

RAPPORT D'ÉTUDE  
N° DRA-12-125630-04945B

17/10/2013

**Formalisation du savoir et des outils dans le  
domaine des risques majeurs  
(EAT-DRA-76)**

**Les éclatements de capacités, phénoménologie  
et modélisation des effets - Ω 15**

**INERIS**

maîtriser le risque |  
pour un développement durable |



# **EAT-DRA-76 - Formalisation du savoir et des outils dans le domaine des risques majeurs**

## **Les éclatements de capacités, phénoménologie et modélisation des effets - Ω 15**

**Direction des Risques Accidentels**

Liste des personnes ayant participé à l'étude : Laure HEUDIER

## PREAMBULE

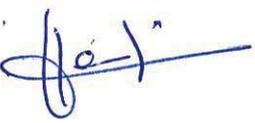
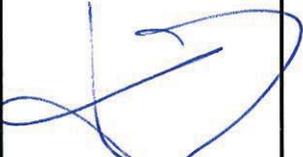
Le présent rapport a été établi sur la base des informations fournies à l'INERIS, des données (scientifiques ou techniques) disponibles et objectives et de la réglementation en vigueur.

La responsabilité de l'INERIS ne pourra être engagée si les informations qui lui ont été communiquées sont incomplètes ou erronées.

Les avis, recommandations, préconisations ou équivalent qui seraient portés par l'INERIS dans le cadre des prestations qui lui sont confiées, peuvent aider à la prise de décision. Etant donné la mission qui incombe à l'INERIS de par son décret de création, l'INERIS n'intervient pas dans la prise de décision proprement dite. La responsabilité de l'INERIS ne peut donc se substituer à celle du décideur.

Le destinataire utilisera les résultats inclus dans le présent rapport intégralement ou sinon de manière objective. Son utilisation sous forme d'extraits ou de notes de synthèse sera faite sous la seule et entière responsabilité du destinataire. Il en est de même pour toute modification qui y serait apportée.

L'INERIS dégage toute responsabilité pour chaque utilisation du rapport en dehors de la destination de la prestation.

	Rédaction	Relecture	Vérification	Approbation
NOM	Laure HEUDIER	Franck PRATS	Guillaume CHANTELAUVE	Stéphane DUPLANTIER
Qualité	Ingénieur de l'unité Explosion- DISpersion	Responsable du programme DRA-76 Direction des Risques Accidentels	Délégué Appui à l'administration Direction des Risques Accidentels	Responsable du pôle PHDS Direction des Risques Accidentels
Visa				

## TABLE DES MATIÈRES

<b>1. INTRODUCTION .....</b>	<b>5</b>
1.1. LES REFERENTIELS OMEGA.....	5
1.2. DOMAINE D'APPLICATION ET OBJECTIFS.....	5
<b>2. RAPPEL SUCCINCT SUR LE PHENOMENE ETUDIE.....</b>	<b>7</b>
2.1. CAPACITES CONCERNEES .....	7
2.2. LES PRINCIPALES CAUSES D'UN ECLATEMENT DE CAPACITE.....	7
2.2.1. <i>Événements engendrant une augmentation de pression interne</i> .....	7
2.2.2. <i>Événements engendrant une diminution de la résistance de la capacité</i> .....	8
2.3. LES EFFETS SUR L'ENVIRONNEMENT.....	8
2.3.1. <i>Les effets de surpression</i> .....	8
2.3.2. <i>Les effets d'impact des fragments</i> .....	10
2.4. SYNTHÈSE DES CAPACITES ET CAUSES D'ECLATEMENT.....	12
<b>3. RETOUR D'EXPERIENCE .....</b>	<b>15</b>
3.1. CAPACITE PRISE DANS UN INCENDIE.....	15
3.1.1. <i>Accident de Port Edouard Herriot (2 et 3 juin 1987)</i> .....	16
3.1.2. <i>Accident de Bordes (France, 9 mai 2000)</i> .....	18
3.1.3. <i>Accident de Dagneux (France, 07/05/2007)</i> .....	20
3.1.4. <i>Autres exemples</i> .....	22
3.2. MISE SOUS PRESSION ACCIDENTELLE.....	23
3.2.1. <i>Eclatement d'un échangeur de chaleur (Indonésie, 14/04/1983)</i> .....	23
3.2.2. <i>Autres exemples</i> .....	23
3.3. AFFAIBLISSEMENT MECANIQUE ET IMPACT D'UN PROJECTILE .....	24
3.4. EXPLOSION INTERNE.....	25
3.4.1. <i>Accident de Blaye (France, 20/08/1997)</i> .....	25
3.4.2. <i>Autres exemples</i> :.....	26
3.5. ENSEIGNEMENTS TIRÉS DU RETOUR D'EXPERIENCE.....	27
<b>4. LES CONDITIONS DE RUPTURE .....</b>	<b>29</b>
4.1. LES MODES DE RUPTURE .....	29
4.1.1. <i>La rupture fragile</i> .....	29
4.1.2. <i>La rupture ductile</i> .....	30
4.1.3. <i>Transition fragile-ductile</i> .....	30
4.2. DETERMINATION DE LA PRESSION DE RUPTURE .....	31
4.2.1. <i>Pression de rupture en régime statique (équipements métalliques sous pression)</i> .....	32
4.2.2. <i>Incidence de l'origine de l'éclatement</i> .....	33
<b>5. PRODUCTION ET PROPAGATION DE L'ONDE DE PRESSION .....</b>	<b>39</b>
5.1. DESCRIPTION DU PHENOMENE .....	39
5.2. PRODUCTION ET PROPAGATION DE L'ONDE DE PRESSION .....	40
5.3. MODELISATION DES CONSEQUENCES : LES METHODES GLOBALES .....	41
5.3.1. <i>La méthode TAC-TNT (Tubes À Choc – TNT)</i> .....	41
5.3.2. <i>La méthode PROJEX (INERIS)</i> .....	47
5.3.3. <i>La méthode de Baker</i> .....	49
5.3.4. <i>La méthode de l'UFIP</i> .....	53
5.3.5. <i>Prise en compte de l'interaction de l'onde de pression avec un obstacle</i> .....	56
5.4. COMPARAISON DES METHODES GLOBALES .....	56
5.4.1. <i>Sans prise en compte d'interaction avec des obstacles</i> .....	56
5.4.2. <i>Prise en compte de l'interaction de l'onde de pression avec un obstacle</i> .....	58
5.4.3. <i>Synthèse</i> .....	63

<b>6.</b>	<b>FORMATION ET PROJECTION DES FRAGMENTS .....</b>	<b>65</b>
6.1.	LA FORMATION DES FRAGMENTS .....	65
6.2.	L'ACCELERATION ET LA PROJECTION DES FRAGMENTS.....	66
6.2.1.	<i>Représentation physique</i> .....	66
6.2.2.	<i>Capacité contenant des gaz sous pression</i> .....	68
6.2.3.	<i>Capacité contenant un liquide</i> .....	68
6.3.	METHODES DE PREDICTION .....	68
6.3.1.	<i>La méthode PROJEX</i> .....	68
6.3.2.	<i>La méthode de Baker</i> .....	69
6.3.3.	<i>La méthode de l'UFIP</i> .....	76
6.3.4.	<i>Comparaison des méthodes globales</i> .....	76
<b>7.</b>	<b>CONCLUSION.....</b>	<b>79</b>
<b>8.</b>	<b>GLOSSAIRE .....</b>	<b>81</b>
<b>9.</b>	<b>BIBLIOGRAPHIE .....</b>	<b>83</b>
<b>10.</b>	<b>LISTE DES ANNEXES .....</b>	<b>85</b>

# 1. INTRODUCTION

## 1.1. LES REFERENTIELS OMEGA

Depuis plusieurs années, le Ministère en charge du Développement Durable (actuellement Ministère de l'Ecologie, du Développement durable et de l'Energie) finance un programme d'études et de recherche intitulé « Formalisation du savoir et des outils dans le domaine des risques majeurs ». L'objet du premier volet de ce programme est de réaliser un recueil global formalisant l'expertise de l'INERIS dans le domaine des risques accidentels. Ce recueil est constitué de différents rapports, consacré aux thèmes suivants :

- l'analyse des risques,
- les phénomènes physiques impliqués en situation accidentelle (incendie, explosion, BLEVE<sup>1</sup>, ...),
- la maîtrise des risques d'accidents majeurs,
- les aspects méthodologiques pour la réalisation de prestations réglementaires (étude de dangers, analyse critique, ...).

Ces rapports s'inscrivent dans une démarche de valorisation du savoir-faire de l'INERIS auprès des pouvoirs publics, des industriels et du public.

Chacun de ces documents reçoit un identifiant propre du type «  $\Omega$ -x », in fine, ces documents décrivant les méthodes pour l'évaluation et la prévention des risques accidentels, constitueront un recueil des méthodes de travail de l'INERIS dans le domaine des risques accidentels.

## 1.2. DOMAINE D'APPLICATION ET OBJECTIFS

Le présent rapport  **$\Omega$ -15** présente une synthèse de l'état des connaissances sur le phénomène d'éclatement de capacités, comme par exemple les stockages atmosphériques ou sous pression, présentant une phase gazeuse sous pression au moment de la rupture. L'éclatement peut être dû à une augmentation de la pression dans la capacité ou à une dégradation de ses propriétés mécaniques.

Les objectifs de ce document sont de :

- rappeler les événements de mise en pression susceptibles d'engendrer l'éclatement d'une capacité,
- faire le point sur les conséquences de l'éclatement d'une capacité présentant une phase gazeuse sous pression,
- présenter une synthèse de quelques méthodes disponibles pour décrire les effets engendrés par l'éclatement d'une capacité, en comparant des simulations à des résultats d'essais et au retour d'expérience d'accidents passés,

---

<sup>1</sup> Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion

- exposer les limites de ces méthodes.

Il existe encore peu de méthodes pour prédire les effets consécutifs à l'éclatement d'une capacité. Nous nous intéressons, dans ce document, essentiellement à la mise en œuvre de méthodes globales, de type phénoménologique.

Les méthodes de prédiction présentées concernent les conséquences liées à la détente de la phase gazeuse de la capacité, sous pression au moment de l'éclatement et à la projection de fragments d'enveloppe de la capacité. Les effets produits par la dispersion d'un produit toxique suite à la rupture d'une capacité ne sont pas abordés dans ce document, mais dans le référentiel relatif à la dispersion atmosphérique<sup>2</sup> (rapport  $\Omega 12$  - Couillet, 2002, disponible sur le site internet de l'INERIS).

Le présent document ne traite pas la modélisation du phénomène de rupture suite à un plein hydraulique, ni de la modélisation des effets engendrés par les phénomènes de BLEVE et d'explosion de poussières, qui font l'objet de rapports spécifiques (respectivement le référentiel relatif au phénomène de BLEVE<sup>2</sup> (rapport  $\Omega 5$  - Leprette, 2002) et le rapport  $\Omega 1$  – (Roux, 2000), disponibles sur le site internet de l'INERIS.

---

<sup>2</sup> Mises à jour en cours de finalisation.

## **2. RAPPEL SUCCINCT SUR LE PHENOMENE ETUDIE**

Nous nous intéressons, dans le cadre de ce document, à la modélisation du phénomène d'éclatement de capacité (atmosphérique ou sous pression) présentant un volume gazeux sous pression au moment de la rupture.

### **2.1. CAPACITES CONCERNEES**

Toute capacité susceptible de contenir, de façon usuelle ou accidentelle, une phase gazeuse sous pression est concernée par ce document. Parmi ces capacités, on peut citer les bacs de stockage atmosphérique, les citernes mobiles et cuves de stockage de liquides inflammables, les citernes mobiles et réservoirs de gaz liquéfiés sous pression, les équipements sous pression, les réacteurs et autres capacité sous pression ...

