu externe, un emballement thermique de réaction ou une explosion interne. De ce fait, la pression à l'intérieur du réservoir dépasse la pression limite dynamique de rupture. La seconde raison de rupture est une réduction de la résistance du réservoir causée par corrosion, fatigue, défaut du matériau ou impact externe.

Dans l'éventualité d'une rapide montée en pression au sein d'une capacité métallique, l'ingénieur ne dispose aujourd'hui que de quelques outils pour estimer les surpressions générées suite à la rupture ainsi que le nombre et la portée des fragments éjectés... Ces outils sont majoritairement basés sur l'expérience (essais, rapports d'accidents). Les progrès scientifiques attendus, dans le domaine de la rupture de capacité sous pression, visent, une meilleure connaissance du phénomène et ainsi, une avancée dans la conception d'outils suffisamment complets et réalistes qui permettent de prévoir le comportement de l'enceinte sollicitée. L'utilité de concevoir des outils plus performants est primordiale pour la prévention des risques car de nombreux accidents industriels conduisent à la rupture de réservoirs métalliques sous pression (chaudières, réservoirs de stockage et de transport,

capacités utilisées dans les process de l'industrie chimique ou pétrochimique...). Cette rupture, selon ses modalités d'occurrence, peut conduire à émettre des projectiles animés d'une quantité de mouvement importante. Leurs impacts peuvent blesser ou tuer des personnes et être à l'origine de dégâts matériels importants dans l'environnement.

A titre d'exemple, l'accident de Bordes (2000) [CAU 01] a mis en œuvre un camion en feu chargé de bouteilles de GPL. L'accident a produit des effets très variés. En effet, si certaines bombonnes se sont contentées de se fendre longitudinalement, d'autres ont projeté, à des distances variables, des éclats pouvant être grossièrement classés en deux familles (figure 2) :

- d'une part, des têtes de bouteille, en raison de leur rôle de soupape de sécurité,
- d'autre part, des fragments plats, résultant vraisemblablement d'un éclatement fragile.

Les dommages furent très importants. Des débris de bouteilles ont été retrouvés à plus d'un kilomètre de l'accident.



Figure 2 : Fragments récupérés lors de l'accident de Bordes.

Un autre aspect de cette diversité peut être illustré par l'explosion d'une chaudière à tubes de fumée à Basse-Goulaine (44) en 1994 [MOU 95], qui entraîna la mort de trois personnes et en blessa deux autres. Curieusement, aucun effet de pression, tel que les bris de vitres ou la chute de tuiles, n'a été rapporté dans le voisinage. L'accident s'est, en fait, traduit par la projection, dans des directions opposées, de pièces entières de la chaudière à des distances de l'ordre de la centaine de mètres (figure 3). La vapeur stockée dans la chaudière avant sa rupture aurait donc contribué à un effet fusée, le changement de phase alimentant, au cours de son vol, la poussée des pièces de la chaudière.

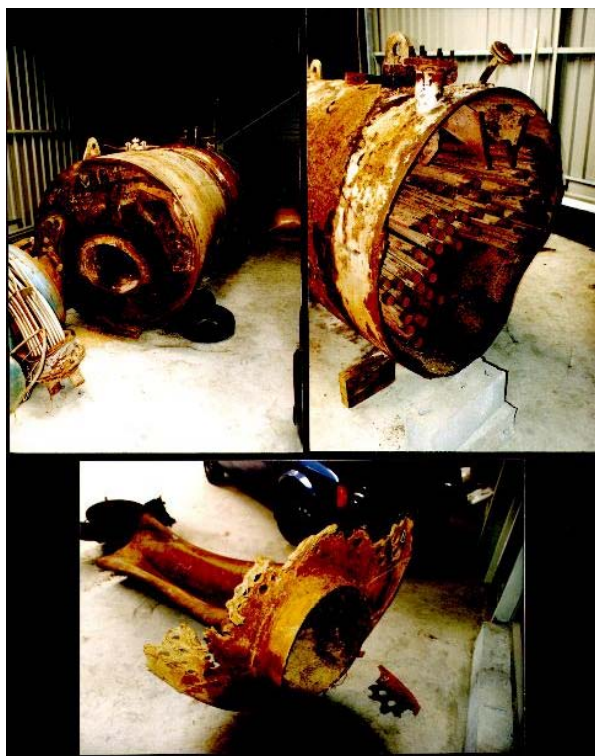


Figure 3 : Éléments projetés à Basse-Goulaine.

D'autres exemples d'accidents de rupture de différentes sortes de capacité sont présentés dans le tableau 1. Les causes de ces accidents sont diverses. Les effets générés par la rupture des réservoirs sous pression peuvent être extrêmement variés. Ainsi, les effets de pression et les projections dans l'environnement résultent tout particulièrement du couplage existant entre le fluide et la structure du réservoir.

Au vu de toutes ces situations généralement désastreuses, l'analyste de risque se doit, de façon générale, d'évaluer l'étendue de la zone potentielle d'impact de ces projectiles. De façon plus particulière, il lui faut disposer d'informations sur leurs tailles, leurs formes et leurs vitesses, au titre de la synergie d'incidents à considérer. Il importe en effet de caractériser au mieux, certes, l'évolution dans le temps de l'onde de pression à attendre dans le voisinage de la capacité, la rupture de cette dernière, mais aussi les modalités de création et de projection d'éclats de façon à prévoir d'éventuels « effets dominos ». Les risques portent alors sur les équipements voisins (rupture de canalisations, perforation de réservoirs) ou encore sur certains équipements de sécurité comme le circuit incendie et les moyens d'intervention des pompiers. L'évaluation de ces risques permet de prévoir au mieux les installations à créer, afin de concevoir les positions relatives les plus judicieuses des divers équipements, compte tenu des caractéristiques géométriques du site industriel et de ses abords (voies de communication, ...).

Lieu date	Réservoirs (type, capacité)	Produits stockés	Causes de l'accident	Phénomène résultant	Dégâts matériels	Conséquences humaines
Alma (U.S.A.) (1958)	Réservoir cylindrique de 80 m ³	GPL (butane)	Surpression	UVCE (Unconfined Vapour Cloud Explosion)	?	1 mort 4 blessés
Brinkley (U.S.A.) (1959)	Camion-citerne ; 3 réservoirs (< 60m ³)	GPL (butane)	Erreur humaine	BLEVE (Boiling Liquid Expanding Vapour Explosion)	Considérable	1 mort
Feyzin (France) (1966)	Sphères de 1200 et 2000 m ³	GPL (propane)	Erreur humaine	fuite, inflammation, explosion, fragmentation	?	1 mort
Crescent City (U.S.A.) (1970)	Wagon	GPL	Etincelle provenant du déraillement	BLEVE	Fragments de wagon retrouvés à plus de 500 m	66 blessés
Saint-Amand (France) (1973)	Camion-citerne	GPL (propane)	Fuite due à un accident routier ; ignition causée par la friction sur le sol	BLEVE	Projection du camion sur une maison, propagation d'un vaste incendie	?
Kingman (U.S.A.) (1973)	Wagon citerne de 75 m ³	GPL	Erreur humaine	Inflammation du gaz BLEVE	Projection du wagon à 365 m ; 5 bâtiments voisins furent brûlés	13 morts (l'opérateur et 12 pompiers) 95 blessés
Kurtkoy (Turquie) (1997)	Réceptifs aérosols et réservoir cylindrique	GPL (butane)	Etincelle due au retour d'électricité après une panne de courant	Explosion et BLEVE des capacités	Projection de la virole et des fonds à plus de 80 m ; vitres brisées dans un rayon de 500 mètres	?
Qatar (1977)	Réservoir cryogénique	GPL	Soudures de mauvaise qualité et maintenance insuffisante	VCE (Vapour Cloud Explosion)	Usine totalement détruite ; dommages jusqu'à 2 km	7 morts
Texas City (U.S.A.) (1978)	Sphère de 800 m ³	GPL isobutane	Sur-remplissage et fissuration le long d'une ligne de soudure (fuites)	BLEVE	Vitres brisées jusqu'à 3,5 km	7 morts 10 blessés
San-Ixhuatepec (Mexique) (1984)	4 sphères de 1600 et 2400 m ³ , 48 réservoirs cylindriques	GPL	Rupture d'une canalisation sous 24 bars	BLEVE et effets dominos	Fragments retrouvés à plus de 1200 m	500 morts 7000 blessés
Asahikawa (Japon) (1988)	Unité de recompression et de remplissage de bouteilles de gaz	GPL	Non-respect d'une procédure entraînant une fuite	Explosion (cause d'allumage indéterminée) et incendie	1 207 bouteilles de gaz détruites	3 morts 2 blessés
Sydney (Australie) (1990)	Réservoirs aériens (160-148-88-31m ³), camions-citernes, réservoirs « cigares »	GPL	Source d'ignition : étincelle électrique ; fuite sur tuyauterie conduisant à la formation d'un nuage explosible	Succession de BLEVE	Onde de choc ressentie à 3 km ; centaines de petits réservoirs	?
Ulsan (Corée du Sud) (1990)	Réservoir	GPL (butane)	Décharge d'électricité statique	Fuite sur un système d'étanchéité qui conduit à un feu et à l'explosion des réservoirs	?	?
Sainte Sophie (Canada) (2001)	Réservoirs cylindriques (capacités : de 13 à 180 kg)	GPL (propane)	Court-circuit	BLEVE	Tous les réservoirs (2~300) et un camion-citerne	0 blessé

Tableau 1 : Liste d'accidents avec leurs descriptifs (base de données ARIA [ARIA], compilée par le BARPI et l'INERIS).

A moyen ou long terme, l'objectif global est de disposer d'une méthode permettant de prévoir la rupture d'une capacité, ainsi que les projections qu'elle est susceptible de générer. En d'autres termes, quelque soit la nature du fluide contenu dans le réservoir, ainsi que celle du métal le constituant, cette méthode doit permettre de représenter l'évolution d'une fracture déjà initiée dans la paroi de l'enceinte jusqu'à l'éclatement de cette dernière, d'en évaluer la taille des fragments qui vont en résulter, ainsi que leurs projections. Ce vaste et ambitieux projet a un but concret pour l'INERIS (Institut National de l'Environnement Industriel et des Risques). Il doit conduire à la réalisation d'un outil pour l'ingénieur, utile pour les analyses de risques, les analyses critiques et les analyses d'accidents. L'objectif de l'INERIS est de dépasser le cadre strict de l'établissement des études de dangers pour les « Installations classées pour la Protection de l'Environnement » ou celui de l'analyse critique de ces dernières études, pour mettre au point des outils visant à augmenter la sécurité vis-à-vis des conséquences de la rupture d'une enceinte métallique. Il s'agit de prévoir des équipements suffisamment résistants aux rapides montées en pression, mais aussi de prévoir les conséquences de ces divers scénarios de rupture d'enceintes afin de sélectionner les risques significatifs en termes d'effets. La connaissance précise des effets de ces ruptures d'enceintes permet également de définir une stratégie de lutte qui peut inclure le calcul et la mise en place de dispositifs de refroidissement et d'extinction, de décharge de pression, de divers dispositifs d'isolement ainsi que de diverses protections envisageables face aux projectiles.

L'enjeu de la présente étude est de mieux comprendre le phénomène de rupture d'enceinte. Les réservoirs sous pression sont fabriqués avec des matériaux ductiles selon les codes du domaine (Code français de construction des appareils sous pression « CODAP », American Society of Mechanical Engineers « ASME »...). La caractéristique de ce type de matériau est son aptitude à subir des déformations irréversibles sans rompre (plasticité du matériau). Cependant, au regard de nombreux accidents, les réservoirs se cassent en produisant de gros fragments dans certains cas, et de petits fragments dans d'autres cas. Or, il est généralement entendu qu'une rupture ductile génère de gros fragments (peu nombreux), alors qu'une rupture fragile génère de petits fragments (en forte quantité). En résumé, l'objectif est de savoir si un matériau ductile peut se rompre de manière fragile, et de même, si un matériau fragile peut se rompre de manière ductile. Si c'est le cas, les différentes conditions d'obtention de ces ruptures seront décrites et explicitées. Ce phénomène est, de plus, dynamique, du fait des sollicitations par explosion. La réponse d'une enceinte à ce type de sollicitation est donc difficilement prévisible, et tenter de la prévoir conduit, dans un premier temps, à identifier les paramètres pertinents du problème. Le caractère ductile ou fragile de la rupture semble être une des clés du problème. Or, différents domaines de la physique sont à prendre en compte pour l'étude de la rupture de réservoirs sous pression, dont notamment, la thermodynamique (comportement des gaz, GPL, ...), la détonique (explosions sous forme de déflagration et de détonation), la mécanique des solides (déformation des coques, des parois), la mécanique de la rupture (pointe de fissure), la balistique (éjection de fragments)... Prendre en compte l'ensemble de ces domaines simultanément

s'avère d'une très grande difficulté. L'étude est donc ciblée. Ce travail s'intéresse principalement au domaine de la rupture mécanique. D'emblée, le problème est dual : la fragmentation est d'abord un problème local de fissuration et de mécanique de la rupture, puis, à l'échelle globale, le résultat de la propagation de ces fissures. C'est cette dernière échelle globale, qui, pour autant que la rupture initiale se soit produite, est couplée avec le chargement. Considérer un couplage entre la structure d'une part et le fluide d'autre part est absolument nécessaire en ce sens, qu'à matériaux et structures fixés, l'occurrence et le déroulement du phénomène de fragmentation sont une conséquence directe du signal de pression appliqué à la paroi, lui-même modifié au cours du temps en fonction des ouvertures que la fragmentation a créées. Pour toutes ces raisons, des essais ont été imaginés et conduits au sein du L.E.E.S. (Laboratoire Energétique Explosion Structure). Il s'agit d'étudier le caractère de la rupture d'échantillons (plaques) soumis à des sollicitations dynamiques. Le savoir-faire du laboratoire, dans le domaine des explosions, a contribué au bon déroulement de ces expériences originales. Des essais à plus grande échelle sont venus compléter l'étude. De tels essais, avec d'énormes difficultés de mise en œuvre et d'instrumentation, ont été réalisables grâce aux compétences des ingénieurs et des techniciens de l'unité PHEN de la Direction des Risques Accidentels de l'INERIS.

Le caractère ductile ou fragile de la rupture est observé et analysé dans cette étude, en se basant principalement sur des essais expérimentaux. Cette étude s'articule en quatre parties.

La première partie, intitulée « Etude bibliographique », est un état de l'art sur le vaste domaine de la rupture. L'étude théorique est centrée sur la propagation de fissure, particulièrement en dynamique. Les aspects expérimentaux sont ensuite largement mis en avant, en s'attachant à la fragmentation de réservoirs.

La deuxième partie présente le cheminement de construction d'un banc expérimental, permettant la sollicitation, sous forme d'explosions, de plaques métalliques (essais à l'échelle du laboratoire). Plusieurs matériaux, de degrés de ductilité-fragilité différents, sont testés. Le caractère ductile ou fragile de la rupture obtenue est analysé au moyen de paramètres tels que notamment la vitesse de propagation de fissures. La diversité des fissures obtenue montre l'intérêt et l'importance de comprendre le phénomène de rupture. Les conséquences sont aux niveaux des ouvertures de fissures générant des fragments, et des effets de pression.

La troisième partie regroupe des essais à plus grande échelle sur réservoirs, réalisés à la carrière de l'INERIS. Le but de ces essais est de « recoller » à la réalité. Une démarche phénoménologique est entreprise. Le caractère ductile ou fragile de la rupture est toujours le facteur qui va permettre l'étude des pressions de rupture, de la fragmentation... Ces essais permettent aussi de voir l'évolution et la forme de la rupture.

La quatrième partie s'attache à comparer les résultats expérimentaux avec des résultats numériques correspondants. Ces comparaisons portent essentiellement sur les modélisations des essais sur plaques métalliques, réalisés en laboratoire.

Partie I

Etude bibliographique

Chapitre 1

Etude théorique de la rupture

D'énormes progrès ont été accomplis ces dernières décennies dans l'analyse et la modélisation des mécanismes de rupture d'un matériau. La mécanique linéaire élastique de la rupture fournit en particulier un cadre théorique qui permet de décrire la propagation des fissures. Ces prédictions sont en bon accord avec les observations expérimentales tant que le matériau considéré est suffisamment homogène et que la vitesse de rupture reste suffisamment lente (inférieure à 100 m/s). En revanche, elles échouent largement dans le cas contraire. En se propageant, le front de fissure interagit avec la microstructure du matériau et émet ainsi des ondes de contrainte de différents types (ondes acoustiques, ondes de Rayleigh, ondes de fractures,...). Celles-ci se propagent dans l'ensemble du matériau, interagissent elles-mêmes avec la microstructure et reviennent perturber la propagation du front. Ces effets restent encore largement méconnus.

Ce chapitre se décompose en deux points principaux. Dans le premier, la rupture est décrite de manière globale. Le second point est une présentation plus précise du phénomène de fissuration, sous chargement statique et dynamique.

1.1. Les différents modes de rupture

La courbe contrainte / déformation (figure 1.1) issue, par exemple, d'essais de traction sur des éprouvettes jusqu'à la rupture, fait souvent apparaître deux zones lors de la déformation du matériau [LEM 88] :

- une zone élastique, dans laquelle contraintes et déformations sont liées proportionnellement. Le matériau revient à son état d'origine lorsque cesse la sollicitation.
- une zone plastique, pour laquelle le matériau ne revient pas à son état d'origine lorsque cesse la sollicitation.

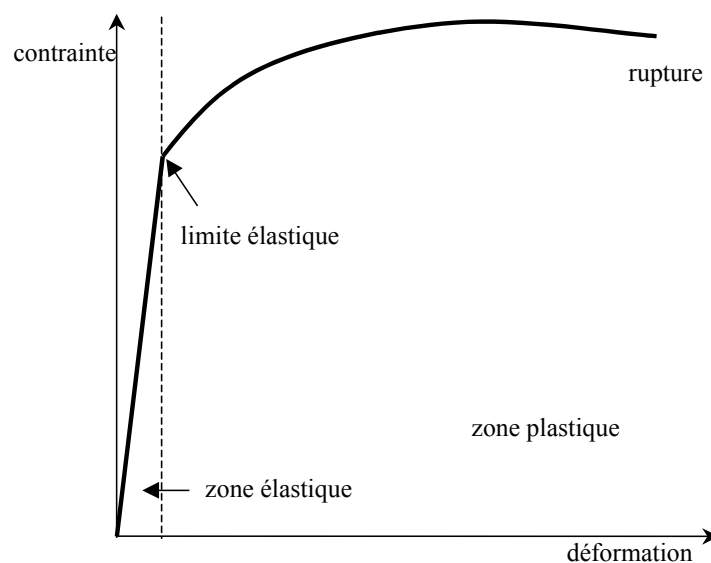


Figure 1.1 : Courbe contrainte déformation classique.

Au regard de la cristallographie (échelle des grains), les déformations élastiques et permanentes respectent la cohésion de la matière. De ce fait, la rupture survient lorsque cette cohésion est détruite. Elle opère par création de discontinuités surfaciques ou volumiques au sein de la matière. Il s'agit de microfissures de l'ordre du micron, qui deviennent des macrofissures en atteignant des dimensions de l'ordre du millimètre, et enfin, des fissures, à l'échelle des structures mécaniques. Deux mécanismes de rupture locale sont décrits : la rupture fragile et la rupture ductile.

1.1.1. La rupture fragile

La rupture fragile est caractérisée par une cassure sans déformation plastique, ou avec une déformation plastique faible. La déformation avant rupture est donc presque exclusivement élastique. L'énergie de rupture, qui est représentée par l'aire sous la courbe contrainte déformation (obtenue par essai de traction), est faible, comme le montre la figure 1.2.

Le phénomène fragile correspond au cas où les dislocations ne peuvent pas se déplacer, ou dont les mouvements sont difficiles et limités. C'est le cas par exemple des alliages métalliques dans lesquels les caractéristiques de résistance ont été fortement augmentées. Ainsi, très généralement, la fragilité augmente avec la limite d'élasticité. Les ruptures fragiles, se faisant sans déformation plastique, se produisent par décohérence de plans cristallographiques. En somme, la rupture fragile se produit lorsque les liaisons interatomiques se rompent sans déformation plastique globale.

La rupture apparaît, en général, sous forme de facettes brillantes, qui sont révélées par un examen macroscopique des surfaces de fracture. Ainsi, la figure 1.3, représentant un échantillon cassé lors d'un essai de Charpy, révèle cette zone plate et brillante, sur laquelle les facettes des grains sont bien visibles, à la suite d'une rupture fragile.

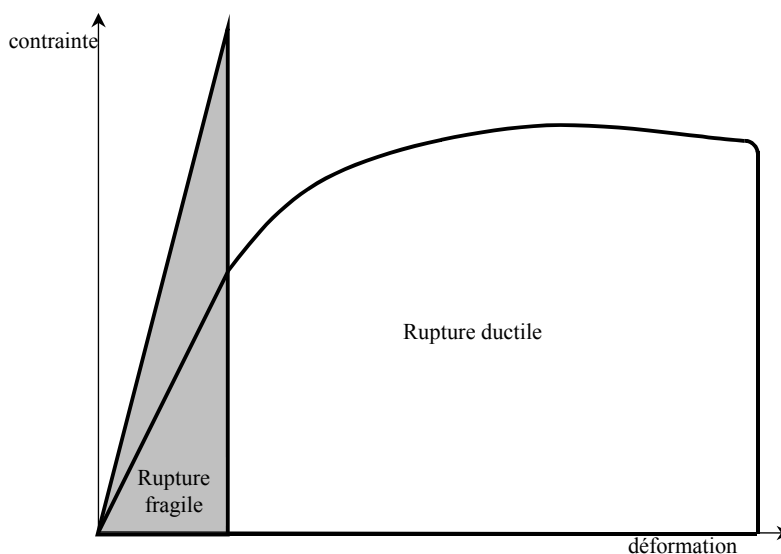


Figure 1.2 : Courbe contrainte déformation dans le cas des ruptures fragile et ductile.



Figure 1.3 : Rupture fragile.

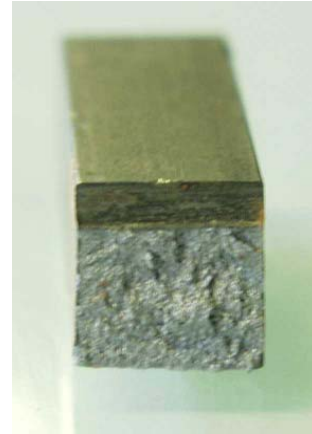


Figure 1.4 : Rupture ductile.

1.1.2. La rupture ductile

La rupture ductile est caractérisée par une forte déformation plastique après la phase élastique (figure 1.2). L'énergie de rupture est alors beaucoup plus élevée. La rupture ductile est le résultat de l'instabilité des très grandes déformations locales engendrées au voisinage des défauts cristallins. Au voisinage de ces défauts, les sollicitations extérieures créent des concentrations de contraintes qui engendrent de grandes déformations plastiques.

L'énergie absorbée pour la rupture, la résilience, constitue une estimation du degré de fragilité / ductilité. L'essai de résilience (ou essai de Charpy) consiste à casser à l'aide d'un mouton-pendule une éprouvette de section carrée, entaillée ou non. La résilience est une caractéristique documentée par les fournisseurs de matériaux. A titre d'exemple, les résultats d'essais de résilience sur plusieurs matériaux, qui vont être utiles pour cette étude, sont présentés au tableau 1.1. Ces essais ont été réalisés sur des éprouvettes entaillées de 4x5x55 mm³. Les matériaux sont par ordre croissant de ductilité.

Matériau	Energie (KJ.m ⁻²)
Aluminium 2017	1021,7
Aluminium 5754	1148,7
Acier DC01	1562,7

Tableau 1.1 : Valeurs de résilience pour différents matériaux.

Les ruptures ductiles se produisent donc après le déplacement ou le glissement d'un grand nombre de dislocations. Cela entraîne des empilements de dislocations qui conduisent à la formation de microfissures. Lorsque ces défauts deviennent importants, le métal se déchire (figure 1.4). La rupture apparaît généralement sous forme de cupules. C'est un examen macroscopique des surfaces de fracture qui révèle des zones inclinées à 45° par rapport au plan de glissement, dues à une rupture ductile.

1.1.3. Transition fragile-ductile

Plusieurs facteurs influencent la fragilité ou la ductilité des métaux :

- la température : quand la température décroît, le mouvement des dislocations, activé thermiquement, devient de plus en plus difficile. Donc, la force nécessaire pour les déplacer augmente, et avec elle la limite d'élasticité. A une température assez basse, la déformation plastique devient impossible avant rupture du matériau. Ainsi, il existe une température, dite de transition, au-dessous de laquelle le matériau devient fragile. En mesurant la résilience en fonction de la température, une courbe est tracée (figure 1.5), mettant en évidence une zone de transition ductile-fragile qui correspond à un changement de comportement de ductile à fragile.

Cette courbe permet de distinguer trois zones de température :

- la zone à basse température est celle où la rupture est fragile,
- la zone à température plus élevée est celle où la rupture est ductile,
- enfin la zone de transition est celle où la rupture est mixte. Elle se produit avec une déformation plastique limitée, le faciès de la fracture étant composé d'une zone à grains (fragile) entourée d'une zone à nerfs (ductile).

La figure 1.6 représente la phase de transition pour des aciers à teneur variée en carbone. Les aciers utilisés pour fabriquer des réservoirs, destinés à être sous pression, sont à faible teneur en carbone. Par exemple, l'acier DC01 possède 0,12 % de carbone. Pour les réservoirs sous pression, la transition ductile-fragile s'opère pour des températures inférieures à $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$. Leur utilisation (à température ambiante) se fait donc dans la zone ductile. Pour les aciers à forte teneur en carbone, tels que l'acier XC65-90 (0,8 % de carbone), la transition s'opère aux alentours de $100\text{ }^{\circ}\text{C}$. Leur utilisation se fait donc dans la zone fragile.

- la vitesse de déformation : en général, la ductilité diminue si la vitesse de déformation augmente car une déformation trop rapide limite le mouvement des dislocations. La vitesse de chargement se répercute au travers de la vitesse de déformation :

$$\dot{\epsilon} = \frac{2\sigma_e}{E t} \quad (t : \text{temps de chargement}) \quad [1.1]$$

Un chargement est toujours considéré statique si $\dot{\epsilon} < 10^{-5}\text{ s}^{-1}$ et toujours dynamique si $\dot{\epsilon} > 10\text{ s}^{-1}$.

- l'effet d'entaille : la présence d'un défaut ou d'une entaille entraîne une concentration de contraintes qui peut modifier le régime de rupture.

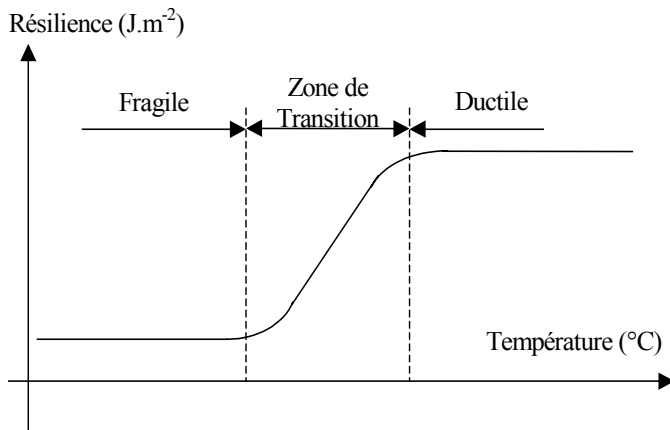


Figure 1.5 : Evolution de la résilience en fonction de la température [COL 00].

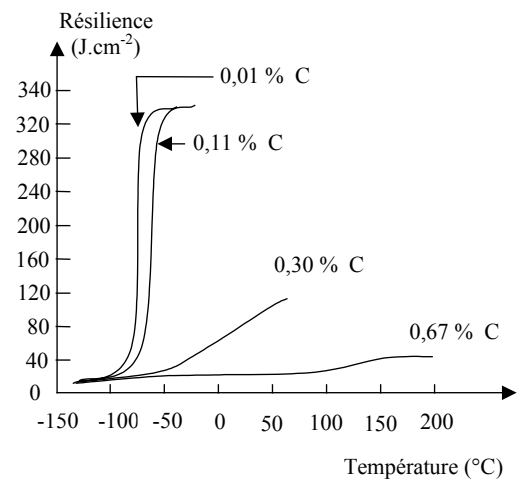


Figure 1.6 : Intervalle de transition entre les états ductile et fragile des aciers à teneur variée en carbone.

1.1.4. Synthèse : application à la rupture de réservoirs

Suite aux observations expérimentales, ainsi qu'aux observations d'un grand nombre d'accidents, l'ingénieur déduit qu'un nombre important de petits fragments résulte d'une rupture fragile. Cela vient du fait que de multiples bifurcations de fissures se produisent. L'énergie nécessaire à propager cette rupture est l'énergie de déformation élastique. La rupture fragile se caractérise par une vitesse de propagation de fissure nettement supérieure à celle obtenue lors d'une rupture ductile.

La rupture ductile génère peu de fragments (moins de cinq en général), mais ils sont généralement de grosses tailles.

La rupture lors de la transition ductile-fragile génère en général peu de fragments, qui sont de tailles importantes. En ce qui concerne les apparitions de bifurcations de fissures, elles sont réduites par rapport à celles occasionnées dans une rupture fragile.

Ces considérations sont empiriques. Elles sont utiles et pratiques pour l'ingénieur, qui va s'intéresser principalement aux conséquences de la rupture. Mais aussi et surtout, elles montrent la difficulté à exprimer et à caractériser les différents types de rupture de manière « plus scientifique ».

1.2. Phénomène de rupture

1.2.1. Définition d'une fissure

Une fissure est définie comme la surface séparant localement un solide en deux parties. Le champ de déplacement est alors discontinu à travers cette surface et les trois composantes vectorielles de cette discontinuité forment les trois modes de rupture [BUI 77 ; LAB 80 ; LIE 69 ; REC 95 ; FRA 95] schématisés sur la figure 1.7.

- *mode I* : mode d'ouverture de la fissure, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont perpendiculaires à la direction de propagation,
- *mode II* : mode de cisaillement dans le plan, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont parallèles à la direction de propagation,
- *mode III* : mode de cisaillement hors du plan, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont parallèles au fond de la fissure.

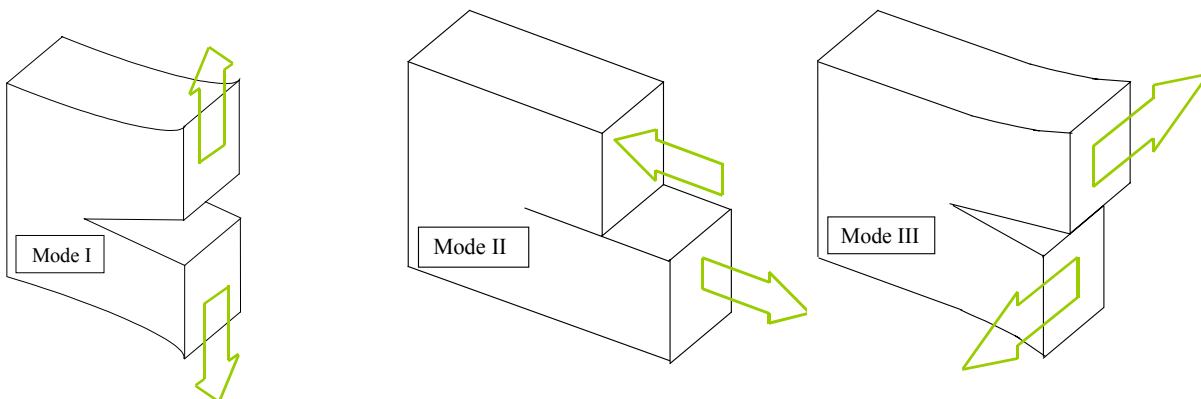


Figure 1.7 : Les différents modes de rupture.

L'objet de la mécanique de la rupture est l'étude des évolutions de cette surface, c'est-à-dire la propagation de la fissure en fonction des chargements appliqués et des caractéristiques du matériau constituant le solide.

Prévoir le comportement de la fissure dans le milieu fissuré s'apparente à prévoir sa propagation dans un critère de ruine. Tout paramètre ou toute valeur issu de plusieurs paramètres caractérisant la propagation d'une fissure, comparé à sa valeur critique (mesurée expérimentalement), peut servir de critère de ruine à condition de déterminer la valeur critique du chargement qui déclenche la croissance de la fissure et la direction selon laquelle la fissure se propagera. Un critère de ruine permet de connaître le comportement de la fissure à un instant donné. Cependant, certaines fissures se

propagent à une certaine vitesse jusqu'à la ruine. Dans ce cas, la connaissance de la vitesse de propagation s'avère primordiale.

On s'intéresse particulièrement à deux mécanismes physiques de la rupture par fissuration, qui sont la rupture fragile et la rupture ductile. Ces deux mécanismes peuvent intervenir selon deux types de fissuration [BUI 77 ; REC 95] :

- la fissuration brutale : pour les matériaux à très haute résistance, les contraintes de travail sont très élevées. Une énergie potentielle est ainsi créée. La présence de petites fissures peut alors conduire à une rupture brutale qui souvent ne s'accompagne pas de déformation plastique macroscopique par suite de la très faible ductilité du matériau au voisinage de la fissure,
- la fissuration successive : il s'agit ici, d'une succession de mécanismes (fragile-ductile) qui, sous contraintes répétées, entraîne la fissuration successive, appelée habituellement la rupture par fatigue. Cette fissuration peut intervenir sans déformation appréciable avec un grand nombre de variations de cycles de contraintes, ou elle peut s'accompagner de grandes déformations plastiques et intervenir à petit nombre de cycles. On parle alors de la fatigue « oligocyclique ».

Les facteurs qui influencent le comportement à la rupture par fissuration des matériaux sont de deux natures : mécaniques et métallurgiques. Les facteurs mécaniques concernent l'état de déplacements, de déformations et de contraintes, les conditions d'environnement telles que la température. Les facteurs métallurgiques concernent les impuretés, les tailles de grains, les états de surface...

Sur le plan industriel, la rupture brutale intervient de façon exceptionnelle, mais néanmoins catastrophique. Dans le cas de la rupture par fissuration successive, la plupart des structures, soumises aux charges répétées, est vulnérable à ce phénomène. Bien que de nombreux facteurs mécaniques et métallurgiques influencent la fissuration, les développements de la mécanique de la rupture ont montré que trois facteurs majeurs contrôlent le comportement de la structure à la fissuration :

- la résistance à la rupture du matériau : il s'agit d'une grandeur intrinsèque au matériau qui peut être définie comme étant l'aptitude du matériau à résister à une singularité (fissure) existante au sein du matériau. Plusieurs valeurs expérimentales peuvent décrire cette résistance,
- la taille de la fissure existante : la fissuration à partir de discontinuités. Ces discontinuités sont représentées par des fissures dont les dimensions géométriques sont d'une extrême importance vis-à-vis du comportement de la fissuration,
- la trajectoire de charge appliquée à la structure : le niveau des contraintes et le niveau de leurs variations sont étroitement liés au comportement de la fissuration, ainsi qu'au type de celle-ci.

Ces trois facteurs peuvent être mis respectivement sous les étiquettes : critère de ruine, de géométrie et de conditions limites. Ils ne sont pas exclusifs.

Pour résumer, quatre types de propagation de fissure [BUI 77 ; REC 95] se distinguent :

- *type I* : une fissuration brutale provoquant une rupture fragile où la loi de comportement du matériau reste dans le domaine élastique linéaire (et élasto-plastique mais à petites déformations),
- *type II* : une fissuration brutale provoquant une rupture ductile où la loi de comportement du matériau est généralement élasto-plastique à grandes déformations,
- *type III* : une fissuration successive fragile (dont l'effet se cumule avec le nombre de cycles), la loi de comportement considérée est élastique linéaire, la vitesse de fissuration est lente (10^{-7} à 10^{-4} mm/cycle de chargement). Cette fissuration est constatée sous charge répétée (fatigue à grand nombre de cycles),
- *type IV* : une fissuration successive ductile, la loi de comportement considérée est élasto-plastique à petites déformations ; la vitesse de fissuration est relativement rapide. Cette fissuration est provoquée sous charge répétée (fatigue à petit nombre de cycles appelée oligocyclique).

1.2.2. Fissure soumise à un chargement statique

Les modes de chargement statique des structures sont notamment le chargement monotone et le chargement cyclique. Chaque mode de chargement correspond à un mode de ruine particulier. Seul le chargement monotone est pris en compte dans cette étude. Pour un chargement monotone, le chargement croît de façon continue. Le chargement peut consister en un déplacement imposé ou en une charge imposée. Dans le cas linéaire (élasticité), les deux cas sont similaires. Pour un comportement plastique, il existe une charge limite que la structure ne peut pas dépasser. Pour un chargement en force, il se produit une rupture brutale par instabilité plastique. Il peut s'agir, par exemple, du cas de l'augmentation de pression dans un réservoir.

Les mécanismes de la rupture font intervenir les notions de contrainte et d'énergie. La rupture survient, pour la première notion, lorsque la contrainte appliquée est supérieure à la contrainte de rupture, et pour la seconde notion, lorsque l'énergie est égale à l'énergie de rupture. Par conséquent, le phénomène de fissuration est décrit par différentes approches, au travers de plusieurs paramètres.

Ces différentes approches constituent la base de la mécanique de la rupture. De ce fait, dans ce paragraphe, des rappels sur les théories bien connues vont être présentés. L'intérêt de ces rappels est de montrer l'évolution des approches et des modèles. Les premières études ont porté sur les fissures dans les matériaux élastiques, puis dans les matériaux plastiques et viscoplastiques. L'approche des fissures soumises à un chargement statique va constituer la base de l'approche des fissures soumises à un chargement dynamique.

1.2.2.1. Fissure dans les matériaux élastiques

L'analyse d'Irwin [IRW 57] d'une fissure statique en régime purement élastique permet de constater que l'état de contrainte et de déformation autour d'une fissure est connu à un facteur près, qui est K_I , K_{II} , ou K_{III} (facteurs d'intensité de contraintes) suivant le mode d'ouverture de la fissure. Ces facteurs d'intensité de contraintes interviennent dans l'expression des solutions comme des mesures de singularités des champs mécaniques en pointe de fissure.

Le champ de contraintes en pointe de fissure exprimé en un point P en fonction de la distance à la pointe de fissure, r , et de l'angle par rapport au plan de la fissure, θ , (figure 1.8) s'exprime sous la forme suivante :

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \Sigma_{ij}(\theta) + O(1) \quad [1.2]$$

Cette solution est obtenue par la méthode des fonctions d'Airy pour des hypothèses de contraintes ou déformations planes, dans le cas d'une fissure en mode d'ouverture simple (mode I). Le facteur K_I dépend du chargement appliqué et de la géométrie.

Dans cette équation, $\Sigma_{ij}(\theta)$ est une fonction de l'angle mesuré par rapport au plan de la fissure (figure 1.8).

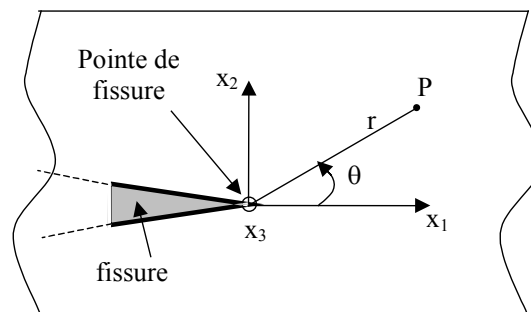


Figure 1.8 : Système d'axes par rapport à la fissure.

Seul le facteur d'intensité de contrainte K caractérise le champ de contrainte. Il dépend de la géométrie du problème et du chargement lointain appliqué à la structure fissurée. Les contraintes sont infinies en $r^{-1/2}$ en fond de fissure et les facteurs d'intensité des contraintes reflètent la singularité en fond de fissure. Il existe une relation entre le facteur d'intensité de contrainte et le facteur de concentration de contrainte qui permet d'effectuer le passage entre le défaut géométrique et la fissure [Nor 87] :

$$K = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{1}{2} \sigma_{\max} \sqrt{\pi r} \quad [1.3]$$

Le déplacement à proximité de la pointe de la fissure est donné par :

$$u_i = \frac{K}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} g_i(\theta) \quad [1.4]$$

1.2.2.2. Fissure dans les matériaux avec phase plastique

En réalité, des déformations plastiques apparaissent dans certaines zones lors de la rupture. Elles induisent un comportement non linéaire au matériau. La plastification se produit à l'endroit où les contraintes sont les plus élevées, c'est-à-dire en tête de fissure. De ce fait, cette zone plastique modifie les contraintes au voisinage de la fissure. Les champs de contrainte sont alors différents du cas élastique. La rupture non linéaire repose donc sur l'étude de cette zone plastique rendant l'approche plus réaliste, mais aussi plus difficile.

1.2.2.2.1. Matériau parfaitement plastique : modèle d'Irwin

Le modèle d'Irwin [IRW 64] propose une estimation de la dimension de la zone plastifiée (dimension petite par rapport à la longueur de la fissure) et de la nouvelle distribution des contraintes. La détermination de la zone plastique se fait à l'aide des relations de la solution asymptotique de Westergaard et du critère de Von Mises. Irwin a étudié la fissure dans une plaque infinie, sollicitée par une contrainte appliquée au loin. Il a obtenu comme valeur pour la frontière de la zone plastique :

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad [1.5]$$

Les contraintes en pointe de fissure sont bornées dans la région plastifiée. Les contraintes dans la zone plastique ne dépassent pas la limite d'élasticité, notée σ_e . Cela implique des modifications dans la répartition des contraintes. La troncature, faite par rapport au cas élastique, doit être compensée en dehors de cette zone, ce qui se traduit par un allongement (lui aussi égal à r_y) de la zone plastique (figure 1.9).

Lorsque la fissure s'accompagne d'une zone plastique, elle se comporte comme une fissure élastique fictive de longueur « $a + r_y$ », dont la courbe des contraintes est similaire à celle en élasticité linéaire, mais translatée d'une longueur r_y . La plasticité a pour effet de donner une aire d'ouverture plus grande que dans le cas élastique. D'ailleurs, il est possible de calculer l'ouverture en fond de fissure (appelée

"Crack Opening Displacement" et notée C.O.D.). Elle est déterminée en pointe de fissure ($x = a$), et vaut d'après Irwin :

$$\delta = \frac{4}{\pi} \times \frac{K_I^2}{E\sigma_e} \quad [1.6]$$

Tout comme le modèle d'Irwin, le modèle de Dugdale Barenblatt s'appuie sur la solution obtenue en élasticité linéaire pour une fissure, dans le cas d'une plaque infinie sollicitée en mode I [DUG 60]. Ce modèle est donc similaire à celui d'Irwin (zone plastifiée, contraintes planes) mais plus élaboré car il prend en compte les forces de cohésion. La plasticité est modélisée par une distribution constante de contraintes égales à la limite d'élasticité (figure 1.10).

La taille de la demi zone plastique est :

$$r_y = \frac{\pi}{16} \frac{K_I^2}{\sigma_e^2} \quad [1.7]$$

L'ouverture de fissure est alors égale à :

$$\delta = \sqrt{2} \frac{K_I^2}{E\sigma_e} \quad [1.8]$$

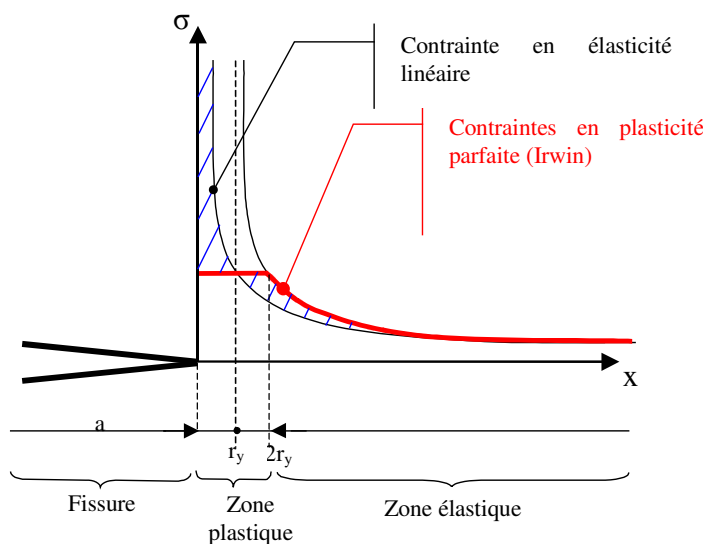


Figure 1.9 : Représentation de la fissure d'après Irwin.

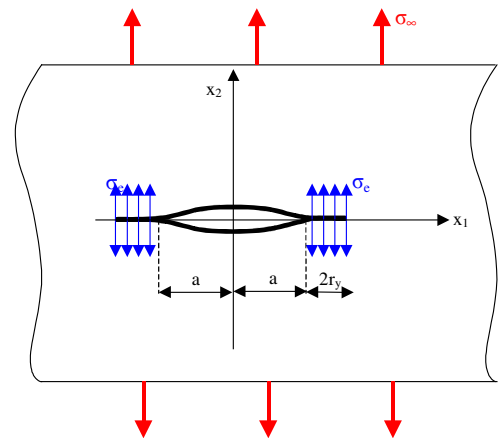


Figure 1.10 : Représentation de Dugdale Barenblatt.

L'état de contraintes d'une fissure, chargée en mode I pur, est entièrement défini par la donnée du facteur d'intensité de contraintes. Un critère est ainsi défini. La rupture se propage donc lorsque K atteint une valeur critique K_{Ic} . Cette valeur est une caractéristique du matériau pour une température et une vitesse de chargement données.

1.2.2.2. Définition des intégrales de contour

Pour un chargement monotone uniaxial, le comportement d'un matériau non linéaire peut être donné par :

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad \text{avec } \sigma_0 \text{ contrainte de référence} \quad [1.9]$$

Une façon de caractériser la singularité du champ des contraintes au voisinage de la pointe de fissure est l'étude de certaines intégrales de contour que l'on peut déduire de la loi de conservation de l'énergie. Les champs solutions à proximité de la pointe de fissure ont été notamment établis par Hutchinson, Rice et Rosengreen (1968) [HUT 68-A-B et RIC 68-A-B]. Ces champs sont nommés d'après leurs initiales : HRR. Ils font intervenir le paramètre J qui décrit le chargement appliqué. Le paramètre J s'exprime comme une intégrale de contour (figure 1.11) :

$$J = \int_S \left(w_e dx_2 - \sigma_{ij} n_j \cdot \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds \right) \quad [1.10]$$

$$w_e \text{ est la densité d'énergie : } w_e = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad [1.11]$$

\vec{T} est le vecteur contrainte agissant sur le contour S.

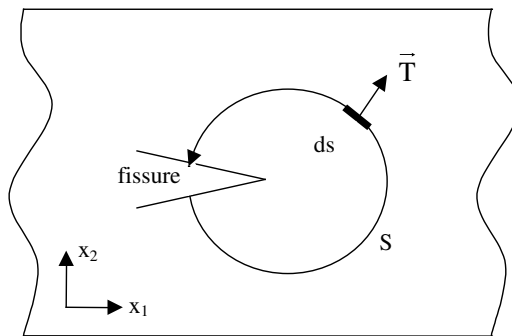


Figure 1.11 : Intégrale de contour J.

Cette analyse peut être étendue au cas d'un matériau visqueux, dont la loi de fluage peut s'écrire :

$$\dot{\varepsilon} = K\sigma^m \quad [1.12]$$

Par analogie avec le champ HRR dans le cas d'un matériau plastique, le champ de contrainte en pointe de fissure est fonction d'une intégrale de contour C^* donnée par :

$$C^* = \int_{\Gamma} \left(w_e^* dx_2 - \sigma_{ij} n_j \cdot \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x_1} ds \right) \quad [1.13]$$

$$w_e^* \text{ est la densité volumique du taux d'énergie de déformation : } w_e^* = \int \sigma_{ij} d\dot{\varepsilon}_{ij} \quad [1.14]$$

Ces intégrales sont indépendantes du contour d'intégration. Elles sont liées aux facteurs d'intensité de contraintes :

- en contraintes planes : $J = \frac{1}{E} (K_I^2 + K_{II}^2)$ [1.15]

- en déformations planes : $J = \frac{1 - \nu^2}{E} (K_I^2 + K_{II}^2)$ [1.16]

1.2.2.3. Fissure d'un point de vue énergétique : taux de restitution d'énergie

Le taux de restitution d'énergie G , défini par Griffith en 1921 [GRI 21], traduit le bilan des énergies intervenant lors de l'accroissement des fissures (énergie élastique restituée lors de l'avancée des fissures et énergie dissipée lors de la création de nouvelles surfaces). Il correspond à une variation de l'énergie potentielle stockée dans la structure par rapport à un accroissement dS de la fissure. Le bilan d'énergie pour un solide fissuré après un accroissement dS s'écrit :

$$dW_{\text{ext}} = dW_{\text{elas}} + dW_{\text{cin}} + dW_{\text{rupt}} \quad \text{avec} \quad dW_{\text{rupt}} = 2 \gamma dS \quad [1.17]$$

En partant d'un état d'équilibre ($W_{\text{cin}} = 0$), le taux de restitution d'énergie et le bilan deviennent respectivement :

$$G = \frac{\partial}{\partial S} (W_{\text{ext}} - W_{\text{elas}}) \quad [1.18]$$

$$(G - 2 \gamma) dS = dW_{\text{cin}} \quad [1.19]$$

γ est l'énergie nécessaire à la création de surface.

G apparaît comme une grandeur indépendante de la géométrie du matériau et caractéristique de la stabilité de la propagation d'une fissure.

- si $G < 2\gamma$: la fissure ne peut pas s'étendre ($dW_{\text{cin}} \geq 0$ donc $dS < 0$ ce qui signifierait une diminution de la fissure ! Cela ne se produit pas à cause de divers processus irréversibles donc la fissure se stabilise : $dS = 0$),
- si $G = 2\gamma$: la fissure se propage tout en conservant l'équilibre,
- si $G > 2\gamma$: l'énergie cinétique augmente ($dW_{\text{cin}} > 0$), la fissure est alors instable.

Tous ces paramètres introduits décrivent le phénomène de fissuration. Ils constituent une des bases de la mécanique de la rupture puisqu'ils caractérisent les fissures et vont permettre de définir des critères de rupture. Cependant, il ne faut pas oublier qu'ils se restreignent pour la plupart aux problèmes élastiques linéaires. Irwin (1957) donne alors des expressions qui relient les variables G (taux de restitution de l'énergie) et K (facteur d'intensité de contraintes) [IRW 57] :

- en contraintes planes : $G = \frac{1}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2$ [1.20]

- en déformations planes : $G = \frac{1-\nu^2}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2$ [1.21]

1.2.3. Fissure soumise à un chargement dynamique

La mécanique de la rupture traite bien l'état de contrainte autour de fissures chargées de manière statique. Cependant, lorsque les fissures se propagent rapidement, le problème n'est pas encore maîtrisé. De nombreux phénomènes viennent interférer avec la fissure en développement, tels que la sensibilité du comportement à la vitesse de déformation, la bifurcation de fissure, son accélération et sa décélération, la dépendance du facteur d'intensité des contraintes à la vitesse de chargement... Ils sont à la base du développement de la rupture dynamique. Les effets dynamiques influent sur la mécanique et sur le comportement du matériau.

Il est nécessaire d'introduire les termes d'inertie dans les équations locales du mouvement lorsque l'hypothèse d'un écoulement statique n'est pas vérifiée. En dynamique, les équations locales du mouvement prennent donc en compte, en plus, les termes d'inertie :

$$\sigma_{ij,j} + f_i = \rho \ddot{u}_i \quad [1.22]$$

$i, j = x, y, z$: coordonnées dans un repère fixe par rapport au matériau

σ_{ij} : composante du tenseur des contraintes

u_i : composante du vecteur déplacement

ρ : masse volumique

f_i : composante du vecteur des forces volumiques

Le terme $\rho \ddot{u}_i$ est caractéristique des problèmes dynamiques. En dynamique, c'est-à-dire pour des chargements dynamiques ou pour une propagation rapide de la fissure [FRE 72-A ; ACH 75], deux constantes apparaissent lors de la résolution des équations du mouvement. Elles sont caractéristiques de la vitesse de propagation des ondes longitudinales C_1 et transversales C_2 . L'expression de ces constantes, pour un matériau élastique, est donnée ci-après, ainsi que leurs valeurs pour différents matériaux, aciers et aluminiums (tableau 1.2).

$$C_1 : \text{célérité des ondes longitudinales} : C_1 = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}} = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad [1.23]$$

$$C_2 : \text{célérité des ondes de cisaillement} : C_2 = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \quad [1.24]$$

Matériau	E (MPa)	ν	ρ (kg/m ³)	C_1 (m/s)	C_2 (m/s)
Alu5754	70 000	0.3	2670	6250	3150
Alu2017	75 000	0.3	2790	6300	3200
AcierDC01	220 000	0.3	7800	6450	3250
AcierXC65-90	230 000	0.3	7800	6600	3350

Tableau 1.2 : Constantes caractéristiques pour différents matériaux.

1.2.3.1. Facteurs d'intensité des contraintes en dynamique

Freund et Rice [FRE 74] ont montré en 1974 que l'analyse quasi-statique d'une fissure chargée dynamiquement conduit à une estimation fautive des champs de contraintes et de déplacements en pointe de fissure. Par conséquent, des changements ont été apportés à ces formulations. La forme des équations établies par Irwin est conservée mais le facteur d'intensité de contrainte K est remplacé par son homologue en dynamique $K^{\text{dyn}}(t)$. Son calcul analytique n'est possible que dans le cas d'une structure infinie. Dans les autres cas, le calcul par simulation numérique est nécessaire.

Le facteur d'intensité de contraintes dynamiques $K^{\text{dyn}}(t)$ évolue dans le temps. Partom et Boriskovsky [PAR 89] ont montré une élévation de $K^{\text{dyn}}(t)$ pendant un temps caractéristique déterminé par le rapport de la vitesse des ondes de Rayleigh sur la longueur de la fissure.

Une nouvelle méthode de détermination de $K^{\text{dyn}}(t)$ a été proposée et expérimentée par Bui, Maigre et Rittel [BUI 92] pour une fissure subissant un chargement transitoire. Cette méthode, qui s'applique à une fissure stationnaire chargée dynamiquement, associe la connaissance des efforts et des déplacements aux points de chargement à une simulation numérique donnant des champs de référence.

1.2.3.1.1. Propagation de fissure

Le cas d'une fissure, soumise à un chargement dynamique, se propageant en mode I est pris comme exemple. La pointe de fissure suit une trajectoire notée $a(t)$. Sa vitesse de propagation instantanée est : $v = \dot{a}$. En introduisant un repère dont l'origine coïncide avec la pointe de fissure, le champ asymptotique des contraintes s'écrit :

$$\sigma_{ij} = \frac{K^{\text{dyn}}(t)}{\sqrt{2\pi r}} \Sigma_{ij}(\theta) + O(1) \quad [1.25]$$

La forme ainsi obtenue est la même qu'en statique. La singularité en $r^{-1/2}$ sur les contraintes, établies par Irwin [IRW 57], est conservée dans les équations dynamiques. Le facteur d'intensité de contraintes dépend de la vitesse de propagation de fissure. Cette remarque se justifie par le développement asymptotique du champ des contraintes, en mode I et en déformation plane. Ce champ

de contraintes s'écrit à partir de paramètres adimensionnels, pour un matériau élastique. La vitesse de propagation de la pointe de la fissure v intervient dans l'écriture des paramètres adimensionnels :

$$\beta_1 = \sqrt{1 - (v / C_1)^2} \quad [1.26]$$

$$\beta_2 = \sqrt{1 - (v / C_2)^2} \quad [1.27]$$

$$D = 4 \beta_1 \beta_2 - (1 + \beta_2^2)^2 \quad [1.28]$$

Les formules des fonctions Σ_{ij} en dynamique du champ des contraintes ont été établies tout d'abord dans le cas d'une fissure se propageant à vitesse constante par Rice [RIC 68-C] et Sih [SIH 70]. Elles ont été généralisées au cas d'une fissure se propageant selon une trajectoire arbitraire par Nilson [NIL 74], Clifton et Freund [CLI 74]. L'ouvrage de Freund [FRE 90] contient une démonstration complète de ces relations.

Les facteurs d'intensité dynamiques des contraintes s'expriment ainsi :

$$K_I^{\text{dyn}} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \sigma_{22} (\theta=0) \quad [1.29]$$

$$K_{II}^{\text{dyn}} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \sigma_{12} (\theta=0) \quad [1.30]$$

On peut introduire un facteur d'intensité des déplacements par analogie avec le cas statique :

$$K_{Iu}^{\text{dyn}} = \lim_{r \rightarrow 0^+} \frac{E}{4(1-v^2)} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} u_1 (\theta = \pi) \quad [1.31]$$

Lorsqu'une fissure se propage, le facteur d'intensité dynamique des contraintes, en mode I ($K_I^{\text{dyn}} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \sigma_{22} (\theta=0)$), n'est plus égal au facteur d'intensité des déplacements exprimé ci-dessus. Le rapport entre ces deux grandeurs est alors donné par la relation :

$$\frac{K_I^{\text{dyn}}}{K_{Iu}^{\text{dyn}}} = \frac{D(1-v)}{\beta_1(1-\beta_2^2)} \quad [1.32]$$

Le rapport de l'équation précédente est représenté en fonction de v / C_2 sur la figure 1.12. Lorsque la vitesse de propagation tend vers 0, les effets dynamiques s'atténuent et le rapport tend vers 1. Ce rapport s'annule pour v tendant vers une valeur de la célérité des ondes Rayleigh C_r (solution de l'équation $D = 0$) donnée approximativement par :

$$\frac{C_r}{C_2} = \frac{0.862 + 1.14 v}{1 + v} \quad [1.33]$$

Dans le cas des 4 matériaux présentés dans le tableau 1.2 ($\nu = 0,3$), le rapport vaut 0,93. Les célérités des ondes de Rayleigh pour l'aluminium 5754, l'aluminium 2017, l'acier DC01 et l'acier XC65-90 sont respectivement de 2920, 2960, 3030 et 3100 m/s.

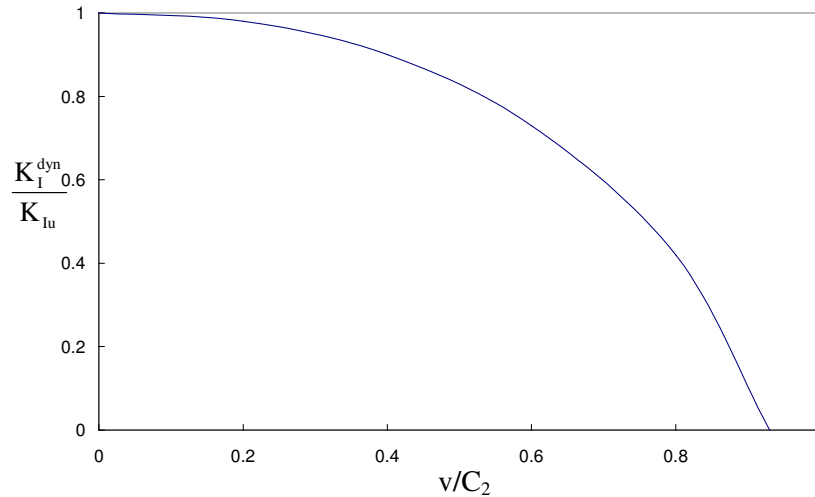


Figure 1.12 : Evolution du rapport $\frac{K_I^{dyn}}{K_{Iu}}$ en fonction de la vitesse de propagation.

Dans le cas d'un matériau élasto-visco-plastique, il n'existe plus de relation analytique simple pour décrire les champs de contraintes et de déformations en pointe de fissure. Les solutions sont trouvées numériquement.

Les travaux, concernant des matériaux parfaitement plastiques, ont permis de déterminer les champs asymptotiques en déformations planes, en mode I et III, et en prenant un critère de Tresca ([SLE 76] et [ACH 81]). Ces champs ne sont valables que pour des vitesses de propagation faibles. Des études complémentaires ont permis de trouver la solution complète, en mode III [FRE 82], et en mode I [LEI 87], pour n'importe quelle vitesse de propagation (évidemment inférieure à C_2).

Des travaux, concernant des matériaux écrouissables, ont été effectués. Des solutions asymptotiques, sur des matériaux pour lesquels la plasticité est modélisée linéairement, ont été proposées (notamment [AMA 77] et [PON 87]). Pour un matériau plastique écrouissable, avec une loi en puissance, une analyse asymptotique est donnée en mode I, en quasi statique et en déformations planes [GAO 81]. Cette analyse asymptotique en mode I est complétée pour le cas d'une fissure en propagation, en déformations planes [GAO 83], et en contraintes planes [ZHA 88].

Influence de la vitesse de fissuration

Il existe plusieurs méthodes pour mesurer le facteur d'intensité de contraintes pendant la propagation de la fissure. Citons par exemple la photoélasticimétrie [SHU 88], la méthode des caustiques [MAN 66 et KAL 90], les franges d'interférence, la mesure stéréoscopique du CTOD (« Crack Tip Opening Displacement ») [KRA 79], la mesure des microdéformations avec des jauges placées sur le trajet supposé de la fissure [BER 90] ou encore l'étude de la zone plastique post-essai. Beaucoup de résultats amènent à penser que K_I^{dyn} augmente d'autant plus que la vitesse de propagation de fissure est élevée. Cependant les études de Freund [FRE 82-B] sur des matériaux présentant de la rupture par clivage laissent supposer une décroissance de la ténacité dynamique pour les faibles vitesses de propagation.

Ces résultats ont été établis pour des matériaux fragiles, sur de l'Homalite 100, par Kobayashi et Dally [KOB 77], et pour la rupture ductile sur de l'acier 4340 par Rosakis et Zenhder [ROS 85]. Ainsi, d'après Freund [FRE 72], le facteur d'intensité des contraintes, dans le cas d'une rupture ductile, en fonction de la vitesse de propagation de la fissure, peut s'écrire (figure 1.13):

$$K_I(v, t) = K_I(0, t) \frac{C_r - v}{C_r - v/2} \quad [1.34]$$

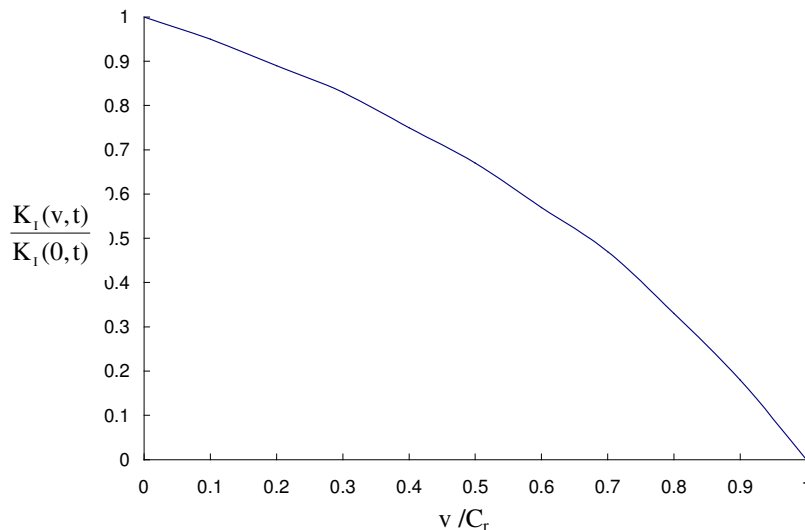


Figure 1.13 : Influence de la vitesse de fissuration sur le facteur d'intensité des contraintes (selon Freund)

Bifurcation de fissure

En théorie, la vitesse des ondes générées par la rupture de l'interface, dans le plan de la fissure, ne peut pas dépasser la vitesse des ondes de Rayleigh, C_r . A cette vitesse, le champ de contrainte en pointe de fissure n'a plus le temps de s'établir et constitue une vitesse limite théorique [RAV 84].

Une explication de ce phénomène est apportée par Yoffé [YOF 51]. Elle s'appuie sur la figure 1.14, qui représente la composant $\sigma_{\theta\theta}$ en mode I d'un matériau parfaitement élastique pour plusieurs vitesses de propagation. Si la vitesse est supérieure à $0,6 C_2$, le maximum de $\sigma_{\theta\theta}$ n'est plus en $\theta = 0^\circ$ mais autour de $\theta = 60^\circ$, de part et d'autre du plan de fissure. Ceci peut expliquer qu'au-delà de cette vitesse la fissure bifurque et se sépare en deux fissures formant un angle de 120° entre elles. Yoffé a montré par ailleurs que, pour un matériau réel, cette vitesse de bifurcation est comprise entre $0,5 C_2$ et $0,8 C_2$. Cette vitesse, inférieure à C_r , est donc une vitesse limite pratique qui ne peut être dépassée par les fissures.

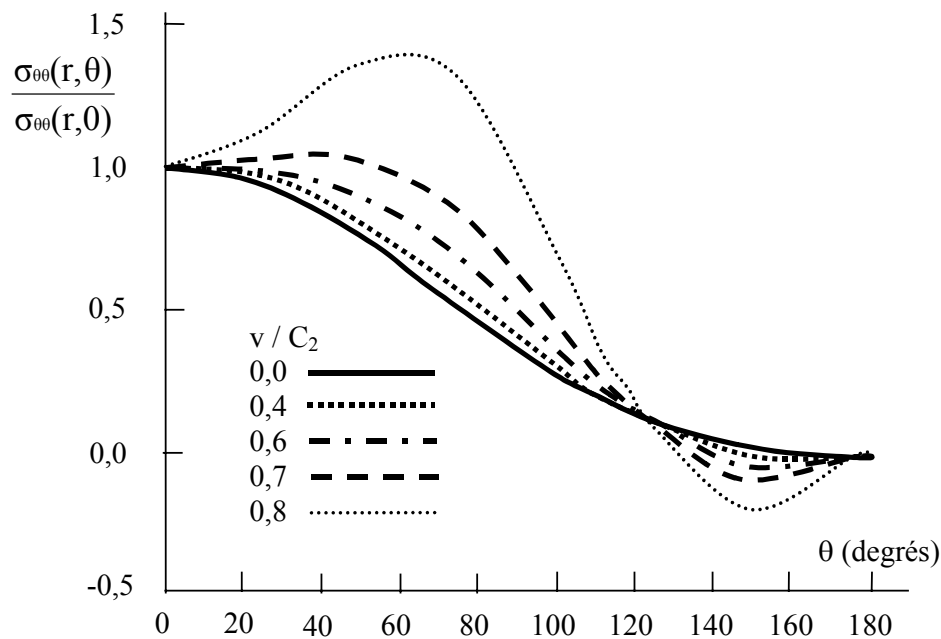


Figure 1.14 : Bifurcation de fissure expliquée par les contraintes en pointe de fissure.

D'autres modèles de bifurcation et de vitesse limite de propagation ont été élaborés par Brodberg [BRO 60], Craggs [CRA 60], Baker [BAK 62] et Achenbach [ACH 74]. En particulier, Ravi-Chandar et Knauss [RAV 84] ont suggéré que l'apparition de microfissures en avant de la fissure principale peut être responsable de la bifurcation.

1.2.3.1.2. Arrêt de fissure

Il est courant d'associer l'arrêt de fissure au facteur d'intensité des contraintes au moment de l'arrêt. Le paramètre K_{Ia} , appelé ténacité à l'arrêt, est défini. Il est cependant difficile de connaître ce paramètre.

Pour étudier l'arrêt d'une fissure, deux principes expérimentaux différents sont envisageables. Sur la figure 1.15, le facteur d'intensité de contraintes décroît lorsque la fissure se propage. Cette diminution du chargement assure l'arrêt de la fissure. Sur la figure 1.16, la variation du facteur d'intensité de contraintes a moins d'importance. C'est l'augmentation de résistance du matériau qui arrête la fissure [KAL 77]. La résistance du matériau est une fonction de la longueur de fissure $R(a)$. Elle représente une condition de rupture. Elle remplace la condition sur le taux de restitution d'énergie G vue au paragraphe § 1.2.2.3. ($R = 2\gamma$).

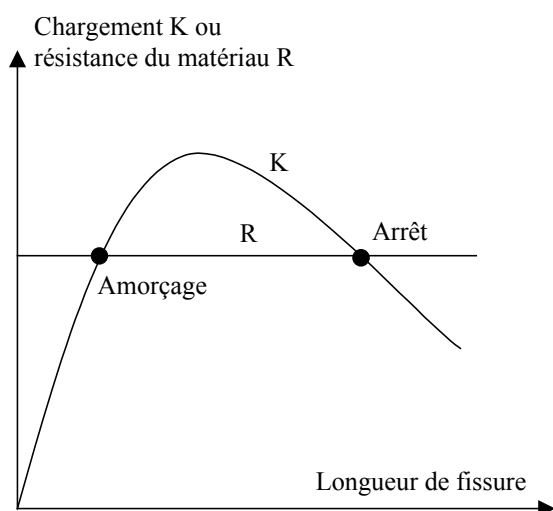


Figure 1.15 : Principe de l'arrêt de fissure – méthode 1 (d'après Kalthoff en 1977).

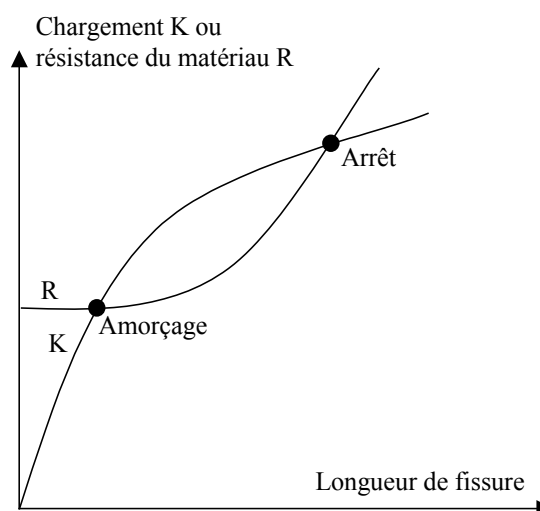


Figure 1.16 : Principe de l'arrêt de fissure – méthode 2 (d'après Kalthoff en 1977).

Le problème complexe d'arrêt de fissure a nécessité la réalisation d'une norme A.S.T.M. E1221-88 [ASTM 77, 80 et 88], qui est définie à partir de deux approches :

- une analyse statique de l'arrêt de fissure [CRO 77 et 80],
- une approche dynamique [HOA 77 ; HAH 80 ; KAN 73 et 77 ; KAL 77 et 90].

1.2.3.2. Taux de restitution d'énergie en dynamique

Une formule du type de celle d'Irwin (1957) pour le taux de restitution d'énergie existe aussi en dynamique :

$$G = \frac{1-\nu^2}{E} [(K_I^{\text{dyn}})^2 f_I(\nu) + (K_{II}^{\text{dyn}})^2 f_{II}(\nu)] + \frac{1+\nu}{E} (K_{III}^{\text{dyn}})^2 f_{III}(\nu) \quad [1.35]$$

avec f_I et f_{II} des fonctions universelles de la célérité de la fissure représentées figure 1.17 :

$$f_I(\nu) = \frac{\beta_1(1-\beta_2^2)}{(1-\nu)D} ; \quad f_{II}(\nu) = \frac{\beta_2(1-\beta_2^2)}{(1-\nu)D} ; \quad f_{III}(\nu) = \frac{1}{\beta_2} \quad [1.36]$$

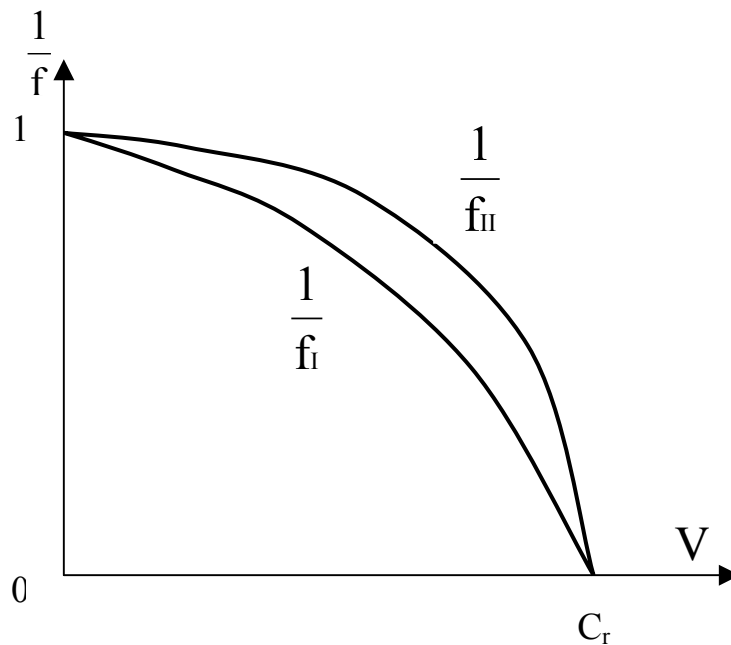


Figure 1.17 : Fonctions universelles de vitesses en modes I et II.

Remarque :

Les dernières équations posées et la figure 1.17 montrent aussi que les fissures ne peuvent pas s'ouvrir à une vitesse supérieure à la célérité des ondes de Rayleigh.

L'expression du taux de restitution d'énergie en mode I (faisant intervenir le facteur d'intensité des déplacements), par analogie avec l'expression en statique, s'écrit :

$$G = \frac{1-\nu^2}{E} K_I^{\text{dyn}} K_{lu}^{\text{dyn}} \quad [1.37]$$

1.3. Conclusion

Ce chapitre théorique permet de présenter les notions utiles en mécanique de la fissuration. Le phénomène de propagation de fissure, en statique, est bien décrit. Par contre, dans le domaine dynamique, les difficultés d'explication du phénomène de fissuration sont nombreuses.

En s'intéressant essentiellement aux problèmes liés à la mécanique de la fissuration, il faut se demander quels sont les besoins de l'ingénieur, qui a en charge l'étude de la rupture d'un réservoir. De manière concrète, lors de l'explosion et de la fragmentation d'un réservoir sous pression, il faut se demander quels sont les critères et les paramètres utiles à l'ingénieur pour expliquer la rupture par fissuration. Dans ce chapitre, les critères exposés portent sur les facteurs d'intensité de contraintes K , les intégrales J , le taux de restitution d'énergie G . Ils ne sont pas exclusifs. D'autres critères, concernant notamment la vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$ et la vitesse de fissuration \dot{a} , sont aussi intéressants. Cependant, le cadre théorique de l'ensemble de ces critères est difficile à utiliser. Les paramètres qui entrent en jeu ne sont pas souvent accessibles à la mesure. De ce fait, des expérimentations spécifiques sont absolument nécessaires pour accéder aux paramètres permettant d'expliquer le phénomène de fissuration dynamique.

Le chapitre suivant est axé sur l'étude expérimentale de la rupture. Il recense les différentes manières de se rompre des réservoirs et les données utiles pour l'ingénieur (nombres adimensionnels...). Les informations récupérées concernent surtout la fragmentation (type de fragments, leur vitesse et leur portée...). Donc, de nouvelles campagnes d'expérimentations sont nécessaires pour améliorer la connaissance de l'évolution des fissures (forme, vitesse de propagation...), ainsi que l'évolution des différents modes de rupture (fragile, ductile). Des essais, à échelle locale, permettent d'avoir des résultats précis tels que la vitesse de propagation de fissures, pour différents matériaux, de différentes ductilités. Ils doivent être corrélés avec des essais à échelle globale (sur réservoirs), qui se rapprochent du domaine réelle (c'est-à-dire des réservoirs sous pression utilisés dans l'industrie).

Chapitre 2

Etude expérimentale de la rupture

2.1. Outils expérimentaux d'étude de la fissuration

Les fissures et les micro-fissures peuvent être détectées par différents moyens de contrôle, qui sont non destructifs. Le contrôle non destructif est un ensemble de méthodes qui permet de caractériser l'état d'intégrité de structures industrielles, sans les dégrader, soit au cours de la production (les pièces qui sortent des fonderies ne sont jamais exemptes de défauts), soit en cours d'utilisation (apparition de défauts). Il faut donc déterminer quelle taille de défaut est acceptable et ensuite pouvoir la détecter, sans casser la pièce, et la remplacer si besoin est. En règle générale, ces méthodes sont utilisées pour contrôler des pièces à coût de production élevé, ou des pièces dont la fiabilité de fonctionnement est critique (dans les domaines du nucléaire, de la pétrochimie, du transport de gaz...). Les capacités sous pression entrent dans ces catégories de pièces.

De nombreuses méthodes expérimentales permettent de déterminer la longueur des fissures. Il peut, par exemple s'agir, de la méthode :

- **optique.** L'évolution de la fissure peut être suivie optiquement. La mesure de la longueur se fait en utilisant un réticule monté dans un microscope,
- **des filaments brisés.** Des filaments sont tendus sur la face de l'éprouvette en travers du chemin supposé de la fissure et perpendiculairement à celui-ci. Les fils se brisent les uns après les autres au fur et à mesure que les lèvres de la fissure s'écartent, c'est-à-dire au fur et à mesure que la fissure se propage. Ces filaments peuvent être traversés par un courant électrique, ce qui rend la fissure facilement repérable,
- **du ressuage.** C'est une méthode destinée à révéler la présence de discontinuités ouvertes en surface de pièces métalliques. Elle consiste à badigeonner la pièce avec un liquide coloré en rouge, qui pénètre dans les discontinuités. Après nettoyage de la cible, un révélateur est appliqué et, en faisant "ressuer" le liquide resté dans les fissures, va les révéler. Des discontinuités de 1 μm d'ouverture sont mises en évidence,
- **ultrasonore.** Le contrôle par ultrasons est basé sur la transmission, la réflexion et l'absorption d'une onde ultrasonore se propageant dans la pièce à contrôler. Le train d'ondes émis se réfléchit dans le fond de la pièce et sur les défauts, puis revient vers le transducteur (qui joue souvent le rôle d'émetteur et de récepteur). L'interprétation des signaux permet de positionner le défaut. Cette méthode présente une résolution spatiale élevée et la possibilité de trouver des défauts en profondeur,
- **radiographique.** Il s'agit de la transmission au travers de la pièce à contrôler de rayons X et γ . Les fissures absorbant moins de rayons que le matériau environnant, manifestent leur présence par des taches ou des lignes plus sombres sur le film. Cette méthode présente l'avantage de fournir des images directement exploitables. Toutefois, l'interprétation des images demande un fort niveau

d'expertise de la part de l'opérateur. De plus, cette méthode est extrêmement coûteuse et impose des conditions de sécurité pour l'opérateur et l'environnement, qui rendent son utilisation en industrie difficile,

- **par émission acoustique.** Dans un matériau soumis à un champ de contraintes, toute déformation irréversible s'accompagne de la génération spontanée d'ondes élastiques. La réception de ces ondes, par les capteurs adéquats, permet l'identification et la localisation de la déformation irréversible les ayant provoquées,
- **par courant de Foucault.** Deux bobines montées en pont de Wheatstone sur la face de l'éprouvette créent des courants de Foucault ; l'une est placée sur le chemin supposé de la fissure, l'autre est au-dessus. Lorsque la fissure se propage sous l'une des bobines, la répartition de ces courants est modifiée et un déséquilibre apparaît dans la diagonale du pont. Les techniques à base de courants de Foucault sont très répandues dans l'industrie. Elles sont relativement simples à mettre en œuvre, très peu coûteuses et très sensibles aux défauts (fissures),
- **du potentiel.** Cette méthode consiste à mesurer les variations de la résistance électrique de l'éprouvette au fur et à mesure que la fissure avance. Pour cela, un courant est envoyé dans l'éprouvette par l'intermédiaire de deux fils soudés. On mesure la différence de potentiel entre deux points situés de part et d'autre de l'entaille. Quand la fissure grandit, la différence de potentiel augmente régulièrement. Un relevé continu de la longueur de la fissure, ainsi que la vitesse instantanée de propagation de cette fissure, est alors facilement obtenu,
- **de photoélasticimétrie.** Cette méthode optique d'analyse des contraintes et déformations subies par les solides est basée sur la différence de la vitesse d'une onde polarisée parallèlement ou perpendiculairement (biréfringence) à la contrainte,
- **par suivi de la pression.** Su et Bhuyan (1999) ont suivi expérimentalement l'ouverture des lèvres de fissures en fonction de la pression. Ils ont mis en évidence des macrofissures pour des très hautes pressions [SU 99].

2.2. Essais dynamiques

Le cadre général de cette étude concerne les ruptures par explosions de capacités métalliques. Cette étude comprend des essais à l'échelle du laboratoire sur des plaques métalliques pour comprendre le phénomène de rupture. Ces essais seront complétés ensuite par des essais d'explosions de réservoirs de taille réelle. De ce fait, ce travail consiste à tester des matériaux sous hautes vitesses de déformation. La plage de vitesse de déformation lors d'explosions (déflagration et détonation) est souvent comprise entre 10^{-4} et 10 s^{-1} . Sur cette plage, divers moyens permettent de tester des matériaux sous hautes vitesses de déformation. Il s'agit, pour les plus utilisés, de moutons-pendules, de machines

de traction et de barres de Hopkinson. La figure 2.1 présente une synthèse des chargements dynamiques rencontrés lors de différents essais [TOU 95].

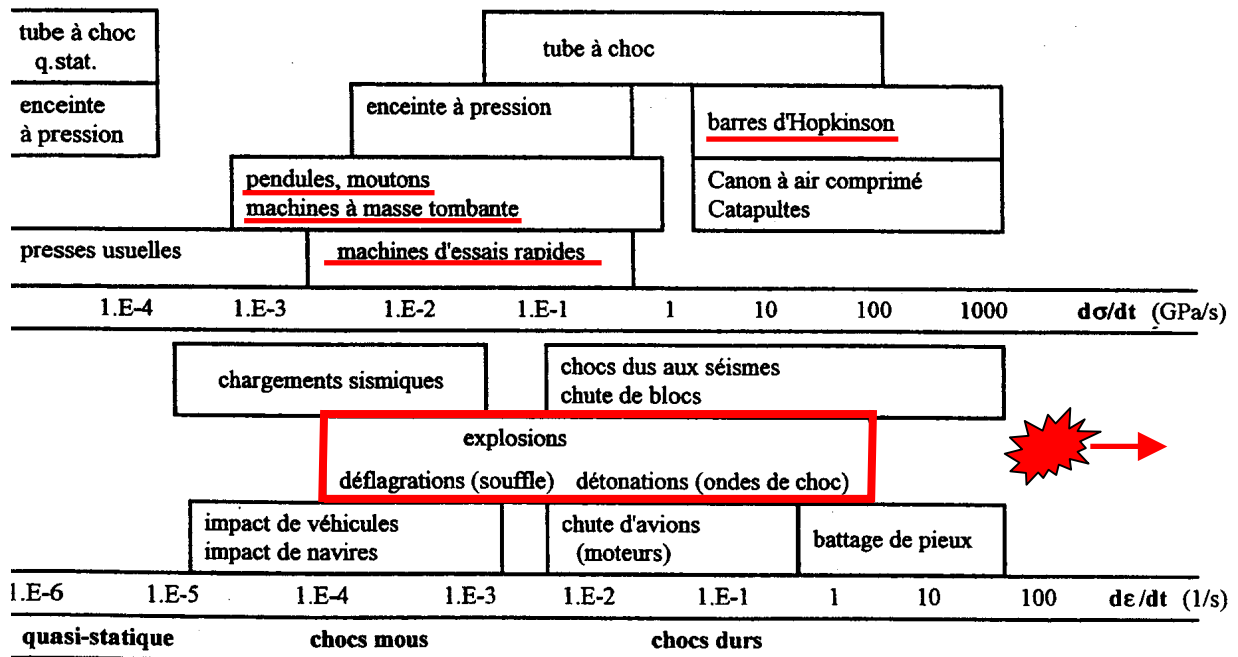


Figure 2.1 : Synthèse des vitesses de déformation rencontrées lors d'essais ou de phénomènes accidentels.

Cependant, d'autres méthodes existent pour déterminer des caractéristiques sous sollicitations dynamiques telles que l'impact de plaques (test de Taylor) et le test d'expansion d'anneau [IUN 94, GAI 96, RIV 98, BOU 99]. Le test d'expansion d'anneau permet d'obtenir les facteurs d'intensité de contrainte à l'amorçage et à l'arrêt, ainsi que des vitesses de propagation de fissure. L'impact plaque sur plaque est utilisé pour des essais à des vitesses de déformation supérieures à 10^3 s^{-1} et jusqu'à 10^6 s^{-1} . Ces méthodes, tout comme le dispositif expérimental que nous avons développé dans cette étude, se situent sur une gamme de vitesse de déformation plus élevée. Elles sont notifiées sur la figure 2.1 par une étoile. Les vitesses de déformation mises en jeu sont supérieures à 100 s^{-1} .

2.3. Etude expérimentale de la rupture appliquée aux capacités sous pression

La rupture de capacités sous pression s'avère très dangereuse du fait de la surpression engendrée, mais aussi et surtout à cause de la projection de fragments. Les conséquences peuvent être de lourds dégâts matériels, mais aussi des pertes humaines. Or, l'ensemble des études faites sur l'éclatement de réservoirs rappelle qu'aucune expérience, ni aucun modèle, ne permet de prévoir

exactement le nombre de fragments, ni leurs tailles. Les seules données exploitables pour l'ingénieur sont des données statistiques. Ces données sur les fragments sont obtenues au moyen d'essais. Cependant, elles ne permettent pas de prévoir le « scénario » d'éclatement. Leur utilité n'est néanmoins pas négligeable car des tendances peuvent être dégagées.

De manière générale, le type de rupture (ductile ou fragile) a une forte incidence sur le nombre et la taille des fragments projetés [BAU 88]. Le retour d'expérience sur des accidents de rupture de réservoirs [base de données du BARPI et de l'INERIS] montre que :

- une rupture ductile génère peu des fragments. Ils sont généralement de grosse taille. Leur masse est supérieure à un dixième de la masse totale du réservoir. Leur nombre est faible (moins de 5). Des petits fragments sont parfois également recensés,
- une rupture se situant dans la zone de transition ductile-fragile tend à générer un faible nombre de fragments de taille importante,
- une rupture fragile génère un nombre important de petits fragments suite à une multiplication des bifurcations de fissures.

La manière dont s'ouvre un réservoir lors de son éclatement permet d'expliquer plus précisément le nombre et la taille des fragments générés. L'ouverture des réservoirs peut se faire de deux façons différentes :

- une rupture longitudinale (figure 2.2) sur la virole de la capacité conduit au « dépliement » de la virole et à une éjection des fonds [BAU 01],

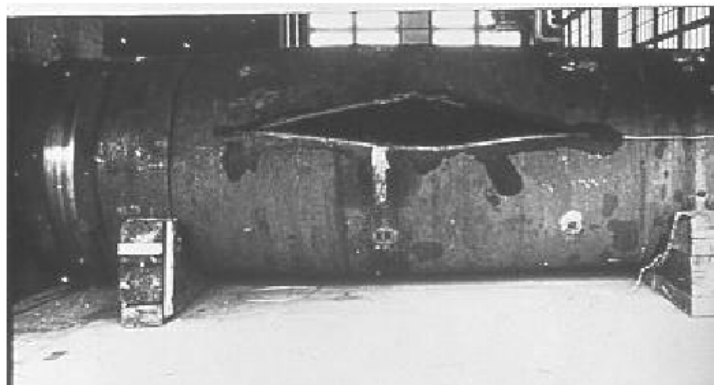
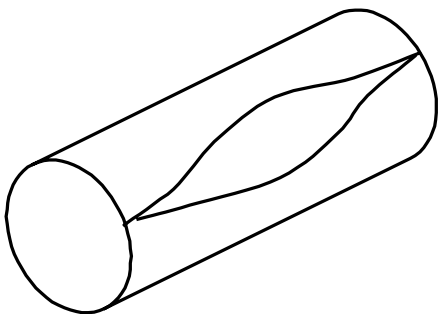


Figure 2.2 : Rupture longitudinale.