### **2.2. LES PRINCIPALES CAUSES D'UN ECLATEMENT DE CAPACITE**

L'éclatement d'une capacité peut être dû :

- soit à une augmentation de la pression interne jusqu'à une pression supérieure à la pression de rupture de la capacité,
- soit à une diminution de la pression de rupture jusqu'à une pression inférieure à la pression interne, en raison de la dégradation des propriétés mécaniques de l'enveloppe de la capacité par exemple.

Plusieurs événements peuvent être à l'origine de ces deux grandes causes d'éclatement, qui ne seront pas décrits en détail, dans ce rapport. Il convient toutefois de souligner que ces événements peuvent avoir une incidence sur le mode de rupture de la capacité, qui par ailleurs fait l'objet d'études spécifiques à l'INERIS.

#### ***2.2.1. Événements engendrant une augmentation de pression interne***

Les principaux événements susceptibles d'engendrer une augmentation de pression interne sont :

- un échauffement de la phase gazeuse de la capacité suite à un incendie externe,
- une mise en pression accidentelle suite à un sur-remplissage, à un dysfonctionnement du dispositif de contrôle de la pression,
- une explosion à l'intérieur de la capacité suite à l'inflammation d'un mélange inflammable,
- une augmentation rapide de la pression interne du fait d'un emballement de réaction, ou d'un mélange de produits incompatibles.

### **2.2.2. Événements engendrant une diminution de la résistance de la capacité**

Les principaux événements susceptibles d'engendrer une diminution de la pression de rupture d'une capacité sont :

- la fatigue de l'enveloppe de la capacité,
- l'érosion ou la corrosion de l'enveloppe,
- un défaut dans le matériau constituant l'enveloppe de la capacité,
- l'impact d'un projectile,
- l'échauffement de l'enveloppe, par un incendie par exemple.

### **2.3. LES EFFETS SUR L'ENVIRONNEMENT**

Les conséquences de l'éclatement d'une capacité traitées dans ce rapport sont d'une part l'émission d'une onde de pression, qui résulte de la détente brutale du fluide contenu dans la capacité au moment de la rupture et d'autre part la projection des fragments d'enveloppe.

D'autres phénomènes, non étudiés ici, peuvent être engendrés par l'éclatement d'une capacité comme, par exemple, la formation d'une boule de feu, ou d'une explosion secondaire, du fait de l'expulsion d'un mélange inflammable lors de l'éclatement, ou encore la dispersion atmosphérique de substances toxiques contenues dans la capacité.

#### **2.3.1. Les effets de surpression**

La pression est une force par unité de surface susceptible d'induire des efforts de flexion ou de cisaillement dans les structures, éventuellement de compression pour le corps humain. Une onde de pression peut également propulser des projectiles.

Des seuils d'effets sur les structures et sur l'homme sont proposés dans l'annexe II (relative aux valeurs de référence de seuils d'effets des phénomènes dangereux pouvant survenir dans des installations classées) de l'arrêté du 29 septembre 2005<sup>3</sup>.

---

<sup>3</sup> Arrêté du 29 septembre 2005 relatif à l'évaluation et à la prise en compte de la probabilité d'occurrence, de la cinétique, de l'intensité des effets et de la gravité des conséquences des accidents potentiels dans les études de dangers des installations classées soumises à autorisation, paru au Journal Officiel n°234 du 7 octobre 2005

### 2.3.1.1. Seuils d'effets de surpression sur les structures

Les seuils d'effets de surpression sur les structures proposés dans l'arrêté du 29 septembre 2005 sont les suivants :

- 20 hPa ou mbar : seuil des destructions significatives de vitres<sup>4</sup>;
- 50 hPa ou mbar : seuil des dégâts légers sur les structures,
- 140 hPa ou mbar : seuil des dégâts graves sur les structures,
- 200 hPa ou mbar : seuil des effets domino<sup>5</sup>,
- 300 hPa ou mbar : seuil des dégâts très graves sur les structures.

Ces seuils sont issus de nombreux essais d'origine militaire, sur des munitions notamment, qui ont servi de base à l'établissement de la réglementation pyrotechnique<sup>6,7</sup>. L'expérience que nous en avons est que les seuils et valeurs proposés dans cette réglementation en termes de dégâts aux biens étaient très cohérents et proches de l'observation expérimentale (10 à 20% de marge).

D'après Clancey, la rupture de réservoirs d'hydrocarbures et la destruction de fondations peuvent se produire à partir de 200 mbar, le risque d'effondrement de murs de briques ou de béton non renforcé à partir de 140 mbar, et l'apparition de dégâts sur des éléments légers et non porteurs autour de 50 mbar.

D'autres valeurs de référence, du même ordre de grandeur, peuvent être trouvées dans la littérature, comme l'apparition des dégâts importants sur les structures à partir de 170 mbar (Baker, Lannoy).

Bien que les données qui ont permis d'établir ces seuils paraissent assez bien établies et raisonnables, il est utile de rappeler qu'elles sont associées à la détonation d'explosifs condensés. Il n'est pas évident que ces seuils soient conservés pour la situation plus classique des déflagrations et peu d'informations sur ce point sont disponibles puisque les analyses d'accidents mettant en scène des déflagrations sont généralement faites sur la base d'un « équivalent TNT ».

Ainsi, certaines études récentes mettent en lumière des dégâts importants sur des structures métalliques légères dans la zone 20-50 mbar (Reimeringer et al., 2008).

---

<sup>4</sup> La réglementation précise que, « compte tenu des dispersions de modélisation pour les faibles surpressions, il peut être adopté pour la surpression de 20 mbar une distance d'effets égale à deux fois la distance d'effet obtenue pour une surpression de 50 mbar »

<sup>5</sup> La réglementation précise qu'il s'agit du « seuil à partir duquel les effets domino doivent être examinés. Une modulation est possible en fonction des matériaux et structures concernés. ».

<sup>6</sup> Arrêté du 26 septembre 1980 fixant les règles de détermination des distances d'isolement relatives aux installations pyrotechniques, abrogé par l'Arrêté du 20 avril 2007 fixant les règles relatives à l'évaluation des risques et à la prévention des accidents dans les établissements pyrotechniques

<sup>7</sup> Circulaire du 8 mai 1981 relative à l'application de l'arrêté du 26 septembre 1980

### 2.3.1.2. Seuils d'effets de surpression sur l'homme

Les seuils d'effets de surpression sur l'homme proposés dans l'arrêté du 29 septembre 2005 sont les suivants :

- 20 hPa ou mbar : seuil des effets délimitant la zone des effets indirects par bris de vitres sur l'homme (cf note de bas de page n°4),
- 50 hPa ou mbar : seuil des effets irréversibles délimitant la « zone des dangers significatifs pour la vie humaine »,
- 140 hPa ou mbar : seuil des effets létaux, délimitant la « zone des dangers graves pour la vie humaine »,
- 200 hPa ou mbar : seuil des effets létaux significatifs délimitant la « zone des dangers très graves pour la vie humaine ».

### **2.3.2. Les effets d'impact des fragments**

Lors de l'éclatement d'une capacité, une distinction est faite entre :

- les « missiles » primaires qui proviennent de la source elle-même, il s'agit des fragments de la capacité ; ils sont déterminés par leur nombre, leur masse, leur forme, leur vitesse et leur trajectoire,
- et les « missiles » secondaires : il s'agit d'objets dans l'environnement de la capacité qui sont mis en mouvement par l'onde de pression de l'éclatement, ou éventuellement par d'autres « missiles ». L'effet de ces missiles est moindre car ils possèdent une quantité de mouvement plus faible. Cependant, ils doivent être pris en compte en cas d'absence de fragments primaires.

Un projectile est susceptible de produire deux types d'impacts sur l'homme ou sur des structures :

- le choc qui peut être la cause de fractures sur le corps humain, et entraîner la déformation des structures, éventuellement jusqu'à leur effondrement et leur destruction ;
- la pénétration, que ce soit dans le corps humain ou dans un équipement cible, qui peut entraîner la ruine de ce dernier.

L'ancienne réglementation pyrotechnique<sup>8</sup> fixait deux seuils liés aux effets de pénétration de fragments de petite taille (moins de 1 kg), exprimés en énergie cinétique du projectile :

- 20 J à la limite Z2 / Z3 (blessures graves pouvant être mortelles) est le seuil de létalité ;
- 8 J à la limite Z3 / Z4 (blessures) est le seuil des blessures significatives.

---

<sup>8</sup> Circulaire du 8 mai 1981 relative à l'application de l'arrêté du 26 septembre 1980, abrogé par l'arrêté du 20 avril 2007

Pour des projectiles massifs (masse supérieure à 1 kg), il ne semble pas pertinent de raisonner en terme d'énergie cinétique, mais plutôt en terme de vitesse d'impact. Les données disponibles (Baker, 1983 ; TNO, 1989) suggèrent de retenir, pour caractériser les effets d'un projectile de masse supérieure à 1 kg sur l'homme, un seuil de 4 m/s pour l'apparition des blessures irréversibles (fracture du crâne).

Pour ce qui est des équipements, il n'existe pas, à l'heure actuelle, de critère simple qui permette de caractériser l'effet d'un projectile sur une structure.

La très grande variété des équipements cibles rend nécessaire une étude au cas par cas. On conçoit en effet aisément qu'une maison d'habitation, par exemple, possède une résistance mécanique très différente d'un équipement industriel conçu pour résister à de fortes pressions.

L'INERIS a rédigé un référentiel sur cette thématique de la résistance des structures à l'impact de projectiles accidentels (Le Roux, 2010).

## 2.4. SYNTHÈSE DES CAPACITÉS ET CAUSES D'ÉCLATEMENT

Le tableau suivant rassemble, pour les principales capacités concernées par le présent document, les principales causes de rupture et les éventuels renvois à d'autres référentiels de l'INERIS, plus adaptés.

Type de capacité	Phénomène	Principale cause	Document de référence de la méthode INERIS
<b>Capacité sous pression, réacteur...</b>	Rupture suite à un affaiblissement mécanique	Corrosion, impact d'un projectile	Présent document
	Rupture suite à une augmentation de pression de la phase gazeuse	Incendie, Explosion interne, emballement de réaction, échauffement, sur-remplissage...	Présent document
	BLEVE (pour les gaz liquéfiés sous pression) <sup>9</sup>	Incendie	Référentiel BLEVE Ω5 (Leprette, 2002, téléchargeable sur <a href="http://www.ineris.fr">www.ineris.fr</a> )
<b>Bac atmosphérique de liquide inflammable</b>	Explosion de vapeurs inflammables dans un bac vide mal dégazé	Explosion interne	Présent document
	Pressurisation de bac <sup>10</sup>	Incendie	Présent document pour effets de pression et fragments, mais modèle recommandé par la réglementation pour effets thermiques <sup>11</sup>
<b>Silo</b>	Explosion de poussières	Explosion interne	Référentiel silo Ω1 (Roux, 2000, téléchargeable sur <a href="http://www.ineris.fr">www.ineris.fr</a> )

Tableau 1 : Principales capacités concernées par le présent document

<sup>9</sup> Le phénomène de BLEVE (vaporisation brutale du liquide) peut se produire lors de la rupture d'une capacité contenant un liquide à une température significativement supérieure à son point d'ébullition,

<sup>10</sup> Le phénomène de pressurisation de bac correspond à la rupture d'un bac atmosphérique de stockage de liquide inflammable suite à sa lente montée en pression du fait d'un incendie externe. Ce phénomène est parfois confondu avec le phénomène de boil-over, également consécutif à un feu de bac, qui fait l'objet d'un référentiel spécifique téléchargeable sur <http://www.ineris.fr>. Par exemple, la boule de feu du bac n°6 produite lors de l'accident de Port-Edouard-Herriot a longtemps été supposée correspondre à un phénomène de boil-over alors qu'il s'est agi vraisemblablement d'une pressurisation de bac de gazole.