- une rupture circonférentielle (figure 2.3) scinde le réservoir en deux parties, voire trois si les deux fonds du réservoir cèdent, pouvant être ou non d'égales dimensions. Suivant la position de la rupture, les fragments engendrés peuvent être de tailles comparables [BAK 83], ou bien très différentes. Ces fragments sont éjectés et produisent dans certains cas un « missile » et dans d'autres simplement une calotte [BAU 91], [BAU 98], [BAU 99].

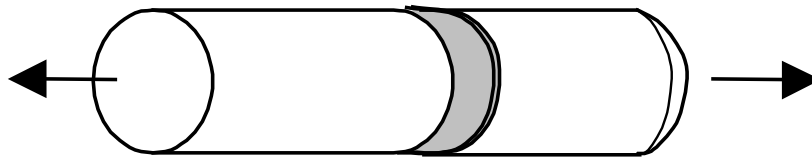


Figure 2.3 : Rupture circonférentielle.

La complexité de la fragmentation est ainsi mise en évidence. Des études expérimentales spécifiques traitent des différents cas. Tout d'abord, la rupture longitudinale est abordée. Puis, la rupture circonférentielle est étudiée, avec notamment les méthodes de calcul de la vitesse de l'extrémité du réservoir détachée.

2.3.1. Rupture longitudinale

Le développement d'une fissure due à une rupture longitudinale a été étudié par Baum (1982). Pour cela, un défaut longitudinal est usiné sur la surface externe de conduits cylindriques sous pression en acier (diamètre 102 mm, épaisseur 1,6 mm). Le chargement est réalisé par de l'air pressurisé provenant d'un réservoir de 2 m³ à 140 bars. Les pressions de rupture lors des tests varient de 50 à 120 bars. L'usage d'une caméra rapide (12 000 images par seconde) a révélé que les extrémités de la brèche accélèrent rapidement jusqu'à un pic de vitesse stable d'environ 230 m/s. Lors de cette expérience, la pression évoluant lors de la dépressurisation est également suivie [BAU 82-A-B].

Cette étude expérimentale a été poursuivie et a été appliquée à des réservoirs cylindriques posés horizontalement sur un support (diamètre 102 mm, longueur 305 mm et épaisseur 1,6 mm). Une entaille longitudinale fut réalisée sur la face externe de manière que le réservoir testé subisse une rupture sur son versant inférieur [BAU 01]. Le chargement est réalisé par de l'air pressurisé. Le résultat de l'expérience montre que l'entaille initiale s'ouvre et crée une fissure qui se propage longitudinalement en direction des extrémités du réservoir. Ensuite, la fissure bifurque et se propage de façon circonférentielle dans des directions opposées autour des extrémités du réservoir. De ce fait, une ouverture longitudinale sur la virole du réservoir peut conduire à l'expulsion d'une ou des deux extrémités.

L'air sous haute pression contenu dans le réservoir est expulsé à travers la fissure qui se développe. De ce fait, une force est appliquée sur la brèche. Le processus d'expulsion de l'air est terminé à partir du moment où l'éventrement du réservoir a atteint un certain stade ; c'est-à-dire lorsqu'il n'y a plus d'obstruction à l'expansion de l'air. Donc il peut se produire un éventrement du

réservoir, avec en plus, dans certains cas, projection des extrémités du réservoir. Les phases d'ouverture du réservoir dépendent, selon Baum (2001), de la pression, du ratio (longueur sur diamètre du réservoir) et de l'épaisseur de paroi. Dans la majorité de ses 24 essais, le réservoir reste en une pièce. Dans seulement trois cas, une extrémité se détache, et dans trois autres cas, les deux extrémités se détachent. De ce fait, le fragment principal est constitué par l'enveloppe déroulée. Une modélisation simplifiée, proposée figure 2.4, consiste à représenter le cylindre par un parallélépipède dont l'une des faces représenterait la fissure totalement ouverte (d'une extrémité à l'autre) [BAU 01].

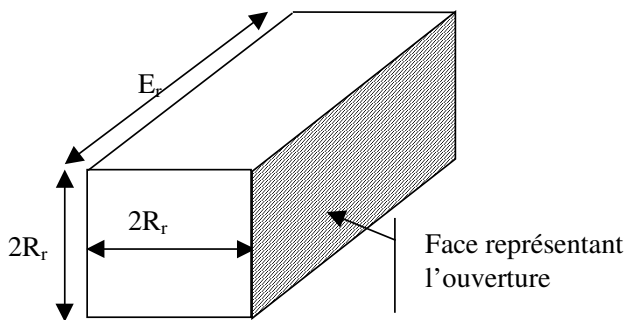


Figure 2.4 : Modélisation de la rupture longitudinale du réservoir.

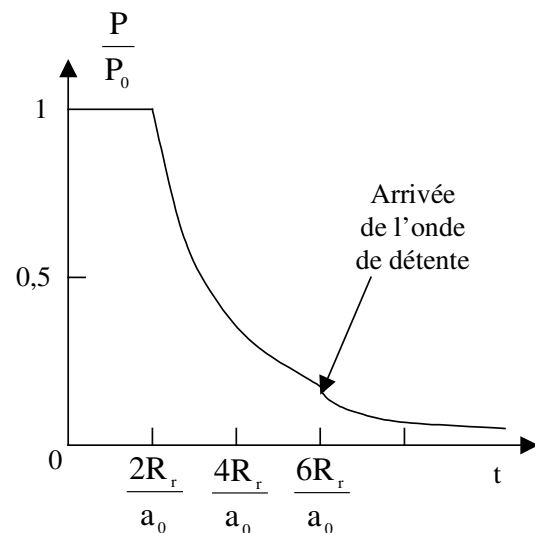


Figure 2.5 : Pressions sur la face opposée à la fissure du cylindre.

Le cheminement, conduisant à prédire la vitesse des extrémités du réservoir (projectiles), impose l'estimation du paramètre impulsion. L'inconnue de cette étude est la vitesse du projectile.

Une relation existe entre l'impulsion I et la vitesse v_i du projectile : $v_i = \frac{I}{M_f}$ (M_f : masse du

projectile). L'impulsion est définie comme : $I = \int p_i A dt$. Dans le modèle simplifié de Baum (2001),

P est la pression s'exerçant sur la face interne du réservoir et opposée à la fissure, A est la surface de

l'ouverture ($A=2R_r E_r$ dans ce cas). Pour calculer l'impulsion, il faut donc connaître l'évolution

temporelle de la pression (figure 2.5). Baum remarque (d'après des essais) que la majeure partie de la

dépressurisation se fait pour un intervalle de temps correspondant à l'arrivée de l'onde de détente sur

la face opposée à la fissure du cylindre. Cet intervalle de temps est donc lié à la vitesse de l'onde se

propageant dans le fluide. Cette onde est supposée se propager à la vitesse du son, ainsi l'intervalle de

temps est : $\Delta t = \left[\frac{2R_r}{a_0}, \frac{6R_r}{a_0} \right]$. Or, la pression sur la face opposée à la fissure garde sa valeur initiale p_i jusqu'à l'arrivée de l'onde de détente. L'expression de l'impulsion I est : $I \sim \frac{8p_i R_r^2 E_r}{a_0}$.

Pour que ce modèle soit valide, le temps de dépressurisation (égal à $\frac{6R_r}{a_0}$) et le temps de fissuration (égal à $\frac{E_r}{2v_p}$) doivent être comparables. Pour la rupture ductile d'un acier, la vitesse de propagation v_p (rupture longitudinale) proposée par Baum est de 200 m/s [BAU 85].

Une différence notable entre une rupture longitudinale et une rupture circonférentielle concerne leur vitesse de fissuration. Les vitesses de rupture circonférentielle sont typiquement deux fois plus petites que celles de rupture axiale [BAU 84]. Les résultats expérimentaux des vitesses se révèlent être inférieurs à ceux obtenus par le modèle théorique. L'argument pour expliquer cet écart est la non prise en compte d'un temps fini d'ouverture dans le modèle théorique (pour lequel il y a ouverture instantanée).

2.3.2. Rupture circonférentielle

De nombreux cas de ruptures circonférentielles ont été étudiés par Baum. Ce type de rupture engendre des fragments de tailles importantes. Des expériences, menées par Baum, ont permis l'étude de la projection de fragments issus de réservoirs contenant un fluide sous phase gazeuse ou, sous phases gazeuse et liquide. La rupture est provoquée, dans un premier cas, à la base du réservoir. De ce fait, une très grande partie du réservoir est projetée et se comporte comme un fragment, qui sera appelé « missile ». Dans un deuxième cas, le fragment expulsé est de taille plus petite. Ce peut être une extrémité du réservoir, qui sera appelée « calotte ».

Baum a réalisé des modèles qui prédisent la vitesse des fragments « missiles » et « calottes » dans des situations particulières correspondant à de nombreuses expériences, dans le cas de réservoirs remplis d'un fluide sous phase gazeuse. Ses modèles, ainsi que ses expériences, sont, par la suite, adaptés au cas d'un fluide sous phases gazeuse et liquide.

2.3.2.1. Cas du fluide sous phase gazeuse

Projection d'un réservoir fissuré à sa base : étude du « missile »

Des expériences ont été réalisées sur des réservoirs de rayon de 12 cm et de différentes longueurs [BAU 91]. Le réservoir est fixé sur un socle au moyen d'un collier en verre. L'introduction de gaz (air) fait rompre le collier et le réservoir « missile » est éjecté (figure 2.6). La vitesse du fragment est obtenue au moyen d'une caméra rapide.

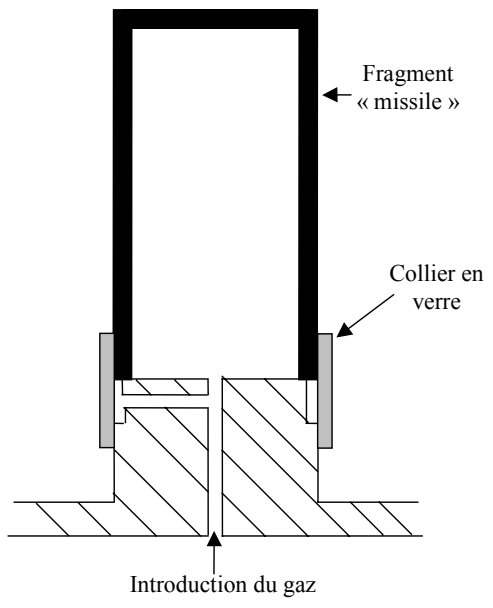


Figure 2.6 : Dispositif donnant la vitesse de fragment [BAU 91].

Le fluide contenu dans le réservoir est sous forme gazeuse et le réservoir cylindrique est en position verticale. Connaître le mouvement d'un tel fragment revient à déterminer l'évolution de la pression interne. Or, cette variable est liée à la vitesse de la fissuration [BAU 91]. Pour une fissuration lente, la pression est à peu près uniforme car le temps de fissuration est long comparé au temps mis par une onde de pression pour effectuer un aller-retour. Dans le cas contraire, les perturbations créées par les ondes de détente doivent être prises en compte. Des ondes de détente peuvent également se former sur la face opposée à la rupture suite à l'accélération. Le système étudié et modélisé par Baum [BAU 91] est schématisé sur la figure 2.7.

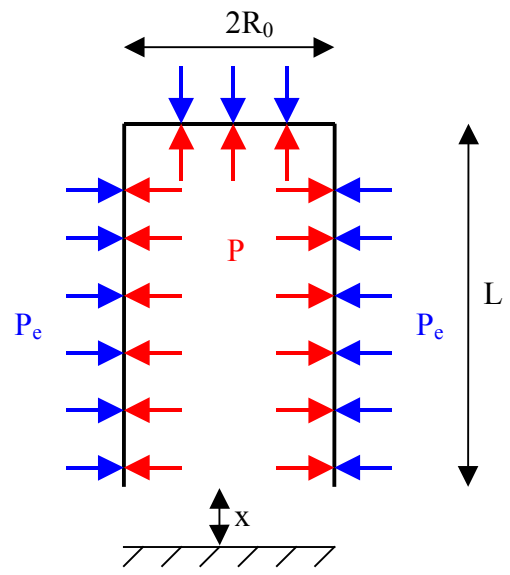


Figure 2.7 : Rupture d'un réservoir cylindrique vertical contenant du gaz sous pression.

Au cours de la rupture, l'écoulement peut être choqué. Dans ce cas, l'onde de choc est localisée sur la surface séparant le cylindre de sa base. La surface de la brèche est fonction de la position du cylindre ($A = 2 \pi R_0 x$). Cependant, la distance séparant le cylindre de sa base augmente. Ce changement modifie donc le comportement de la pression interne. En effet, Baum fait remarquer que la pression interne peut être considérée comme uniforme avant que l'onde de choc ne survienne.

Il semble donc intéressant d'étudier plus en détail cette transition, notamment concernant les temps caractéristiques. Connaissant l'accélération du réservoir, et en supposant celle-ci constante au début, le temps minimal pour atteindre la transition peut être approché. Pour la période étudiée, la pression interne est prise comme constante et égale à la pression initiale : $P = P_i$ et de plus $P_i \gg P_e$ d'où $P_i - P_e \approx P_i$.

L'aire de l'ouverture à un instant t est donc : $A = \pi R_0 \frac{(P_i - P_e) \pi R_0^2}{M} t^2$.

Ainsi, l'aire limite implique la relation : $A = \pi R_0 \frac{P_i \pi R_0^2}{M} t^2 = \pi R_0^2$.

Cela permet d'exprimer le temps limite comme : $t_{lim} = \left(\frac{M_f}{P_i \pi R_0} \right)^{1/2}$.

L'hypothèse de pression uniforme n'est plus valable lorsque l'onde de choc est localisée au niveau de la surface ouverte du cylindre [BAU 91]. Cette hypothèse est donc applicable au réservoir tant que le temps de dépressurisation est inférieur au temps d'ouverture limite.

Dans le cas de l'air, cette condition s'écrit sous la forme suivante : $\frac{1}{\sqrt{F}(L/R_0)} > 6,5$ (pour $\gamma = 1,4$)

avec $F = \frac{P_i R_0^3 \pi}{M a_0^2}$.

La transition entre le régime de pression uniforme et celui où les ondes dominant peut également être déterminée à l'aide d'une variable adimensionnelle η , qui relate le temps mis par les ondes pour

parcourir la longueur du réservoir : $\eta = \frac{a_0 t_{lim}}{L}$.

Si la valeur de η est inférieure à 2, les ondes ont un caractère dominant. Si elle est supérieure à 6,5 (ce qui traduit un développement lent de la brèche) l'approche considérant une pression uniforme est celle à appliquer. Ces tendances ont été confirmées par des courbes expérimentales [BAU 91].

Dans le cas où l'hypothèse de pression uniforme n'est plus applicable, ce qui est souvent le cas car la dépressurisation est rarement finie lorsque le cylindre atteint la hauteur limite, il faut prendre en compte les ondes de détente. Si l'accélération est importante, en plus de l'onde de détente initiée par la fissure, une autre onde se forme au niveau de la surface opposée. Ce cas est traité de la même manière que pour la rupture longitudinale : le contenu est presque totalement déchargé lorsque la deuxième onde de détente a atteint le sommet.

La vitesse du projectile peut être calculée à partir de l'impulsion. Si l'évolution de la pression appliquée est connue, alors la vitesse du réservoir à un instant T se calcule ainsi :
$$V = \int_0^T \frac{P - P_e}{M} A dt$$
 où A est la surface de l'extrémité du réservoir, P la pression s'exerçant sur cette extrémité et T la durée du phénomène.

Pour l'aspect énergétique, Baum aboutit au constat suivant : l'énergie convertie en énergie cinétique est d'autant plus importante que la vitesse d'ouverture de la fissure est élevée. Par exemple, des mesures révèlent que pour une ouverture rapide, environ 25% de l'énergie disponible est utilisée sous forme d'énergie cinétique, contre 5% pour une ouverture lente.

Un autre modèle, celui élaboré par Taylor et Price, repris par Baker [BAK 83], permet de considérer un nombre de fragments plus important. Cependant, si ce nombre est supérieur à deux, les fragments doivent être de même taille et de même forme. De plus, pour une étude de réservoirs cylindriques, le rapport longueur sur diamètre doit être de l'ordre de dix. Cette modélisation est intéressante et originale dans sa représentation des fragments (diversité des cas de fragmentation pris en compte), mais certaines hypothèses la restreignent.

Projection de l'extrémité d'un réservoir : étude de la « calotte »

Des études ont porté sur la vitesse des extrémités de réservoir détachées (projectile dit "calotte") (Baum 1984 et 1995). Le principe global de l'expérience est le même que pour la projection d'un réservoir fissuré à sa base (projectile dit « missile »). Le réservoir "vertical" est pressurisé par de l'air et l'extrémité du réservoir est libérée lorsque le collier en verre, qui fixe l'extrémité au réservoir (figure 2.8), se rompt. Le réservoir lui-même est fixé rigidement sur un socle. Cette expérience peut s'adapter à différentes tailles d'extrémités de réservoirs. Ce peut être aussi de gros projectiles. Dans le cas d'une extrémité de réservoir, le diamètre intérieur du réservoir testé est de 24 mm. Sa hauteur et son diamètre peuvent varier. Le mouvement du projectile est enregistré par une caméra rapide. Les résultats obtenus portent sur la vitesse du projectile en fonction de son poids et de la pression. Les pressions de rupture varient de 10,2 à 33,5 bars. [BAU 84-95].

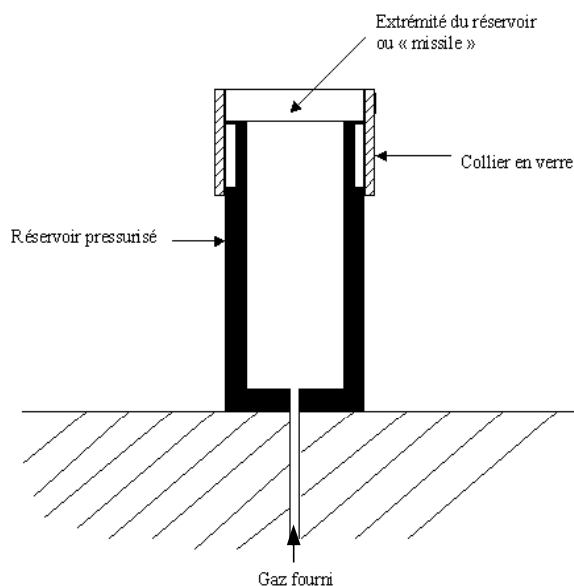


Figure 2.8 : Schéma du dispositif de tir de Baum [BAU 84-95].

Les recherches présentées précédemment sur la projection de l'extrémité d'un réservoir sous pression [BAU 95] s'appuient sur l'étude de l'éjection d'un fragment quelconque par de l'air pressurisé. Baum (1993) a étudié la vitesse d'un fragment éjecté d'un réservoir de gaz pressurisé. L'expérience a nécessité un réservoir cylindrique (largeur 192 mm, hauteur 675 mm, épaisseur 20 mm) avec une ouverture au centre de l'extrémité supérieure. Le fragment est scellé avec un diaphragme en nickel (figure 2.9). Le réservoir est pressurisé par de l'air jusqu'à ce que le diaphragme cède et propulse le fragment. L'expérience est filmée au moyen d'une caméra rapide. Ainsi la vitesse et l'accélération du fragment peuvent être obtenues en fonction de sa masse, de la pression et de l'épaisseur du diaphragme. De plus, à l'aide de capteurs de pression, la pression est suivie [BAU 93].

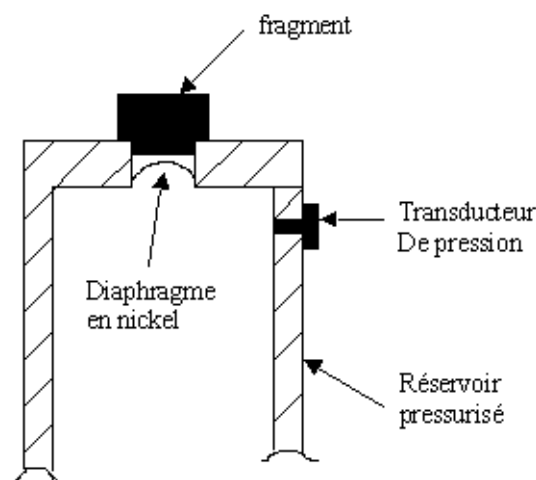


Figure 2.9 : Dispositif d'éjection de fragment [BAU 93].

2.3.2.2. Cas du fluide sous phases gazeuse et liquide

Projection d'un réservoir fissuré à sa base : étude du « missile »

Baum (1998) a étudié le cas d'un cylindre vertical subissant une rupture au niveau de sa phase liquide. Suivant l'état thermodynamique du fluide, la dépressurisation est plus ou moins brutale, et donc les vitesses d'éjection de fragments sont plus ou moins élevées. Plus la dépressurisation est brutale, plus l'énergie utilisée pour accélérer les fragments est importante. Cette étude conduit à faire une distinction en fonction de la température du liquide. Pour un liquide de température initiale inférieure à la température d'ébullition (cela signifie qu'il n'y aura pas de vaporisation), l'écoulement se décompose en deux étapes :

- l'expulsion de la phase liquide suite à l'expansion de la phase gazeuse,
- l'expulsion de la phase gazeuse restante.

Lors de cette phase, les ondes de détente sont supposées ne pas affecter la pression de la partie gazeuse. Seule son expansion (liée au mouvement du fragment et à l'écoulement de la phase liquide) fera varier sa pression.

L'expérience de Baum (1998) se présente ainsi : un réservoir "vertical" contient un liquide surmonté d'un gaz. Une rainure circonférentielle est effectuée au bas du réservoir. Un réchauffeur permet de faire varier la température du liquide contrôlée par thermocouple (figure 2.10). La température augmente et simultanément la pression de vapeur augmente car il se produit une expansion du liquide. Ce processus perdure jusqu'à la rupture qui peut être aidée par injection d'air au-dessus du volume de liquide.

Pour étudier le projectile « missile », la méthode employée par Baum (1998) est la suivante : des accéléromètres - un sur le même socle où est posé le réservoir et un autre sur une plaque cible (environ 2 m au-dessus) - indiquent le départ du projectile et son arrivée sur la cible (figure 2.10). L'expérience est filmée par une caméra rapide. En même temps, des données sont fournies sur l'évolution de la température (thermocouple) et de la pression (sonde de pression) lors de la rupture [BAU 98]. Cette expérience a été reproduite pour des réservoirs horizontaux avec détachement de l'extrémité du réservoir ou du réservoir "missile". Un lien peut être établi avec l'expérience de Hunt et Wood (1987) qui ont testé un tube d'acier (diamètre de 150 mm et épaisseur de 22-25 mm) avec une plaque en bout et, à l'autre extrémité un diaphragme en verre. Le tube est rempli d'eau et chauffé. Le tout est contrôlé par des sondes de pression et des thermocouples. Dans ce cas, le déplacement de la partie du réservoir qui est propulsée a été mesuré avec un système de photodiodes et avec une caméra rapide [HUN 87].

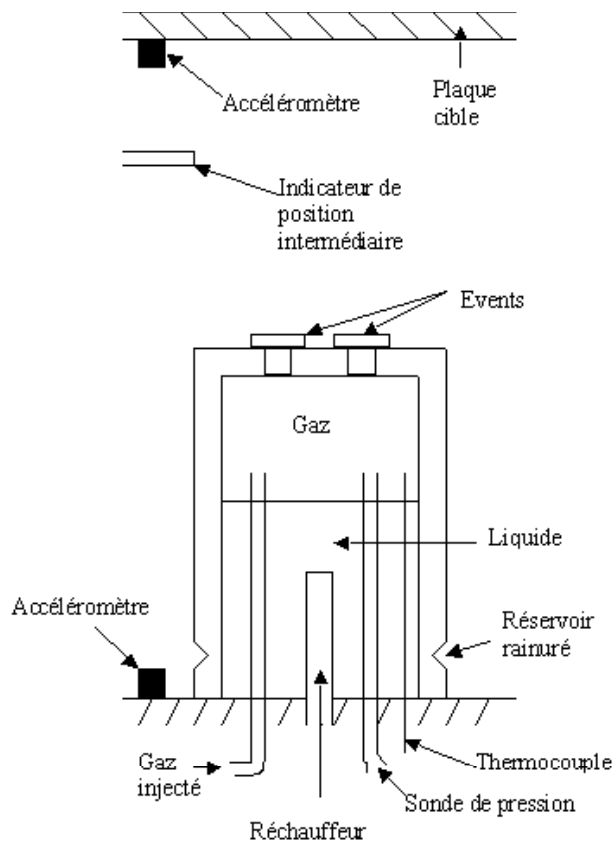


Figure 2.10 : Dispositif de mesure de la vitesse de fragment [BAU 98].

Comme pour le modèle dans le cas du fluide sous phase gazeuse [BAU 91], le mouvement du système est entièrement déterminé par la connaissance des forces s'appliquant sur la calotte supérieure. L'idée sur laquelle repose ce modèle, dans le cas du fluide sous phases gazeuse et liquide, est l'interface liquide/gaz : connaître son évolution permet de déduire l'écoulement. C'est pourquoi Baum (1999) s'est intéressé à la vitesse de cette interface et à la force exercée sur elle par le gaz dans son modèle.

A partir des équations différentielles du modèle [BAU 99], il est possible d'obtenir l'évolution temporelle de la vitesse du fragment (relations valables pour l'écoulement liquide). Une fois la phase liquide évacuée, le problème est assimilable à celui d'un réservoir cylindrique ne contenant qu'une phase gazeuse avec des conditions initiales bien particulières (vitesse initiale non nulle...). Ainsi, grâce à ce modèle, il est possible d'obtenir un ordre de grandeur de la vitesse finale et de l'influence de la proportion de liquide sur celle-ci. Si la proportion de liquide est grande, la contribution du gaz pour augmenter la vitesse dans la deuxième phase de propulsion est négligeable : une fois le liquide expulsé, la phase gazeuse restante se trouve à une pression proche de la pression atmosphérique. Lorsque la part de gaz augmente, sa variation de volume est moins importante et l'écart avec sa pression initiale également (une fois le liquide expulsé la pression du gaz est proche de sa pression

initiale). Ce modèle permet à Baum de constater une vitesse maximale à la fin de l'écoulement liquide pour une proportion de gaz de l'ordre de 35 %.

Ce modèle a été modifié pour simuler le même phénomène avec des conditions de températures et de pressions initiales élevées (température d'ébullition dépassée). Dans ce cas, la pression initiale est bien supérieure à celle de vapeur saturante. Dans un premier temps, il se produit une détente de la phase gazeuse (de manière isentropique) pour atteindre la valeur de pression saturante. Ensuite, la phase liquide se vaporise à la pression de vapeur saturante. La vaporisation est considérée comme se déroulant essentiellement au niveau l'interface gaz/liquide plutôt que dans le volume de liquide (c'est-à-dire que le modèle ne tient pas compte de la formation de bulles de vapeur). Les résultats de ce cas particulier sous-estiment les vitesses. Cela peut s'expliquer par l'absence des bulles car elles contribuent à augmenter le volume apparent du liquide [BAU 99], ce qui modifie le temps d'expulsion du liquide.

Projection de l'extrémité d'un réservoir : étude de la « calotte »

Outre le cas d'un fragment assimilable à un « missile », Baum a également étudié le cas où le fragment expulsé est de taille plus petite, comme l'extrémité du cylindre (la calotte) [BAU 99]. Dans son modèle, la situation où le fluide est présent uniquement sous forme gazeuse, ainsi que la situation où une phase liquide existe, peuvent être traitées.

Le réservoir cylindrique contenant un gaz sous pression est le cas le plus simple. Pour cette étude, l'extrémité détachée est supposée suivre une direction coaxiale avec l'axe du réservoir. Elle ne va pas avoir de mouvement de rotation en vol (figure 2.11), et elle va être propulsée par un jet de pression constante. La vitesse maximale (V_{max}) atteinte, basée sur des corrélations satisfaisantes entre les données expérimentales et celles du modèle, vérifie [BAU 93] :

$$\frac{V_{max}}{a_0} = \frac{1,29 \gamma F^{0.375}}{\left(\frac{p_i}{p_a}\right)^{0.085}} \text{ avec le paramètre adimensionnel } F: \quad F = p_i \pi R_r^3 / (M_f a_0^2).$$

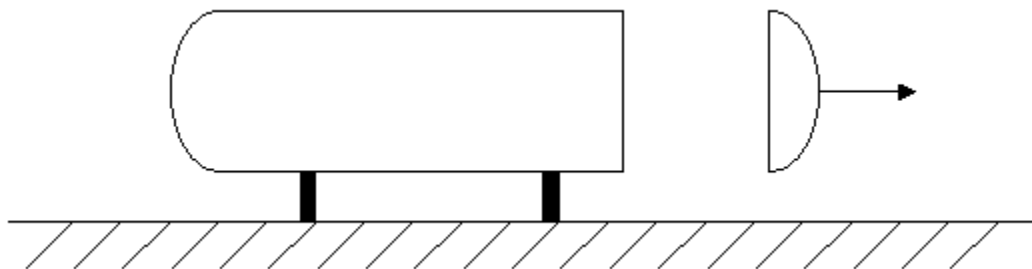


Figure 2.11 : Trajectoire coaxiale avec l'axe du réservoir de l'extrémité « missile ».

Mais lorsque le fluide est également présent à l'état liquide, le jet propulsant le fragment est formé de vapeur et de gouttelettes. Cette phase liquide va contribuer à alimenter le jet propulsif. Pendant une grande partie de l'écoulement, Baum considère la pression comme étant égale à la pression de vapeur saturante, d'où l'idée d'assimiler ce cas à celui d'un fragment propulsé par un jet uniquement gazeux de pression constante. Mais une telle approximation implique l'utilisation de coefficients γ et a_0 constants, ce qui est irréaliste pour un mélange gaz/gouttelettes. Le coefficient d'expansion du gaz dépend des conditions initiales, des transferts de masse et de chaleur entre les phases (lors de l'écoulement) ; la vitesse du son, quant à elle, est liée au transfert de masse... La seule situation où il est possible d'appliquer directement le jet de gaz conduisant à des équations de projectiles est dans le cas où le jet est issu d'un réservoir contenant seulement de la vapeur saturée. Considérons l'exemple d'un réservoir, qui contient de la vapeur saturée, et dont la vapeur qui s'échappe subit une expansion isentropique $\gamma = 1,135$ (Rogers, Mayhew 1962 ; [ROG 62]). Avec a_0 la vitesse du son dans la vapeur saturée (obtenue par Hill et MacMillan 1988 ; [HIL 88]), on obtient [BAU 99] :

$$\frac{v}{a_0} = \frac{1,446F^{0,375}}{\left(\frac{p_{\text{sat}}}{p_a}\right)^{0,085}}$$

Malgré tout, ce modèle valable pour le cas d'un jet gazeux a été appliqué au cas d'un mélange gaz/liquide pour être comparé à des résultats expérimentaux (le fluide utilisé est de l'eau). Les résultats montrent que le modèle surestime la vitesse réelle, mais ils laissent fortement penser qu'une relation linéaire existe entre ces deux types de résultats. Pour ces essais réalisés, différentes proportions de liquide ont été testées (proportions de liquide : 71 % et 89 %). Ils montrent que la vitesse ne dépend pas de la fraction liquide mise en jeu, et par conséquent, pas de l'énergie totale du système. Cela renforce l'idée selon laquelle la phase de propulsion peut être modélisée par une source gazeuse de pression constante. Il faut cependant souligner qu'un tel comportement n'est plus vrai pour de faibles proportions de liquide. La pression intérieure diminue rapidement et l'hypothèse d'un fragment soumis à une source de jet de pression constante n'est plus vraie. D'ailleurs une hausse de la proportion de gaz induit le passage d'un écoulement liquide contenant des bulles à un écoulement gazeux contenant des gouttelettes.

Ces résultats expérimentaux montrent donc un comportement différent de celui du fragment principal ("missile", duquel est éjecté le fluide) car nous avons vu précédemment que les vitesses du "missile" calculées à partir du modèle sont liées aux proportions de phases liquide et gazeuse.

2.4. Estimation et calcul des paramètres lors d'une rupture de capacité

Peu de recherches ont porté sur la fissuration et l'éclatement de réservoirs. Le nombre de méthodes de calcul des effets se voit par conséquent limité. La plupart des recherches traite de réservoirs pressurisés avec des gaz idéaux. Seulement quelques études se sont intéressées aux réservoirs remplis de gaz non-idéaux et de liquides. Très peu ont été effectuées sur des ruptures de réservoirs dues à des emballements de réactions ou à des explosions internes. Les méthodes existantes, pour évaluer les effets de souffle et les effets de fragmentation [VAN 97], vont être décrites.

2.4.1. Estimation du nombre de fragments

Il n'y a pas de méthode pour prédire le nombre de fragments. L'estimation du nombre de fragments peut seulement être effectuée à partir d'une approche pragmatique basée sur les analyses d'accidents. Dans le cas d'une défaillance locale du réservoir, la situation la plus probable est la rupture du réservoir en deux morceaux. Dans le cas d'une surpression, le réservoir se casse en plusieurs parties, habituellement le long des soudures : 2 ou 3 morceaux pour un cylindre et 10 à 20 pour une sphère.

2.4.2. Estimation de la masse des fragments

De même il n'y a pas de méthodes pour estimer la masse des fragments. Seule une approche pragmatique peut être utilisée. C'est le cas dans le tableau 2.1. En connaissant le nombre de fragments n_f et la masse du réservoir M_v , il est facile de calculer la moyenne de masse des fragments qui est égale à M_v/n_f . Cette estimation de la masse moyenne des fragments est valable pour une rupture en plusieurs fragments ou en quelques fragments égaux. C'est le cas pour les sphères. Cependant, en général, les cylindres ne se cassent pas en morceaux égaux. On note que M_f est la masse d'un fragment.

Type de réservoir	Masse de fragments	Forme des fragments
Sphère : 2 fragments	$M_v/2$	Hémisphère
Sphère : plusieurs fragments	M_v/n_f	Assiettes
Cylindre : 2 morceaux identiques	$M_v/2$	Moitié du réservoir
Cylindre : 2 morceaux différents	1 morceau : M_f l'autre morceau : $M_v - M_f$	Calotte / capacité hémisphérique avec une calotte manquante
Cylindre : 3 morceaux différents	2 morceaux : M_f l'autre morceau : $(M_v - 2M_f)$	Calotte / plaque hémisphérique
Cylindre : plusieurs fragments	2 morceaux : M_f le reste : $(M_v - 2M_f)/(n_f - 2)$	Calotte / lamelle hémisphérique

Tableau 2.1 : Masse et forme des fragments pour différentes configurations de fracture de réservoirs.

2.4.3. Calcul de la vitesse d'éjection des fragments

La vitesse initiale des fragments peut être calculée au moyen de trois méthodes. La première s'appuie sur la formule empirique de Moore (1967). La seconde est la méthode de l'énergie cinétique. Elle concerne l'estimation grossière de tout type d'éclatement de réservoir (la formule empirique de Baum (1987) [BAU 87] concerne les BLEVE). Ces deux méthodes font intervenir l'énergie libérée lors de l'éclatement du réservoir dans le calcul de la vitesse initiale de fragment. La troisième méthode, celle de Baker (1983) et Gel'fand (1989) s'appuie sur un calcul de surpression adimensionnelle.

Les données utiles, pour ces trois méthodes, sont les suivantes :

- le contenu du réservoir : gaz idéal ou non, vapeur ou liquide,
- le type d'éclatement de réservoir : éclatement de réservoir pressurisé, BLEVE, emballage de réaction, explosion interne ou décomposition de matériau énergétique,
- la pression interne du réservoir lors de la défaillance : p_i ,
- la pression ambiante : p_a ,
- le volume de la partie du réservoir remplie de gaz : V_g ,
- le rapport des chaleurs spécifiques de pression et de volume : γ ,
- la distance du centre du réservoir à la cible : r_i ,
- la forme du réservoir : sphérique ou cylindrique,
- la masse totale du réservoir vide : M_v ,
- la masse du gaz dans le réservoir : M_g ,
- la vitesse du son dans le gaz au moment de la défaillance a_g , $a_g^2 = \frac{T_g \gamma R}{M}$

avec T_g la température absolue dans le réservoir lors de la défaillance et M la masse moléculaire.

Pour un emballage de la réaction ou une explosion interne, il faut encore :

- la vitesse laminaire maximale de combustion u_f donnée au tableau 2.2 pour plusieurs gaz ou vapeurs,
- la chaleur de réaction par kilo du produit ΔH_f (calculée grâce au tableau 2.2).

Gaz ou vapeurs	Limites d'inflammabilité (vol. %)	Température d'auto-initiation (°C)	Vitesse laminaire maximale de combustion (m/s)	Chaleur de combustion (MJ/m ³)
Méthane	5,0-(9,5)-15,0	595	0,448	3,23
Ethane	3,0-(5,6)-15,5	515	0,476	3,39
Propane	2,1-(4,0)- 9,5	470	0,464	3,46
Ethène	2,8-(6,5)-28,6	425	0,735	3,64
Butane	1,3-(3,1)- 8,5	365	0,449	3,48
Propène	2,0-(4,4)-11,0	455	0,512	3,59
Hydrogène	4,0-(29,5)-75,6	560	3,25	3,01
Cyclohexane	1,2-(2,3)- 8,3	260	0,440	3,85

Les valeurs entre parenthèses sont les valeurs stœchiométriques du mélange avec l'air.

Tableau 2.2: Propriétés d'explosion de gaz et vapeurs inflammables dans l'air dans les conditions atmosphériques.

Une partie de ces données est déterminée préalablement à la réalisation d'expérience. Ce sont, par exemple, la forme du réservoir, son contenu, son type d'éclatement. D'autres données sont obtenues par des tables connues issues de la littérature. Il s'agit des données sur le matériau et les produits. Enfin, des capteurs de température et de pression judicieusement placés permettent d'obtenir les résultats manquants. Le tableau 2.3 donne des indications pour trouver ou calculer les pressions et températures de défaillance dans différents cas. Après l'éclatement du réservoir, la cartographie des débris donne des informations sur les fragments.

Situation	Pression de défaillance	Température de défaillance
Corrosion, érosion, fatigue, défaillance matérielle, impact externe	Pression de stockage ou de travail	Température de stockage ou de process
Feu extérieur	1,2 x (pression d'ouverture de la valve de sécurité)	Déterminée avec les tables thermodynamiques
Sur-remplissage combiné avec la défaillance de la valve de sécurité	(Pression de défaillance) x (facteur de sécurité (= 2,5))	Température de stockage ou de process
Surchauffe combinée avec la défaillance de la valve de sécurité	(Pression de défaillance) x (facteur de sécurité (= 2,5))	Déterminée avec les tables thermodynamiques
Emballement de la réaction	(Pression de défaillance) x (facteur de sécurité (= 2,5))	Calculée avec les lois des gaz parfaits pour cette pression
Explosion interne	(3 à 4) x (pression initiale pour mélanges gazeux aux limites d'explosion) (8 à 10) x (pression initiale des mélanges stœchiométriques gazeux ou de vapeur)	Liquide : température de stockage ou de process Gaz : température adiabatique de flamme

Tableau 2.3: Pression et température de défaillance lors de différentes situations.

Le cheminement pour obtenir la vitesse initiale de fragment est décrit sur la figure 2.12. Les méthodes s'appuient sur :

- le calcul de l'énergie libérée E_{av} :
$$E_{av} = \frac{(p_i - p_a)V_g}{\gamma - 1}$$
- le calcul de la surpression adimensionnelle \bar{P} :
$$\bar{P} = (p_i - p_a) V_g M_v a_g^2$$

Pour un emballage de réaction ou une explosion interne, le paramètre adimensionnel Φ , qui caractérise le taux d'énergie libérée, doit aussi être calculé :
$$\Phi = \frac{\Delta H_f u_f}{a_g^3} .$$

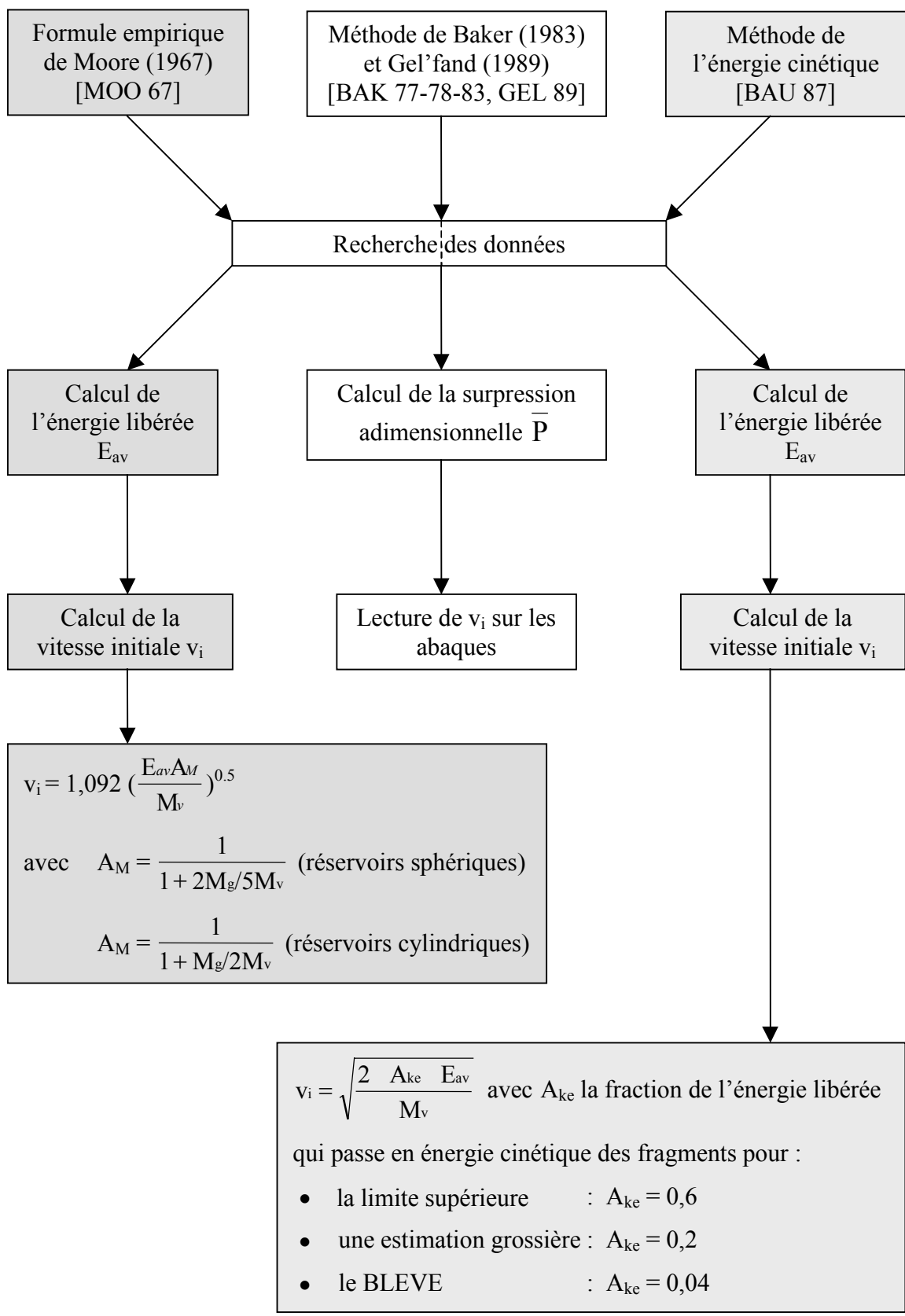


Figure 2.12 : Méthodes pour trouver la vitesse initiale de fragment.

2.4.4. Calcul de la portée des fragments éjectés

Après l'accélération du fragment à une certaine vitesse, les forces intervenant lors du vol sont celles de la gravité et celles de la dynamique des fluides (portance et traînée). Ces forces permettent de déterminer à quelle distance un fragment peut être propulsé.

Le cheminement pour obtenir la portée maximale d'un fragment est basé sur le calcul de nombres adimensionnels et sur la lecture d'abaques. Le nombre adimensionnel, correspondant à la vitesse initiale de fragment, a pour expression :

$$\bar{v}_i = \frac{\rho_a C_D A_D V_i^2}{M_f g}$$

Une fois ce nombre adimensionnel calculé, ainsi que le rapport $C_L A_L / C_D A_D$ (tableau [VAN 97]), la lecture d'une abaque [VAN 97] permet d'obtenir directement le nombre adimensionnel \bar{R}_f , correspondant à la portée maximale. Finalement, la portée maximale est obtenue au moyen de l'expression :

$$\bar{R}_f = \frac{\rho_a C_D A_D R_f}{M_f}$$

De la description de rupture de réservoirs, il en résulte que l'effet de souffle et les fragments dépendent fortement des causes de la défaillance. Du fait de la complexité des processus de défaillance et du nombre élevé de variables, les recherches n'ont pas encore mené à une méthode précise pour prédire les effets de souffle et de fragmentation. Cependant, dans certains cas particuliers, la vitesse et la portée des fragments peuvent être évaluées.

Concernant la fragmentation, les méthodes sont limitées par :

- un manque de bases expérimentales et théoriques afin de déterminer la fraction de l'énergie d'explosion employée lors de la génération de fragments,
- le mode de défaillance dépend de paramètres tels que le matériau et l'épaisseur du réservoir, de la pression initiale. Le nombre de fragments n'est pas préalablement connu. Donc de nombreuses hypothèses doivent être faites.

2.5. Conclusion

Dans l'industrie, lors de la production de pièces métalliques, telles que les réservoirs par exemple, des défauts, des fissures sont engendrés. Ces fissures peuvent être très petites (micro-fissures). Cependant, il est nécessaire de les détecter, de les quantifier et de les mesurer afin de valider la conformité de la pièce. Ces pièces sont notamment utilisées pour le stockage et le transport de produits explosibles (appareils sous pression). De nombreuses méthodes de détection et de mesure sont disponibles de nos jours et peuvent être mises en place rapidement.

Or, ces fissures peuvent se propager lorsqu'un accident survient. Dans ce cas, la fragmentation de réservoirs peut provoquer de nombreux dégâts matériels ainsi que des pertes humaines. De ce fait, des études (particulièrement celles de Baum) ont porté sur les différentes manières de rupture des capacités (rupture longitudinale ou circonférentielle). Les recherches effectuées se focalisent principalement sur les fragments générés. Les données connues, lors de la rupture de capacités, servent à calculer les effets de pression émis ainsi que la portée des débris.

Malgré des données intéressantes sur la rupture et ses conséquences, il apparaît un déficit de connaissance dans la démarche, sur les éléments mécaniques de la rupture. Les études expérimentales ne mettent pas en avant les paramètres propres à la mécanique de la fissuration (facteurs d'intensité des contraintes, vitesses de déformation, vitesses de fissuration...). De ce fait, les méthodes employées par les ingénieurs actuellement se trouvent limitées dans la compréhension du phénomène de rupture.

La présente étude se situe en amont de l'étape de formation et d'éjection des fragments. Le but est d'essayer de mieux comprendre le phénomène de fissuration, dans l'optique de prévoir la formation des fragments. De plus, le facteur dynamique intervient. Pour atteindre cet objectif, des expériences sur des plaques sont retenues. Mais aussi, des capacités sont soumises à des chargements dynamiques, sous forme d'explosions.

Partie II

Expériences **à échelle du laboratoire**

Chapitre 1

Introduction

1.1. Contexte

L'industrie met couramment en œuvre des enceintes métalliques sous pression. Si, pour une raison quelconque (emballement de réaction, explosion interne, changement de phase...), une brusque montée en pression au sein d'un de ces réservoirs se produit et conduit à sa rupture, les effets dans l'environnement de la capacité peuvent être multiples et variés : effets de pression combinés ou non avec la projection de missiles, fusées (projection de fragments propulsés au cours de leur vol par la vaporisation du gaz liquéfié), etc. Ainsi, la quantification des effets potentiels de la rupture d'une capacité dans son environnement, par exemple dans le cadre d'une étude de dangers, passe par la caractérisation préalable de la réponse de réservoirs métalliques à des sollicitations en pression. Or, la réponse d'une enceinte à ces types de sollicitation est difficilement prévisible et tenter de la prévoir conduit, dans un premier temps, à déterminer expérimentalement la réponse d'échantillons de type plaque métallique soumis à des sollicitations diverses.

Les expériences à l'échelle du laboratoire ont pour objectif de caractériser les paramètres prépondérants de la rupture de capacités. En fonction de ces paramètres, ces expériences permettront de qualifier la réponse d'échantillons soumis à des sollicitations diverses (explosions : déflagrations, détonations). Les paramètres pertinents qui ont été mis en évidence sont les suivants :

- la nature de la sollicitation en pression (en dynamique rapide : impulsion, vitesse de chargement ...),
- la nature ductile ou fragile du matériau,
- le caractère ductile ou fragile de la rupture.

Il est probable que le dernier paramètre dépende de deux autres. Or, du mode de rupture, ductile ou fragile, dépend la nature des effets dans l'environnement. En effet, une rupture ductile peut absorber au travers de l'énergie de déformation une partie de l'énergie stockée sous forme thermodynamique dans le fluide de la capacité, et en dissiper également une autre partie par la formation lente de fissures, laissant au fluide le temps de s'échapper. C'est ce qui soulève tout l'intérêt des expérimentations visant à quantifier le lien entre ces paramètres. Les chapitres suivants explorent donc les moyens de qualifier la réponse du matériau à des sollicitations en pression.

C'est pour cette raison que des expérimentations sur la propagation dynamique de fissures et sur la fragmentation ont été réalisées sur des plaques minces. La gamme des matériaux utilisés regroupe des degrés de ductilité différents. De plus, trois épaisseurs de plaques ont été testées. Elles sont chargées de façon dynamique, au moyen d'explosions. Ces expériences ont permis de lier les différents paramètres d'entrées – nature du matériau, épaisseur des plaques, type de chargement – à la fissuration des plaques. Cette fissuration se caractérise par la taille et la forme de la fissure, son faciès et sa vitesse de propagation.

1.2. Etat de l'art

Les études expérimentales de plaques circulaires soumises à un chargement impulsionnel sont nombreuses. Grâce à des travaux expérimentaux, Florence [FLO 66] compara ses résultats, portant sur la déflexion centrale permanente de plaques circulaires, aux résultats théoriques de Wang [WAN 55]. Jones [JON 68-A] s'intéressa à des plaques circulaires en appui simple en prenant en compte les forces de membrane. Mais aussi, de nombreuses études ont porté sur la sensibilité à la vitesse de déformation des matériaux des plaques testées. Ce fut le cas de Perrone [PER 67], Jones, Kelley et Wilshaw [JON 68-B], et Wierzbicki [WIE 54]. Le moyen expérimental de Wierzbicki [WIE 70] pour obtenir la déformation de plaques fut de placer un explosif sous forme de feuille au centre de la plaque à tester. Duffey et Key [DUF 67-8] ont calibré cet explosif pour les expériences de plaques circulaires et ont mesuré le déplacement en fonction du temps, grâce à une caméra rapide et à des jauges de déformation. L'idée de ce dispositif expérimental fut employée et développée par Bodner et Symonds [BOD 79-A-B]. Leur but fut de trouver le profil de déflexion en fonction de l'impulsion appliquée. La réponse de la plaque (déflexion en fonction du temps) fut obtenue au moyen d'un « condenseur microphone » placé près du centre de l'échantillon. Le dispositif expérimental de Bodner et Symonds [BOD 79-A-B] fut réutilisé et amélioré pour de nombreuses études complémentaires de Nurick [NUR 89], Teeling-Smith [TEE 91] et Olson [OLS 93]. L'expérience de Nurick et al. [NUR 85-6-A-B] simule un chargement impulsionnel grâce à un dispositif d'anneau explosif sur la plaque. L'amplitude de l'impulsion est mesurée par un pendule ballistique. La déflexion, fonction du temps, s'obtient par la technique d'interférométrie. Des déplacements de plus de 20 mm pendant un temps de 200 μ s furent observés dans plus de 100 tests, aussi bien sur des plaques circulaires que carrées ou rectangulaires. Teeling-Smith [TEE 91] a réalisé une étude énergétique, et a également fait des remarques sur la rupture. Les plaques testées se déforment jusqu'à casser sur le contour. Les remarques apportées concernent l'élargissement des ouvertures provoquées.

Les nombreuses études précédemment citées traitent de la mesure expérimentale des grandes déformations de plaques soumises à un chargement impulsionnel. Le but de ces recherches fut, dans un premier temps, de déterminer la forme finale de la plaque déformée en fonction de l'impulsion, c'est-à-dire, en fonction de la sollicitation en pression et de son temps d'application. Dongquan Liu [DON 96] a traité le problème de déformation plastique dynamique, en cisaillement et en flexion, de manière purement théorique. Le matériau des plaques (plaques circulaires encastrées soumises à une impulsion en leur centre) est considéré comme parfaitement plastique. Des travaux sur la réponse dynamique de plaques circulaires encastrées soumises à un chargement sous forme d'onde de choc, ont été effectués par Idczak, Rymarz et Sychala [IDC 80 et 81]. Ces études ont été entreprises d'un point de vue théorique et expérimental. D'autres travaux du même type, plus récents, ont été réalisés par Pennetier et Renard [PEN 98], Klosowski et Woznica [KLO 00]. Leurs travaux s'appuient sur des dispositifs expérimentaux originaux. Pennetier et Renard [PEN 98] ont appliqué la méthode des

différences finies avec les modèles de Chaboche et Bodner-Partom pour calculer la réponse dynamique de plaques circulaires soumises à des détonations sphériques. Klosowski et Woznica [KLO 00] ont utilisé les mêmes modèles (Chaboche et Bodner-Partom) pour leur étude. Stoffel [STO 01] a aussi fait une étude comparative expérimentale-numérique. Des expériences, avec un tube à choc classique, lui ont permis de solliciter des plaques fines. La partie expérimentale est modélisée grâce aux lois viscoplastiques de Chaboche et Bodner-Partom. De plus, une étude vibratoire est réalisée.

Les études citées précédemment ne s'intéressent pas à la fissuration ni à la rupture. Les travaux effectués dans ces domaines sont basés sur des expériences d'échantillons cylindriques caractérisant des réservoirs et des pipelines. De nombreux travaux ont été effectués, notamment par Emery et Kobayashi [EME 86] sur la fissuration de pipelines. De nombreuses références se trouvent dans leur papier. D'autres travaux, entrepris par Jung [IUN 94] et Rivalin [RIV 98 et 01], traitent des mécanismes de la rupture ductile dans les aciers pour gazoducs. Ils s'intéressent à la propagation et à l'arrêt de fissures soumises à de grandes vitesses. Beltman et al. [BEL 99] firent des recherches sur la réponse structurelle d'échantillons cylindriques pré-entaillés soumis à un chargement par détonation. Ces études, aussi bien analytiques que numériques et expérimentales, ont démontré que l'amplitude des déformations linéaires élastiques était fonction du pic de pression et de la vitesse de l'onde de détonation. Plus récemment, Chao et Shepherd [CHA 02] ont étudié le comportement de la rupture, la déformation et les surfaces de rupture de tubes en aluminium soumis à détonation avec différentes tailles de pré-fissures.

1.3. Présentation des étapes suivies lors de l'étude

Au sein du laboratoire, un dispositif expérimental a été mis en place pour étudier l'évolution dynamique de plaques minces sous une pression de détonation ([REN 91], [REN 95], [REN 96], [PEN 97-A], [PEN 97-B], [PEN 98-A], [PEN 98-B]). Dans ce dispositif expérimental, une plaque métallique est encastrée dans un support et une détonation à l'air libre vient la solliciter. La plaque se plastifie légèrement et sa déformation est suivie au moyen de jauges. La présente recherche a fait le choix de réaliser de nouveaux développements à ces travaux précurseurs, en sollicitant plus fortement les plaques, en vue d'atteindre leur fissuration et leur rupture. Un nouveau dispositif expérimental a donc été développé.

Le dispositif expérimental retenu se compose de deux chambres entre lesquelles est placé l'échantillon. Les différentes étapes de sa mise en place sont schématisées en figure 1.1. Ces différentes étapes constituent le fil conducteur de l'ensemble de la partie II : expériences à échelle du laboratoire. Dans le chapitre 2, intitulé « le banc expérimental », la construction du banc expérimental est décrite. Les premiers essais, avec le mélange choisi, sont présentés. Ils ont pour but de montrer la reproductibilité de la sollicitation. Le chapitre 3, intitulé « conditions d'expérimentation des plaques

métalliques soumises à explosion », est consacré, dans un premier temps, à la présentation des matériaux de l'étude. Puis, dans un second temps, la plage de pression permettant l'endommagement des différents échantillons est déterminée. Cette opération a nécessité de très nombreux essais à des pressions variables. La dernière et plus importante phase constitue l'étude de la fissuration. Or, les conditions d'expérimentation ont montré des limites dans le dispositif expérimental. De ce fait, pour obtenir la rupture des échantillons, les plaques sont, dans un cas, entaillées, et dans un autre cas, placées sur un appui arrondi. L'étude de la fissuration se partage donc en deux chapitres correspondant aux deux manières d'obtenir la fissuration ou la rupture. Le chapitre 3 s'intitule « fissuration de plaques métalliques entaillées » et le chapitre 4 « rupture dynamique de plaques métalliques sur appui arrondi ».

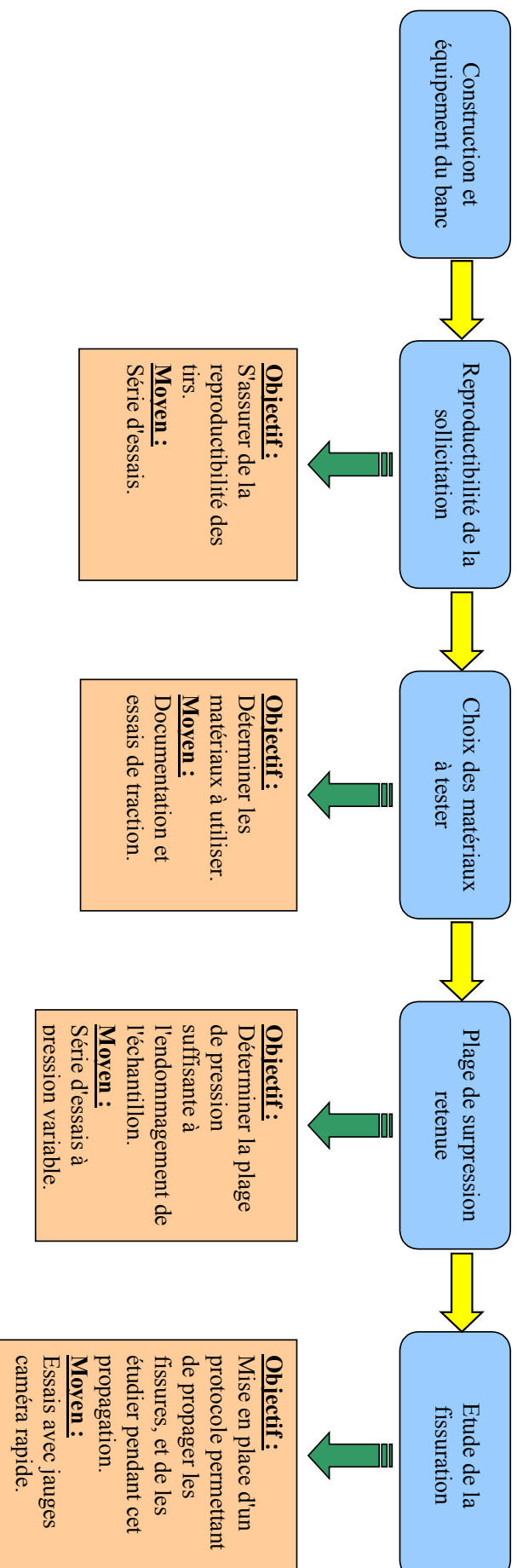


Figure 1.1 : Différentes étapes de la mise en place du banc expérimental.

Chapitre 2

Le banc expérimental

2.1. Construction et équipement du banc expérimental

2.1.1. Présentation générale

Le système expérimental est schématisé en figure 2.1. Il comprend deux tubes fermés à leurs extrémités, au milieu desquels vient se positionner la plaque à tester. Une pompe permet de réaliser le vide dans les deux tubes. Un mélange gazeux explosible est introduit dans le tube 1. Par commodité, dans ce qui suit, le tube 1 sera indifféremment appelé « première chambre » ou « chambre à explosion ».

Une alimentation électrique permet d'amorcer l'explosion. Cet aspect sera détaillé plus loin au § 2.1.5.4.

Les deux tubes sont équipés de capteurs de pression reliés à une chaîne d'acquisition comprenant amplificateurs, oscilloscopes et P.C. Les losanges W et Z du schéma représentent les systèmes de vannes permettant l'introduction du mélange explosible ainsi que la communication et l'isolation des deux tubes.

2.1.2. Caractéristiques mécaniques et géométriques des tubes

Les deux tubes sont en acier inoxydable, ce qui permet d'éviter la corrosion due aux produits de combustion. Le premier tube mesure 800 mm de long et le second 400 mm. Leur diamètre intérieure est de 193,7 mm pour un diamètre extérieure de 219,1 mm. Cette épaisseur conséquente (12,7 mm) leur permet de supporter des pressions très importantes. Les deux tubes sont raccordés par des brides carrées de 300 mm de côté et de 30 mm d'épaisseur, reliés par des tirants fixés par des écrous. Ce choix de système de renfort permet d'éviter les soudures. Le caractère sécuritaire du dispositif est alors renforcé car des soudures seraient des lieux de fragilisation. L'étanchéité entre le tube et les brides est réalisée au moyen de joints toriques.

La plaque à tester est placée entre les brides des deux tubes qui sont serrées grâce à 4 boulons M24. L'installation d'une plaque est facile et rapide car les deux tubes sont montés sur rails. La figure 2.2 illustre les deux tubes de façon plus concrète.

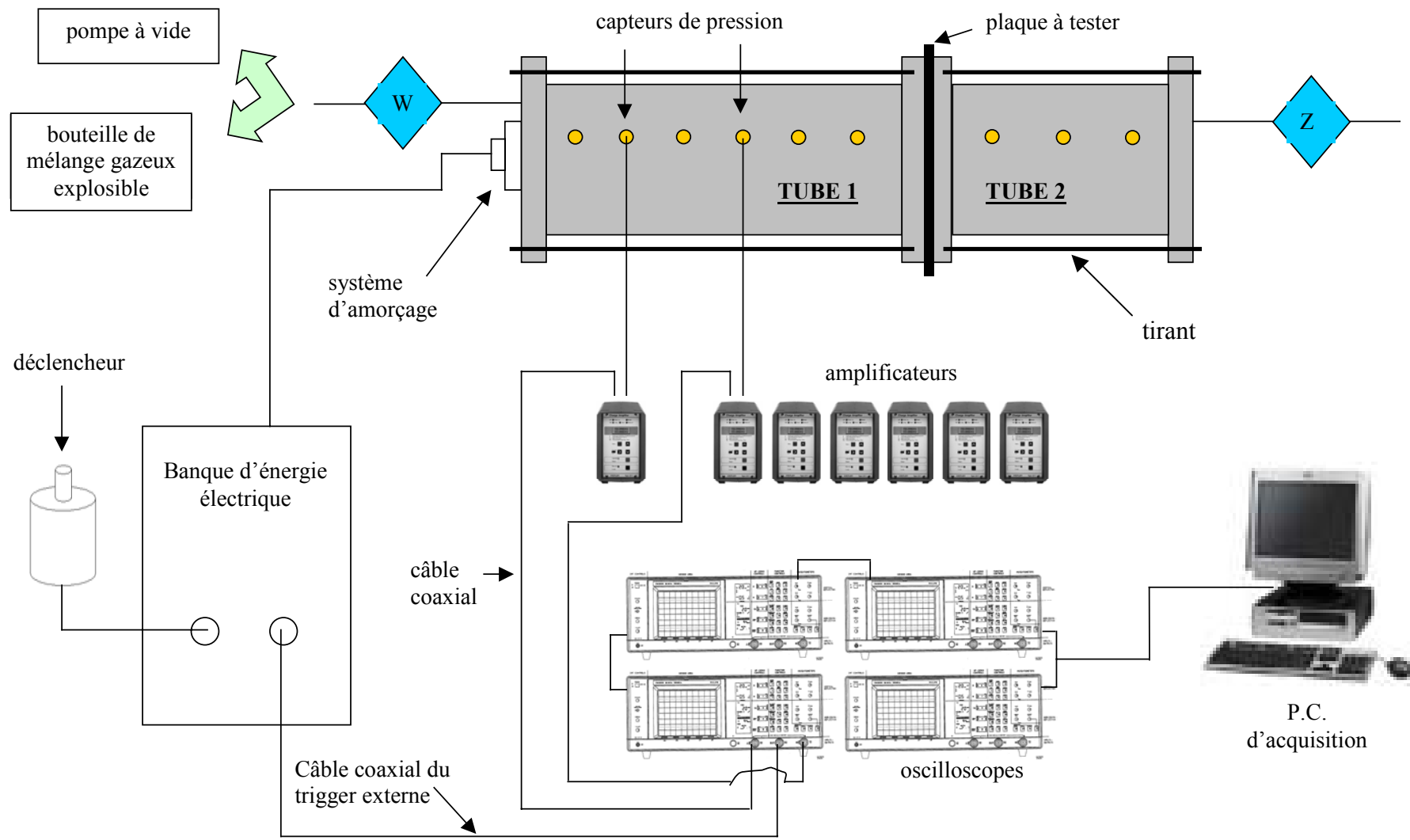


Figure 2.1 : Schéma du dispositif expérimental.



Figure 2.2 : Photo du montage expérimental.

2.1.3. Instrumentation

Les tubes sont équipés de 7 capteurs de pression (Kistler 603B). Les capteurs sont montés sur des supports adaptés au tube. Une pellicule de téflon entoure ces supports filetés afin d'assurer l'étanchéité du tube. La face active du capteur se retrouve dans l'affleurement du tube pour éviter les perturbations. Ces capteurs de pression sont reliés à des amplificateurs de charge (KISTLER type 5001-5007-5011). Ces derniers transmettent le signal à des oscilloscopes (Philips PM 3350) à grande vitesse d'échantillonnage (50 MHz), puis à un P.C. La description et les caractéristiques des capteurs de pression et des amplificateurs de charge se trouvent en annexe 1.

Le positionnement des capteurs de pression se fait suivant deux configurations :

- la première intervient lorsque le montage n'emploie que le tube 1 (chambre à explosion), pour étudier la sollicitation. La répartition des capteurs est présentée en figure 2.3,
- la seconde configuration est l'implémentation des capteurs dans le cas du montage complet. Elle est donnée en figure 2.4. Des capteurs sont répartis sur les deux tubes de part et d'autre de la plaque à tester.

Les distances séparant les capteurs se trouvent sur le plan des tubes expérimentaux en annexe 2.

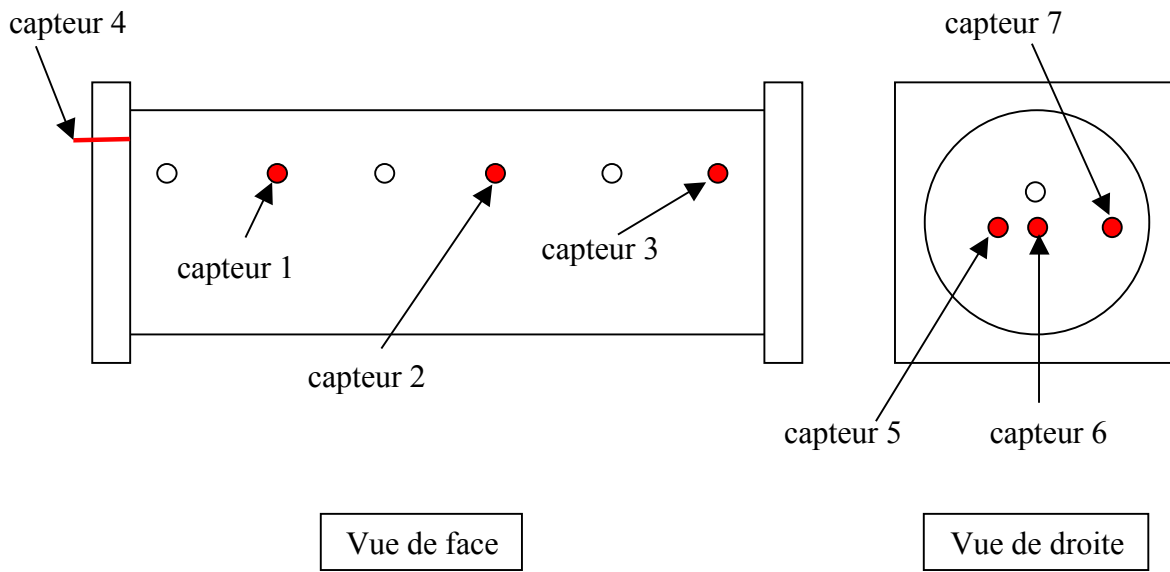


Figure 2.3 : Implémentation des capteurs sur la chambre à explosion.

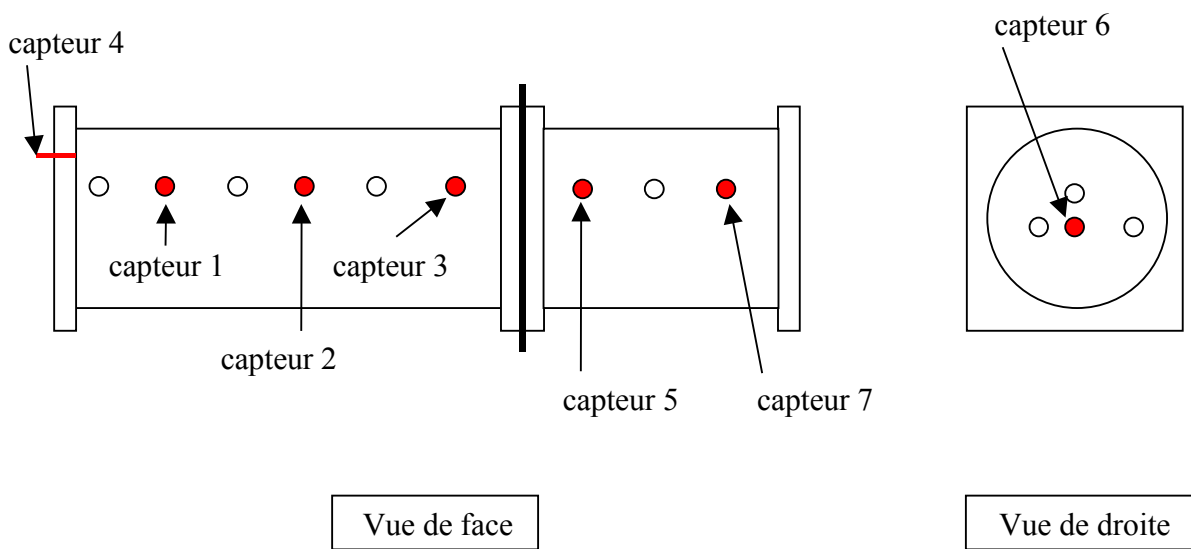


Figure 2.4 : Implémentation des capteurs dans le cas du montage complet.

2.1.4. Mélange explosif employé

2.1.4.1. Réflexions ayant amené au mélange choisi

Le mélange utilisé est constitué d'hydrogène et d'oxygène en proportion stœchiométrique. Cette configuration est susceptible de produire les effets mécaniques les plus sévères en terme de surpression. Pour ce mélange hydrogène-oxygène, l'énergie d'amorçage d'une détonation est de l'ordre d'un joule, comme le montre la figure 2.5. Cette énergie est facilement atteinte avec une alimentation haute tension adaptée.

Remarque :

Les essais d'explosion dans le tube ont été réalisés préalablement avec un mélange méthane-oxygène à la stœchiométrie. Cependant, du fait, d'une part de la faible longueur du tube, et d'autre part de la nécessité d'une énergie d'amorçage plus élevée, les signaux de pression obtenus n'étaient pas facilement exploitables. C'est pour cette raison que, après plusieurs tests, il fut décidé de changer de mélange et d'opter pour le mélange hydrogène-oxygène à la stœchiométrie qui a donné des résultats satisfaisants pour notre étude.

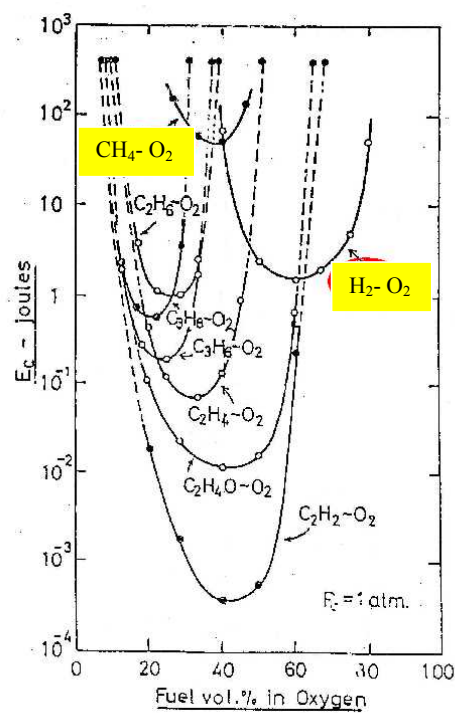
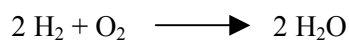


Figure 2.5 : Limites de détonabilité de divers mélanges [MAT 79].

2.1.4.2. Réalisation du mélange

L'expérience emploie un mélange hydrogène-oxygène à la stoechiométrie dont l'équation de la réaction est la suivante :



Sa préparation en bouteille de 60 litres respecte la règle de proportion des pressions partielles, dictée par la loi de Dalton, sur la base de 2/3 d'hydrogène et de 1/3 d'oxygène. L'hydrogène, plus léger, est introduit avant l'oxygène. Ce mélange est à nouveau homogénéisé par son introduction quasi immédiate (4-5 minutes au plus) dans le tube.

L'enthalpie de la réaction de combustion du mélange utilisé, ΔH , vaut 0,484 MJ. Son énergie volumique, E_v , représente 6,71 MJ/m³ à 20°C et à pression atmosphérique.

Le tableau 2.1 donne les limites d'aptitude à explosion en pourcentage volumique de combustible à pression atmosphérique et température ambiante (300 K) du mélange employé. Les limites de la déflagration sont plus étendues que celles de la détonation.

H ₂ -O ₂	Limite inférieure	Limite supérieure
Détonation	15 % de H ₂	90 % de H ₂
Déflagration	4 % de H ₂	95 % de H ₂

Tableau 2.1 : Limites d'aptitude à explosion.

2.1.5. Caractérisation des phénomènes d'explosion dans le tube

2.1.5.1. Généralités

Une explosion résulte d'une libération soudaine d'énergie dans une atmosphère explosive de volume fini. L'explosion se caractérise par une onde de pression dont l'intensité et la durée dépendent de l'énergie libérée, de la durée de libération de cette énergie et du degré d'encombrement du volume dans lequel l'explosion survient. L'explosion d'une atmosphère explosive nécessite un apport d'énergie pour enflammer le combustible. Dès l'inflammation, une zone de réaction exothermique, appelée onde de combustion (flamme), se propage à travers le mélange combustible. Dans la zone de réaction, l'énergie chimique est transformée en énergie thermique et en énergie mécanique (pression). Selon la rapidité de cette transformation, deux régimes d'explosion sont possibles : la déflagration et la détonation.

La **déflagration** est le mode d'apparition le plus probable ([LAN84]) lors d'une explosion accidentelle. Elle est obtenue à partir d'une source d'inflammation de faible énergie (quelques millijoules) au moyen d'une étincelle. Un front de flamme centré sur le point d'inflammation se propage dans le mélange avec une vitesse subsonique (inférieure à quelques centaines de m/s). La vitesse de propagation des ondes de pression engendrées par une déflagration est égale à la célérité du son du milieu dans lequel elle se propage. La propagation de la flamme et l'expansion volumique des gaz frais, transformés en gaz brûlés, s'accompagnent d'une mise en mouvement et d'une élévation de pression progressive des gaz frais à l'avant de la flamme. La surpression occasionnée est en partie aléatoire et l'application de lois de similitude ne peut être clairement définie.

Le phénomène de **détonation**, dont la probabilité d'occurrence accidentelle est plus faible que celle de la déflagration, est malgré tout pris en compte dans la majorité des études sur les risques industriels, étant donné la forte valeur de surpression qu'il engendre, et par conséquent, le caractère supposé majorant du scénario accidentel. La détonation se caractérise par le fait qu'elle est reproductible. Elle requiert, pour son amorçage direct, un apport d'énergie important. Cet amorçage provoque la formation d'une onde de choc accompagnée d'une onde de combustion. La courbe de pression peut se résumer par une montée brutale (environ 3 μ s) suivie d'une rapide décroissance. Son caractère supersonique la rend très stable par rapport à une déflagration (vitesse subsonique), aucune perturbation ne pouvant précéder l'onde de choc.

L'ensemble des caractéristiques générales différenciant déflagration et détonation se trouve dans le tableau 2.2.

	Détonation	Déflagration
Vitesse du front de flamme (m/s)	1800-3000 (stable)	0,01-100 (instable)
Déplacement des produits de combustion	Même direction que du front d'onde	Direction opposée à celle du front d'onde
Discontinuité de pression à travers le front	Importante (# 5 MPa)	Faible (\ll P atmosphérique)
Onde de souffle	Onde de choc supersonique	Onde sonique
Energie d'amorçage	Apport important (KJ, MJ)	Faible énergie (mJ, J)
Processus	Processus reproductible	Caractère aléatoire

Tableau 2.2 : Caractéristiques comparées de la détonation et de la déflagration.

2.1.5.2. Modes d'amorçage en détonation

Une détonation peut se former de deux manières différentes qui sont : l'amorçage direct et l'auto-initiation. L'initiation directe est un mode « rapide » où la détonation est formée à proximité de la source d'amorçage. Elle se caractérise par le mécanisme de libération d'énergie contenue dans la source d'amorçage. Celle-ci doit pouvoir générer une onde de choc, mais aussi la maintenir à une amplitude minimale pendant une durée requise. Le deuxième mode d'amorçage, par lequel la détonation est formée à partir d'une flamme accélérée, est un mécanisme connu sous le nom de transition de déflagration à détonation (TDD). La TDD est un processus par lequel une onde subsonique de combustion (déflagration) devient une onde supersonique de combustion (détonation) ([SCH 99 ; COO 00]). Ce mode d'initiation est caractérisé principalement par la distance nécessaire pour obtenir la transition, la source d'inflammation du mélange n'influe pas sur la détonation elle-même. Pour la plupart des mélanges combustible-oxygène confinés dans un tube, une flamme, initiée par une étincelle ou un fil chaud, accélérera rapidement, afin de détoner, pour un trajet de flamme de l'ordre du mètre. Cependant, cet ordre de grandeur peut fluctuer en fonction de paramètres tels que les dimensions du tube, les effets de rugosité des parois, les effets de la richesse du mélange, les effets de la pression initiale... De manière générale, plus la pression initiale est importante, plus les temps de transition sont courts.

2.1.5.3. Résultats des expériences

Les expérimentations réalisées au laboratoire ont montré que l'ignition d'une explosion en mode « déflagration » basculait généralement en mode « détonation ». De plus, lorsque l'onde de choc atteint la plaque à tester, sa vitesse et son pic de surpression ne sont pas ceux d'une réelle détonation. En somme, dans notre contexte expérimental, l'appellation « déflagration » est utilisé pour caractériser une explosion obtenue avec une faible énergie d'amorçage. Elle correspond à la transition de déflagration à détonation, ce qui explique le fait d'obtenir des vitesses supersoniques.

A contrario, pour les faibles pressions initiales (inférieures à 0,6 bar), une importante énergie d'amorçage n'initie pas immédiatement une détonation. Au départ, l'explosion est une déflagration. Elle accélère rapidement, cependant le tube n'est pas assez long pour permettre la mise en place d'une détonation stationnaire. De ce fait, la vitesse peut rester subsonique.

En résumé, les termes « déflagration » et « détonation » ne sont pas réellement appropriés pour décrire les deux sortes d'explosion qui ont été observées expérimentalement. Néanmoins, ces deux termes sont employés dans notre étude pour distinguer des explosions amorcées par une faible énergie (déflagration) et des explosions amorcées par une forte énergie (détonation).

2.1.5.4. Système d'amorçage de l'explosion

De manière pratique, deux cas entrent en considération en fonction du type d'amorçage. Dans le premier cas, si le type d'explosion souhaité est une déflagration, l'amorçage sera réalisé par étincelle électrique. Dans le second cas, si le type d'explosion souhaité est une détonation, l'amorçage sera réalisé au moyen d'un fil explosé.

2.1.5.4.1. Amorçage par étincelle électrique

L'étincelle électrique ionise le mélange inflammable et le rend conducteur. L'énergie électrique peut alors être libérée et permettre d'atteindre les conditions d'inflammation. Cette libération est très brève, de l'ordre d'une à quelques centaines de microsecondes.

L'énergie libérée s'écrit alors : $E = \int_0^{\theta} VIdt$, où θ est la durée totale de l'étincelle, V le potentiel et I l'intensité du courant.

Cette énergie électrique est très rapidement transformée en énergie thermique. Compte tenu des températures très élevées atteintes localement, le délai d'auto-inflammation est très court. Pour que l'allumage ait lieu, il faut que E soit supérieure à une valeur critique E_c . Le courant nécessaire à l'initiation par étincelle électrique est généré par une alimentation classique.

2.1.5.4.2. Amorçage par fil explosé

Le principe de l'initiation par fil explosé est le suivant. Un courant généré par une alimentation haute tension (de l'ordre de 10 kV) traverse une faible quantité d'un métal dense (cuivre), sous forme de fil électrique résistant et provoque alors son échauffement. Cet échauffement conduit à la vaporisation du fil sous l'action d'une décharge électrique de forte puissance et de courte durée, résultant d'une décharge capacitive. La quantité de métal étant limitée, la vaporisation est quasi instantanée alors que son volume n'a pas encore varié. Un plasma gazeux se forme. Celui-ci donne ensuite naissance à l'initiation par projection extrêmement rapide de vapeurs métalliques à haute température et sous haute pression. L'expansion brutale de ce plasma crée dans le milieu gazeux environnant une onde de choc d'amplitude très importante, pouvant atteindre plusieurs kilobars et s'amortissant progressivement en fonction de l'éloignement de la source. La figure 2.6 est une photo du système d'amorçage avec fil explosé, monté sur le tube 1 du dispositif expérimental.



Figure 2.6 : Amorce avec fil explosé.

2.1.5.4.3. Caractéristiques des systèmes d'amorçage utilisés

De façon générale, l'énergie délivrée lors de l'amorçage est représentée par l'équation :

$$E = \frac{1}{2} CU^2$$

avec U la tension mise en jeu et C la capacité du condensateur employé.

Cette énergie diffère selon le type d'explosion souhaité. Une détonation nécessite une énergie nominale, lors de l'initiation, nettement supérieure à celle d'une déflagration. Le tableau 2.3 regroupe les caractéristiques des deux alimentations utilisées lors des expérimentations.

Type d'explosion	Type d'initiation	Capacité du condensateur C (μF)	Tension appliquée U (V)	Energie nominale de l'étincelle E (J)
Détonation	Fil explosé	3,8	7 500	84,375
Déflagration	Etincelle	2	350	0,1225

Tableau 2.3 : Caractéristiques d'amorçage de l'explosion.

2.2. Reproductibilité de la sollicitation

2.2.1. Introduction

Une première série d'explosions est réalisée avec le premier tube (figure 2.7) en vue de s'assurer de la reproductibilité des sollicitations.



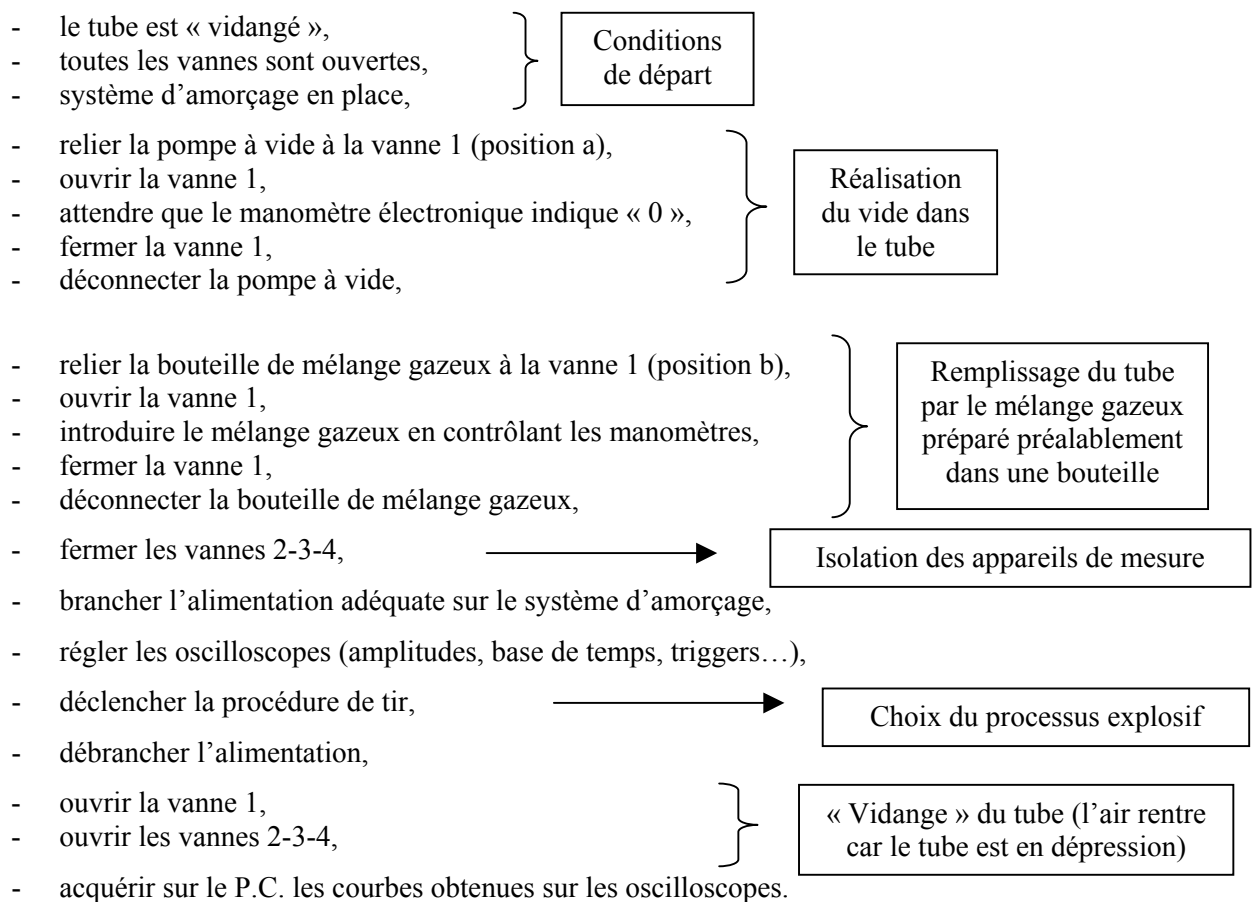
Figure 2.7 : Photo de la chambre à explosion (tube 1).