<sup>11</sup> Note de diffusion BRTICP/2008-638/OA du 23/12/08 relative à la modélisation des effets liés au phénomène de pressurisation de bac atmosphérique à toit fixe de liquides inflammables, téléchargeable sur <http://www.ineris.fr/aida>. Il s'agit d'un document ancien abrogé par la circulaire du 10 mai 2010, mais toujours utilisé au titre de méthode reconnue par le ministère, même si la circulaire ne les mentionne pas directement.

Dans certains cas, les effets engendrés par un éclatement de capacité peuvent être calculés à partir de méthodes réglementaires. Ainsi, la circulaire du 10 mai 2010<sup>12</sup>, recommande :

- pour le phénomène de BLEVE de GPL<sup>13</sup>, lorsque la capacité présente un faible taux de remplissage liquide, de prédire les effets de pression en mettant en œuvre un modèle d'éclatement pneumatique sur la phase gazeuse (objet du présent document),
- pour le phénomène rupture d'un bac de stockage atmosphérique suite à une explosion interne (inflammation de la phase gazeuse d'un bac de liquide inflammable conduisant à une montée en pression rapide), d'appliquer la note « Modélisation des effets de surpression dus à une explosion de bac atmosphérique »<sup>14</sup>,
- pour le phénomène de pressurisation de bac, de déterminer les effets thermiques à l'aide du modèle présenté dans une note du directeur général de la prévention des risques datant du 23 décembre 2008 (cf note de bas de page 11).

---

<sup>12</sup> Circulaire du 10 mai 2010 récapitulant les règles méthodologiques applicables aux études de dangers, à l'appréciation de la démarche de réduction du risque à la source et aux plans de prévention des risques technologiques (PPRT) dans les installations classées en application de la loi du 30 juillet 2003, téléchargeable sur <http://www.ineris.fr/aida> .

<sup>13</sup> Gaz de Pétrole Liquéfié

<sup>14</sup> Note disponible sur le site <http://www.ineris.fr/aida> en pièce jointe de la *Circulaire DPPR/SEI2/AL- 06- 357 du 31/01/07 relative aux études de dangers des dépôts de liquides inflammables - Compléments à l'instruction technique du 9 novembre 1989* ([http://www.ineris.fr/aida/?q=consult\\_doc/consultation/2.250.190.28.8.2759](http://www.ineris.fr/aida/?q=consult_doc/consultation/2.250.190.28.8.2759)). Il s'agit d'un document ancien abrogé par la circulaire du 10 mai 2010, mais toujours utilisé au titre de méthode reconnue par le ministère, même si la circulaire ne les mentionne pas directement.



### **3. RETOUR D'EXPERIENCE**

À partir de données issues de la base ARIA<sup>15</sup> du BARPI<sup>16</sup> (période 1943-2011), ([www.aria.environnement.gouv.fr](http://www.aria.environnement.gouv.fr)) et de la littérature (Holden, 1988), un recensement des accidents en lien avec le thème de ce document a été mené et décomposé en quatre grandes catégories :

- les éclatements consécutifs à un incendie sous ou autour d'une capacité,
- les éclatements consécutifs à une mise sous pression accidentelle (sur-remplissage...),
- les éclatements consécutifs à un affaiblissement mécanique (corrosion, impact d'un projectile...),
- les éclatements induits par une explosion interne (explosion de poussière dans les silos, explosion dans des bacs atmosphériques vides mal dégazés...).

Le parti pris ci-après est de décrire quelques accidents et essais pour lesquels le niveau d'information permet une exploitation intéressante. Toutefois, il est difficile d'exploiter les informations issues de l'interrogation de la base car elles sont généralement hétérogènes. Par exemple, la nature du produit contenu n'est pas toujours précisée, de même que la taille de la capacité. Concernant les effets sur l'environnement, les informations sur les effets de pression ne sont généralement pas fournies. En revanche, les distances de projection de fragments sont parfois indiquées, mais la masse des débris n'est généralement pas indiquée.

À titre indicatif, d'autres accidents sont présentés en annexe 1.

#### **3.1. CAPACITE PRISE DANS UN INCENDIE**

Une première situation pouvant conduire à l'éclatement d'une capacité correspond au cas où celle-ci est prise dans un incendie. Dans ce cas, sous l'effet de l'échauffement dû à l'incendie, deux événements simultanés peuvent se produire : une augmentation de la pression interne et une diminution de la résistance de l'enveloppe.

Nous détaillerons ici trois accidents appartenant à cette situation :

- l'accident de Port-Edouard Herriot survenu en 1987 ayant entraîné des explosions de bacs d'hydrocarbures liquides pris dans un incendie,
- l'accident de Bordes survenu en 2000 ayant entraîné des explosions successives de bouteilles de gaz sur un transporteur pris dans un incendie
- l'accident de Dagneux survenu en 2007 ayant entraîné des éclatements et des BLEVE de camions-citernes de GPL.

---

<sup>15</sup> Analyse, Recherche et Information sur les Accidents

<sup>16</sup> Bureau d'Analyse des Risques et Pollutions Industrielles

### 3.1.1. Accident de Port Edouard Herriot (2 et 3 juin 1987)

Cet accident permet d'illustrer non seulement le phénomène de pressurisation de bac suite à un incendie externe, mais aussi le phénomène de rupture de bac atmosphérique suite à une explosion interne.

#### Déroulement :

Vers 13h15, une équipe déplace un câble électrique reliant une génératrice aux postes de soudure situés dans la cuvette de rétention n°3 du **dépôt pétrolier** de Port Edouard Herriot. A ce moment, un jet d'aérosol d'additif se produit dans le secteur de l'ancienne pomperie, à proximité du bac n°14, dans cette même cuvette. Après quelques secondes, une inflammation de type « flash » survient. Environ une minute plus tard, une violente explosion, ressentie à plusieurs kilomètres, se produit. Le bac n°14 s'affaisse contre le bac n°13. Un **incendie** se propage en quelques minutes et plusieurs **bacs de plusieurs centaines de m<sup>3</sup> explosent** et sont **projetés jusqu'à 200 m de haut** libérant leur contenu dans la cuvette. Les moyens d'intervention internes sont détruits. Le PPI est déclenché à 14h30. Les pompiers refroidissent les bacs à l'eau puis attaquent le feu de cuvette de 4500 m<sup>2</sup> à la mousse. Vers 18 h, alors que le feu régresse, le bac n°6 de 2900 m<sup>3</sup> rempli au 1/3 de gasoil génère des sifflements stridents puis éclate formant **une boule de feu de 300 m de haut et 200 m de large** (Figure 1). Il s'affaisse pour partie hors de la cuvette. Les moyens d'intervention sont touchés, les réserves de mousse sont quasi épuisées et le feu reprend de l'ampleur. La darse voisine est isolée par un barrage flottant, les réseaux d'égouts sont tamponnés, le dépôt de produits chimiques voisin est protégé. Le feu s'étend à la cuvette voisine et 2 bacs d'essence s'enflamment. L'incendie régresse et est circonscrit à 14 h le 3/06, le PPI est levé à 19h45.

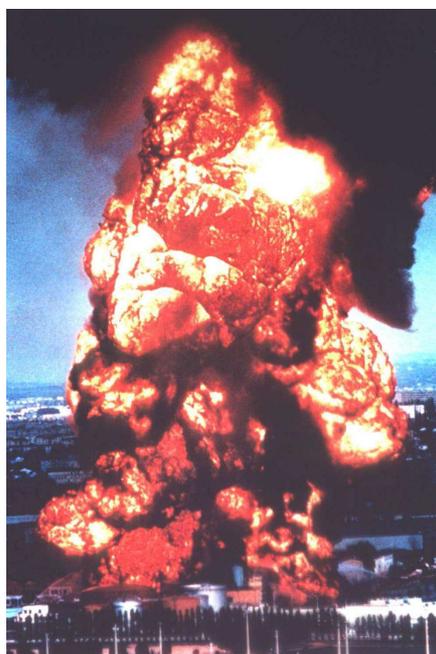


Figure 1 : Photographie de la boule de feu au-dessus du bac n°6 (fiche ARIA du BARPI, consultable sur <http://www.aria.developpement-durable.gouv.fr> , accident n°4998)

200 pompiers sont intervenus durant plus de 24 h utilisant plus de 200 m<sup>3</sup> d'émulseur. Deux employés sous-traitants sont tués, 6 pompiers et 8 opérateurs sont blessés dont 5 gravement. Le dépôt est détruit et 1900 m<sup>3</sup> de gasoil, 1200 m<sup>3</sup> d'essence et 600 t d'additif ont été relâchés. Des hydrocarbures se sont infiltrés dans les sols et 10 000 m<sup>3</sup> d'eaux d'extinction sont pompés et traités dans les raffineries du sud-est. La nappe phréatique est surveillée jusqu'en 2001. Les dommages matériels sont estimés en 1987 à 130 M F.

En 1996, les experts judiciaires retiennent l'hypothèse d'un défaut d'entretien d'une pompe d'enfûtage d'additif pétrolier laissée en fonctionnement à débit de soutirage nul provoquant son échauffement et une brèche par lequel le liquide inflammable aurait été rejeté et se serait auto-enflammé. Le 21/12/00, la société est reconnue responsable des 2 décès et doit verser 1,4 MF aux parties civiles, le directeur du dépôt est condamné à 15 mois de prison et 30 000 F d'amende.

### **Enseignements :**

Le sinistre a débuté dans la zone de mélange des additifs, produits instables à partir de 130-160 °C, qui était en travaux bien que les autres bacs soient maintenus en service. Le développement du sinistre a été favorisé par l'explosion des bacs d'additifs, réputés fragibles, l'absence de moyen de fermeture automatique ou à distance des vannes de pied de bacs et la présence de composés alcoolisés diminuant l'efficacité des émulseurs. La boule de feu émise lors de l'explosion du bac n°6, de conception "soudé" et dont le toit est réputé "fragible", pourrait être liée à un phénomène de pressurisation de bac<sup>17</sup> ou à un phénomène s'en rapprochant, en supposant que les soupapes, tarées à 175 mbar, n'aient pas pu évacuer le différentiel de pression dû à la vaporisation de produit.

Plusieurs explosions sont enregistrées, dont une qui a été ressentie « à plusieurs kilomètres ». Toutefois, les effets engendrés par cet accident sont essentiellement thermiques (boules de feu).

---

<sup>17</sup> Groupe de Travail Dépôts Liquides Inflammables, juin 2007, *Les boil over et autres phénomènes générant des boules de feu concernant les bacs des dépôts de liquides inflammables*, Annexe 1 de la Circulaire DPPR/SEI2/AL-07-0257 du 23/07/07 relative à l'évaluation des risques et des distances d'effets autour des dépôts de liquides inflammables et des dépôts de gaz inflammables liquéfiés, disponible sur <http://www.ineris.fr/aida>, abrogée par la circulaire du 10 mai 2010 récapitulant les règles méthodologiques applicables aux études de dangers, à l'appréciation de la démarche de réduction du risque à la source et aux plans de prévention des risques technologiques (PPRT) dans les installations classées en application de la loi du 30 juillet 2003.



Figure 2 : Réservoir soufflé par l'explosion (fiche ARIA du BARPI, consultable sur <http://www.aria.developpement-durable.gouv.fr> , accident n°4998)

### 3.1.2. Accident de Bordes (France, 9 mai 2000)

#### Déroulement :

Le 9 mai 2000, tôt le matin, un camion transportant 777 bouteilles de gaz (butane et propane de 6, 13 et 35 kg) arrive à proximité du dépôt d'une entreprise où il doit livrer. Le chauffeur se gare sur l'aire de stationnement de la station de lavage située à 20 m du dépôt et découvre, en descendant de sa cabine, que **l'un des pneus** de sa remorque est **en feu**. Après une tentative d'extinction infructueuse à la mousse, il part alerter les secours. Les **premières bouteilles exposées à la chaleur des flammes explosent**, les 3/4 du chargement seront ensuite progressivement concernés. Un périmètre de sécurité est mis en place et le feu est maîtrisé après 4 h d'intervention. La circulation sera déviée durant 5h30. Aucune victime n'est à déplorer. Le périmètre de sécurité ne sera levé que le lendemain vers 19h00. Auparavant, les bouteilles éparpillées ont été récupérées. Celles qui n'ont pas explosé sont envoyées en destruction. La station de lavage, un **hangar attenant, les bureaux du dépôt et quelques maisons proches sont endommagées**. Le stock du dépôt (100 bouteilles) n'est pas atteint. Des **débris** de bouteilles seront retrouvés jusqu'à **800 à 900 m** des lieux du sinistre, selon des témoins. **90% des débris sont localisés dans un rayon de 100 m** autour du véhicule accidenté. Après investigation, la chronologie est la suivante : 6h15, un pneu éclate (avant gauche 1er essieu), embrasement du pneu, essai d'extinction ; 6h18 le chauffeur renonce à éteindre/ appel des secours ; 6h20 : les bouteilles sont atteintes ; 6h25 : premières explosions des bouteilles ; arrivée des pompiers ; 7h35 : dernière explosion de bouteille.

La Figure 3 illustre les dégâts résultant sur le site.

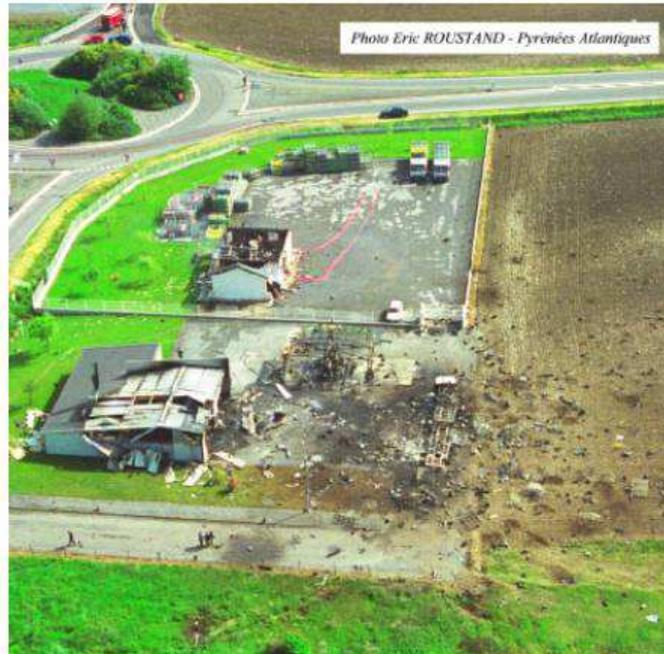


Figure 3 : Photographie aérienne du site de Bordes après l'accident

### **Enseignements :**

Environ 570 bouteilles de gaz ont explosé en générant des boules de feu et de nombreux éclats de différentes tailles. Une centaine de bouteilles présentait une brèche alors qu'une centaine d'autres ont été retrouvées sans brèche sur l'enveloppe avec leur contenu total ou partiel.

L'examen des fragments de bouteilles montre que trois cas prédominent :

- La bouteille se partage en deux fragments quasiment égaux. Ce cas est représentatif d'une rupture ductile, tout comme les cas pour lesquels la bouteille est fendue longitudinalement (Figure 4).



Figure 4 : Rupture ductile

- La bouteille éclate en plusieurs morceaux différents (environ 5) : il s'agit d'une caractéristique de la rupture fragile.
- La partie supérieure de la bouteille est expulsée comme, par exemple, l'ensemble collerette, robinet et chapeau. Cette famille de projectiles est typique du bon fonctionnement de la sécurité disposée en tête de bouteille. En effet, les bouteilles sont toutes équipées d'un robinet dont le corps est en laiton. Lors de l'échauffement de la bouteille, le corps du robinet en laiton va se dilater plus vite que la collerette de la bouteille, qui est en acier. Aux alentours de 200-225°C, le joint plat se ramollit puis fond avec l'élévation de température. Sous l'effet de la pression du gaz, la partie obturant le nez du robinet gonfle et éclate, libérant le gaz (Figure 5).



Figure 5 : Projection de tête de bouteille

### 3.1.3. Accident de Dagneux (France, 07/05/2007)

#### Déroulement :

Le 7 mai 2007 vers 20h30 (Leprette, 2005), **trois camions de GPL en feu** sont signalés sur la zone industrielle de Dagneux-Montluel (Ain). Malgré l'intervention rapide des secours, l'explosion des camions se produit, entraînant de très importants dégâts matériels dans un rayon de plusieurs centaines de mètres. Aucune victime n'est à déplorer hormis quelques blessés légers.

Les trois camions de propane étaient stationnés sur un site privé lors de l'explosion. Deux d'entre eux (camions de 20 m<sup>3</sup> contenant respectivement 0 et 2500 kg de propane) se sont fragmentés en multiples morceaux qui ont été projetés dans l'environnement (cf ci-après). Le troisième (**15 m<sup>3</sup>**, 500 kg de propane) **s'est ouvert** et a été projeté à environ **60 m, sans se fragmenter**.

Les **deux camions de 20 m<sup>3</sup>** ont explosé simultanément environ **40 minutes** après le début de l'incendie, sans que l'on sache si l'éclatement du premier est à l'origine de l'éclatement du second. L'explosion du camion vide de liquide est un éclatement pneumatique alors que celle du camion partiellement rempli s'apparente à un BLEVE, et a engendré les effets classiques associés à ce phénomène. Une boule de feu d'environ **80 m de diamètre** s'est formée et a duré **9 s**.

Aucun effet de rayonnement thermique n'a pu être identifié sur les structures. Mais il est visible sur la végétation (**herbe et arbustes roussis**) dans un rayon d'environ

**80 m.** On suppose que cette distance doit être l'enveloppe du plus faible seuil d'effet sur l'homme ( $3 \text{ kW/m}^2$ ). La quantité de liquide était vraisemblablement trop faible pour produire des effets de rayonnement à grande distance.

Des effets de pression ont été observés ponctuellement **jusqu'à 400 m (bris de vitres)**, mais l'essentiel des effets est concentré dans un rayon de 200 m. L'analyse des dégâts par comparaison avec des tableaux de dégâts typiques permet de situer le seuil de **50 mbar entre 50 et 100 m**, et le seuil de **20 mbar entre 150 et 250 m**. Ce résultat est confirmé par les calculs de résistance des structures effectués sur quelques points (vitrages et bardages simple peau).

### Enseignements :

Des **fragments de réservoir très massifs** ont été retrouvés **jusqu'à 900 m**, mais **75%** des fragments ont été retrouvés dans un **rayon de 250 m**. La **direction privilégiée** de projection est **perpendiculaire à l'axe** des réservoirs et le nombre de fragments est très élevé (en moyenne 6 par réservoir), ce qui est très inhabituel par rapport au retour d'expérience disponible sur ces types de phénomènes (éclatement et BLEVE). En revanche, les distances maximales de projection sont conformes au retour d'expérience, même si, d'un accident à l'autre, elles sont extrêmement variables.

Il est théoriquement possible, à partir de l'observation des lignes de déformation maximale, d'identifier les modes de rupture d'un réservoir et de localiser l'origine probable de la rupture initiale. Il est vraisemblable que l'effet directionnel très prononcé observé à Dagneux soit lié au mode de rupture subi par les réservoirs. Cela suppose néanmoins d'être en mesure de reconstituer le réservoir à partir des fragments retrouvés. Cela n'a malheureusement pas été possible en raison du grand nombre de fragments, pas plus qu'il n'a été possible d'attribuer les fragments à l'une ou l'autre des deux citernes qui ont explosé, car les deux citernes étaient de conception identique et ne possédaient pas d'élément distinctif qui aurait pu faciliter l'identification des fragments.

Les distances réglementaires sont cohérentes avec les effets observés et les modélisations. On notera toutefois que des bris de vitres ont été observés au-delà de la distance au seuil réglementaire de 20 mbar, ce qui confirme que cette valeur ne représente pas un seuil de début des bris de vitres, mais doit être considérée comme un seuil de bris de vitres significatifs (au moins 10% des vitres brisées). Des bris de vitres peuvent en effet survenir à des pressions plus faibles (dès 5 à 10 mbar<sup>18</sup>), en fonction des caractéristiques géométriques et mécaniques.

Enfin, il a été observé que les distances d'effets les plus importantes en cas d'éclatement et de BLEVE pouvaient provenir de la projection de fragments. Ces fragments peuvent causer des dégâts très importants. Les fragments chauds et incandescents sont également vecteurs d'effets dominos. À Dagneux, les plus gros dégâts matériels ont été causés par des incendies propagés par la projection de fragments incandescents.

---

<sup>18</sup> La distance à 10 mbar est égale à au moins 2 fois la distance à 20 mbar. De plus, à ces faibles niveaux de pression, des phénomènes extérieurs comme le vent ou la réflexion des ondes de pression sur les basses couches de l'atmosphère ne sont plus négligeables.

### 3.1.4. Autres exemples

D'autres accidents ou essais d'éclatement de capacités prises dans des incendies sont recensés dans le tableau suivant. Dans la majorité des cas, seules les informations relatives à la projection de fragments sont mentionnées dans les comptes-rendus.

Date	Lieu	Description de la capacité	Nature du contenu	Conditions et effets de l'éclatement
<b>Avril 1970</b>	Raffinerie (Canada ou USA)	Epurateur de gaz caustique	/	Rupture du réservoir au niveau du ciel gazeux, Projection des deux extrémités du réservoir, l'une à plus de 17m
<b>Août 1972</b>	Raffinerie (Canada ou USA)	Réservoir de 3,5 m de diamètre et 10 m de long	/	/
		Réservoir de 1 m de diamètre et 5 m de long	/	Éclatement 10 à 15 minutes après le premier éclatement ; projection de la plus grosse portion du réservoir, qui a rompu une canalisation, entraînant un rejet de fuel alimentant le feu
<b>28/07/1973</b>	White Sands (Nouveau Mexique)	Wagon citerne de 120 m <sup>3</sup>	Propane	Eclatement après 24 minutes de feu, à une pression proche de la pression de tarage de la soupape  Gradient de température sur la citerne assez important  Une dizaine de fragments de citerne, projetés à une distance maximale de 407 m
<b>08/04/1979</b>	Floride	Wagon-citerne	Ammoniac	Éclatement de la citerne en deux sections projetées à 200 m (dans une direction probablement axiale) et 75 m (probablement sous un angle d'environ 100° par rapport à la direction axiale)  Éclatement d'un second wagon pris dans un incendie après obstruction des soupapes, 20 minutes plus tard, avec projection de

				fragments jusqu'à 200 m
<b>19/11/1984</b>	Mexique	Sphères (2400 m <sup>3</sup> et 1600 m <sup>3</sup> )	Butane	Fragments projetés à 600m
		Cylindres (de 36 à 270 m <sup>3</sup> )	Butane	Projection de 12 cigares- rockets ; l'un (provenant d'un cylindre de 36 m <sup>3</sup> ) a été retrouvé à 1200 m
<b>10/03/1996</b>	Italie	Citerne routière de 12 m <sup>3</sup>	Propane	Projection d'un fragment à 500 m
<b>27/07/2010</b>	Port La Nouvelle (France)	Citerne routière de 13 m <sup>3</sup> remplie à 64%	Propane	Fragments jusqu'à 150 m Bris de vitres jusqu'à 700 m

Tableau 2 : Exemples de données recensées pour des éclatements de capacités prises dans des incendies

### 3.2. MISE SOUS PRESSION ACCIDENTELLE

La mise sous pression accidentelle d'un réservoir peut être due par exemple à la perte de régulation de débit ou à une injection accidentelle de produit dans le réservoir.