Plusieurs essais sont réalisés à partir de mêmes conditions initiales (mélange, amorçage, pression). Ce travail met en évidence deux aspects du chargement.

- La sollicitation est bien caractérisée. L'emplacement de la plaque à tester correspond au fond du tube seul. Les trois capteurs sur le fond de la chambre à explosion (capteurs 5-6-7 de la figure 2.3) traduisent les pressions qui agissent directement sur différents endroits de la surface de la plaque. Les paramètres du chargement, obtenus lors de ces essais, sont : la surpression et l'impulsion appliquée à l'échantillon, ainsi que la vitesse de l'onde impactant la plaque.
- Les explosions sont parfaitement reproductibles à partir des mêmes conditions initiales. L'ensemble des capteurs le long et au fond de la chambre à explosion démontrent la reproductibilité de la sollicitation. Des conditions initiales identiques permettent des chargements identiques pour étudier les réponses de structure. Ce point est très important car c'est une qualité recherchée du dispositif expérimental.

Dans la chambre à explosion, les essais effectués sont réalisés pour des pressions initiales du mélange de 0,4 ; 0,6 ; 0,8 ; 1,2 ; 1,4 et 1,6 bars, aussi bien en détonation qu'en déflagration. Une fois le vide réalisé dans le tube (pression = 0 bar), le mélange gazeux est introduit en plus ou moins grande quantité. Il s'agit de la pression du mélange gazeux dans le tube que l'on appelle « pression initiale ». En somme, plus la pression initiale du mélange dans le tube est importante, plus l'explosion est puissante. Dans les différentes expériences, la pression initiale est le paramètre sur lequel agir pour obtenir une sollicitation plus ou moins élevée.

La procédure de tir, qui s'appuie sur la figure 2.8, est la suivante :



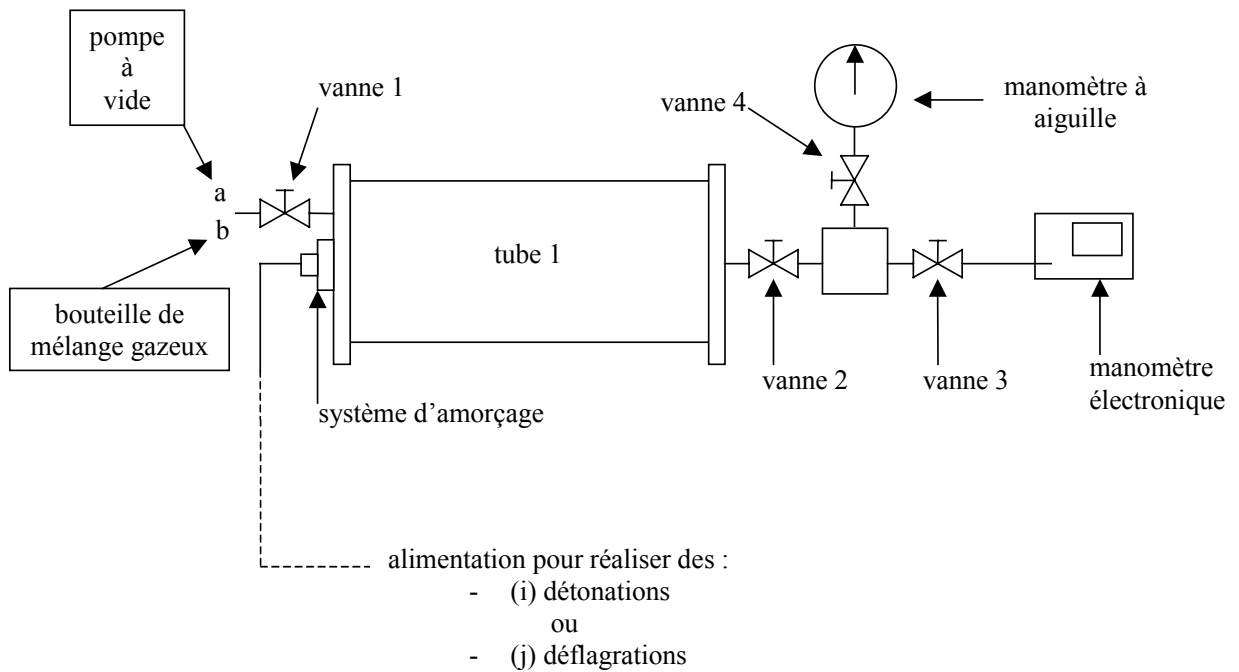


Figure 2.8 : Dispositif de vannes avec uniquement le tube 1.

2.2.2. Chargements appliqués aux échantillons testés

La sollicitation est une onde de pression. Le parcours de cette onde est suivi, au moyen de capteurs de pression, tout le long de la chambre à explosion ainsi qu'à son extrémité. Le profil des signaux est décrit en suivant l'évolution de pression dans le tube 1. Le chargement est déterminé à partir des signaux de pression en fond de tube (capteurs 5-6-7). Ce chargement se caractérise principalement par une surpression, une impulsion et une vitesse moyenne d'impact de l'onde.

2.2.2.1. Profil des signaux de pression

2.2.2.1.1. Description de l'évolution de la pression dans la chambre à explosion

Pour chaque tir, une acquisition de la pression en fonction du temps est réalisée sur les sept capteurs de pression. Tous les capteurs se déclenchent au même moment lorsque l'alimentation libère son énergie (trigger externe sur l'alimentation).

Le parasite électrique, en tout début d'acquisition, est un phénomène qui apparaît pratiquement instantanément lorsque l'alimentation haute tension délivre son courant. De plus, l'allure de cette perturbation est identique à l'allure de courant de décharge à travers le fil explosé ou l'arc électrique. Il est signalé sur la figure 2.9 par l'appellation « top de départ ».

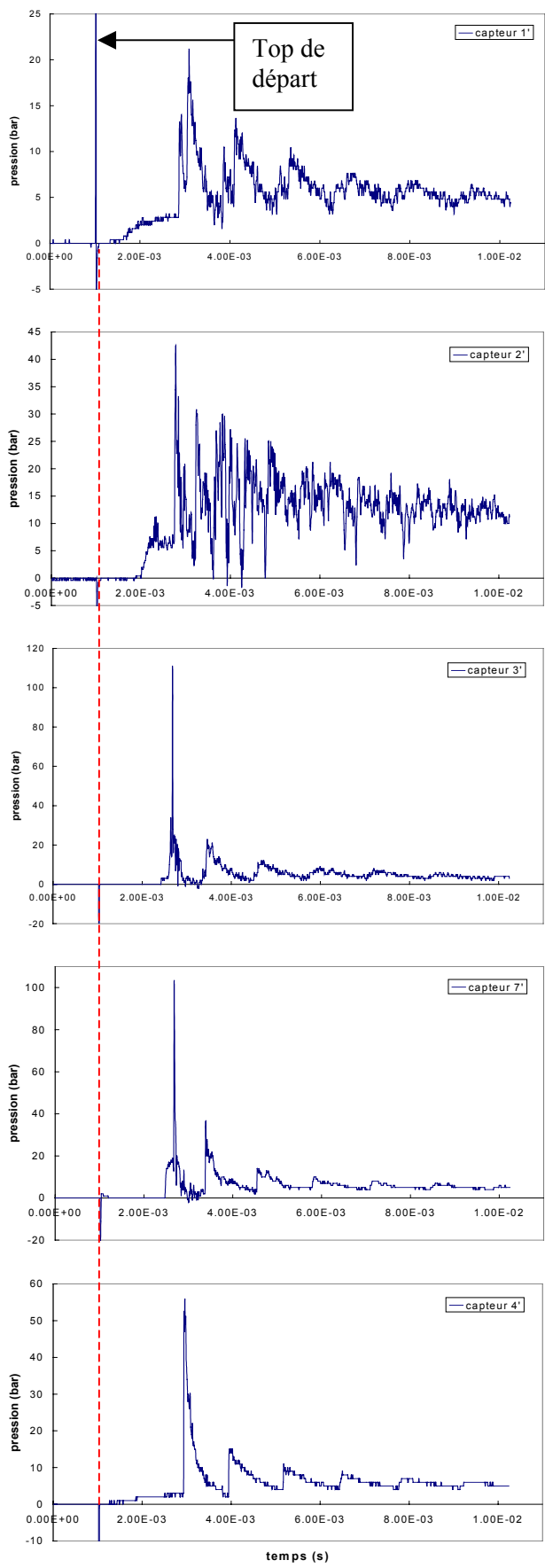


Figure 2.9 : Signaux de détonation aux différents points de mesure ($P_i = 1$ bar).

Les pics successifs correspondent au passage de l'onde (plusieurs réflexions) devant le capteur. Un exemple d'évolution de la pression grâce aux sept capteurs placés sur le tube 1 est donné, figure 2.9, pour une détonation avec une pression initiale de 1 bar. L'ensemble des temps considérés sont pris à partir du déclenchement synchronisé des capteurs, c'est-à-dire à partir du « top de départ ».

Le capteur 1 est proche de la source d'amorçage. L'onde incidente en formation et en début de propagation est détectée (3,8 bars ; 1,05 ms). Le premier pic, d'amplitude peu élevée, correspond à la première réflexion (14 bars ; 1,9 ms). L'onde arrive ensuite sur la face avant du tube et se réfléchit pour donner un second pic (21,2 bars ; 2,07 ms). Le second pic a une amplitude plus élevée que le premier car la détection de l'onde est proche de l'impact sur une paroi.

Le signal du capteur 2 est difficilement interprétable en terme de détection de passage du front d'onde. La forme de ce signal est la même dans la grande majorité des essais. Ce capteur, situé au milieu de la longueur du tube, semble avoir une position privilégiée pour détecter les nombreuses réflexions d'ondes à l'intérieur du tube (réflexions sur la paroi du tube...). Le capteur 3 est situé juste avant le fond du tube où est placé le capteur 7. Le cheminement de l'onde et le repérage des différents pics de pression pour le capteur 3 sont identiques à ceux du capteur 1. La différence réside dans la position du capteur par rapport aux extrémités du tube. La figure 2.10 schématise l'ordre de passage de l'onde devant les différents capteurs. L'onde incidente est détectée par le capteur 1, puis par les capteurs 2 et 3. L'onde se réfléchit (dans l'ordre des capteurs 7-3-2-1-4). Cet ordre de passage se répète pour les aller-retour suivants.

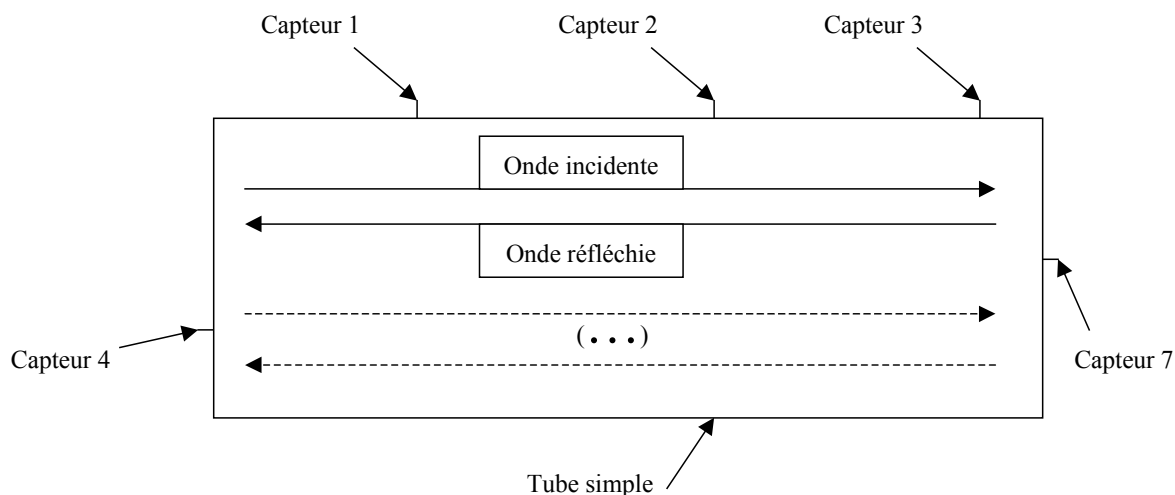


Figure 2.10 : Schéma de passage des ondes devant les différents capteurs de pression.

Le capteur 3 est beaucoup plus proche de l'extrémité du tube. De ce fait, les temps de passage de l'onde (onde incidente puis réflexion immédiate) sont réduits. L'amplitude du pic de réflexion (111 bars) est fortement plus élevée que l'amplitude du pic de l'onde incidente (34 bars) à cause de la réflexion du choc sur le fond du tube.

Le signal de pression du capteur 7 correspond au choc de l'onde sur la paroi. Son amplitude est élevée, supérieure à 100 bars dans cet exemple. L'onde de détonation arrive au fond du tube (capteur 7) et se réfléchit. La détonation est terminée. L'onde, qui se réfléchit, est donc une onde de choc. La réflexion se traduit par un « raidissement » des courbes sur le diagramme de marche (distance = 0,8 m, figure 2.11). Cette onde de choc est perturbée car elle se propage dans les gaz brûlés (la pression dans les gaz brûlés n'est pas homogène, tout comme la température à cause des échanges thermiques avec la paroi du tube) et interfère avec une combinaison de plusieurs ondes (ondes de détente notamment). Dans cette phase, le tube se comporte telle une cavité acoustique. La perturbation de l'onde de choc se traduit par un amortissement du signal sur les différents capteurs. Dans l'exemple considéré (figure 2.9), pour le capteur 7, le signal de pression s'amortit considérablement, plus de trois fois, de 101 à 36 bars, puis plus de deux fois, de 36 à 14 bars. Sur le diagramme de marche (figure 2.11), la pente des courbes s'atténue.

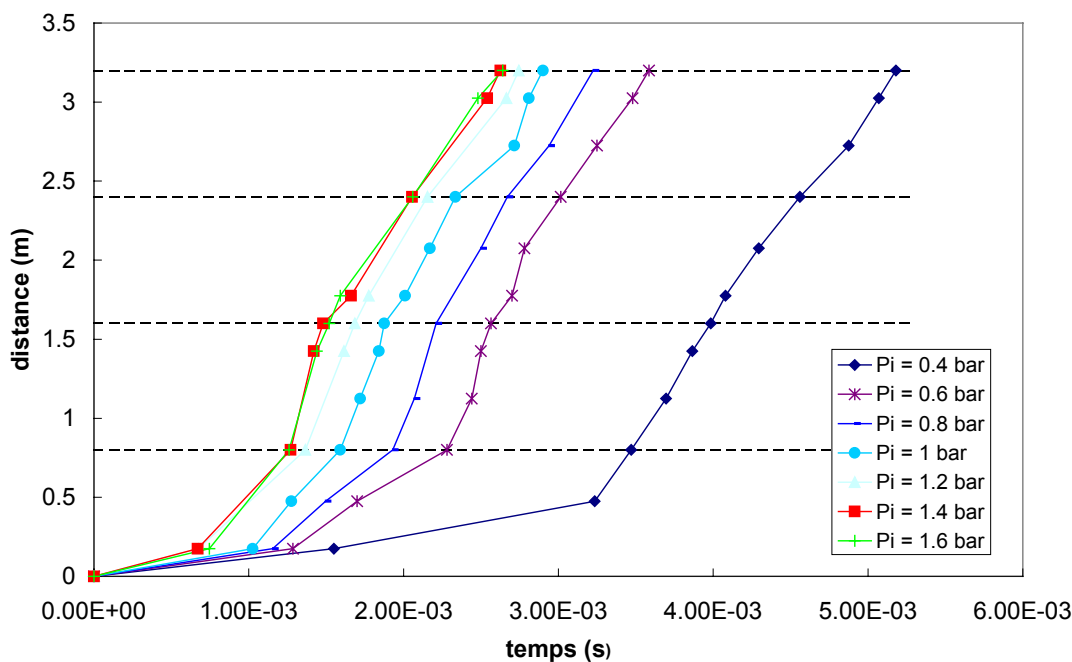


Figure 2.11 : Diagramme de marche pour différentes pressions initiales en détonation.

Enfin, pour le capteur 4 situé sur la face avant du tube, sous le dispositif d'amorçage, l'onde enregistrée a déjà fait un aller-retour. Elle est donc déjà perturbée. De ce fait, l'amplitude du premier pic du signal est moindre (inférieure à 60 bars).

2.2.2.1.2. Pressions sur le fond du tube 1

D'un point de vue global, l'amplitude des pics de pression évolue avec la pression initiale du mélange comme le montre le tableau 2.4. Les résultats donnés dans ce tableau correspondent à une moyenne des capteurs 5-6-7 pour deux essais.

En détonation, le premier pic de pression impactant la plaque s'échelonne de 6,35 bars pour $P_i = 0,4$ bar à 133,00 bars pour $P_i = 1,6$ bars. Dans un premier temps, l'amplitude du premier pic de pression croît régulièrement et fortement en fonction de la pression initiale (6,35 ; 42,53 ; 76,13 et 94,25 bars pour respectivement $P_i = 0,4$; 0,6 ; 0,8 et 1 bar). Ensuite, pour des pressions initiales de 1 ; 1,2 et 1,4 bars, l'amplitude de pression du premier pic fluctue faiblement entre 95 et 105 bars. Finalement, pour $P_i = 1,6$ bars, le pic de pression maximal obtenu est de 133 bars.

En déflagration, l'évolution est différente. On remarque que le premier pic de pression fluctue peu pour les basses et hautes pressions initiales ($P_i = 0,4$ et 0,6 bar, respectivement 4,37 et 7,53 bars ; $P_i = 1,4$ et 1,6 bars, respectivement 119,67 et 124,83 bars). Entre $P_i = 0,6$ et 1,4 bars, l'amplitude du premier pic s'accroît régulièrement.

Les amplitudes des premiers pics de pression, pour de mêmes pressions initiales, sont nettement plus élevées en détonation jusqu'à $P_i = 1$ bar. Ensuite les valeurs trouvées tendent à se confondre entre la détonation et la déflagration.

Concernant les deuxièmes réflexions sur le fond du tube, leurs amplitudes sont 2 à 3 fois inférieures aux amplitudes des premières réflexions. Pour les pressions initiales élevées (1 à 1,6 bars), en détonation, les amplitudes sont environ 2,2 fois inférieures aux amplitudes des premières réflexions alors qu'en déflagration, les amplitudes sont environ 2,9 fois inférieures aux amplitudes des premières réflexions.

Le tableau 2.4 recense également les temps d'arrivée de l'onde sur le fond du tube 1 représentant la plaque. Pour une détonation, le temps mis par l'onde pour atteindre la plaque est beaucoup plus court qu'en déflagration. Pour les deux types d'amorçage, l'ordre de grandeur est la milliseconde.

Pression initiale (bar)	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
Détonation							
Temps d'arrivée de l'onde sur la plaque (ms)	3,46	2,26	1,94	1,61	1,38	1,26	1,25
Premier pic de pression impactant la plaque (bar)	6,35	42,53	76,13	94,25	96,00	103,67	133,00
deuxième pic de pression impactant la plaque (bar)	4,40	21,47	31,20	40,00	45,6	48	51
Déflagration							
Temps d'arrivée de l'onde sur la plaque (ms)	4,43	3,96	2,59	2,32	1,92	1,77	1,59
Premier pic de pression impactant la plaque (bar)	4,37	7,53	39,87	62,33	92,00	119,67	124,83
Deuxième pic de pression impactant la plaque (bar)	3,80	6,93	22,80	26,83	34	40,4	42,67

Tableau 2.4 : Données moyennes des capteurs sur le fond du tube 1.

2.2.2.2. Impulsions conférées à la plaque

Une impulsion de chargement s'exprime comme le produit d'un effort s'exerçant sur une structure par la durée, de manière brève et soudaine, de son application. Elle génère d'abord la mise en mouvement de la structure. Ensuite, la déformation et la rupture sont des conséquences du mouvement. L'impulsion par unité de surface est en fait égale à l'intégrale temporelle du signal transitoire $p(t)$:

$$\begin{aligned} \text{Imp}(t) &= \int_0^t p(t) dt \quad (\text{forme continue}) \\ &= \Delta T \sum_{i=1}^n p(i) \quad (\text{forme discrète}) \end{aligned}$$

La plaque est soumise à une onde de pression. Cependant, suivant le type de chargement (détonation ou déflagration), le temps d'application du signal de pression sur l'échantillon est différent. En détonation, le pic de pression est plus important en amplitude mais plus bref en temps par rapport à une déflagration. De ce fait, le paramètre « impulsion » est introduit liant l'amplitude de pression à son temps d'application. Les impulsions appliquées aux échantillons de plaque à tester sont

données sur toute la durée du signal de pression (sur 10 ms) pour différentes pressions initiales d'explosion, en déflagration sur la figure 2.12 et en détonation sur la figure 2.13. Elles s'échelonnent de 43,62 N.s. ($P_i = 0,4$ bar) à 244,05 N.s. ($P_i = 1,6$ bars) en détonation et de 34,64 N.s. ($P_i = 0,4$ bar) à 219,59 N.s. ($P_i = 1,6$ bars) en déflagration. On remarque que, pour différentes pressions initiales, les impulsions en déflagration et en détonation ne sont pas très éloignées. Des correspondances (figure 2.14) sont faites entre :

- (a) : une détonation avec $P_i = 0,6$ bar et une déflagration avec $P_i = 0,8$ bar (écart inférieur à 1 %),
- (b) : une détonation avec $P_i = 0,8$ bar et une déflagration avec $P_i = 1$ bar (écart de 4 %),
- (c) : une détonation avec $P_i = 1,2$ bars et une déflagration avec $P_i = 1,6$ bars (écart de 1,5 %).

Pour de mêmes pressions initiales, l'impulsion en détonation est de 10 à 30 % plus élevée que celle en déflagration. L'ensemble des impulsions s'entremêlent de façon à donner un large panel de valeurs exploitables.

Remarque :

Les impulsions ne deviennent pas constantes car la durée d'observation de la pression appliquée est trop faible. Or, il a été observé que quasiment seul le premier pic de pression appliqué déformait et fissurait la plaque. Donc, les impulsions retenues (aux chapitres 3-4-5), pour les différentes pressions initiales, correspondent aux aires sous les différents premiers pics de pression.

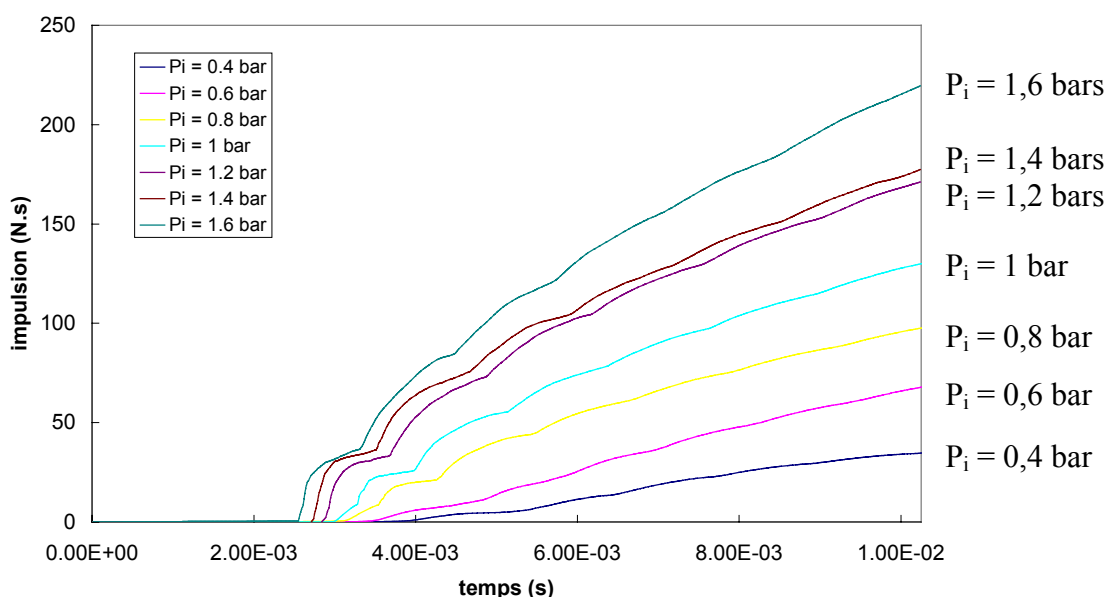


Figure 2.12 : Impulsions sur le fond pour différentes pressions initiales (cas de la déflagration)

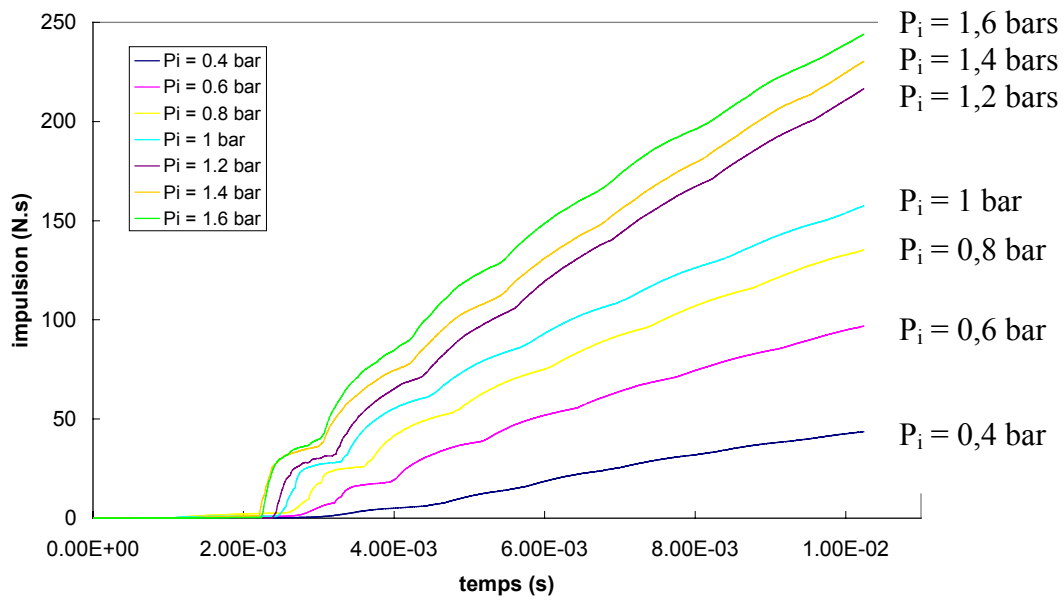


Figure 2.13 : Impulsions sur le fond pour différentes pressions initiales (cas de la détonation)

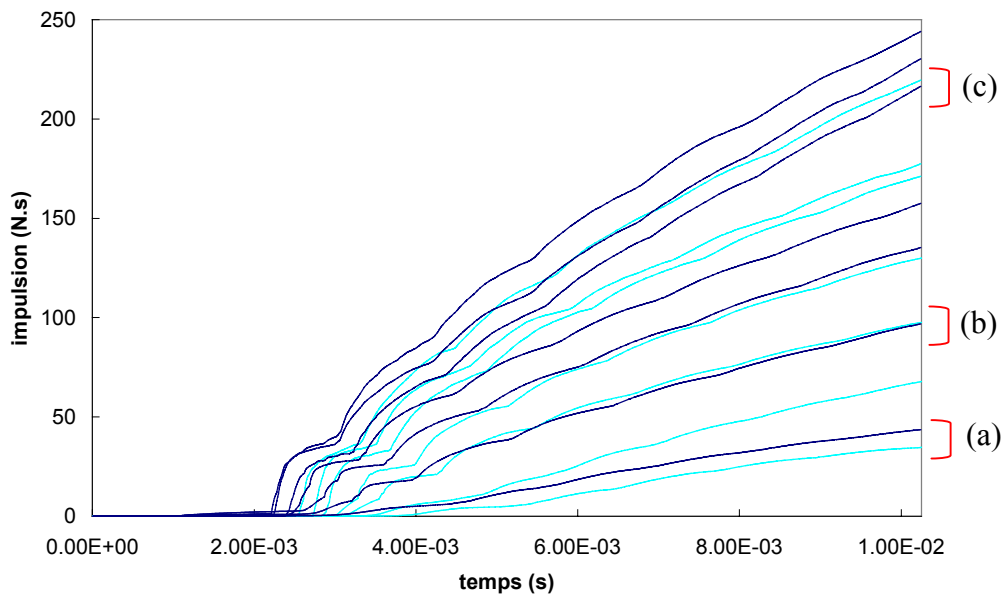


Figure 2.14 : Comparaison des impulsions en détonation (en noir foncé) et en déflagration (gris clair) en fonction de la pression initiale pour les capteurs du fond.

2.2.2.3. Vitesses moyennes de l'onde dans le tube 1

Le temps d'arrivée du front d'onde est relevé systématiquement pour permettre le calcul de la vitesse de l'onde entre les différents capteurs. Ce temps est mesuré entre le moment où l'énergie est délivrée par l'alimentation et le moment où le front d'onde passe devant le capteur de pression. Notre but est de savoir à quelle vitesse l'onde impacte la plaque. Pour des raisons de précision d'acquisition, seules les vitesses moyennes de l'onde au fond du tube 1 sont déterminées. Le paramètre « vitesse moyenne de l'onde » n'est donc pas considéré comme un paramètre décrivant le chargement. Il est considéré comme un paramètre décrivant le dispositif expérimental. Ces vitesses moyennes sont calculées en faisant le rapport de la distance de parcours de l'onde par le temps d'arrivée de l'onde entre le point d'amorçage et les capteurs au fond du tube 1. Le parcours de l'onde correspond donc à la longueur du tube 1 (800 mm). Le temps d'arrivée de l'onde est le temps entre le « top de départ » et le temps correspondant au premier pic des capteurs 5-6-7 au fond du tube 1.

D'après le tableau 2.5, les vitesses moyennes d'ondes sur le fond du tube (capteur 5-6-7) vont de 181,4 à 503,3 m.s⁻¹ en déflagration et de 232,9 à 645,2 m.s⁻¹ en détonation. Les deux types de chargement (détonation et déflagration) se regroupent bien pour donner une large palette de vitesses moyennes d'onde qui impactent la plaque. Des correspondances se font entre les deux types d'amorçage pour des pressions initiales différentes.

La vitesse de l'onde impactant la plaque est la même pour :

- une détonation avec $P_i = 1$ bar et une déflagration avec $P_i = 1,6$ bars,
- une détonation avec $P_i = 0,8$ bar et une déflagration avec $P_i = 1,2$ bars,
- une détonation avec $P_i = 0,6$ bar et une déflagration avec $P_i = 1$ bar,
- et dans une moindre mesure : une détonation avec $P_i = 0,4$ bar et une déflagration avec $P_i = 0,6$ bar.

Pression initiale (bar)	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
Détonation							
Vitesse moyenne de l'onde impactant la plaque (m.s ⁻¹)	232,90	350,85	417,40	503,45	580,00	640,35	645,20
Déflagration							
l'onde impactant la plaque (m.s ⁻¹)	181,40	200,00	308,90	344,80	418,90	453,25	503,30

Tableau 2.5 : Récapitulatif des vitesses moyennes d'ondes au fond du tube 1 en fonction des différentes pressions initiales en détonation et déflagration.

La détonation permet d'avoir des vitesses plus élevées (de 580 à 645,20 m.s⁻¹) pour des pressions initiales supérieures à 1 bar. Les valeurs de vitesses d'onde en déflagration avec une pression initiale 0,4 ; 0,8 et 1,4 bars s'intercalent pour compléter la palette de vitesses moyennes d'ondes sur la plaque. Ces constatations, couplées avec celles concernant les réponses de plaques testées (fissuration, rupture...), permettent de voir l'influence du type de chargement sur la structure. Cependant, l'onde qui arrive sur la plaque se réfléchit. Donc, plusieurs retours d'onde impactent l'échantillon par la suite.

2.2.2.4. Synthèse

2.2.2.4.1. Onde plane au fond de la première chambre

La sollicitation future de la plaque est déterminée dès à présent au moyen des capteurs 5-6-7 placés sur la face arrière du tube 1 (figure 2.3). Le capteur 6 se trouve au centre. Les capteurs 5 et 7 sont sur un diamètre de 154,96 et 77,48 mm. La comparaison des informations de ces trois capteurs montre que l'onde, impactant le fond du tube représentant la plaque, est plane.

Cette comparaison est explicitée pour le cas d'une détonation avec une pression initiale de 1 bar. La figure 2.16 est composée de la superposition des trois signaux de pression respectivement des capteurs 5-6-7. La première onde réfléchie arrive sur les capteurs 5-6-7 respectivement au bout de 1,66 ; 1,65 et 1,65 ms, et la deuxième onde réfléchie au bout de 2,37 ; 2,36 et 2,36 ms. Les légers écarts peuvent être dus au manque de précision du déclenchement de l'acquisition. Ce déclenchement se manifeste par un parasite électrique dont la durée est de l'ordre de grandeur de la précision souhaitée (centième de milliseconde). Ces temps se visualisent sur la courbe figure 2.16 par une très bonne superposition des trois courbes. A ce stade, l'onde arrive en même temps en tout point sur le fond du tube (figure 2.15).

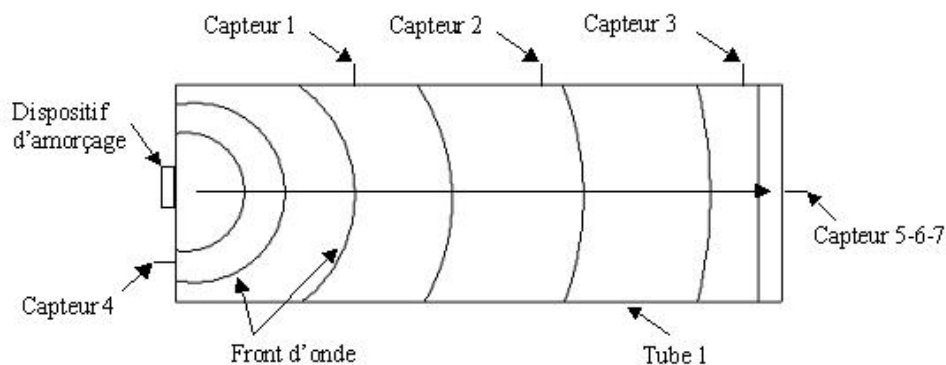


Figure 2.15 : Schéma de l'onde arrivant plane au fond du tube 1.

D'un point de vue amplitude de pression, les différences sont plus élevées. Le premier pic de pression est pour les capteurs 5-6-7 respectivement de 117, 141 et 101 bars ; pour le deuxième pic de pression de 29, 50 et 36 bars. Ces écarts peuvent paraître importants. Cependant, l'impulsion caractérisant l'ensemble de la sollicitation permet de faire une juste comparaison. Cette impulsion correspond à l'aire sous l'ensemble du signal de pression. Les impulsions calculées pour les capteurs 5-6-7 sont respectivement de 155,91 ; 144,69 et 157,86 N.s. (écart maximal de 8 %).

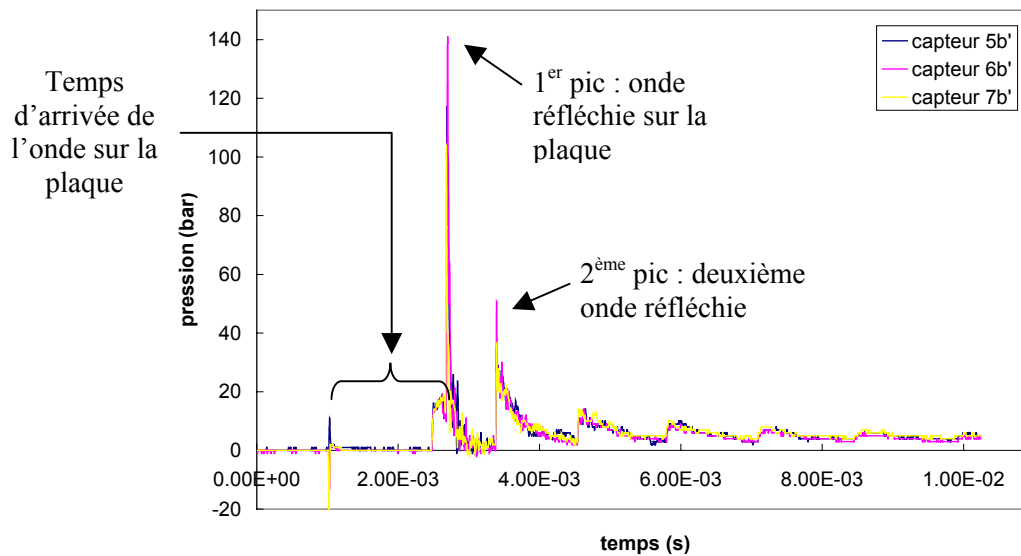


Figure 2.16 : Superposition des signaux des capteurs 5-6-7 situés au fond du tube 1 (détonation avec une pression initiale de 1bar)

En résumé, les trois capteurs situés au fond du tube, où sera placée la plaque, restituent des temps d'arrivée de l'onde identiques ainsi que des impulsions très proches pour l'ensemble des essais effectués, aussi bien en détonation qu'en déflagration. Ces informations nous permettent de conclure que l'onde qui impacte la plaque peut être considérée comme plane.

2.2.2.4.2. Données essentielles sur le chargement

L'ensemble des données liées au chargement en détonation et en déflagration est récapitulé dans le tableau 2.6 et dans le tableau 2.7. De plus, ces chargements importants sont reproductibles. Ce point est essentiel pour ensuite s'intéresser au comportement et à la rupture des plaques.

Pression initiale (bar)	Impulsion : aire sous l'ensemble du signal de pression (N.s)	Impulsion : aire sous le premier pic du signal de pression (N.s)	Pic de pression (bar)
0,4	43,62	14,99	6,35
0,6	96,84	19,02	42,53
0,8	135,27	27,58	76,13
1	157,53	29,91	94,25
1,2	216,41	32,41	96,00
1,4	230,35	38,01	103,67
1,6	244,05	42,38	133,00

Tableau 2.6 : Récapitulatif des données essentielles du chargement en détonation.

Pression initiale (bar)	Impulsion : aire sous l'ensemble du signal de pression (N.s)	Impulsion : aire sous le premier pic du signal de pression (N.s)	Pic de pression (bar)
0,4	34,64	13,94	4,37
0,6	67,72	19,20	7,53
0,8	97,55	23,43	39,87
1	129,89	26,58	62,33
1,2	171,15	32,88	92,00
1,4	177,48	34,04	119,67
1,6	219,59	36,13	124,83

Tableau 2.7 : Récapitulatif des données essentielles du chargement en déflagration.

2.2.3. Validation du dispositif expérimental

A partir de mêmes conditions initiales (de mélange, d'amorçage, de pression), la reproductibilité des explosions est parfaitement réalisée. Cette reproductibilité est effective aussi bien en détonation qu'en déflagration. Elle est caractérisée par des signaux de mêmes formes, de mêmes amplitudes, de mêmes vitesses moyennes des ondes et de mêmes impulsions.

2.2.3.1. Comparaison des signaux de pression

Deux essais, effectués dans les mêmes conditions, sont comparés. Les résultats, pour l'ensemble des essais, sont très satisfaisants, aussi bien pour un amorçage en détonation qu'en déflagration. La reproductibilité des signaux se manifeste par des formes de courbes et une base de temps similaires. Pour deux signaux, les temps entre le déclenchement et le premier pic de pression, notamment pour les capteurs du fond du tube, sont similaires. Donc, les vitesses moyennes d'onde sur l'échantillon, pour ces deux signaux, sont identiques. Des petits écarts subsistent au niveau des amplitudes des pics de pression. Cela peut venir des erreurs de pixels lors de l'acquisition, du fait des très brusques montées en pression (quelques microsecondes). Cependant la sollicitation n'est que très légèrement modifiée. La comparaison des impulsions tend à le prouver.

Or, il subsiste parfois un petit délai entre deux tirs. Dans le tableau 2.8 sont recensés les décalages en temps de deux signaux de pression identiques. Les écarts sont de l'ordre de plusieurs dizaines de microsecondes. Ce délai compensé, la superposition des signaux comparables est meilleure. Cette erreur est due aux légères fluctuations, du mélange, de l'énergie d'amorçage... en ce qui concerne le décalage du début des courbes. Cet écart s'amplifie légèrement avec les différentes réflexions sur le fond du tube.

Pression initiale (bar)	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
Détonation							
Décalage en temps (μ s)	68	72	95	90	97	75	55
Déflagration							
Décalage en temps (μ s)	80	140	72	0	38	0	44

Tableau 2.8 : Temps entre deux signaux identiques.

La figure 2.17 et la figure 2.18 montrent la bonne superposition des signaux de pression de tous les capteurs le long et au fond du tube 1 pour le cas d'une déflagration avec une pression initiale de 0,8 bar. Les courbes de gauche sont calées sur la même base de temps tandis que celles de droite sont légèrement décalées (72 μ s) afin que leurs superpositions soient encore meilleures. Le « top de départ », c'est-à-dire le moment du déclenchement, se caractérise par un pic isolé avant le signal. Si ce pic n'est pas visible pour des raisons de trop fortes amplifications des signaux et des raisons d'échelles, il est précisé sur les courbes.

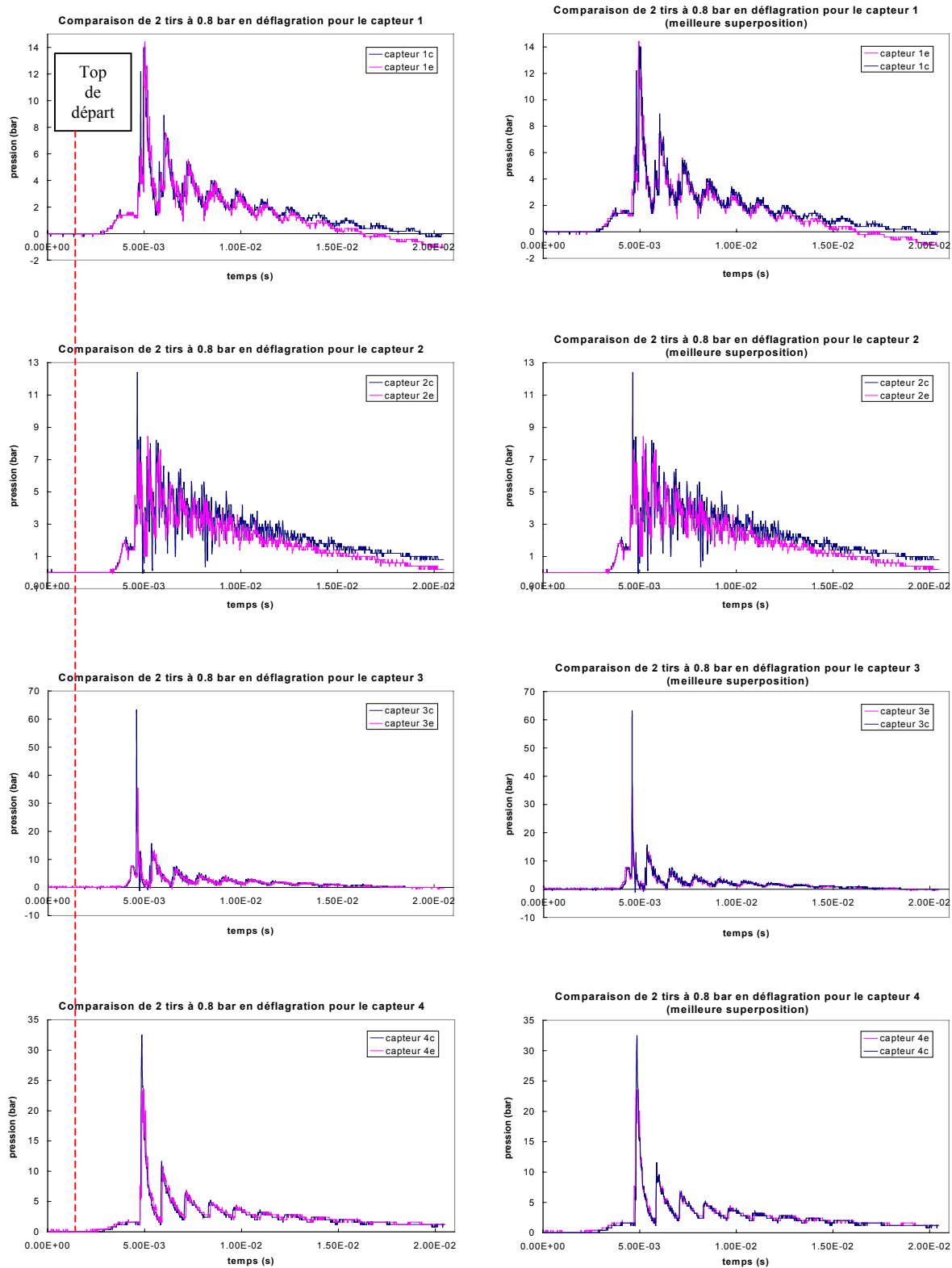


Figure 2.17 :

A gauche : comparaison des signaux de pression pour l'ensemble des capteurs 1 à 4 à partir d'un trigger externe (cas d'une déflagration à 0,8 bar)

A droite : superposition idéalisée des mêmes signaux après recalage des temps.

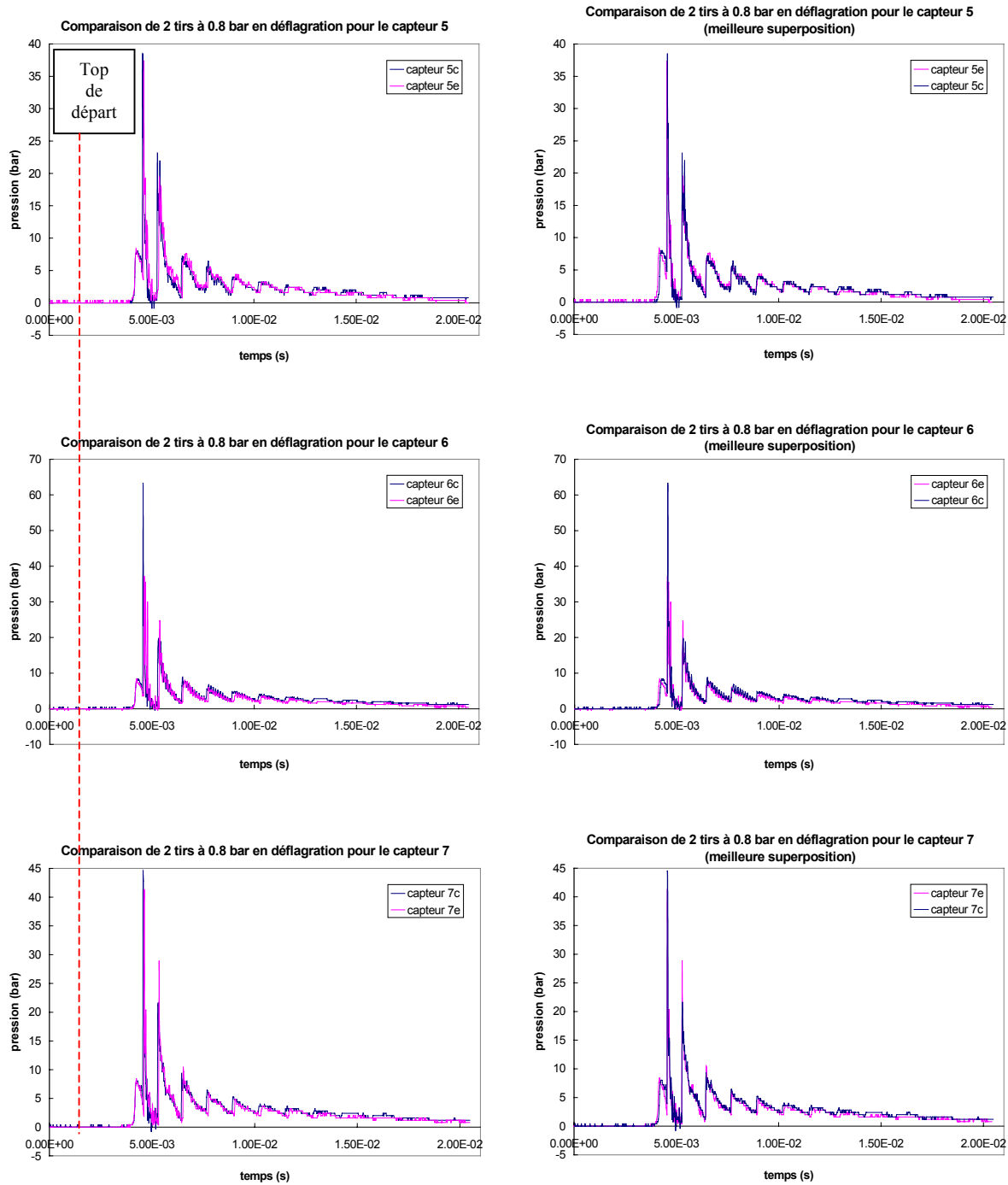


Figure 2.18 :

A gauche : comparaison des signaux de pression pour l'ensemble des capteurs 5 à 7 à partir d'un trigger externe (cas d'une déflagration à 0,8 bar)

A droite : superposition idéalisée des mêmes signaux après recalage des temps.

2.2.3.2. Comparaison des impulsions

Dans le tableau 2.9, les écarts entre deux tirs effectués dans les mêmes conditions sont résumés pour différentes pressions initiales. Ces écarts sont des moyennes sur les écarts des 7 capteurs. En détonation, les écarts sont en majorité inférieurs à 5 %, tandis qu'en déflagration les écarts sont en majorité inférieurs à 7 %. On remarque, qu'aussi bien en détonation qu'en déflagration, les écarts sont plus importants pour des pressions initiales de 1,2 ; 1,4 et 1,6 bars. Ces écarts sont de l'ordre de 8-10 %. L'explication de ces écarts vient de la mesure avec les capteurs de pression. Les capteurs de pressions sont recouverts d'une couche de silicone afin de les protéger de la chaleur due aux gaz chauds issus du front de combustion et d'éviter les dérives thermiques. Du silicone est ajouté régulièrement lors des campagnes d'essais. Cependant, il arrive, pour certains cas, que la dérive thermique soit visible sur les courbes et perturbe donc le calcul de l'impulsion.

Pression initiale (bar)	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
Détonation							
Ecart d'impulsion (%)	4,63	3,02	2,85	1,84	7,95	5,30	9,10
Déflagration							
Ecart d'impulsion (%)	2,79	2,90	6,94	6,72	9,48	9,39	11,29

Tableau 2.9 : Ecart entre les impulsions de 2 tirs effectués dans des conditions identiques.

Reprenons l'exemple du § 2.2.3.1. Cet exemple (figure 2.17 et figure 2.18) montrait la bonne répétitivité de deux essais en comparant les signaux de pression pour le cas d'une déflagration avec une pression initiale de 0,8 bar. A présent, les impulsions sont calculées avec la formule précédente pour les différents capteurs. Les courbes obtenues (figure 2.19) se corrélaient bien dans l'ensemble. Par exemple, pour les capteurs 4 et 5, l'écart est inférieur à 3 % et en moyenne, sur l'ensemble des capteurs, il est de l'ordre de 7 %. Ces courbes (figure 2.19), en complément de celles figure 2.17 et figure 2.18, confirment donc la bonne répétitivité des signaux de pression.

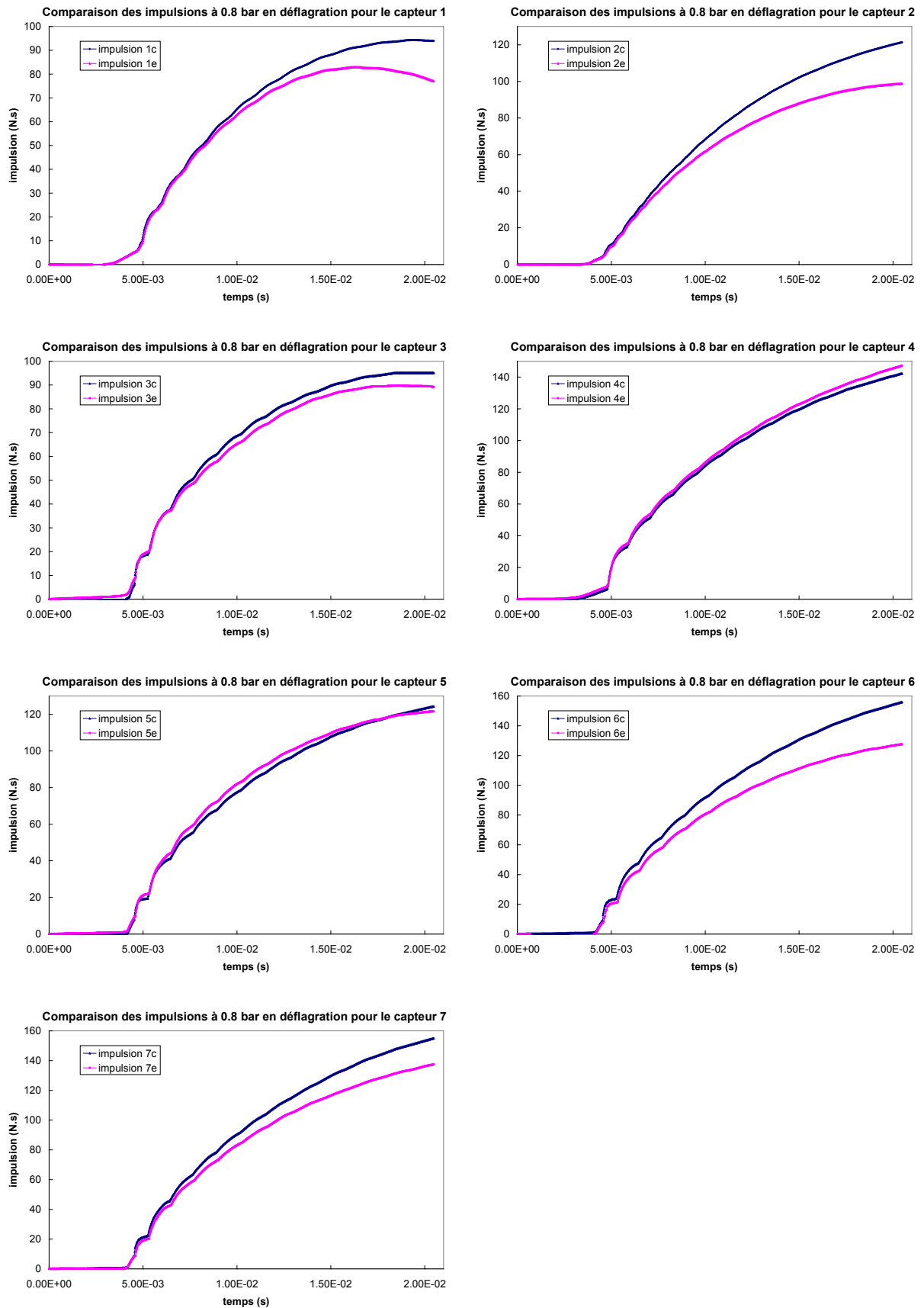


Figure 2.19 : Comparaison des impulsions calculées à partir des signaux de pression (cas d'une déflagration à 0,8 bar).

2.3. Conclusion

Le banc expérimental (« en pièces détachées ») a été entièrement monté et équipé d'un dispositif d'instrumentation (capteurs de pression). Après plusieurs tentatives, le choix du mélange s'est arrêté sur un mélange hydrogène-oxygène à la stœchiométrie. En faisant varier la pression initiale du mélange introduit dans la chambre à explosion, la puissance de l'explosion est plus ou moins forte.

L'ensemble des essais, effectués en détonation et en déflagration avec des pressions initiales de 0,4 ; 0,6 ; 0,8 ; 1 ; 1,2 ; 1,4 et 1,6 bars, a été quantifié par une surpression et une impulsion appliquées sur l'échantillon, ainsi que par une vitesse moyenne de l'onde sur la plaque.

Tous ces essais d'explosion, réalisés plusieurs fois dans les mêmes conditions, sont reproductibles. De ce fait, le dispositif expérimental est validé pour permettre l'étude de la rupture de plaques métalliques.

Le banc d'essai présenté comporte de nombreux aspects originaux. Tout d'abord, la surface des échantillons testés est importante (294,68 cm²). Le dimensionnement conséquent du dispositif expérimental permet une très forte sollicitation des plaques. Des pressions supérieures à 100 bars et des impulsions supérieures à 200 N.s. impactent les échantillons. De plus, l'échantillon est sollicité directement, contrairement au système de tube à choc classique.

Chapitre 3

Conditions d'expérimentation des plaques métalliques soumises à explosion

3.1. Introduction

La chambre à explosion du banc expérimental est équipée et instrumentée. La reproductibilité des explosions a permis de valider le dispositif. A présent, le montage complet est utilisé avec les deux tubes au milieu desquels vient se positionner la plaque à tester. Le but de ce dispositif est d'étudier la rupture des plaques. Ces dernières sont choisies en prenant en compte le paramètre de fragilité-ductilité. Quatre matériaux avec différentes épaisseurs et différents degrés de ductilité constituent un panel permettant d'étudier les caractères de la rupture. En fonction des paramètres « épaisseurs » et « matériaux », des essais permettent de déterminer le niveau de pression à partir duquel l'échantillon commence à rompre. Tous ces points constituent les conditions d'expérimentation des plaques métalliques soumises à explosion pour le dispositif expérimental complet.

Avant d'effectuer la procédure de tir, les appareils de mesure (oscilloscopes, amplificateurs de charge) sont réglés. Lors de l'introduction du mélange gazeux dans la chambre à explosion, l'équilibre des pressions entre les deux tubes doit être réalisé. Cette opération permet de ne pas déformer, préalablement à l'essai, la plaque à tester. La procédure de tir, qui s'appuie sur la figure 3.1, est la suivante :

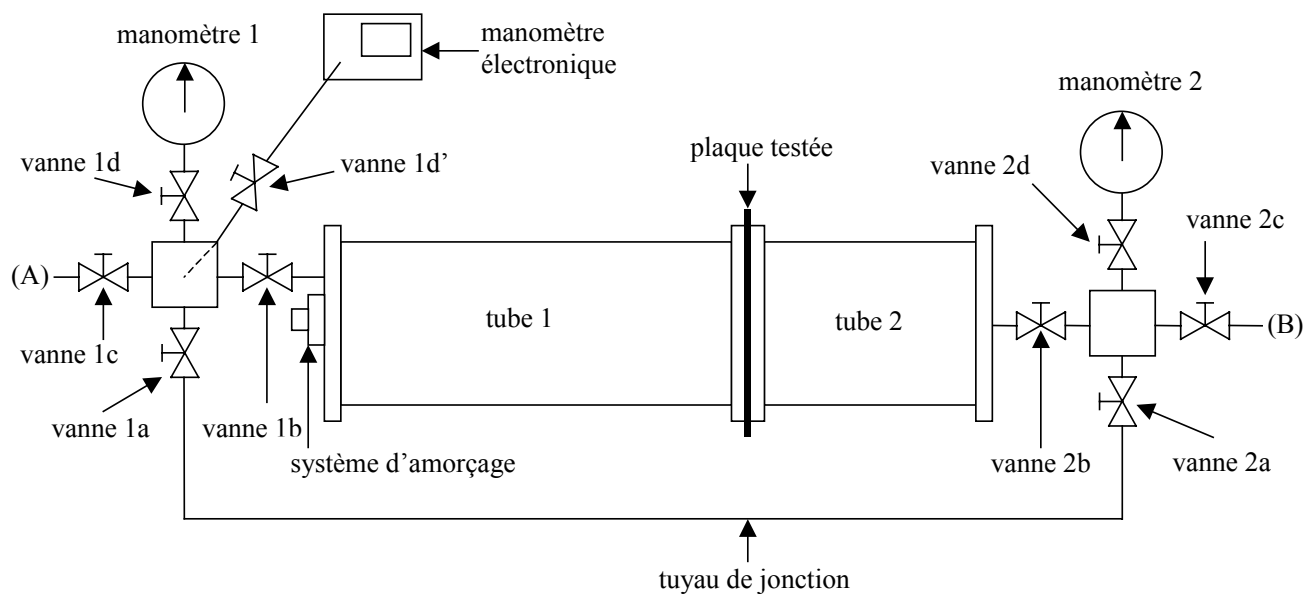


Figure 3.1 : Dispositif de vannes avec le montage expérimental complet.

- le tube est « vidangé », toutes les vannes sont ouvertes, système d'amorçage en place, plaque installée,
- fermer les vannes 1c et 2c,
- relier la pompe à vide à la vanne 1 (A),
- ouvrir la vanne 1c et faire le vide,
- fermer la vanne 1c, 1a et 2a, puis déconnecter la pompe à vide,
- relier la bouteille de mélange gazeux à la vanne 1 (A),
- ouvrir la vanne 1c et introduire le mélange en contrôlant les manomètres,
- fermer la vanne 1c,
- ouvrir la vanne 2c et introduire de l'air en contrôlant les manomètres,
- fermer la vanne 2c,

Conditions de départ

Réalisation du vide dans les 2 tubes simultanément

Remplissage du tube 1 de mélange gazeux préparé préalablement, tout en équilibrant la pression avec le tube 2

[Cette action est répétée tous les 0,2 bar jusqu'à obtenir la pression initiale voulue dans le tube 1.]

- fermer les vannes 1b, 2b, puis les vannes 1d, 1d' et 2d,
- déconnecter la bouteille de mélange gazeux,
- brancher l'alimentation adéquate sur le système d'amorçage,
- vérifier que les oscilloscopes soient armés (trigger),
- déclencher la procédure de tir,
- débrancher l'alimentation,
- ouvrir les vannes 1a, 1b, 1d, 1d', 2a, 2b, 2d, puis les vannes 1c et 2c,
- transférer les signaux, acquis sur les oscilloscopes, sur le P.C..

Isolation des appareils de mesure

soit une détonation, soit une déflagration

« Vidange » du tube (l'air rentre car le tube est en dépression)

La figure 3.2 représente, au premier plan, les vannes 1a, 1b, 1c, 1d, et 1d'.

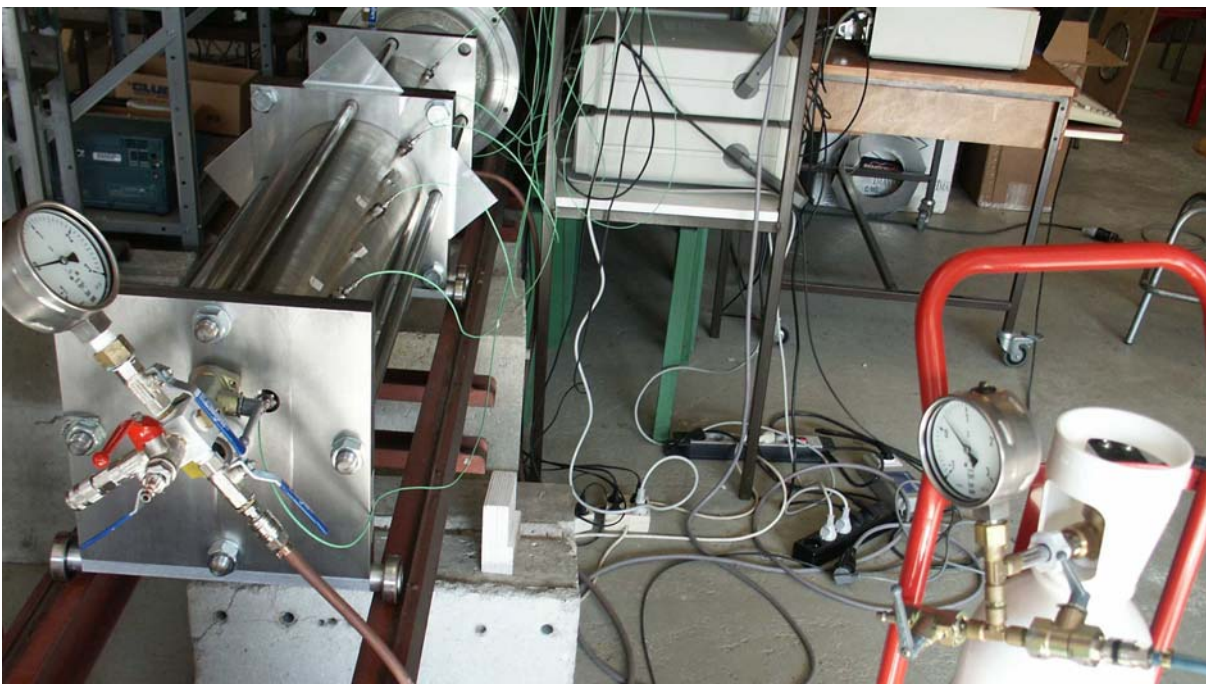


Figure 3.2 : Photo du montage expérimental avec le système de vannes au premier plan.

3.2. Matériaux de l'étude

3.2.1. Choix des matériaux

Les matériaux ont été choisis de manière à constituer un éventail représentatif du niveau de ductilité des matériaux employés dans la fabrication d'enceintes. En effet, l'analyse bibliographique a fait ressortir ce paramètre comme étant important pour la fragmentation. Il doit être pris en compte pour l'analyse du risque (effets de pression et de projections). A titre indicatif, rappelons brièvement que la ductilité (antonyme : fragilité) caractérise l'aptitude d'un matériau à subir des déformations irréversibles sans rompre (plasticité). L'énergie associée à la plasticité étant généralement nettement plus importante que celle mise en œuvre par l'élasticité, il n'est effectivement pas illogique que ce paramètre soit important, puisque l'énergie de déformation pourrait consommer une partie non négligeable de l'énergie amenée par l'agression. Toutefois, ce paramètre est à mettre en regard du temps de réponse du matériau par rapport à des phénomènes ultra rapides.

Les matériaux employés dans l'étude sont, par ordre croissant de ductilité :

- Acier à forte teneur en carbone XC 65-90 (tôle bleue) "très fragile" ;
- Aluminium 2017 (AU4G ou AlCu4MgSi) "fragile" ;
- Acier DC01 (EN 10.130-98 (norme européenne)) "intermédiaire" ;
- Aluminium 5754 (AG3 ou AlMg3) "ductile".

L'acier XC 65-90 (tôle bleue) à forte teneur en carbone a été retenu dans le but d'enrichir l'étude. Avec ce matériau, la gamme de ductilité-fragilité se trouve fortement étoffée. Compte tenu de ses caractéristiques, il n'est en effet pas préconisé par les codes du domaine, tels que par exemple le code français de construction des appareils à pression (CODAP), pour la réalisation d'enceintes.

Tous ces matériaux ont été soumis à des essais de traction à différentes vitesses, afin d'affiner les caractéristiques déclarées par le fabricant et de nourrir les paramètres de certains modèles.

3.2.2. Caractéristiques mécaniques des matériaux

3.2.2.1. Protocole

Des essais de traction ont été effectués préalablement aux essais de plaques afin de déterminer précisément les caractéristiques mécaniques des matériaux (contrainte à la rupture, allongement à la rupture...).

Le dimensionnement des éprouvettes de traction utilisées pour notre étude est réalisé en suivant la norme EN 2002-1. Il fait l'objet de l'annexe 3.

Deux jauges de déformation sont installées sur certaines éprouvettes, une longitudinalement et l'autre transversalement. Le rapport des mesures de ces deux jauges permet d'obtenir le coefficient de Poisson. Les résultats obtenus pour les différents matériaux de l'étude correspondent aux valeurs trouvées dans la bibliographie. Le coefficient de Poisson d'environ 0,3 est confirmé.

La vitesse de traction des essais nécessaires pour caractériser les propriétés mécaniques des différents matériaux est de 5 mm/min. Ces essais sont complétés par des essais à 50, 250 et 500 mm/min pour avoir une première idée de l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement du matériau.

Le processus d'homogénéisation des résultats nécessite de réaliser plusieurs fois le même essai de traction. Une moyenne des résultats est réalisée.

3.2.2.2. Résultats

Les courbes médianes de traction des quatre matériaux sont mises en regard sur la figure 3.3. Elles permettent de bien les distinguer.

- L'acier XC 65-90 a une résistance bien supérieure à tous les autres, mais, comme prévu, il va casser plus brutalement, ce qui est typique d'un comportement fragile. Il se caractérise par un faible allongement à la rupture, de l'ordre 8 %, et une contrainte à la rupture très élevée (supérieure à 1 000 MPa).

Les trois matériaux suivants sont qualifiés de ductiles.

- L'aluminium 2017 a un domaine plastique beaucoup plus faible que l'aluminium 5754 et que l'acier DC01, mais une contrainte à la rupture plus élevée, de l'ordre de 390 MPa.
- L'acier DC01 a une résistance à la rupture un peu plus faible que ce dernier, mais a le domaine plastique le plus important.
- L'aluminium 5754 conjugue un domaine plastique plus important que celui de l'aluminium 2017, avec une résistance à la rupture beaucoup plus faible, de l'ordre de 200 MPa.

Le tableau 3.1 récapitule les valeurs des caractéristiques mécaniques de ces matériaux. Le paramètre $R_{p0,2}$ correspond à la limite conventionnelle d'élasticité. C'est la résistance pour laquelle une déformation plastique de 0,2 % est atteinte. Ce paramètre permet d'évaluer la charge pour laquelle une pièce ne subira pas de déformations permanentes. Plus de détails se trouvent en annexe 3. Les résiliences (obtenues expérimentalement avec des essais de Charpy) et les facteurs d'intensité des

contraintes en mode I (obtenus par essais de traction sur des éprouvettes entaillées) figurent aussi dans le tableau 3.1.

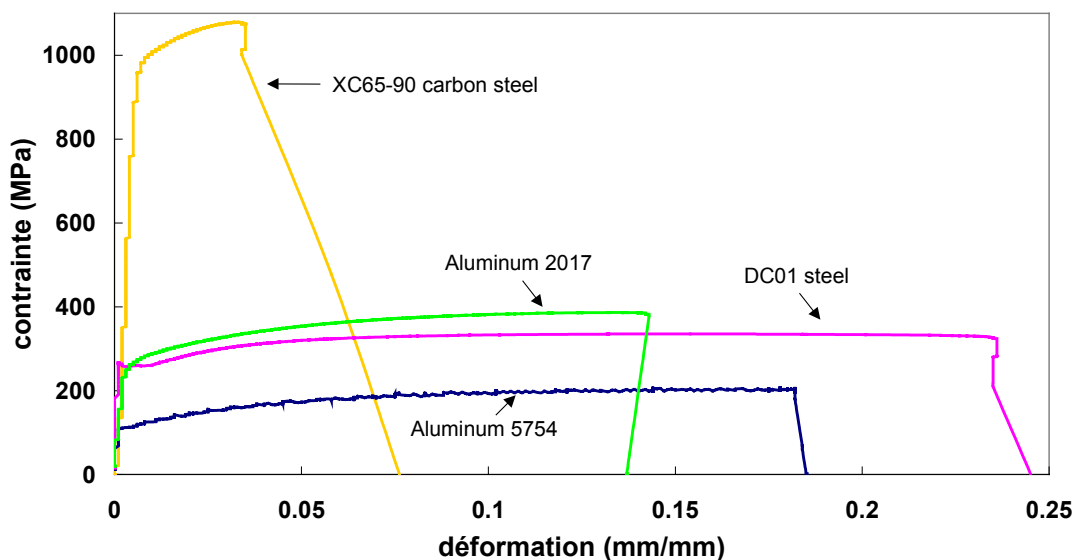


Figure 3.3 : Courbes comparatives des essais de traction des matériaux (vitesse de déformation : $\sim 10^{-4} \text{ s}^{-1}$)

Matériau	Module de Young E (MPa)	$R_{p0,2}$ (MPa)	Contrainte à la rupture (MPa)	Allongement à la rupture (%)	Résilience (KJ.m^{-2})	Facteur d'intensité des contraintes K_{IC} ($\text{MPa.m}^{1/2}$)
Alu 5754	70 363	109,8	201,44	20,44	1148,7	16
Acier DC01	226 424	249	318,30	27,75	1562,7	-
Alu 2017	75 242	265	390,80	18,77	1021,7	31
Acier XC65-90	236 260	974	1042,45	8,32	-	-

Tableau 3.1 : Propriétés mécaniques des matériaux de l'étude.

Remarque :

Il ressort des essais à différentes vitesses de traction imposées que la vitesse de déformation n'intervient pas pour les deux aluminiums, et sensiblement pour les deux aciers. Pour les aciers, les courbes de traction s'échelonnent suivant l'ordre croissant des vitesses de déformation. Cependant, l'écart entre les courbes est très faible. Ces conclusions s'appliquent à une faible gamme de vitesses de déformation, limitée par la machine de traction.

3.3. Plage de surpression retenue et influence des conditions opératoires

Il est utile de rappeler que, pour présenter un intérêt dans cette étude, l'explosion doit être de nature à rompre l'échantillon. De ce fait, les conditions opératoires vont dépendre de la nature du matériau et de l'épaisseur de la plaque. Dans ce contexte, un grand nombre d'essais a été nécessaire à la détermination des paramètres de rupture des plaques. Ces essais, réalisés sur des plaques sans entailles, sont résumés dans le tableau 3.2. Ils ont été doublés afin de s'assurer de la reproductibilité de la réponse des plaques. Ces essais ont permis de dégager les conditions d'étude qui ont été employées par la suite.

Les résultats à l'issue de ces essais sont de deux types. Suivant la force de l'explosion,

- soit la plaque ne se fissure pas, elle se déforme et se bombe (figure 3.4),
- soit la plaque se découpe suivant le contour du tube (« effet couteau ») et est expulsée (figure 3.5).

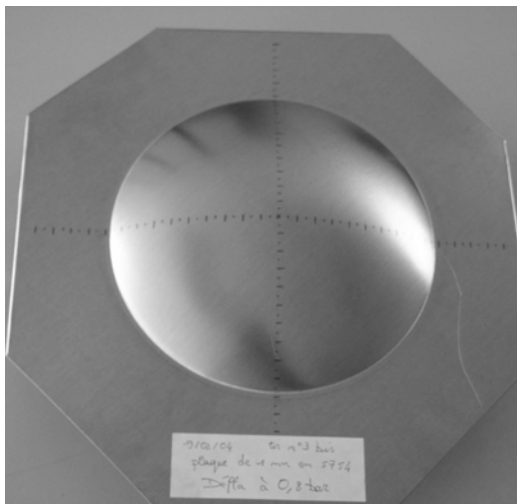


Figure 3.4 : Plaque bombée.



Figure 3.5 : Plaque découpée.

Matériau	Type d'explosion	Epaisseur mm	Pression initiale (bar)
Al 5754	Déflagration	0,5	0,4
			0,6
			0,8
		1	0,4
			0,6
			0,8
	2	0,6	
		0,8	
		1	
	Détonation	0,5	0,4
			0,6
		1	0,4
0,6			
2		0,8	
		1	
Al 2017	Déflagration	0,5	0,4
			0,6
			0,8
		1	0,4
			0,6
			0,8
	2	1	
		1	
		1	
	Détonation	0,5	0,6
			0,8
		1	0,8
1			
2		1	
		1	
Acier DC 01	Déflagration	0,8	1
		1	1
		2	1
	Détonation	1	1
Acier XC 65-90	Détonation	2	1,6

Tableau 3.2 : Conditions opératoires retenues.

Le tableau 3.3 et le tableau 3.4 récapitulent l'ensemble des tirs réalisés. Ils précisent la flèche au centre de la plaque, la déformation plastique moyenne (déformation plastique de membrane : flexion négligée) et les pressions de rupture. L'intérêt de ces premiers essais est double :

- cibler les pressions à partir desquelles les plaques vont se rompre. Une borne inférieure et une borne supérieure sont déterminées pour les différents matériaux à différentes épaisseurs,
- connaître la déformée des plaques afin de pouvoir caler un modèle numérique sur des cas simples.

Matériau	Epaisseur	Pression initiale	Premier pic de surpression	Forme de la plaque : flèche au centre de la plaque, déformation plastique moyenne (ϵ_{plast})
Alu 5754	0,5 mm	0,4 bar	4,37 bars	Plaque bombée : 14 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 1,5 \%$
		0,6 bar	7,53 bars	Plaque très bombée : 29,7 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 7,6 \%$
		0,8 bar	39,87 bars	Plaque cassée suivant le contour du tube
		1 bar	62,33 bars	
	1 mm	0,4 bar	4,37 bars	Plaque légèrement bombée : 7,5 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 0,4 \%$
		0,6 bar	7,53 bars	Plaque bombée : 14 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 1,5 \%$
		0,8 bar	39,87 bars	Plaque très bombée : 25,25 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 5,2 \%$
		1 bar	62,33 bars	Plaque cassée suivant le contour du tube
	2 mm	0,6 bar	7,53 bars	Plaque très peu bombée : 7,6 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 0,4 \%$
		0,8 bar	39,87 bars	Plaque bombée : 15 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 1,7 \%$
		1 bar	62,33 bars	Plaque très bombée : 31,1 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 8,6 \%$
	Alu 2017	0,5 mm	0,4 bar	4,37 bars
0,6 bar			7,53 bars	Bombage inverse de la plaque
0,8 bar			39,87 bars	Plaque cassée suivant le contour du tube
1 mm		0,4 bar	4,37 bars	Plaque très peu bombée : 2,5 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 0,04 \%$
		0,6 bar	7,53 bars	Plaque peu bombée : 4,7 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 0,2 \%$
		0,8 bar	39,87 bars	Plaque bombée : 15,7 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 1,8 \%$
		1 bar	62,33 bars	Plaque cassée suivant le contour du tube
2 mm		1 bar	62,33 bars	Plaque bombée : 17,95 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 2,4 \%$
Acier DC01	0,8 mm	1 bar	62,33 bars	Plaque très bombée : 27,2 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 6,2 \%$
	1 mm	1 bar	62,33 bars	Plaque très bombée : 27,1 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 6,1 \%$
	2 mm	1 bar	62,33 bars	Plaque légèrement bombée : 10,5 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 0,8 \%$

Tableau 3.3 : Récapitulatif qualitatif des premiers essais en déflagration.

Matériau	Epaisseur	Pression initiale	Premier pic de surpression	Forme de la plaque : flèche au centre de la plaque, déformation plastique moyenne (ϵ_{plast})	
Alu 5754	0,5 mm	0,4 bar	6,35 bars	Plaque bombée : 11 mm, $\epsilon_{plast} = 0,9 \%$	
		0,6 bar	42,53 bars	Plaque plus bombée : 24,3 mm, $\epsilon_{plast} = 4,8 \%$	
		0,8 bar	76,13 bars	Plaque cassée suivant le contour du tube	
	1 mm	0,4 bar	6,35 bars	Plaque légèrement bombée: 8 mm, $\epsilon_{plast} = 0,5 \%$	
		0,6 bar	42,53 bars	Plaque bombée : 12,75 mm, $\epsilon_{plast} = 1,2 \%$	
		0,8 bar	76,13 bars	Plaque cassée suivant le contour du tube	
	2 mm	1 bar	94,25 bars	Plaque très bombée : 31,2 mm, $\epsilon_{plast} = 8,7 \%$	
	Alu 2017	0,5 mm	0,6 bar	42,53 bars	Bombage inverse de la plaque
			0,8 bar	76,13 bars	Plaque cassée suivant le contour du tube
1 mm		0,8 bar	76,13 bars	Plaque bombée : 16,1 mm, $\epsilon_{plast} = 2 \%$	
		1 bar	94,25 bars	Plaque cassée suivant le contour du tube	
2 mm		1 bar	94,25 bars	Plaque bombée : 17,9 mm, $\epsilon_{plast} = 2,4 \%$	
Acier DC01		1 mm	1 bar	94,25 bars	Plaque très bombée : 29,3 mm, $\epsilon_{plast} = 7,4 \%$
	2 mm	1 bar	94,25 bars	Plaque peu bombée : 10,5 mm, $\epsilon_{plast} = 0,8 \%$	

Tableau 3.4 : Récapitulatif qualitatif des premiers essais en détonation.

Dans le tableau 3.3 et dans le tableau 3.4, la pression initiale à laquelle la plaque se bombe et la pression initiale à laquelle la plaque rompt sont surlignées. Ces plages sont identiques en déflagration et en détonation, mise à part pour l'aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm. Dans ce dernier cas, la pression initiale doit être plus importante en déflagration. En ce qui concerne l'acier et les aluminiums d'épaisseur 2 mm, la pression initiale a été limitée à 1 bar. Cette pression ne conduit pas à la rupture de la plaque. Cependant, l'influence du cisaillement sur le contour est visible sur les plaques bombées (figure 3.6). En augmentant la pression initiale, ces plaques vont aussi se découper suivant le contour du tube.

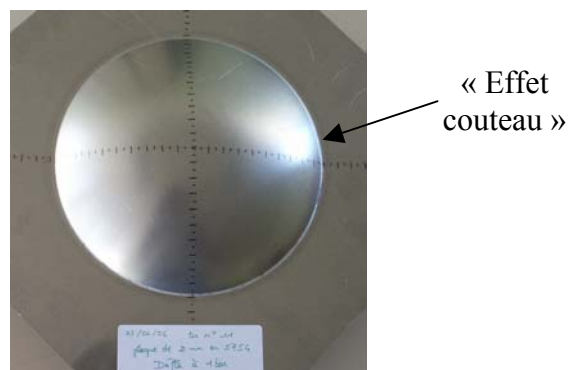


Figure 3.6 : Effet de cisaillement visible sur plaque bombée (Al5754, déflagration à 1 bar).

Sans rupture, les différentes plaques se déforment fortement. La flèche centrale, ainsi que l'ensemble de la déformée, sont mesurées à l'aide d'un comparateur longue course placé sur une machine à commande numérique (mesure précise avec les chariots roulants). Les plaques d'acier ont une flèche centrale d'environ 27 mm en déflagration et légèrement plus (~ 29 mm) en détonation. De même pour les aluminiums, à même pression initiale en déflagration et détonation, les déformées sont sensiblement identiques. La flèche centrale de l'aluminium 5754 pour les différentes épaisseurs est supérieure à celle de l'aluminium 2017. Cette remarque confirme le fait que l'aluminium 5754 est plus ductile que l'aluminium 2017.

Remarque 1 :

L'aluminium 2017 d'épaisseur 0,5 mm, aussi bien en détonation qu'en déflagration, subit un « bombage inverse ». L'onde de souffle impacte l'échantillon qui se déforme. L'onde se réfléchit et la détente « aspire » la plaque. Ce phénomène ne se produit que sur les plaques les plus fines.

Remarque 2 :

Préalablement aux essais avec chargement par explosion, des essais de gonflement (air comprimé) ont été réalisés. Pour des raisons de sécurité et de faisabilité, ils n'ont pas été poursuivis. Ces essais pneumatiques n'ont pas abouti à la rupture, du fait du niveau de pression en air comprimé limité par les détendeurs. Les plaques suivantes se sont simplement déformées :

- plaque en aluminium 5754 sous 9,3 bars : déformation importante (flèche 22 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 3,8 \%$),
- plaque en aluminium 2017 sous 9,2 bars : déformation moyenne (flèche 13 mm, $\epsilon_{\text{plast}} = 1,2 \%$).

La forme des plaques déformées obtenue ressemble fortement à celle des plaques obtenues en dynamique. Les pressions à appliquer pour obtenir la rupture sont de l'ordre de 12-15 bars. Un essai pneumatique a été effectué sur une plaque d'aluminium d'épaisseur 0,2 mm. La plaque s'est rompue suivant le contour du tube.

3.4. Evolution du dispositif expérimental

Le but de ce travail, en particulier des essais à échelle laboratoire, est l'étude de la fissuration de plaques métalliques (différents matériaux, différentes épaisseurs) soumises à explosion. La réponse des plaques et l'évolution des fissures vont permettre de caractériser le comportement fragile ou ductile de la rupture des matériaux soumis à de forts chargements en dynamique rapide.

Or, le mode de rupture identifié n'est pas satisfaisant, car, localisé sur le contour du tube, il ne permet pas de suivre facilement le développement de la fissure. De ce fait, la stratégie suivante a été employée dans le cadre de cette étude (figure 3.8) :

- Une première solution (A) est d'agir directement sur l'échantillon en le fragilisant. Une pré-entaille est donc réalisée afin de provoquer et de diriger la fissuration. Dans cette configuration, l'observation des vitesses d'ouverture et de propagation de fissure est possible grâce à une caméra rapide. Ce travail doit permettre aussi de récupérer des informations sur la nature de la rupture (fragile ou ductile). La bride arrière du tube 2 est alors modifiée pour utiliser le matériel de visualisation. Elle est remplacée par une bride munie d'un hublot en PMMA de forte épaisseur. L'étude de la fissuration des plaques entaillées est présentée partie II chapitre 4.
- Une autre solution (B) est d'agir pour éviter la rupture sur le contour du tube. Pour cela, une pièce avec un bord arrondi est placée entre le tube 2 et la plaque. Cette solution permet d'obtenir de plus grandes déformations, et ainsi de voir apparaître une rupture en dehors du contour de la plaque, sans pré-entailer la plaque. Le système de visualisation est aussi utilisé dans cette configuration. Ce travail doit permettre de récupérer des informations liées à la réponse réelle de l'échantillon telles que le lieu d'occurrence de la rupture, le mode de ruine, etc. L'étude de la rupture des plaques avec bord arrondi est présentée partie II chapitre 5.

3.5. Conclusion

Les quatre matériaux choisis ont chacun des caractéristiques propres avec des niveaux de ductilité différents. Pour chaque matériau, aux trois épaisseurs, des essais ont permis d'obtenir une plage de surpression suffisante à l'endommagement de l'échantillon. La sollicitation « borne inférieure » permet de bomber la plaque, tandis que la sollicitation « borne supérieure » rompt l'échantillon. Les déformations juste avant la rupture des plaques (tableau 3.3 et tableau 3.4), lorsqu'elles sont soumises à des chargements dynamiques, sont nettement moins importantes (au moins deux fois inférieures) que les déformations lors de la rupture en statique (figure 3.3). Ces données (déformation au centre de la plaque, flèche finale...), obtenues expérimentalement, se

corrèlent avec des calculs numériques [DAU 05]. La description de ces calculs (logiciel utilisé, lois employées...) est présentée partie IV.

Du fait de la bonne description du dispositif expérimental présenté, la phase élasto-plastique (phase avant rupture) est bien connue et concorde avec des calculs numériques en éléments finis. Donc, les paramètres – contraintes, déformations, et vitesses de déformations – au moment de la rupture sont alors connus avec les simulations numériques. Le cas d'une plaque en Al5754 (1 mm), soumise à une déflagration ($P_i = 0,8$ bar), est donné dans l'annexe 4. Les contraintes et les déformations sur la plaque sont suivies, pour différents pas de temps, jusqu'à la rupture de la plaque.

La vitesse de déformation de la plaque est obtenue expérimentalement pour des essais à faible pression initiale (pour des pressions initiales plus grandes, les jauges se décollent). Dans l'exemple figure 3.7, la vitesse de déformation obtenue est de l'ordre de 100 s^{-1} . La comparaison expérimentale / numérique est correcte. Donc, pour des pressions initiales supérieures, le paramètre vitesse de déformation est connu et déduit par le calcul numérique.

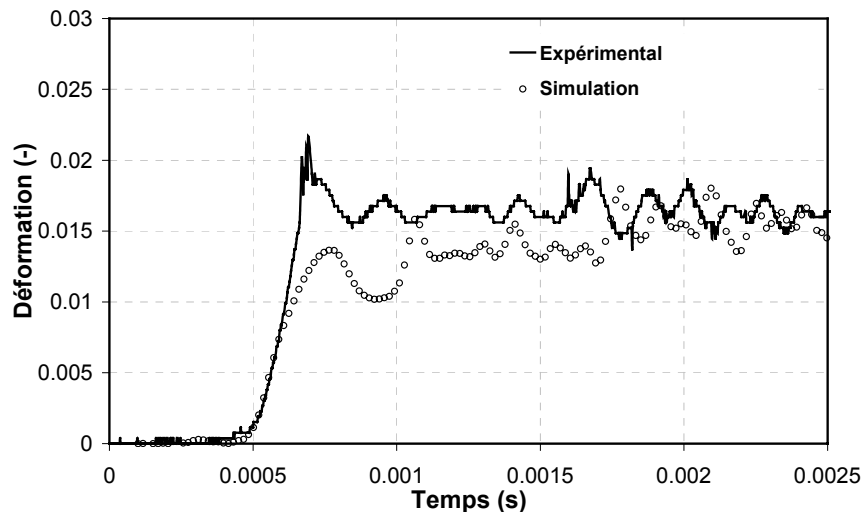


Figure 3.7 : Comparaison expérimentale / numérique de l'évolution de la déformation (Alu 5754 en détonation : $P_i = 0,6$ bar)

Cependant, la rupture n'est pas satisfaisante car elle est localisée sur le contour du tube. Deux solutions sont envisagées pour remédier à ce problème. La première est d'entailler les plaques pour provoquer et diriger la fissuration. La seconde est d'utiliser une pièce avec un bord arrondi afin d'éviter le problème de cisaillement sur le contour du tube. Pour la première solution (plaques entaillées), les premiers essais sont sollicités avec le chargement « borne inférieure ». Pour la seconde solution (bord arrondi), le chargement « borne supérieure » est dépassé. Des essais complémentaires, pour affiner la détermination des paramètres de la fissuration, complètent l'étude.

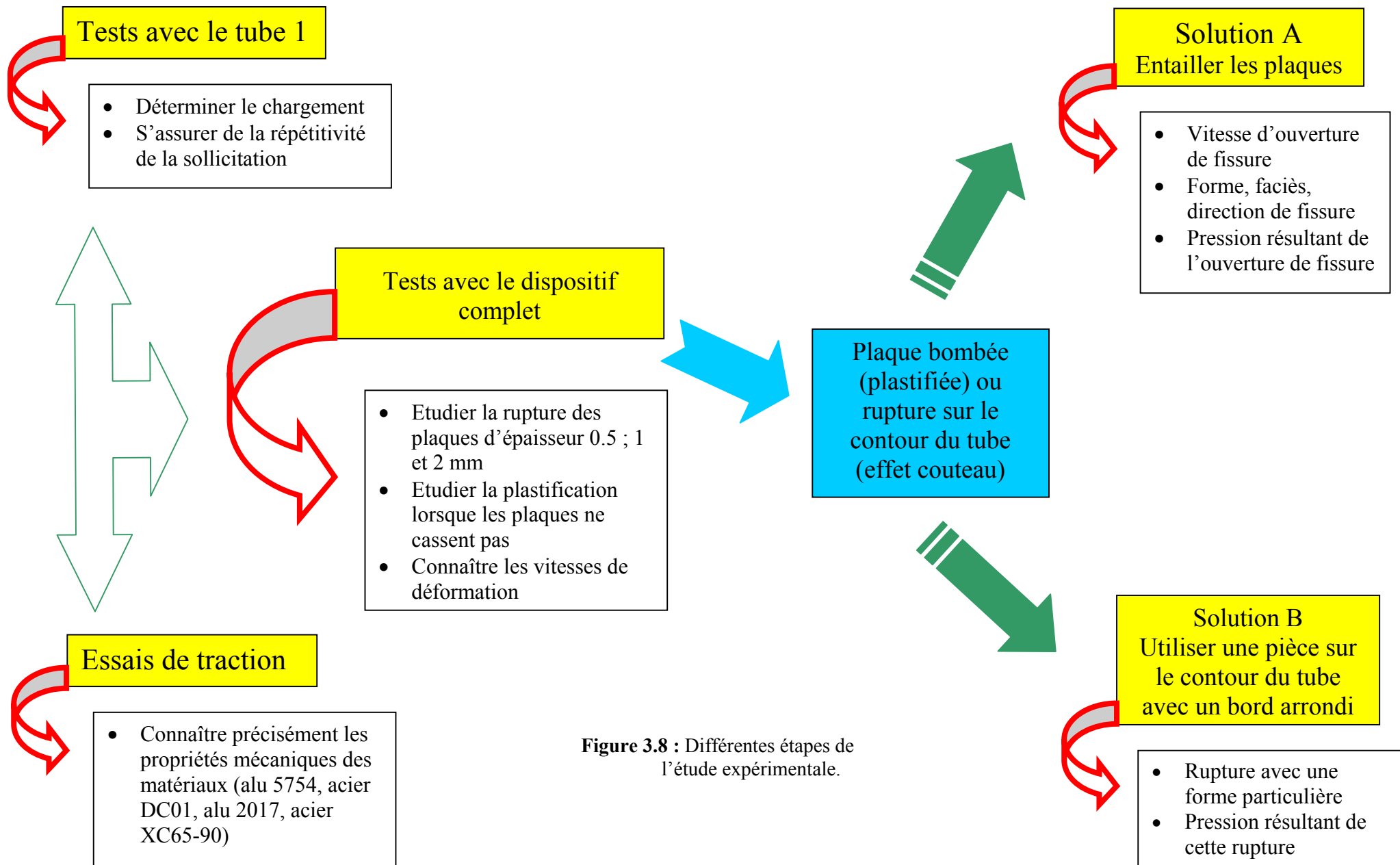


Figure 3.8 : Différentes étapes de l'étude expérimentale.

Chapitre 4

Fissuration de plaques métalliques entaillées

4.1. Protocole de l'expérimentation de la propagation de fissure

4.1.1. Echantillons entaillés

En raison de « l'effet couteau » qui a été discuté précédemment, les essais réalisés conduisent rarement à la rupture de la plaque en sa partie centrale. Par ailleurs, il est plus aisé d'effectuer un suivi de la propagation de fissures dans une zone de la plaque lorsque l'on sait que cette propagation va s'y produire.

Pour cette raison, des entailles sont usinées au centre des plaques afin de jouer le rôle de pré-fissures. Elles sont réalisées au moyen d'une machine à commande numérique équipée d'une fraise à bout sphérique de diamètre 3,5 mm, ce qui permet de s'assurer de leur reproductibilité. Ces entailles (figure 4.1) ont une longueur de 1 cm, une largeur de 3,5 mm, et leur profondeur est fonction de l'épaisseur de la plaque comme le montre le tableau 4.1.

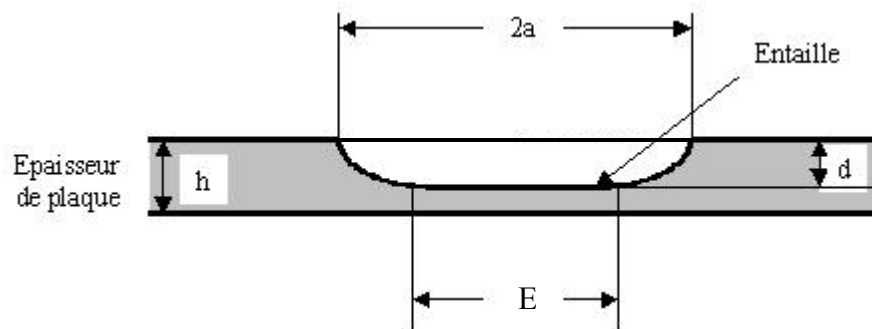


Figure 4.1 : Géométrie de l'entaille.

Epaisseur des plaques	2 mm	1 mm	0,8 mm (acier DC01)	0,5 mm
Profondeur de l'entaille	1,6 mm	0,7 mm	0,5 mm (acier DC01)	0,3 mm

Tableau 4.1 : Entailles dans les échantillons.

Dans cette configuration, il est possible d'observer que les fissures se créent de différentes manières suivant les matériaux. Des tirs effectués dans les mêmes conditions permettent de comparer les fissures résultantes.

4.1.2. Suivi de la fissuration

L'objectif est d'obtenir les vitesses de propagation de fissure. Le moyen choisi pour atteindre cet objectif est d'utiliser une caméra rapide (10 000 images par seconde). Une bride, munie d'un hublot en PMMA (Polyméthacrylate de méthyle) de forte épaisseur, est montée au fond du tube 2. La caméra, comme le montre la figure 4.2, vient se positionner derrière le hublot. En pratique, elle est éloignée afin d'avoir un champ englobant la totalité du hublot.



Figure 4.2 : Photo du dispositif de visualisation par caméra rapide.

Remarque :

Préalablement à l'utilisation d'une caméra rapide, ce suivi avait été envisagé au moyen d'indicateurs de propagation de fissure. Le principe était de coller ces indicateurs sur la plaque (figure 4.3), dans la direction présumée de la fissure, et, au moyen d'un montage électrique associé, de récupérer le signal de coupure des jauges. En pratique, dans de nombreux cas, l'explosion était tellement violente que les jauges se décollaient sans renvoyer de résultat. Pour cette raison, ce traitement a essentiellement reposé sur le suivi visuel par caméra rapide.

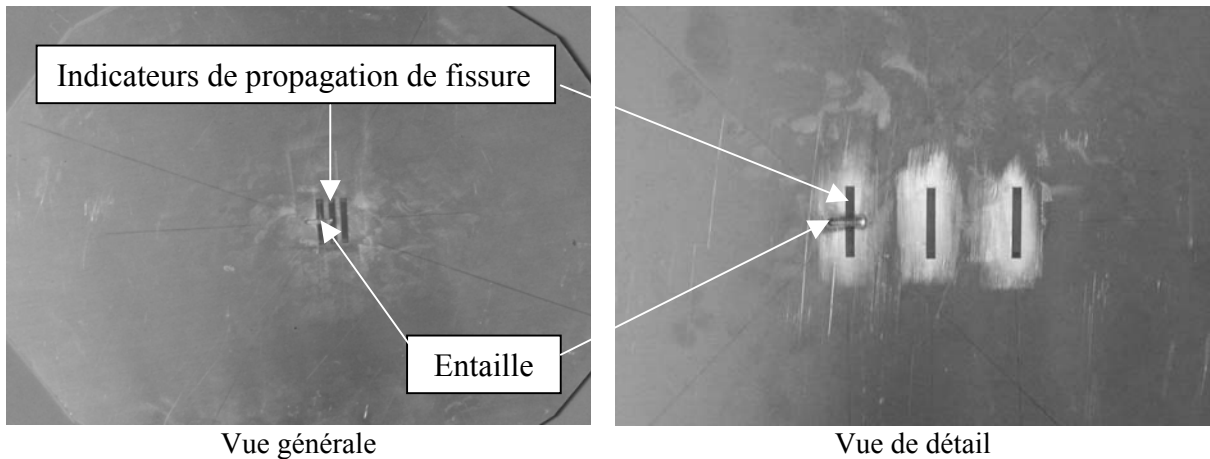


Figure 4.3 : Implantation des indicateurs de propagation de fissures sur plaques entaillées.

4.1.3. Récapitulatif des essais retenus

Des plaques entaillées, de différentes épaisseurs et de quatre matériaux distincts, ont donc été soumises à des pressions différentes en détonation et en déflagration. Le résultat de ces essais est résumé sur le tableau 4.2 et la tableau 4.3.

Les symboles employés dans ces tableaux concernent les dimensions de la fissure (en millimètres) et la forme de la brèche obtenue :

- L : longueur,
- l : largeur d'ouverture,
- f : flèche estimée au centre de la plaque fissurée.

Pour chaque essai sont précisées la vitesse maximale de propagation de fissure, ainsi que des indications sur la forme de cette dernière.

En préalable à un traitement plus fin des résultats, il est utile de rappeler que la rupture fragile est caractérisée par l'absence de grande déformation plastique. Le matériau se rompant avant d'avoir quitté le domaine élastique, la vitesse de fissuration est très rapide. Un premier traitement grossier des résultats, uniquement sur la base des vitesses, fait ressortir globalement l'importance du comportement du matériau : en moyenne, les vitesses de fissuration les plus rapides sont obtenues pour les matériaux les plus fragiles.

En déflagration				
Matériau	Epaisseur (mm)	Pression initiale (bar)	Vitesse de propagation maxi. (m.s ⁻¹)	Commentaires sur la fissure
Alu 5754	2	1,2	256,6	Forme de queue de poisson L = 59 ; l = 17 ; f = 37
		1,4	296,7	Forme de queue de poisson L = 59 ; l = 20 ; f = 37
		1,6	352,8	L = 59 ; l = 65
Alu 2017	2	1	363,2	Fissure fine et non rectiligne L = 80 ; l = 6 ; f = 25
		1,2	448,2	Plaque coupée totalement en deux suivant l'entaille
Acier DC01	2	1,6	70,0	L = 14 ; l = 1 ; f = 15
Acier XC65-90	2	1,2	1114,6	Plaque coupée totalement en deux suivant l'entaille et éjection d'un demi-disque de rayon 80 mm
Alu 5754	1	0,8	x	L = 15 ; l = 1 ; f = 15
		0,9	396,7	Ouverture suivant l'entaille puis le contour du tube
Alu 2017	1	1	566,7	Plaque coupée en deux suivant l'entaille
Acier DC01	1	1,4	168,8	L = 45 ; l = 6 ; f = 28
		1,6	307,6	Fissure centrale L = 100 et rupture sur la totalité du contour du tube
Acier XC65-90	1	1	328,8	L = 150 ; l = 7 ; f = 24
		1,2	521,2	L = 190 ; l = 13 ; f = 24
		1,4	545,3	L = 190 ; l = 20 ; f = 24
Alu 5754	0,5	0,7	300,0	Longue fine fissure d'environ 90 mm
		0,8	340,0	Rupture sur le contour avec éjection d'un morceau
Alu 2017	0,5	0,7	163,5	Fine fissure de 45 mm de long avec un bombage inverse de la plaque
		0,8	425,0	Plaque séparée en deux morceaux symétriques
Acier DC01	0,8	1,4	248,2	L = 105 ; l = 17 ; f = 40
		1,6	280,4	L = 100 ; l = 19 ; f = 40
Acier XC65-90	0,5	0,8	280,7	Longue fine fissure (L = 190)
		1	641,5	Ouverture en « choux-fleur » suivant l'entaille
		1,2	272,6	Rupture suivant l'entaille et sur le contour du tube

Tableau 4.2 : Récapitulatif des essais sur plaques entaillées en déflagration.

En détonation				
Matériau	Epaisseur (mm)	Pression initiale (bar)	Vitesse de propagation maxi. (m.s ⁻¹)	Commentaires sur la fissure
Alu 5754	2	1,6	320,3	L = 59 ; l = 40
Alu 2017	2	1,2	463,6	L = 90 ; l = 14 ; f = 10
		1,4	401,8	L = 90 ; l = 14 ; f = 10
		1,6	468,1	L = 180 ; l = 40 ; f = 43
Acier DC01	2	1,6	140,0	L = 14 ; l = 1.5 ; f = 12
Acier XC65-90	2	1,2	1291,0	Plaque séparée en deux morceaux symétriques
		1,4	801,9	Plaque fissurée sur toute sa longueur avec bifurcation
		1,6	753,8	Plaque fissurée sur toute sa longueur avec bifurcation
Alu 5754	1	0,7	x	L = 13 ; l = 1 ; f = 6
		0,8	315,7	Plaque coupée totalement de manière rectiligne suivant l'entaille
Alu 2017	1	0,8	439,2	Plaque coupée totalement de manière non rectiligne suivant l'entaille
Acier DC01	1	1,6	281,6	L = 46 ; l = 9 ; f = 33
Acier XC65-90	1	0,8	288,7	L = 65 ; l = 7 ; f = 7
		1	400,9	L = 140 ; l = 6 ; f = 17
		1,2	400,9	L = 190 ; l = 18 ; f = 25
		1,4	481,1	L = 175 ; l = 18 ; f = 25
Alu 5754	0,5	0,6	391,1	Ouverture en deux morceaux, transformés en boule de métal
Alu 2017	0,5	0,6	633,3	Ejection d'un morceau
		0,6	394,2	Ejection d'un morceau, le reste de la plaque tient légèrement sur une partie du contour du tube
Acier DC01	0,8	1,6	260,0	L = 80 ; l = 14 ; f = 37
Acier XC65-90	0,5	0,6	112,3	Longue fine fissure
		0,8	521,2	« choux-fleur » suivant l'entaille

Tableau 4.3 : Récapitulatif des essais sur plaques entaillées en détonation.

4.2. Couplage entre le chargement et l'ouverture de fissure

Le phénomène d'ouverture et de propagation de fissure est étudié pour différents matériaux à différentes épaisseurs. Une partie de l'explication du phénomène réside dans l'étude des temps. Les plaques sont sollicitées, elles se déforment et se fissurent. Les capteurs de pression en amont et en aval de l'échantillon permettent une estimation de la durée incluant la mise en mouvement de la plaque, sa déformation et son ouverture. Cette estimation est discutée au vu des données de jauges de déformation et des temps d'ouverture obtenus avec la caméra rapide. Les temps obtenus et les tailles de fissures sont analysés en fonction des différents matériaux.

4.2.1. Phénomène d'ouverture de fissure

4.2.1.1. Description

La plaque est sollicitée par une onde de pression. Cette onde est détectée grâce au capteur 3 situé à 55 mm en amont de la plaque. Le capteur 5, situé à 80 mm en aval de la plaque, détecte l'onde résultant de la fissuration. Le temps, entre le passage de l'onde devant le capteur 3 et le passage de l'onde devant le capteur 5, se décompose en trois phases présentées sur la figure 4.4. Le temps associé à ces trois phases est noté T_{3-5} .

- La première phase correspond à l'arrivée de l'onde sur la plaque. Le temps, entre le passage de l'onde incidente devant le capteur 3 et son impact sur la plaque, est noté T_{3p} . Il est évalué expérimentalement à partir des essais réalisés sur le tube simple.

En effet, les essais avec le tube simple (détaillés au chapitre 2) permettent de connaître les signaux de pression des capteurs le long du tube et en fond de tube. L'emplacement de la plaque correspond aux capteurs 5-6-7 du fond du tube simple. De plus, il a été montré que les essais sont reproductibles. De ce fait, le temps, entre le capteur 3 et la plaque, correspondant à T_{3p} , est connu.

- La deuxième phase est la phase de mise en mouvement de la plaque, de sa déformation et de l'ouverture de fissure. Ce laps de temps constitue notre inconnue, noté T_p .
- La troisième phase correspond au temps de parcours de l'onde résultant de la fissure jusqu'au capteur 5. Ce temps, noté T_{p5} , est calculé en faisant une hypothèse. Connaissant la distance entre la plaque et le capteur 5, l'hypothèse porte sur la vitesse de l'onde résultant de la fissuration de la plaque.

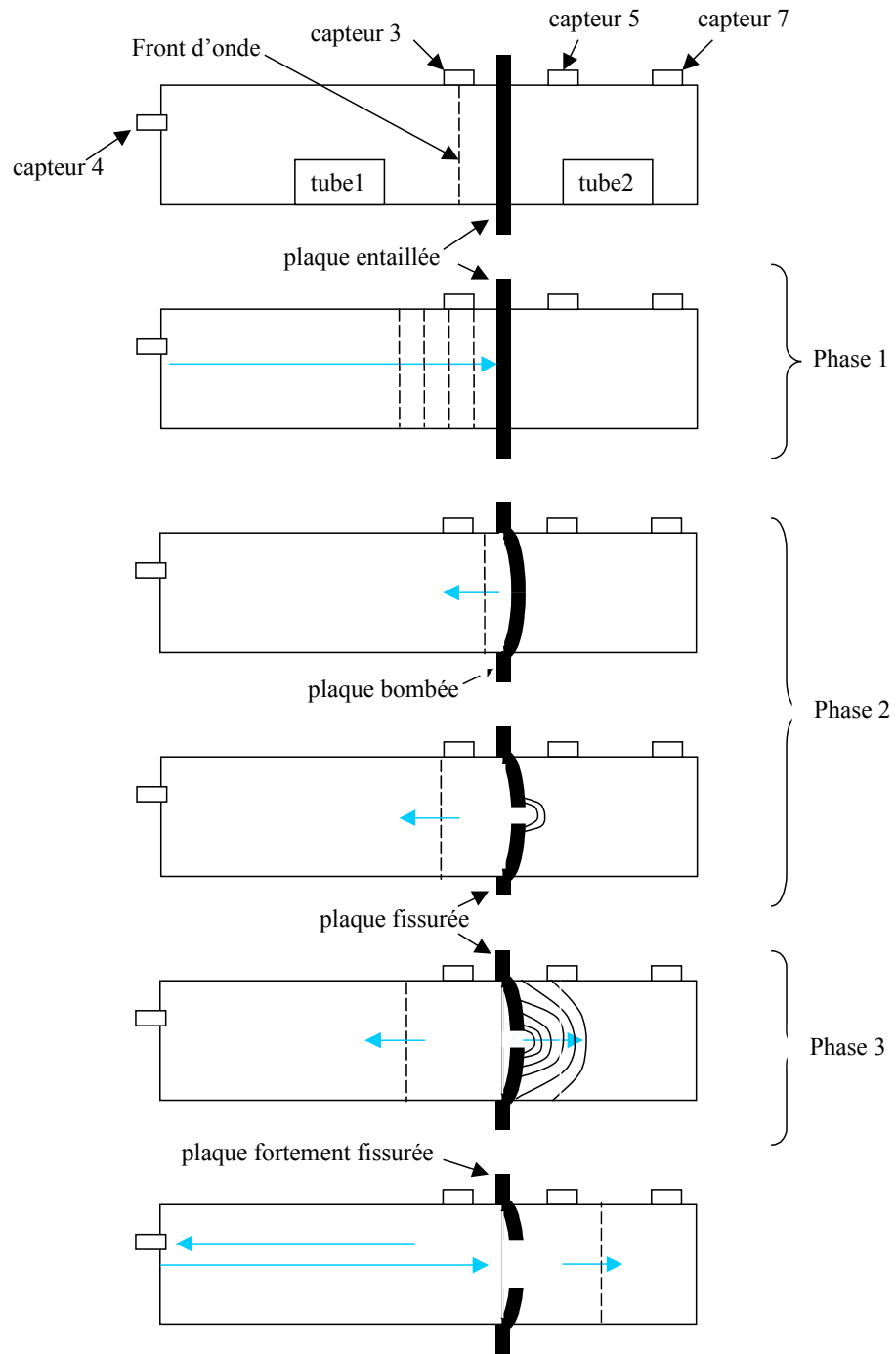


Figure 4.4 : Phénomène d'ouverture de fissure d'une plaque entaillée.

Remarque :

L'onde résultant de la fissure est une onde sphérique, ce qui confère d'autant plus de difficulté pour connaître T_{p5} .

Hypothèse :

La vitesse de l'onde obtenue à la suite de l'ouverture de la plaque est supposée correspondre à la vitesse d'une onde de choc provenant de la rupture d'un diaphragme dans un tube à choc classique. Cette hypothèse permet d'obtenir une borne supérieure pour la vitesse de l'onde à la suite d'une rupture. De ce fait, T_{p5} est minoré. Par conséquent, la valeur de T_p est majorée.

Un tube à choc permet d'obtenir des ondes de choc d'une façon reproductible. Le tube, à l'instant initial, contient d'un côté un gaz « A » à haute pression, et de l'autre un gaz « B » à basse pression. Dans notre cas, le gaz moteur à haute pression « A » est le résultat de l'explosion du mélange hydrogène-oxygène à la stœchiométrie. La pression de ce gaz est donnée par le capteur 3 qui se situe juste avant la plaque. Elle est notée p_3 . La valeur de p_3 est différente pour chaque mélange hydrogène-oxygène aux différentes pressions initiales. Le gaz à basse pression « B » est de l'air. Sa pression (notée p_0) est la même que la pression initiale du mélange. Ces deux gaz sont séparés par un diaphragme (qui correspond à une plaque dans notre cas). A la rupture du diaphragme (lorsque la plaque se fissure ou se fragmente), une onde de choc se forme instantanément au niveau du diaphragme. Elle se propage dans l'air (gaz « B »). De ce fait, ce dernier est comprimé de l'état (0) à l'état (1). En même temps, une onde de détente se propage dans le gaz « A ». Ce dernier se détend de l'état (3) à l'état (3').

Ce phénomène est schématisé sur la figure 4.5.

Afin de connaître les caractéristiques du choc lancé dans « B » et de la détente dans « A », la méthode des polaires dans le plan ($p ; u$) est utilisée. La méthode des polaires consiste à tracer la polaire de choc (courbe d'Hugoniot) et la polaire de détente (invariant de Riemann). L'intersection des deux polaires donne la condition au niveau du diaphragme : $p_{3'} = p_1$ et $u_{3'} = u_1$, et les caractéristiques du choc lancé dans « B ».

La polaire de choc (courbe d'Hugoniot) est donnée par l'expression :

$$\frac{p_1}{p_0} = \frac{\gamma_0 u_1}{c_0} \left[\frac{\gamma_0 + 1}{4} \frac{u_1}{c_0} + \left(\left(\frac{\gamma_0 + 1}{4} \frac{u_1}{c_0} \right)^2 + 1 \right)^{1/2} \right] + 1$$

Les indices « 0 » correspondent à l'air : $\gamma_0 = 1,4$ et $c_0 = 347 \text{ m.s}^{-1}$.

La polaire de détente (invariant de Riemann) est donnée par l'expression :

$$\frac{p_{3'}}{p_3} = \left(1 - \frac{\gamma_3 - 1}{2} \frac{u_{3'}}{c_3} \right)^{\frac{2 \gamma_3}{\gamma_3 - 1}}$$

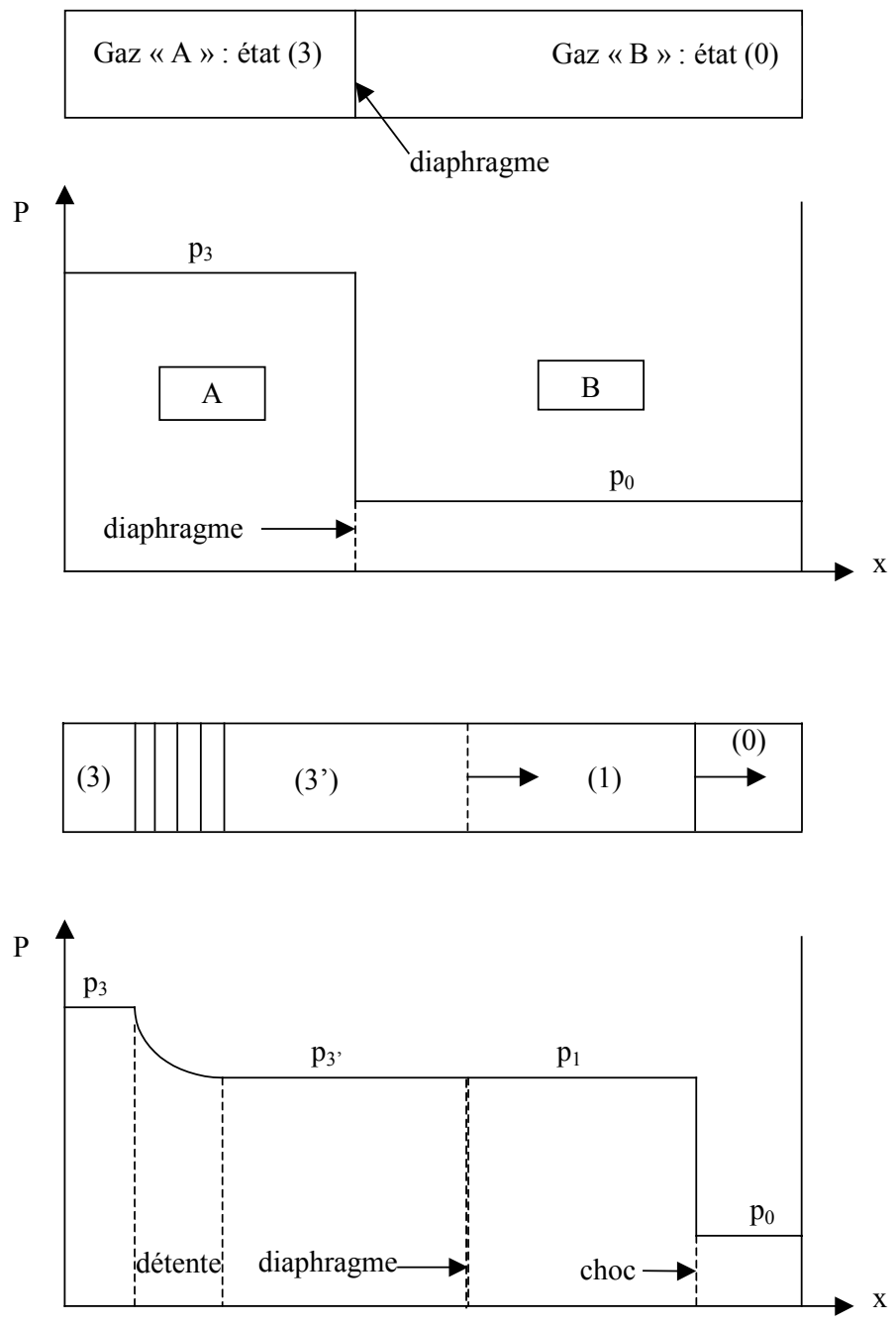


Figure 4.5 : Pression dans un tube avant et après rupture du diaphragme.

Les caractéristiques du mélange gazeux « A », telles que la vitesse du son dans « A » (c_3) et la valeur du rapport des chaleurs spécifiques de pression et de volume (γ_3), sont trouvées au moyen du logiciel Quartet.

Un exemple (détonation : $P_i = 1,6$ bars) de résultats obtenus avec la méthode des polaires est donné figure 4.6. Les autres résultats obtenus sont résumés dans le tableau 4.4.

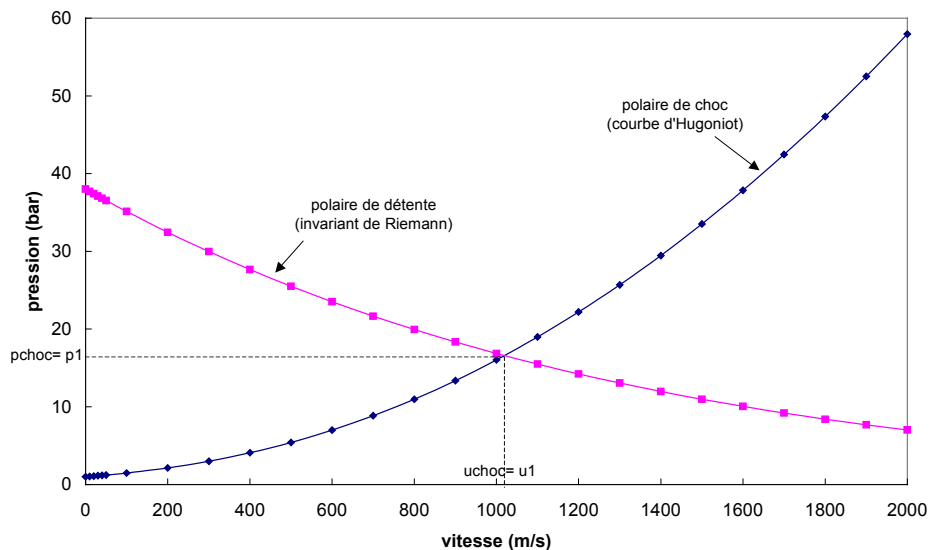


Figure 4.6 : Polaires de choc et de détente dans le cas d'une détonation à $P_i = 1,6$ bars.

Pression initiale : p_i (bar)	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
$p_{choc} = p_1$ (bar)	3,8	7,5	10,2	11	12,4	16,6
$u_{choc} = u_1$ (m/s)	560	727	766	800	862	1021

Tableau 4.4 : Caractéristiques d'un choc par la méthode des polaires.

L'ensemble des T_p (phase de mise en mouvement de la plaque, de sa déformation et de l'ouverture de fissure), pour les différents matériaux à différentes épaisseurs, est calculé avec l'hypothèse émise. L'ensemble des résultats se trouve dans le tableau 4.5 et dans le tableau 4.6.

Détonation						
Matériau	Pression initiale (bar)	T ₃₋₅ (ms)	T _{3p} (ms)	T _{p5} (ms)	T _p (ms)	T _{3-5*} (ms)
Alu 5754 (2 mm)	1,6	0,62	0,02	0,078	0,522	0,13
Alu 2017 (2 mm)	1,2	0,46	0,02	0,100	0,34	x
Acier DC01 (2 mm)	1,6	0,39	0,02	0,078	0,292	0,2
Acier XC65-90 (2 mm)	1,4	0,37	0,02	0,093	0,257	0,1
Alu 5754 (1 mm)	0,8	0,6	0,07	0,110	0,420	x
Acier DC01 (1 mm)	1,6	0,45	0,02	0,078	0,352	0,19
Acier XC65-90 (1 mm)	0,8	0,49	0,07	0,110	0,310	0,13
	1	0,39	0,03	0,104	0,256	0,18
Alu 5754 (0,5 mm)	0,6	0,38	0,13	0,143	0,107	x
Acier XC65-90 (0,5 mm)	0,8	0,44	0,07	0,110	0,260	0,1

Tableau 4.5 : Evaluation des temps de déformation et de fissuration pour des chargements en détonation.

Déflagration						
Matériau	Pression initiale (bar)	T_{3-5} (ms)	T_{3p} (ms)	T_{p5} (ms)	T_p (ms)	T_{3-5^*} (ms)
Alu 5754 (2 mm)	1,4	0,62	0,06	0,093	0,467	0,12
	1,6	0,52	0,03	0,078	0,412	0,12
Alu 2017 (2 mm)	1	0,52	0,10	0,104	0,316	0,24
Acier XC65-90 (2 mm)	1,2	0,41	0,07	0,100	0,240	0,08
Alu 5754 (1 mm)	0,9	0,47	0,11	0,104	0,256	x
Alu 2017 (1 mm)	1	0,38	0,10	0,104	0,176	0,1
Acier DC01 (1 mm)	1,6	0,48	0,03	0,078	0,372	0,23
Acier XC65-90 (1 mm)	1,2	0,54	0,07	0,100	0,370	0,19
	1,4	0,41	0,06	0,093	0,257	0,14
Alu 5754 (0,5 mm)	0,8	0,41	0,12	0,110	0,180	0,08
Acier DC01 (0,5 mm)	1,4	0,41	0,06	0,093	0,257	0,12
	1,6	0,45	0,03	0,078	0,342	0,15
Acier XC65-90 (0,5 mm)	1,2	0,33	0,07	0,100	0,160	0,06

Tableau 4.6 : Evaluation des temps de déformation et de fissuration pour des chargements en déflagration.

4.2.1.2. Discussion

L'hypothèse formulée précédemment permet d'obtenir un T_{p5} minimal. De ce fait, le temps T_p est maximal. Le temps T_{p5} est sous-estimé et donc T_p sur-estimé (borne supérieure). Le temps, noté T_{3-5^*} dans le tableau 4.5 et dans le tableau 4.6, correspond au passage de l'onde de réflexion par la fissure ouverte entre les capteurs 3 et 5. Dans ce cas, l'onde de pression ne subit pas d'obstacle. Ce temps peut donc être considéré comme la borne inférieure de T_p . La différence de temps d'ouverture des plaques (passage de l'onde entre le capteur 3 et le capteur 5) pour les différents matériaux, lors de la fissuration, est démontrée par ce recalage des temps.

Matériaux d'épaisseur 2 mm

Aussi bien en détonation qu'en déflagration, les matériaux suivants, d'épaisseur 2 mm, sont par ordre croissant en ce qui concerne les temps T_p :

- Acier XC65-90,
- (Acier DC01),
- Aluminium 2017,
- Aluminium 5754.

L'acier DC01, d'épaisseur 2 mm, se fissure très peu. Il s'ouvre seulement sur l'entaille. De ce fait, il ne sera pas pris en considération.

Plus T_p est grand, plus le matériau est ductile. Cette constatation s'explique notamment par le fait qu'un matériau ductile se déforme plus qu'un matériau fragile.

Pour chaque matériau, le temps T_p obtenu pour une déflagration est inférieur à celui obtenu pour une détonation. Le temps d'application de l'onde de pression, plus grand en déflagration, entraîne une déformation et une ouverture de fissure plus rapide.

Matériaux d'épaisseur 1 mm

En détonation, les remarques faites pour les matériaux d'épaisseur 2 mm s'appliquent aux matériaux d'épaisseur 1 mm. Dans ce cas, l'acier DC01 est pris en compte. Les temps T_p concernant l'acier DC01 et l'aluminium 5754 sont très proches. Cela vient du fait que ces deux matériaux sont très ductiles.

Les temps T_p , concernant l'acier DC01, sont très proches en détonation et en déflagration, tout comme la taille des fissures. Les aluminiums ont un T_p très faible car les plaques se séparent en deux morceaux très rapidement. Les valeurs de T_p pour l'acier XC65-90 sont comparables à celles pour l'acier DC01. Ce phénomène s'explique car l'ouverture de fissure de l'acier XC65-90 correspond à une rupture ductile.

Matériaux d'épaisseur 0,5 mm

Les précédentes remarques, pour les matériaux d'épaisseur 1 mm en déflagration, s'appliquent pour les matériaux d'épaisseur 0,5 mm.

En résumé, suite à l'analyse des temps, la mise en mouvement, la déformation de l'échantillon et l'ouverture de fissure représentent un délai plus long lorsque le matériau est ductile, mais aussi et surtout lorsque la rupture est de type ductile. Par exemple, l'acier XC65-90, qui est un matériau fragile, se rompt de manière ductile pour les épaisseurs inférieures à 2 mm. De ce fait, le T_p associé à

ce matériau est plus élevé que pour une rupture fragile de ce même matériau. La description des ruptures de plaques des différents matériaux se trouve au paragraphe suivant.

T_p se partage en deux phases : une phase de mise en mouvement et de déformation de la plaque et une autre d'ouverture de fissure. Découpler ces temps s'avère difficile. Des jauges de déformation ont été placées au centre des plaques. En mettant en parallèle le signal de pression et la courbe de déformation, le délai de la première phase est accessible. Cependant, les jauges se décollent lors des chocs trop violents sur l'échantillon. De ce fait, les temps obtenus sont pour des pressions initiales inférieures à celles permettant la rupture de la plaque. Par exemple, figure 4.7, le délai de déformation de la plaque, pour l'acier DC01 (2 mm) en détonation avec une pression initiale de 1 bar, est de 0,23 ms. Une ouverture de fissure avec ce matériau nécessite une détonation avec une pression initiale de 1,6 bars. De ce fait, le délai de 0,23 ms est légèrement sur-estimé pour ce cas. Pour l'ensemble des essais avec jauges de déformation, le délai de la première phase se situe entre 0,1 et 0,3 ms pour des épaisseurs de plaques de 1 et 2 mm. La deuxième phase (ouverture de fissure) est donnée par la caméra rapide. Le pas de temps entre deux images est de 0,1 ms.

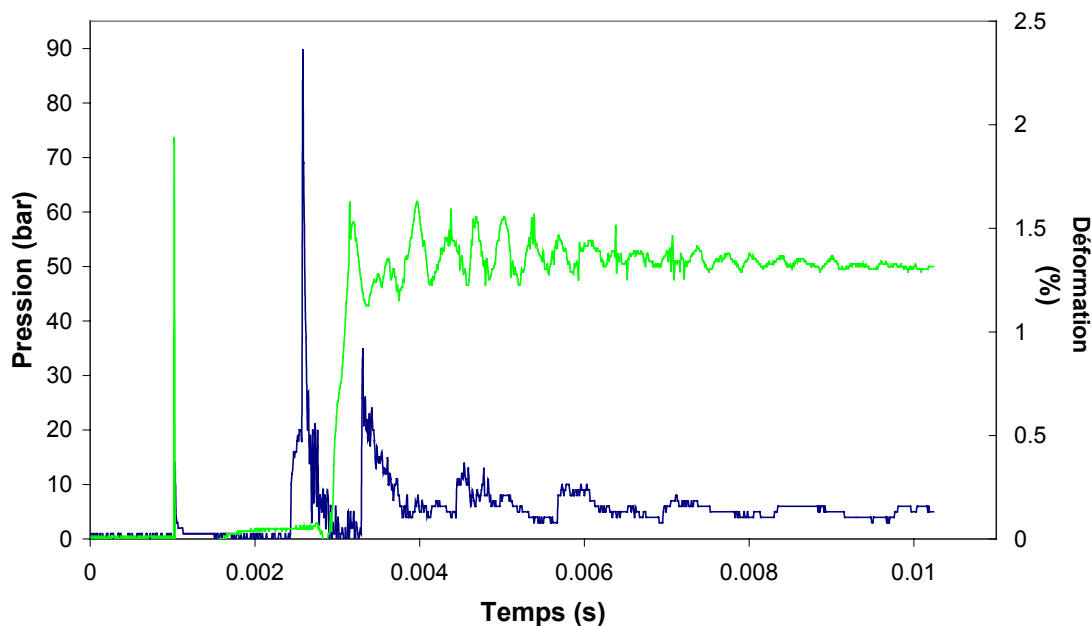


Figure 4.7 : Courbes de pression impactant la plaque (pression initiale 1 bar) en détonation et courbe de déformation de l'acier DC01 à 2 mm.

4.2.2. Pressions de décharge

Les capteurs 5 et 6 derrière la plaque renseignent sur les effets de pression consécutifs à la rupture par fissuration de la plaque. Le capteur 5 se situe juste derrière l'échantillon et le capteur 6 presque au fond du tube 2. L'ensemble des pressions recueillies, pour les différents matériaux et les différentes épaisseurs, est donné dans le tableau 4.7 et dans le tableau 4.8. Dans ces tableaux, l'onde 1 correspond à l'onde traversant l'ouverture de fissure et l'onde 2 correspond à l'onde due à la première réflexion. L'onde 2 passe à travers la plaque déjà fissurée.

Les pressions (C5) sont d'environ 1,5-2 bars en détonation et 2-4 bars en déflagration. Ces résultats sont homogènes pour l'ensemble des matériaux. Ces pressions sont nettement inférieures aux pressions obtenues dans le cas idéal (cas de la rupture d'un diaphragme idéal) (tableau 4.4). Les pressions au sein de la chambre 2 sont très perturbées par les différentes ouvertures de fissures (ondes sphériques), par les multiples réflexions contre les parois et par ce qui advient de la plaque...

déflagration							
Matériau	Pression initiale (bar)	C5 onde1 (bar)	C5 onde2 (bar)	C5 maxi (bar)	C6 onde1 (bar)	C6 onde2 (bar)	C6 maxi (bar)
Alu 5754 (2 mm)	1,4	1,2	8,8	8,8	2	x	12
	1,6	2	7,2	14	3,2	14,8	28
Alu 2017 (2 mm)	1	1,2	3,8	3,8	1,6	2,8	3,6
Acier XC65-90 (2 mm)	1,2	2,4	3,6	10	3,2	x	11,6
Alu 5754 (1 mm)	0,9	3	x	x	x	x	x
Alu 2017 (1 mm)	1	3,6	23,6	23,6	2,4	35,2	35,2
Acier DC01 (1 mm)	1,6	1,6	5,6	18	7,6	x	24
Acier XC65-90 (1 mm)	1,2	2,4	2,7	8	1,6	7,6	9,6
	1,4	2	5	9	1,4	10	13
Alu 5754 (0,5 mm)	0,7	2,2	2,6	5	2	4,2	8,5
	0,8	4,4	7,6	9,2	3,8	18,6	26,4
Alu 2017 (0,5 mm)	0,8	3,6	x	60,4	7,2	x	13,6
Acier DC01 (0,5 mm)	1,4	2	5,4	8	1,6	3,8	10
	1,6	1,6	4,4	8,8	2	x	11
Acier XC65-90 (0,5 mm)	1,2	5,2	10,6	17,4	1,2	19,8	30,2

Tableau 4.7 : Pressions de décharge pour un chargement en déflagration.

détonation							
Matériau	Pression initiale (bar)	C5 onde1 (bar)	C5 onde2 (bar)	C5 maxi (bar)	C6 onde1 (bar)	C6 onde2 (bar)	C6 maxi (bar)
Alu 5754 (2 mm)	1,6	2	3	11	3	x	19
Alu 2017 (2 mm)	1,2	1,2	x	4,8	2	x	7,6
Acier DC01 (2 mm)	1,6	1,2	2	3,6	2,8	2,4	4
Acier XC65-90 (2 mm)	1,4	1,4	5,2	11	1,2	13,8	21,8
Alu 5754 (1 mm)	0,8	8,4	x	53,2	15,6	x	24
Acier DC01 (1 mm)	1,6	1,2	5,6	5,6	2,4	x	6
Acier XC65-90 (1 mm)	0,8	1,2	1,6	2,6	0,8	x	2
	1	1,6	2	4	2	x	4,4
Alu 5754 (0,5 mm)	0,6	1,6	5,6	6	3,2	34	34
Alu 2017 (0,5 mm)	0,6	1,6	4	6,4	7,6	20,8	20,8
Acier XC65-90 (0,5 mm)	0,8	2,2	4	6,8	3,4	11	11

Tableau 4.8 : Pressions de décharge pour un chargement en détonation.

4.3. Comportement des plaques

Le dispositif expérimental mis en place permet de solliciter les plaques de façon dynamique au moyen d'explosions. Ces sollicitations (détonation ou déflagration) se caractérisent par deux paramètres, qui sont :

- l'impulsion conférée à la plaque ; plus précisément, l'impulsion calculée seulement par rapport au premier pic de pression,
- l'amplitude des pics de pression impactant la plaque.

Les plaques sont de différents matériaux et de différentes épaisseurs. Au moyen de sollicitations adaptées, les plaques sont testées afin que des fissures se propagent. Ainsi, à partir des données d'entrée (sollicitations et caractéristiques des plaques), les informations trouvées sont les suivantes :

- la vitesse de propagation de fissure,
- les pressions en amont et en aval de la plaque,
- la réponse de l'échantillon : flèche de la plaque, forme, faciès de fissure.

Les données sur la rupture, plus précisément sur les fissures, permettent de reconnaître le type de rupture résultant. L'objectif est de comprendre le comportement des plaques soumises à des sollicitations dynamiques. En d'autres mots, pour des plaques de matériaux plus ou moins ductiles ou fragiles, la question est posée de savoir quel type de rupture va résulter d'un chargement dynamique. Des critères, sur la vitesse de propagation, sur la forme et sur le faciès de fissure, contribuent à déterminer si la rupture est ductile ou fragile.

Les nombreux résultats des essais, pour chaque matériau, pour les trois épaisseurs, soumis à détonation et à déflagration, sont regroupés en fonction des types de rupture obtenus. Cela peut être des ruptures de type ductile, fragile ou « intermédiaire ».

4.3.1. Rupture de type ductile

Une rupture de type ductile se caractérise par une forte déformation de la structure, des faciès de fissures typiques, et une propagation de fissures susceptible de s'arrêter. La vitesse de propagation n'est pas très élevée par rapport aux vitesses obtenues lors de ruptures fragiles. Ces critères généraux se vérifient et vont être décrits pour les essais de l'acier DC01 et de l'aluminium 5754 pour les trois épaisseurs (0,5 (0,8 pour l'acier), 1 et 2 mm).

4.3.1.1. Cas de l'acier DC01

L'acier DC01, d'épaisseur 0,8 ; 1 et 2 mm, est sollicité en détonation et en déflagration avec une pression initiale de 1,6 bars. Les caractéristiques de ces deux chargements, résumées dans le tableau 4.9, montrent que les amplitudes de pression appliquées à la plaque sont quasiment identiques. Les impulsions sont également proches.

	Détonation - $P_i = 1,6$ bars	Déflagration - $P_i = 1,6$ bars
Impulsion : aire sous l'ensemble du signal de pression (N.s)	244,05	219,59
Impulsion : aire sous le premier pic du signal de pression (N.s)	42,38	36,13
1 ^{er} pic de pression (bar)	133	124,83

Tableau 4.9 : Paramètres d'entrée des essais sur les plaques d'acier DC01.

Pour les deux types de chargement, l'ouverture de la plaque suit l'entaille en faisant une fissure en forme de lèvres (arrêt de fissure). La taille des fissures est pratiquement la même quelque soit le type de chargement.

Par exemple, pour une épaisseur de 0,8 mm, en détonation, la fissure mesure 8 cm de long pour 1,4 cm de large au centre (figure 4.8). En déflagration, la fissure est légèrement plus grande : 10,5 cm de long pour une largeur de 1,7 cm au centre (figure 4.9).



Figure 4.8 : Acier DC01 entaillé d'épaisseur 0,8 mm (détonation à 1,6 bars).



Figure 4.9 : Acier DC01 entaillé d'épaisseur 0,8 mm (déflagration à 1,6 bars).

En ce qui concerne les vitesses d'ouverture de fissure, elles sont très proches dans les deux cas précédents.

Dans le cas de la déflagration (figure 4.10), l'ouverture de fissure se fait suivant l'entaille (de 0 à 3×10^{-4} s) sur une longueur de 7 cm. La vitesse d'ouverture de fissure est de 103 m.s^{-1} entre le départ et le premier pas de temps de 10^{-4} s, puis de 280 m.s^{-1} au pas de temps suivant. La première onde impactant la plaque entraîne l'ouverture de la fissure. Puis la deuxième onde impactant la plaque (onde réfléchie) agit. La fissure continue sa propagation à une vitesse maximale de 130 m.s^{-1} . Elle se traduit sur le film par un important accroissement de la luminosité due à la chaleur du gaz. Le faciès de fissure est rugueux. Les pressions au début (capteur 5) et au fond du tube 2 (capteur 6) sont respectivement de 9 et 10 bars. Le second pic de pression du capteur 3 est un peu moins élevé (38 bars) par rapport au second pic de pression obtenu avec le tube 1 seul (48 bars).

Dans le cas de la détonation, la vitesse d'ouverture de fissure est de 90 m.s^{-1} entre le départ et le premier pas de temps de 10^{-4} s, puis de 260 m.s^{-1} au pas de temps suivant.

Enfin, dans les deux cas, la flèche finale de l'échantillon restant est de 4 cm.

Toutes ces informations tendent à prouver que la rupture est ductile.

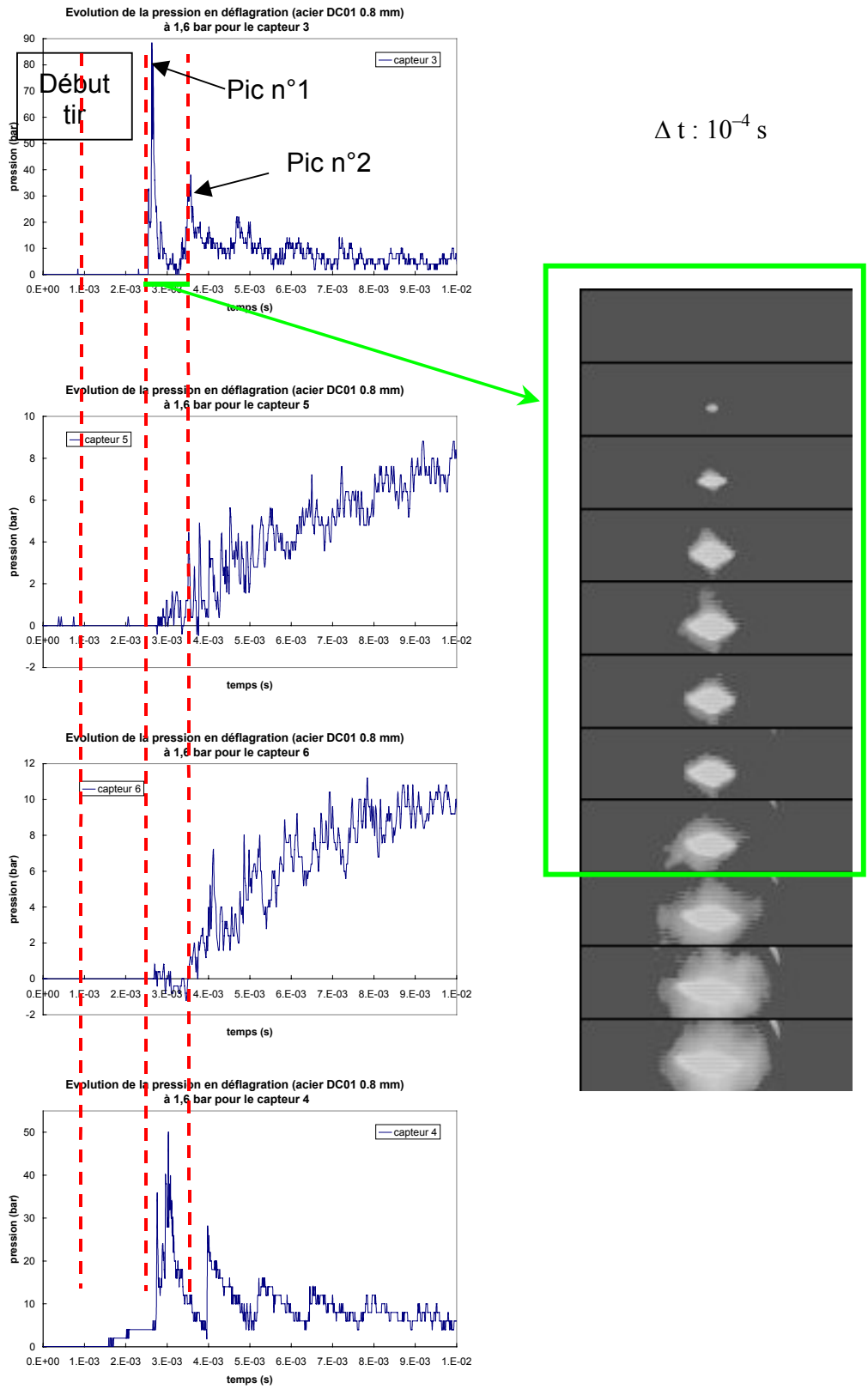


Figure 4.10 : Fissuration sur acier DC01 (0,8 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes - déflagration avec $P_i = 1,6$ bars.

Pour les plaques d'épaisseur 1 mm, le comportement de la rupture reste ductile. Il est identique au comportement des plaques d'épaisseur 0,8 mm avec une ouverture de fissure légèrement inférieure (figure 4.11). Les vitesses de propagation de fissure sont très proches aussi bien pour les deux épaisseurs que pour les deux chargements (épaisseur 1 mm : 308 m.s^{-1} en déflagration et 282 m.s^{-1} en détonation). Cela prouve que la vitesse de fissuration dépend en grande partie du matériau.

Pour les plaques d'épaisseur 2 mm, une légère amorce de fissure s'est formée de part et d'autre des bords de l'entaille (figure 4.12). La flèche finale de l'échantillon est d'environ 1,5 cm.

Pour l'ensemble de ces essais, les faciès sont rugueux avec une rupture à 45° .



Figure 4.11 : Acier DC01 d'épaisseur 1 mm – détonation avec $P_i = 1,6$ bars.

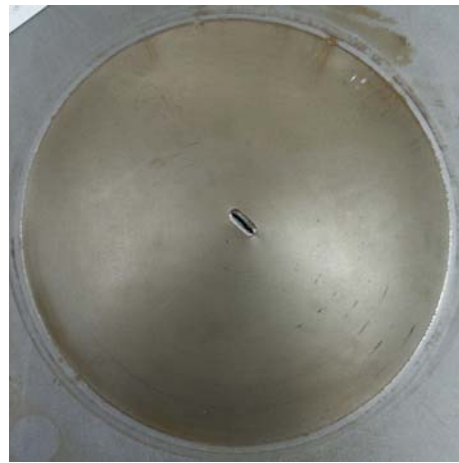


Figure 4.12 : Acier DC01 d'épaisseur 2 mm – détonation avec $P_i = 1,6$ bars.

4.3.1.2. Cas de l'aluminium 5754

L'aluminium 5754 d'épaisseur 2 mm est sollicité de la même manière que l'acier DC01. Il est sollicité en détonation avec une pression initiale de 1,6 bars et en déflagration avec des pressions initiales de 1,2 ; 1,4 et 1,6 bars. Tout comme les plaques d'acier DC01 d'épaisseur 0,8 et 1 mm, les plaques d'aluminium 5754 (2 mm) s'ouvrent en leur centre. Cependant, l'arrêt de fissure se fait dans le prolongement des lèvres de fissure pour l'acier DC01 alors que, pour l'aluminium 5754, des bifurcations apparaissent en pointe de fissure. L'angle entre les deux fissures est d'environ 120° .

- En déflagration (figure 4.13), pour les trois cas, la fissure mesure respectivement 59 mm de long pour 17 mm de large (flèche centrale de 37 mm), puis 59 mm de long pour 20 mm de large (flèche centrale de 37 mm), et enfin 59 mm de long pour 65 mm de large (flèche centrale de 25 mm). Les vitesses maximales de propagation de fissure sont respectivement de 257, 297 et 353 m.s^{-1} . Les pressions derrière la plaque sont de plus en plus fortes car l'ouverture de fissure est plus grande. Elles s'échelonnent entre 8 et 15 bars en moyenne.

- En détonation (figure 4.14), la fissure s'ouvre sur 59 mm le long et 40 mm de large avec une vitesse de fissuration de 320 m.s^{-1} . Ce cas d'ouverture de fissure est « intermédiaire » entre les cas de sollicitations en déflagration avec des pressions initiales de 1,4 et 1,6 bars, en terme de dimensions et forme de fissure. La pression derrière la plaque est de 10-12 bars (figure 4.15).

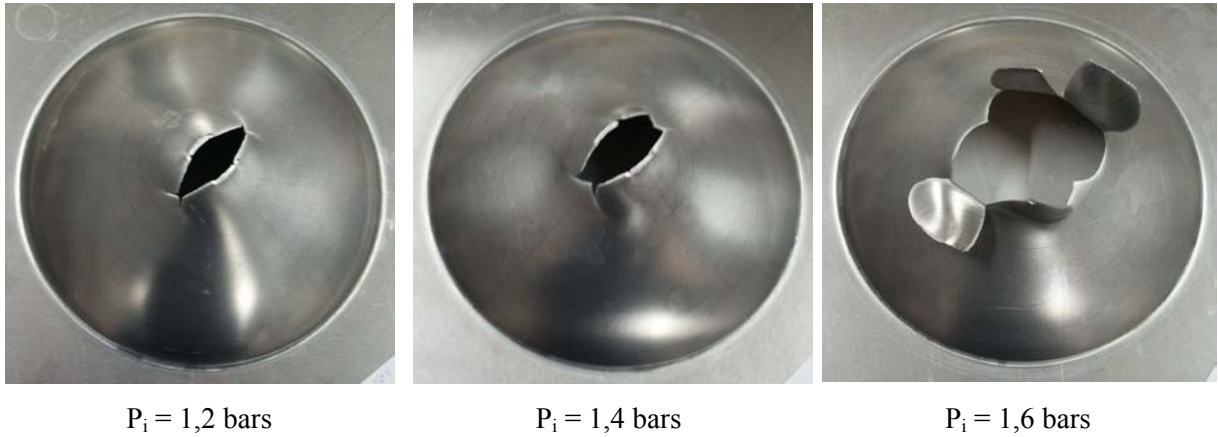


Figure 4.13 : Al5754 d'épaisseur 2 mm en déflagration.



Figure 4.14 : Al5754 d'épaisseur 2 mm en détonation ($P_i = 1,6 \text{ bars}$).

Les fissures des plaques d'aluminium 5754 (2 mm) s'ouvrent en $2 \text{ ou } 3 \times 10^{-4} \text{ s}$. La particularité est que la fissure s'ouvre suivant l'entaille sur environ 6 cm, puis elle bifurque de manière symétrique (forme de « queue de poisson »). De ce fait, plus la sollicitation est importante, plus la bifurcation à chaque extrémité de la fissure est longue. Le cas extrême est pour la déflagration avec une pression initiale de 1,6 bars où l'ouverture de fissure a la forme d'un « 8 ». D'après les caractéristiques des fissures (formes, vitesses, déformées des plaques), la rupture de tous ces échantillons est ductile.

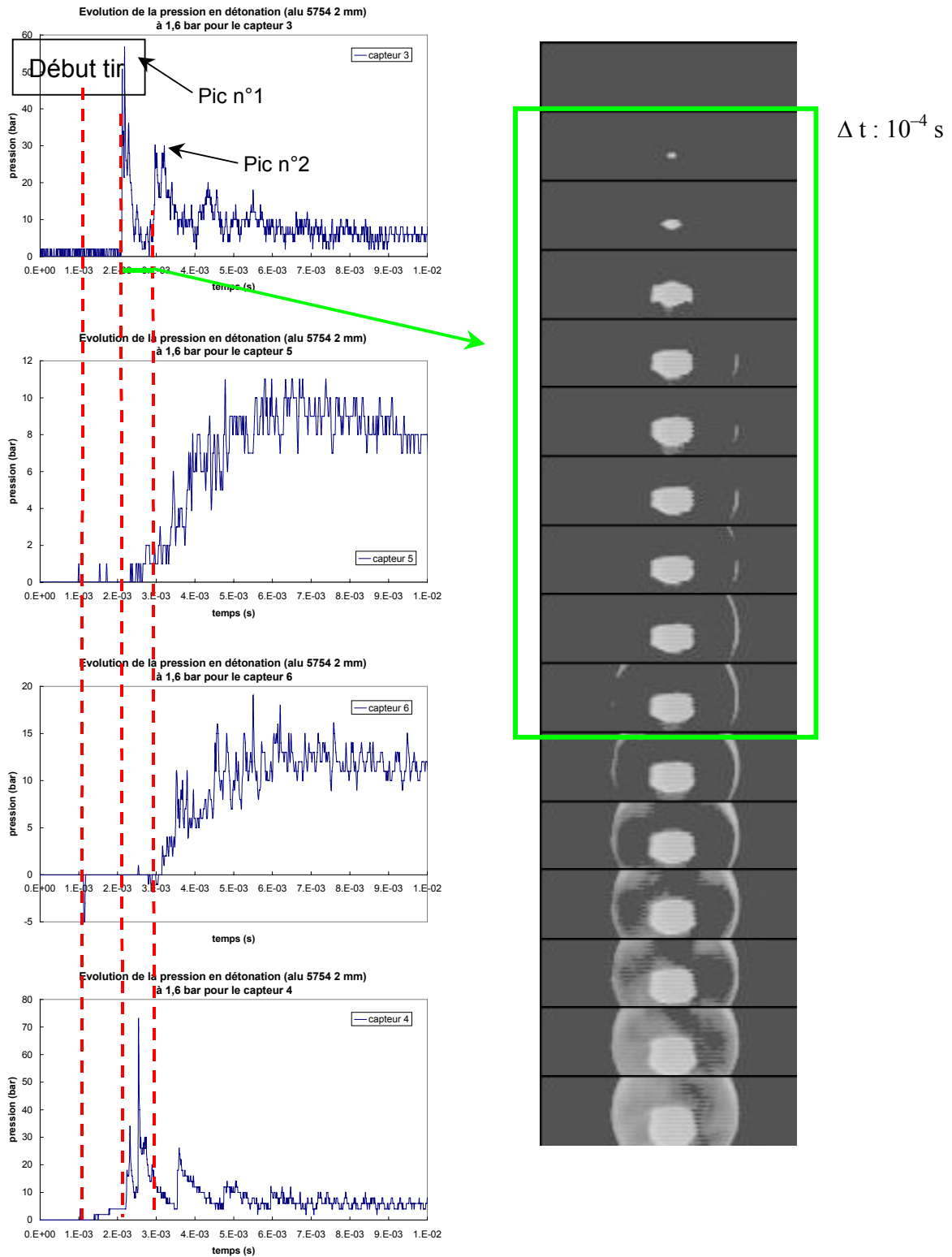


Figure 4.15 : Ouverture de fissure sur Al5754 (2 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes - détonation avec $P_i = 1,6$ bars.

L'aluminium est moins résistant que l'acier. De ce fait, les plaques d'aluminium 5754 d'épaisseur 0,5 et 1 mm sont sollicitées par des détonations et des déflagrations moins importantes. Les chargements appliqués sont résumés dans le tableau 4.10 pour chacune des épaisseurs. Les types de chargement sont quasiment équivalents en terme d'amplitude de pression et d'impulsion.

Epaisseur des plaques d'aluminium 5754	0,5 mm		1 mm	
	Détonation (P _i = 0,6 bar)	Déflagration (P _i = 0,8 bar)	Détonation (P _i = 0,8 bar)	Déflagration (P _i = 1 bar)
Chargement				
Impulsion : aire sous l'ensemble du signal de pression (N.s)	96,84	97,55	135,27	129,89
Impulsion : aire sous le premier pic du signal de pression (N.s)	19,02	23,43	27,58	26,58
1 ^{er} pic de pression (bar)	42,53	39,87	76,13	62,33
Vitesse de propagation de fissure maxi. (m.s ⁻¹)	391,1	340	315,7	396,7

Tableau 4.10 : Informations des essais sur les plaques d'Al 5754 d'épaisseur 0,5 et 1 mm.

Pour l'ensemble de ces essais, la plaque s'ouvre en son centre. La fissure croît dans la direction de l'entaille. La plaque commence alors à se déchirer suivant le contour du tube au bout de 3 à 5x10⁻⁴ s suivant les cas. Ce phénomène est visible au moyen de la caméra rapide (figure 4.18). Les films réalisés montrent une très bonne similitude lors de l'ouverture de la fissure jusqu'à la rupture de la plaque, pour les deux types de chargement. En fin de tir, il ne reste de l'échantillon testé que deux morceaux pliés en boule de métal pour les plaques d'épaisseur 0,5 mm (figure 4.16), et que deux morceaux symétriques quasiment semblables pour les plaques d'épaisseur 1 mm (figure 4.17).

Les vitesses de propagation de fissure sont homogènes. Elles se situent dans un intervalle allant de 315 à 395 m.s⁻¹ (tableau 4.10).



Figure 4.16 : Al5754 entaillé d'épaisseur 0,5 mm (détonation avec $P_i = 0,6$ bar).



Figure 4.17 : Al5754 entaillé d'épaisseur 1 mm (détonation avec $P_i = 0,8$ bar).

Les faciès de fissures sont craquelés et rugueux avec une rupture à 45° . L'épaisseur de la plaque, sur le bord de la fissure, est passée de 1 mm (échantillon de départ) à 0,9 mm (mesure prise sur un morceau à proximité de la fissure d'ouverture). Cela prouve que la plaque se déforme avant de rompre. Toutes ces informations tendent à prouver que la rupture est ductile.

Avec la mesure de l'épaisseur de l'échantillon et des hypothèses simples, la composante radiale de la déformation est accessible. On se place dans le cadre d'une déformation plastique isovolume (propriété quasi-générale pour les matériaux métalliques). La déformation se partage en une partie élastique (négligeable ici) et une partie plastique. Par symétrie de révolution, suivant les axes

principaux, le tenseur des déformations plastiques s'écrit : $\underline{\underline{\varepsilon}}_p = \begin{pmatrix} \varepsilon_{rr}^p & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{\theta\theta}^p & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{zz}^p \end{pmatrix}$. Or, la trace de ce

tenseur est nulle, donc : $\varepsilon_{rr}^p + \varepsilon_{\theta\theta}^p = -\varepsilon_{zz}^p$.

ε_{zz}^p est négatif et mesurable. De plus, en considérant que la surface déformée de la plaque est voisine d'une déformée sphérique, on obtient :

$$\varepsilon_{rr}^p = -\frac{1}{2} \varepsilon_{zz}^p = -\frac{1}{2} \frac{\Delta e}{e}$$

avec e l'épaisseur de la plaque et Δe la perte d'épaisseur de la plaque.

Dans le cas d'une plaque en aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm (détonation avec $P_i = 0,8$ bar), la déformation radiale est de l'ordre de 5 %.

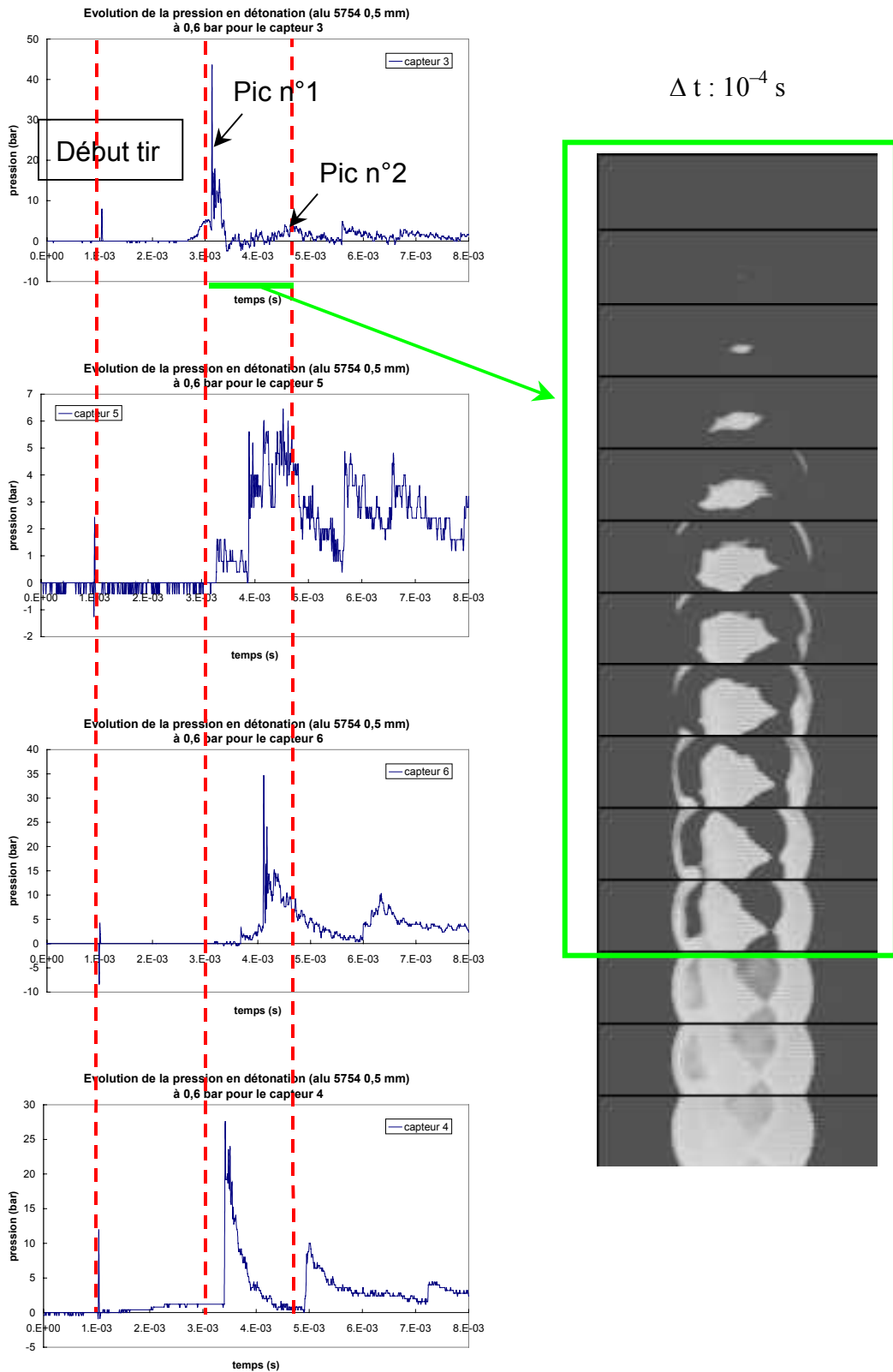


Figure 4.18 : Ouverture de fissure sur Al 5754 (0,5 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes - détonation avec $P_i = 0,6 \text{ bar}$.

4.3.1.3. Conclusion

Les sollicitations dynamiques des plaques d'acier DC01 et d'aluminium 5754, de trois épaisseurs différentes, provoquent des ruptures de type ductile. Les faciès sont rugueux avec une rupture à 45°. Les plaques se « bombent » avant de se déchirer. Les vitesses de propagation de fissure n'excèdent pas 310 m.s⁻¹ pour l'acier DC01 et 400 m.s⁻¹ pour l'aluminium 5754.

4.3.2. Rupture de type fragile

Une rupture de type fragile se caractérise par une très faible déformation de structure et une propagation de fissure incontrôlable. La fissure, une fois amorcée, ne s'arrête pas au niveau du contour du tube. Elle continue jusqu'à casser la plaque sur toute sa longueur. Sa vitesse de propagation est très élevée. De plus, des bifurcations de fissure peuvent survenir. L'ensemble de ces critères généraux se vérifient dans les essais de l'acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm. L'acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm est sollicité en déflagration avec une pression initiale de 1,2 bars et en détonation avec des pressions initiales de 1,2 ; 1,4 et 1,6 bars.

En déflagration, avec une pression initiale de 1,2 bars, la plaque s'est fissurée en trois parties (figure 4.19). Dans un premier temps, l'ouverture de fissure (figure 4.23) se fait suivant l'entaille (de 0 à 2×10^{-4} s) sur quasiment toute la longueur de la plaque. Puis, une bifurcation apparaît (à $1,1 \times 10^{-3}$ s). Elle va provoquer la déchirure d'un morceau en forme de demi-disque de rayon 8 cm. Le contour du morceau obtenu ne correspond pas au contour du tube. De plus, la fissure ne s'arrête pas au niveau du contour du tube, elle continue sur toute la longueur de la plaque, de manière rectiligne, en suivant la direction de l'entaille.

La vitesse d'ouverture de fissure est de 249 m.s⁻¹ entre le départ et le premier pas de temps de 10^{-4} s, puis de 1115 m.s⁻¹ au pas de temps suivant. La première onde impactant la plaque entraîne l'ouverture de la fissure rectiligne. Puis, la deuxième onde impactant la plaque (onde réfléchie) agit. Elle se traduit sur le film par un important accroissement de la luminosité due à la chaleur du gaz. Cette onde va permettre le déchirement du morceau projeté.

Le faciès de fissure est plutôt lisse. La flèche finale de l'échantillon restant est très faible. Un essai a été réalisé avec une pression initiale de 1 bar. La plaque ne s'est pas fissurée. Une flèche finale faible de 3 mm environ a été mesurée. En résumé, soit l'échantillon ne s'ouvre pas, soit la fissure partage la plaque en deux. Il n'y a pas d'arrêt de fissure.



Figure 4.19 : Acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm – déflagration avec $P_i = 1,2$ bars. **Figure 4.20** : Acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm – détonation avec $P_i = 1,2$ bars.

En détonation, avec une pression initiale de 1,2 bars, la plaque s'est fissurée en deux parties et deux morceaux (figure 4.20). L'ouverture de fissure se fait suivant l'entaille (de 0 à 3×10^{-4} s) sur toute la longueur de la plaque. La fissure ne s'arrête pas au niveau du contour du tube, elle continue sur toute la longueur de la plaque. De plus, deux gros morceaux symétriques se sont découpés peu avant le contour du tube. La forme des deux morceaux obtenus en détonation avec une pression initiale de 1,2 bars est la même que celle de l'unique morceau obtenu en déflagration avec la même pression initiale. Le chargement en détonation (impulsion de 216,41 N.s et amplitude du pic de surpression impactant la plaque de 96 bars) est légèrement plus « important » que celui en déflagration (impulsion de 171,15 N.s et amplitude du pic de surpression impactant la plaque de 92 bars). Cette différence dans le chargement peut expliquer le fait d'avoir une ou deux bifurcations, créant ainsi un ou deux gros fragments.

En détonation, avec une pression initiale de 1,2 bars, la vitesse d'ouverture de fissure est de 8 m.s^{-1} entre le départ et le premier pas de temps de 10^{-4} s, puis la propagation est très rapide : 1291 m.s^{-1} au pas de temps suivant. Le faciès de fissure est plutôt lisse. Enfin, la flèche finale de l'échantillon est très faible (environ 3 mm).

Des essais en détonation avec des pressions initiales de 1,4 bars (impulsion de 230,35 N.s et amplitude du pic de surpression impactant la plaque de 103,67 bars) et 1,6 bars (impulsion de 244,05 N.s et amplitude du pic de surpression impactant la plaque de 133 bars) ont donné des vitesses de propagation de fissure de l'ordre de 800 m.s^{-1} (figure 4.21 et figure 4.22). Dans ces deux cas, une bifurcation est observée. Elle se traduit sur le film de la caméra rapide (figure 4.24). Ces essais avec un chargement plus important qu'avec une pression initiale de 1,2 bars provoquent une bifurcation de fissure plus proche du centre de la plaque. Cependant la vitesse de propagation de fissure est sensiblement plus lente.



Figure 4.21 : Acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm – détonation avec $P_i = 1,4$ bars.



Figure 4.22 : Acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm – détonation avec $P_i = 1,6$ bars.

Pour l'ensemble de ces essais, la pression de décharge, donnée par les capteurs 5 et 6 du tube 2, est d'environ 10 bars.

Les essais sur les plaques d'acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm sont caractéristiques d'une rupture fragile. Une fois amorcées, les fissures ne s'arrêtent pas. Elles se prolongent même sur la partie de la plaque encastrée entre les deux tubes. De plus, des bifurcations nettes apparaissent. Le paramètre prépondérant, permettant de dire que la rupture est fragile, est la vitesse de propagation de fissure. Dans ce cas, les vitesses de propagation sont nettement plus élevées que dans le cas d'une rupture ductile. Les vitesses mesurées se trouvent dans un intervalle allant d'environ 750 à 1300 m.s^{-1} . Arbitrairement, la vitesse limite de propagation de fissure, entre une rupture ductile et une rupture fragile, est jugée à environ 700 m.s^{-1} .

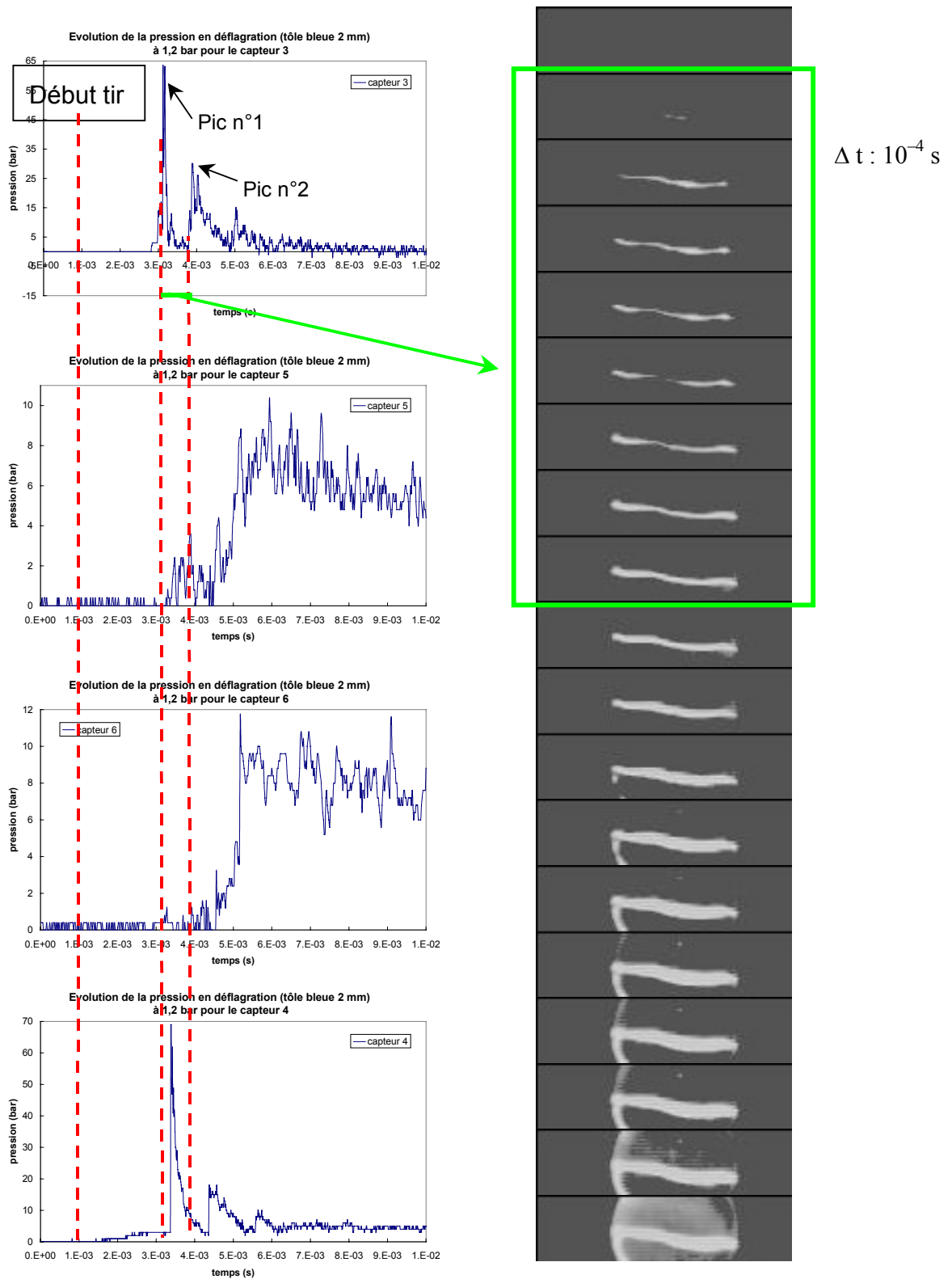


Figure 4.23 : Ouverture de fissure sur Acier XC65-90 (2 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes - déflagration avec $P_1 = 1,2$ bars.

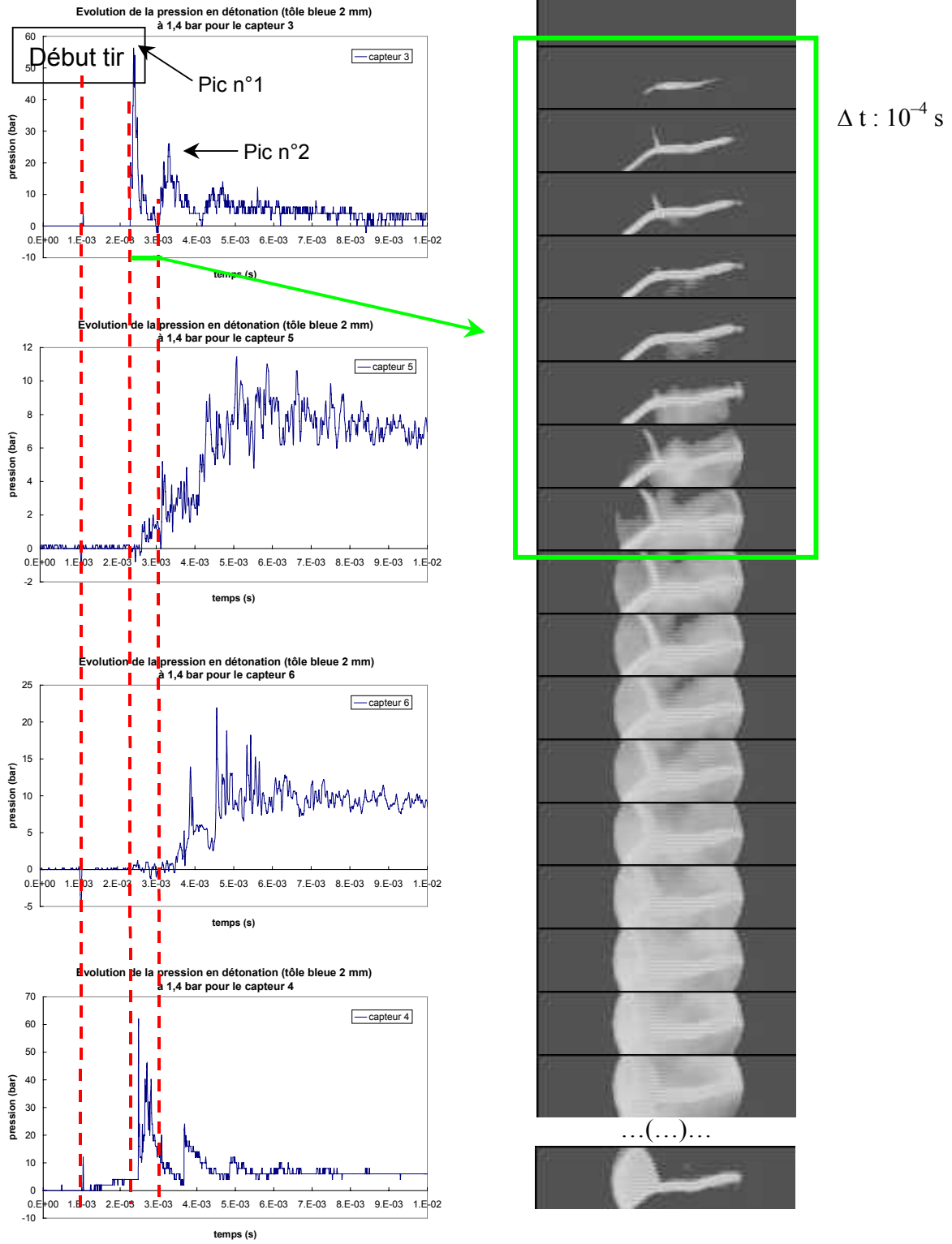


Figure 4.24 : Ouverture de fissure sur Acier XC65-90 (2 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes - détonation avec $P_i = 1,4$ bars.

4.3.3. Rupture « intermédiaire »

Une troisième famille regroupe les plaques dont le type de rupture se situe entre la rupture ductile et la rupture fragile. Les différentes caractéristiques de cette rupture (vitesse de propagation de fissure, forme et faciès de fissure, déformée de plaque) ne rentrent ni totalement dans le cadre d'une rupture ductile, ni dans celui d'une rupture fragile. C'est pour cette raison que cette famille s'intitule « rupture intermédiaire ». L'aluminium 2017 d'épaisseur 0,5 ; 1 et 2 mm ainsi que l'acier XC 65-90 d'épaisseur 0,5 et 1 mm font partie de cette catégorie.

4.3.3.1. Cas de l'aluminium 2017

L'aluminium 2017 d'épaisseur 2 mm est sollicité en détonation avec une pression initiale de 1,6 bars et en déflagration avec une pression initiale de 1,2 bars.

En détonation, la plaque s'est fissurée sur toute sa longueur (figure 4.25). La flèche finale de l'échantillon est d'environ 4 cm. En déflagration, la plaque s'est fissurée en deux morceaux qui sont restés solidaires de la plaque (figure 4.26). La découpe suivant le contour du tube n'est pas complète. Les faciès de fissure sont plutôt rugueux et brillants. Les vitesses de fissuration sont de 468 m.s^{-1} pour la détonation et de 448 m.s^{-1} pour la déflagration.



Figure 4.25 : Al2017 d'épaisseur 2 mm – détonation avec $P_i = 1,6$ bars.

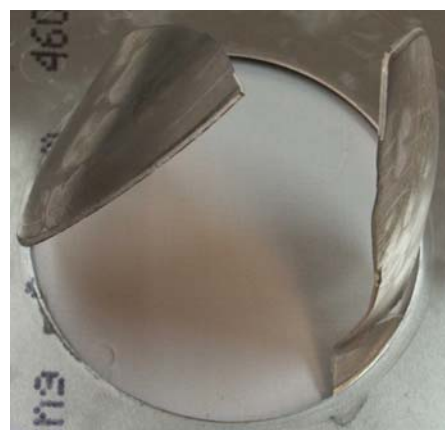


Figure 4.26 : Al2017 d'épaisseur 2 mm – déflagration avec $P_i = 1,2$ bars.