#### 3.2.1. Eclatement d'un échangeur de chaleur (Indonésie, 14/04/1983)

Une colonne d'échangeur de chaleur de GNL de 47 m et de 5 m de diamètre maximal a été purgée avec un hydrocarbure gazeux chaud et sec afin de la dégivrer et de la déshydrater. La pression maximale de service de la colonne était de 2 bars et la soupape était tarée à 4 bars. La source du gaz de purge était à plus de 35 bars. Le dysfonctionnement d'une soupape a entraîné la pressurisation de la colonne. Une pression de 5 bars a été enregistrée ; 20 minutes plus tard, la colonne s'est rompue. La capacité s'est fragmentée en trois morceaux principaux, l'un a heurté une construction à 50 m.

#### Enseignements :

Il convient de remarquer que la pression à laquelle la rupture a été observée paraît compatible avec les règles classiques de conception qui fixent la pression de service à environ un tiers de la pression de rupture du réservoir.

#### 3.2.2. Autres exemples

D'autres accidents correspondant à cette cause et dont les principales données sont reprises dans le Tableau 3, sont décrits dans l'annexe 1.

Date	Lieu	Description de la capacité	Nature du contenu	Effets de l'éclatement
<b>Janvier 1966</b>	Raffinerie (Canada ou USA)	Réservoir	/	Projection d'un équipement à 28 m
<b>Septembre 1970</b>	Raffinerie (Canada ou USA)	Réacteur	Azote (essai de mise en pression avec de l'azote à 27 bars)	Projection d'une fraction de la tête du réacteur à 81 m
<b>16/11/2008</b>	Alès (France)	Flexible d'hydrocarbure	Hydrocarbure (flexible maintenu sous pression par une pompe)	pollution de rivière
<b>13/03/2010</b>	Gonfreville-l'orcher (France)	Ballon de dégazage d'eau de chaudière	Gaz inertes et vapeur d'eau	Dégâts sur équipements proches, fuite de gazole

*Tableau 3 : Exemples de données principales recensées pour des éclatements consécutifs à une mise en pression accidentelle*

### 3.3. AFFAIBLISSEMENT MECANIQUE ET IMPACT D'UN PROJECTILE

Un affaiblissement mécanique de l'enveloppe d'un réservoir sous pression peut en provoquer la rupture. La recherche bibliographique relative au retour d'expérience, réalisée dans le cadre de ce document, a permis d'identifier quelques accidents de ce type, en dehors de ceux dus à une élévation de température sous l'effet d'un incendie, traités au paragraphe 3.1.

Date	Lieu	Description de la capacité	Nature du contenu	Effets de l'éclatement
<b>26/11/2000</b>	Petit-Couronne (France)	Canalisation de GPL	GPL	Tremblement de la salle de commande, nuage noir, odeur de H2S
<b>17/12/2001</b>	Huningue (France)	Tuyauterie de cuivre	R134a	Fuite de R134a

*Tableau 4 : Exemples de données recensées pour des éclatements consécutifs à un affaiblissement mécanique*

La recherche bibliographique n'a pas permis d'identifier d'accident d'éclatement causé par l'impact d'un projectile, toutefois, ce type d'éclatement s'apparente à ceux causés par un affaiblissement mécanique.

### **3.4. EXPLOSION INTERNE**

L'explosion conduit souvent à la rupture de la capacité dans laquelle elle se produit. Une explosion est une libération brutale d'énergie ; différents phénomènes peuvent être à l'origine d'une explosion interne : une combustion, un emballement de réaction chimique, un changement brutal de phase...

Les éclatements de bacs atmosphériques d'hydrocarbures mal dégazés suite à une explosion de vapeurs (en phase de nettoyage ou maintenance) appartiennent à cette catégorie.

#### **3.4.1. Accident de Blaye (France, 20/08/1997)**

Un exemple d'éclatement d'une capacité de stockage suite à une explosion interne est fourni par l'accident survenu le 20/08/1997 à Blaye. Une violente explosion de poussières a largement détruit une installation de stockage de céréales.



Figure 6 : Silo de Blaye après l'explosion du 20/08/1997 (extrait de la fiche détaillée ARIA du BARPI téléchargeable sur <http://www.aria.developpement-durable.gouv.fr> , accident n°11657)

Ce silo, de type vertical, se composait de trois rangées de cellules (44 au total) de section circulaire (6,2 m de diamètre et 33 m de hauteur) en béton armé (15 cm d'épaisseur). Une dalle en béton armé les recouvrait et servait de plancher à une galerie aérienne. Les produits à stocker étaient introduits par des orifices de 60 cm sur 60 cm pratiqués dans ce plancher. La galerie de manutention abritait des convoyeurs à bandes. Elle communiquait à chaque extrémité avec des tours en béton armé de 50 m de hauteur.

On estime que les fûts des cellules étaient capables de supporter une pression interne de l'ordre de 1 bar. Pourtant, l'explosion a complètement détruit les cellules de la partie centrale, les tours, la galerie de manutention et les cellules attenantes à l'une des deux tours. De gros morceaux (dimension métrique ou plus) ont été retrouvés jusqu'à une distance de l'ordre de 50 m et des morceaux plus petits (de l'ordre de 10 cm) jusqu'à 150 m. Des vitrages ont été brisés jusqu'à une distance de 500 m du lieu de l'explosion.

### **Enseignements :**

Les simulations de cet accident avec le code EFFEX (Proust, 2000) suggèrent que la surpression dans les cellules a été de l'ordre de 3 à 4 bars, soit nettement au-delà de la pression standard de ruine des fûts. Ceci s'explique essentiellement par le développement extrêmement brutal de l'explosion, dans un laps de temps bien inférieur à celui de la rupture et de la décharge de la pression par les brèches. Cependant, il ne faut pas exclure non plus un effet direct de la sollicitation mécanique sur le processus de rupture qui pourrait se traduire par une élévation ou une réduction de la pression de ruine par rapport à la situation statique, comme nous le verrons au paragraphe 4.2.2.3.

### **3.4.2. Autres exemples :**

D'autres accidents correspondant à cette cause dont les principales données sont reprises dans le Tableau 5 ont été recensés et sont décrits en annexe 1.

Date	Lieu	Description de la capacité	Nature du contenu	Effets de l'éclatement
1981	Royaume Uni	Séchoir	Hydrosulfate de soude, présence d'eau dans le fond	Propulsion de la plus grosse moitié du réservoir à travers l'usine
Novembre 1962	Raffinerie (Canada ou USA)	Accumulateur	Présence d'eau dans le fond	Projection de la partie principale à 93 m, projection d'un morceau de 3 m sur 10 m à 220 m

<b>Juin 1987</b>	Port Edouard- Herriot, France	Bac atmosphérique vide non dégazé (n°14)	Hydrocarbure
------------------	--	---	--------------

Tableau 5 : Exemples de données recensées pour des éclatements consécutifs à une explosion interne

### 3.5. ENSEIGNEMENTS TIRES DU RETOUR D'EXPERIENCE

Ce rapport ne traite pas spécifiquement de l'analyse des risques, c'est-à-dire des causes d'éclatement. Cependant, le retour d'expérience fournit des indications qui permettent de rappeler quelques mesures permettant de se prémunir contre les scénarios les plus dangereux.

Les principales causes de l'éclatement de capacité étant en effet connues (incendie, explosion interne, sur-remplissage, fatigue, corrosion), les mesures de prévention peuvent consister à limiter le risque d'incendie, mettre en place des soupapes ou, événements de respiration permettant de limiter la pressurisation de capacités, des événements de décharge, des disques de rupture, des systèmes d'extinction automatique, une surveillance des équipements par auscultation par échographie...

Afin de réduire les effets de pression produits par l'éclatement d'une capacité, une solution peut être de réduire le risque à la source. Les effets de pression étant fonction du paramètre  $(P_{rupt} V)^{1/3}$ , la pression de rupture  $P_{rupt}$  de l'enceinte et le volume gazeux  $V$  sont les principaux facteurs influençant la quantification du phénomène et ils ont tous les deux la même importance. Toutefois, une diminution de la pression de rupture par deux, à volume constant, dans le but de réduire le potentiel de danger, n'entraînerait qu'une réduction modeste des distances d'effets (20%). Un raisonnement analogue peut être fait à propos du volume.

Des mesures de protection contre les effets de pression et de fragments peuvent également être envisagées. Ainsi, des barrières physiques de protection telles que des murs ou des merlons sont parfois évoquées pour se protéger contre les effets de pression d'un éclatement. Cependant, l'efficacité de ces barrières est très locale. En effet, la mise en place de merlons permet, d'après le Guide de Bonnes Pratiques en Pyrotechnie édité par le SFEPA<sup>19</sup>, d'atténuer localement l'onde de choc de 20 à 30% seulement, mais au-delà d'une distance de l'ordre de 4 fois la hauteur du merlon, l'onde de choc se reforme. On pourrait également imaginer fragiliser des zones préférentielles sur l'équipement de manière à laminer suffisamment la fuite à la brèche et à bénéficier d'effets directionnels, mais il s'agit d'un sujet d'études futures.

<sup>19</sup> Guide de Bonnes Pratiques en Pyrotechnie, édité par le Syndicat des Fabricants d'Explosifs, de Pyrotechnie et d'Artifices

À propos des fragments, on pourrait envisager des zones de rupture préférentielle permettant la pose d'un système de retenue. Alternativement, l'installation d'un mur de clôture pourrait limiter les angles de projection à des incidences quasi-verticales de façon à réduire les distances de projection. Enfin, la protection d'installations sensibles est possible grâce à des écrans pare-éclats dont le dimensionnement est fonction du nombre de fragments incidents, de leur vitesse et de leur masse.

## **4. LES CONDITIONS DE RUPTURE**

Avant de faire des calculs de propagation d'onde de pression ou de projection de fragments, il est nécessaire de connaître les caractéristiques de la capacité (pression, température, matériau du contenant) au moment de son éclatement. Ces dernières sont conditionnées pour partie par le mode de rupture, ce dernier dépendant essentiellement de la nature du contenant et de l'agression.

### **4.1. LES MODES DE RUPTURE**

Lors de l'augmentation de la pression dans une capacité, les parois les plus fragiles se rompent lorsque la contrainte ultime (de ruine) est atteinte.

À l'échelle macroscopique, à mesure que la pression interne augmente, le matériau subit une déformation élastique réversible tant que les contraintes restent inférieures au seuil critique (la limite d'élasticité) puis, au-delà, une déformation plastique permanente peut se mettre en place avant l'apparition de la ruine.

À l'échelle atomique, les déformations élastiques et plastiques respectent la cohésion de la matière sachant que le matériau est parsemé naturellement de micro-fissures (de l'ordre du micron). La rupture survient lorsque cette cohésion est détruite. Elle s'opère par agrandissement des discontinuités au sein de la matière ; les micro-fissures deviennent des macro-fissures en atteignant des dimensions de l'ordre du millimètre, et enfin des fissures à l'échelle des structures mécaniques (Mercier, 2003).

#### ***4.1.1. La rupture fragile***

Si la rupture se produit alors que les déformations sont élastiques (réversibles), le comportement du matériau et la rupture sont dits "fragiles". Le verre, la fonte grise, les aciers bruts de trempe, les céramiques, le béton, la plupart des polymères thermodurcissables et certains alliages haute résistance, sont des matériaux qui ont un comportement fragile.