Les plaques d'aluminium 2017 d'épaisseur 0,5 et 1 mm sont sollicitées en détonation et en déflagration de la même manière que l'aluminium 5754 (tableau 4.10). Pour les deux types de chargement, la plaque s'ouvre en son centre. La fissure croît suivant l'entaille. Une fois que la fissure s'est propagée suivant la totalité du diamètre de la plaque, le contour se rompt. Les films réalisés montrent ce phénomène lors de l'ouverture de la fissure jusqu'à la rupture de la plaque (figure 4.29). Il

résulte de l'échantillon testé deux morceaux symétriques (figure 4.27 et figure 4.28). Pour l'ensemble des essais réalisés sur les plaques d'aluminium 2017 d'épaisseur 0,5 et 1 mm, la vitesse d'ouverture de fissure est de l'ordre de 500 m.s^{-1} .



Figure 4.27 : Al 2017 d'épaisseur 0,5 mm - déflagration avec $P_i = 0,8 \text{ bar}$.



Figure 4.28 : Al2017 d'épaisseur 1 mm – déflagration avec $P_i = 1 \text{ bar}$.

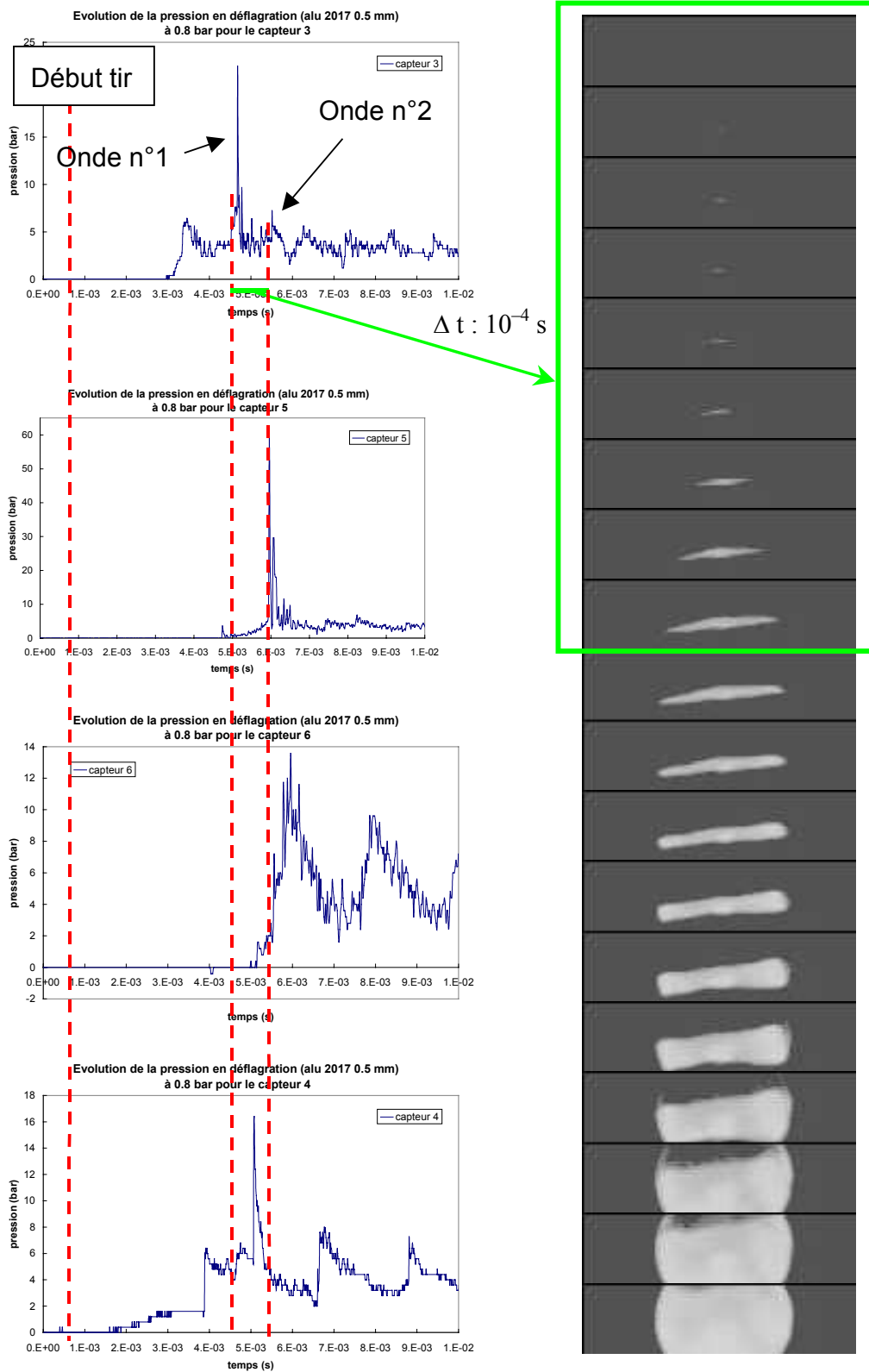


Figure 4.29 : Fissuration sur Al 2017 (0,5 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes - déflagration avec $P_1 = 0,8$ bar.

4.3.3.2. Cas de l'acier XC 65-90

L'acier XC65-90 d'épaisseur 0,5 mm est sollicité en détonation avec une pression initiale de 0,8 bar et en déflagration avec une pression initiale de 1 bar.

Pour ces deux types de chargement, la plaque s'ouvre en son centre. La fissure croît le long de l'entaille (figure 4.32). La plaque commence alors à se déchirer suivant le contour du tube au bout d'environ 10^{-3} s. Les films réalisés montrent de très bonnes similitudes entre eux lors de l'ouverture de la fissure jusqu'à la rupture de la plaque. En fin de tir, il ne reste de l'échantillon testé que des fortes ouvertures en forme de « choux-fleur » (figure 4.30 et figure 4.31).



Figure 4.30 : Acier XC65-90 entaillé d'épaisseur 0,5 mm (détonation avec $P_i = 0,8$ bar).



Figure 4.31 : Acier XC65-90 entaillé d'épaisseur 0,5 mm (déflagration avec $P_i = 1$ bar).

Pour la déflagration avec une pression initiale de 1 bar, la fissure s'ouvre avec une vitesse importante de 642 m.s^{-1} . Pour la détonation avec une pression initiale de 0,8 bar, la fissure s'ouvre avec une vitesse de 521 m.s^{-1} . Dans ce cas précis, la vitesse de propagation de fissure se situe dans une zone comprise entre 500 et 700 m.s^{-1} . Il s'agit de l'intervalle supérieur de vitesse de fissuration de la zone de « rupture intermédiaire ».

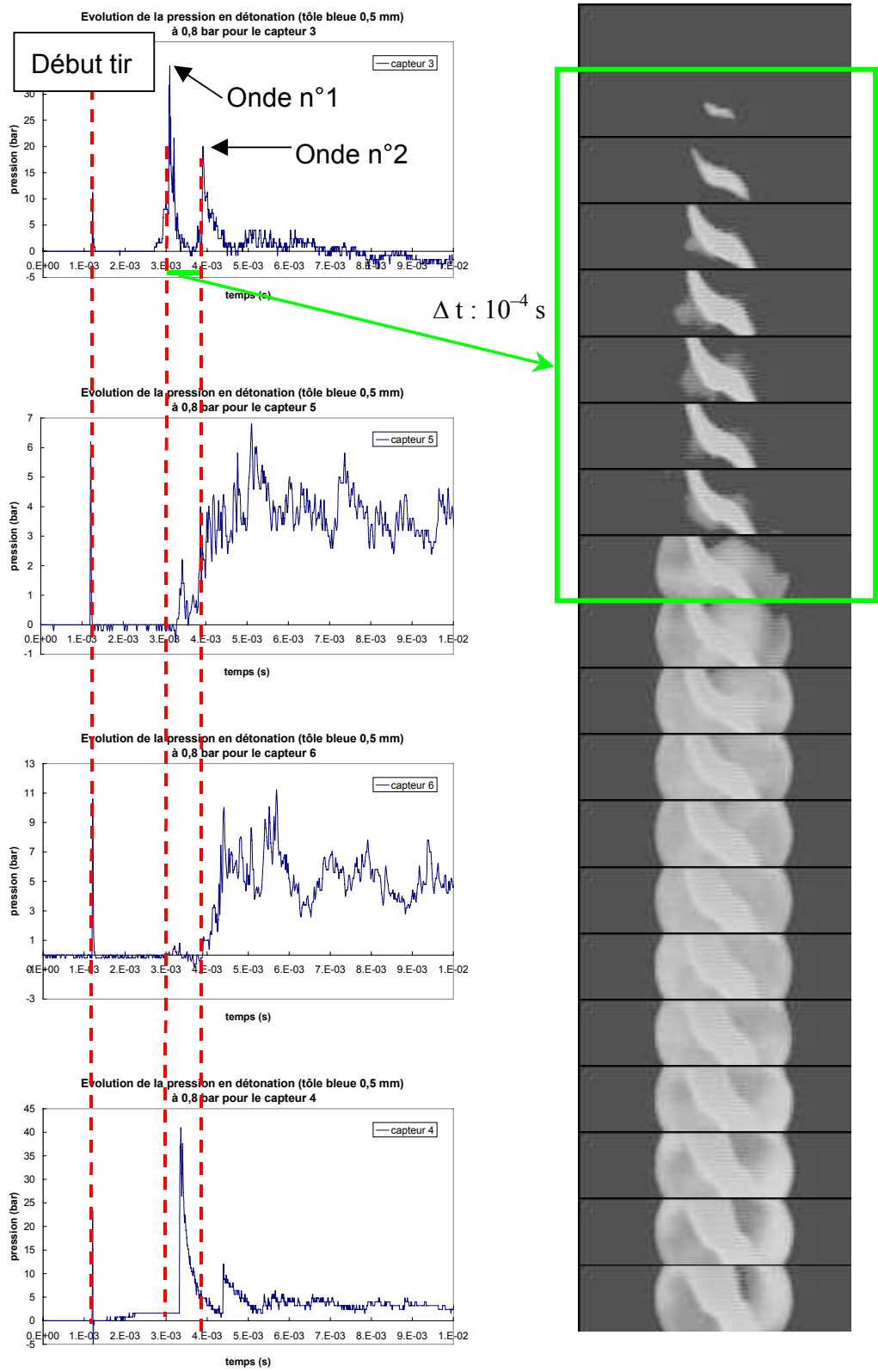


Figure 4.32 : Fissuration sur acier XC65-90 (0,5 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes - détonation avec $P_i = 0,8 \text{ bar}$.

L'acier XC65-90 d'épaisseur 1 mm est sollicité en détonation avec des pressions initiales de 0,8 ; 1 et 1,4 bars et en déflagration avec des pressions initiales de 1 ; 1,2 et 1,4 bars. Pour tous les cas, la plaque s'ouvre en son centre. La fissure croît le long de l'entaille et s'arrête à une longueur plus ou moins grande. Des départs de fissures sont remarqués perpendiculairement à la fissure principale.

Avec les deux types de chargement, plus la sollicitation est importante, plus la fissure est grande et aussi plus la vitesse de propagation de fissure est grande.

- En détonation (figure 4.33), pour les trois cas, la fissure mesure respectivement 65 mm de long pour 7 mm de large (flèche centrale de 7 mm), puis 140 mm de long pour 6 mm de large (flèche centrale de 17 mm), et enfin 175 mm de long pour 18 mm de large (flèche centrale de 25 mm). Les vitesses maximales de propagation de fissure sont respectivement de 289, 401 et 481 m.s^{-1} . Les pressions derrière la plaque sont de plus en plus fortes car l'ouverture de fissure est plus grande (2, 3 et 10 bars).
- En déflagration (figure 4.34), pour les trois cas, la fissure mesure respectivement 150 mm de long pour 7 mm de large (flèche centrale de 24 mm), puis 190 mm de long pour 13 mm de large (flèche centrale de 24 mm), et enfin 190 mm de long pour 20 mm de large (flèche centrale de 24 mm). Les vitesses maximales de propagation de fissure sont respectivement de 329, 521 et 545 m.s^{-1} . Les pressions derrière la plaque sont de plus en plus fortes car l'ouverture de fissure est plus grande (3, 6-8 et 9-12 bars).

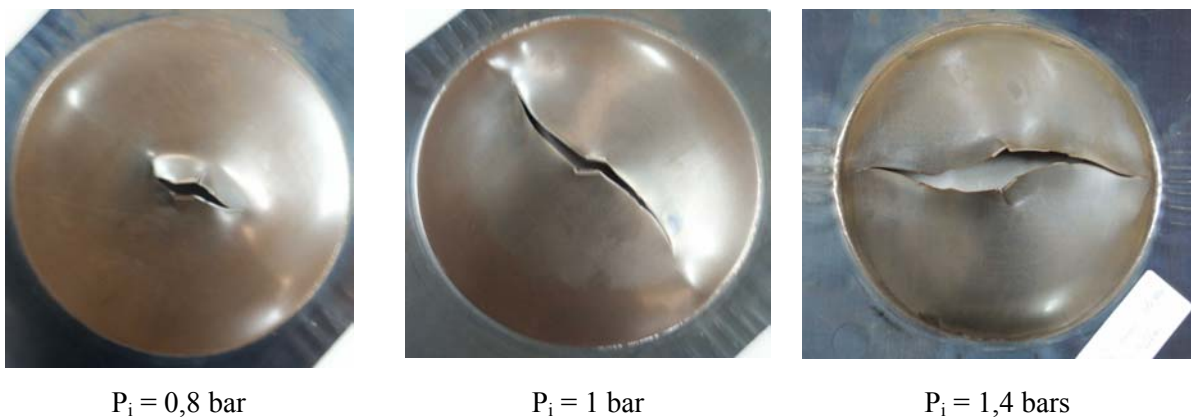


Figure 4.33 : Acier XC65-90 d'épaisseur 1 mm en détonation.



Figure 4.34 : Acier XC65-90 d'épaisseur 1 mm en déflagration.

En somme, les fissures des plaques d'acier XC65-90 d'épaisseur 1 mm sont comparables pour les deux types de chargement. D'après les caractéristiques des fissures (formes, vitesses, déformées des plaques), la rupture de tous ces échantillons est ductile. Cependant, ce matériau est fragile. De plus, certains indices laissent entrevoir une rupture fragile. Tout d'abord, des fissures naissent à partir de la fissure principale. Et surtout, plus la sollicitation augmente, plus la vitesse de fissuration augmente. De ce fait, avec une sollicitation nettement plus élevée, il est envisageable d'obtenir une vitesse de fissuration beaucoup plus élevée.

4.3.3.3. Conclusion

Les sollicitations dynamiques des plaques d'acier XC65-90 (0,5 et 1 mm) et d'aluminium 2017 (des trois épaisseurs différentes) provoquent des ruptures de type « intermédiaire ». Les faciès sont plutôt lisses et brillants (caractéristiques d'une rupture fragile). Les plaques se « bombent » avant de se déchirer. Les flèches finales sont plus importantes que les flèches obtenues lors de la rupture fragile, mais moins importantes que les flèches obtenues lors de la rupture ductile. Les vitesses de propagation de fissure se regroupent dans un intervalle allant de 400 à 700 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. Pour l'aluminium 2017, les résultats sont homogènes : les vitesses de propagation de fissure sont de l'ordre de 500 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. Pour l'acier XC65-90, les vitesses de propagation de fissure sont légèrement plus élevées que pour l'aluminium 2017.

4.3.4. Synthèse des résultats

Au vu des caractéristiques de faciès, de tailles et formes de fissure, de vitesses de propagation de fissure et de déformation de plaque, les types de rupture obtenus pour les différents matériaux à différentes épaisseurs sont résumés dans le tableau 4.11.

Clairement, l'aluminium 5754 et l'acier DC01, soumis à explosion, se rompent de manière ductile. Leur vitesse de propagation de fissure n'excède pas 400 m.s^{-1} . Elle se situe entre 300 et 400 m.s^{-1} pour l'aluminium 5754. Pour l'acier DC01, elle n'excède pas 310 m.s^{-1} . La déformée de ces plaques est de l'ordre de plusieurs centimètres. Les faciès sont rugueux avec une rupture à 45° .

Pour l'aluminium 2017 (avec les trois épaisseurs) et l'acier XC65-90 (épaisseur de 0,5 et 1 mm), les vitesses de propagation de fissure se trouvent entre 400 et 700 m.s^{-1} . Cet intervalle de vitesses peut être réduit de 400 à 570 m.s^{-1} concernant la majorité des essais. Les déformées de plaques sont de l'ordre d'un à deux centimètres. Ces données tendent à prouver que la rupture est ductile. Cependant, des vitesses de propagation de fissure plus élevées d'environ 650 m.s^{-1} ont été trouvées pour ces deux matériaux d'épaisseur 0,5 mm. Pour l'ensemble des essais, les faciès sont brillants et lisses. Des bifurcations de fissure apparaissent. Ces autres données sont caractéristiques d'une rupture fragile. C'est pour cette raison que, pour l'aluminium 2017 (avec les trois épaisseurs) et l'acier XC65-90 (épaisseur de 0,5 et 1 mm), la rupture est qualifiée de « rupture intermédiaire ».

Arbitrairement, la vitesse limite de propagation de fissure, entre une rupture ductile et une rupture fragile, est jugée à environ 700 m.s^{-1} . Seul l'acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm présente les caractéristiques d'une rupture fragile. Les vitesses de propagation de fissure sont très élevées. Elles peuvent atteindre pratiquement 1300 m.s^{-1} . De plus, la déformée de ces plaques est de l'ordre quelques millimètres. Les faciès sont brillants et lisses.

Epaisseur	matériau	Aluminium 5754	Acier DC01	Aluminium 2017	Acier XC65-90
0,5 mm		Ductile	Ductile	«Intermédiaire»	«Intermédiaire»
1 mm		Ductile	Ductile	«Intermédiaire»	«Intermédiaire»
2 mm		Ductile	Ductile	«Intermédiaire»	Fragile

Tableau 4.11 : Types de rupture obtenus pour les différents échantillons.

4.4. Influence des paramètres de la sollicitation

L'objet de ce paragraphe est de chercher l'influence des paramètres de la sollicitation par explosion (impulsion et surpression) sur la vitesse de fissuration (au sens de la vitesse maximale mesurée par caméra rapide). Cette influence est discutée au travers des paramètres des échantillons (épaisseur et matériau).

4.4.1. Influence de l'impulsion

Sur la figure 4.35, la figure 4.36 et la figure 4.37, sont notées les vitesses maximales de fissuration pour tous les matériaux, par épaisseur décroissante, en fonction de l'impulsion.

L'ensemble des figures, particulièrement la figure 4.35 pour des plaques d'épaisseur 2 mm, montre que l'impulsion n'a pas d'influence sur la vitesse de propagation de fissure.

D'autres enseignements peuvent être déduits des trois figures. La figure 4.35 permet clairement de retrouver, pour des plaques épaisses de 2 mm, une évolution de la vitesse de fissuration directement liée à la nature du matériau : la vitesse de fissuration augmente avec la fragilité du matériau. L'acier XC 65-90, matériau fragile, produit des vitesses de fissuration très élevées, permettant à la rupture d'être qualifiée de fragile. Une vitesse de 700 m.s^{-1} a été arbitrairement définie comme transition d'une rupture ductile à une rupture fragile. En revanche, l'influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration n'est pas manifeste, puisque les vitesses de fissuration restent du même ordre, malgré des variations d'impulsion de près du double pour certains matériaux.

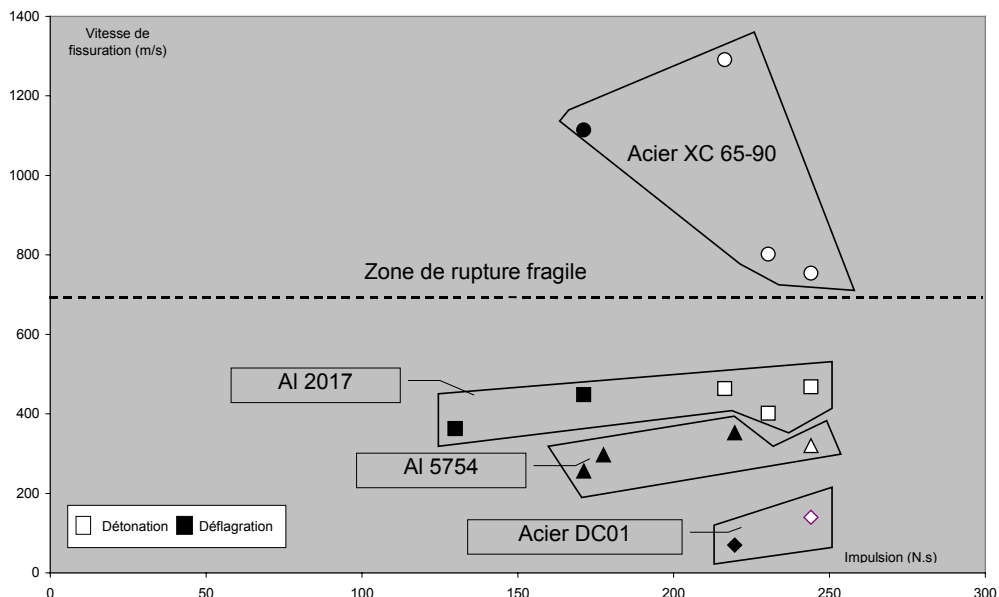


Figure 4.35 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de 2 mm.

Pour des plaques plus fines (figure 4.36 et figure 4.37), cette différence s'estompe très fortement avec un nivellement progressif des vitesses entre 300 et 400 m.s⁻¹. Ce résultat s'explique probablement par la diminution progressive de la raideur de l'échantillon qui va faciliter sa flexion lorsqu'il est soumis à l'explosion, à l'instar du roseau qui plie sous la tempête alors que le chêne, plus solide, rompt. Le comportement des deux aluminiums devient très proche. Le problème ne concerne pas la dispersion des résultats. Il concerne la réponse de structure. Une légère variation de l'impulsion provoque une grosse variation en terme de réponse de structure.

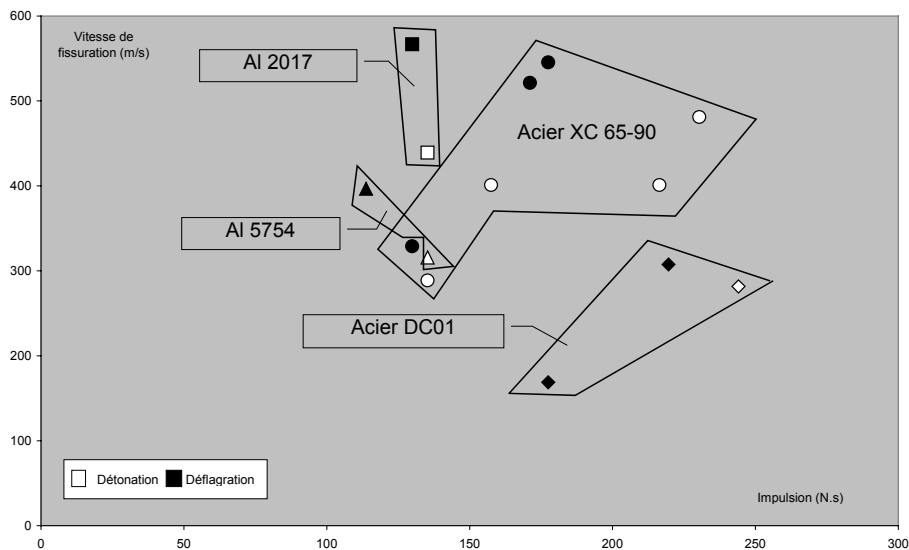


Figure 4.36 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de 1 mm.

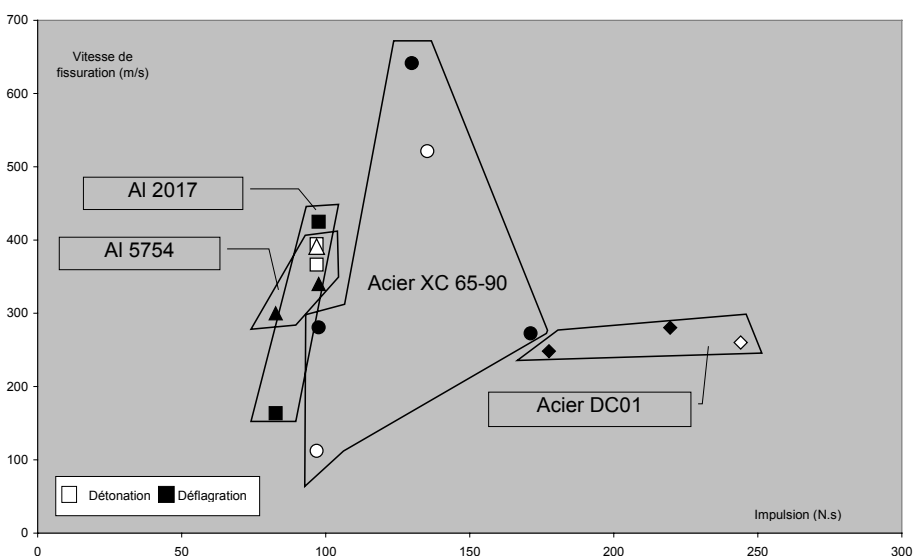


Figure 4.37 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de 0,5 mm (0,8 mm pour l'acier DC01)

4.4.2. Influence du pic de surpression

Sur la figure 4.38, la figure 4.39 et la figure 4.40, le pic de surpression a les mêmes conséquences que l'impulsion sur la vitesse de fissuration. Pour les plaques de 0,5 mm, il montre des comportements similaires pour les aluminiums.

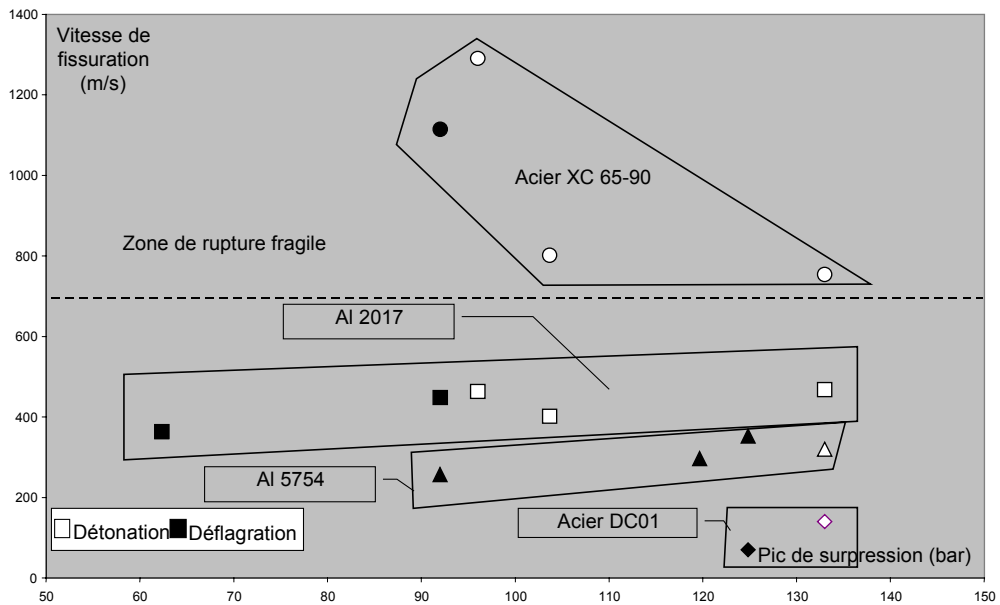


Figure 4.38 : Influence du pic de surpression sur la vitesse de fissuration – plaques de 2 mm.

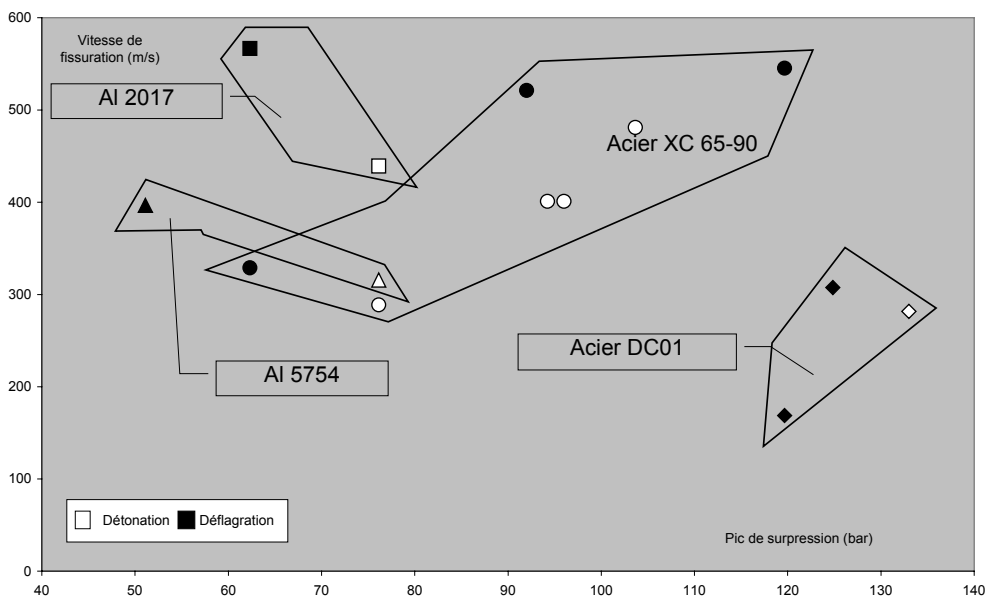


Figure 4.39 : Influence du pic de surpression sur la vitesse de fissuration – plaques de 1 mm.

4.4.3.2. Cas de l'aluminium 2017

Pour l'aluminium 2017, l'impulsion n'a, semble-t-il, pas non plus d'impact marqué sur la vitesse de fissuration. Le niveau des vitesses de fissuration est globalement supérieur à celui de l'aluminium 5754 : environ 400 m/s au lieu de 300 m/s.

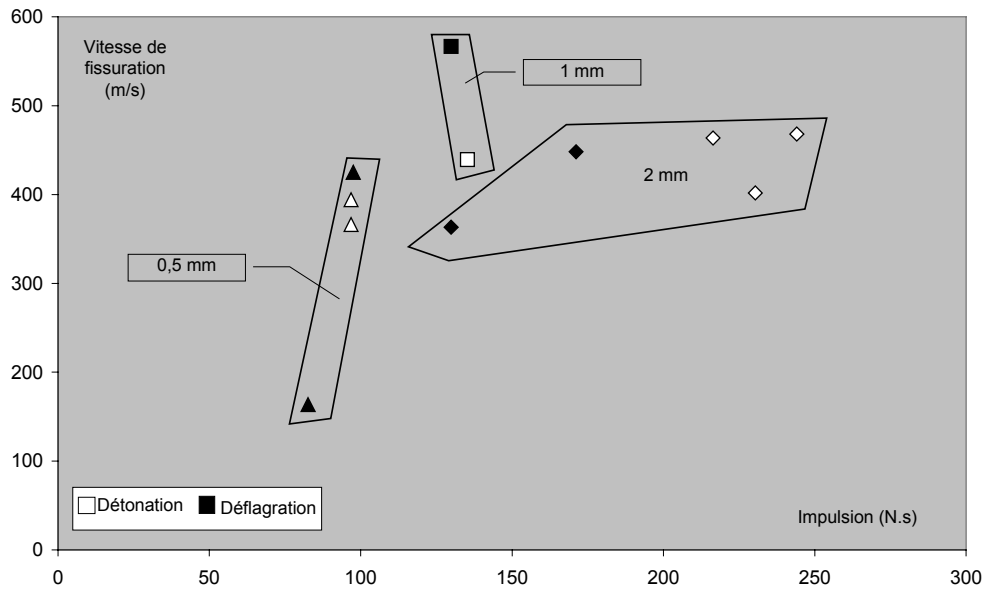


Figure 4.42 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de Al 2017.

4.4.3.3. Cas de l'acier DC01

Pour l'acier DC01, l'impulsion n'influe pas non plus sur la vitesse de fissuration. Le comportement particulier de l'acier DC01 est toutefois à mentionner avec une vitesse de fissuration d'autant plus faible que l'épaisseur est importante. La longueur de son domaine plastique, et donc l'importante dissipation d'énergie qui y est associée, permet peut-être d'expliquer cela.

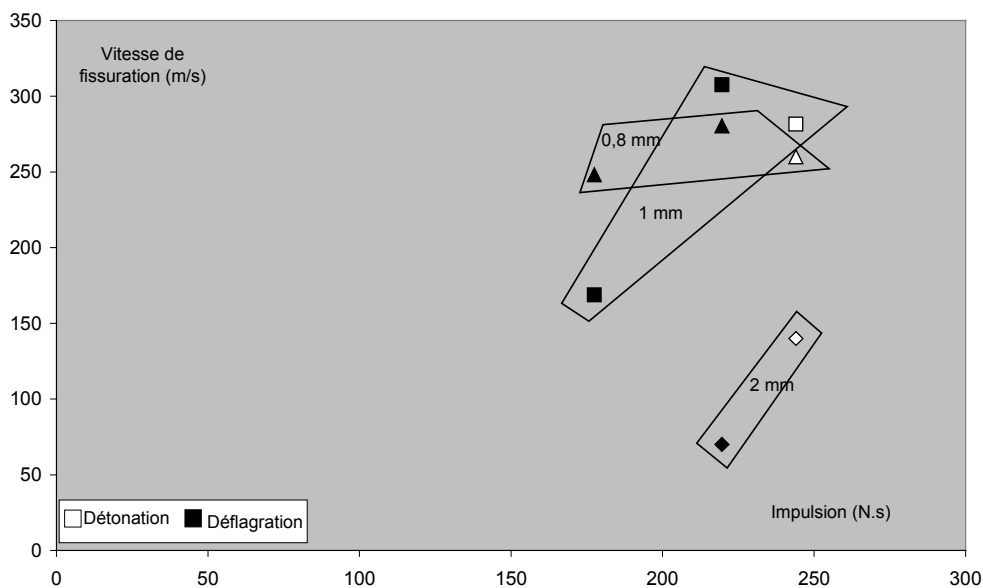


Figure 4.43 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de DC01.

4.4.3.4. Cas de l'acier XC 65-90

Les vitesses de fissuration obtenues avec l'acier XC65-90 sont globalement du même ordre pour les plaques d'épaisseur 0,5 et 1 mm. Elles sont nettement supérieures pour les plaques de 2 mm. Pour ce matériau, l'influence de l'épaisseur sur le comportement des plaques est manifeste. A impulsions égales, les vitesses de propagation de fissure pour les plaques de 2 mm sont fortement plus élevées que pour les plaques de 1 mm. L'épaisseur la plus grande révèle le réel comportement du matériau lors de sa rupture dynamique.

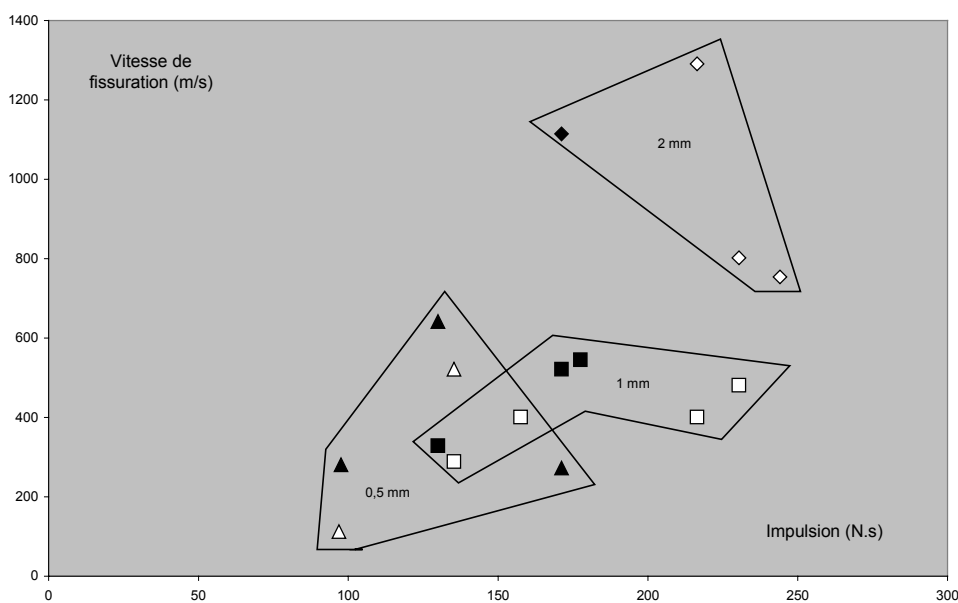


Figure 4.44 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de XC 65-90.

4.4.4. Synthèse des résultats

Les vitesses maximales de fissuration sont exprimées en fonction des différents paramètres de l'explosion (impulsion et surpression). Les comportements décrits par ces différents paramètres sont les suivants. Pour les plaques d'épaisseur 2 mm, la vitesse maximale de propagation de fissure augmente avec la fragilité du matériau. De ce fait, l'évolution de la vitesse de fissuration est directement liée à la nature du matériau. Pour les plaques de 0,5 mm et 1 mm, l'ensemble des vitesses de propagation de fissure sont plus homogènes. Le comportement à la rupture des différents matériaux est proche. En somme, sous de fortes sollicitations, une épaisseur de 2 mm est nécessaire pour apprécier le comportement de la rupture des différents matériaux. Cette épaisseur de 2 mm correspond plus à la réalité des réservoirs sous pression utilisés dans l'industrie.

4.5. Conclusion

La mise en mouvement, la déformation de l'échantillon et l'ouverture de fissure représentent un temps plus long lorsque le matériau est ductile, mais aussi et surtout lorsque la rupture est ductile. Cette conclusion fait suite à l'analyse des temps. L'ordre de grandeur de l'ensemble des deux phases précédemment citées est le dixième de milliseconde.

Les paramètres de sollicitation par explosion (impulsion, pic de surpression) ne semblent pas avoir d'influence sur la vitesse de fissuration d'une plaque entaillée. Les caractéristiques des échantillons (matériau, épaisseur) ont en revanche un impact direct, qui est particulièrement visible sur les échantillons d'épaisseur 2 mm, aussi bien au niveau forme, taille et faciès de rupture que vitesse de propagation de fissure.

Chapitre 5

Rupture dynamique de plaques métalliques

5.1. Conditions opératoires

5.1.1. Changement des conditions d'appui (appui arrondi)

L'ensemble des plaques non entaillées, soumises à explosion, se comporte seulement de deux manières :

- soit elles se bombent,
- soit elles se découpent suivant le contour du tube (« effet couteau »).

De ce fait, le comportement des plaques non entaillées se trouve influencé par le tranchant du contour du tube. La conséquence directe de ce comportement a été la réalisation d'entailles sur les plaques qui permettent, certes, la détermination de la vitesse de fissuration (chapitre 4), mais n'autorisent pas un développement totalement libre des fissures. La forme, la taille et l'orientation de l'entaille provoquent et dirigent la fissure.

Pour cette raison, une solution à ce problème de découpe des plaques a été étudiée. Cette solution est l'ajout au dispositif expérimental d'un anneau circulaire avec bord arrondi. Il permet d'éviter une sollicitation excessive de l'échantillon à l'effort de cisaillement, et donc de restituer correctement les efforts produits dans une enceinte réelle lors d'une explosion. Dans le cas de réservoir sous pression, en effet, la paroi est surtout sollicitée en traction, spécialement si cette enceinte est cylindrique ou sphérique.

La pièce supplémentaire (figure 5.2) se présente comme une bride de la même dimension (300 mm x 300 mm) que les brides des tubes. Elle se positionne entre la plaque à tester et la bride du tube 2. Elle est fixée entre les brides des deux tubes au moyen de boulons M24. Le diamètre d'entrée de la pièce avec bord arrondi est celui du tube (193,7 mm). Le diamètre de sortie de la bride est de 169,7 mm. Son épaisseur est de 12 mm. L'arrondi a la forme d'un quart de cercle de rayon 12 mm. Son implantation dans le dispositif expérimental est résumé sur la figure 5.1.

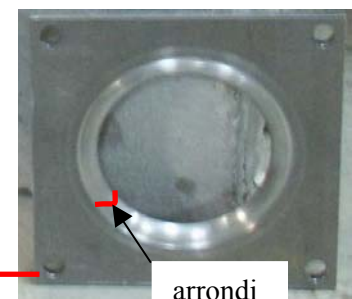
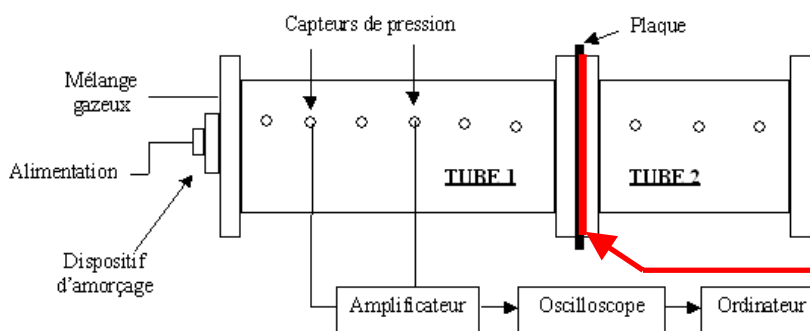


Figure 5.2 : Pièce à bord arrondi.

Figure 5.1 : Intégration de la pièce dans le dispositif expérimental.

5.1.2. Matériaux et plages de surpression retenus

Les explosions avec une pression initiale de 1,6 bars constituent les essais les plus « puissants » réalisés. Pour des raisons de sécurité, aucun tir n'a été effectué avec des pressions initiales supérieures à 1,6 bars.

Sollicités avec ce chargement, les différents matériaux d'épaisseur 2 mm n'ont pas atteint la rupture. Par exemple, une plaque d'acier XC65-90 (2 mm) s'est déformée de quelques millimètres seulement (figure 5.3).

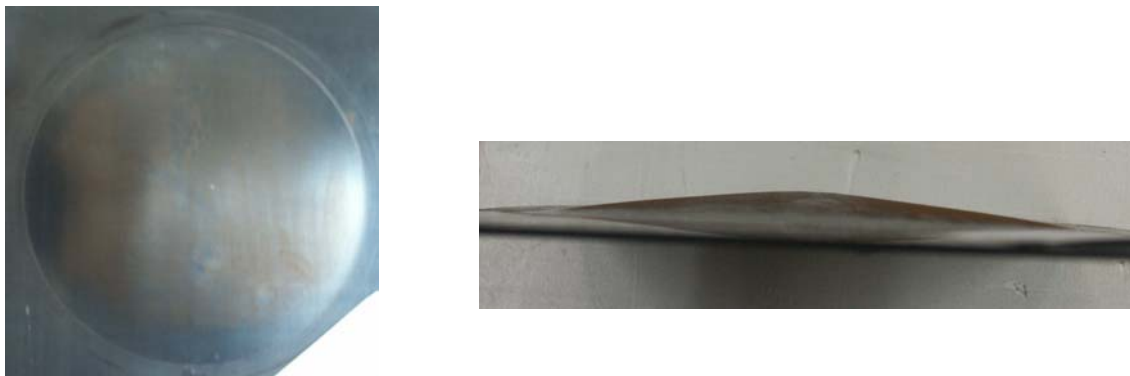


Figure 5.3 : Plaque d'acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm – détonation avec $P_i = 1,6$ bars.

Toujours sollicités avec ce même chargement, des essais ont été réalisés pour les deux aciers, aux épaisseurs les plus faibles. Les échantillons d'acier DC01 d'épaisseur 0,8 mm (figure 5.4) et d'acier XC65-90 d'épaisseur 0,5 mm (figure 5.5) se déforment fortement mais sans rompre. De ce fait, les deux aciers DC01 et XC65-90 n'entrent pas dans l'étude de la rupture dynamique de plaques sur appui arrondi.



Figure 5.4 : Plaque d'acier DC01 d'épaisseur 0,8 mm – déflagration avec $P_i = 1,6$ bars.

L'acier XC65-90 est un matériau fragile. Pour une épaisseur de 2 mm, sa déformée est très faible. Pour une épaisseur de 0,5 mm, il se comporte comme un matériau ductile en se déformant très fortement.

Sur la figure 5.5, la plaque « gondole » sur sa partie encastrée et en appui sur le bord arrondi. Ce phénomène est dangereux car le souffle de l'explosion sort par la plaque gondolée. A cause des

limitations du fournisseur concernant le conditionnement, les plaques de ce matériau sont rectangulaires (32 cm x 26 cm), alors que les plaques des autres matériaux sont carrées (32 cm x 32 cm). De ce fait, une partie de la plaque encadrée, pour l'acier XC 65-90, repose sur une surface plus faible que pour les échantillons des autres matériaux. La violence du choc, combinée avec une partie de plaque plus faiblement encadrée, permet la création de plis. Ces plis conduisent au fait que la plaque « gondole ».



Figure 5.5 : Plaque d'acier XC65-90 d'épaisseur 0,5 mm – déflagration avec $P_i = 1,6$ bars.

En résumé, les plaques d'épaisseur 2 mm pour les quatre matériaux, ainsi que l'ensemble des plaques pour les deux aciers, ne se rompent pas. Donc, seules les plaques des aluminiums 5754 et 2017 sont testées pour des épaisseurs de 0,5 et 1 mm. Les ruptures obtenues sont sous forme de disques. Les essais en détonation sont retenus car ils offrent une évolution du diamètre des disques pour plusieurs chargements. En déflagration, ce n'est pas le cas : soit la plaque se bombe, soit elle se rompt de manière conséquente.

Avec la modification du dispositif expérimental, les plaques sont principalement sollicitées en traction. L'effet du cisaillement sur le contour du tube est très nettement atténué. Pour ces raisons, la plaque va se déformer davantage. Par conséquent, la sollicitation à apporter aux échantillons pour les rompre est supérieure à celle apportée aux échantillons sans la présence de la pièce à bord arrondi. Cette remarque est illustrée par le tableau 5.1 qui regroupe les valeurs des pressions initiales pour lesquelles la rupture survient.

Matériaux	Plaques vierges	Plaques entaillées	Plaques sur bord arrondi
Al 5754 (1 mm)	$P_i = 0,8$ bar	$P_i = 0,7-0,8$ bar	$P_i = 1,2$ bars
Al 5754 (0,5 mm)	$P_i = 0,8$ bar	$P_i = 0,6$ bar	$P_i = 0,8$ bar
Al 2017 (1 mm)	$P_i = 1$ bar	$P_i = 0,8$ bar	$P_i = 1,2$ bars
Al 2017 (0,5 mm)	$P_i = 0,8$ bar	$P_i = 0,6$ bar	$P_i = 1$ bar

Tableau 5.1 : Valeurs des pressions initiales de rupture en détonation.

5.2. Sollicitation dynamique des deux aluminiums

5.2.1. Cas de l'aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm

5.2.1.1. Réponse de l'échantillon

Avec la modification du montage expérimental, le comportement de l'échantillon soumis à une explosion est très différent de celui obtenu précédemment :

- sans cette pièce, pour l'aluminium 5754, une détonation issue d'un mélange avec une pression initiale de 0,6 bar conduit à « bomber » la plaque. La flèche au centre de la plaque n'est pas très importante : 12,75 mm ($\epsilon_{\text{plast}} = 1,2 \%$). En augmentant la pression initiale du mélange, une détonation issue d'un mélange avec une pression initiale de 0,8 bar conduit à la découpe de la plaque le long du contour du tube,
- avec la pièce à bord arrondi, la même plaque se bombe très fortement, sans rupture, pour une détonation provenant d'un mélange à une pression initiale de 1 bar : la flèche centrale obtenue est de l'ordre de 6 cm ($\epsilon_{\text{plast}} \approx 19 \%$: valeur proche de la déformation lors de la rupture en statique) (figure 5.6). Pour des pressions plus élevées, une calotte se forme et est éjectée (figure 5.7).



Figure 5.6 : Plaque fortement bombée après une détonation.



Figure 5.7 : Formation d'une calotte après une détonation.

5.2.1.2. Evolution de la rupture

L'échantillon soumis à une détonation, avec une pression initiale de 1,1 bars, se bombe fortement. La flèche centrale est d'environ 7 cm. Cet essai est la limite à la rupture car pour une détonation avec une pression initiale de 1,2 bars, l'échantillon se rompt.

Pour des pressions initiales de 1,2 ; 1,3 et 1,4 bars, les échantillons d'aluminium 5754 (1 mm) se rompent. La rupture se fait par éjection de calottes de diamètres croissants avec la pression initiale.

Les différentes tailles relevées lors des différents essais sont résumées dans le tableau 5.2. De plus, l'évolution de la rupture se voit clairement sur les photos de la figure 5.8.

Pression initiale (bar)	1,1	1,2	1,3	1,4
Taille des calottes (cm)	0	3,5	10	15

Tableau 5.2 : Essais avec bord arrondi : aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm en détonation.

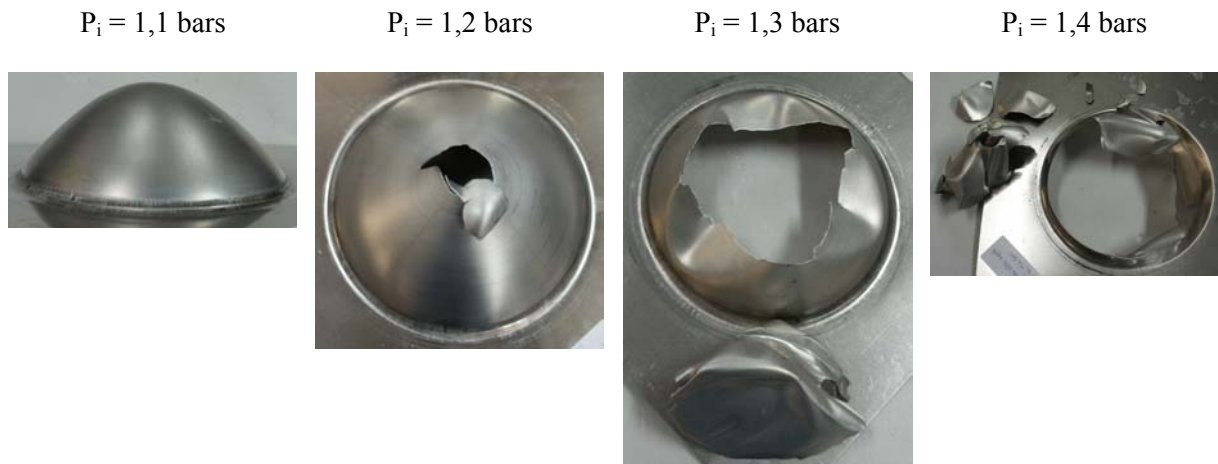


Figure 5.8 : Evolution de la rupture de plaques d'Al 5754 (1mm) soumises à une détonation pour différentes pressions initiales.

Les dimensions des calottes pour des pressions initiales de 1,2 et 1,4 bars sont respectivement de 3,5 et 15 cm. Or les impulsions conférées à la plaque dans ces deux cas ne sont pas très éloignées : 216,41 N.s. pour $P_i = 1,2$ bars et 230,35 N.s. pour $P_i = 1,4$ bars. De même, les amplitudes du premier pic de pression impactant la plaque sont proches : 96 bars pour $P_i = 1,2$ bars et 103,7 bars pour $P_i = 1,4$ bars. Le paramètre, entraînant la différence de rupture, peut donc être la vitesse de l'onde impactant la plaque. Ce paramètre ne peut pas être déterminé précisément avec le dispositif expérimental. Le paramètre de vitesse exploitable est la vitesse moyenne de l'onde. Cette vitesse moyenne est de 580 m.s^{-1} pour $P_i = 1,2$ bars, alors qu'elle est plus élevée, $640,35 \text{ m.s}^{-1}$ pour $P_i = 1,4$ bars.

5.2.1.3. Reproductibilité de la rupture

La reproductibilité de tous les essais a été vérifiée, tant au niveau de la réponse de la structure que du chargement en pression :

- pour deux essais dans des conditions identiques, les ruptures sont similaires. Les calottes et les ouvertures ont quasiment les mêmes dimensions. La figure 5.9 et la figure 5.10 ainsi que la figure 5.11 et la figure 5.12 montrent deux exemples de cette étonnante reproductibilité.
- Les chargements en pression des plaques, réalisés dans les mêmes conditions (même mélange, même pression initiale, même type d'amorçage...), sont également reproductibles, tout comme le signal récupéré devant et derrière les échantillons après rupture.

La comparaison des signaux de pression pour les différents capteurs, ainsi que les films correspondants, dans le cas de l'aluminium 5754 (1 mm) soumis à une détonation de pression initiale 1,2 bars, sont illustrés sur la figure 5.13. Le fait que le phénomène est parfaitement déterminé montre qu'il y a un réel intérêt à explorer la manière de le prédire.



Figure 5.9 : Calotte formée (Al 5754) pour une détonation ($P_i = 1,2$ bars) : 1^{er} essai.



Figure 5.10 : Calotte formée (Al 5754) pour une détonation ($P_i = 1,2$ bars) : 2nd essai.



Figure 5.11 : Calotte formée (Al 5754) pour une détonation ($P_i = 1,3$ bars) : 1^{er} essai.



Figure 5.12 : Calotte formée (Al 5754) pour une détonation ($P_i = 1,3$ bars) : 2nd essai.

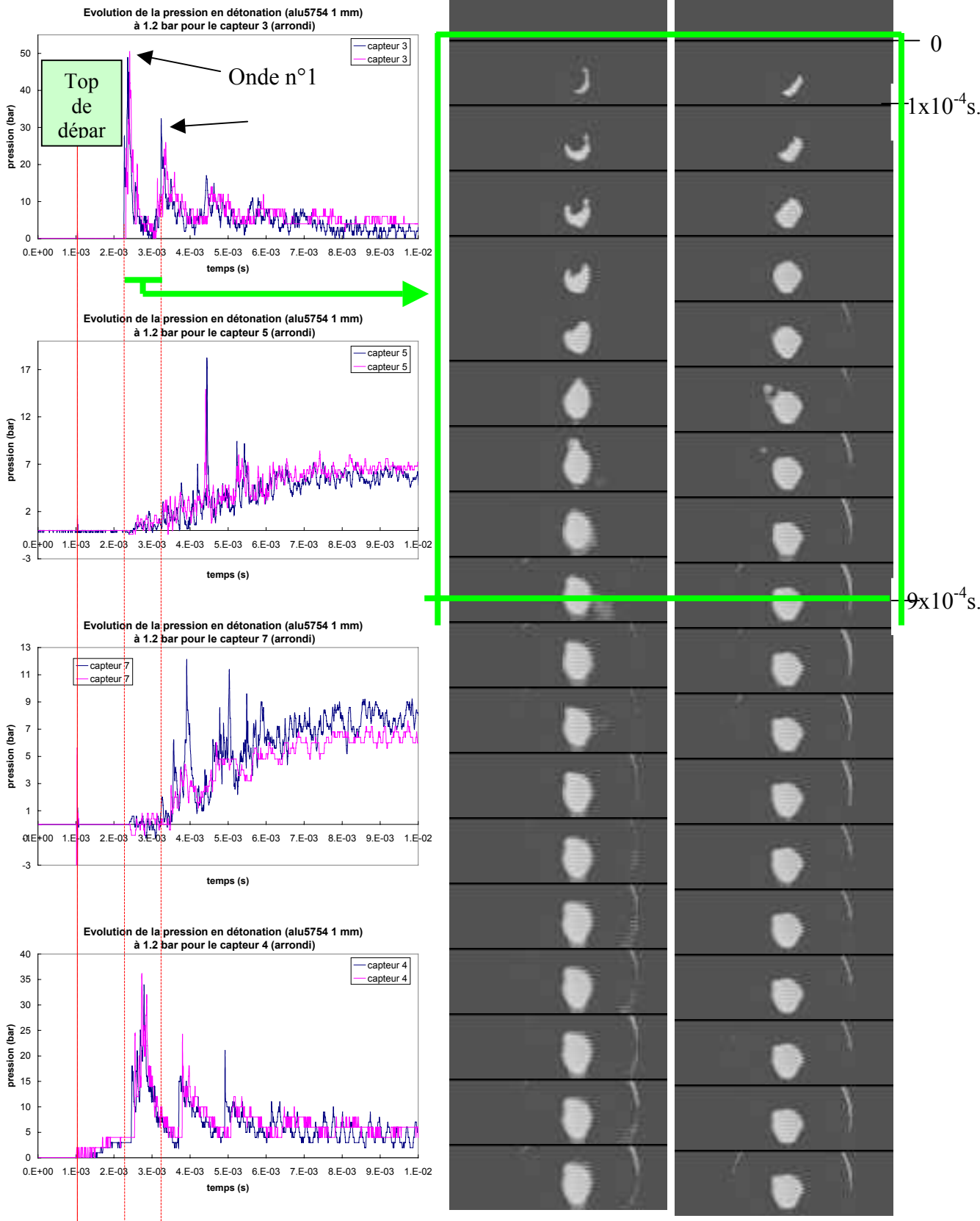


Figure 5.13 : Ouverture en calotte sur Al 5754 (1mm) et évolution de pression dans les 2 tubes - détonation ($P_1 = 1,2$ bars).

5.2.2. Cas de l'aluminium 2017 d'épaisseur 1 mm

L'échantillon soumis à une détonation, avec une pression initiale de 1,1 bars, se bombe. La flèche centrale est d'environ 3 cm. Cet essai est la limite de la rupture car pour une détonation avec une pression initiale de 1,2 bars, l'échantillon se rompt.

Pour des pressions initiales de 1,2 ; 1,4 et 1,6 bars, les échantillons d'aluminium 2017 (1 mm) se rompent. La rupture se fait par éjection de calottes de diamètres croissants avec la pression initiale. Les différentes tailles relevées lors des différents essais sont résumées dans le tableau 5.3. De plus, l'évolution de la rupture se voit clairement sur les photos de la figure 5.14.

Remarque :

Comme pour l'aluminium 5754, les essais avec l'aluminium 2017 sont très reproductibles.

Pression initiale (bar)	1,1	1,2	1,4	1,6
Taille des calottes (cm)	0	2,5	5	7

Tableau 5.3 : Essais avec bord arrondi : aluminium 2017 d'épaisseur 1 mm en détonation.

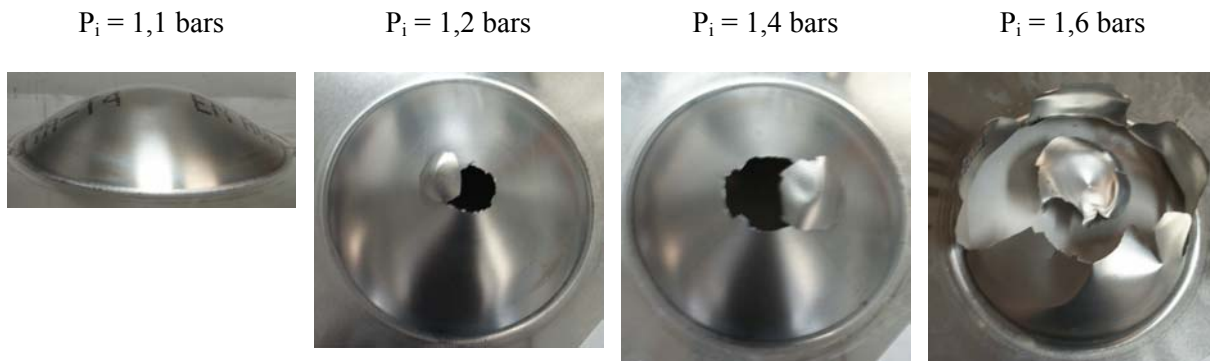


Figure 5.14 : Evolution de la rupture de plaques d'Al 2017 (1mm) soumises à une détonation pour différentes pressions initiales.

Les dimensions des calottes pour des pressions initiales de 1,2 ; 1,4 et 1,6 bars sont respectivement de 2,5, 5 et 7 cm. Le diamètre des calottes croît avec l'impulsion conférée à chacune des plaques (respectivement 216,41 ; 230,35 et 244,05 N.s.). Pour des pressions initiales de 1,4 et 1,6 bars, les vitesses moyennes obtenues sont respectivement de 640,35 et 645,20 m.s⁻¹. Ces deux vitesses sont voisines, ce qui n'empêche pas le diamètre de calotte de croître.

5.2.3. Phénomène dynamique de formation des calottes

Les sollicitations relativement lentes (échelle de la seconde) sont dites « quasi-statiques ». Les sollicitations rapides ou dynamiques sont appliquées à l'échelle de la milli- ou de la microseconde, voire moins. Le terme « dynamique » recouvre des notions de mécanique, de thermodynamique, et de physique assez variées. Pour se donner une idée concrète, voici quelques exemples. Les spécialistes s'accordent à considérer comme dynamique tout processus de déformation invoquant des vitesses de chargement supérieures à 1 s^{-1} . L'usage veut que l'on distingue les régimes dynamiques « lent, moyen, rapide ». Le régime dynamique lent (entre 1 et 10 s^{-1}) est proche du processus quasi-statique. Le régime dynamique moyen (entre 10 et 1000 s^{-1}) se caractérise par une échelle temporelle de l'ordre de la milliseconde. Le régime dynamique rapide (au-delà de 1000 s^{-1}), à l'échelle de la microseconde, est caractérisé par le phénomène de propagation d'ondes mécaniques, et en particulier d'ondes de choc. Dans ce dernier cas, l'une des particularités des chargements est de mettre en jeu des pressions très élevées. Entrent dans cette catégorie les phénomènes d'impact balistique ou d'explosions.

Des essais ont été réalisés sur différentes plaques avec une jauge de déformation collée en son centre. Les résultats de ces expériences sont récapitulés dans le tableau 5.4. Les chargements des plaques ne sont pas très importants. Pour des sollicitations plus élevées, l'onde de choc impactant la plaque provoque le décollement de la jauge (phénomène d'écaillage). Ces essais se situent dans un régime dynamique moyen. Or, les échantillons testés avec bord arrondi sont pour des pressions initiales nettement supérieures ($1,2$ à $1,6$ bars). De ce fait, il est fort probable que ces essais dynamiques sont dans un régime de dynamique rapide.

Matériau	Epaisseur	Pression initiale	Type de chargement	Vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$
Alu 5754	2 mm	0,6 bar	détonation	60 s^{-1}
Alu 5754	2 mm	0,8 bar	détonation	460 s^{-1}
Alu 5754	1 mm	0,6 bar	détonation	120 s^{-1}
Alu 5754	1 mm	0,8 bar	détonation	260 s^{-1}
Alu 2017	2 mm	0,6 bar	détonation	220 s^{-1}
Alu 2017	1 mm	0,6 bar	détonation	200 s^{-1}
Alu 2017	1 mm	0,8 bar	détonation	440 s^{-1}

Tableau 5.4 : Résultats des essais avec jauges de déformation.

Le phénomène dynamique lié à la réponse de la plaque et donc à la formation de calottes s'explique grâce à la figure 5.15. En a) est représentée une plaque libre chargée de manière plane. Une fois chargée, la plaque est poussée dans la direction de la force appliquée. Dans notre dispositif expérimental, le chargement est plan. La plaque est en appui sur un bord arrondi (plaque en traction). En b), pour un chargement statique, il se produit un gonflement de la plaque. Le bord arrondi évite le

cisaillement. Cependant les contraintes seront les plus élevées à l'endroit qui retient la plaque. De ce fait, l'échantillon va se rompre sur le contour du bord arrondi. Finalement, en c), la plaque subit un chargement dynamique. Dans ce cas, le phénomène diffère. L'information communiquée à la plaque par le chargement est la même qu'en a) ; si la plaque était libre, elle resterait plane et serait uniformément accélérée, sous chargement dynamique. Cependant, une autre information donnée par l'encastrement retient la plaque. Autrement dit, la plaque voudrait rester plane mais elle est retenue sur le contour. De ce fait, l'évolution du déplacement de la plaque est celle représentée en c). Ainsi, il se crée des zones de contraintes et déformations plus ou moins grandes. La taille de ces zones varie en fonction de la force de chargement. A partir d'une certaine limite, les contraintes et les déformations dépassent un seuil qui provoque la rupture sous forme de disque.

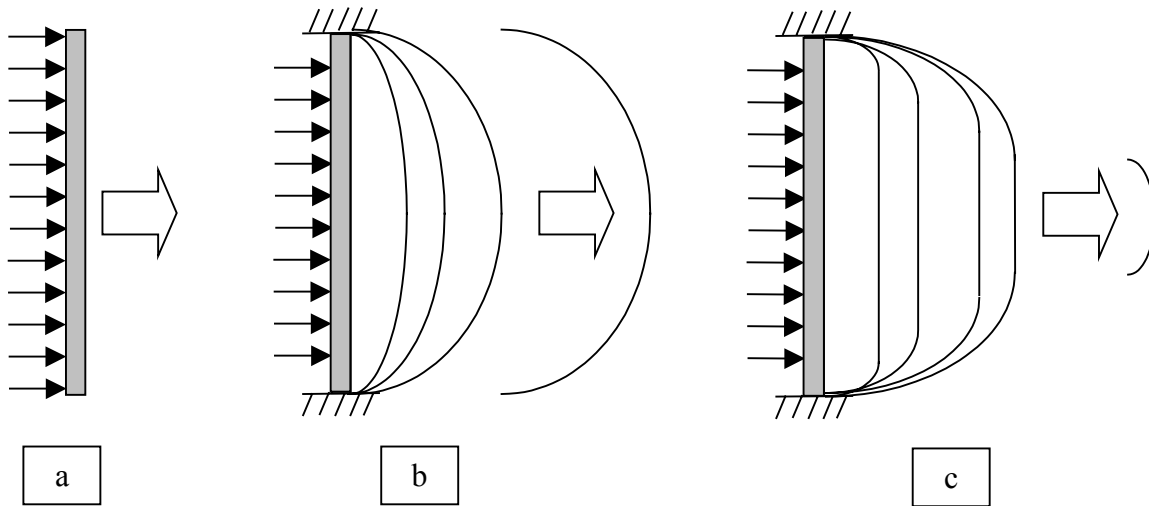


Figure 5.15 :

- a) plaque libre chargée de manière plane,
- b) plaque avec chargement statique,
- c) plaque avec chargement dynamique.

5.2.4. Comparaison des deux aluminiums

5.2.4.1. Rupture associée au chargement

Les essais réalisés montrent une augmentation progressive du diamètre de la calotte avec la violence de la sollicitation. Les diamètres des calottes sont directement fonction de l'impulsion (figure 5.16). Ils se corrélaient moins bien avec la vitesse de l'onde de chargement (figure 5.17).

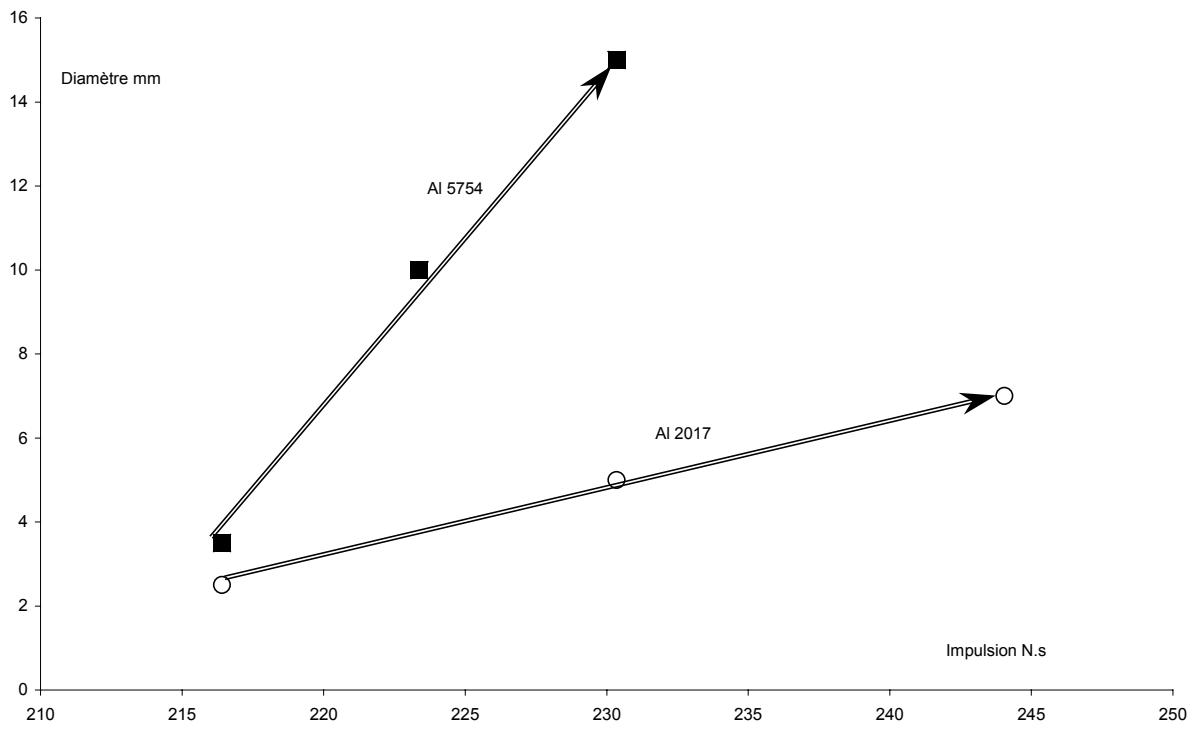


Figure 5.16 : Evolution du diamètre des calottes en fonction de l'impulsion.

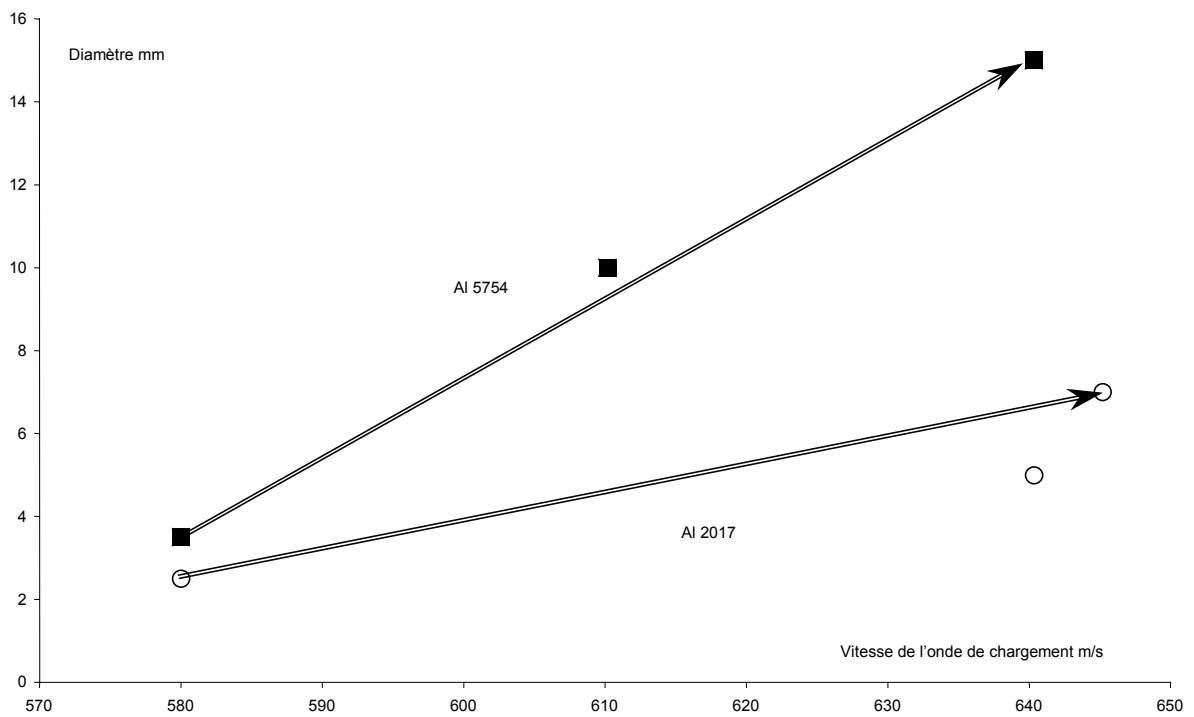


Figure 5.17 : Evolution du diamètre des calottes en fonction de la vitesse moyenne de l'onde de chargement.

Pour les deux aluminiums, pour la majorité des sollicitations, la rupture est ductile. Les plaques se déforment de manière conséquente. Une zone de faiblesse se crée, ce qui provoque la rupture sous forme de calotte. Plus la sollicitation est importante, plus la zone de faiblesse est grande. Cela entraîne donc des calottes de plus grandes dimensions.

Le métal s'affine à l'endroit de la rupture. Les plaques, d'épaisseur 1 mm avant l'essai, ont une épaisseur d'environ 0,6-0,7 mm à proximité de l'ouverture faite par l'éjection de la calotte. Ces mesures ont été réalisées à l'aide d'un palmer (ϵ_r^p : 15 à 20 %).

Les calottes ont une découpe nette sur la plaque pour l'aluminium 5754. Pour l'aluminium 2017 (« plus fragile » que l'aluminium 5754), la découpe est plus morcelée. Pour une détonation avec une pression initiale de 1,6 bars, de nombreuses fissures se propagent suivant le rayon. Dans ce cas précis, la rupture devient fragile.

5.2.4.2. Variation de pression et temps liés à la rupture

Bien que la rupture apparaisse, provoquant une baisse de pression, la dynamique de la plaque continue. Le chargement de la plaque et la réponse de structure sont couplés. Ce couplage provoque un changement visible sur les signaux de pression, particulièrement pour les capteurs proches de l'échantillon. Les signaux de pression des capteurs 3 et 5 pour l'aluminium 2017 (1 mm) soumis à une détonation avec une pression initiale de 1,4 bars sont donnés figure 5.18 et figure 5.19. Lorsque l'onde de pression atteint la plaque, le pic de surpression est très important (environ 100 bars). Cette onde casse la plaque. Le temps entre le pic du capteur 3 et la réponse du capteur 5 est de 0,18 ms. L'onde réfléchi (capteur 3) chute fortement pour atteindre environ 20 bars. La figure 5.19 est le signal de pression derrière la plaque. Une pression moyenne d'environ 7 bars est obtenue. Cette valeur importante de pression prouve que la plaque s'est rompue.

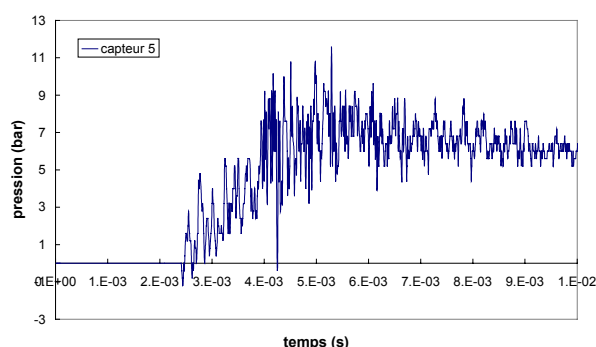
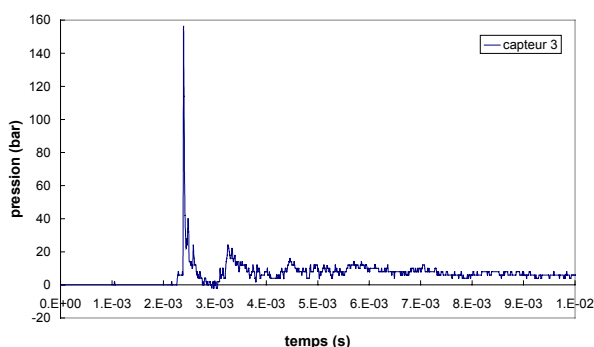


Figure 5.18 : Signal de pression pour le capteur 3 (Al2017, détonation à 1,4 bars).

Figure 5.19 : Signal de pression pour le capteur 5 (Al2017, détonation à 1,4 bars).

Le tableau 5.5 met en parallèle les temps de rupture de plaque et le diamètre des calottes résultants pour les aluminiums 5754 et 2017. L'appellation « temps d'ouverture de la plaque » correspond au délai entre le passage de l'onde de pression devant le capteur 3 (juste avant la plaque) et devant le capteur 5 (juste après la plaque). On remarque, pour les deux matériaux, que plus le chargement est important ou plus le diamètre de calotte est important, plus le temps d'ouverture de la plaque est court. De plus, ce temps est plus court pour l'aluminium 2017, même si le diamètre de calotte est inférieur. Cela vient du fait que l'aluminium 2017, moins ductile que l'aluminium 5754, se déforme moins.

Pression initiale (bar)	Aluminium 5754 (1 mm)		Aluminium 2017 (1 mm)	
	Diamètre des calottes (cm)	Temps d'ouverture de la plaque (C3 à C5) (ms)	Diamètre des calottes (cm)	Temps d'ouverture de la plaque (C3 à C5) (ms)
1,2	3,5	0,33	2,5	0,26
1,3	10	0,3	x	x
1,4	15	0,24	5	0,18
1,6	x	x	7	0,13

Tableau 5.5 : Temps liés à l'ouverture des plaques et à l'éjection de calottes.

5.3. Influence de l'épaisseur sur les deux aluminiums

Ce paragraphe traite des plaques des aluminiums 5754 et 2017 d'épaisseur 0,5 mm. Contrairement aux échantillons d'épaisseur 1 mm, ceux d'épaisseur 0,5 mm ne se rompent pas avec des calottes bien définies. Dans ce cas, les plaques se bombent ou se cassent fortement.

5.3.1. Cas de l'aluminium 5754

L'aluminium 5754 d'épaisseur 0,5 mm se rompt pour une détonation avec une pression initiale de 0,8 bar. La rupture se fait pratiquement sur le bord de la pièce avec bord arrondi (figure 5.20). Deux fragments sont récupérés dans le deuxième tube. L'un a la forme d'une petite calotte de 3-4 cm et l'autre a la forme d'un anneau de diamètre 12 cm (figure 5.21).



Figure 5.20 : Plaque rompue (Al 5754)
(0,5 mm) pour une détonation
($P_i = 0,8$ bar).



Figure 5.21 : Fragments éjectés (Al 5754)
(0,5 mm) pour une détonation
($P_i = 0,8$ bar).

Le film de la caméra rapide (figure 5.22) permet de mieux comprendre comment se sont formés ces deux fragments. La rupture est circonférentielle sur un diamètre d'environ 17-18 cm. Elle se produit dans un délai inférieur à 0,1 ms. La plaque est projetée. Cependant, elle va se rompre pendant son vol (12^{ème} pas de temps). Il en résulte un petit morceau et un anneau de métal se forme. La rupture est ductile.

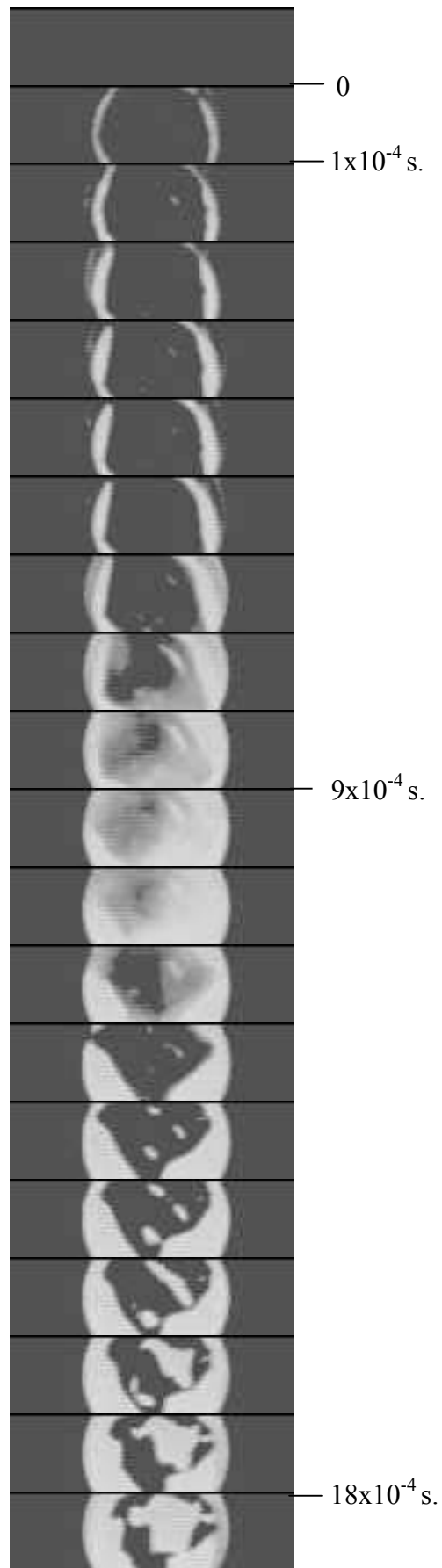


Figure 5.22 : Film de la rupture d'une plaque de 0,5 mm (Al 5754).

5.3.2. Cas de l'aluminium 2017

L'aluminium 2017 d'épaisseur 0,5 mm se rompt pour une détonation avec une pression initiale de 1 bar. La rupture est amorcée sous forme de calotte de 10 cm de diamètre (figure 5.23). La calotte est éjectée. Des départs de fissures sont clairement établis sur la photos 3 de la figure 5.23. La suite de l'analyse se déduit de la forme de la plaque une fois l'essai terminé.

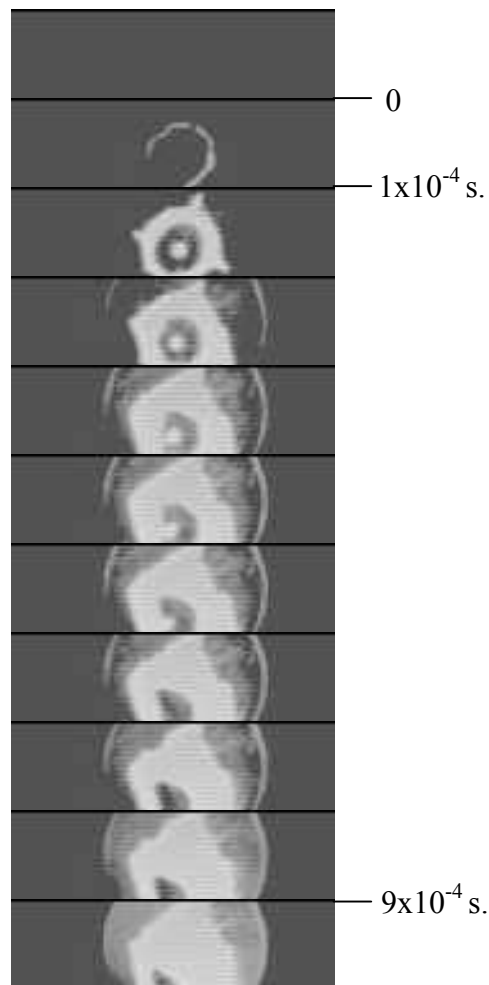


Figure 5.23 : Film de la rupture d'une plaque de 0,5 mm (Al 2017).

La plaque a subi de multiples fissures suivant son rayon (figure 5.24). De plus, plusieurs fragments ont été récupérés (figure 5.25). L'ensemble de ces caractéristiques indiquent clairement une rupture fragile.

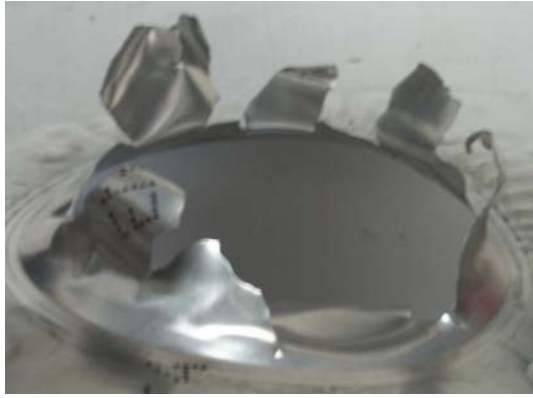


Figure 5.24 : Plaque rompue (Al 2017) (0,5 mm) pour une détonation ($P_i = 1$ bar).



Figure 5.25 : Fragments éjectés (Al 2017) (0,5 mm) pour une détonation ($P_i = 1$ bar).

5.3.3. Rupture des plaques d'épaisseur 0,5 mm

La rupture des plaques d'épaisseur 1 mm s'opère sous forme de zones de faiblesses. La position de ces zones délimite la taille des calottes éjectées. La rupture est nette, c'est-à-dire il n'y a aucun départ de fissure sur le contour fracturé.

Le phénomène est sensiblement différent pour les échantillons d'épaisseur inférieure (0,5 mm). Du fait de la faible épaisseur des plaques et de la forte sollicitation qui leur est appliquée, la zone de faiblesse est très grande. Les constatations expérimentales sont :

- la plaque se rompt sur un grand diamètre (a),
- des fissures radiales se propagent (b),
- la calotte éjectée se fractionne en plusieurs morceaux (c).

Ce phénomène est illustré pour l'aluminium 2017 (0,5 mm) soumis à une détonation avec une pression initiale de 1 bar ((a) figure 5.23, (b) figure 5.24 et (c) figure 5.25). Il s'apparente à l'explosion de plaques en pétales étudiée récemment par Wierzbicki [WIE 99] et Lee [LEE 05].

L'expérience de Wierzbicki est de placer une charge explosive au centre d'une plaque en acier. La charge est localisée. C'est pour cette raison qu'une calotte est éjectée. La masse d'explosif varie : plus cette masse est importante, plus la taille de la calotte est grande et plus le phénomène d'ouverture en pétale est visible. Wierzbicki [WIE 99] et Lee [LEE 05] ont étudié le phénomène mécanique d'ouverture en pétale de manière analytique (utilisation du critère CTOD « crack tip opening displacement »), énergétique et numérique (étude des contraintes et des déformations lors du phénomène). Ils ont clairement prouvé que la longueur de fissures et la forme finale des pétales dépendent fortement de la surface de chargement et de l'intensité de l'impulsion appliquée.

5.4. Conclusion

L'étude, à l'échelle laboratoire, de la rupture de plaques métalliques soumises à explosion a porté sur deux aluminiums. L'aluminium 5754 est un matériau ductile. Il est préconisé, compte tenu de ses caractéristiques, par les codes du domaine (CODAP, ASME...) pour la réalisation d'enceintes. L'aluminium 2017 est plus fragile que l'aluminium 5754. De plus, il n'est pas préconisé, compte tenu de ses caractéristiques, par les codes du domaine (CODAP, ASME...) pour la réalisation d'enceintes. L'ajout d'une pièce avec bord arrondi sur le dispositif expérimental a permis de solutionner le problème de cisaillement sur le contour du tube. La plaque est sollicitée principalement en traction.

L'aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm soumis à une détonation se rompt de manière circulaire. Plus la détonation est violente, plus la taille des calottes éjectées est importante. De ce fait, plus l'impulsion conférée à la plaque est grande, plus la zone endommagée est grande. La rupture est donc ductile. L'épaisseur de la plaque n'influe pas sur le type de rupture obtenu.

L'aluminium 2017 d'épaisseur 1 mm soumis à une détonation se rompt aussi de manière circulaire. De même, le fait d'augmenter la sollicitation entraîne des diamètres de calotte supérieurs. La rupture est donc ductile. Cependant, lorsque le chargement est trop élevé, une calotte est projetée et de nombreuses fissures suivant le rayon de la plaque sont créées. La rupture devient fragile. L'épaisseur de la plaque influe nettement sur le type de rupture obtenu. Pour une plaque d'épaisseur 0,5 mm, la plaque se fragmente en plusieurs morceaux. Dans ce cas, la rupture est fragile.

Partie III

Expériences à échelle réelle

Chapitre 1

Introduction

1.1. Contexte

Les expériences d'explosion de réservoirs à échelle réelle ne sont pas très nombreuses du fait, notamment, du coût important de réalisation. De tels essais d'explosion de réservoirs ont un but précis pour l'industrie. Par exemple, Birk [BIR97 et BIR03] a testé des réservoirs de grandes capacités, remplis de gaz propane, soumis à l'action du feu. Son projet avait pour but d'étudier l'influence des différentes caractéristiques des soupapes de sécurité sur le comportement au feu des réservoirs sous pression, mais aussi de chiffrer les dangers lors de la rupture de réservoirs (BLEVE, fragmentation...). Au total, une cinquantaine d'essais a été nécessaire. Dans ce cas, de nombreux résultats sur le fonctionnement des soupapes de sécurité et sur les débris occasionnés lors de la rupture des réservoirs ont été trouvés. L'analyse, du fait du grand nombre de données, se fait suivant une approche statistique.

Cette approche statistique est différente de l'approche phénoménologique choisie dans la présente étude. L'objectif de cette étude est de comprendre le phénomène de rupture de réservoirs. L'intérêt réside dans la manière (rupture ductile ou fragile) dont vont se rompre les réservoirs. Cette étude est complétée par l'étude des effets de pression et de projections induits suite à la rupture des capacités.

Des essais de rupture de réservoirs ont donc été réalisés. Les matériaux choisis sont les mêmes, excepté l'acier XC65-90 « fragile », que ceux employés précédemment pour l'étude des plaques. Les réservoirs sont chargés de façon dynamique, au moyen d'explosions. Ces expériences ont permis de lier les différents paramètres d'entrées – nature du matériau, sollicitation en pression – à la fissuration et à la fragmentation des capacités. La rupture peut être longitudinale ou circonférentielle. Elle se caractérise par une pression de rupture, une vitesse de fissuration, un certain nombre de fragments produits (taille, forme, faciès...).

1.2. Etat de l'art

Les rapports de campagnes d'essais, trouvés dans la bibliographie, concernent surtout des réservoirs soumis au feu. Le but des essais d'éclatement de réservoirs soumis au feu est de prévenir des effets de l'explosion et de tester les soupapes de sécurité [SCH 80 ; CFBP 99 ; BIR 03]. L'intérêt de telles expériences est principalement sécuritaire. D'un point de vue recherche, des réservoirs ont été testés au CERCHAR (qui devint l'INERIS) pour connaître leur résistance mécanique en dynamique (explosion) [CHA 84]. Plus récemment, Stawczyk (2003) a expliqué le phénomène conduisant à la rupture un réservoir chauffé [STA 03]. Des bouteilles de gaz ont été testées. L'étude s'étend afin d'avoir des informations notamment sur les débris engendrés.

1.2.1. Eclatement de réservoir

Dans les années 80, les problèmes d'explosions industrielles concernent la prévision des performances de résistance mécanique des capacités soumises à explosion de leur contenu gazeux.

Des essais ont été menés par le CERCHAR (centre d'études et recherches des charbonnages de France) en 1984 sur l'éclatement de deux récipients cylindriques identiques en acier E24 de 2 m³ (diamètre 1250 mm, longueur 2000 mm et épaisseur de 5 mm) [CHA 84]. Le premier réservoir a éclaté sous l'effet d'une augmentation lente de sa pression interne (statique) par introduction d'azote. Le remplissage du réservoir, de la pression atmosphérique à la pression de rupture, a duré environ une heure. Le deuxième réservoir fut le siège de trois essais d'explosion d'un mélange propane-air à la température ambiante et sous une pression initiale variable supérieure à la pression atmosphérique. Un quatrième essai a conduit à l'éclatement du réservoir (dynamique). Le mélange était amorcé au moyen d'un inflammateur électrique placé au centre du réservoir.

Dans les deux cas, la propagation de la fissure s'est faite longitudinalement, à partir du piquage, pour ensuite suivre les contours des fonds. Les deux expériences ont permis la comparaison des caractéristiques mesurées dans chaque cas, en particulier les pressions d'éclatement, les déformations des réservoirs, les effets de pression produits sur l'environnement grâce à des capteurs de pression.

Pour l'essai statique, l'intérêt s'est porté sur le point d'amorçage de la fracture (point faible), ici le point de tangence entre la soudure et le piquage. En l'absence du piquage, la zone la plus fragile du réservoir aurait sans doute été la soudure longitudinale de la virole.

Pour les essais dynamiques, le régime de l'explosion est la déflagration. La pression de rupture du réservoir au cours de cette explosion est évaluée et comparée avec la pression statique de rupture. Les pressions de rupture ne peuvent se mesurer qu'au cours d'essais destructifs. La comparaison des résultats des expériences a montré que la résistance d'un réservoir est différente suivant le type de chargement. Pour un chargement dynamique, la pression à la rupture est plus importante que la celle pour un chargement statique. La pression dynamique de rupture est de l'ordre du triple de la pression statique de rupture.

Des expérimentations comparables ont été réalisées par Pham Duc Chinh (1995) [PHA 95] concernant des chargements de capacités cylindriques soumises à des pressions internes et des températures variables. Ces paramètres peuvent varier indépendamment, arbitrairement et lentement. Cette nécessité d'avoir des variations lentes implique une étude quasi-statique.

1.2.2. Essais de réservoirs soumis au feu

Lorsqu'un récipient contenant un gaz liquéfié sous pression, comme le propane, est exposé à des flammes, celui-ci est susceptible de subir une rupture et même d'exploser. Ce type de réservoir est souvent équipé d'une soupape de sécurité, destinée à limiter la pression intérieure à une valeur déterminée, ainsi que de dispositifs de protection thermique (revêtements). A cause d'une contrainte thermique externe appliquée sur le réservoir, sa pression interne augmente et la résistance du matériau diminue. Pour décrire les mécanismes de rupture, l'influence de la variation thermique doit être prise en compte. L'intensité de la variation thermique résulte du produit de la température et du temps, sans oublier la proportion de réservoir en contact avec le feu.

Des essais ont été réalisés par plusieurs organismes. Dans les années 80, des essais destinés à connaître la réaction de différents matériaux soumis au feu, et à optimiser les revêtements anti-feu de ces capacités, ont été effectués par Schulz-Forberg, de l'institut fédéral de test des matériaux de Berlin [SCH 80]. Le CFBP (Comité Français du Butane et du Propane), à la suite des explosions de réservoirs intervenues dans le cadre d'incendies, a mené une campagne d'essais sur les équipements de sécurité des réservoirs GPL. Ces tests ont été réalisés par le laboratoire du Centre National de Prévention et de Protection en 1998-9 [CFBP 99]. Durant les étés 2000-1-2, dans le but d'étudier l'influence de la soupape de sécurité sur le comportement d'un récipient sous pression enveloppé par des flammes, des essais ont été réalisés par Birk à l'établissement R&D pour la défense du Canada à Valcartier, au Québec [BIR 03].

Le point commun de l'ensemble de ces essais est le fait de tester différents dispositifs tendant à améliorer la sécurité des réservoirs GPL. Des conclusions ont été tirées sur l'emploi de soupape (moyen : capteurs de pression) et sur l'intérêt des dispositifs de protection thermique. Ces essais constituent également une source de données sur l'échauffement localisé des parois des citernes (plusieurs thermocouples) et sur la façon dont ce phénomène peut entraîner la rupture du réservoir sous contrainte thermique. Le temps de décharge des réservoirs est évalué ainsi que la montée en température du liquide et du gaz à l'intérieur du réservoir. Les données recueillies sont destinées à étayer des recommandations. Ces données sont validées par des essais de feux similaires (même température de paroi) qui ont permis de conclure que le comportement du feu pouvait être reproduit (importance de la localisation des flammes, du niveau de remplissage).

1.2.3. Explosion de bouteilles de gaz

Le processus qui se produit au cours de l'incendie d'un réservoir de GPL a été analysé par Jan Stawczyk (2003). Des expériences ont permis d'identifier les dangers résultant de la fragmentation des réservoirs. Elles ont porté sur des bouteilles de gaz standards de 5 et 11 kg remplies de propane ou d'un mélange propane-butane. Pour cela, chaque bouteille a été instrumentée afin de récupérer les

données au moment de la rupture. La tête de bouteille est munie de capteurs de pression et de température. Des thermocouples sont installés sur la surface externe et à l'intérieur du réservoir. Le bas de la capacité testée est chauffé pour simuler un feu [STA 03]. Pour différents essais, les conditions ont été changées. A titre d'exemple, le remplissage de la bouteille a varié, son positionnement (vertical, horizontal, en espace confiné ou non) également. Des conclusions ont été émises sur la zone et les distances de fragments.

La problématique, qui a conduit à ces essais, revient à se demander ce qui se passe lorsque la bouteille est chauffée (bouteille de propane remplie à 70%). La pression interne suit la courbe de vapeur saturante jusqu'en un point A(85°C, 35 bars) où la pression dévie de la courbe de vapeur saturante (figure 1.1) Ce point précis (A) révèle un changement d'un milieu à deux phases en un milieu à une seule phase, qui est l'état supercritique (figure 1.2). La défaillance se produit à des températures et des pressions supérieures au point critique de la courbe théorique de vapeur saturante. Sur la courbe représentant le chargement en pression, un pic indique le début de la rupture. Le fait d'avoir deux phases dans la bouteille se confirme par de fortes perturbations sur la courbe de pression, et aussi, en voyant un nuage de propane lors de l'explosion (gouttelettes de propane liquide). Ces brusques changements de pression peuvent être dus au fait que l'explosion génère de la vapeur si rapidement qu'elle ne peut pas s'échapper aussi vite par la fissure du réservoir.

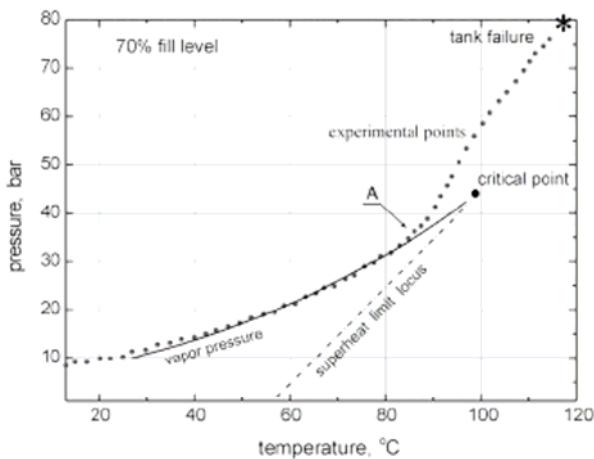


Figure 1.1 : Données expérimentales de Stawczyk sur la pression dans le réservoir.

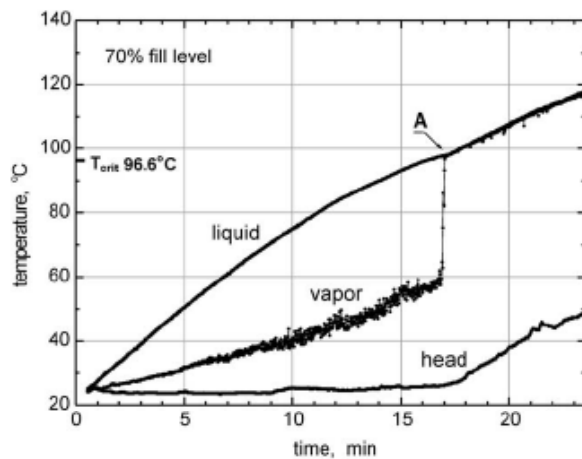


Figure 1.2 : Données expérimentales de Stawczyk sur la température dans le réservoir.

Pour les bouteilles remplies de propane lors de ces tests, la température de fracture dépend du niveau de remplissage de la bouteille ; par exemple, 115°C pour un remplissage à 80% et 150°C pour un remplissage à 40%. La pression de rupture fluctue entre 75 et 120 bars. Donc, le niveau de remplissage détermine la valeur maximale de la pression interne atteinte dans le réservoir au moment de la rupture. La bouteille est chauffée par le bas. La phase liquide est chauffée, et non la phase vapeur. Tout d'abord, la température dans la phase liquide est supérieure à celle de la phase vapeur. Ces différences sont obtenues par les thermocouples présents dans les deux phases. Après quelques minutes, la température de la phase vapeur augmente très rapidement jusqu'à la température de la phase liquide. A ce moment, probablement, le contenu de la bouteille passe de deux à une phase dans le milieu. Le plus bas niveau de remplissage cause la température de fracture la plus élevée.

La température maximale des parois de la bouteille est d'environ 120°C. Or, les bouteilles en acier peuvent supporter des températures de plus de 1000°C avant d'avoir une baisse de leur résistance mécanique. De ce fait, les températures de paroi observées n'ont pas un effet significatif sur la chute de résistance du métal. Donc, la rupture des bouteilles est principalement due à la soudaine montée en pression dans le réservoir.

Lors de l'explosion des bouteilles, 3 à 5 gros fragments ont été projetés ainsi que plusieurs petits. Tous les tests ont mené à ces mêmes constatations. Bien sûr, la distance de vol des fragments dépend de leur forme et de leur poids. Les plus gros atteignent 70 m et les petits 200 à 300 m. De plus, des ondes de souffle apparaissent. Les pics de pression correspondent, dans un premier temps, à l'onde de choc créée lors de la rupture, et dans un second temps, à l'intense évaporation du liquide et aux instabilités dans le réservoir. A 10 m, la pression de souffle mesurée est de 1,15 bars.

1.3. Présentation des étapes suivies lors de l'étude

L'objectif de la campagne d'essais est l'examen de la fragmentation de capacités métalliques sous pression et l'étude des effets de pression et de projections induits. Le but est tout particulièrement d'évaluer l'effet de la vitesse d'application de la surpression interne sur la fissuration et la rupture dans des conditions géométriques plus proches de la réalité.

Cette étude s'appuie sur le rapport d'expérience réalisé par Laure Heudier et Christophe Proust de l'INERIS. Elle est schématisée sur la figure 1.3. Elle se partage en deux chapitres. Le premier, intitulé « le dispositif expérimental », regroupe le travail préliminaire aux expériences. Il s'agit de dimensionner les réservoirs pour les différents matériaux choisis. Ces réservoirs sont montés sur un dispositif permettant l'étude de la rupture. Ils sont sollicités en pression par une explosion interne. Cette explosion doit être calibrée. Une fois les réservoirs conçus et la plage de surpression retenue, les premiers essais sont réalisés. Ils sont présentés et interprétés dans un chapitre suivant, intitulé « rupture de réservoirs métalliques soumis à une explosion interne ».

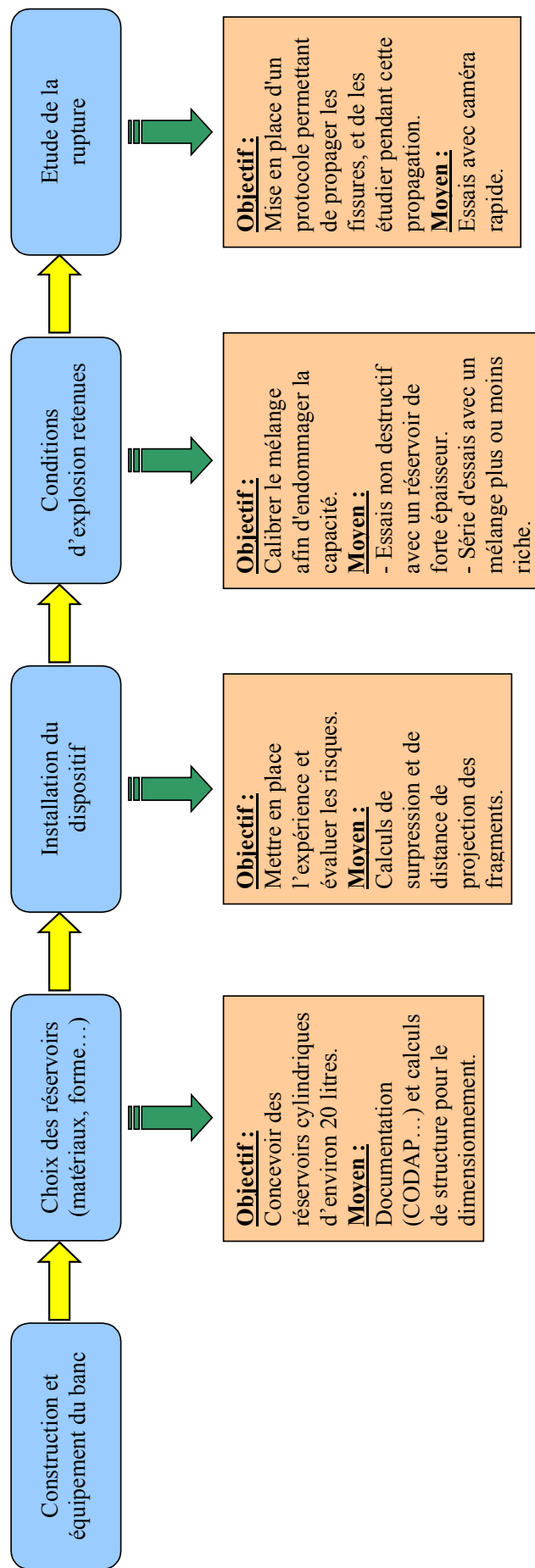


Figure 1.3 : Différentes étapes de la mise en place du dispositif expérimental d'explosion de réservoirs.

Chapitre 2

Le dispositif expérimental et la gamme des essais

Les expériences d'explosion de réservoirs, réalisées à la carrière de l'INERIS, nécessitent un lourd travail préalable. Ce travail, indispensable avant de pouvoir étudier la rupture des capacités, se partage en deux phases. La première phase concerne la conception des réservoirs. Des calculs sont effectués pour estimer les pressions d'éclatement des réservoirs, et ainsi prévoir les risques liés aux expériences. La manière de positionner les capacités et le moyen de les faire éclater (choix des mélanges, des pressions initiales, du type d'amorçage) sont évidemment étudiés préalablement. La deuxième phase est celle de la fabrication. Elle va jusqu'à la mise en œuvre du dispositif expérimental. Les mélanges potentiellement valables sont testés afin de dégager les conditions d'explosion les mieux adaptées.

2.1. Les réservoirs

Les réservoirs doivent permettre d'étudier le facteur d'échelle entre les essais au laboratoire et les essais à plus grande échelle.

2.1.1. Matériaux des réservoirs

Les réservoirs sont réalisés avec les mêmes matériaux que les plaques des essais au laboratoire. Il s'agit de deux nuances d'aluminiums (5754 et 2017) et de l'acier DC01.

La législation impose une norme concernant les appareils sous pression. Le document officiel est le CODAP (Code français de construction des appareils à pression). Ce code spécifie des règles à suivre pour une sécurité d'utilisation des appareils à pression.

Concernant les aciers non austénitiques et non inoxydables, tels que l'acier DC01, leur composition chimique doit satisfaire à une teneur en carbone des aciers destinés à être soudés, inférieure à 0,25%. Les caractéristiques mécaniques des aciers (à température ambiante) doivent notamment satisfaire à :

- une résistance maximale à la traction : $R_m \leq 700$ MPa,
- un allongement à la rupture : $A \geq 14\%$.

Les caractéristiques mécaniques des aluminiums et des alliages d'aluminium (à température ambiante) doivent satisfaire les inégalités suivantes :

- une résistance maximale à la traction : $R_m \leq 350$ MPa,
- un allongement à la rupture mesuré perpendiculairement au sens de laminage : $A \geq 14\%$,
- un allongement à la rupture mesuré parallèlement au sens de laminage : $A \geq 16\%$.

D'après ces données, l'alliage d'aluminium 5754 et l'acier DC01 conviennent, contrairement à l'aluminium 2017. L'aluminium 2017 a un allongement à la rupture de 18 %, et sa résistance maximale à la traction est de 390 MPa. La valeur du paramètre résistance maximale à la traction est supérieure à la valeur requise dans la norme.

Remarque :

L'acier XC65-90, utilisé lors des essais au laboratoire, n'est pas utilisé pour ces essais pour deux raisons principales. D'une part, c'est un matériau très fragile qui ne respecte d'aucune façon les conditions du CODAP. D'autre part, il est très difficile d'emboutir et d'usiner ce matériau au vu de ses caractéristiques mécaniques (allongement à la rupture de 8 % et contrainte à la rupture supérieure à 1000 MPa). En d'autres mots, il est impossible de concevoir des réservoirs dans ce matériau.

2.1.2. Caractéristiques des réservoirs

Les capacités sont des réservoirs métalliques d'environ 20 litres (figure 2.1 et figure 2.2). Leur épaisseur est de 2 mm. Les fonds et les viroles sont réalisés différemment suivant les différents matériaux :

- aluminium 2017 : fonds usinés et virole usinée dans la masse,
- aluminium 5754 : fonds emboutis et virole usinée dans la masse,
- acier DC01 : fonds emboutis et virole roulée et soudée.

Ils sont soudés. Un contrôle des soudures est effectué par radiographie.

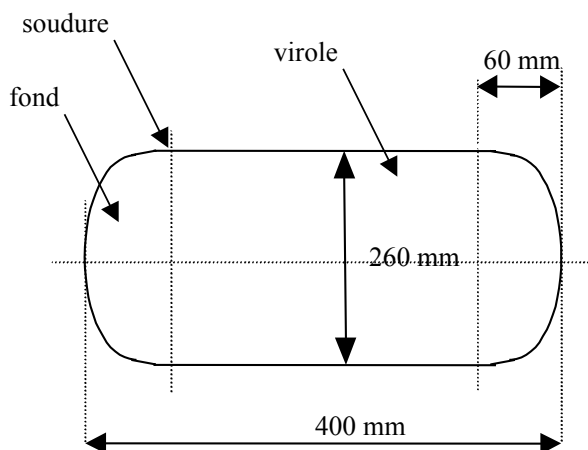


Figure 2.1: Dimensions des réservoirs d'essai.



Figure 2.2: Photo d'un réservoir.

Les surpressions théoriques d'éclatement sont comprises entre 20 et 60 bars (tableau 2.1). Les calculs ont été réalisés avec l'hypothèse d'une rupture de la virole, à partir des données de résistance mécanique, mesurées à l'aide d'essais de traction sous l'hypothèse d'une mise sous pression progressive ("chargement statique"). L'épaisseur minimale nécessaire d'une enveloppe cylindrique est exprimée en fonction de la pression d'éclatement et est donnée par la formule générale :

$$e = \frac{P.R_i}{f.z - 0.5P}$$

Dans le cas d'une enveloppe cylindrique d'épaisseur uniforme, la formule précédente peut s'écrire sous les formes équivalentes suivantes :

$$e = \frac{P.D_i}{2.f.z - P} \quad ; \quad e = \frac{P.D_m}{2.f.z} \quad ; \quad e = \frac{P.D_e}{2.f.z + P}$$

e : épaisseur minimale de l'enveloppe cylindrique

R_i : rayon intérieur de l'enveloppe cylindrique

D_m : diamètre moyen de l'enveloppe cylindrique

D_e ; D_i : diamètres extérieur et intérieur d'une enveloppe cylindrique d'épaisseur uniforme

P : pression de calcul

f : contrainte nominale de calcul

z : coefficient de soudure (en essai de résistance et pour des enveloppes cylindriques sans soudure longitudinale ni hélicoïdale, prendre z=1)

matériau	épaisseur (m)	diamètre intérieur (m)	résistance ultime (MPa)	coefficient de soudure	surpression d'éclatement (bar)
acier DC01	0,002	0,28	320	1	45
alu 2017 (AU4G)	0,002	0,28	390	1	55
alu 5754 (AG3)	0,002	0,28	200	1	28

Tableau 2.1 : Caractéristiques des réservoirs.

Remarque :

Un réservoir d'acier DC01 a été réalisé avec une forte épaisseur (1 cm). Ce réservoir, dont la surpression théorique d'éclatement est très élevée (221 bars), sert à la mise au point des mélanges gazeux.

2.2. Dispositif sécurisé d'explosion de réservoirs

2.2.1. Equipement et métrologie

Le site retenu pour l'explosion des réservoirs est la « cage » de la plate-forme explosion-dispersion à Montlaville (carrière de l'INERIS). La cage (figure 2.3) est l'équipement adapté pour ces essais. Avant le démarrage d'un essai, la cage doit être fermée avec les systèmes vis-écrous prévus à cet effet. Mais, pour limiter le risque d'endommagement de la cage, des écrans massifs sont disposés sur la paroi opposée à la partie libre du réservoir, sur toute la largeur de la cage et sur une hauteur de 1,5 à 2 mètres.

Le réservoir est solidement fixé sur une équerre par sa bride d'alimentation au moyen d'un système de boulonnage en six points (figure 2.4). La bride d'alimentation est une pièce usinée et soudée à l'extrémité des réservoirs. Elle comporte les ouvertures nécessaires pour le remplissage du réservoir et le déclenchement de l'explosion.

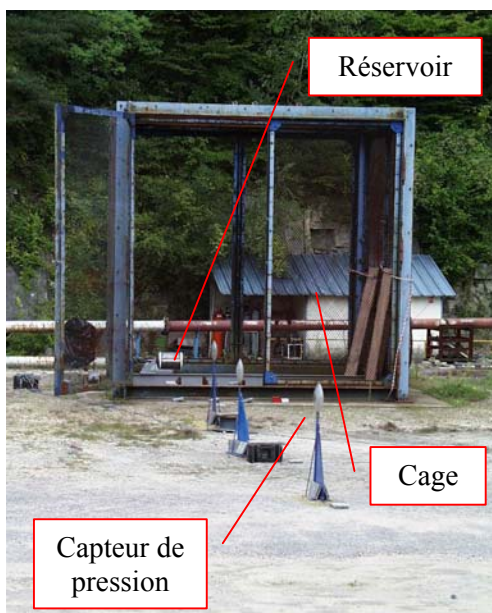


Figure 2.3 : « Cage » et capteurs de pression dans le champ lointain.

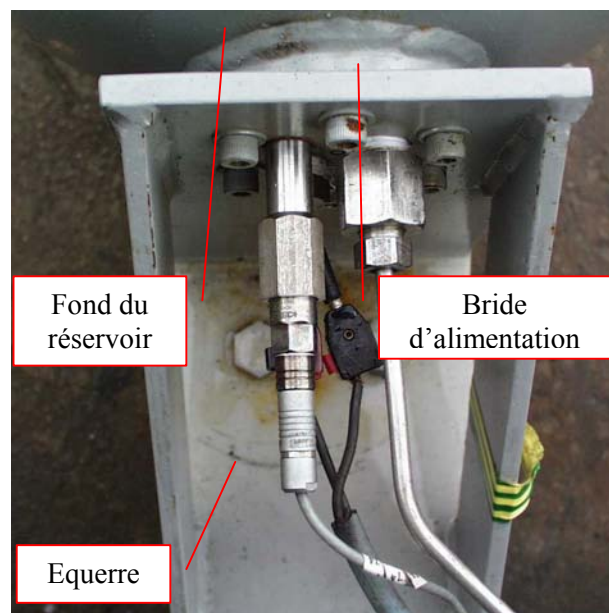


Figure 2.4 : Réservoir fixé sur une équerre par sa bride d'alimentation.

La bride est fixée sur une équerre qui est solidaire d'un profilé métallique. Ce profilé métallique est lui-même fixé de part et d'autre de la cage (figure 2.5). L'alimentation de gaz, le système de mise à feu et le capteur de pression (0-500 bars), disposé au fond d'un tube court (3 cm) pour protéger sa membrane d'éventuels fragments, viennent se positionner sur la bride d'alimentation

(figure 2.6). L'alimentation en gaz est réalisée au moyen de bouteilles d'hydrogène, d'air et d'oxygène, situées sous abri à une vingtaine de mètres. L'introduction des gaz est assurée au moyen de vannes pilotées à distance. Chaque bouteille est équipée d'un manodétendeur pour limiter la pression aval et éviter les retours de pression. Le contrôle du mélange est réalisé par la méthode des pressions partielles. La pression du mélange est contrôlée à distance au moyen d'un capteur (0-20 bars) installé sur la ligne d'alimentation. Cette ligne est également munie d'un dispositif de purge, piloté par une vanne électrique. L'amorçage est obtenu au moyen d'un système pyrotechnique délivrant une énergie de 60 joules en quelques millisecondes.

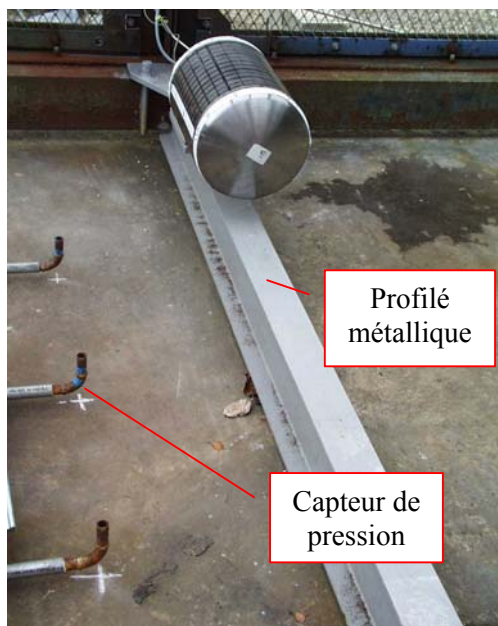


Figure 2.5 : Réservoir sur son support et capteurs de pression au sol.

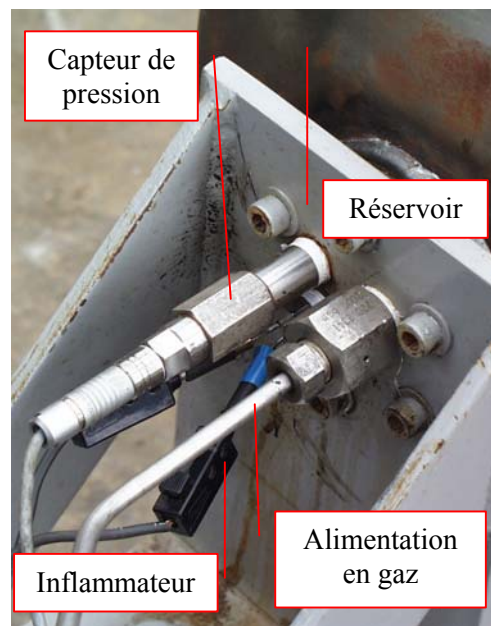


Figure 2.6 : Détail de la bride du réservoir.

Les premières expériences ont été réalisées dans les conditions de la figure 2.6, c'est-à-dire avec le réservoir relativement libre. Mais ces essais ont démontré que le réservoir a tendance à quitter trop tôt le plan focal de la caméra. De ce fait, un étrier de retenue, fixé sur le profilé métallique, a été ajouté par la suite. Son rôle est de maintenir l'arrière du réservoir (figure 2.7 et figure 2.8).

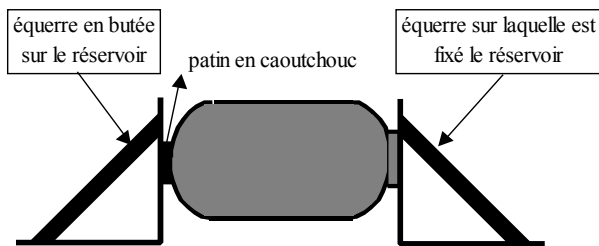


Figure 2.7 : Dispositif de retenue du réservoir.



Figure 2.8 : Illustration du dispositif de retenue.

L'instrumentation se compose, outre du capteur de pression du réservoir et de contrôle des mélanges, de :

- trois capteurs de surpression aérienne, appelés lentilles (à 4,5 ; 8 et 13 mètres du réservoir) (figure 2.4). Ils sont destinés à la quantification de l'efficacité de la détente des gaz,
- trois capteurs de surpression fixés au sol à proximité du réservoir (respectivement à 0,62 ; 0,8 et 1,17 mètres du centre du réservoir (figure 2.5)) et protégés par de solides tuyaux métalliques. Ces capteurs sont destinés à étudier la formation des ondes de choc,
- un dispositif de visualisation composé d'une caméra standard (type CANON 25 images par seconde),
- une caméra vidéo rapide (type REDLAND de 1000 à 4000 images par seconde), protégée par un caisson, et d'un spot de forte puissance (7000 Watts) disposé à une trentaine de mètres en surplomb, éclairant des réflecteurs pour rendre possible la visualisation des détails de la déformation et de la fissuration.

Remarque :

La virole de chaque réservoir destiné à la destruction a été quadrillée au feutre avec un maillage de 2,5 cm x 3 cm de façon à pouvoir éventuellement quantifier les déformations lors de la visualisation par caméra rapide.

Le poste de commande est installé dans la salle de contrôle provisoire où toutes les opérations dangereuses peuvent être pilotées. Les différentes vannes sont opérées au moyen d'un tableau manuel mais le tir et le déclenchement de l'enregistrement sont contrôlés au moyen d'un séquenceur.

Après l'essai, les fragments sont récupérés, mesurés et pesés. La masse totale récupérée est comparée à celle du réservoir initial.

2.2.2. Evaluation des risques

Les risques majeurs sont ceux relatifs à l'éclatement des réservoirs, c'est-à-dire aux effets de surpression aérienne et à la projection de fragments.

Ces risques peuvent aussi survenir lors de la réalisation des mélanges (phase de préparation de l'expérience), ou encore préalablement au tir (s'il y a défaillance des systèmes d'isolement par exemple).

Des évaluations ont été réalisées au moyen de méthodes développées à l'INERIS. Ces méthodes, basées sur les équations de Brodes, requièrent notamment comme données d'entrée un volume de capacité (environ 20 litres) et sa pression de rupture (environ 25 bars pour les réservoirs en aluminium 5754 et 50 bars pour les réservoirs en aluminium 2017 et en acier DC01). Le résultat renseigne sur l'évolution de la surpression autour du réservoir. En termes d'effets de pression, il est estimé (figure 2.9) que des niveaux de l'ordre de 20 bars peuvent être atteints dans un rayon d'un mètre autour du réservoir, tandis que la zone des effets dangereux (50 mbars) est contenue dans un rayon de 7 à 10 mètres en tenant compte d'effets directionnels. Ces résultats sont valables pour une pression de rupture supérieure (100 bars).

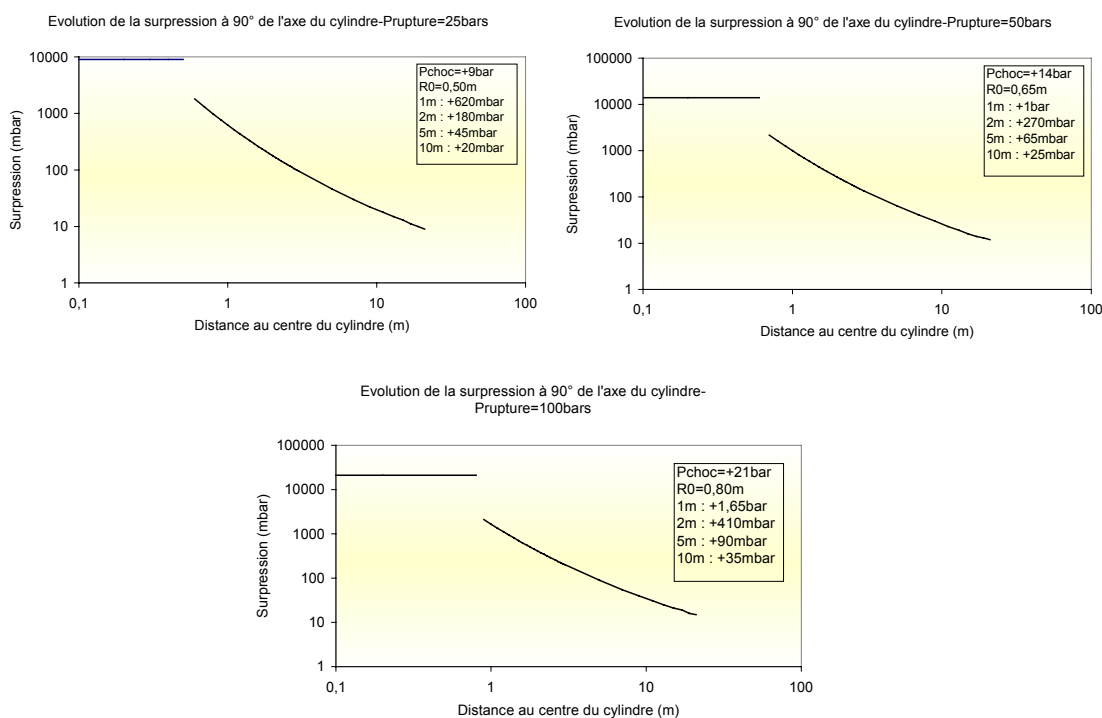


Figure 2.9 : Effets de surpression aérienne autour des réservoirs pour diverses surpressions d'éclatement.

En termes de projectiles, il est indispensable, en premier lieu, de connaître la capacité de la cage à les contenir. Elle peut stopper des gros projectiles dont l'énergie cinétique à l'impact est de l'ordre de 60 kJ. Les gros projectiles sont tels que leurs dimensions ne permettent pas de franchir la maille du grillage qui est de 5 centimètres. Les plus gros projectiles, contenant la plus grande énergie cinétique, sont obtenus lorsque le nombre de fragments est minimum. Au moins deux fragments seront formés et la situation la plus défavorable est obtenue lorsque le réservoir se coupe dans un plan perpendiculaire à l'axe, vers le milieu. Le fragment solidaire de la bride devrait rester en place tandis que l'autre serait propulsé vers le grillage situé à 3 mètres environ. En supposant que la rupture se produit pour un maximum de surpression de 100 bars, l'énergie cinétique maximale sur le grillage devrait rester de l'ordre de 60 kJ (tableau 2.2) si bien que les gros fragments devraient rester confinés, au prix cependant de dommages à l'infrastructure.

Réservoir	E cinétique/impact (kJ)
acier	65
alu	72

Tableau 2.2 : Energie cinétique évaluée à l'impact sur le grillage des plus gros fragments.

Tous les fragments de taille moindre seront contenus, sauf s'ils franchissent la maille du grillage. L'information sur la taille des fragments n'est cependant pas disponible. Il est estimé, compte tenu des dynamiques respectives de l'explosion et du mécanisme de fracturation, que le réservoir (plutôt la virole) pourrait se fragmenter en 10 ou 20 morceaux. Dans ces conditions, la taille minimale des fragments serait de l'ordre de 10 centimètres et les morceaux devraient rester contenus. Si l'un d'entre eux parvenait à franchir le grillage (longueur de 10 cm et largeur de 5 cm), la distance maximale de projection estimée serait de l'ordre de 80 mètres pour des morceaux d'acier avec une vitesse et une énergie cinétique à l'impact respectivement de 15 m/s et de 15 J. Ces éventuels projectiles peuvent être dangereux (limite d'énergie cinétique pour effets dangereux = 8 J). Pour des morceaux d'aluminium, la distance maximale de projection estimée serait moins grande, de l'ordre de 30 mètres. Ces résultats sont obtenus au moyen de méthodes numériques développées à l'INERIS et sont schématisés sur la figure 2.10.

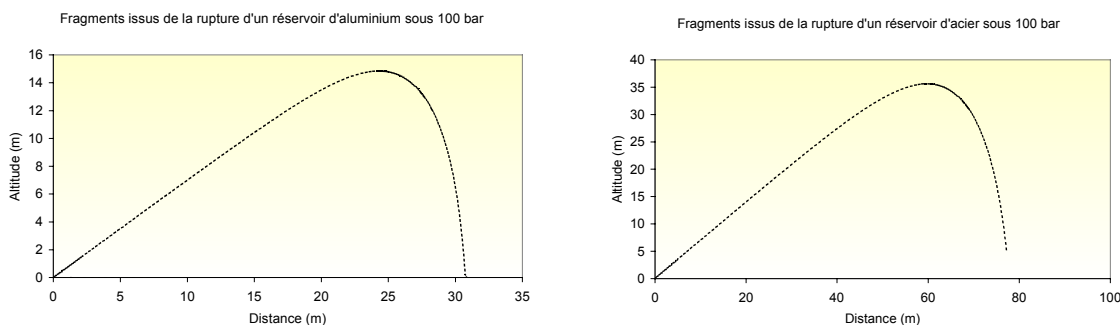


Figure 2.10 : Distance estimée de projection des petits fragments.

2.3. Conditions d'explosion retenues

Les dimensions des réservoirs et leurs caractéristiques mécaniques sont connues. A partir de ces données, la pression statique de rupture est trouvée. Cependant, le but de ces essais est de comprendre le phénomène de rupture en dynamique. Grâce aux données existantes et aux compétences de l'INERIS dans ce domaine, l'éclatement dynamique des capacités est possible au moyen d'explosions. Ces chargements par explosion interne sont calibrés afin d'obtenir des données exploitables sur la rupture.

2.3.1. Recherche des conditions d'explosion

Les réservoirs doivent éclater « à coup sûr » car un réservoir n'ayant pas subi d'éclatement, mais étant fortement déformé par une première mise sous pression, a perdu ses caractéristiques d'origine et ne peut pas être réutilisé. La surpression d'éclatement maximale lors d'un chargement statique est d'environ 50 bars, concernant l'ensemble des réservoirs à tester. Or, pour arriver à la rupture des réservoirs, l'INERIS, par son expérience [PRO 00], préconise d'atteindre une surpression finale lors d'un chargement dynamique qui soit deux fois la surpression statique de rupture. Donc, la surpression finale du mélange choisi devra atteindre une centaine de bars.

Un mélange, composé d'hydrogène, d'oxygène et d'azote, est utilisé lors des expériences d'explosion de réservoirs. Des calculs préliminaires de la pression initiale permettant d'atteindre 100 bars de pression d'explosion ont été réalisés au moyen de logiciels utilisés par les ingénieurs de l'INERIS. Les mélanges, sélectionnés au moyen des calculs, ont été testés et les conditions initiales ont été adaptées pour atteindre 100 bars de surpression finale. Pour cela, un réservoir en acier DC01, de mêmes dimensions que les autres, mais cependant avec une épaisseur nettement plus élevée (10 mm au lieu de 2 mm), a été conçu pour supporter sans se déformer les effets de surpression (surpression théorique d'éclatement de 221 bars). Le rôle de ce réservoir de « mise au point » est de permettre de sélectionner les mélanges réactifs et leurs conditions de mise en œuvre.

Les calculs et les essais correspondant ont été réalisés pour des mélanges hydrogène-air pauvres (entre 10 et 20 % en volume) (§ 2.3.1.1.), et pour des mélanges hydrogène-oxygène-azote enrichis en oxygène (§ 2.3.1.2.).

Pour les mélanges testés, l'écart entre les mesures de pression maximales d'explosion et les prédictions est de 5 à 10 %.

2.3.1.1. Mélanges pauvres

Les premiers calculs de la pression initiale permettant d'atteindre 100 bars de pression d'explosion ont été effectués pour des mélanges hydrogène-air pauvres (tableau 2.3). Par exemple, la pression d'explosion, d'environ 100 bars, est obtenue pour un mélange composé de 15 % d'hydrogène dans l'air, avec une pression initiale de 21 bars.

Proportion des constituants en pourcentage				Pression initiale (bar)	Pression d'explosion (bar)
H ₂	O ₂	N ₂	air		
15,00	17,76	67,24	85,00	21	101
20,00	16,72	63,28	80,00	18	108

Tableau 2.3 : Prévion des pressions initiales pour des mélanges hydrogène-air.

Expérimentalement, la sollicitation, pour les mélanges pauvres (15 % d'hydrogène dans l'air), est une montée en pression (de 20 à environ 100 bars) d'une durée de l'ordre de 50 ms (figure 2.11). Autrement dit, ces mélanges pauvres produisent une sollicitation dont le temps de montée est de l'ordre de 2 000 bars/s. Ces conditions d'explosion ont été retenues comme produisant des conditions d'éclatement comparables à un chargement statique.

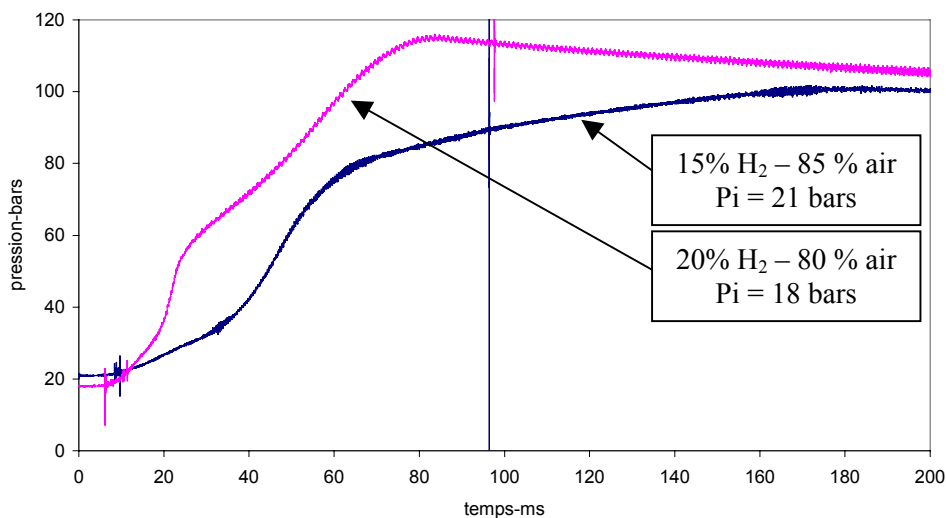


Figure 2.11 : Signature des explosions pour des mélanges pauvres dans l'air.

Un chargement dynamique correspond à une sollicitation caractérisée par une montée en pression d'une durée nettement inférieure à 50 ms. Les mélanges hydrogène-air stœchiométriques ne permettent pas d'atteindre des sollicitations beaucoup plus élevées. De ce fait, pour y parvenir, il a été imaginé d'enrichir le mélange en oxygène tout en gardant les mêmes proportions entre l'hydrogène et l'oxygène.

2.3.1.2. Mélanges enrichis en oxygène

Des calculs (au moyen d'un code interne à l'INERIS) ont permis d'estimer la pression initiale qui permet d'atteindre 100 bars de pression d'explosion. Ces calculs ont été effectués pour des mélanges H₂-O₂-N₂ enrichis en oxygène (tableau 2.4). Par exemple, la pression d'explosion, d'environ 100 bars, est obtenue pour un mélange composé de 38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène et 46,80 % d'azote, avec une pression initiale de 12,6 bars.

Proportion des constituants en pourcentage				Pression initiale (bar)	Pression d'explosion (bar)
H ₂	O ₂	N ₂	air		
29,48	14,74	55,78	70,52	12,6	101
30,82	15,40	51,57	-	12,6	104
33,31	16,66	49,97	-	12,6	106
35,78	17,89	48,38	-	12,6	108
38,23	19,12	46,80	-	12,6	110

Tableau 2.4 : Prévission des pressions initiales pour des mélanges H₂-O₂-N₂.

Expérimentalement, les temps de montée en pression autour du point supposé de rupture des réservoirs (50 bars) s'échelonnent de 0,5 à 5 ms pour ces mélanges enrichis en oxygène (autrement dit, une vitesse de montée en pression de l'ordre de 20 000 bar/s). Ces valeurs sont bien dans la gamme de sollicitation recherchée (sollicitation dynamique) (figure 2.12).

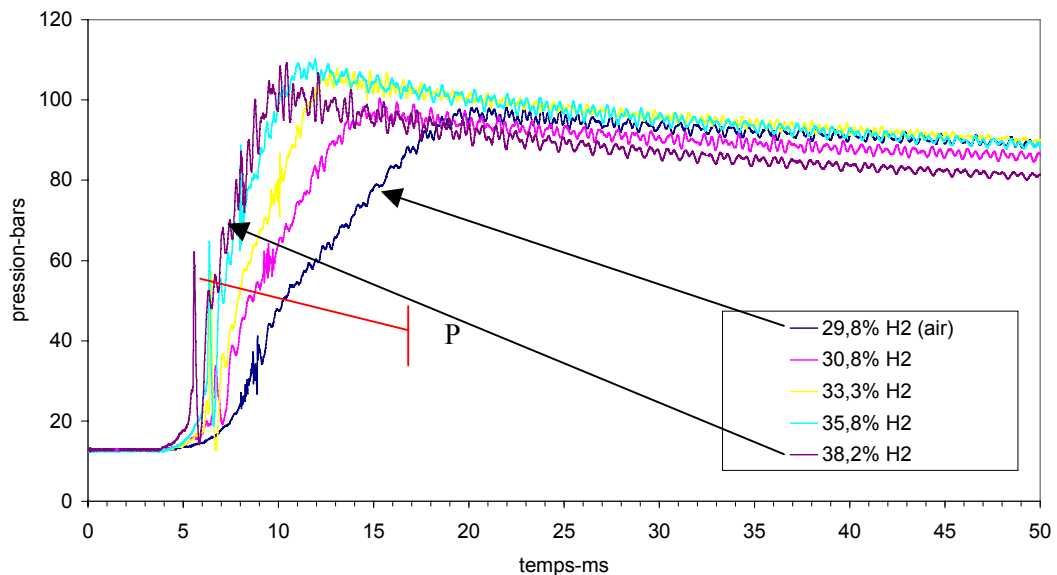


Figure 2.12 : Signature des explosions pour différents mélanges H₂-O₂-N₂ enrichis en oxygène.

Pour les mélanges H₂-O₂-N₂ encore plus riches en oxygène, le temps de montée en pression est beaucoup plus court que celui obtenu pour les essais précédents. Dans ce cas, une détonation s'amorce aussitôt après l'allumage. Ce régime de propagation a été évité car, dans cette situation, il n'est pas possible d'observer la pression de rupture.

2.3.3. Conditions d'essais

En dehors de ces conditions d'explosions « molles », le régime le plus brutal de sollicitation en déflagration a été sélectionné ainsi qu'un régime intermédiaire représenté par les mélanges hydrogène-air stœchiométriques. Ainsi les expériences présentées tableau 2.5, tableau 2.6 et tableau 2.7 ont été réalisées.

			Alu5754 Essai n°1 libre	Alu5754 Essai n°2 bridé	Alu5754 Essai n°3 bridé (1)	Alu5754 Essai n°4 bridé
mélange	Hydrogène	%	15	38,23	29,48	29,48
	Oxygène	%	-	19,12	-	-
	Azote	%	-	46,8	-	-
	Air	%	85	-	70,52	70,52
	Pression initiale	bar	21	12,6	12,6	12,6

(1) *essai non enregistré : programme d'acquisition non lancé*

Tableau 2.5 : Conditions initiales des essais de rupture des réservoirs en aluminium 5754.

			Alu2017 Essai n°5 libre	Alu2017 Essai n°6 libre (2)	Alu2017 Essai n°7 bridé	Alu2017 Essai n°8 bridé	Alu2017 Essai n°9 Bridé
mélange	Hydrogène	%	15	15	38,23	29,48	15
	Oxygène	%	-	-	19,12	-	-
	Azote	%	-	-	46,8	-	-
	Air	%	85	85	-	70,52	85
	Pression initiale	bar	21	20,7 (3)	12,6	12,6	21 (4)

(2) *essai non enregistré : erreur dans le nombre de voies sélectionnées*

(3) *fuite du réservoir en fin de remplissage : la pression est passée de 21,2 à 20,7 bars au moment du tir*

(4) *fuite au niveau du réservoir : la pression a chuté de 21,5 à 20,3 bars en environ 5 minutes*

Tableau 2.6 : Conditions initiales des essais de rupture des réservoirs en aluminium 2017.

			Acier Essai n°1 libre	Acier Essai n°2 libre	Acier Essai n°3 bridé	Acier Essai n°4 bridé	Acier Essai n°5 bridé
mélange	Hydrogène	%	15	15	38,23	29,48	15
	Oxygène	%	-	-	19,12	-	-
	Azote	%	-	-	46,8	-	-
	Air	%	85	85	-	70,52	85
	Pression initiale	bar	21	21	12,6	12,6	21

Tableau 2.7 : Conditions initiales des essais de rupture des réservoirs en acier DC01.

2.4. Conclusion

Les essais à plus grande échelle sont basés sur des réservoirs d'environ 20 litres. Ces réservoirs ont été réalisés dans les mêmes matériaux (épaisseur de 2 mm) que les plaques des essais au laboratoire. Ils sont sollicités par explosion afin de les rompre.

Il est important de noter les difficultés de mise en place et de calibrage de tels essais. Ces difficultés résident dans la mise en œuvre de l'expérience, dans la visualisation du phénomène de fissuration, mais aussi et surtout dans leur dangerosité. Une étude de risque (surpressions engendrées, fragments éjectés...) a été obligatoire.

14 essais ont été effectués. Ce faible nombre d'essais est lié aux coûts très importants de conception-réalisation des capacités et de mise en œuvre de l'expérience.

Un mélange hydrogène-oxygène-azote à différentes compositions a permis le choix de 3 types de chargement :

- un mélange pauvre composé de 15 % d'hydrogène dans l'air (conditions d'éclatement comparables à un « chargement statique »),
- un mélange composé de 29,48 % d'hydrogène dans l'air (chargement dynamique),
- un mélange composé de 38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène et 46,8 % d'azote (chargement dynamique).

Chapitre 3

Rupture de réservoirs métalliques soumis à une explosion interne

La phase préparatoire des essais d'explosion de réservoirs a consisté à construire et à équiper un banc expérimental à plus grande échelle. La fabrication des enceintes, leur mise en place au sein du dispositif d'essai, ainsi que le choix des conditions d'explosion ont été présentés au chapitre précédent. L'étude de la rupture de ces réservoirs est donc réalisée. A l'aide d'un exemple pertinent, le phénomène de rupture des capacités est expliqué. Une analyse globale des essais, avec les réservoirs de différents matériaux, soumis à différentes sollicitations, complète l'étude.

3.1. Enchaînement des phénomènes

Parmi l'ensemble des expériences réalisées (chapitre 2, du Tableau 2.5 au Tableau 2.7), un essai a été retenu pour la qualité des données récupérées. Les résultats de l'essai n°5 sur l'acier DC01 (réservoir bridé, mélange composé de 15 % d'hydrogène dans l'air, pression initiale de 21 bars) sont détaillés ci-après (figure 3.1 à figure 3.4) pour illustrer l'enchaînement des phénomènes.

3.1.1. Surpression de ruine

Le signal de surpression interne enregistré lors de l'essai (figure 3.1) est comparable à celui des essais préliminaires (chapitre 2, Figure 2.11). Un examen attentif révèle qu'une déviation apparaît dès lors que le réservoir commence à se déformer visuellement. Le signal continue à progresser, mais moins vite. La rupture se manifeste par une chute brutale du signal de pression. Cependant, les déviations par rapport aux signaux de référence restent modestes jusqu'au point d'éclatement.

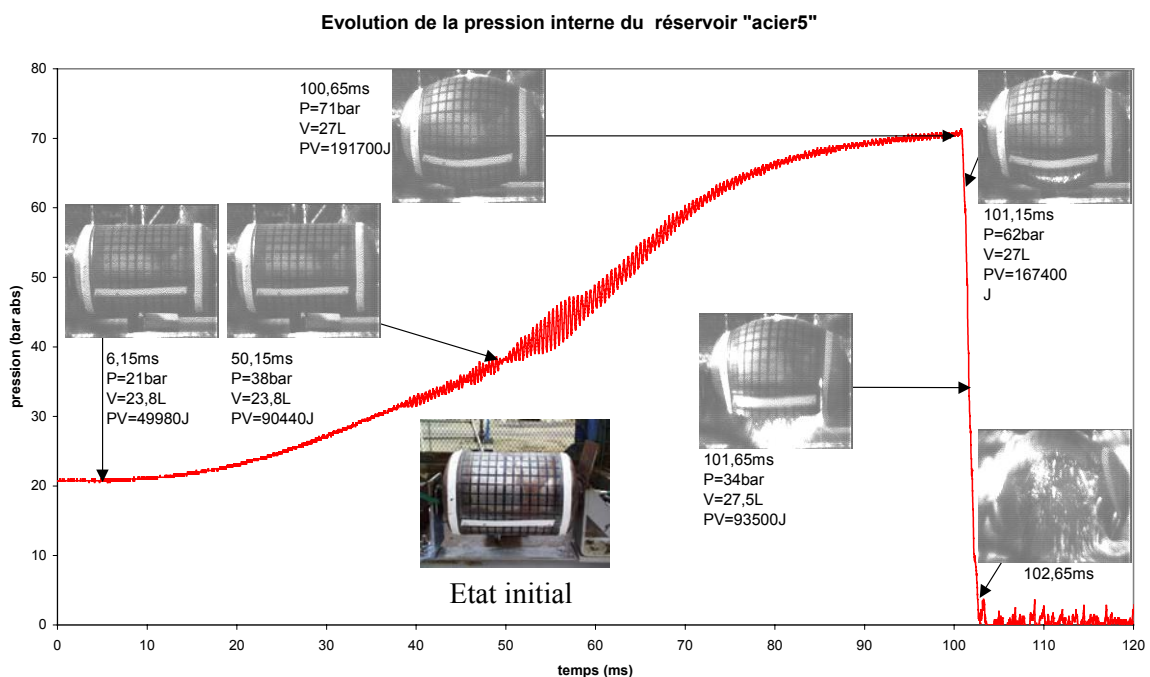


Figure 3.1 : Signal de pression interne et images enregistrés lors de l'essai n°5 (acier DC01).

3.1.2. Déformation et fissuration du réservoir

Quelques images extraites des films de vidéo rapide sont présentées sur la figure 3.1. Les rubans blancs marquent la position des cordons de soudure. Le gonflement du réservoir se distingue nettement. Le volume augmente dans ce cas de 3 à 4 litres, soit 10 à 15 %, avant l'éclatement. L'accroissement de volume se fait d'ailleurs essentiellement par augmentation du diamètre de la virole ; les variations de longueur restent imperceptibles.

Sur certaines expériences (et dans le meilleur des cas), la fissure initiale se forme et se propage sur une durée de 1 à 2 ms. De ce fait, seulement 2 ou 3 images sont disponibles pour faire une mesure de la vitesse de fissuration (caméra rapide limitée). Cependant, pendant ce délai, la surpression interne chute de plusieurs dizaines de bars. Il ne s'agit dès lors que d'une vitesse moyenne de propagation de fissure. Dans l'exemple de la figure 3.1, une fissure horizontale se développe. Elle est rendue visible par la brillance des produits de combustion interne à haute température. Cette fissure est initiée sur la virole en dessous du ruban horizontal blanc, loin des soudures. Dans le cas présent, la soudure horizontale est au-dessus du ruban alors que la fissure apparaît en dessous, à 50 mm au moins. La vitesse de propagation de fissure est estimée à 280 m/s (14 cm en 0,5 ms) pour une surpression de l'ordre de 70 bars. Cette vitesse diminue pour atteindre 240 m/s (12 cm en 0,5 ms) pour une surpression de l'ordre de 50 bars. Sachant que l'incertitude est de l'ordre de 2 cm au moins sur les longueurs de fissures, l'écart constaté n'est pas significatif.

Concernant les fragments (figure 3.2), l'écart entre la masse initiale du réservoir et la masse des fragments récupérés est très faible. 7 fragments sont dénombrés. Ils ont une taille importante. Le faciès de rupture observé est rugueux avec une rupture à 45°. Toutes ces données sont caractéristiques d'une rupture ductile.



Figure 3.2 : Photographies du réservoir (essai n°5 sur acier DC01) avant et après l'essai.

3.1.3. Effets de surpression aérienne

Les capteurs de pression, appelés « ext 1 » « ext 2 » et « ext 3 », se situent respectivement à 0,62 ; 0,8 et 1,17 mètres du centre du réservoir (chapitre 2, § 2.2.1, Figure 2.5). Sur le signal de pression « ext 1 » dans le champ proche (figure 3.3), deux pics s'enchaînent, alors que, sur les deux autres « ext 2 » « ext 3 », un seul pic assez caractéristique des ondes de choc est observé. La forme du signal sur le premier capteur peut être attribuée à l'existence de la zone de transition où les ondes de choc sont en train de se former par superposition de plusieurs fronts. Pour certaines expériences, le second pic sur « ext 1 » est plus grand que le premier. Une vibration d'environ 1000 Hz est calculée à partir de ces signaux. Son origine reste incertaine mais il peut s'agir d'une oscillation de la colonne gazeuse entre la membrane des capteurs et la sortie des tubes de protection.

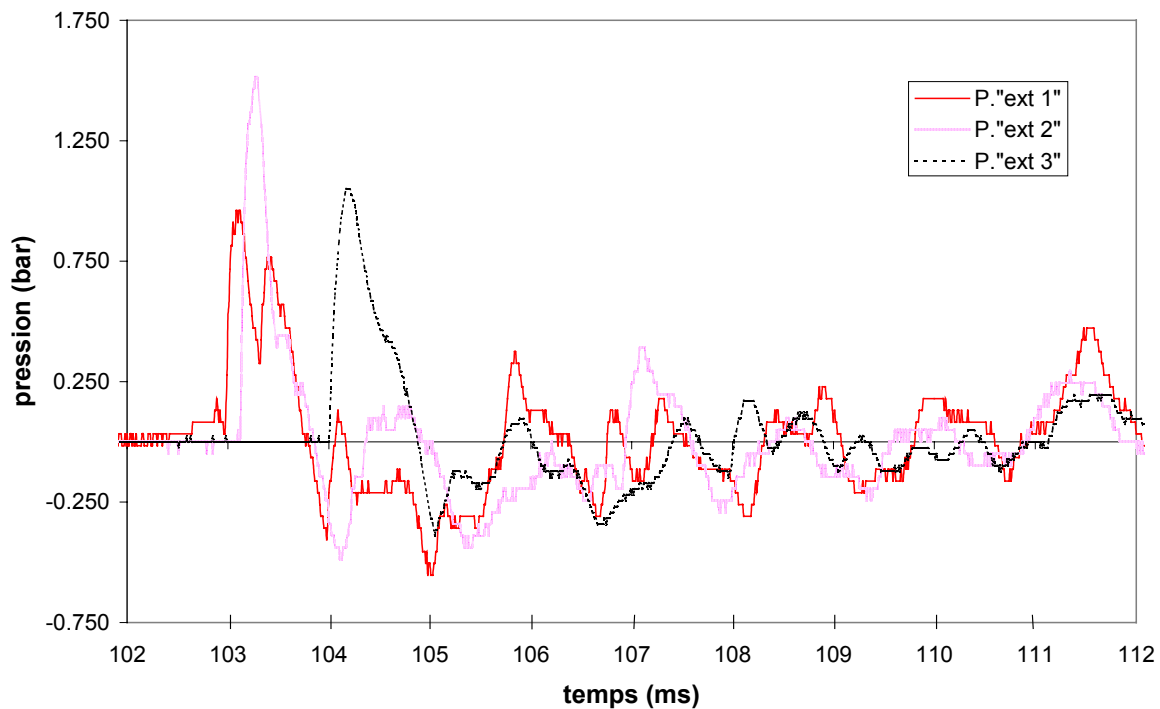


Figure 3.3 : Signaux de pression externe au niveau du sol (essai n°5 sur acier DC01).

A plus grande distance (figure 3.4), les ondes de choc sont généralement bien formées sur les capteurs des lentilles. Les lentilles 1 à 3 sont placées respectivement à 4,5 ; 8 et 13 mètres du centre du réservoir (chapitre 2, § 2.2.1, Figure 2.3). Cependant, le cas représenté sur la figure 3.4 est atypique. La forme de ces signaux n'a pas été observée à d'autres occasions pendant cette campagne. Donc, une analyse spécifique a été conduite. La première constatation est que le premier pic de chacun des signaux est très semblable à ceux obtenus lors des autres expériences et semble donc avoir la même origine, c'est-à-dire, la production de l'onde induite par l'éclatement. Les pics suivants se répètent régulièrement, d'un capteur à l'autre, moyennant un décalage dans le temps correspondant strictement au temps de parcours d'une onde acoustique entre les points de mesure. On ne peut donc pas supposer que ce phénomène est un artéfact comme par exemple la mise en vibration des supports de lentilles, mais qu'il s'agit bien d'ondes de pression aériennes. En revanche, les capteurs au sol ne détectent apparemment rien de spécifique, hormis l'éclatement du réservoir. Remarquons que la fréquence de répétition des pics est de l'ordre de 150 Hz. Cet ordre de grandeur est plus petit que les fréquences acoustiques attendues. Mais, lorsque le réservoir éclate, des fragments sont propulsés à grande vitesse (plus de 100 m/s parfois), et percutent les parois de la cage. Il peut arriver que l'un d'entre eux frappe l'une des poutres d'infrastructure. L'examen des films en vidéo standard suggère effectivement cette

possibilité. Dans cette situation, il est tout à fait possible que la poutre, ainsi mise en vibration, serve de source acoustique. La cage est un cube de 4 m x 4 m x 4 m. La fréquence fondamentale de vibration de sa structure est de l'ordre de 150 Hz, ce qui est en assez bon accord avec la fréquence mesurée sur les signaux de la figure 3.4. On peut admettre enfin que l'un des cadres de la cage, par exemple celui face aux lentilles, serve de source acoustique, suite à l'impact (à une vitesse de 100 m/s par exemple) sur un montant, de l'un des fonds du réservoir. La surface émettrice est de l'ordre de 1 m², la vitesse matérielle de vibration de 50 m/s (vitesse de déformation à l'impact [PRO 04]). En utilisant un modèle classique de source acoustique [LEY 82], ce scénario conduit à une surpression de 50 mbars sur la lentille 1, 15 mbars sur la lentille 2, 10 mbars sur la lentille 3 et 50 mbars sur les capteurs au sol. Ces valeurs sont en accord avec les observations sachant que le réglage des capteurs au sol ne leur permet pas de détecter ces faibles niveaux. Si cela devait se confirmer, il en résulterait que les effets acoustiques induits par l'impact violent d'un projectile sur une structure rigide seraient tout à fait significatifs (de l'ordre de 50 mbars dans la situation présente).

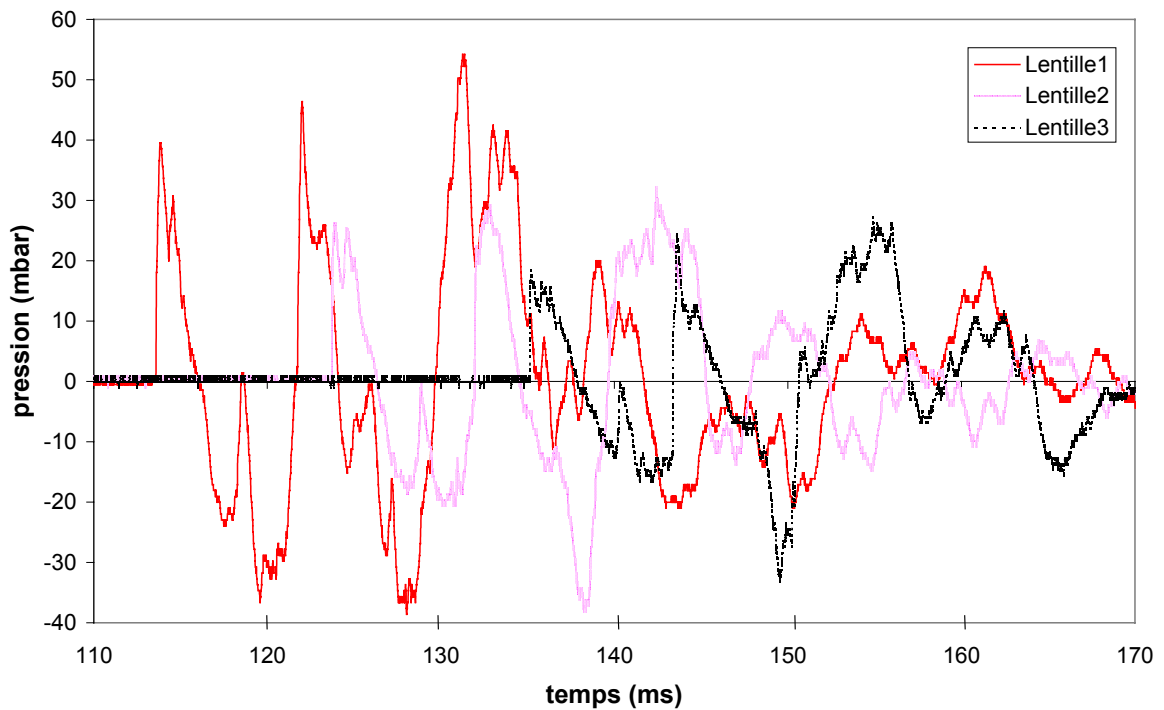


Figure 3.4 : Signaux de pression aérienne (essai n°5 sur acier DC01).

3.2. Analyse globale

3.2.1. Surpressions de ruine

La figure 3.5 représente l'évolution de la surpression d'éclatement pour les différents matériaux en fonction de la vitesse de montée en pression. La vitesse de montée en pression (V_{mp}) s'exprime comme le rapport entre la surpression de rupture et le temps écoulé depuis la mise à feu.

Dans le domaine des basses vitesses de chargement (mélange avec 15 % d'hydrogène dans l'air), les points se regroupent pour l'acier DC01 autour du point 68 ± 2 bars (pression de rupture). La rupture survient au bout de 85 ms. Pour l'aluminium 5754, la pression de rupture (35 bars) est plus faible que pour l'acier. Leurs instants de rupture sont comparables (98 ms pour l'Al5754). L'aluminium 2017 rompt pour une pression d'environ 26 bars au bout de 24 ms. Dans ce cas, la rupture est plus soudaine.

Une augmentation de la surpression de ruine est constatée au fur et à mesure que la vitesse de sollicitation augmente. Pour le mélange avec 29,48 % d'hydrogène dans l'air, la rupture se produit au bout de 10 ms pour les deux aluminiums et 18 ms pour l'acier. Pour le mélange composé de 38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène et 46,8 % d'azote, la rupture se produit au bout de 7 ms pour les deux aluminiums et 9 ms pour l'acier.

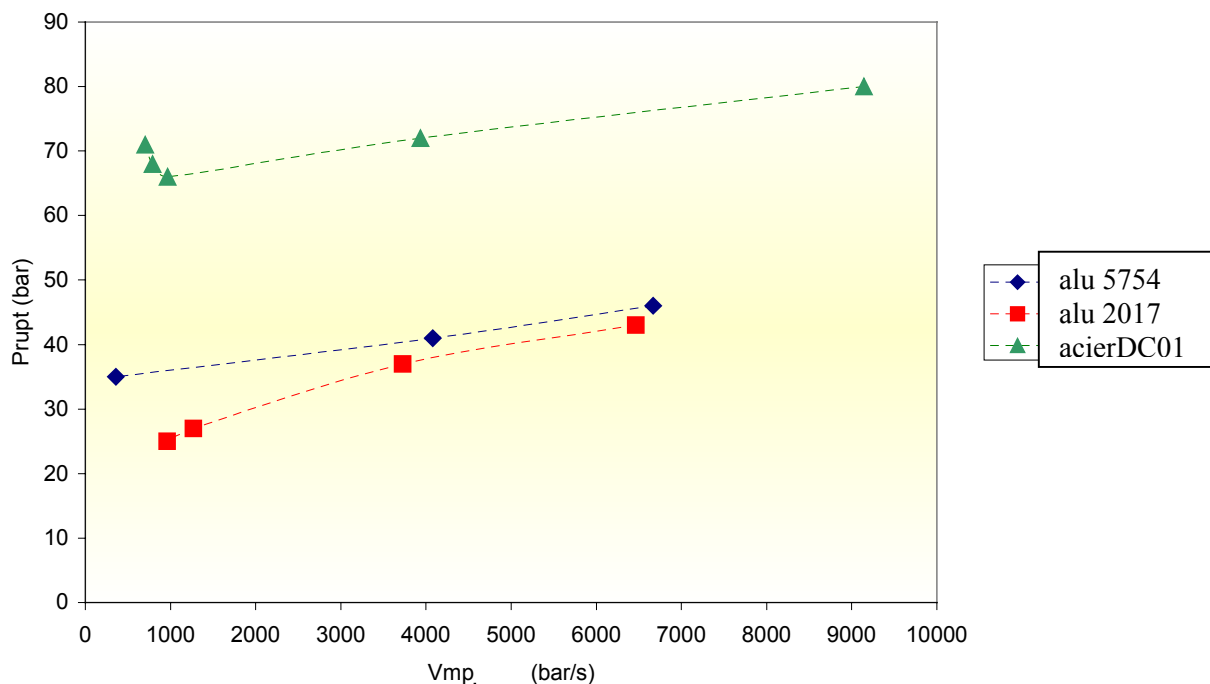


Figure 3.5 : Evolution de la surpression de ruine des différents réservoirs.

En extrapolant les valeurs des pressions de rupture à une vitesse de chargement nulle, une estimation de la surpression de ruine sous chargement statique est trouvée. Ces valeurs sont mises en parallèle avec les valeurs des pressions de rupture calculées dans le tableau 3.1. Les valeurs théoriques sont plus petites que les observations expérimentales pour l'acier DC01 et l'aluminium 5754, et plus grandes pour l'aluminium 2017. L'explication de ces remarques n'est pas évidente.

Remarque :

Il serait peut-être bon de vérifier les caractéristiques des matériaux sur les échantillons restants. Cependant, des essais s'avèreraient difficiles à effectuer du fait de la forte déformation des débris.

Matériau	Pression de rupture théorique (bar)	Pression de rupture estimée (bar)	Gonflement à la pression de rupture (%)
acier DC01	45	67	13,45 %
alu 2017 (AU4G)	55	23	0,00 %
alu 5754 (AG3)	28	34	6,93 %

Tableau 3.1 : Comparaison des pressions de rupture théoriques et expérimentales.

En termes de comportement avant la rupture, les deux matériaux ductiles (acier DC01, aluminium 5754), qui sont conformes à la réglementation des appareils sous pression, se déforment et se gonflent avant de rompre. Les estimations de pressions de rupture expérimentales sont plus élevées que les valeurs théoriques. Cette remarque traduit un aspect sécuritaire. Dans ce cas, la rupture semble ductile. L'aluminium 2017 (non conforme au CODAP) ne change pas de forme. Il se rompt quasiment instantanément sans déformation préalable. Cette action a pour effet que la pression à la rupture estimée expérimentalement est inférieure à la pression de rupture théorique. Dans ce cas, les conséquences sont désastreuses et la rupture semble fragile.

Remarque :

Les résultats du tableau 3.1 montrent également que le taux de gonflement à la rupture ne dépend pas vraiment de la vitesse de chargement.

3.2.2. Fissuration

La caractérisation de la fissuration en termes de vitesse, de trajectoire et de nombre de fragments résiduels est un sujet très difficile à mener expérimentalement. Quelques résultats uniquement sont disponibles.

3.2.2.1. Vitesse de fissuration

Sur la figure 3.6 sont représentées les évolutions de la vitesse de fissuration en fonction de la vitesse de chargement, comme définie précédemment. Le passage du paramètre « vitesse de chargement » (figure 3.6) au paramètre « surpression de rupture » (figure 3.5) est possible mais inutile, car la vitesse de fissuration semble relativement peu dépendante de la surpression interne. Cette vitesse se maintient pendant la dépressurisation.

Sur une plage comprise entre 500 et 1500 bars/s, la vitesse de fissuration n'évolue pas pour les trois matériaux. Il faut une vitesse de sollicitation beaucoup plus élevée (à environ 4000 bars/s) pour constater une augmentation de la vitesse de fissuration.

La vitesse de fissuration ne semble guère dépendre de la nature du matériau et ne varie que modestement en fonction de la vitesse de sollicitation (un facteur 8 sur V_{mp} ne fait que doubler cette vitesse). La gamme des vitesses de fissuration mesurées est comprise entre 200 et 400 $m.s^{-1}$.

Un nombre plus important d'essais permettrait de préciser cette analyse.

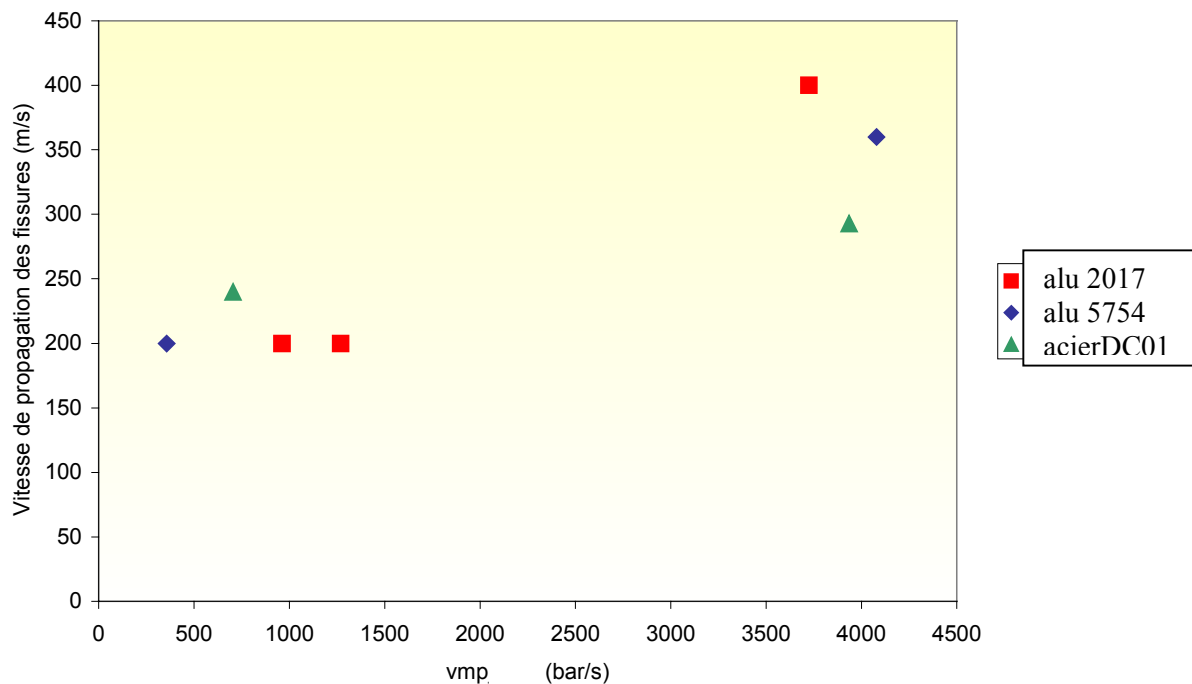


Figure 3.6 : Vitesses de fissuration des différents réservoirs, en fonction de la vitesse de sollicitation.

3.2.2.2. Réservoirs d'acier DC01

En terme de trajectoires des fissures, pour les réservoirs d'acier, une fissure horizontale se produit. Elle se propage vers les soudures des fonds et suit ensuite ces cordons de soudure. Ce processus est clairement filmé (figure 3.7). Il se produit pour les trois chargements imposés. Les fonds se désolidarisent et la virole semble se « dérouler ». Parfois, la virole se découpe longitudinalement en 2 ou 3 morceaux. La figure 3.8 et la figure 3.9 décrivent la déformation et la rupture de réservoirs d'acier parallèlement à l'évolution de pression, pour des vitesses de sollicitation plus élevées. Les vitesses de propagation de fissure mesurées sont de 240 m.s^{-1} pour une vitesse de montée en pression d'environ 704 bars/s (essai n°5) et de 293 m.s^{-1} pour une vitesse de montée en pression d'environ 3934 bars/s (essai n°4). Au total, le nombre de fragments est de l'ordre de 5, plutôt décimétriques. Les faciès de rupture observés sont rugueux avec une rupture à 45° . Toutes ces données sont caractéristiques d'une rupture ductile.

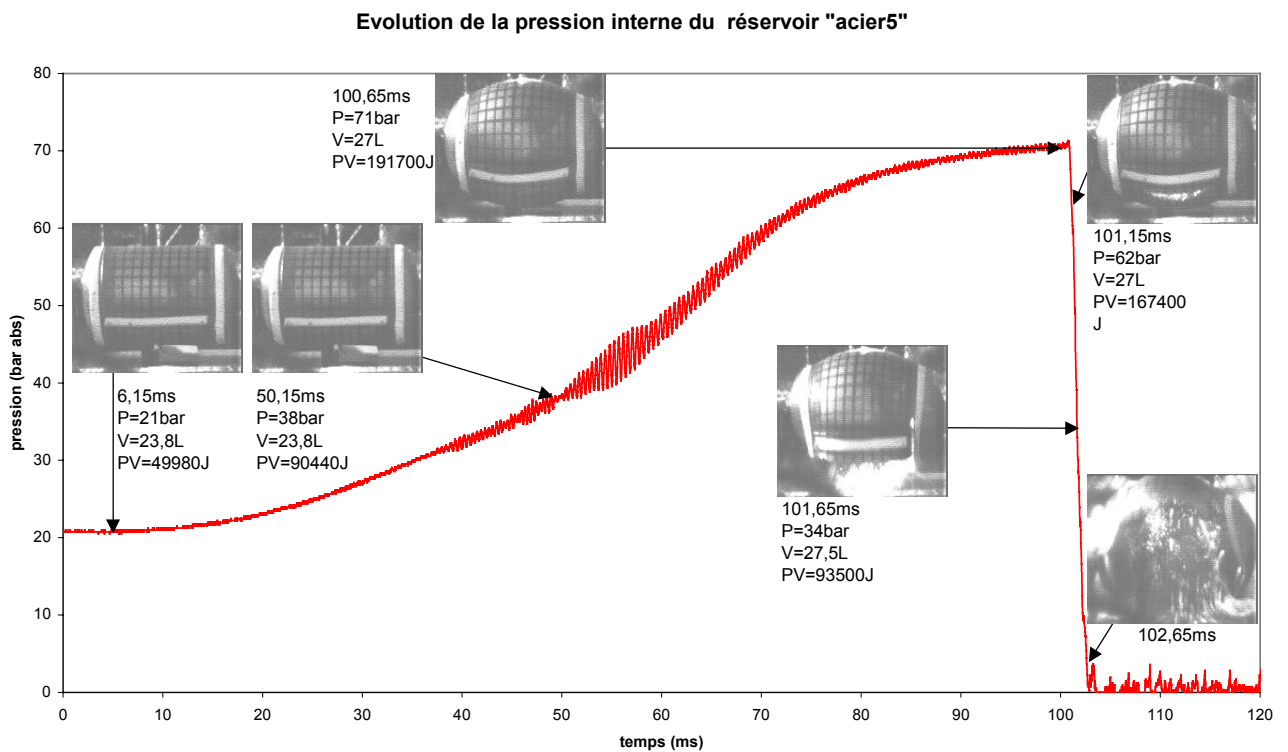


Figure 3.7 : Fissuration d'un réservoir d'acier DC01 (essai n°5)
[15 % d'hydrogène dans l'air]

Evolution de la pression interne du réservoir "acier4"

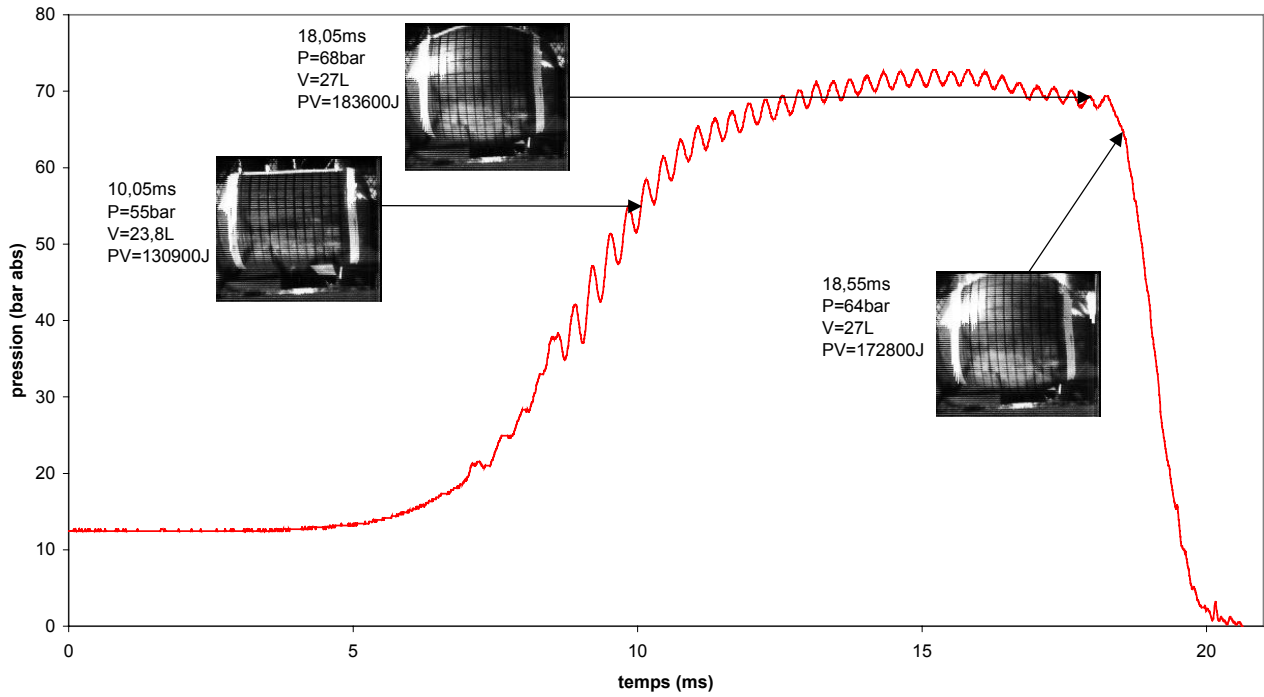


Figure 3.8 : Fissuration d'un réservoir d'acier DC01 (essai n°4)
[29,48 % d'hydrogène dans l'air]

Evolution de la pression interne du réservoir "acier3"

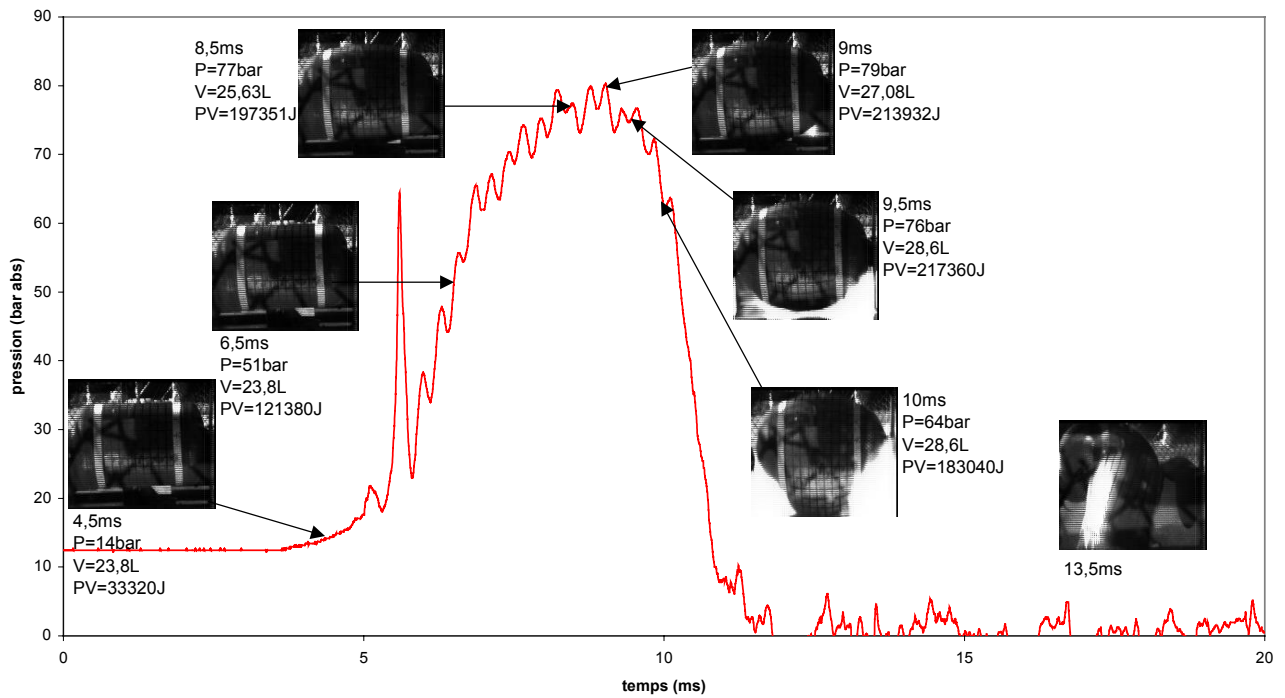


Figure 3.9 : Fissuration d'un réservoir d'acier DC01 (essai n°3)
[38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène, 46,8 % d'azote]

3.2.2.3. Réservoirs d'aluminium 2017

Pour les réservoirs d'aluminium 2017, le point faible est la bride d'alimentation du réservoir. Plusieurs fissures, quatre, peut-être plus, partent de ce point et se propagent radialement vers la virole. Elles continuent de la découper longitudinalement vers l'autre fond. La figure 3.10 et la figure 3.11 illustrent ce point. Les vitesses de fissuration sont de 200 m.s^{-1} pour des vitesses de mise sous pression d'environ 961 et 1268 bars/s (essais n°5 et 9) et de 400 m.s^{-1} pour une vitesse de mise sous pression d'environ 3274 bars/s (essais n°8). Ces vitesses ne sont pas très élevées ; cependant, au vu de la déformation quasi inexistante avant la rupture, du nombre important de fragments et de leurs faciès lisses et brillants, et au vu de la rupture avec de multiples fissures, figure 3.12, tout laisse à penser que la rupture est fragile.