La rupture fragile correspond à une situation où la propagation des fissures est difficile. C'est le cas par exemple des alliages métalliques dans lesquels ont été augmentées fortement les caractéristiques de résistance. Ainsi, très généralement, la fragilité augmente avec la limite d'élasticité. La rupture fragile se produit lorsque les liaisons inter-atomiques se rompent sans déformation plastique globale (Mercier, 2003).

Comme le phénomène de rupture est relativement local, un nombre important de petits fragments peut être formé suite à une multiplication des bifurcations de fissures. Il peut être admis, par simplification, que la rupture fragile peut être quasi-instantanée.

### 4.1.2. La rupture ductile

Si la rupture se produit après une déformation plastique permanente, le comportement du matériau et la rupture sont dits "ductiles". La majorité des métaux, des alliages et certains polymères thermoplastiques présentent ce type de comportement.

La rupture ductile résulte de l'agrandissement des micro-fissures et la propagation de la fissure résultante.

La rupture ductile, génératrice de fissures importantes, forme peu de fragments, mais généralement de grande taille (Mercier, 2003). La propagation du phénomène est limitée par la vitesse du son dans le matériau.

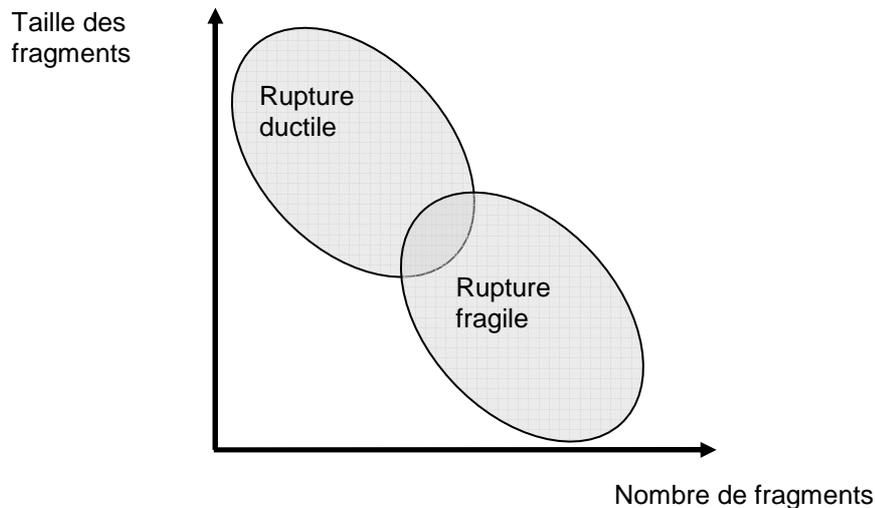
### 4.1.3. Transition fragile-ductile

Le nombre et la forme des fragments d'enveloppe formés lors de l'éclatement d'une capacité dépend du nombre de fissures, et donc du mode de rupture. Holden a proposé une classification des formes de projectiles en fonction du nombre de calottes désolidarisées et du nombre de fissures circonférentielles (Figure 7).

		Nombre de calottes désolidarisées		
		0	1	2
Nombre de fissures circonférentielles	2			
	1			
	0		Non applicable	Non applicable

Figure 7 : Classification des modes de rupture (Holden, 1988)

Le diagramme ci-dessous synthétise l'influence du mode de rupture sur la taille et le nombre de fragments formés par l'éclatement d'une capacité.



Plusieurs facteurs influencent la fragilité ou la ductilité des métaux :

- *La température* : À une température assez basse, on observe que 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. Au fur et à mesure de l'augmentation de température, la transition entre la rupture fragile et la rupture ductile se fait ; il existe un domaine de température où la rupture est mixte.
- *La vitesse de déformation* : en général, la ductilité diminue si la vitesse de déformation augmente.
- *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.

#### 4.2. DETERMINATION DE LA PRESSION DE RUPTURE

Il est en théorie possible de déterminer la résistance d'une enceinte soumise à une surpression interne quasi-statique par des calculs classiques de résistance des structures.

La pression dans la capacité au moment de la rupture dépend des conditions thermodynamiques du fluide contenu et de la pression de rupture de la capacité liée à ses caractéristiques mécaniques, elles-mêmes étant directement liées à l'utilisation pour laquelle elle est conçue.

Ainsi, les bacs atmosphériques destinés au stockage de liquides inflammables, les réservoirs de GPL, les silos en béton... présenteront des pressions de rupture différentes.

Pour les équipements métalliques sous pression, la réglementation et les règles habituelles de conception, présentées ci-dessous permettent d'estimer relativement simplement la pression de rupture.

Pour les autres capacités, l'estimation de la pression de rupture en régime statique peut nécessiter un calcul de résistance des structures.

#### **4.2.1. Pression de rupture en régime statique (équipements métalliques sous pression)**

Le décret du 13 décembre 1999<sup>20</sup> constitue la transposition en droit français de la directive européenne de 1997 (97-23-CE) relative aux Équipements sous Pression. Le champ d'application de ce décret concerne la conception, la fabrication, l'évaluation de la conformité et la mise sur le marché des Équipements sous Pression. L'arrêté du 15 mars 2000<sup>21</sup>, modifié par l'arrêté du 31 janvier 2011, concerne lui le suivi en service de ces équipements, qui doit être assuré par l'exploitant.

En matière d'éclatement, les contraintes réglementaires sont essentiellement fonction du produit  $PS*V$  où  $PS$  est la pression maximale admissible effective et  $V$  le volume de la capacité considérée. Ce choix paraît assez pertinent dans la mesure où ce paramètre représente l'énergie interne stockée sous forme de pression.

La réglementation impose pour la construction des appareils à pression de gaz que le métal utilisé soit exempt de fragilités dans le domaine de températures et de pressions auquel seront normalement soumis les équipements. On définit la pression de calcul, fixée par le constructeur, qui est au minimum égale à la pression extrême d'utilisation (pression maximale de service).

Il est prévu par la réglementation que la contrainte maximale dans le métal à la pression de calcul doit être plus petite que les deux valeurs suivantes :

- $\frac{R}{3}$ , où  $R$  est la résistance ultime (à la rupture) conventionnelle à la traction du métal,
- $\frac{R_{eT}^{0,002}}{1,6}$ , où  $R_{eT}^{0,002}$  est la limite d'élasticité conventionnelle, ou contrainte à 0,2% de déformation du métal.

Ainsi, il est préconisé dans le *Yellow Book*<sup>22</sup> du TNO et le guide de l'UCSIP<sup>23</sup> pour l'élaboration de l'étude des dangers, de retenir un rapport de 2,5 entre la surpression de ruine et la pression de calcul effective (supérieure ou égale à la pression de service effective maximale admissible).

---

<sup>20</sup> Décret n° 99-1046 du 13 décembre 1999 relatif aux équipements sous pression, paru au Journal Officiel du 15 décembre 1999, modifié par les décrets du 27 juillet 2010, 2 novembre 2007, 23 décembre 2003 et 22 décembre 2003.

<sup>21</sup> Arrêté du 15 mars 2000 relatif à l'exploitation des équipements sous pression, paru au Journal Officiel du 22 avril 2000

<sup>22</sup> *Methods for the calculation of physical effects resulting from releases of hazardous materials* (édité par the Committee for the Prevention of Disasters, Second edition, 1992)

<sup>23</sup> Union des Chambres Syndicales de l'Industrie du Pétrole

Des valeurs plus différenciées sont proposées dans le CODAP (CODE de construction des Appareils à Pression), qui dépendent de la nature du matériau utilisé :

- 2,4 pour les aciers non alliés et les aciers alliés non austénitiques<sup>24</sup>,
- 3 pour les aciers austénitiques,
- 4 pour le cuivre et les alliages de cuivre,
- 2,4 pour l'aluminium, le nickel et les alliages de nickel,
- 3,5 pour le titane.

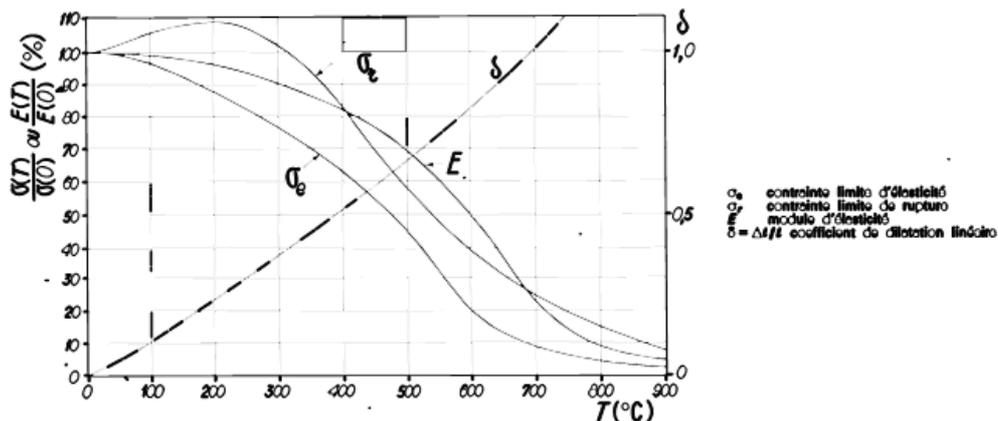
Dans la pratique, il est possible que la surpression de ruine s'écarte parfois notablement de cette gamme.

Ainsi, lorsque la surpression de ruine n'est pas connue, on peut retenir, comme ordre de grandeur acceptable, une surpression égale à 3 fois la pression de calcul effective.

## 4.2.2. Incidence de l'origine de l'éclatement

### 4.2.2.1. Capacité prise dans un incendie

L'accidentologie révèle que la température a une influence notable sur la pression de rupture. Les caractéristiques mécaniques des matériaux dépendent en effet de la température. La figure ci-dessous trace l'évolution en fonction de la température de la contrainte limite d'élasticité, de la contrainte limite de rupture, du module d'élasticité et du coefficient de dilatation linéaire pour les aciers. Ces courbes ont été obtenues à partir d'essais de traction sur des éprouvettes.



Les valeurs des caractéristiques en ordonnées sont données en pourcentage de la valeur correspondante à température ordinaire.

Fig. 2. — Caractéristiques mécaniques de l'acier en fonction de la température, sur éprouvette de traction.

Figure 8 : Caractéristiques mécaniques de l'acier en fonction de la température, sur éprouvette de traction (Fruitet, 1979)

<sup>24</sup> Les aciers austénitiques sont des aciers inoxydables dont la structure cristalline (agencement des atomes constituant le matériau) est une structure cubique à face centrée.

La contrainte limite de rupture des aciers par exemple diminue au-delà d'une température de quelques centaines de degrés Celsius, si bien qu'une capacité prise dans un incendie voit sa pression interne augmenter et sa contrainte limite de rupture diminuer. L'influence de la nature de l'acier étant faible, il est possible de considérer en première approximation, que les courbes de la Figure 8 sont valables pour tous les aciers de construction, étant entendu que les ordonnées sont lues en valeur relative par rapport aux caractéristiques de base à température ordinaire (Fruitet, 1979).

On considère par exemple un réservoir cylindrique de 10 m<sup>3</sup> dont la pression de calcul est 1,7 bar effectifs entièrement rempli de gaz. Le diamètre de ce cylindre est de 1,60 m, l'épaisseur de son enveloppe est de 5 mm en accord avec les règles du CODAP. La pression de rupture du réservoir à la température ordinaire de 25°C a été considérée pour ce calcul égale à 6,1 bar absolus (3 fois la pression de calcul du réservoir). On imagine que le cylindre est pris dans un incendie, et que, de ce fait la pression du gaz à l'intérieur de l'enceinte augmente de façon linéaire avec la température, selon la loi des gaz parfaits (Figure 9).