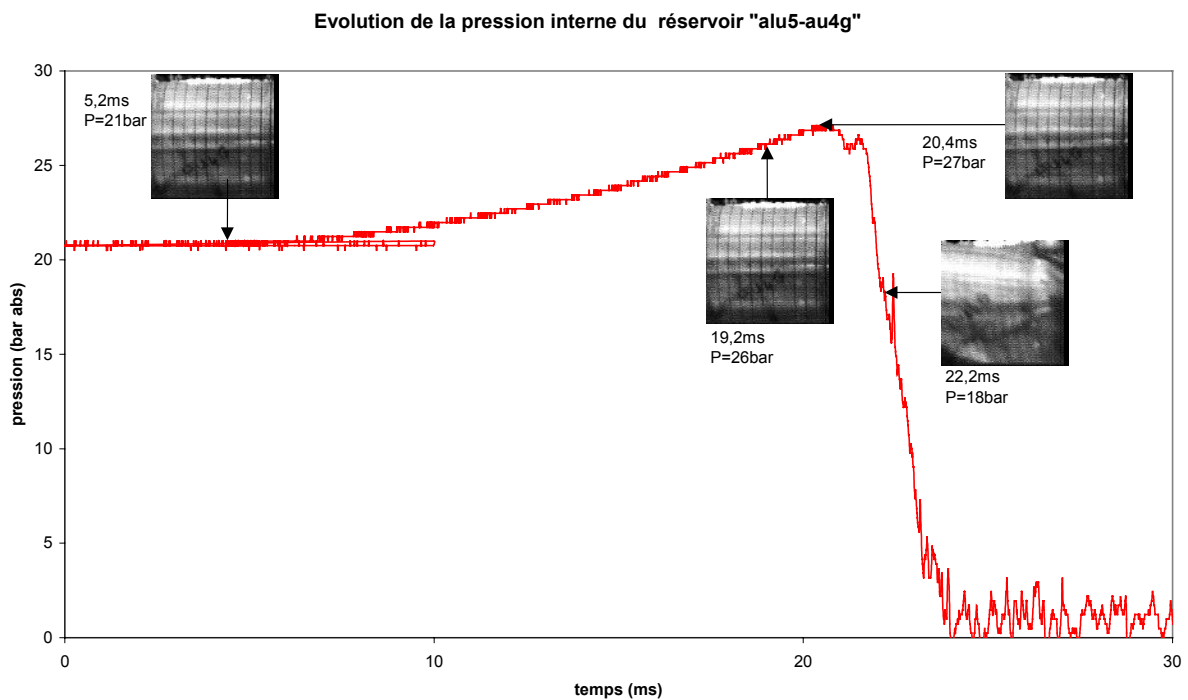


Figure 3.10 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 2017 (essai n°5)
[15 % d'hydrogène dans l'air]

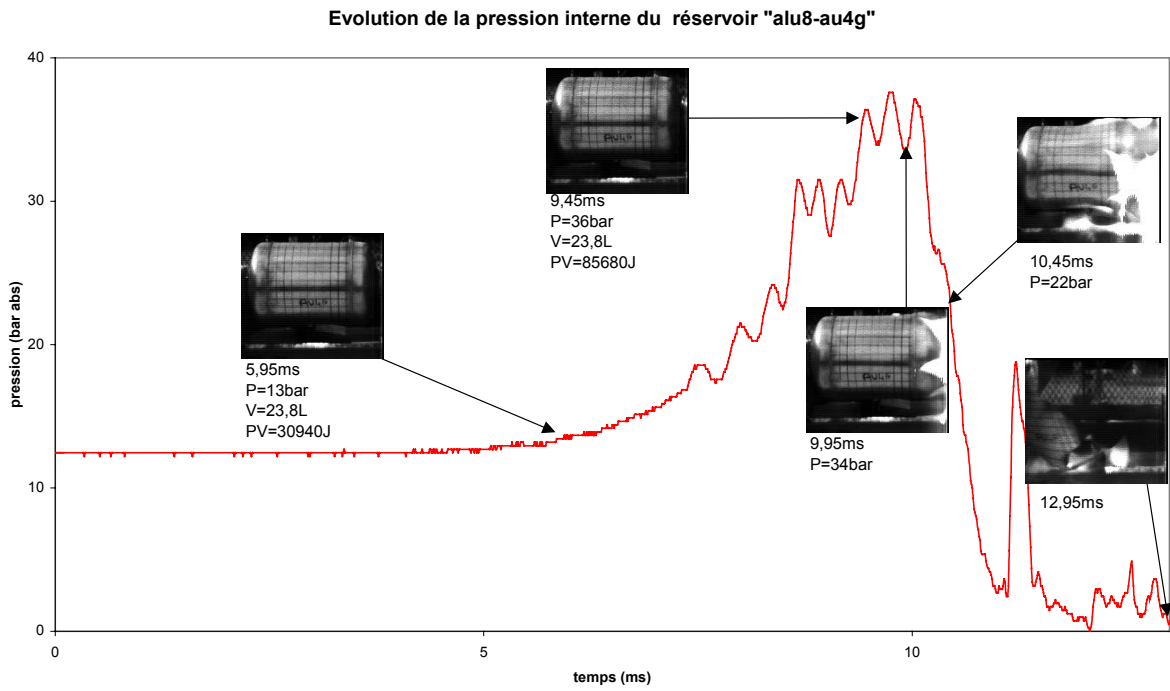


Figure 3.11 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 2017 (essai n°8)
[29,48 % d'hydrogène dans l'air]

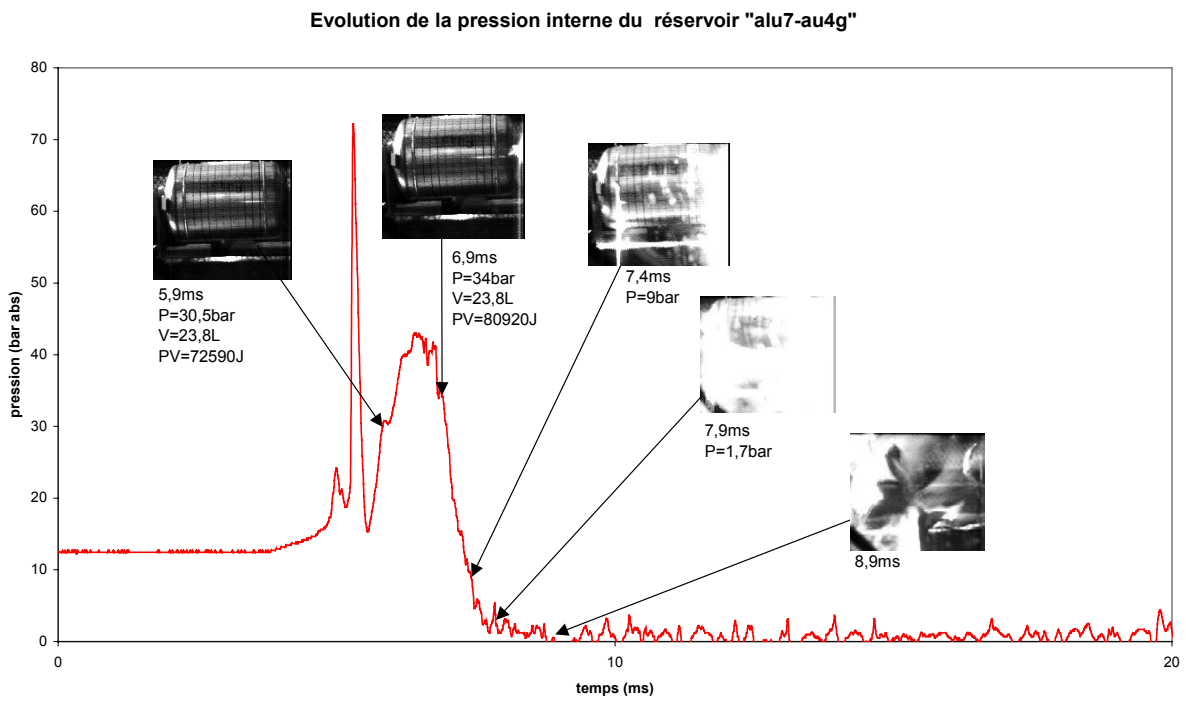


Figure 3.12 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 2017 (essai n°7)
[38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène, 46,8 % d'azote]

Le nombre de fragments est de ce fait plus grand que pour l'acier dans la mesure où dans ce dernier cas, seulement une fissure initiatrice est comptabilisée. En appliquant un facteur de proportionnalité, le nombre de fragments pour l'Alu2017 est donc 4 fois plus grand, soit une vingtaine. Ce résultat est effectivement conforme aux observations, avec une moyenne de 20 fragments. Parmi les fragments, le fond opposé à la bride est retrouvé relativement entier, sauf pour les essais aux vitesses de sollicitation les plus grandes, tandis que la virole et, dans une plus large mesure encore, l'autre fond, sont fragmentés. Des petits fragments (centimétriques) sont éparpillés.

3.2.2.4. Réservoirs d'aluminium 5754

Pour les réservoirs d'aluminium 5754, un comportement intermédiaire semble se produire avec un démarrage par une fissuration horizontale de la virole mais également du fond comportant la bride. Or, le lieu d'amorçage de fissure est inconnu, ce qui est problématique pour la visualisation (figure 3.13 et figure 3.15). Le phénomène a tout de même été capté (figure 3.14). Pour une faible vitesse de mise en pression (356 bars/s), la vitesse de propagation de fissure est de 200 m.s⁻¹ (essai n°1). Pour une vitesse de mise en pression plus élevée (3274 bars/s), la vitesse de propagation de fissure est de 360 m.s⁻¹ (essai n°4). Le nombre de fragments est aussi intermédiaire. Toutes ces données sont caractéristiques d'une rupture ductile.

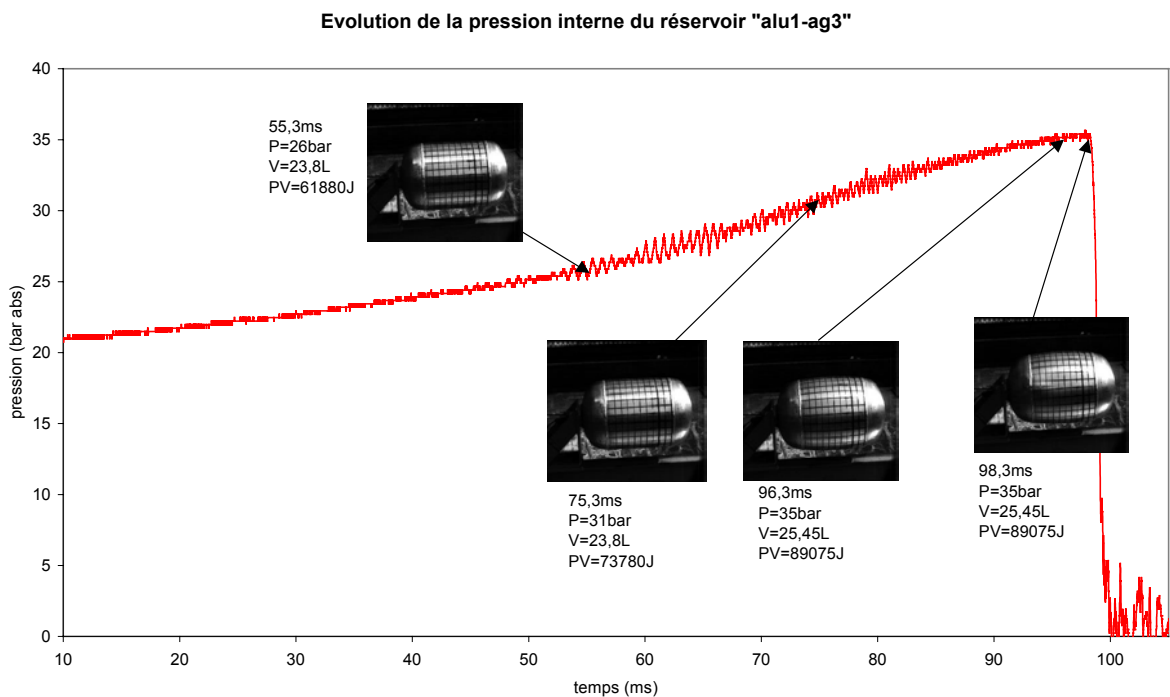


Figure 3.13 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 5754 (essai n°1)
[15 % d'hydrogène dans l'air]

Evolution de la pression interne du réservoir "alu4-ag3"

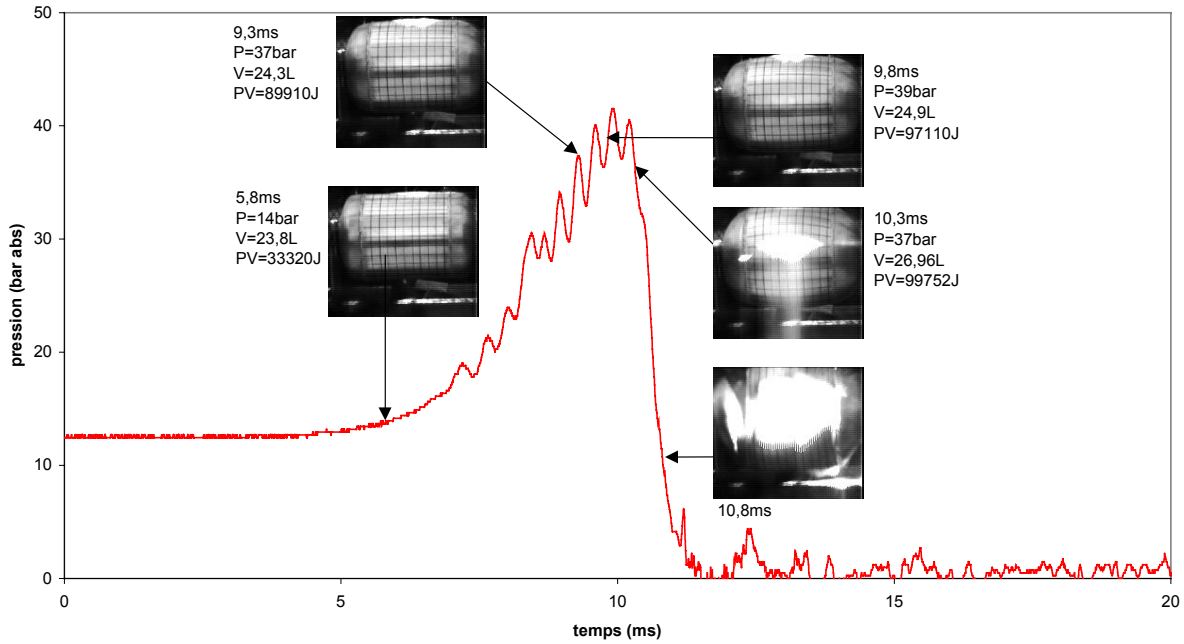


Figure 3.14 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 5754 (essai n°4)
[29,48 % d'hydrogène dans l'air]

Evolution de la pression interne du réservoir "alu2-ag3"

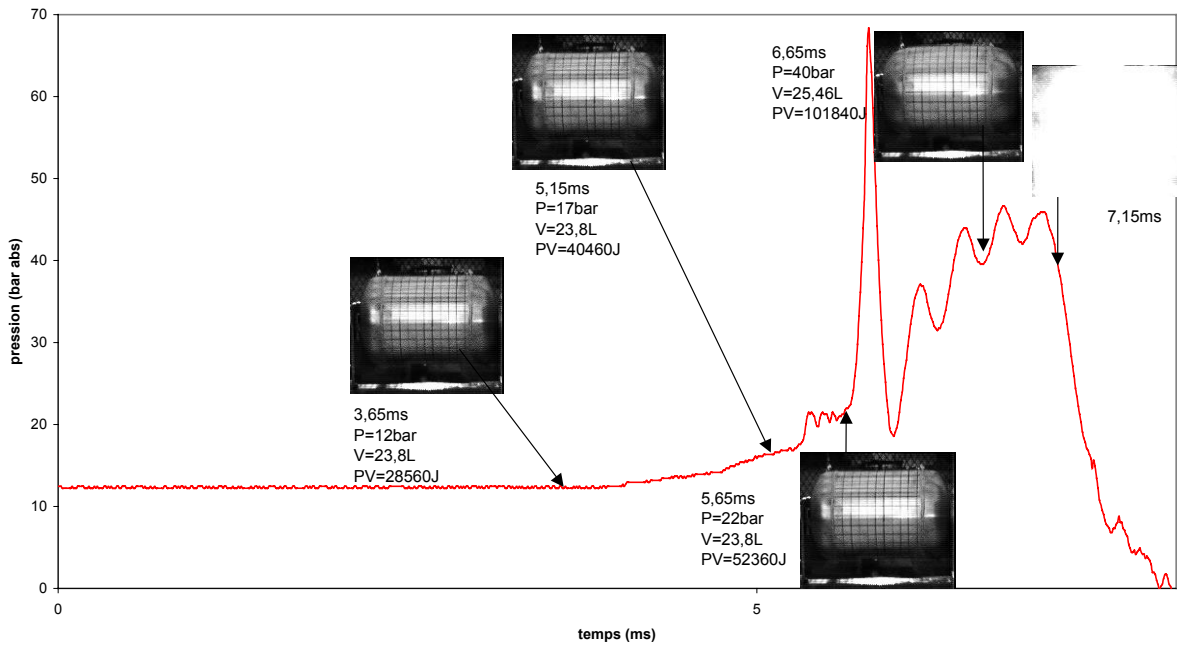


Figure 3.15 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 5754 (essai n°2)
[38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène, 46,8 % d'azote]

3.2.2.5. Analyse des fragments

L'effet de la vitesse de chargement sur le nombre de fragments est estimé au moyen de la figure 3.16. L'effet de la vitesse de chargement n'est guère perceptible pour les réservoirs d'acier tandis qu'elle est très sensible pour les réservoirs d'aluminium 2017. Le comportement des réservoirs d'aluminium 5754 est intermédiaire. Dans ces deux dernières situations, il est utile de signaler que l'augmentation du nombre de fragments est pour l'essentiel due à l'augmentation du nombre des débris centimétriques tandis que le nombre de fragments décimétriques est relativement stable, autour de 10. Il est possible que les plus petits fragments soient de petits morceaux arrachés au voisinage de la bride.

Sur la figure 3.17, le nombre de fragments est exprimé en fonction de la pression de rupture. Des pressions de rupture élevées n'engendrent généralement pas un plus grand nombre de fragments, sauf pour le cas de l'aluminium 2017.

En somme, une rupture fragile provoque un plus grand nombre de fragments qu'une rupture ductile.

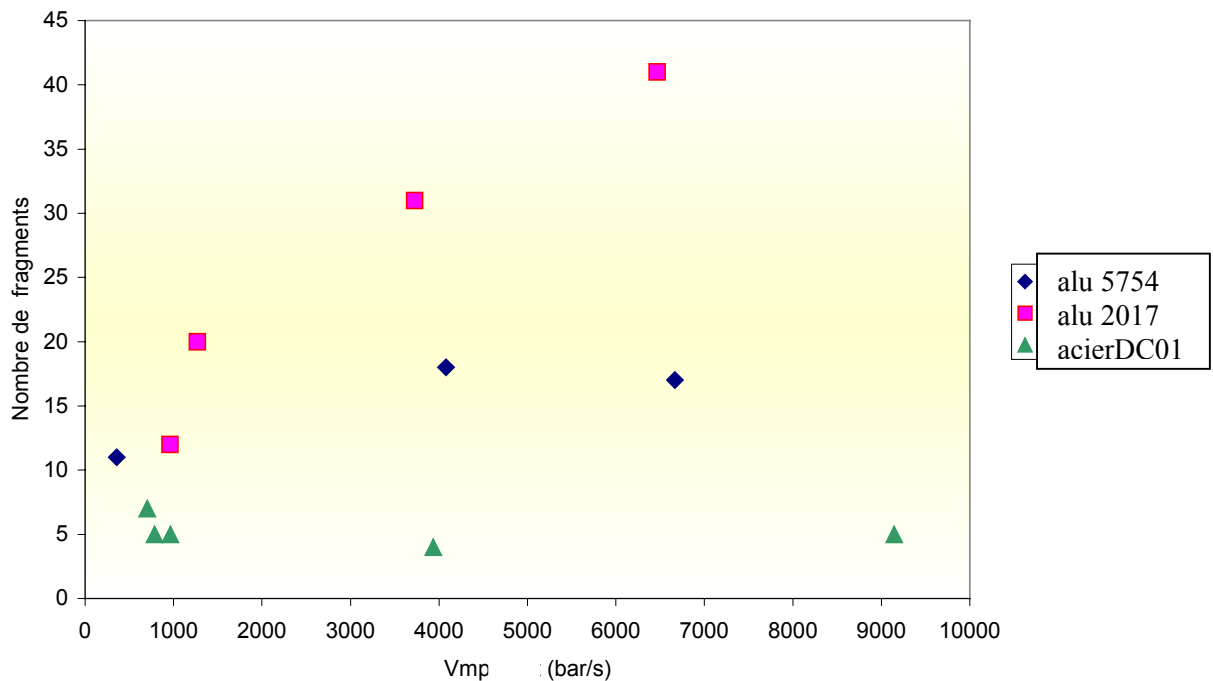


Figure 3.16 : Evolution du nombre de fragments des différents réservoirs.

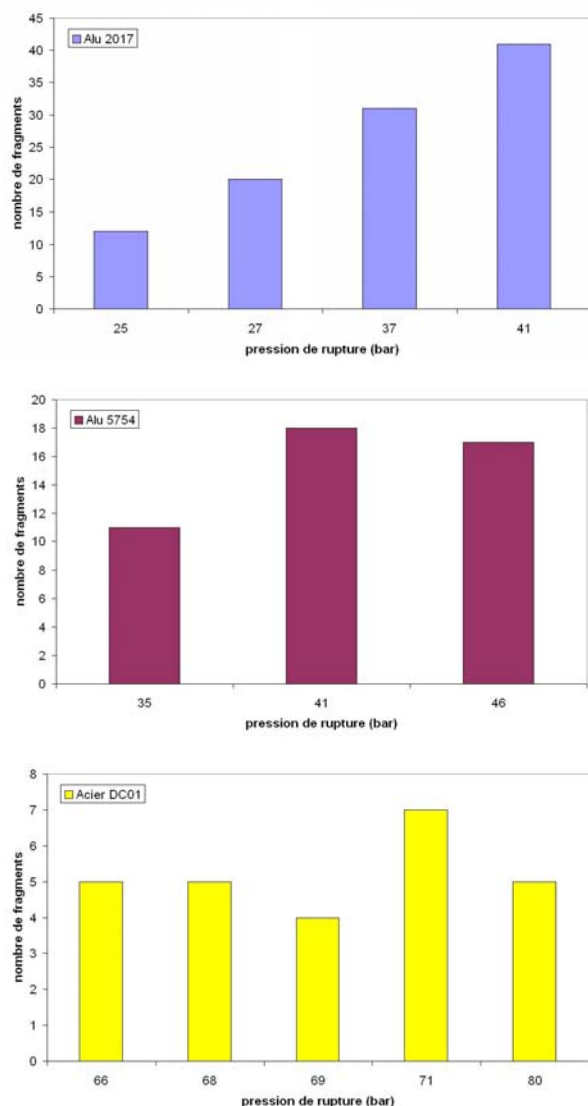


Figure 3.17 : Nombre de fragments pour les réservoirs de matériaux différents.

Des photos de fragments sont dans l'annexe 5.

3.2.3. Effets de surpression aérienne

Les mesures de surpression aérienne sont complémentaires à l'étude de la fissuration. Elles ont pour but de vérifier les lois d'atténuation des ondes de pression dans l'environnement en fonction de la distance. Dans le cas présent, la référence utilisée est un document INERIS [HEU 04] dont les sources pour estimer les effets de pression induits par un éclatement pneumatique sont l'énergie de Brode et les graphes de la méthode Multi-énergie [TNO 97] ou ceux de Baker [BAK 83]. Dans l'application de cette méthode, il est supposé que l'intégralité de cette énergie sert à produire l'onde (transfert de quantité de mouvement aux projectiles et travail de déformation non pris en compte). A proximité du réservoir, il est supposé que l'intensité des ondes ne peut dépasser la pression de contact calculée au

moyen des expressions classiques des tubes à choc [WRI 61]. Les résultats sont présentés sur la figure 3.18, la figure 3.19 et la figure 3.20.

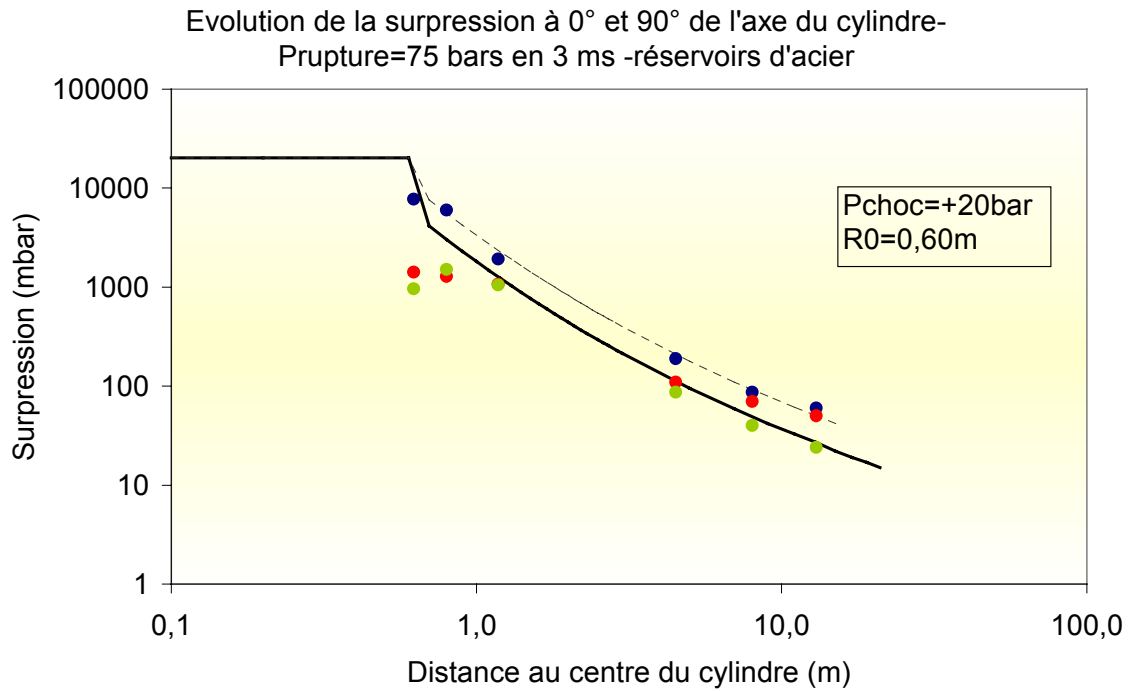


Figure 3.18 : Evolution de la surpression aérienne en fonction de la distance au centre du réservoir (Surpression d'éclatement de 75 bars).

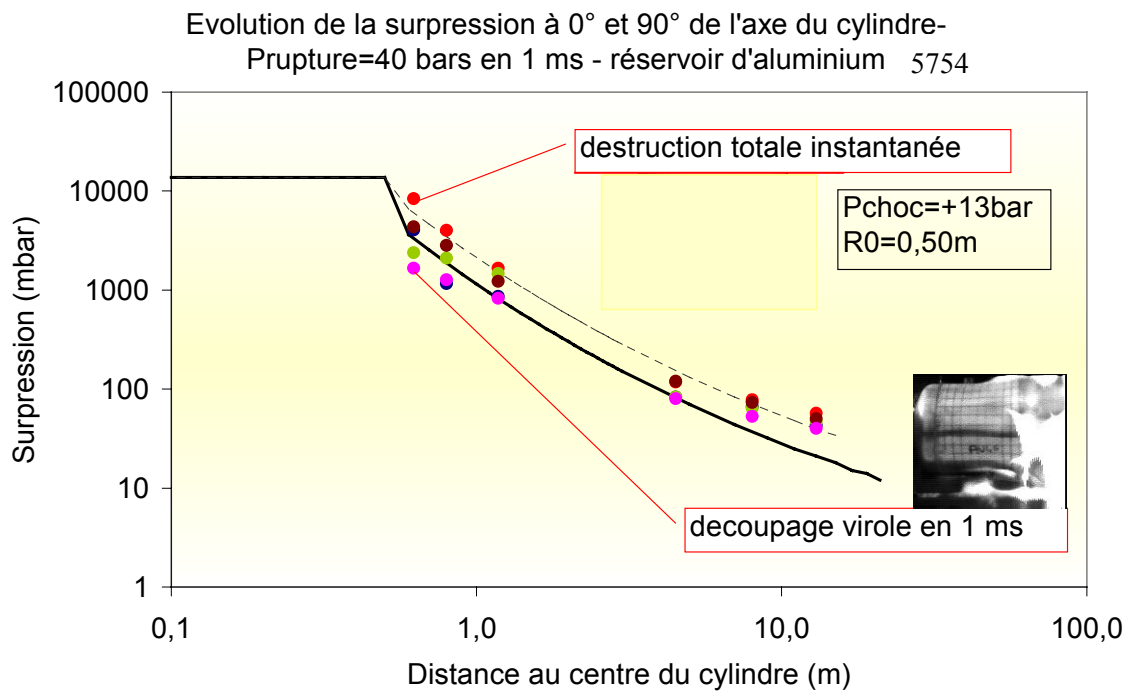


Figure 3.19 : Evolution de la surpression aérienne en fonction de la distance au centre du réservoir (Surpression d'éclatement de 40 bars).

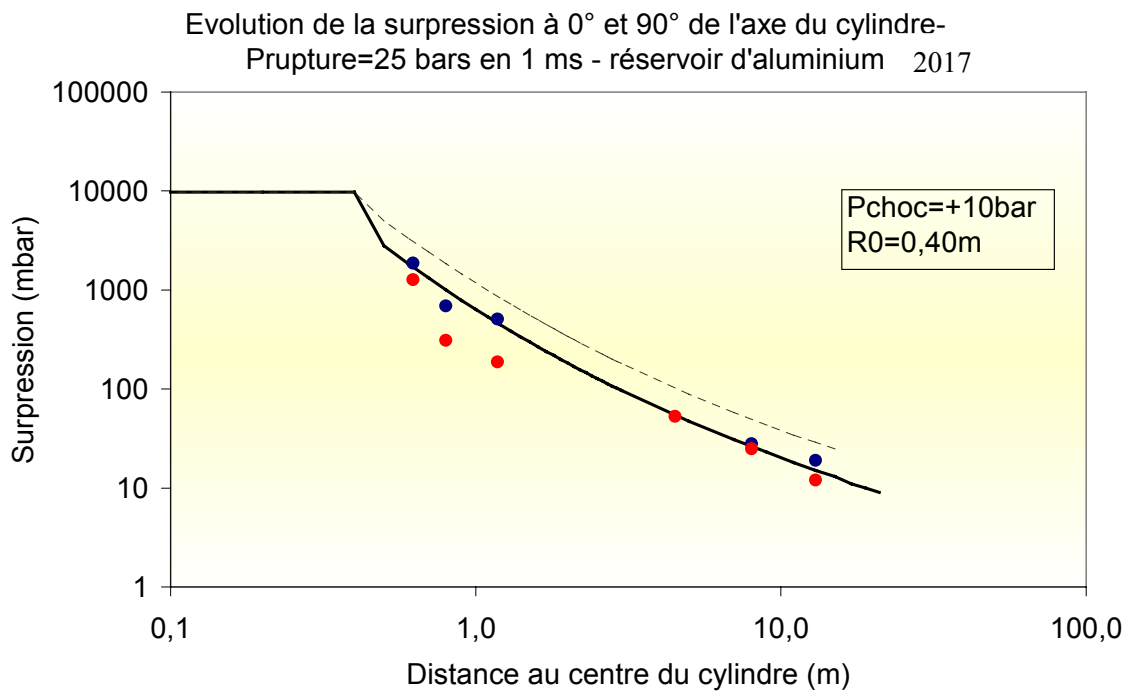


Figure 3.20 : Evolution de la surpression aérienne en fonction de la distance au centre du réservoir (Surpression d'éclatement de 25 bars).

Les lois de décroissance sont conformes aux observations, ce qui signifie surtout que l'énergie de Brode est le bon paramètre. Pour ce qui concerne le champ proche, il semble (figure 3.18) que le paramétrage utilisé permette de le situer correctement mais les mesures ne sont peut-être pas assez précises pour comparer quantitativement les valeurs. Il est possible que l'arrangement expérimental « lisse » les pics et ne permette donc d'accéder qu'à des ordres de grandeur. Si c'est le cas, l'accord ne pourrait être que qualitatif.

Enfin, on a tenté d'évaluer l'effet de la vitesse d'ouverture sur les niveaux de pression aérienne. On observe (figure 3.19) qu'une ouverture progressive se traduit par une réduction des effets de pression, d'autant plus marquée que le point d'observation est proche du réservoir.

3.3. Conclusion

Les moyens de diagnostic propres aux laboratoires de l'INERIS à Montlavoille ont été utilisés au maximum de leur capacité. Il n'a pas été possible d'utiliser des moyens plus sophistiqués en raison des risques de leur destruction. Des moyens expérimentaux et numériques originaux ont été mis en œuvre, malgré une déperdition d'information liée aux limites du système de vidéo rapide utilisé.

A l'occasion de cette campagne d'essais, non seulement le mécanisme de rupture et les vitesses de fissuration ont été étudiés mais également les effets externes induits par l'éclatement. Les conclusions sont les suivantes :

- la surpression de ruine est une fonction croissante monotone assez plate de la vitesse de chargement. La surpression de ruine extrapolée à une vitesse de chargement nulle, pour simuler un chargement statique, est assez significativement différente de celle calculée,
- la vitesse de fissuration semble peu dépendre de la nature du matériau et de la violence de l'explosion. Elle est comprise entre 200 et 400 m/s,
- le nombre de gros fragments produits (décimétriques) est relativement constant d'une expérience à l'autre mais dépend du type de réservoir. Pour les réservoirs d'aluminium 2017, le nombre total de fragments augmente avec la vitesse de chargement car des fragments centimétriques apparaissent en plus grand nombre.

Sous chargement statique, la rupture est généralement circonférentielle au niveau des fonds. En dynamique, une fissure se forme longitudinalement avant d'atteindre les soudures, et ensuite, de découper les fonds. L'amorçage de cette fissure se fait, dans la majorité des cas, proche d'un point faible (point de soudure...). La question de l'endroit précis où va s'amorcer la fissure reste ouverte.

Partie IV

Discussion - comparaison

1. Introduction

Le travail expérimental présenté dans les parties précédentes s'inscrit dans un projet plus global. L'objectif, à long terme, notamment pour l'INERIS, est la conception d'un code de calcul pour prévoir et évaluer les risques de rupture de capacités métalliques sous pression. L'ensemble des données trouvées lors des expériences (essais à l'échelle du laboratoire sur des plaques et essais à plus grande échelle sur des petits réservoirs) va servir de référence pour les simulations numériques. En somme, les essais expérimentaux vont servir à valider le code. L'élaboration de celui-ci passe par plusieurs phases. La première consiste à modéliser correctement le phénomène de rupture sur des échantillons plaques. La deuxième phase est d'adapter la géométrie du problème à des capacités de différentes tailles, mais aussi de prendre en compte tous les phénomènes de dépressurisation et d'éjection de fragments.

Le travail numérique a été réalisé par Benjamin Daudonnet, lors de sa thèse au sein du laboratoire L.E.E.S. Le cheminement de la partie numérique fait le parallèle avec les différents essais expérimentaux réalisés. Les expériences au laboratoire, sur des plaques de différents matériaux et de différentes épaisseurs, sont simulées. La première étape a consisté à s'intéresser à la déflexion des différents échantillons. La deuxième étape prend en compte la fissuration (plaques pré-entaillées). Ce phénomène de fissuration est traité par la méthode des suppressions d'éléments. La troisième étape est une adaptation des modifications du dispositif expérimental. Une pièce avec un bord arrondi est rajoutée afin d'éviter le cisaillement de la plaque sur le contour du tube. Cela change les conditions limites lors des simulations. Les résultats expérimentaux, dans ce cas, montrent que la rupture se caractérise par des découpages de calottes de tailles croissantes avec la force de la pression de sollicitation. Ce phénomène de fissuration est aussi reproductible. Le but est de déterminer les zones de faiblesses correspondant à la taille de calotte éjectée. Par les simulations numériques, les zones avec les déformations les plus importantes sont recherchées. Les diamètres des calottes sont alors comparés à ces zones. Seules les étapes une et trois vont être présentées. La comparaison des résultats expérimentaux et des simulations numériques permet de situer l'influence de la sollicitation en pression sur la réponse de structure en terme de rupture.

2. Comparaisons des essais expérimentaux avec des simulations numériques

2.1. Choix du modèle numérique employé

Etant donné la diversité des matériaux utilisés (du plus ductile au plus fragile), il est nécessaire pour certains de tenir compte de la viscosité et de l'érouissage. Si, lors des essais de traction, le comportement de l'aluminium le plus fragile ne subit aucune influence de la vitesse de déformation, ce

n'est pas le cas pour l'acier, qui, en plus, présente un adoucissement. Pour ces différentes raisons, le choix s'est porté sur des lois de type élasto-viscoplastique. Plusieurs lois élasto-viscoplastiques existent, dont notamment celles de Perzyna [PER 66], de Bodner-Partom [BOD 75], de Chaboche [CHA 89], ou encore de Johnson-Cook [JOH 83].

La formulation de Johnson et de Cook [JOH 83] est une loi très utilisée dans les codes de calcul. Cette loi fait apparaître les effets de la température. Les paramètres de cette loi sont déterminés au moyen de différents types d'essais. Des essais de compression statique isotherme permettent de déterminer l'écroutissage. L'adoucissement thermique est déterminé avec des essais de traction en température. Enfin, des essais de compression, à différentes vitesses de déformation, permettent de déterminer le coefficient de viscosité. La principale critique de cette loi est que les effets de l'écroutissage, de la viscosité et de l'adoucissement thermique sont considérés comme découplés. Or, il est connu qu'il existe une dépendance entre les effets de la vitesse de déformation et ceux de la température. En particulier, pour certains métaux, l'adoucissement thermique augmente avec la vitesse de déformation.

Les trois autres lois ont été utilisées pour la simulation de la déflexion de plaques fines soumises à explosion. Les résultats numériques obtenus sont comparés avec des expériences réalisées au L.E.E.S. [WOZ 01]. La particularité des expériences et des modélisations, menées par Woznica et al., est que les plaques circulaires métalliques sont soumises à une explosion en milieu ouvert. Ces trois lois nécessitent aussi la détermination de paramètres (décrite dans [WOZ 01]). Il apparaît, qu'avec la loi de Chaboche, les résultats numériques et expérimentaux sont le plus en accord. Les données relatives à ce modèle étant facilement disponible, les calculs ont reposé sur cette base afin de vérifier la validité de la loi de comportement incluse dans le logiciel MSC-MARC. Une des données dont nous disposons, et qui est utilisée comme référence de comparaison, est le déplacement du centre de la plaque.

Le modèle de Woznica et al. ayant fourni des résultats en bon accord avec les résultats expérimentaux, il a été décidé d'utiliser la même loi de comportement, à savoir celle élastoviscoplastique de Chaboche. Les paramètres de la loi de Chaboche ont été identifiés pour trois matériaux (aluminiums 5754 et 2017, acier DC01), et pour des épaisseurs de 0,5 ; 1 et 2 mm. Cette identification est possible au moyen d'essais de traction cycliques.

2.2. Loi de Chaboche implémentée dans le logiciel MSC-MARC

Lors du phénomène de viscoplasticité (après application instantanée d'une contrainte supérieure à celle de la limite d'élasticité du matériau), il se produit une déformation progressive, dont une partie persiste après relâchement de la contrainte. La déformation totale est la somme de la déformation élastique instantanée, de la déformation viscoélastique, et de la déformation viscoplastique.

2.2.1. Modèle élastoviscoplastique de Chaboche

La loi de Chaboche permet de retranscrire un comportement inélastique (viscoplastique) avec des écrouissages isotrope et cinématique. Ainsi les relations utilisées sont les suivantes :

- taux de déformation inélastique :

$$\dot{\mathbf{E}}^i = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\mathbf{s}' - \mathbf{X}'}{J(\mathbf{s}' - \mathbf{X}')} \quad [\text{IV.1}]$$

- taux de déformation inélastique cumulée :

$$\dot{p} = \gamma \left\langle \frac{J(\mathbf{s}' - \mathbf{X}') - R - k}{K} \right\rangle^n \quad [\text{IV.2}]$$

- écrouissage isotrope :

$$\dot{R} = b \times (R_1 - R) \dot{p} \quad [\text{IV.3}]$$

- écrouissage cinématique :

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} a \dot{\mathbf{E}}^i - c \mathbf{X} \dot{p} \quad [\text{IV.4}]$$

- où :
- \mathbf{s}' : déviateur du tenseur des contraintes \mathbf{s} ,
 - \mathbf{X}' : déviateur du tenseur des contraintes \mathbf{X} ,
 - k : limite élastique,
 - $a, b, c, K, n, R_1,$ et γ étant des paramètres du matériau à déterminer expérimentalement.

2.2.2. Eléments employés

Deux types d'éléments ont été employés et comparés :

- des éléments coques 3D. Chaque plaque circulaire est modélisée avec des éléments coques 3D à 4 ou 8 nœuds, dont le nombre n'excède pas 300. Les symétries du système amènent à ne représenter qu'un quart de la plaque,
- des éléments axisymétriques. Ces éléments permettent une résolution très rapide du système.

2.3. Etude de la déflexion des plaques

2.3.1. Conditions aux limites

La plaque est située entre deux tubes, qui sont fixés fortement par des écrous. Dans l'absolu, la plaque est encastree entre les deux tubes. Cependant, un encastrement n'est jamais parfait. De ce fait, il est important de connaître son influence sur la réponse de l'échantillon. Le moyen d'évaluer l'influence de l'encastrement est donné par simulation numérique. L'essai sur une plaque d'aluminium 5754 soumise à une déflagration de pression initiale 0,8 bar sert d'illustration. Lors de cet essai, la plaque se bombe. La déformée centrale finale est d'environ 2,5 cm. Les simulations sont réalisées avec deux conditions aux limites différentes : d'une part avec un encastrement sur le contour et d'autre part avec rotation libre sur le contour. La figure IV.1 compare, à différents pas de temps, la déformée de la plaque dans les deux cas. Les courbes de couleur claire correspondent à « l'encastrement » et celle en couleur foncée à « la rotation libre ». L'écart, à chaque pas de temps, entre les deux configurations, fluctue de quelques pourcents. Cet écart est relativement faible. De plus, si on s'intéresse uniquement au déplacement final, la valeur de la flèche au centre de la plaque est quasiment la même. Cela tend à prouver, au travers de cet exemple, que l'influence de l'encastrement est restreinte. D'autres simulations, avec différents matériaux, différentes épaisseurs, différentes sollicitations en pression, montrent le même phénomène.

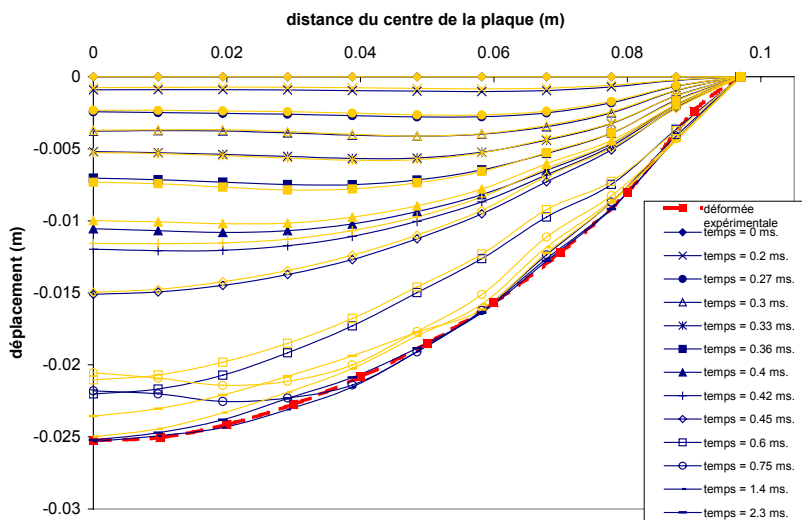


Figure IV.1 : Déformée de la plaque (Al5754 - déflagration à $P_i = 0,8$ bar)

2.3.2. Simulation numérique de la déformée (sans bord arrondi)

Les paramètres de la loi de Chaboche ont été identifiés pour trois matériaux (aluminiums 5754 et 2017, acier DC01), et pour des épaisseurs de 0,5 ; 1 et 2 mm (essais de traction cycliques). Les signaux de pression, obtenus expérimentalement, ont été implémentés dans MARC. Le but est de retrouver la déformée des plaques soumises à différents chargements dynamiques. Cette étape est nécessaire avant de s'intéresser plus en détail aux localisations des ruptures potentielles. Elle permet de s'assurer de la validité des lois utilisées, appliquées à la configuration expérimentale qui nous concerne.

La figure IV.1 met en parallèle la forme de la déformée finale expérimentale et la simulation numérique associée dans le cas d'une plaque d'aluminium 5754 soumise à une déflagration de pression initiale 0,8 bar. Dans ce cas précis, l'accord est très bon. L'écart de déplacement du centre de la plaque entre le résultat de la simulation numérique et celui de l'expérience est d'environ 1 %. La valeur expérimentale est prise comme valeur de référence pour les calculs d'écart.

Le tableau IV.1 regroupe l'ensemble des écarts entre l'expérience et la numérique, pour les différents matériaux, à différentes épaisseurs et sous plusieurs chargements. Pour l'aluminium 2017 et l'acier DC01, les écarts n'excèdent pas une dizaine de pourcents. Pour l'aluminium 5754, les écarts sont plus importants (< 30 % environ).

Aluminium 5754						
Epaisseur	Déflagration			Détonation		
	0,6 bar	0,8 bar	1 bar	0,6 bar	0,8 bar	1 bar
0,5 mm	-28 %	-	-	23 %	-	-
1 mm	-22 %	5 %	-	14 %	-	-
2 mm	-	1,7 %	-34 %	-	-	-11 %
Aluminium 2017						
Epaisseur	Déflagration		Détonation			
	0,8 bar	1 bar	0,8 bar	1 bar		
1 mm	10 %	-	1,8 %	-		
2 mm	-	14 %	-	-12 %		
Acier DC01						
Epaisseur	Déflagration		Détonation			
	1 bar		1 bar			
0,8 mm	1,6 %		-3,7 %			
1 mm	-11,2 %		-			

Tableau IV.1 : Ecart de déplacement du centre de la plaque (expérimental / numérique).

2.3.3. Simulation numérique de la déformée (avec bord arrondi)

Le cas de l'aluminium 5754, d'épaisseur 1 mm, soumis à une détonation provenant d'un mélange à une pression initiale de 1 bar est modélisée avec le logiciel MSC-MARC. La modélisation est réalisée à l'aide d'éléments coques axisymétriques épais à deux nœuds (un point d'intégration de Gauss). La longueur de ces éléments est variable puisque le maillage est plus affiné pour la partie de la plaque venant en contact avec le bord arrondi, comme le montre la figure IV.2. La flèche finale obtenue numériquement, en faisant l'hypothèse des grandes déformations, est de 62 mm. De ce fait, l'écart entre l'expérimental et le numérique sur le déplacement du centre de la plaque est inférieur à 5 %. Cet écart très faible est explicité sur la figure IV.3.

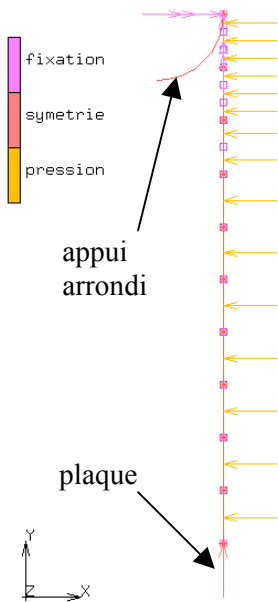


Figure IV.2 :

Modélisation de la plaque avec appui arrondi (15 éléments)

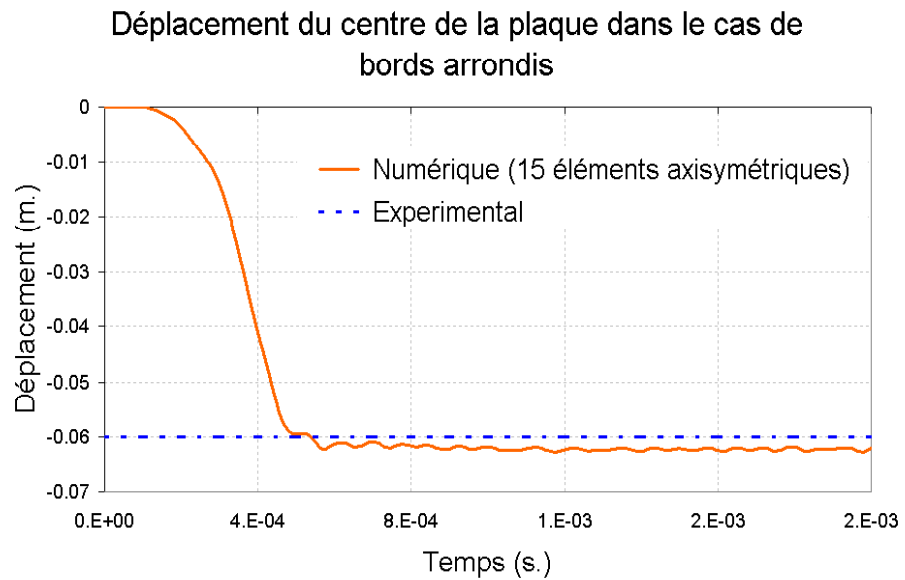


Figure IV.3 : Comparaison des déplacements au centre de la plaque (numérique / expérimental).

2.4. Modélisations numériques liées aux zones de rupture

Le but de la modélisation est de trouver la réponse du matériau aux différents chargements. L'étude présentée ici repose sur la configuration avec bord arrondi. Le matériau se rompt sous forme de calotte (figure IV.4). La modélisation va permettre de détecter des zones avec un maximum de déformation correspondant à la zone de rupture expérimentale. Pour illustrer cela, la comparaison expérimentale / numérique va porter sur des essais avec l'aluminium 5754, d'épaisseur 1 mm, soumis à des détonations.



Figure IV.4 : Formation de calottes de différentes tailles (Al 5754 – 1mm – détonations avec des pressions initiales respectivement de 1,2 ; 1,3 et 1,4 bars).

2.4.1. Différentes pressions appliquées sur la plaque

La pression de chargement sur la plaque doit être la plus proche possible de celle des expérimentations. Le chargement initial est issu des signaux de pression enregistrés sur plaque rigide. Il s'agit des signaux de pression recueillis au fond de la chambre à explosion lors des essais avec le tube 1 seul (Partie II chapitre 2 Figure 2.3). En conséquent, ce signal ne prend pas en compte le couplage entre l'onde de pression et la structure. Lorsque les déplacements de la plaque ne sont pas très importants, la différence entre le chargement explicité précédemment et le chargement réel n'est pas significative. Cependant, lorsqu'on est en présence de grands déplacements, le mouvement de la plaque modifie le signal de pression. Le phénomène de couplage peut aussi être amplifié par la décharge produite par la rupture de l'échantillon. Cela réduit le chargement initial de la plaque. Dans ce cas, ce couplage ne peut pas être négligé.

La principale difficulté est de choisir la pression appropriée à appliquer à la plaque car il n'est pas possible de placer un capteur de pression directement sur l'échantillon à tester. Plusieurs capteurs de pression se répartissent sur le tube en amont et en aval de la plaque (Partie II chapitre 2 Figure 2.4). Ils vont contribuer, en formulant quelques hypothèses, à donner la pression de chargement la plus précise possible. Des simulations numériques ont été réalisées pour les différentes hypothèses émises.

Les cas du chargement en détonation avec une pression initiale de 1,2 bars et 1,4 bars sont les exemples choisis pour illustrer les différentes hypothèses émises sur les signaux de pression. Une discussion portera sur la comparaison globale des essais expérimentaux avec les simulations numériques.

2.4.2. Critères choisis

La rupture expérimentale de la plaque survient selon un pourtour circulaire, projetant une calotte circulaire. L'observation expérimentale révèle un déplacement verticale du centre de la plaque d'environ 5 cm. On remarque que le maximum de contrainte n'est pas situé au centre de la plaque mais là où la plaque commence à se courber. Dans le cas de la détonation avec une pression initiale de 1,2 bar, la contrainte maximale est de l'ordre de 330 MPa (figure IV.5).

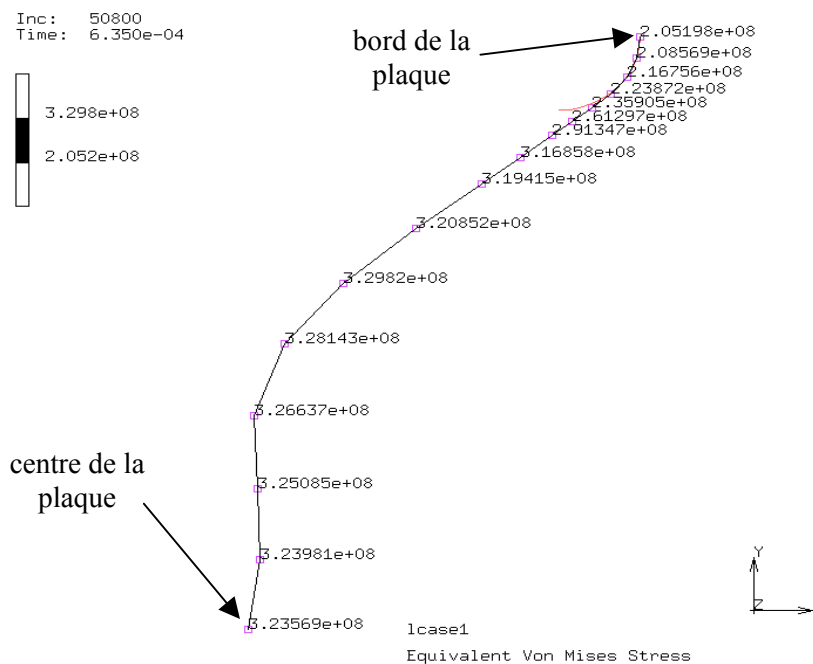


Figure IV.5 : Déformation de la plaque et valeurs de la contrainte de Von Mises (détonation à 1,2 bars)

L'évolution des contraintes en fonction du temps pour différents nœuds ainsi que l'évolution des déformations en fonction du temps pour différents nœuds sont tracées. Il en résulte que la déformation maximale est obtenue pour le centre de la plaque. Cependant, les déformations à certains nœuds sont supérieures à celle du nœud correspondant au centre de la plaque au cours des premières déformations. Concernant les contraintes, leur tracé ne permet pas de voir se dégager un critère exploitable. Pour cette raison, un critère en déformation est recherché.

En utilisant un critère en déformation, il est donc possible de localiser le premier nœud lorsque le critère est atteint. A partir de cinq essais de traction, nous avons constaté que la déformation à la rupture pour l'aluminium 5754 la plus défavorable est de 15 % (figure IV.6). Cette valeur est choisie comme déformation limite dans un premier critère simple. La déformation à la rupture la plus défavorable est prise en compte du fait de la violence du chargement appliqué.

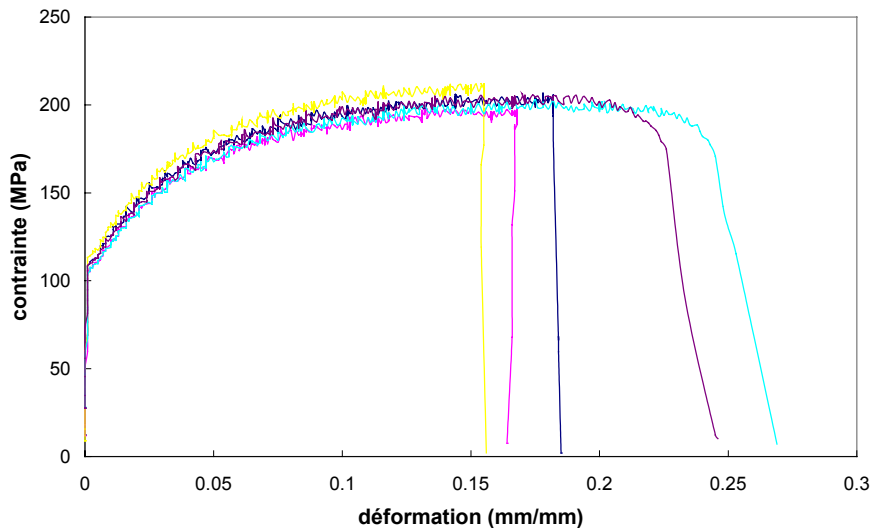


Figure IV.6 : Essais de traction pour l'Al5754.

Cependant, la valeur moyenne de déformation à la rupture est de l'ordre de 20 %. Cette dernière valeur est choisie comme déformation limite dans un second critère. La comparaison des résultats des deux critères sera discutée.

Le choix du critère en déformation avec une limite à 20 % peut aussi se justifier avec une analyse des temps lors de la rupture de l'échantillon. Sur la figure IV.7, plusieurs courbes sont regroupées : le signal de pression en avant de la plaque obtenu avec le capteur 3 (implémenté dans MARC dans ce cas), le signal de pression en arrière de la plaque obtenu avec le capteur 5 et les courbes de déformation en différents nœuds. Un décalage très net est observé entre le pic du chargement appliqué et le début des déformations. Ce décalage est lié à la dynamique de la plaque. De plus, le capteur 5 situé juste derrière la plaque révèle l'apparition d'une pression (relativement faible) alors qu'un nœud atteint 20 % de déformation pratiquement au même moment. La superposition de ces courbes montrent l'apparition d'une pression derrière la plaque (synonyme de rupture) soulignant le phénomène de dépressurisation (la rupture survenant pour une déformation proche de 20 %).

**Déformation totale en différents nœuds pour une détonation à 1,2 bars
(signal capteur 3)**

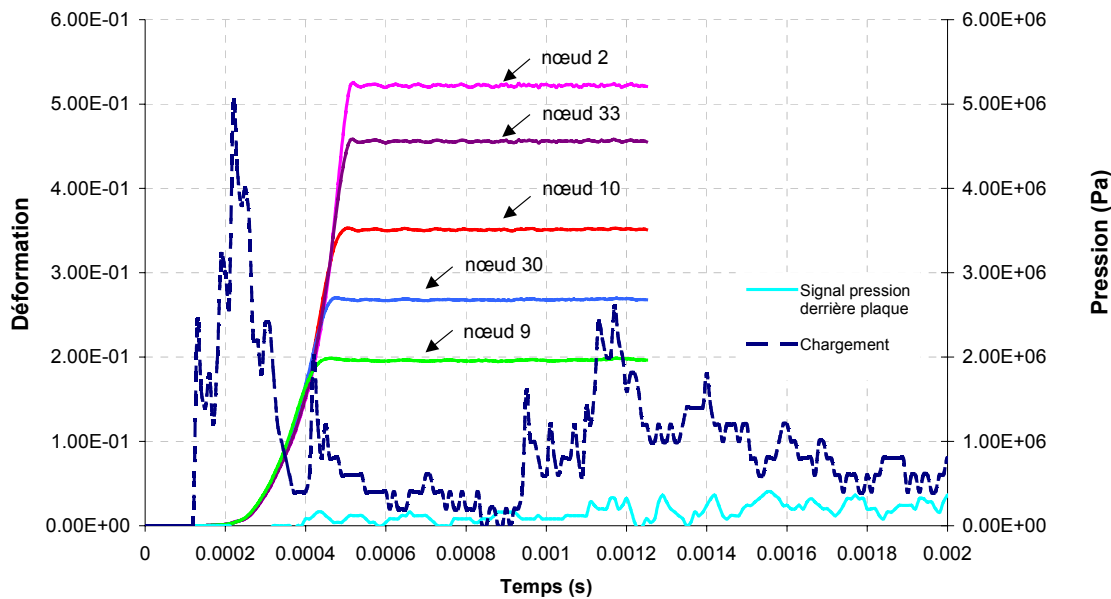


Figure IV.7 : Superposition des courbes de déformations et des signaux de pression en avant (capteur 3) et en arrière (capteur 5) de la plaque.

2.4.3. Détermination des zones susceptibles d'être les lieux de rupture

Les diamètres de calotte (aluminium 5754 – détonation) obtenus lors des expériences sont de :

- 35 mm pour une pression initiale de 1,2 bars,
- 150 mm pour une pression initiale de 1,4 bars.

Ces résultats vont être comparés à ceux des simulations numériques, en se basant sur les deux critères choisis et sur les hypothèses concernant les pressions de chargement.

2.4.3.1. Pression obtenue sur plaque rigide

Dans l'hypothèse où la plaque ne se fracture pas, le chargement expérimental obtenu avec une plaque rigide peut être introduit. Il s'agit des signaux de pression obtenus avec les capteurs du fond du tube 1 seul. Dans ce cas, la déformation éventuelle de la plaque n'est pas prise en compte. Les sollicitations implémentées sont des détonations avec une pression initiale de 1,2 bars (figure IV.8).

Plus précisément, il s'agit de la moyenne des signaux des 3 capteurs du fond du tube 1. Au vu de l'élévation rapide de pression, l'intervalle de temps d'étude par rapport à la simulation est limité à 1 ms.

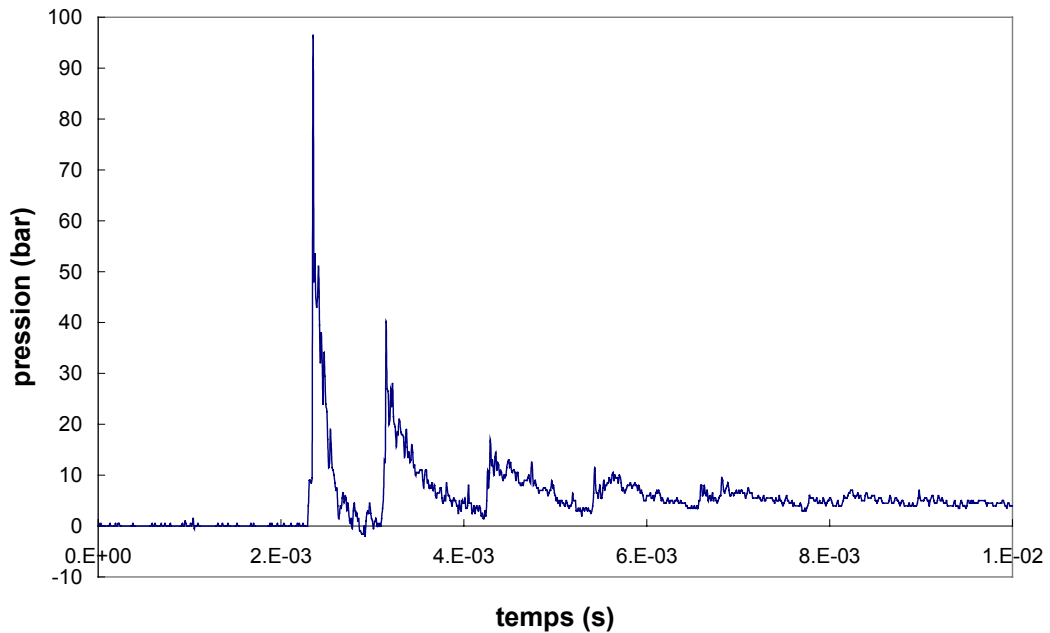


Figure IV.8 : Pression appliquée sur la plaque d'Al 5754 (1 mm) (détonation : 1,2 bars).

Les déformations de la plaque sont obtenues numériquement. La modélisation a été réalisée avec 16 éléments (figure IV.9). Il faut remarquer que leur maximum n'est pas au centre de la plaque. Les déformations changent suivant le rayon de la plaque. La figure IV.10 présente la déformation totale calculée pour différents nœuds.

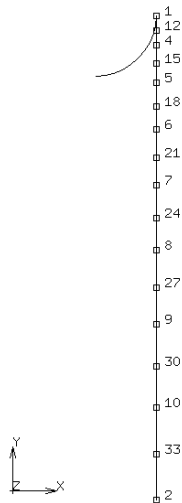


Figure IV.9 :
Numérotation des nœuds
du maillage
(16 éléments).

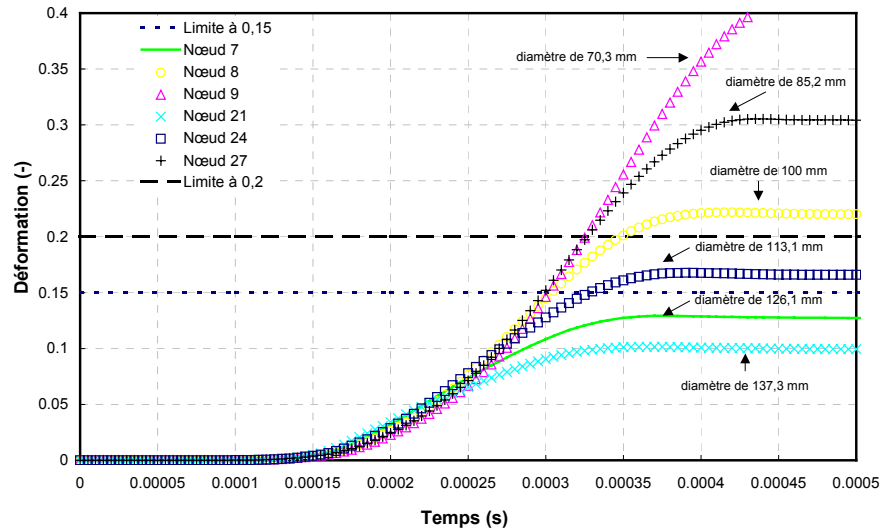


Figure IV.10 : Variation de la déformation pour différents nœuds de la plaque (détonation : 1,2 bars). [PEN 05]

En utilisant le critère avec une valeur limite de 15 % en déformation, la figure IV.10 montre que la zone ayant la plus importante déformation a un diamètre d'environ 85 mm. En utilisant le critère avec une valeur limite de 20 % en déformation, la figure IV.10 montre que le diamètre de calotte éjectée devrait être de 70 mm. La taille de la calotte trouvée expérimentalement est plus faible (diamètre d'environ 35 mm). Par conséquent, la taille de la calotte est surestimée par le modèle pour une détonation à 1,2 bars. Les sources d'erreur peuvent venir du choix inapproprié du critère ou du chargement (signal de pression trop important). La deuxième possibilité est retenue et est améliorée. Les calculs ont été réalisés avec un chargement en pression sur plaque rigide. Le chargement ne prenait pas en compte la décharge induite par le mouvement et la rupture de la plaque. Ces deux corrections sont présentées dans les paragraphes suivants (§ 2.4.3.2-3).

La même opération est réalisée pour une détonation avec une pression initiale de 1,4 bars. Dans ce cas, avec les critères à 15 % et 20 % en déformation, la zone correspondant à la calotte a un diamètre respectivement d'environ 126 mm et 113 mm. La taille de calotte est sous-estimée car la taille de la calotte trouvée expérimentalement est plus importante (diamètre d'environ 150 mm). Ces valeurs sont obtenues avec un signal de détonation correspondant à la moyenne des signaux des 3 capteurs du fond du tube 1, avec une pression initiale de 1,4 bars. En réalisant des simulations numériques avec chacun des signaux des 3 capteurs du fond, les résultats sont identiques avec le signal moyen. Cependant, pour le capteur 7, pour les deux critères, la modélisation donne un diamètre de calotte d'environ 137 mm. Cette valeur se rapproche de la valeur expérimentale. Cet exemple illustre la difficulté à prendre en compte le bon signal de pression.

2.4.3.2. Pression obtenue juste avant la plaque (capteur C3)

La pression récupérée par le capteur 3, qui est juste avant la plaque, permet de prendre en compte le mouvement de la plaque. Le signal de pression est couplé avec la déformation de la plaque. Cependant, l'inconvénient est que le capteur n'est pas exactement à la position de l'échantillon testé. Le signal de pression implémenté dans le modèle est présenté figure IV.11.

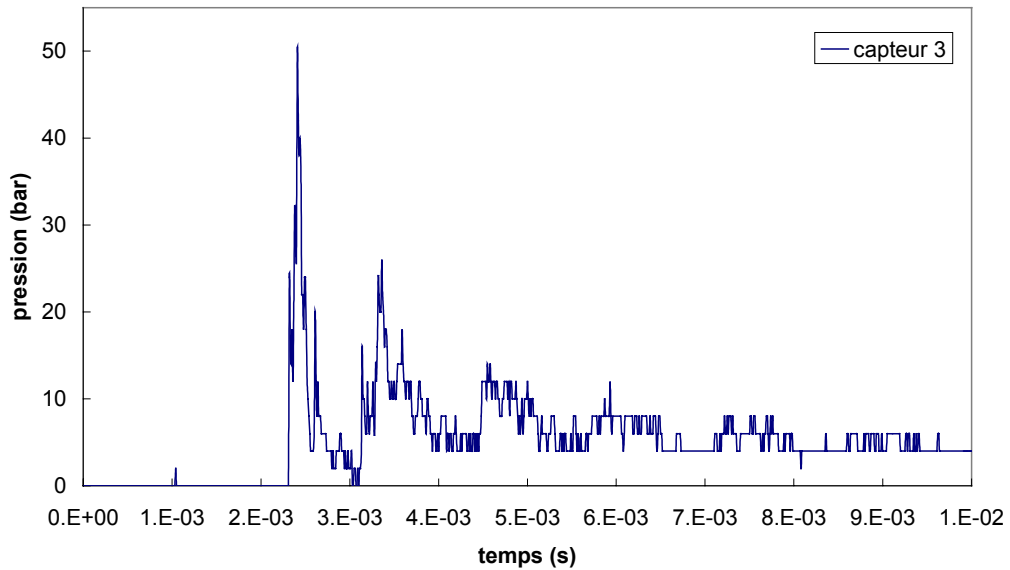


Figure IV.11 : Pression appliquée sur la plaque d'Al5754 (1 mm) - détonation à 1,2 bars pour le capteur 3.

En considérant toujours les critères avec une valeur limite de 15 et 20 % en déformation, la zone à atteindre la limite se situe à des diamètres respectivement de 37 et 54 mm (figure IV.12 et figure IV.13) dans le cas d'un chargement en détonation avec une pression initiale de 1,2 bars. Expérimentalement, le diamètre de calottes est de 35 mm. La taille de la calotte est surestimée pour le critère à 20 %, mais le résultat obtenu est meilleur que le cas précédent. Par contre, le critère à 15 % donne des résultats en accord avec ceux obtenus dans les expériences.

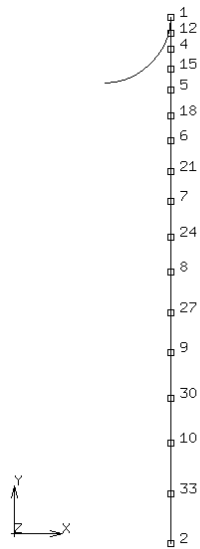


Figure IV.12 :
Numérotation des nœuds
du maillage
(16 éléments).

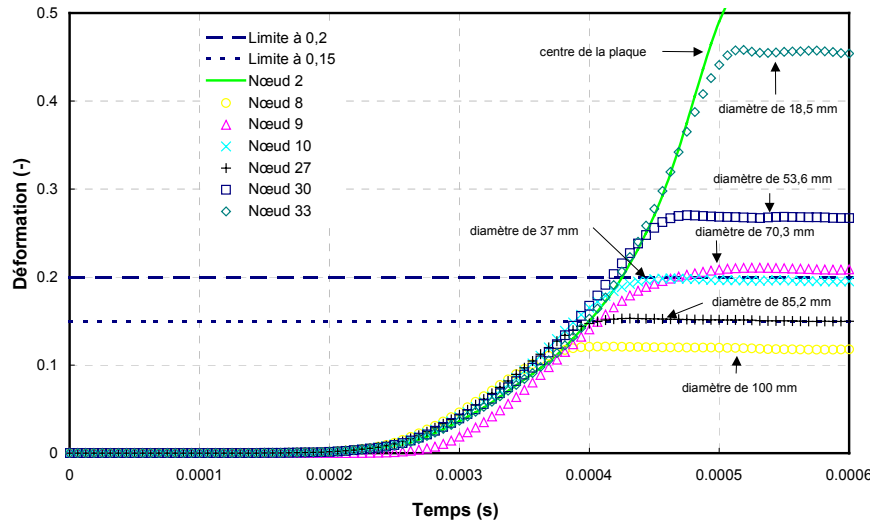


Figure IV.13 : Variation de la déformation pour différents nœuds de la plaque (détonation : 1,2 bars) [PEN 05].

Pour une détonation avec une pression initiale de 1,4 bars, les résultats sont identiques à ceux obtenus dans le cas « pression sur plaque rigide ». Les nœuds qui atteignent les critères en premier correspondent à un diamètre de 126 mm (critère à 15 %) et de 113 mm (critère à 20 %). Ces résultats sont inférieurs à la valeur expérimentale de 150 mm. Pour améliorer ces résultats, des maillages plus précis (22 et 44 éléments) ont été testés. Pour ces deux types de maillage, la zone de plus grande déformation atteinte (premier nœud atteint) correspond à des diamètres de 146 mm et 136 mm pour les critères respectifs de 15 % et 20 % en déformation. Les résultats pour un maillage à 44 éléments sont présentés sur la figure IV.14 et la figure IV.15. Le fait d'affiner le maillage donne des résultats plus précis et plus en accord avec l'expérience. Pour les maillages à 22 et à 44 éléments, les résultats sont identiques. De ce fait, à partir de ce nombre d'éléments, la limitation due au maillage est considérée comme acceptable.

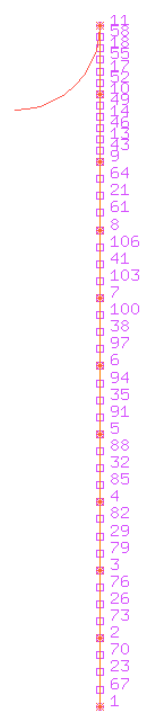


Figure IV.14 :
Numérotation des nœuds du maillage (44 éléments).

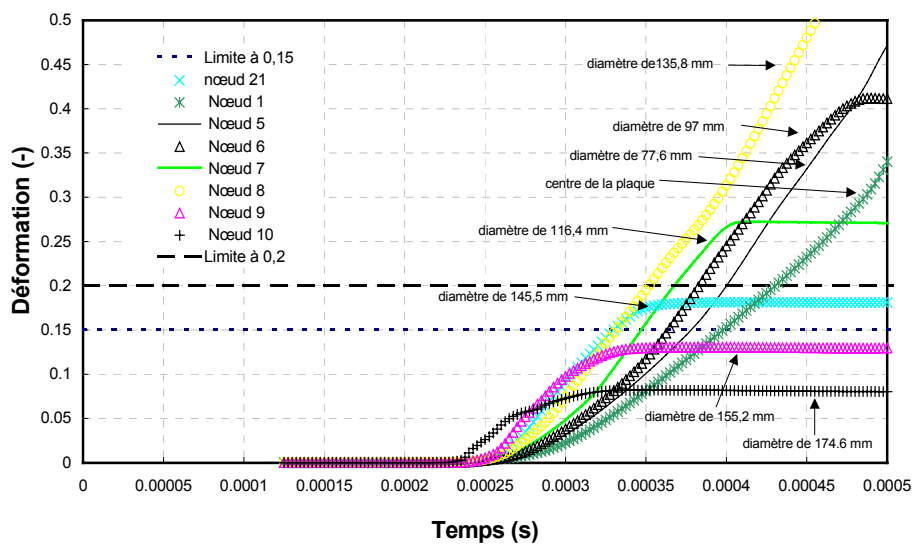


Figure IV.15 : Variation de la déformation pour différents nœuds de la plaque (détonation : 1,4 bars).

2.4.4. Comparaison : essais expérimentaux / simulations numériques

L'ensemble des résultats des simulations numériques et des expériences, concernant la rupture sous forme de calotte de l'aluminium 5754 (1 mm) en détonation avec des pressions initiales de 1,2 bars et 1,4 bars, sont résumés dans le tableau IV.2. L'influence du choix des pressions appliquées sur l'échantillon est important.

Avec la première hypothèse (pression obtenue sur plaque rigide), le couplage fluide/structure n'est pas pris en compte. Dans le cas d'une détonation avec une pression initiale de 1,2 bars, le diamètre de calotte calculé est surestimé par rapport à celui déterminé expérimentalement. Avec le critère à 20 % en déformation, l'écart est de 50 % en prenant comme référence la valeur calculée. Cet écart est réduit à environ 30 % en prenant en compte le couplage entre le signal de pression et la déformation de la plaque. Avec le critère à 15 % en déformation, l'écart est de nettement supérieur à 50 % (première hypothèse) en prenant comme référence la valeur calculée. Cet écart est réduit à environ 5 % en prenant en compte le couplage.

Dans le cas d'une détonation avec une pression initiale de 1,4 bars, le diamètre de calotte calculé est sous-estimé par rapport à celui déterminé expérimentalement. Expérimentalement, le diamètre de calotte est de 150 mm. Les valeurs calculées sont de 113 mm pour les deux hypothèses

(écart de 33 %) pour le critère à 20 %. Les valeurs calculées sont de 126 mm pour les deux hypothèses (écart de 19 %) pour le critère à 15 %.

		Détonation ($P_i = 1,2$ bar)		Détonation ($P_i = 1,4$ bar)	
Diamètre de calotte expérimental		35 mm		150 mm	
Critères en déformation		15 %	20 %	15 %	20 %
Diamètre de calotte avec les simulations numériques	Pression obtenue sur plaque rigide	85,2 mm	70,3 mm	126,1 mm	113,1 mm
	Pression obtenue juste avant la plaque (capteur C3)	37 mm	53,6 mm	126,1 mm	113,1 mm

Tableau IV.2 : Comparaison expérimentale/numérique de l'évolution du diamètre des calottes (Al 5754 d'épaisseur 1 mm – maillage à 16 éléments).

3. Conclusion

Avec une bonne estimation de la pression qui impacte la plaque, des zones, correspondant au seuil de déformation maximale choisi, ont été déterminées. Ces zones ont besoin d'être plus précises. Plusieurs hypothèses ont permis d'affiner leur taille. Cependant, d'autres méthodes doivent conduire à de meilleurs résultats. Les solutions envisagées, pour améliorer cette étude, sont d'introduire des lois d'endommagement dans le modèle, d'une part, et d'appliquer un maillage plus fin, d'autre part. Ce travail de localisation est nécessaire avant de s'intéresser à la modélisation des fissures et à leur propagation.

Conclusion générale de l'étude

Une rapide montée en pression à l'intérieur d'un réservoir peut provoquer sa rupture. Ce phénomène de rupture d'enceinte est traité en s'intéressant aux différents types de rupture, soit ductile, soit fragile. Cette étude s'inscrit dans un projet ambitieux, qui est de fournir à l'ingénieur un outil capable de prévoir le comportement des enceintes ainsi sollicitées. Sa démarche est principalement sécuritaire. Il s'agit de maîtriser les risques afin de concevoir des équipements et des installations. Cette étude est principalement expérimentale. Elle s'appuie sur des essais à petite échelle sur plaques métalliques, qui sont complétés par des essais à plus grande échelle sur réservoirs.

Un banc expérimental, composé de deux tubes, a été conçu et développé pour tester des plaques métalliques fines soumises à des explosions. L'objectif initial était de solliciter les plaques vierges, d'observer et de caractériser leur rupture. Le chargement obtenu est mesuré grâce à plusieurs capteurs de pression. La pression, suite à la rupture, est récupérée en amont et en aval de l'échantillon. Les paramètres de la rupture souhaités sont notamment la vitesse de fissuration, la vitesse de déformation de la plaque, la forme et le faciès de fissure. Atteindre cet objectif a nécessité un travail de mise au point conséquent. Ce travail de mise au point a commencé par le choix du mélange à faire exploser pour solliciter les échantillons. Cette première étape a été décisive car un chargement reproductible a été obtenu pour l'ensemble des détonations et des déflagrations aux différentes pressions initiales. Des pics de pression supérieurs à 100 bars ont impacté les plaques. Le problème du chargement résolu, les premiers tests sur les plaques ont donné un résultat binaire : soit la plaque se déforme et se « bombe », soit elle se rompt sur le contour du tube. Un aspect très important de ces tests est que la réponse des échantillons est reproductible. Plusieurs plaques, d'un même matériau, d'une même épaisseur, soumis à la même sollicitation, vont se déformer (« se bomber ») de la même manière. Les données mesurées sur les plaques bombées sont, par exemple, la déflexion centrale, la déformation plastique, la vitesse de déformation. Elles sont comparées à des simulations numériques réalisées avec le logiciel MSC-MARC. Les résultats des comparaisons entre les expériences et les calculs numériques sont bons. Or, du fait de la reproductibilité du chargement et de la réponse des plaques, le dispositif expérimental développé peut être qualifié de dispositif « au point ». Donc, la phase élasto-plastique (phase avant rupture) est connue. Les paramètres – contraintes, déformations, et vitesses de déformations – au moment de la rupture sont alors connus avec les simulations numériques. Les paramètres mécaniques sont obtenus juste avant la rupture de la plaque. Or, l'objectif fixé concerne la caractérisation de la rupture. Pour cela, deux solutions ont été proposées.

La première solution a été d'entailler les plaques. La fissure est provoquée et dirigée. Grâce à une caméra rapide, la propagation de fissure est suivie. Les matériaux ductiles, tels que l'aluminium 5754 et l'acier DC01 (pour différentes épaisseurs), se rompent de manière ductile, quelque soit le chargement appliqué. Leur vitesse de propagation de fissure se situe entre 300 et 400 m.s⁻¹. La déformée de ces plaques est de l'ordre de plusieurs centimètres. Les faciès sont rugueux

avec une rupture à 45° . Pour un matériau ductile tel que l'aluminium 2017, mais avec un degré de ductilité plus faible que les deux matériaux précédents, le type de rupture reste ductile. Cependant, l'évolution de certains paramètres laisse penser qu'il n'est plus purement ductile, mais qu'il tend vers un type de rupture fragile. Par exemple, par rapport aux deux matériaux ductiles précédents, les vitesses de propagation de fissure sont plus élevées. Elles se trouvent entre 400 et 700 m.s^{-1} . Les déformées de plaques sont moins importantes, de l'ordre d'un à deux centimètres. De plus, pour l'ensemble des essais, les faciès sont brillants et lisses. Des bifurcations de fissures apparaissent. Ce phénomène se retrouve pour le matériau fragile (acier XC65-90) de faible épaisseur. Par contre, cet acier XC65-90 fragile, pour une épaisseur de 2 mm, se rompt de manière fragile. Les vitesses de propagation de fissures sont très élevées. Elles peuvent atteindre pratiquement 1300 m.s^{-1} . De plus, la déformée de ces plaques est de l'ordre quelques millimètres. Les faciès sont brillants et lisses. De manière générale, pour l'ensemble des essais, les vitesses de propagation de fissures obtenues semblent être indépendantes du chargement. En revanche, les caractéristiques des échantillons (matériau, épaisseur) ont un impact direct, qui est particulièrement visible sur les échantillons d'épaisseur 2 mm, aussi bien au niveau forme, taille et faciès de rupture que vitesse de propagation de fissure. Le travail effectué sur le dispositif expérimental, employé dans cette configuration pour tester des plaques métalliques entaillées, a donné de nombreux résultats expérimentaux, ce qui ouvre de nombreuses pistes pour les études à venir. Par exemple, des bifurcations de fissures ont été obtenues pour les deux aluminiums et l'acier XC65-90 fragile. Elles sont étonnamment reproductibles. De ce fait, une étude sur cet aspect spécifique serait intéressante.

La seconde solution est d'ajouter une pièce à bord arrondi. Avec ce moyen, la plaque ne subit pas (ou beaucoup moins) le cisaillement sur le contour du tube. Elle est sollicitée principalement en traction. Cette seconde solution répond à l'objectif de tester des plaques vierges et d'obtenir une rupture non dictée par les conditions limites du dispositif expérimental. Cependant, elle nécessite des chargements très élevés. C'est pour cette raison que les deux aciers n'ont pas été testés jusqu'à la rupture. Des données ont tout de même été récupérées afin d'alimenter des simulations numériques. Soumis au chargement maximal (chargement arbitraire imposé pour des raisons de sécurité), les plaques d'acier ne se fissurent pas. Elles se bombent fortement. Par contre, les deux aluminiums, d'épaisseur 1 mm, soumis à une détonation se rompent de manière circulaire. Plus la détonation est violente, plus la taille des calottes éjectées est importante. De ce fait, plus l'impulsion conférée à la plaque est grande, plus la zone endommagée est grande. Au vu des très fortes déformations des plaques, la rupture est jugée ductile. Cependant, pour le cas de l'aluminium 2017 (celui avec le plus faible degré de ductilité) lorsque le chargement est trop élevé, la plaque se bombe beaucoup moins, une calotte est projetée et de nombreuses fissures suivant le rayon de la plaque sont créées. La rupture devient fragile. L'épaisseur de la plaque influe aussi nettement sur le type de rupture obtenu. Pour une plaque d'épaisseur 0,5 mm, la plaque se fragmente en plusieurs morceaux. Dans ce cas, la rupture est

fragile. Le fait d'obtenir des ruptures sous forme de calottes n'est pas commun. De plus, ces formes de rupture sont reproductibles de manière très satisfaisante. Donc, ces différentes raisons nous ont poussés à creuser l'étude dans cette voie. Des simulations numériques ont été réalisées. Leur but était de voir si la taille des zones de plus forte déformation correspondait à la taille des calottes obtenues expérimentalement. Deux cas ont été traités, correspondant à deux chargements différents provoquant deux calottes de tailles différentes. Avec des critères simples testés, il est difficile d'avoir des zones similaires. Les problèmes principaux résident, d'une part, dans la justesse du signal de pression à appliquer à la plaque et donc à implémenter dans le modèle numérique, et d'autre part, dans la recherche d'un critère correspondant au mieux à cette application. Il ressort que considérer le couplage, entre la pression appliquée sur la plaque et la réponse de celle-ci, est indispensable. Cette étude numérique laisse entrevoir des résultats encourageant. Elle ouvre une voie intéressante sur les perspectives à venir. De nouveaux essais sont envisagés avec des chargements plus précis et formant une gamme plus homogène et complète. Ces essais fourniront une base de données conséquente, utilisable lors de la modélisation numérique.

Une autre étude expérimentale, à plus grande échelle, a été réalisée sur des réservoirs, conçus avec les mêmes matériaux que pour les essais précédents (sauf pour l'acier XC65-90 fragile). Cette campagne d'essais a permis d'évaluer l'effet de la vitesse d'application de la surpression interne sur la fissuration et la rupture dans des conditions géométriques plus proches de la réalité. Sous chargement statique, la rupture est généralement circonférentielle au niveau des fonds. En dynamique, une fissure se forme longitudinalement avant d'atteindre les soudures et, ensuite, de découper les fonds. L'amorçage de cette fissure se fait, dans la majorité des cas, proche d'un point faible (point de soudure...). Tout comme pour les essais sur plaques fines, la vitesse de fissuration semble peu dépendre du chargement (violence de l'explosion), ni de la nature du matériau pour les essais sur réservoirs. Elle est comprise entre 200 et 400 m.s⁻¹. Ces résultats sont conformes aux valeurs de vitesses de propagation de fissures trouvées lors des essais sur plaques. La rupture des réservoirs, avec les trois matériaux ductiles, est ductile. Cet aspect est confirmé par le nombre de gros fragments produits (décimétriques), qui est relativement constant d'une expérience à l'autre mais dépend du type de réservoir. Pour les réservoirs d'aluminium 2017, le nombre total de fragments augmente avec la vitesse de chargement car des fragments centimétriques apparaissent en plus grand nombre. Les données récupérées avec les réservoirs d'aluminium 2017 laissent donc entrevoir une possibilité de rupture fragile, tout comme lors des essais sur plaques avec ce matériau. Les résultats de l'ensemble des essais sur réservoirs sont à relativiser. Le système de visualisation doit être amélioré. Plusieurs caméras, plus performantes (supérieures à 10 000 images par seconde), auraient été nécessaires afin de capturer parfaitement le phénomène de fissuration. La projection de fragments est traitée de manière phénoménologique. L'étude de cet aspect se trouve limité du fait de la dangerosité de ces essais sur réservoirs.

L'ensemble des essais (sur les plaques et sur les réservoirs), a permis de disposer de données permettant de connaître certains paramètres utiles à une meilleure compréhension du phénomène de fissuration, ainsi que leur influence sur l'éclatement de capacités. Cette étude a cependant besoin d'être étoffée. Le problème du couplage entre le fluide (contenu dans le réservoir) et la structure (paroi du réservoir) nécessite un travail à part entière. Suite à une rupture dynamique, la dépressurisation de l'enceinte doit être prise en compte. Des études sur les gazoducs traitent de ce sujet. Elles peuvent constituer une base à appliquer aux cas des réservoirs sous pression. Un risque supplémentaire, susceptible de survenir au cours de la rupture d'un réservoir pressurisé, est la projection de fragments. Des projectiles de tailles et de formes différentes peuvent être créés, et constituer un réel danger pour la zone environnante. Cette étape finale de la rupture peut être abordée suivant des considérations énergétiques ou suivant des considérations probabilistes. La réunion de l'ensemble de ces données pourra ensuite être injectée dans un modèle, afin de simuler l'éclatement de la capacité, et d'en évaluer les effets. Cette étude offre donc des perspectives nombreuses et intéressantes, et nécessaires à développer en vue de la réalisation d'un modèle permettant de décrire la rupture d'une capacité, ainsi que les projections qu'elle est susceptible de générer.

Annexes

Annexe 1 (partie II chapitre 2)

Mesure de la pression

Capteur de pression à quartz pour fréquences élevées KISTLER 603B

Le 603B de chez KISTLER est un capteur de pression à quartz, à dimensions très réduites (Figure A1.1), avec compensation d'accélération, pour la mesure de fluctuations de pression de fréquences élevées ou de montée rapide. La gamme de pression de ce capteur s'étend de 0 à 200 bars à des températures jusqu'à 200°C. La fréquence propre du 603B est de plus de 400 kHz.

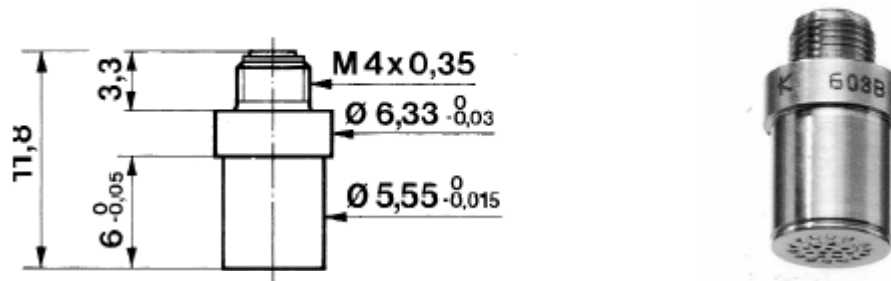


Figure A1.1 : Photo et schéma dimensionnel du capteur de pression KISTLER 603B.

Le signal de charge fourni par le capteur est amplifié et transformé en une tension de sortie proportionnelle dans un amplificateur de charge. Les amplificateurs de charge utilisés sont des KIAG SWISS type 5001 et des KISTLER type 5001-5007-5011. Les modèles 5001 et 5007 sont plus anciens que le 5011. Par exemple, le réglage de la sensibilité s'effectue grâce à un potentiomètre pour les 5001-5007 alors que sur le 5011, le réglage est numérique. L'amplificateur de charge type 5011B mono-canal, alimenté par secteur et commandé par microprocesseur transforme la charge électrique engendrée d'un capteur piézoélectrique en une tension proportionnelle. Cet amplificateur est essentiellement utilisé pour mesurer des grandeurs mécaniques, par exemple de pressions, de forces ou d'accélération. Les principales caractéristiques de cet appareil sont le réglage continu de la plage de mesure de ± 10 à $\pm 999\ 000$ pC ainsi que le réglage des paramètres par l'intermédiaire d'un affichage à cristaux liquides à deux chiffres. En cas de coupure de courant, les paramètres restent mémorisés. Cet appareil possède une gamme de mesure étendue, une gamme de fréquence étendue, une correction automatique du zéro, une possibilité de réglage du filtre passe-bas et des constantes de temps, une adaptation optimale aux conditions de mesure par le biais de différentes options et modifications, une conformité au CE.

Le capteur 603B fournit entre 0.25 mV/bar et 5 V/bar environ suivant le type d'amplificateur et la gamme choisie. La tension de sortie est indépendante de la longueur de câble de connexion dans des limites assez larges. Le capteur 603B se prête tout particulièrement à la mesure de variations de pression de fréquences élevées ou de court temps de montée dans des objets vibrants. Les applications typiques citées par le constructeur sont la mesure des pressions dans les tubes à choc et la mesure des conditions de propagation d'ondes d'explosion.

Gamme	0 à 200 bar
Gammes partielles étalonnées	0 à 20 bar ; 0 à 10 bar
Seuil de réponse	0.005 bar
Surcharge	350 bar
Sensibilité	≈ -5.5 pC/bar
Fréquence propre	≈ 400 kHz
Temps de montée	1 μs
Linéarité	≤ ±1 %FSO
Sensibilité aux accélérations	< 0.0001 bar/g
Gamme de température d'utilisation	-196 à 200 °C
Coefficient de température de la sensibilité	< 2 x 10 ⁻⁴ °C ⁻¹
Résistance d'isolement à 20°C	≥ 10 ¹³ Ω
Résistance au choc	10 000 g
Capacité	10 pF
Poids	1.7 g
Connecteur, isolateur en téflon	M4x0.35

Tableau A1.1 : Données techniques du capteur de pression KISTLER 603B.

Annexe 2 (partie II chapitre 2)

Plan des tubes composant le dispositif expérimental

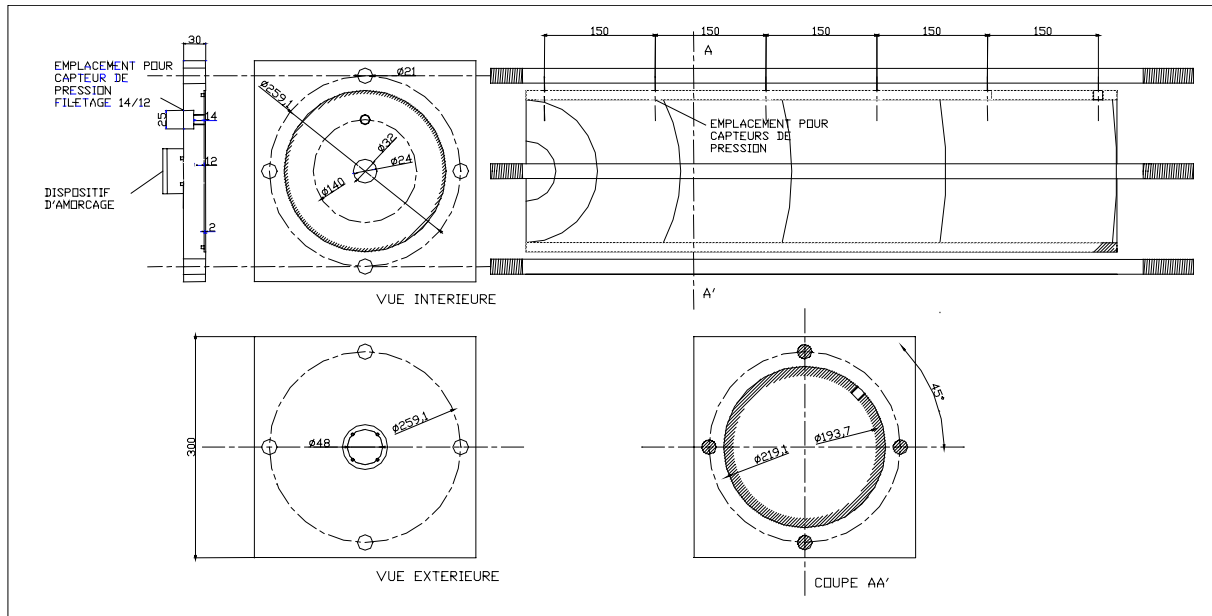


Figure A2.1 : Plan du tube 1 et de la bride avant.

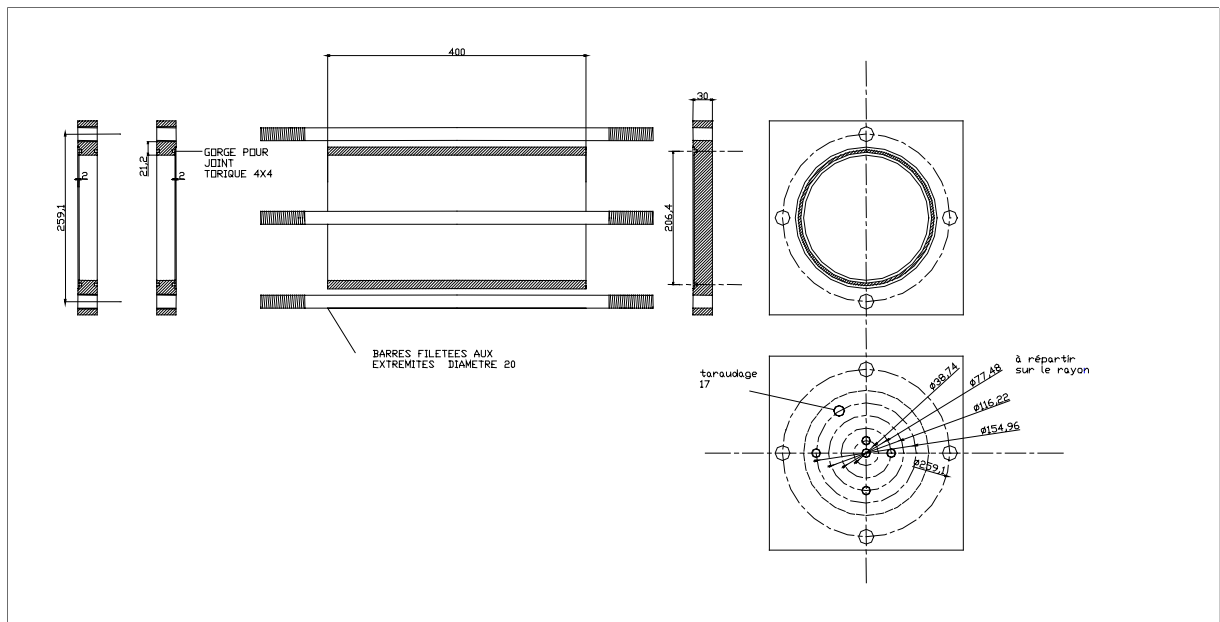


Figure A2.1 : Plan du tube 2, des brides joignant les deux tubes et de la bride arrière.

Annexe 3 (partie II chapitre 3)

Dimensionnement des éprouvettes pour un essai de traction

Définition de l'essai de traction

L'essai le plus courant permettant de déterminer le comportement mécanique d'un matériau est l'essai de traction. Il consiste en l'application d'une force de traction sur une éprouvette de dimension standardisée, jusqu'à sa rupture, suivant un processus de mise en charge à vitesse de déformation constante.

La contrainte nominale est donnée par la relation :

$$\sigma = \frac{F}{S_0} : \text{avec } F \text{ la force appliquée et } S_0 \text{ la section initiale de l'éprouvette.}$$

La déformation nominale est définie par :

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} : \text{avec } l_0 \text{ la longueur initiale de l'éprouvette et } \Delta l \text{ son allongement.}$$

La courbe de traction permet de déterminer la variation de cette déformation en fonction de la contrainte appliquée sur le matériau, et plus précisément (Figure A3.1) :

- le module de Young,
- la limite d'élasticité R_e ,
- la limite conventionnelle d'élasticité $R_{p0,2}$, la limite de traction,
- l'allongement à la rupture, le coefficient de striction $Z = (S_0 - S_r) \times 100 / S_0$ avec S_r la section à la rupture de l'éprouvette.

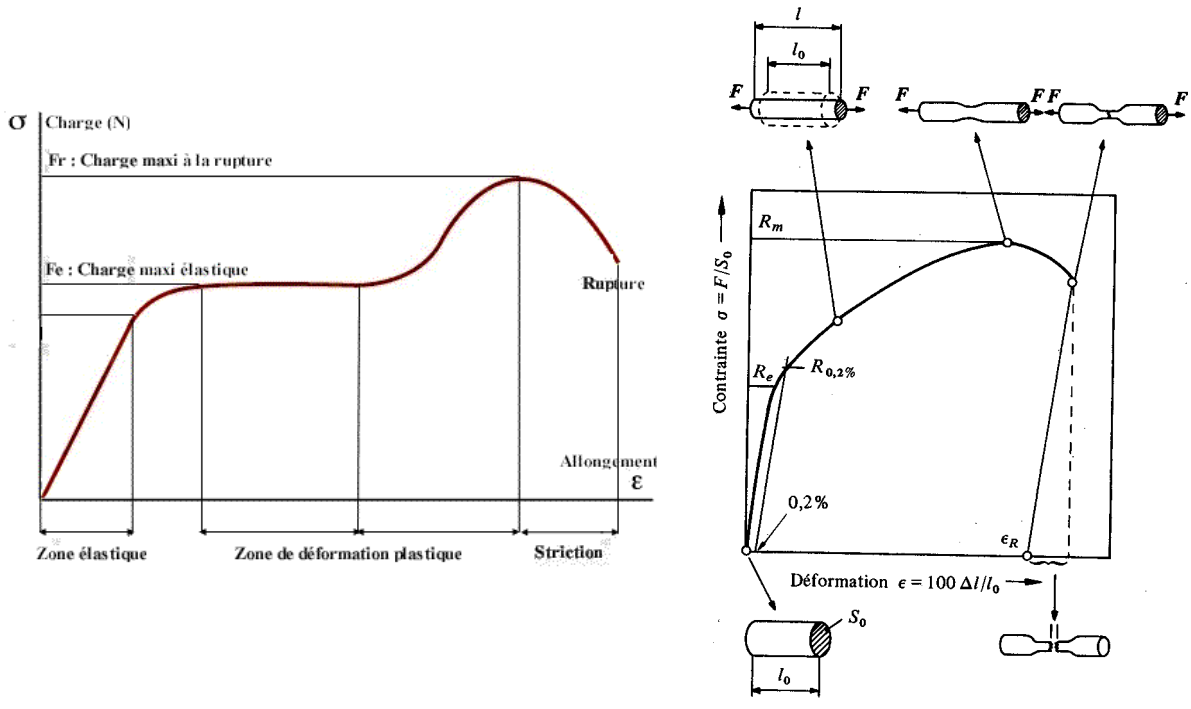


Figure A3.1 : Courbes contrainte-déformation.

Dimensionnement des éprouvettes (Figure A3.2)

Une éprouvette se dimensionne grâce à trois facteurs qui sont :

- les propriétés mécaniques du matériau,
- la capacité de traction de la machine,
- la normalisation de l'éprouvette.

Prise en compte des deux premiers facteurs :

La force de traction maximale de la machine est de : $F_{max} = 50 \text{ kN}$.

On définit la section maximale ainsi : $S_{max} = \frac{F_{max}}{R_m}$, avec $S < S_{max}$ (rupture).

Matériaux	Alu 2017	Acier DC01	Alu 5754
Limite de traction ou résistance à la rupture R_m en MPa	390	270 à 740	190 à 240
S_{max} en mm^2	128.2	67.5 à 185.2	208.3 à 263.2

Les valeurs de R_m sont des valeurs trouvées dans la bibliographie.

Tableau A3.1 : Caractéristiques des matériaux utiles pour le dimensionnement des éprouvettes.

La normalisation de l'éprouvette prismatique :

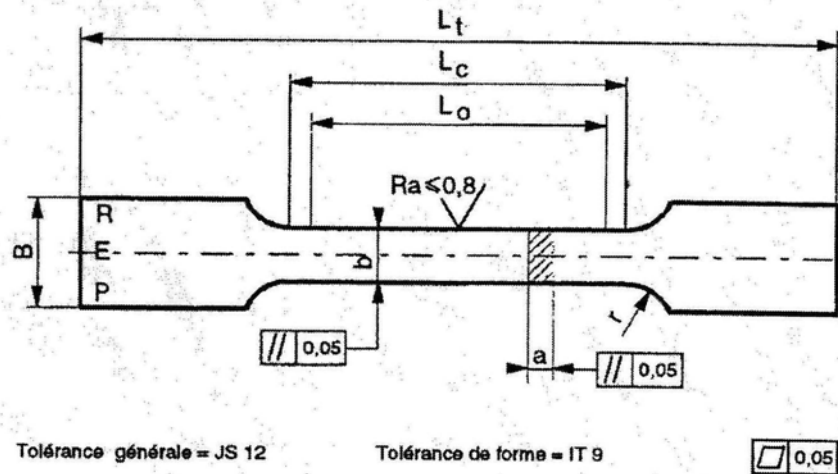


Fig 2. Normalisation de l'éprouvette

TABLEAU 3

Dimensions	Unités	Eprouvette proportionnelle uniquement	Eprouvette à base de mesure variable (L_0 ou L_0')			
			A1	A2	A3	A4
Type d'éprouvette ¹⁾	-	-	A1	A2	A3	A4
Largeur de la tête B	mm	Suffisante pour obtenir une bonne prise en mors				
Epaisseur (a)	mm	≤ 6	-	-	-	-
Largeur (b)	mm	-	20	12,5	6,0	3,0
Longueur entre repères (L_0) proportionnel	mm	voir § 5.1.2				
(1) (L_0') non proportionnel	mm	-	80	50	24	12
Longueur calibrée (L_c)	mm	60^{+1}_{-0}	≥ 100	≥ 63	≥ 30	≥ 15
Rayon de raccordement (r)	mm	voir § 5.2.3	≥ 40	≥ 25	≥ 12,5	≥ 6
Longueur totale (L_t) (approximative)	mm	-	≅ 300	≅ 200	≅ 100	≅ 50

1) Eprouvettes issues de la norme EN 2002-1

Figure A3.2 : Dimensionnement normalisé des éprouvettes de traction.

Prise en compte du troisième facteur :

La norme de référence est la norme EN 2002-1 (Figure A3.2).

D'après le tableau de la norme EN 2002-1, les dimensions choisies pour les éprouvettes de l'étude sont :

- type d'éprouvette : A2,
- épaisseur : $a = 2 \text{ mm}$,
- largeur centrale : $b = 12.5 \text{ mm}$,
- largeur de tête : $B = 20.5 \text{ mm}$,
- longueur calibrée : $L_c = 70 \text{ mm}$,
- rayon de raccordement : $r = 30 \text{ mm}$,
- longueur totale : $L_t = 200 \text{ mm}$.

La section S de l'éprouvette est : $S = a \cdot b = 25 \text{ mm}^2$, de ce fait $S < S_{\max}$.

Annexe 4 (partie II chapitre 3)

Exemple de calculs numériques

Cas d'une plaque en aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm (déflagration avec $P_i = 0,8$ bar) : la valeur de la flèche expérimentale, obtenue avec un comparateur, est de 25,25 mm et la flèche, obtenue par les simulations numériques avec le logiciel MSC-MARC, est de 26,6 mm (écart de 5 %).

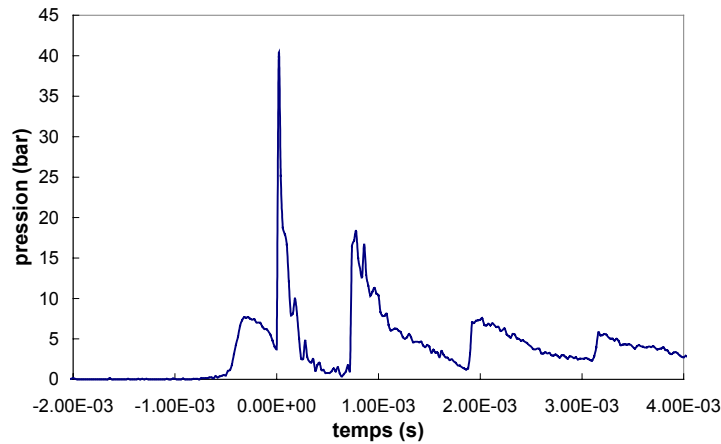


Figure A4.1 : Signal de pression appliqué sur la plaque et implémenté dans MSC-MARC.

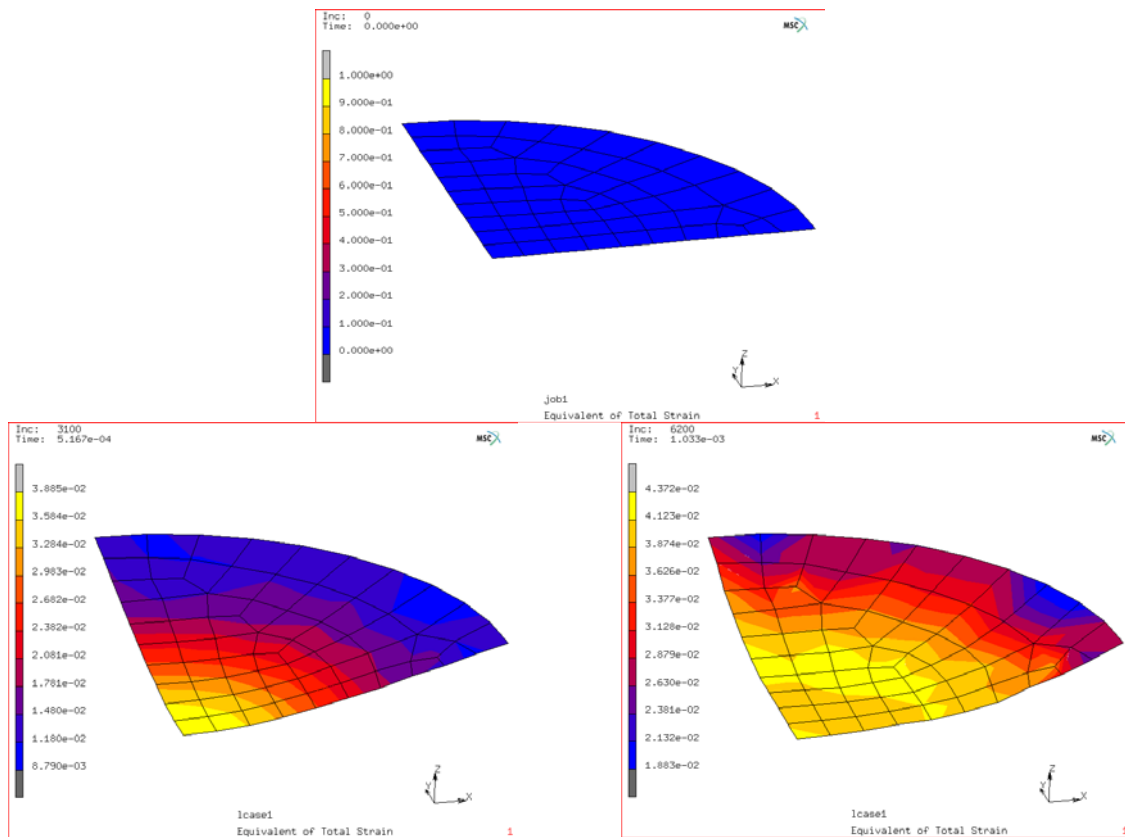


Figure A4.2 : Champs des déformations obtenus à différents instants.

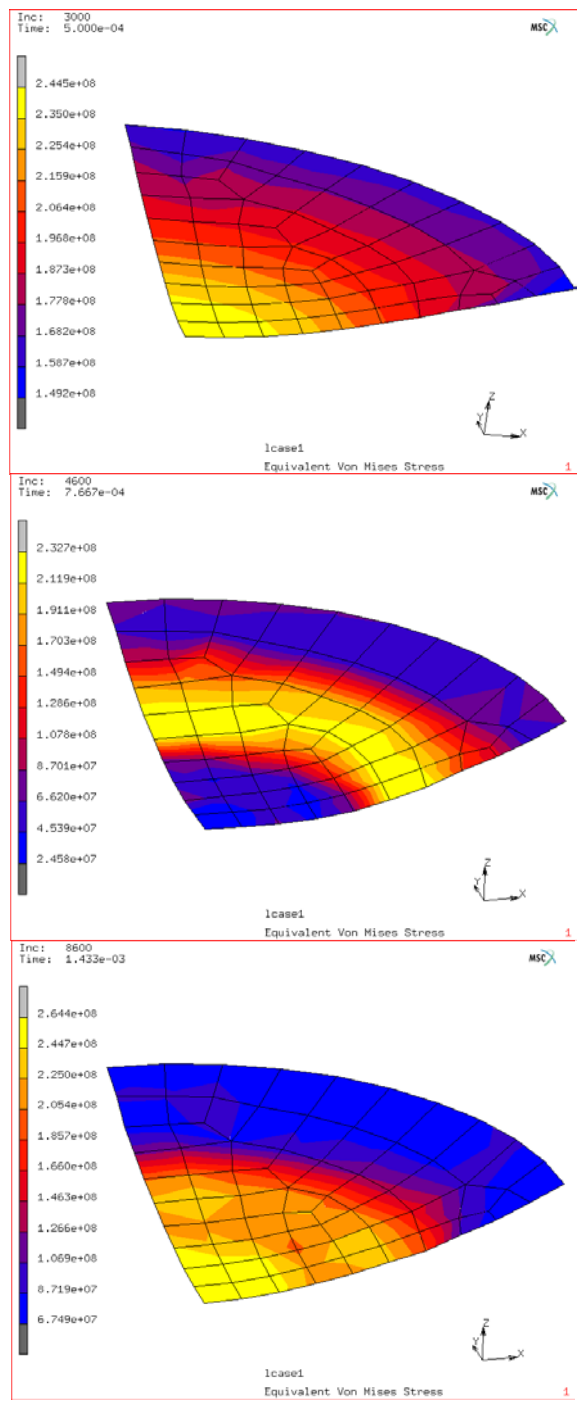


Figure A4.3 : Champs des contraintes obtenus à différents instants.

Annexe 5 (partie III chapitre 3)

Fragments générés lors de l'explosion des réservoirs

Matériau	Mélange	Pression de rupture (bar)	Instant de rupture (ms)	Nombre de fragments
Alu 2017 Essai n°5	15 % H ₂ 85 % Air	27	21	20
Alu 2017 Essai n°6		-	-	15
Alu 2017 Essai n°9		25	26	12
Alu 2017 Essai n°8	29,48 % H ₂ 70,52 % Air	37	10	31
Alu 2017 Essai n°7	38,23 % H ₂ 19,12 % O ₂ 46,8 % N ₂	41	7	41
Alu 5754 Essai n°1	15 % H ₂ 85 % Air	35	98	11
Alu 5754 Essai n°3	29,48 % H ₂ 70,52 % Air	-	-	14
Alu 5754 Essai n°4		41	10	18
Alu 5754 Essai n°2	38,23 % H ₂ 19,12 % O ₂ 46,8 % N ₂	46	7	17
Acier Essai n°1	15 % H ₂ 85 % Air	68	86	5
Acier Essai n°2		66	68	5
Acier Essai n°5		71	101	7
Acier Essai n°4	29,48 % H ₂ 70,52 % Air	69	18	4
Acier Essai n°3	38,23 % H ₂ 19,12 % O ₂ 46,8 % N ₂	80	9	5

Tableau A4.1 : Récapitulatif des essais sur réservoirs.



Figure A4.1 : Photographies du réservoir d'aluminium 5754 (essai n°2) avant et après l'essai.



Figure A4.2 : Photographies du réservoir d'aluminium 2017 (essai n°4) avant et après l'essai.

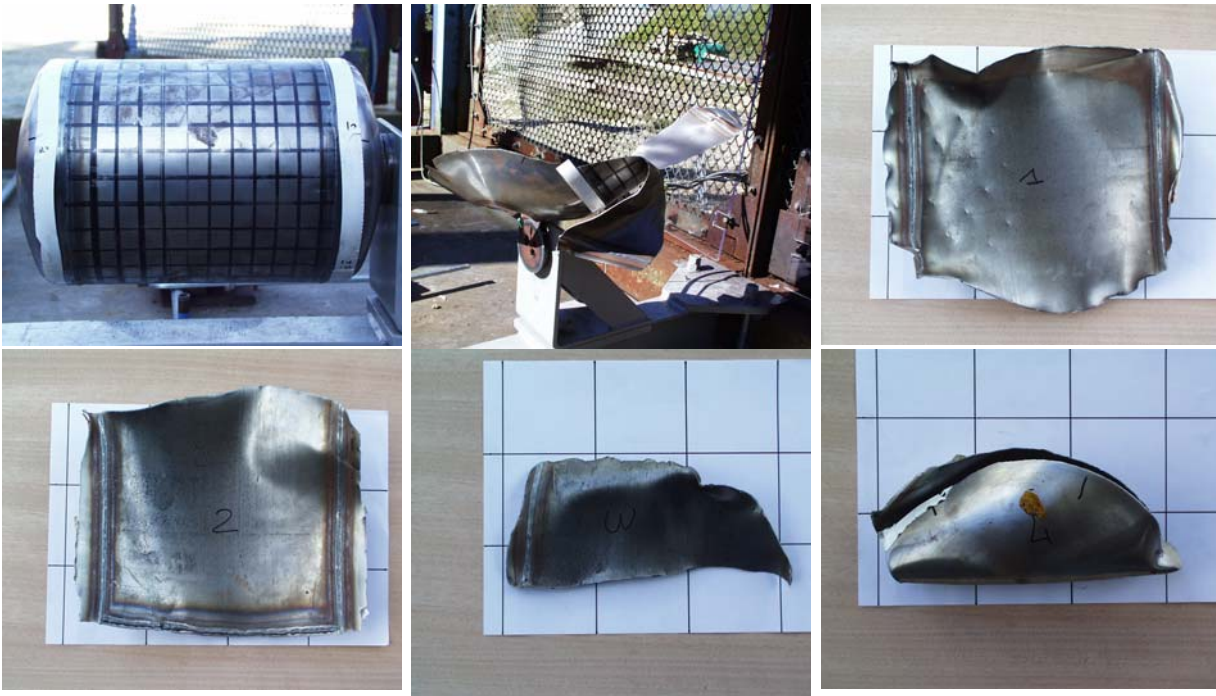


Figure A4.3 : Photographies du réservoir d'acier DC01 (essai n°2) avant et après l'essai.

Références bibliographiques

ACHENBACH J.D. (1974)

Dynamic effects in brittle fracture – Mechanics Today, ed. Nemat-Nasser S., Pergamon Press, vol.1, p1.

ACHENBACH J.D., BAZANT Z.P. (1975)

Elastodynamic near tip stress and displacements fields for rapidly propagating crack in orthotropic materials – J. Appl. Mech., vol.97, pp. 183-189.

ACHENBACH J.D., DUNAYEVSKY V. (1981)

Fields near a rapidly propagating crack tip in an elastic perfectly-plastic material – J. Mech. Phys. Solids, vol. 29, pp. 283-303.

AMAZIGO J.C., HUTCHINSON J.W. (1977)

Crack-tip fields in steady crack-growth with linear strain-hardening – J. Mech. Phys. Solids, vol. 25, pp. 81-97.

ARIA : base de données : <http://aria.environnement.gouv.fr>

ASTM STP627 (1977)

Fast fracture and crack – Ed. by Hahn G.T. and Kanninen M.F.

ASTM STP711 (1980)

Crack arrest methodology and applications – Ed. by Hahn G.T. and Kanninen M.F.

ASTM E1221 (1988)

Standard test method for determining plane-strain crack-arrest fracture toughness, K_{Ic} of ferritic steels – Annual book of ASTM Standards.

BAKER B.R. (1962)

Dynamic stresses created by a moving crack – J. Appl. Mech., vol. 29, pp. 449-458.

BAKER W.E., KULESZ J.J., RICKER R.E., BESSEY R.L., WESTINE P.S., PARR V.B., OLDHAM G.A. (1977)

Workbook for predicting pressure wave and fragment effects of exploding propellant tanks and gas storage vessels – NASA Contractor, report 134906, NASA Scientific and Technical Information Office, Washington D.C.

BAKER W.E., KULESZ J.J. et al. (1978)

Workbook for estimating the effects of accidental explosions in propellant handling systems – NASA Contractor report n° 3023, NASA Scientific and Technical Information Office, Washington D.C.

BAKER W.E., COX P.A., WESTINE P.S., KULESZ J.J., STREHLOW R.A. (1983)

Explosion hazards and evaluation – Fundamental studies in engineering 5, Elsevier Publishing Company, Amsterdam.

BAUM M.R. (1982 A)

The relationship between breach development and the depressurization transient during axial rupture of a gas-pressurized steel pipe – Journal of Pressure Vessel Technology, vol. 104, pp. 20-24.

BAUM M.R. (1982 B)

The development of the breach generated by axial rupture of a gas-pressurized steel pipe – Journal of Pressure Vessel Technology, vol. 104, pp. 253-261.

BAUM M.R. (1984)

Large missiles generated by the rupture of gas-pressurized vessels : a summary of current data from experiments at C.E.G.B., Berkeley Laboratories – pp. 39-50.

BAUM M.R. (1985)

Axial rupture of large-diameter, gas pressurised, steel pipes – International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol. 21, pp. 21-48.

BAUM M.R. (1987)

Disruptive failure of pressure vessels : preliminary design guidelines for fragment velocity and the extent of the hazard zone – Advances in Impact Blast Ballistics and Dynamic Analysis of Structures, ASME PVP, vol. 124, pp. 175-181.

BAUM M.R. (1988)

Disruptive failure of pressure vessels : preliminary design guidelines for fragment velocity and the extent of the hazard zone – ASME Journal of Pressure Vessel Technology, vol. 110, pp. 168-176.

BAUM M.R. (1991)

Rupture of a gas-pressurised cylindrical vessel : the velocity of rocketing fragments – Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 4, pp. 73-85.

BAUM M.R. (1993)

Velocity of a single small missile ejected from a vessel containing high pressure gas – Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 6, n°4, pp. 251-264.

BAUM M.R. (1995)

Rupture of a gas-pressurised cylindrical vessel : the velocity of a detached end-cap – Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 8, pp. 149-161.

BAUM M.R. (1998)

Rocket missiles generated by failure of high pressure liquid storage vessel – Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 11, pp. 11-24.

BAUM M.R. (1999)

Failure of a horizontal pressure vessel containing a high temperature liquid : the velocity of end-cap and rocket missiles – Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 12, pp. 137-145.

BAUM M.R. (2001)

The velocity of large missiles resulting from axial rupture of gas pressurised cylindrical vessels – Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 14, pp. 199-203.

BELTMAN W., BURCSU E., SHEPHERD J., ZUHAL L. (1999)

The structural response of cylindrical shells to internal shock loading – Journal of Pressure Vessel Technology, 121,315-322.

BERGER J.R., DALLY J.W., SANFORD R.J. (1990)

Determining the dynamic stress intensity factor with strain gages using a crack tip locating algorithm – Eng. Fract. Mech., vol. 36, n° 1, pp. 145-156.

BIRK A.M., CUNNINGHAM M.H., KIELEC D.J., MAILLETTE J., MILLER T., YE Z., OSTIC P. (1997)

Fire tests of propane tanks to study BLEVEs and other thermal ruptures : detailed analysis of medium scale test results – Departement of Mechanical Engineering, Queen's University Kingston, Ontario, Transport Canada report TP12498E.

BIRK A.M., VANDERSTEEN, J.D.J., DAVISON C.R., CUNNINGHAM M.H., MIRZAZADEH I. (2003)

PEV field trials : The effects of fire conditions and PRV blowdown on propane tank survivability in a fire – Department of Mechanical Engineering, Queen's University Kingston, Ontario, Transport Canada report TP14045E.

BODNER S.R., PARTOM Y. (1975)

Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain-hardening materials – ASME J. Appl. Mech., vol. 42, pp. 385-389.

BODNER S.R., SYMONDS P.S. (1979 A)

Experiments on dynamic plastic loading of frames – Int. J. Solids Struct., vol. 15, pp. 1-13.

BODNER S.R., SYMONDS P.S. (1979 B)

Experiments on viscoplastic response of circular plates to impulsive loading – J. Mech. Phys. Solids, vol. 27, pp. 91-113.

BOUYNE E. (1999)

Propagation et arrêt de fissure de clivage dans l'acier $2^{1/4}$ Cr-1 Mo – PhD Thesis, Ecole des Mines de Paris.

BROBERG J.W. (1960)

The propagation of a brittle crack – Arch. Für Physik, vol. 18, pp. 159-192.

BUI H.D. (1977)

Mécanique de la rupture fragile – Masson, Paris, ISBN : 2-225-48312-4.

BUI H.D., MAIGRE H., RITTEL D. (1992)

A new approach to the experimental determination of the dynamic stress intensity factor – Int. J. Solids Struct., vol. 29, n° 23, pp. 2881-2895.

CAUMONT M. (2001)

"Accident routier du 9 mai 2000 survenu à Bordes (64)" – Direction des Risques Accidentels, Unité Identification et Hiérarchisation des Risques, INERIS.

CFBP : Comité Français du Butane et du Propane (1999)

Communiqué de presse : recommandations pour améliorer la sécurité des réservoirs GPL.

CHABOCHE J.L. (1989)

Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity – Int. J. Plast., vol. 5, pp. 247-302.

CHAIINEAUX J. (1984)

Essais d'éclatement pneumatique de deux récipients de 2 m³ identiques, sous l'effet d'une augmentation lente de la pression interne ou de la pointe de pression résultant d'une explosion. Comparaison des caractéristiques mesurées dans chaque cas (pression d'éclatement, déformations des récipients, effets de pression produits sur l'environnement) – Laboratoires du CERCHAR, Rapport d'expérience, pp. 1-17.

CHAO T.W., SHEPHERD J.E. (2002)

Fracture response of externally-flawed cylindrical shells to internal gaseous detonation loading – In ASME Pressure Vessels and Piping Conference. ASME.

CLIFTON R.J., FREUND L.B. (1974)

On the uniqueness of plane elastodynamic solutions for running cracks – J. of elasticity, vol.4, pp. 293-299.

COLOMBIE M. et al. (2000)

Matériaux industriels, matériaux métalliques – Industries techniques, série Matériaux, DUNOD, Paris.

COOPER M., JACKSON S., SHEPHERD J.E. (2000)

Effect of Deflagration-to-Detonation Transition on Pulse Detonation Engine Impulse – GALCIT Report FM00-3.

CRAGGS J.W. (1960)

On the propagation of a crack in an elastic-brittle material – J. Mech. Phys. Sol., vol. 8, pp. 66-75.

CROSLEY P.B., RIPLING E.J. (1977)

Characteristics of a run-arrest segment of crack extension – Fast fracture and crack arrest, ASTM STP627, Ed. by Hahn G.T. and Kanninen M.F., pp. 203-227.

CROSLEY P.B., RIPLING E.J. (1980)

Significance of crack arrest toughness (K_{Ia}) testing - Crack arrest methodology and applications, ASTM STP711, Ed. by Hahn G.T. and Kanninen M.F., pp. 321-337.

DAUDONNET B., MOSNIER M., WOZNICA K., RENARD J., MERCIER F. (2005)

Numerical modeling of dynamic rupture in metallic systems – Proceedings of the 6th International Conference on Structural Dynamics, Paris, vol. 3, pp. 1943-1949.

DONGQUAN LIU, STRONGE W.J. (1996)

Shear and bending deformation of rigid-plastic circular plates by central pressure pulse – Int. J. Impact Engng., vol. 18, n° 4, pp. 383-402.

DUFFEY T.A. (1967)

The large deflexion dynamic response of clamped circular plates subject to explosive loading – Sandia Laboratories Research Report SC-RR-67-532.

DUFFEY T.A., KEY S.W. (1968)

Experimental-theoretical correlation of impulsively loaded clamped circular plates – Sandia Laboratories Research Report SC-RR-68-210.

DUGDALE D.S. (1960)

Yielding of steel sheets containing slits – J. Mech. Phys. Solids, vol. 8, pp. 100-104.

EMERY A.F., KOBAYASHI A.S., LOVE W.J., PLACE B.W., LEE C., CHAO Y.H. (1986)

An experimental and analytical investigation of axial crack propagation in long pipes – Engineering Fracture Mechanics, vol. 23, n°1, pp. 215-226.

FLORENCE A.L. (1966)

Circular plate under a uniformly distributed impulse – Int. J. Solids Struct., vol. 2, pp. 37-47.

FRANCOIS D., PINEAU A., ZAOUI A. (1995)

Comportement mécanique des matériaux : viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture, mécanique du contact – Hermès, Paris, ISBN : 2-86601-348-4, ISSN 0986-4873.

FREUND L.B. (1972 A)

Energy flux into the tip of an extending crack in an elastic solid – J. Elasticity, vol. 2, pp. 341-350.

FREUND L.B. (1972 B)

Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading – I. constant rate of extension – J. Mech. Phys. Sol., vol. 20, pp. 129-140.

FREUND L.B., RICE J.R. (1974)

On the determination of elastodynamic crack tip stress field – Int. J. Solids Struct., vol. 4, pp. 293-299.

FREUND L.B., DOUGLAS A.S. (1982)

The influence of inertia on elastic-plastic antiplane shear crack growth – J. Mech. Phys. Sol., vol. 30, pp. 59-74.

FREUND L.B., (1990)

Dynamic fracture Mechanics – Cambridge University Press.

GAILLY B. (1996)

Etude du comportement dynamique et de la rupture de trois aciers à blindage – PhD Thesis, Ecole des Mines de Paris.

GAO Y.C., HWANG K.C. (1981)

Elastic-plastic fields in steady crack growth in a strain hardening material – in Advances in Fracture Research, Proceedings of the 5th International Conference on Fracture, Ed. Francois D., Pergamon, vol. 2, pp. 669-682.

GAO Y.C., NEMAT-NASSER S. (1983)

Near-tip dynamic fields for a crack advancing in a power-law elastic-plastic material: Modes I, II, III – Mechanics of Materials, vol. 2, pp. 305-317.

GEL'FAND B.E., FROLOV S.M., BARTENEV A.M. (1989)

Calculation of the rupture of a high pressure reactor vessel – Combustion, Explosion and Shock Waves, vol. 24, n° 4, pp. 488-496.

GRIFFITH A.A. (1921)

The phenomena of flow and rupture in solids – Philosophical Trans. Royal Soc. of London, Série A, vol. 221.

HAHN G.T., HOAGLAND R.G., ROSENFELD A.R., BARNES C.R. (1980)

A cooperative program for evaluating crack arrest testing methods – Crack arrest methodology and applications, ASTM STP711, Ed. by Hahn G.T. and Kanninen M.F., pp. 248-269.

HEUDIER L. (2004)

Les éclatements de réservoir – Phénoménologie et Modélisation des effets , rapport référentiel Version Projet rédigé pour le compte du MEDD.

HILL P.G., MACMILLAN R.D.C. (1988)

The properties of steam : current status – ASME Journal of Heat Transfer, vol. 110, pp. 763-773.

HOAGLAND R.G., ROSENFELD A.R., GEHLEN P.C., HAHN G.T. (1977)

A crack arrest measuring procedure for K_{Im} , K_{ID} and K_{Ia} properties – Fast fracture and crack arrest, ASTM STP627, Ed. by Hahn G.T. and Kanninen M.F., pp. 177-202.

HUNT D.L.M., WOOD A.J. (1987)

The estimation of missile velocities following the failure of a vessel containing high temperature pressurised water – United Kingdom Atomic Energy Authority safety and reliability directorate – SRD R341.

HUTCHINSON J.W. (1968 A)

Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material – J. Mech. Physics and Solids, vol. 16, n°1.

HUTCHINSON J.W. (1968 B)

Plastic stress and strain fields at a crack tip – J. Mech. Physics and Solids, vol. 16.

IDCZAK W., RYMARZ CZ. SPYCHALA A. (1980)

Viscoplastic flow of a thin circular plate loaded by shock wave – 22 Polish Solid Mech. Conf., September 1980.

IDCZAK W., RYMARZ CZ. SPYCHALA A. (1981)

Studies on shock-wave loaded, clamped circular plate – Journal of Technical Physics, vol. 22, n° 2, pp. 175-184.

IRWIN G.R. (1957)

Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate – J. Appl. Mech., vol. 24, n°3, pp. 361-364.

IRWIN G.R. (1964)

Crack-toughness testing of strain-rate sensitive materials – Journal of Engineering for Power, Transactions of the ASME, Series A, 86, p 444.

IUNG T. (1994)

Propagation rapide et arrêt des fissures dans les aciers pour gazoducs. Rupture par clivage et rupture ductile – PhD Thesis, Ecole des Mines de Paris.

JOHNSON G.R., COOK W.H. (1983)

A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures – Proceedings of the seventh international symposium on ballistics, La Hague, pp. 119-127.

JONES N. (1968 A)

Impulsive loading of a simply supported rigid-plastic circular plate – J. appl. Mech., vol. 35, pp. 59-65.

JONES N. (1968 B)

Finite deflections of a rigid-viscoplastic strain-hardening annular plate loaded impulsively – J. appl. Mech., vol. 35, pp. 349-356.

KALTHOFF J.F., BEINERT J., WINKLER S. (1977)

Measurements of Dynamic Stress Intensity Factors for Fast Running and Arrest Cracks in Double-Cantilever-Beam Specimens – Fast Fracture and Crack Arrest, ASTM STP627, Ed. by Hahn G.T. and Kanninen M.F., pp.161-176.

KALTHOFF J.F. (1990)

Experimental fracture mechanics – Crack Dynamics in Metallic Materials, ed. Klepaczko J.R., pp. 70-253.

KANNINEN M.F. (1973)

An augmented double-cantilever-beam model for studying crack propagation and arrest – Int. J. of Fract., vol. 9, p. 83.

KANNINEN M.F., POPELAR C., GEHLEN P.C. (1977)
Dynamic analysis of crack propagation and arrest in the in Double-Cantilever-Beam Specimen – Fast Fracture and Crack Arrest, ASTM STP627, Ed. by Hahn G.T. and Kanninen M.F., pp.19-38.

KLOSOWSKI P., WOZNICA K., WEICHERT D. (2000)
Comparison of numerical modelling and experiments for the dynamic response of circular elasto-viscoplastic plates – Eur. J. Mech. A/Solids, vol. 19, pp. 343-359.

KOBAYASHI T, DALLY J.W. (1977)
Relation between crack velocity and stress intensity factor in birefringent polymers – Fast Fracture and Crack Arrest – eds. Hahn G.T. and Kanninen M.F., ASTM STP 627, pp. 257-273.

KRASOWSKI A.J., STEPANENKO (1979)
A quantitative stereoscopic fractographic study of the mechanism of fatigue crack propagation in nickel – Int. J. Frac., vol. 15, n° 3, pp. 203-215.

LABBENS R. (1980)
Introduction à la mécanique de la rupture – Editions Pluralis, Paris.

LANNOY A. (1984)
Analyse des explosions air-hydrocarbure en milieu libre. Etudes déterministe et probabiliste du scénario d'accidents. Prédiction des effets de surpression. Bulletin de la direction des études et recherches d'EDF.

LEE Y.-W., WIERZBICKI T. (2005)
Fracture prediction of thin plates under localized impulsive loading. Part II : discing and petalling – International Journal of Impact Engineering, vol. 31, pp. 1277-1308.

LEIGHTON J.T., CHAMPION C.R., FREUND L.B. (1987)
Asymptotic analysis of steady dynamic crack growth in an elastic-plastic material – J. Mech. Physics and Solids, vol. 35, pp. 541-563.

LEMAITRE J., CHABOCHE J.L. (1988)
Mécanique des matériaux solides – Bordas, ISBN 2-04-018618-2.

LEYER J.C. (1982)
Effets de pression engendrés par l'explosion dans l'atmosphère de mélanges gazeux d'hydrocarbures et d'air – Revue Générale de Thermique, vol. 243, pp. 193-208.

LIEBOWITZ H. (1969)
Fracture – Academic Press, New York.

MANOGG P. (1966)
Investigation of the rupture of a plexiglass plate by a means of an optical method involving high speed filming and shadow optical around holes drilled in the plate – Int. J. Frac. Mech., vol. 2, pp. 604-613.

MOORE C.V. (1967)
The design of barricades for hazardous pressure systems – Nuclear Engineering and Design, vol. 5, pp. 81-97.

MATSUI H., LEE J.H. (1979)
On the measure of the relative detonation hazards of gaseous fuel-oxygen and air mixtures – 17th International Symposium on Combustion, The Combustion Institute, pp. 1269-1280.

MOUILLEAU Y. (1995)

Rapport : "Analyse de l'accident du 8 Décembre 1994 survenu dans les ateliers dans les ateliers "ANNE DE BRETAGNE" situés sur la commune de Basse-Goulaine (Loire-Atlantique)", INERIS.

NILSSON F. (1974)

A note on the stress-singularity at a non uniformly moving crack tip – J. of elasticity, vol.4, pp. 73-75.

Norme NF A 03-183 (1987)

“Mécanique de la rupture. Détermination à partir de la courbe J- Δa des valeurs conventionnelles J_0 et dJ/da caractéristiques de la résistance à la rupture ductile”.

NURICK G.N. (1985)

A new technique to measure the deflexion-time history of a material subjected to high strain rates – Int. J. Impact Engng, vol. 3, pp. 17-26.

NURICK G.N., PEARCE H.T., MARTIN J.B. (1986 A)

The deformation of thin plates subjected to impulsive loading – In Inelastic Behaviour of Plates and Shells (Edited by L. Bevilacqua). Springer-Verlag, Berlin.

NURICK G.N. (1986 B)

The measurement of the deformation response of a structure subjected to an explosive load using a light interference technique – Proc. 1986 SEM Spring Conf. Exp. Mech., pp.105-114. The society for experimental mechanics.

NURICK G.N., MARTIN J.B. (1989)

Deformation of thin plates subjected to impulsive loading – a review – Part II : Eperimental studies, Int. J. Impact Engng, vol. 8, n° 2, pp. 171-186.

OLSON M.D., NURICK G.N., FAGNAN J.R. (1993)

Deformation and rupture of blast loaded square plates – Prediction and experiments, Int. J. Impact Engng, vol. 13, n° 2, pp. 279-291.

PENNETIER O., WOZNICA K., RENARD J. (1997 A)

Comportement de plaques minces aux grandes vitesses de déformations – Modélisation et expérimentation en élasto-viscoplasticité – Troisième colloque national en dynamique des structures – Ed. Presses Académiques de l'Ouest, tome 2, pp. 497-502.

PENNETIER O., RENARD J. (1997 B)

Nouvelle méthode expérimentale d'étude du comportement dynamique à grande vitesse de déformation de plaques minces – Sollicitation par explosion – Congrès. Int. DYMAT 97, publication : Journal de Physique IV, vol. 7, pp. 131-136.

PENNETIER O., RENARD J. (1998 A)

Structures minces face à une explosion. Application à la gestion des risques industriels – Mécanique Industrielle et Matériaux, vol. 51, n°2, pp. 67-69.

PENNETIER O. (1998 B)

Intéraction structures-détonations : Atténuation des efforts retransmis et étude de la réponse dynamique non linéaire de voiles minces – Thèse de troisième cycle en mécanique du solide de l'Université d'Orléans.

PENNETIER O., WOZNICZ K., MOSNIER M., DAUDONNET B., RENARD J. (2005)

Behavior of metallic plates submitted to explosions : experiments and modelling in the field of large deformation and rupture – DYMAT 16th Technical Meeting, october 27-28, 2005.

PERRONE N. (1967)
Impulsively loaded strain-rate sensitive plates – J. appl. Mech., vol. 34, n° 2.

PERZYNA P. (1966)
Fundamental problems of viscoplasticity – Adv. Mech., 9, pp. 243-377.

PARTOM V.Z., BORISKOVSKEY V.G. (1989)
Dynamic Fracture Mechanics – Volume 1: Stationnary cracks, ed. Hetnarski R.B., Hemisphere Publishing Corporation.

PHAM DUC CHINH (1995)
Adaptation of spherical and cylindrical vessels to variable internal pressure and temperature – Int. J. Mech. Sci., vol. 37, n° 7, pp. 783-792.

PONTE CASTANEDA P. (1987)
Asymptotic fields in steady crack growth with linear strain-hardening – J. Mech. Phys. Solids, vol. 35, pp. 227-268.

PROUST C. et al. (2000)
Rapport interne INERIS sur le développement du logiciel EFFEX.

PROUST C., RAVEAU D. (2004)
Towards modelling of frictional ignition - Loss prevention and safety promotion in the process industries : proceedings of the 11th International Symposium, 31 May – 3 June 2004, Praha, Czech Republic.

RAVI-CHANDAR K. et KNAUSS W.G. (1984)
An Experimental Investigation into Dynamic Fracture Mechanics. Part IV : On the Interaction Of Stress Waves with Propagating Cracks – Int. J. Fract., vol.26, pp.189-200.

RECHO N. (1995)
Rupture par fissuration des structures – Hermès, Paris, ISBN : 2-86601-4888-X, ISSN 1158-3509.

RENARD J., DESROSIER C. (1991)
Dynamic response of a plate to an explosion – Proceedings of the European Conf. On Struct. Dynamics – Ed. W.B Krätzig & al.- Eurodyn'90 – Bochum, Germany, vol.1, pp. 39-46.

RENARD J., PENNETIER O. (1995)
Réponse dynamique non linéaire d'une plaque soumise à une explosion – Deuxième colloque national en dynamique des structures – Ed. Hermes, tome 1, pp. 397-402.

RENARD J., PENNETIER O. (1996)
Non linear dynamic response of plates submitted to explosions – Numerical and experimental study – Proceedings of the European Conf. On Struct. Dynamics – Ed. G Augusti & al. – Eurodyn'96 – Firenze, Italy – Rotterdam: A.A. Balkema, vol.2, pp. 689-694.

RICE J.R. (1968 A)
A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks – J. Appl. Mech., vol. 35, pp. 379-386.

RICE J.R., ROSENGREN G.F. (1968 B)
Plane strain deformation near a crack tip in a hardening material – J. Mech. Physics and Solids, vol. 16, n°1.

RICE J.P. (1968 C)

Mathematical analysis in the mechanics of fracture – Fracture, Ed Liebowitz H., vol. 2, pp. 191-311.

RIVALIN F. (1998)

Développement d'aciers pour gazoducs à haute limite d'élasticité et ténacité élevée : mécanique et mécanismes de la rupture ductile à grande vitesse – PhD Thesis, Ecole des Mines de Paris.

RIVALIN F., PINEAU A., DI FANT M., BESSON J. (2001)

Ductile tearing of pipeline-steel wide plates – I: Dynamic and quasi-static experiments. Engng. Fracture Mechanics, vol 68, n° 3, pp. 329-345.

ROGERS G.F.C., MAYHEW Y.R. (1962)

Engineering thermodynamics work and heat transfer – London : Longmans.

ROSAKIS A.J., ZEHNDER A.T. (1985)

On the dynamic fracture of structural metals – Int. J. Fract., vol. 27, pp. 169-186.

SCHULTZ E., WINTENBERGER E., SHEPHERD J. (1999)

Investigation of Deflagration to Detonation Transition for Application to Pulse Engine Ignition Systems – Proceedings of the 16th JANNAF Propulsion Symposium, Chemical Propulsion Information Agency.

SCHULZ-FORBERG B., DROSTE B., CHARLETT H. (1980)

Failure mechanisms of propane-tanks under thermal stresses including fire engulfment – Tankcontainer in a fire accident proceedings of the 6th International Symposium on the Transport of Dangerous Goods, Tokyo, paper A3, pp. 47-61.

SHULKA A., AGARWAL R.K., NIGAM H. (1988)

Dynamic fracture studies on 7075-T6 aluminum and 4340 steel using strain gages and photoelastic coating – Eng. Fract. Mech., vol. 31, n° 3, pp. 501-515.

SIH G.C. (1970)

Dynamic aspects of crack propagation – Inelastic behaviour of solids, eds Jaffe R.I., pp. 607-634.

SLEPYAN L.I. (1976)

Crack dynamics in an elastic-plastic body – Mechanics of Solids, vol. 11, pp.126-134.

STAWCZYK J. (2003)

Experimental evaluation of LPG tank explosion hazards – Journal of Hazardous Materials, B96, pp. 189-200.

STOFFEL M., SCHMIDT R., WEICHERT D. (2001)

Shock wave-loaded plates – International Journal of Solids and Structures, vol. 38, pp. 7659-7680.

SU B., BHUYAN G.S. (1999)

Fracture behaviors of all-steel gas cylinder with different axial cracks – Int. J. of Pressure Vessels and Piping, vol. 76, pp. 245-250.

TEELING-SMITH R.G., NURICK G.N. (1991)

The deformation and tearing of thin circular plates subjected to impulsive loads – Int. J. Impact Engng, vol. 11, n° 1, pp. 77-91.

T.N.O. (1997)

Methods for the Calculation of the Physical Effects of the Escape of Dangerous Material (Yellow Book) – Report of the committee for the prevention of Disasters.

TOUTLEMONDE (1995)
Résistance au choc des structures en béton – Thèse de l'ENPC.

VAN DOORMAAL J.C.A.M., VAN WEES R.M.M. (1997)
Rupture of vessels – CPR 14E Chapter 7 of the 'Yellow Book' (3rd ed.).

WANG A.J. (1955)
The permanent deflection of a plastic plate under blast loading – J. appl. Mech., vol. 22, pp. 375-376.

WIERZBICKI T. (1954)
Viscoplastic flow of rotationally symmetric shells with particular application to dynamic loading – J. Mech. Phys. Solids, vol. 3, pp. 22-37.

WIERZBICKI T., FLORENCE A.L. (1970)
A theoretical and experimental investigation of impulsively loaded clamped circular viscoplastic plates – Int. J. Solids Structures, vl. 6, pp. 553-568.

WIERZBICKI T. (1999)
Petalling of plates under explosive and impact loading – International Journal of Impact Engineering, vol. 22, pp. 935-954.

WOZNICA K., PENNETIER O., RENARD J. (2001)
Experiments and numerical simulation on thin metallic plates subjected to an explosion – J. Eng. Mater. Technol., vol. 123, pp. 203-209.

WRIGHT J. K. (1961)
Shock Tubes, John Wiley and sons, Londres.

YOFFE H. (1951)
The Moving Griffith Crack – Philosophical Magazine, vol. 42, pp. 739-750.

ZHANG Z., GAO Y.C. (1988)
Plane stress dynamic fields near a propagating crack-tip in a power-law material – Acta mechanica sinica, vol. 14, n°1, pp. 22-34.

Liste des figures et tableaux

Introduction

Figure 1 : Familles de produits susceptibles d'être stockés dans des enceintes sous pression.	...17
Figure 2 : Fragments récupérés lors de l'accident de Bordes.	...18
Figure 3 : Eléments projetés à Basse-Goulaine.	...19
Tableau 1 : Liste d'accidents avec leurs descriptifs (base de données ARIA [ARIA], compilée par le BARPI et l'INERIS).	...20

Partie I : Chapitre 1

Figure 1.1 : Courbe contrainte déformation classique.	...27
Figure 1.2 : Courbe contrainte déformation dans le cas des ruptures fragile et ductile.	...28
Figure 1.3 : Rupture fragile.	...29
Figure 1.4 : Rupture ductile.	...29
Figure 1.5 : Evolution de la résilience en fonction de la température [COL 00].	...31
Figure 1.6 : Intervalle de transition entre les états ductile et fragile des aciers à teneur variée en carbone.	...31
Figure 1.7 : Les différents modes de rupture.	...32
Figure 1.8 : Système d'axes par rapport à la fissure.	...35
Figure 1.9 : Représentation de la fissure d'après Irwin.	...37
Figure 1.10 : Représentation de Dugdale Barenblatt.	...37
Figure 1.11 : Intégrale de contour J.	...38
Figure 1.12 : Evolution du rapport K_I^{dyn} / K_{Iu} en fonction de la vitesse de propagation.	...43
Figure 1.13 : Influence de la vitesse de fissuration sur le facteur d'intensité des contraintes (selon Freund)	...44
Figure 1.14 : Bifurcation de fissure expliquée par les contraintes en pointe de fissures.	...45
Figure 1.15 : Principe de l'arrêt de fissure - méthode 1 (d'après Kalthoff en 1977).	...46
Figure 1.16 : Principe de l'arrêt de fissure - méthode 2 (d'après Kalthoff en 1977).	...46
Figure 1.17 : Fonctions universelles de vitesses en modes I et II.	...47
Tableau 1.1 : Valeurs de résilience pour différents matériaux.	...29
Tableau 1.2 : Constantes caractéristiques pour différents matériaux.	...41

Partie I : Chapitre 2

Figure 2.1 : Synthèse des vitesses de déformations rencontrées lors d'essais ou de phénomènes accidentels.	...53
Figure 2.2 : Rupture longitudinale.	...54
Figure 2.3 : Rupture circonférentielle.	...54

Figure 2.4 : Modélisation de la rupture longitudinale du réservoir.	...55
Figure 2.5 : Pressions sur la face opposée à la fissure du cylindre.	...56
Figure 2.6 : Dispositif donnant la vitesse de fragment [BAU 91].	...58
Figure 2.7 : Rupture d'un réservoir cylindrique vertical contenant du gaz sous pression.	...58
Figure 2.8 : Schéma du dispositif de tir de Baum [BAU 84-95].	...61
Figure 2.9 : Dispositif d'éjection de fragment [BAU 93].	...61
Figure 2.10 : Dispositif de mesure de la vitesse de fragment [BAU 98].	...63
Figure 2.11 : Trajectoire coaxiale avec l'axe du réservoir de l'extrémité « missile ».	...64
Figure 2.12 : Méthodes pour trouver la vitesse initiale de fragment.	...70
Tableau 2.1 : Masse et forme des fragments pour différentes configurations de fracture de réservoirs.	...66
Tableau 2.2 : Propriétés d'explosion de gaz et vapeurs inflammables dans l'air dans les conditions atmosphériques.	...68
Tableau 2.3 : Pression et température de défaillance lors de différentes situations.	...68

Partie II : Chapitre 1

Figure 1.1 : Différentes étapes de la mise en place du banc expérimental.	...81
---	-------

Partie II : Chapitre 2

Figure 2.1 : Schéma du dispositif expérimental.	...86
Figure 2.2 : Photo du montage expérimental.	...87
Figure 2.3 : Implémentation des capteurs sur la chambre à explosion.	...88
Figure 2.4 : Implémentation des capteurs dans le cas du montage complet.	...88
Figure 2.5 : Limites de détonabilité de divers mélanges [MAT 79].	...89
Figure 2.6 : Amorce avec fil explosé.	...94
Figure 2.7 : Photo de la chambre à explosion (tube 1).	...95
Figure 2.8 : Dispositif de vannes avec uniquement le tube 1.	...97
Figure 2.9 : Signaux de détonation aux différents points de mesure ($P_i = 1$ bar).	...98
Figure 2.10 : Schéma de passage des ondes devant les différents capteurs de pression.	...99
Figure 2.11 : Diagramme de marche pour différentes pressions initiales en détonation.	...100
Figure 2.12 : Impulsions sur le fond pour différentes pressions initiales (cas de la déflagration).	...103
Figure 2.13 : Impulsions sur le fond pour différentes pressions initiales (cas de la détonation).	...104
Figure 2.14 : Comparaison des impulsions en détonation (couleur foncée) et déflagration (couleur claire) en fonction de la pression initiale pour les capteurs du fond.	...104
Figure 2.15 : Schéma de l'onde arrivant plane au fond du tube 1.	...106

Figure 2.16 : Superposition des signaux des capteurs 5-6-7 situés au fond du tube 1 (détonation avec une pression initiale de 1 bar).	...107
Figure 2.17 : A gauche – comparaison des signaux de pression pour l'ensemble des capteurs 1 à 4 à partir d'un trigger externe (cas d'une déflagration à 0,8 bar) ; A droite – superposition idéalisée des mêmes signaux après recalage des temps.	...110
Figure 2.18 : A gauche – comparaison des signaux de pression pour l'ensemble des capteurs 5 à 7 à partir d'un trigger externe (cas d'une déflagration à 0,8 bar) ; A droite – superposition idéalisée des mêmes signaux après recalage des temps.	...111
Figure 2.19 : Comparaison des impulsions calculées à partir des signaux de pression (cas d'une déflagration à 0,8 bar).	...113
Tableau 2.1 : Limite d'aptitude à explosion.	...90
Tableau 2.2 : Caractéristiques comparées de la détonation et de la déflagration.	...91
Tableau 2.3 : Caractéristiques d'amorçage de l'explosion.	...94
Tableau 2.4 : Données moyennes des capteurs sur le fond du tube 1.	...102
Tableau 2.5 : Récapitulatif des vitesses moyennes d'onde au fond du tube 1 en fonction des différentes pressions initiales en détonation et déflagration.	...105
Tableau 2.6 : Récapitulatif des données essentielles du chargement en détonation.	...108
Tableau 2.7 : Récapitulatif des données essentielles du chargement en déflagration.	...108
Tableau 2.8 : Temps entre deux signaux identiques.	...109
Tableau 2.9 : Ecart entre les impulsions de 2 tirs effectués dans des conditions identiques.	...112
<u>Partie II : Chapitre 3</u>	
Figure 3.1 : Dispositif de vannes avec le montage expérimental complet.	...117
Figure 3.2 : Photo du montage expérimental avec le système de vannes au premier plan.	...118
Figure 3.3 : Courbes comparatives des essais de traction des matériaux (vitesse de déformation : $\sim 10^{-4} \text{ s}^{-1}$).	...121
Figure 3.4 : Plaque bombée.	...122
Figure 3.5 : Plaque découpée.	...122
Figure 3.6 : Effet de cisaillement visible sur plaque bombée (Al5754, déflagration à 1 bar).	...125
Figure 3.7 : Comparaison expérimentale / numérique de l'évolution de la déformation (Alu 5754 en détonation : $P_i = 0,6 \text{ bar}$)	...128
Figure 3.8 : Différentes étapes de l'étude expérimentale.	...129
Tableau 3.1 : Propriétés mécaniques des matériaux de l'étude.	...121
Tableau 3.2 : Conditions opératoires retenues.	...123
Tableau 3.2 : Récapitulatif qualitatif des premiers essais en déflagration.	...124
Tableau 3.3 : Récapitulatif qualitatif des premiers essais en détonation.	...125

Partie II : Chapitre 4

Figure 4.1 : Géométrie de l'entaille.	...133
Figure 4.2 : Photo du dispositif de visualisation par caméra rapide.	...134
Figure 4.3 : Implantation des indicateurs de propagation de fissures sur plaques entaillées.	...135
Figure 4.4 : Phénomène d'ouverture de fissure d'une plaque entaillée.	...139
Figure 4.5 : Pression dans un tube à choc avant et après rupture du diaphragme.	...141
Figure 4.6 : Polaires de choc et de détente dans le cas d'une détonation à $P_i = 1,6$ bars	...142
Figure 4.7 : Courbes de pression impactant la plaque (pression initiale 1 bar) en détonation et courbe de déformation de l'acier DC01 à 2 mm.	...146
Figure 4.8 : Acier DC01 entaillé d'épaisseur 0,8 mm (détonation à 1,6 bars).	...150
Figure 4.9 : Acier DC01 entaillé d'épaisseur 0,8 mm (déflagration à 1,6 bars).	...150
Figure 4.10 : Fissuration sur acier DC01 (0,8 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes – déflagration avec $P_i = 1,6$ bars.	...151
Figure 4.11 : Acier DC01 d'épaisseur 1 mm - détonation avec $P_i = 1,6$ bars.	...152
Figure 4.12 : Acier DC01 d'épaisseur 2 mm - détonation avec $P_i = 1,6$ bars.	...152
Figure 4.13 : Al5754 d'épaisseur 2 mm en déflagration.	...153
Figure 4.14 : Al5754 d'épaisseur 2 mm en détonation ($P_i = 1,6$ bars).	...153
Figure 4.15 : Ouverture de fissure sur Al5754 (2 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes – détonation avec $P_i = 1,6$ bars.	...154
Figure 4.16 : Al5754 entaillé d'épaisseur 0,5 mm (détonation avec $P_i = 0,6$ bar).	...156
Figure 4.17 : Al5754 entaillé d'épaisseur 1 mm (détonation avec $P_i = 0,8$ bar).	...156
Figure 4.18 : Ouverture de fissure sur Al5754 (0,5 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes – détonation avec $P_i = 0,6$ bar.	...157
Figure 4.19 : Acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm - déflagration avec $P_i = 1,2$ bars.	...159
Figure 4.20 : Acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm - détonation avec $P_i = 1,2$ bars.	...159
Figure 4.21 : Acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm - détonation avec $P_i = 1,4$ bars.	...160
Figure 4.22 : Acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm - détonation avec $P_i = 1,6$ bars.	...160
Figure 4.23 : Ouverture de fissure sur Acier XC65-90 (2 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes – déflagration avec $P_i = 1,2$ bars.	...161
Figure 4.24 : Ouverture de fissure sur Acier XC65-90 (2 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes – détonation avec $P_i = 1,4$ bars.	...162
Figure 4.25 : Al2017 d'épaisseur 2 mm - détonation avec $P_i = 1,6$ bars.	...163
Figure 4.26 : Al2017 d'épaisseur 2 mm - déflagration avec $P_i = 1,2$ bars.	...163
Figure 4.27 : Al2017 entaillé d'épaisseur 0,5 mm - déflagration avec $P_i = 0,8$ bar.	...164
Figure 4.28 : Al2017 entaillé d'épaisseur 1 mm - déflagration avec $P_i = 1$ bar.	...164

Figure 4.29 : Fissuration sur Al 2017 (0,5 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes – déflagration avec $P_i = 0,8$ bar.	...165
Figure 4.30 : Acier XC65-90 entaillé d'épaisseur 0,5 mm (détonation avec $P_i = 0,8$ bar).	...166
Figure 4.31 : Acier XC65-90 entaillé d'épaisseur 0,5 mm (déflagration avec $P_i = 1$ bar).	...166
Figure 4.32 : Fissuration sur Acier XC65-90 (0,5 mm) et évolution des pressions dans les 2 tubes – détonation avec $P_i = 0,8$ bar.	...167
Figure 4.33 : Acier XC65-90 d'épaisseur 1 mm en détonation.	...168
Figure 4.34 : Acier XC65-90 d'épaisseur 1 mm en déflagration.	...169
Figure 4.35 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de 2 mm.	...171
Figure 4.36 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de 1 mm.	...172
Figure 4.37 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de 0,5 mm (0,8 mm pour l'acier DC01).	...172
Figure 4.38 : Influence du pic de surpression sur la vitesse de fissuration – plaques de 2 mm.	...173
Figure 4.39 : Influence du pic de surpression sur la vitesse de fissuration – plaques de 1 mm.	...173
Figure 4.40 : Influence du pic de surpression sur la vitesse de fissuration – plaques de 0,5 mm.	...174
Figure 4.41 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de Al 5754.	...174
Figure 4.42 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de Al 2017.	...175
Figure 4.43 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de DC01.	...176
Figure 4.44 : Influence de l'impulsion sur la vitesse de fissuration – plaques de XC65-90.	...176
Tableau 4.1 : Entailles dans les échantillons.	...133
Tableau 4.2 : Récapitulatif des essais sur plaques entaillées en déflagration.	...136
Tableau 4.3 : Récapitulatif des essais sur plaques entaillées en détonation.	...137
Tableau 4.4 : Caractéristiques d'un choc par la méthode des polaires.	...142
Tableau 4.5 : Evaluation des temps de déformation et de fissuration pour des chargements en détonation.	...143
Tableau 4.6 : Evaluation des temps de déformation et de fissuration pour des chargements en déflagration.	...144
Tableau 4.7 : Pressions de décharge pour un chargement en déflagration.	...147
Tableau 4.8 : Pressions de décharge pour un chargement en détonation.	...148
Tableau 4.9 : Paramètres d'entrée des essais sur les plaques d'acier DC01.	...149
Tableau 4.10 : Informations des essais sur les plaques d'Al 5754 d'épaisseur 0,5 et 1 mm.	...155
Tableau 4.11 : Types de rupture obtenus pour les différents échantillons.	...170
<u>Partie II : Chapitre 5</u>	
Figure 5.1 : Intégration de la pièce dans le dispositif expérimental.	...181
Figure 5.2 : Pièce à bord arrondi.	...181

Figure 5.3 : Plaque d'acier XC65-90 d'épaisseur 2 mm - détonation avec $P_i = 1,6$ bars.	...182
Figure 5.4 : Plaque d'acier DC01 d'épaisseur 0,8 mm - déflagration avec $P_i = 1,6$ bars.	...182
Figure 5.5 : Plaque d'acier XC65-90 d'épaisseur 0,5 mm - déflagration avec $P_i = 1,6$ bars.	...183
Figure 5.6 : Plaque fortement bombée après une détonation.	...184
Figure 5.7 : Formation d'une calotte après une détonation.	...184
Figure 5.8 : Evolution de la rupture de plaques d'Al 5754 (1 mm) soumises à une détonation pour différentes pressions initiales.	...185
Figure 5.9 : Calotte formée (Al 5754) pour une détonation ($P_i = 1,2$ bars) – 1 ^{er} essai.	...186
Figure 5.10 : Calotte formée (Al 5754) pour une détonation ($P_i = 1,2$ bars) – 2 nd essai.	...186
Figure 5.11 : Calotte formée (Al 5754) pour une détonation ($P_i = 1,3$ bars) – 1 ^{er} essai.	...186
Figure 5.12 : Calotte formée (Al 5754) pour une détonation ($P_i = 1,3$ bars) – 2 nd essai.	...186
Figure 5.13 : Ouverture en calotte sur Al 5754 (1 mm) et évolution de la pression dans les 2 tubes - détonation ($P_i = 1,2$ bars).	...187
Figure 5.14 : Evolution de la rupture de plaques d'Al 2017 (1 mm) soumises à une détonation pour différentes pressions initiales.	...188
Figure 5.15 : a) plaque libre chargée de manière plane, b) plaque avec chargement statique, c) plaque avec chargement dynamique.	...190
Figure 5.16 : Evolution du diamètre des calottes en fonction de l'impulsion.	...191
Figure 5.17 : Evolution du diamètre des calottes en fonction de la vitesse moyenne de l'onde de chargement.	...191
Figure 5.18 : Signal de pression pour le capteur 3 (Al2017, détonation à 1,4 bars).	...192
Figure 5.19 : Signal de pression pour le capteur 5 (Al2017, détonation à 1,4 bars).	...192
Figure 5.20 : Plaque rompue (Al 5754) (0,5 mm) pour une détonation ($P_i = 0,8$ bar).	...194
Figure 5.21 : Fragments éjectés (Al 5754) (0,5 mm) pour une détonation ($P_i = 0,8$ bar).	...194
Figure 5.22 : Film de la rupture d'une plaque de 0,5 mm (Al 5754).	...195
Figure 5.23 : Film de la rupture d'une plaque de 0,5 mm (Al 2017).	...196
Figure 5.24 : Plaque rompue (Al 2017) (0,5 mm) pour une détonation ($P_i = 1$ bar).	...197
Figure 5.25 : Fragments éjectés (Al 2017) (0,5 mm) pour une détonation ($P_i = 1$ bar).	...197
Tableau 5.1 : Valeurs des pressions initiales de rupture en détonation.	...183
Tableau 5.2 : Essais avec bord arrondi : aluminium 5754 d'épaisseur 1 mm en détonation.	...185
Tableau 5.3 : Essais avec bord arrondi : aluminium 2017 d'épaisseur 1 mm en détonation.	...188
Tableau 5.4 : Résultats des essais avec jauges de déformation.	...189
Tableau 5.5 : Temps liés à l'ouverture des plaques et à l'éjection de calottes.	...193

Partie III : Chapitre 1

Figure 1.1 : Données expérimentales de Stawczyk sur la pression dans le réservoir.	...206
--	--------

Figure 1.2 : Données expérimentales de Stawczyk sur la température dans le réservoir.	...206
Figure 1.3 : Différentes étapes de la mise en place du dispositif expérimental d'explosion de réservoirs.	...208

Partie III : Chapitre 2

Figure 2.1 : Dimensions des réservoirs d'essai.	...212
Figure 2.2 : Photo d'un réservoir.	...212
Figure 2.3 : « Cage » et capteurs de pression dans le champ lointain.	...214
Figure 2.4 : Réservoir fixé sur une équerre par sa bride d'alimentation.	...214
Figure 2.5 : Réservoir sur son support et capteurs de pression au sol.	...215
Figure 2.6 : Détail de la bride du réservoir.	...215
Figure 2.7 : Dispositif de la bride de retenue du réservoir.	...216
Figure 2.8 : Illustration du dispositif de retenue.	...216
Figure 2.9 : Effets de surpression aérienne autour des réservoirs pour diverses surpressions d'éclatement.	...217
Figure 2.10 : Distance de projection estimée des petits fragments.	...218
Figure 2.11 : Signature des explosions pour des mélanges pauvres dans l'air.	...220
Figure 2.12 : Signature des explosions pour différents mélanges H ₂ -O ₂ -N ₂ enrichis en oxygène.	...221
Tableau 2.1 : Caractéristiques des réservoirs.	...213
Tableau 2.2 : Energie cinétique évaluée à l'impact sur le grillage des plus gros fragments.	...218
Tableau 2.3 : Prévion des pressions initiales pour des mélanges hydrogène-air.	...220
Tableau 2.4 : Prévion des pressions initiales pour des mélanges H ₂ -O ₂ -N ₂221
Tableau 2.5 : Conditions initiales des essais de rupture des réservoirs en aluminium 5754.	...222
Tableau 2.6 : Conditions initiales des essais de rupture des réservoirs en aluminium 2017.	...222
Tableau 2.7 : Conditions initiales des essais de rupture des réservoirs en acier DC01.	...223

Partie III : Chapitre 3

Figure 3.1 : Signal de pression interne et images enregistrés lors de l'essai n°5 (acier DC01).	...227
Figure 3.2 : Photographies du réservoir (essai n°5 sur acier DC01) avant et après l'essai.	...229
Figure 3.3 : Signaux de pression externe au niveau du sol (essai n°5 sur acier DC01).	...230
Figure 3.4 : Signaux de pression aérienne (essai n°5 sur acier DC01).	...231
Figure 3.5 : Evolution de la surpression de ruine des différents réservoirs.	...232
Figure 3.6 : Vitesses de fissuration des différents réservoirs en fonction de la vitesse de sollicitation.	...234
Figure 3.7 : Fissuration d'un réservoir d'acier DC01 (essai n°5) [15 % d'hydrogène dans l'air].	...235

Figure 3.8 : Fissuration d'un réservoir d'acier DC01 (essai n°4) [29,48 % d'hydrogène dans l'air].	...236
Figure 3.9 : Fissuration d'un réservoir d'acier DC01 (essai n°3) [38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène, 46,8 % d'azote].	...236
Figure 3.10 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 2017 (essai n°5) [15 % d'hydrogène dans l'air].	...237
Figure 3.11 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 2017 (essai n°8) [29,48 % d'hydrogène dans l'air].	...238
Figure 3.12 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 2017 (essai n°7) [38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène, 46,8 % d'azote].	...238
Figure 3.13 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 5754 (essai n°1) [15 % d'hydrogène dans l'air].	...239
Figure 3.14 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 5754 (essai n°4) [29,48 % d'hydrogène dans l'air].	...240
Figure 3.15 : Fissuration d'un réservoir d'aluminium 5754 (essai n°2) [38,23 % d'hydrogène, 19,12 % d'oxygène, 46,8 % d'azote].	...240
Figure 3.16 : Evolution du nombre de fragments des différents réservoirs.	...241
Figure 3.17 : Nombre de fragments pour les réservoirs de matériaux différents.	...242
Figure 3.18 : Evolution de la surpression aérienne en fonction de la distance au centre du réservoir (surpression d'éclatement de 75 bars).	...243
Figure 3.19 : Evolution de la surpression aérienne en fonction de la distance au centre du réservoir (surpression d'éclatement de 40 bars).	...243
Figure 3.20 : Evolution de la surpression aérienne en fonction de la distance au centre du réservoir (surpression d'éclatement de 25 bars).	...244
Tableau 3.1 : Comparaison des pressions de rupture théoriques et expérimentales.	...233

Partie IV :

Figure IV.1 : Déformée de la plaque (Al5754 – déflagration à $P_i = 0,8$ bar).	...252
Figure IV.2 : Modélisation de la plaque avec appui arrondi (15 éléments).	...254
Figure IV.3 : Comparaison des déplacements au centre de la plaque (numérique/expérimental).	...254
Figure IV.4 : Formation de calottes de différentes tailles (Al 5754 – 1 mm – détonations avec des pressions initiales respectivement de 1,2 ; 1,3 et 1,4 bars).	...255
Figure IV.5 : Déformation de la plaque et valeurs de la contrainte de Von Mises (détonation à 1,2 bars).	...256
Figure IV.6 : Essais de traction pour l'Al5754.	...257

Figure IV.7 : Superposition des courbes de déformations et des signaux de pression en avant (capteur 3) et en arrière (capteur 5) de la plaque.	...258
Figure IV.8 : Pression appliquée sur la plaque d'Al 5754 (1 mm) (détonation : 1,2 bars).	...259
Figure IV.9 : Numérotation des nœuds du maillage (16 éléments).	...260
Figure IV.10 : Variation de la déformation pour différents nœuds de la plaque (détonation : 1,2 bars). [PEN 05]	...260
Figure IV.11 : Pression appliquée sur la plaque d'Al 5754 (1 mm) - détonation à 1,2 bars pour le capteur 3.	...261
Figure IV.12 : Numérotation des nœuds du maillage (16 éléments).	...262
Figure IV.12 : Variation de la déformation pour différents nœuds de la plaque (détonation : 1,2 bars) [PEN 05].	...262
Figure IV.14 : Numérotation des nœuds du maillage (44 éléments).	...263
Figure IV.15 : Variation de la déformation pour différents nœuds de la plaque (détonation : 1,4 bars).	...263
Tableau IV.1 : Ecart de déplacement du centre de la plaque (expérimental / numérique).	...253
Tableau IV.2 : Comparaison expérimentale/numérique de l'évolution du diamètre des calottes (Al 5754 d'épaisseur 1 mm – maillage à 16 éléments).	...264

Annexes :

Figure A1.1 : Photo et schéma dimensionnel du capteur de pression KISTLER 603B.	...273
Tableau A1.1 : Données techniques du capteur de pression KISTLER 603B.	...274
Figure A2.1 : Plan du tube 1 et de la bride avant.	...275
Figure A2.1 : Plan du tube 2, des brides joignant les deux tubes et de la bride arrière.	...275
Figure A3.1 : Courbes contrainte-déformation.	...278
Figure A3.2 : Dimensionnement normalisé des éprouvettes de traction.	...279
Tableau A3.1 : Caractéristiques des matériaux utiles pour le dimensionnement des éprouvettes.	...278
Figure A4.1 : Signal de pression appliqué sur la plaque et implémenté dans MSC-MARC.	...281
Figure A4.2 : Champs des déformations obtenus à différents instants.	...281
Figure A4.3 : Champs des déformations obtenus à différents instants.	...282
Tableau A5.1 : Récapitulatif des essais sur réservoirs.	...283
Figure A5.1 : Photographies du réservoir d'aluminium 5754 (essai n°2) avant et après l'essai.	...284
Figure A5.2 : Photographies du réservoir d'aluminium 2017 (essai n°4) avant et après l'essai.	...285
Figure A5.3 : Photographies du réservoir d'acier DC01 (essai n°2) avant et après l'essai.	...286

Résumé

La rupture dynamique des réservoirs métalliques pressurisés résulte de la compétition entre la fissuration de la paroi et la sortie du fluide qui en est à l'origine. Pour comprendre ce phénomène, deux études expérimentales ont été mises en œuvre.

- La première a consisté à soumettre des plaques métalliques à des chargements sous forme d'explosions, et à examiner leur mode de fissuration. Les vitesses de fissuration semblent indépendantes du chargement, tandis que la taille des fragments augmente avec la violence de l'explosion.
- La deuxième a consisté à faire exploser des enceintes d'environ vingt litres. Elle a permis de confirmer une partie des tendances observées précédemment.

Experimental investigation of plates dynamic cracking: application to pressurized vessels fragmentation

Abstract

Dynamic rupture of metallic pressurized vessels results from a competition between the enclosure walls cracking and the fluid outcome. This phenomenon has been experimentally investigated by:

- First, lab-scale experiments where metallic plates have been subjected to explosive loads. Cracking propagation velocity has been surveyed and does not seem to be dependent of the dynamic loading. Otherwise, fragments sizes have been linked with the explosion violence.
- Then, large-scale experiments that have consisted in subjecting twenty litres enclosures to explosion. Some of the results confirms the findings of lab-scale experiments.

Discipline : Mécanique - énergétique

Mots-clefs : fissuration, fragmentation, sollicitation dynamique, explosion, détonation, déflagration, plaques métalliques, réservoirs, ductilité, fragilité, essais expérimentaux.

Laboratoire Energétique Explosions Structures
63, Avenue de Lattre de Tassigny – 18020 Bourges – Université d'Orléans