La pression de rupture  $P_R$  du réservoir est reliée à la contrainte de rupture  $\sigma_R$  par la relation classique :

$$P_R = \frac{\sigma_R \times e}{R}$$

où  $R$  est le rayon du réservoir et  $e$  l'épaisseur de son enveloppe. À partir de cette relation et des données de la Figure 8, qui relie la contrainte limite de rupture à la température, il est possible d'estimer l'évolution de la pression de rupture en fonction de la température (Figure 9), qui a la même allure que l'évolution de la contrainte limite de rupture.

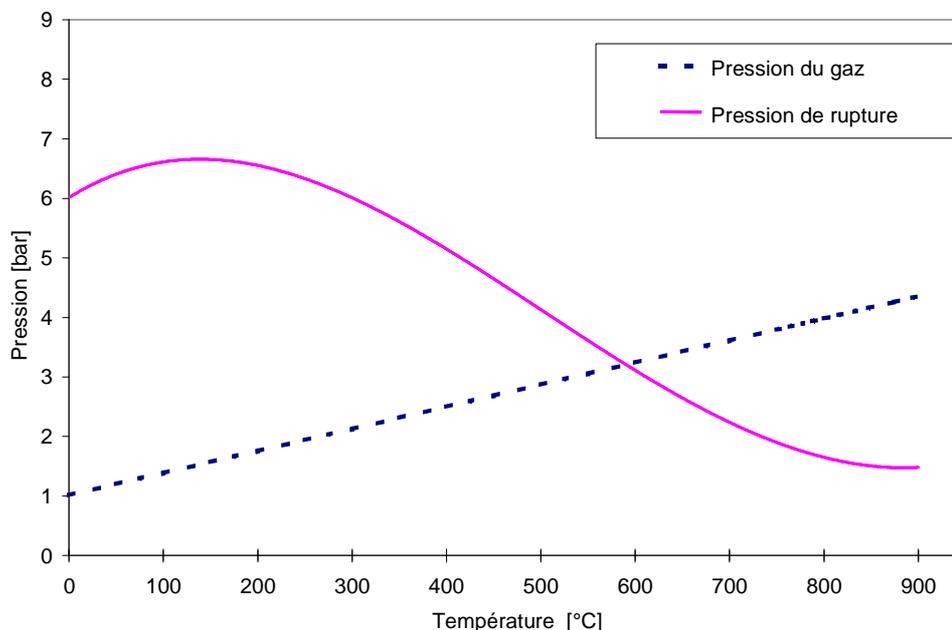


Figure 9 : Evolution de la pression du gaz et de la pression de rupture en fonction de la température

On trouve alors que les courbes caractéristiques de la rupture et de la pression interne se croisent vers 550°C pour une surpression voisine de la moitié de la surpression nominale d'éclatement.

On peut ainsi admettre qu'un réservoir de gaz pris dans un incendie peut éclater à la moitié de sa pression effective maximale de rupture pour une température voisine de 500°C. De plus, la Figure 8 (Fruitet, 1979) montre que pour les aciers, la contrainte de rupture à 500°C est proche de la moitié de la contrainte de rupture à température ordinaire.

Ce résultat, assez sommairement obtenu dans le cas de l'exemple présenté ci-dessus, est conforme au retour d'expérience qui montre qu'une capacité prise dans un incendie peut éclater à une pression inférieure à sa pression de rupture à température ambiante, comme cela a été observé par exemple lors de l'essai du wagon-citerne pris dans un incendie (essai de White Sands, présenté en annexe 1).

#### 4.2.2.2. Mise en pression accidentelle relativement lente (sur-remplissage)

Lorsque l'éclatement est dû à une mise en pression accidentelle relativement lente, comme dans le cas d'un sur-remplissage par exemple, la pression dans la capacité au moment de l'éclatement peut être considérée égale à la pression de rupture en statique.

#### 4.2.2.3. Explosion interne

Baker (1983) par exemple, fait remarquer que la résistance d'un équipement dépend de la vitesse de la sollicitation mécanique. Ce phénomène est pris en compte en ajoutant dans les matrices de déformation de l'équipement considéré les termes d'inertie. Globalement, le système se résume dans ses configurations les plus simples, à un modèle masse-ressort où la raideur représente l'élasticité de la structure et la masse son inertie. Selon le type de sollicitation, l'accélération de la masse peut s'ajouter (se retrancher) à l'effort externe, et augmenter (diminuer) les déformations, si bien que la rupture apparaît pour des pressions plus basses (plus élevées) qu'en régime statique (Proust, 1997).

En effet, la structure est susceptible de se comporter de manière différente lorsque la pression n'est plus appliquée de manière quasi-statique (typiquement 0,01 bar/s) mais de manière dynamique (vitesses de chargement de l'ordre de 1 bar/s ou plus), comme lors des explosions internes par exemple. Le comportement de la structure dépend du rapport entre sa fréquence propre et celle de la montée en pression due à l'explosion. Pour de nombreuses situations, on peut considérer que seul le mode fondamental de la structure, c'est-à-dire sa fréquence caractéristique de vibration, est affecté (Proust, 2000).

En réduisant la structure à un système masse-ressort, un paramètre caractéristique permet de déterminer assez simplement l'influence d'un chargement dynamique sur la rupture de la capacité. Ce paramètre, *DLF (Dynamic Load Factor)*, représente le rapport entre les chargements dynamique et statique à l'origine de la rupture du matériau, c'est-à-dire le rapport entre les contraintes à la rupture pour un chargement dynamique et pour un chargement statique ; il s'agit d'un paramètre adimensionnel.

La figure suivante représente les variations de la résistance d'une membrane encastrée de dimension caractéristique 0,5 m, exposée aux effets d'explosion de violences variées (membrane installée sur une chambre de 10 m<sup>3</sup> à l'intérieur de laquelle ont été amorcées des explosions de poussières).

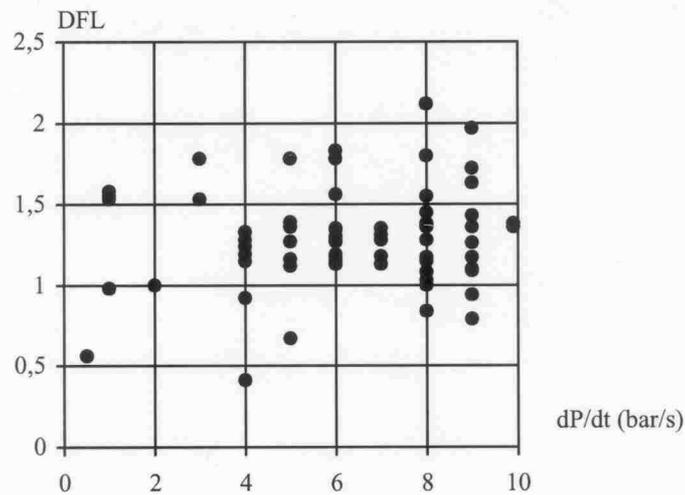


Figure 10 : Dynamic Load Factor pour une membrane fine soumise à des explosions de poussières de violence variées (Proust, 2000)

On constate alors que l'effet dynamique de l'explosion sur une structure peut se traduire soit par un accroissement soit par une réduction de la résistance de l'équipement considéré par rapport à un chargement statique d'amplitude équivalente (Proust, 2000). En pratique, il est possible de considérer, de façon forfaitaire, que la pression effective de rupture en dynamique peut être comprise entre la moitié et le double de la pression effective nominale de rupture en statique.

Ce comportement dynamique augmente le risque sous ses deux aspects. En premier lieu, la probabilité d'éclatement augmente puisqu'il devient possible dès que la surpression est proche de la moitié de la pression effective de ruine nominale (en statique) alors que, hors ce type de sollicitation dynamique, le danger d'éclatement deviendrait possible au voisinage de la pression de ruine nominale. En second lieu, les effets de l'éclatement sont susceptibles d'être plus importants car l'éclatement peut se produire alors que la pression atteint deux fois la pression de ruine nominale.

Ainsi, lorsque l'éclatement est provoqué par une explosion interne, la pression de rupture de la capacité peut être considérée, de façon forfaitaire, égale au double de la pression de rupture en statique, à condition que cette valeur n'excède pas la pression maximale d'explosion théorique.

#### 4.2.2.4. Incidence de la fatigue

Sous l'action de charges répétées ou alternées, la rupture d'un matériau peut se produire sous des contraintes inférieures à la résistance du matériau en statique : c'est la rupture par fatigue. Ce mécanisme de rupture proviendrait d'une augmentation de la fissuration lors des chargements répétés.

L'essai de fatigue le plus simple consiste à soumettre des éprouvettes à des cycles d'efforts périodiques, d'amplitude maximale et fréquence constantes, et à noter le nombre de cycles  $N$  au bout duquel la rupture se produit. Ce nombre  $N$  est reporté, en général sur une échelle logarithmique, en fonction de la contrainte maximale des cycles. À chaque éprouvette correspond un point du plan  $(\sigma, N)$  et, à partir d'un lot d'éprouvettes soumises à des contraintes maximales différentes, on obtient une courbe qui a l'allure de celle représentée sur la Figure 11, connue sous les noms de courbe de Wöhler et courbe S-N (Stress-Number of cycles). Dans de nombreux cas, il est possible de tracer une branche asymptotique à la courbe de Wöhler, l'asymptote étant la limite d'endurance ou limite de fatigue  $\sigma_D$  (Rabbe et al., 2000).

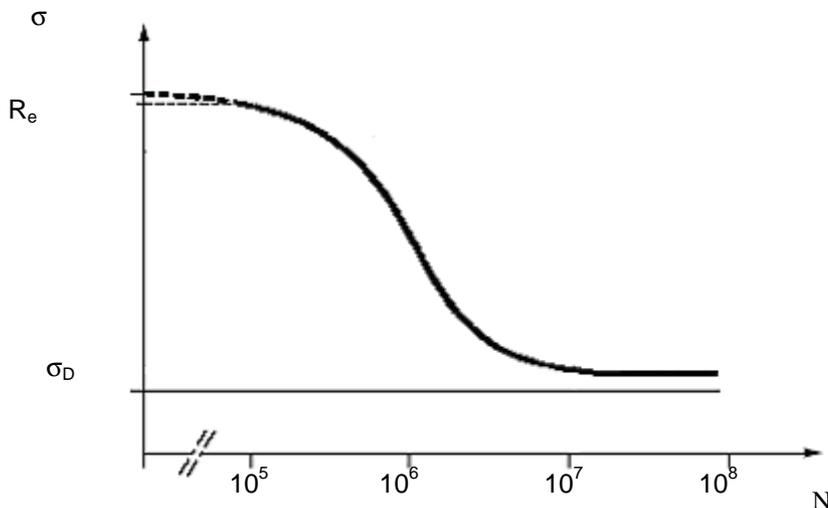


Figure 11 : Evolution de la contrainte  $\sigma$  en fonction du nombre de cycles  $N$  ( $R_e$  est la limite d'élasticité et  $\sigma_D$  la limite de fatigue)

Des expériences menées sur des éprouvettes lisses (Rabbe et al., 2000) ont permis d'établir une relation entre la limite de résistance à la fatigue  $\sigma_D$  et la résistance à la traction. Il en ressort que la limite de résistance à la fatigue peut être comprise, grossièrement, entre un tiers et deux tiers de la résistance à la traction<sup>25</sup>.

Si l'on extrapole cette relation au cas des capacités soumises à des cycles de charge, la pression de rupture d'une capacité dont l'enveloppe serait fatiguée peut être trois fois plus petite que sa pression de rupture en régime statique.

De façon prudente, les effets sont généralement calculés sans tenir compte de ce phénomène, en considérant donc la pression de rupture en régime statique, de façon à maximiser les effets.

<sup>25</sup> Pour les essais de traction sur des éprouvettes, la résistance à la traction peut également être appelée contrainte à la rupture ou charge de rupture.

#### 4.2.2.5. Impact d'un projectile

Lorsque l'éclatement est provoqué par l'impact d'un projectile, il se produit généralement à la pression de service de la capacité.

## 5. PRODUCTION ET PROPAGATION DE L'ONDE DE PRESSION

### 5.1. DESCRIPTION DU PHENOMENE

La rupture du confinement permet la libération de la pression contenue qui se traduit par la propagation externe d'une onde de pression aérienne (déplacement d'une surpression dans l'air). Pour utiliser une analogie simple, la capacité peut être assimilée à un haut-parleur. Le son délivré par ce haut-parleur est directement proportionnel à l'énergie qu'on lui soumet. L'impression ressentie par un observateur sera fonction, outre de cette énergie, de la distance et de la taille du haut-parleur. On comprend ainsi que l'amplitude de l'onde aérienne produite par un éclatement de capacité doit être fonction de la distance, de la taille de la capacité et de la surpression interne maximale. Nous verrons que cette amplitude dépend en fait du paramètre  $(P_{rupt}V)^{1/3}$ , où  $P_{rupt}$  est la pression dans le réservoir au moment de l'éclatement et  $V$  son volume de gaz sous pression.

Pour mémoire, la propagation d'une onde de pression aérienne dans l'environnement se traduit par des variations plus ou moins brusques et de plus ou moins grande amplitude de la pression en tout point de l'espace. En un point donné, ces variations de pression sont notamment caractérisées par :

- une phase de surpression, de durée  $\Delta t_+$  et d'amplitude maximale notée  $\Delta P_+$ ,
- une phase de dépression, de durée  $\Delta t_-$  et d'amplitude maximale notée  $\Delta P_-$ .

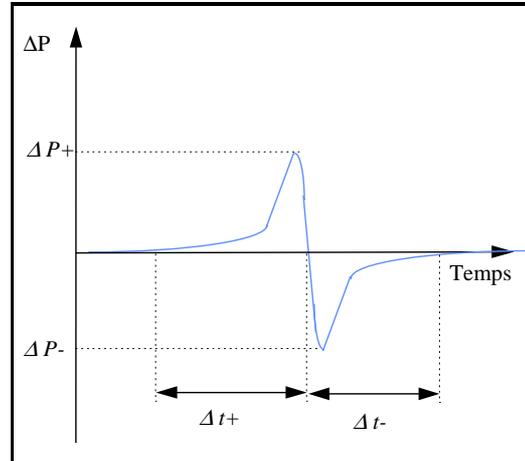


Figure 12 : Profil d'une onde de pression

La rupture s'accompagne d'un éclatement de la capacité et de la formation éventuelle de plusieurs fragments qui peuvent être propulsés sous l'effet du différentiel de pression entre l'intérieur et l'extérieur.

Les fragments suivent une trajectoire déterminée, outre par les conditions initiales, par les effets de freinage aérodynamique, de portance éventuelle et de pesanteur. Notons que l'impulsion est communiquée au fragment par les jets de fluide issus des brèches et que, par conséquent, l'effort de poussée doit se réduire à mesure que chaque fragment s'éloigne de son point de départ et dévie de l'axe du jet qui le propulse sous l'effet de la gravité terrestre. La projection des fragments sera traitée au chapitre 6.

## 5.2. PRODUCTION ET PROPAGATION DE L'ONDE DE PRESSION

Pour évaluer la production d'une onde de pression, on suppose que l'enveloppe de la capacité disparaît instantanément au moment de la rupture. On observe alors une mise en vitesse brutale de l'atmosphère environnante opérée par une onde de choc qui se propage dans l'atmosphère.

Dans ces premiers instants, ce phénomène peut être décrit qualitativement au moyen de la théorie des tubes à choc (Wright, 1961). Un tube à choc est un long réservoir cylindrique séparé en deux compartiments par une cloison perpendiculaire à l'axe du réservoir. L'un des compartiments est rempli d'un gaz à haute pression, l'autre d'un gaz à basse pression.

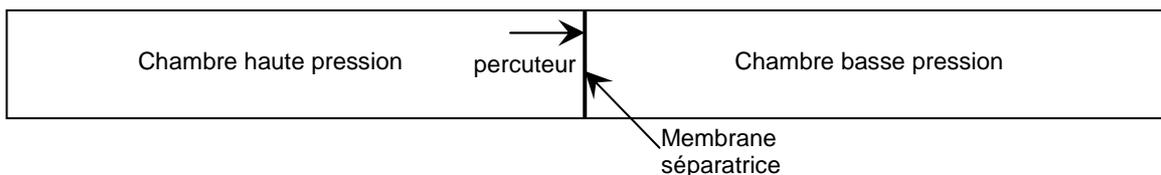
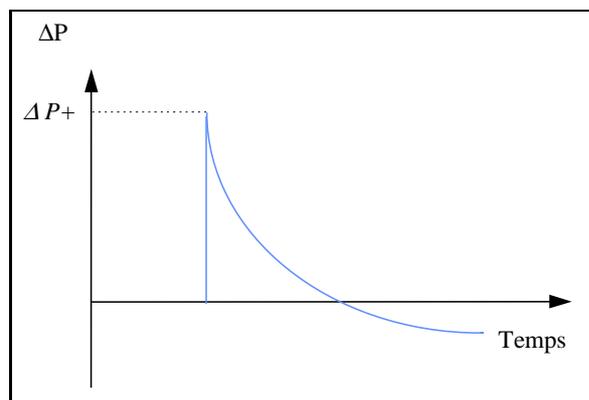


Figure 13 : Tube à choc

La Figure 13 représente le dispositif. En simplifiant à l'extrême, le fonctionnement peut être décrit de la façon suivante :

- Au moment où le percuteur crève la membrane séparatrice, une onde de choc<sup>26</sup> d'amplitude intermédiaire entre la pression haute et la pression basse part de la membrane et se propage à travers la chambre basse pression avec une célérité au moins égale à celle du son dans la chambre basse pression.

<sup>26</sup> Une onde de choc est une onde de pression aérienne pour laquelle la montée en pression est très brutale :



- Une onde de détente se propage à travers la chambre haute pression, se réfléchit sur le fond et poursuit ensuite l'onde de choc. Au bout de trois trajets de l'onde de détente, la pression a diminué au point que le fond de la chambre se retrouve à la pression atmosphérique (Baum, 2001).

Les caractéristiques des ondes peuvent être calculées en appliquant la conservation de la masse et de la quantité de mouvement. La pression de l'onde de choc est de quelques dixièmes de la pression du réservoir au moment de la rupture.

Lors d'un accident réel, au moment de l'éclatement, les parois (qui constituent l'enveloppe de la capacité) ne disparaissent pas instantanément, elles s'accroissent progressivement et ralentissent donc le fluide initialement contenu dans la capacité du fait de leur inertie. La dépressurisation est donc plus lente, moins brutale, et l'onde de choc moins forte. À l'heure actuelle, on ne sait pas facilement tenir compte de ce phénomène, on considère donc souvent des parois sans inertie pour estimer l'amplitude des ondes (par excès donc) au moyen par exemple de la théorie des tubes à choc.

Les ondes de détente finissent par rattraper l'onde de choc pour former l'onde de pression aérienne classique dont l'amplitude, en vertu des lois de la mécanique des fluides, doit s'atténuer en fonction de la distance au centre l'explosion.

L'onde de pression produite lors d'un éclatement présente donc la forme d'une onde de choc, avec une montée en pression extrêmement rapide, et une durée de phase positive correspondant à la durée de dépressurisation du réservoir.

### **5.3. MODELISATION DES CONSEQUENCES : LES METHODES GLOBALES**

Les méthodes permettant de décrire les conséquences d'un éclatement de capacité sont essentiellement fondées sur les principes de la thermodynamique.

#### ***5.3.1. La méthode TAC-TNT (Tubes À Choc – TNT)***

La méthode TAC-TNT a été conçue à l'INERIS au début des années 1990 (Proust, 1991) pour prédire les effets de pression engendrés lors d'un éclatement de réservoir. Une description de cette méthode a été publiée en 1996 (Duplantier, 1996).

On réalise une approximation des ondes produites lors de l'éclatement en supposant principalement que :

- les gaz sont parfaits et idéaux,
- toute l'énergie de pression sert à produire des ondes,
- près du réservoir, la théorie des Tubes À Choc (TAC) s'applique,
- plus loin, les ondes ressemblent à celles induites par une libération instantanée d'énergie, comme pour un explosif, et peuvent être représentées par l'abaque de décroissance de la surpression en fonction de l'éloignement en cas d'explosion d'une charge de TNT.

Brode (Brode, 1959) propose un moyen pour faire le lien entre la zone où la théorie TAC s'applique (champ proche) et la zone où la décroissance de type TNT convient (champ lointain). D'après Brode, le paramètre qui permet de différencier le champ proche du champ lointain est la masse de gaz  $m_r$  contenu dans l'enceinte avant l'éclatement. Le champ proche est défini par le volume hémisphérique d'air  $V_0$ , de masse  $m_0$  et de masse volumique  $\rho_0$  entourant l'enceinte tel que :  $m_0 = 10m_r$

Le rayon de l'hémisphère (compté à partir du centre du réservoir) est donc égal à :

$$R_0 = 1,7 \cdot \left( \frac{m_r}{\rho_0} \right)^{1/3} \quad (5.3.1.1)$$

### Le champ proche

En champ proche, la pression absolue du front d'onde de choc  $p_{s0}$ , appelée aussi pression de contact, peut être déterminée par la formule des "tubes à choc". Cette relation permet de calculer la pression du front d'onde de choc qui se propage dans un tube rempli d'un mélange gazeux. Elle peut être appliquée au cas des ondes de choc aériennes si l'écoulement est monodimensionnel (onde de choc sphérique ou hémisphérique). Cette relation est la suivante :

$$\frac{p_1}{p_0} = (\overline{P}_{s0} + 1) \cdot \left[ 1 - \frac{(\gamma_1 - 1) \left( \frac{a_0}{a_1} \right) \overline{P}_{s0}}{\left[ 2\gamma_0 (2\gamma_0 + (\gamma_0 + 1) \overline{P}_{s0}) \right]^{1/2}} \right]^{-2\gamma_1/(\gamma_1 - 1)} \quad (5.3.1.2)$$

où :

- $p_1$  est la pression absolue dans la capacité au moment de sa rupture (Pa),
- $p_0$  est la pression ambiante (Pa),
- $\overline{P}_{s0}$  est la surpression aérienne adimensionnelle après l'éclatement :

$$\overline{P}_{s0} = \frac{p_{s0} - p_0}{p_0},$$

- $\gamma_0$  est le rapport des chaleurs spécifiques de l'air ambiant ( $\gamma_0=1,4$ ),
- $\gamma_1$  est le rapport des chaleurs spécifiques du gaz comprimé,
- $a_0$  est la célérité du son dans l'air ambiant (de l'ordre de 340 m/s),
- $a_1$  est la célérité du son dans le gaz comprimé (m/s).

Pour un gaz parfait :

$$\left( \frac{a_1}{a_0} \right)^2 = \frac{\gamma_1 \cdot T_1 \cdot M_0}{\gamma_0 \cdot T_0 \cdot M_1} \quad (5.3.1.3)$$

où :

- $T_0$  est la température absolue de l'air ambiant (K),
- $T_1$  est la température absolue du gaz comprimé (K),

- $M_0$  est la masse molaire de l'air ambiant (29,0 g/mol),
  - $M_1$  est la masse molaire du gaz contenu dans la capacité (g/mol).
  - L'équation (5.3.1.2) est résolue par itérations successives. Des valeurs calculées de  $p_{s0}$  sont fournies sur les diagrammes de la
  - Figure 14 et de la
- Figure 15. Cette pression  $p_{s0}$  est inférieure à la pression des gaz comprimés  $p_1$  (ou pression de rupture). Cette relation ne peut pas être utilisée pour calculer les effets de pression dans le champ lointain.

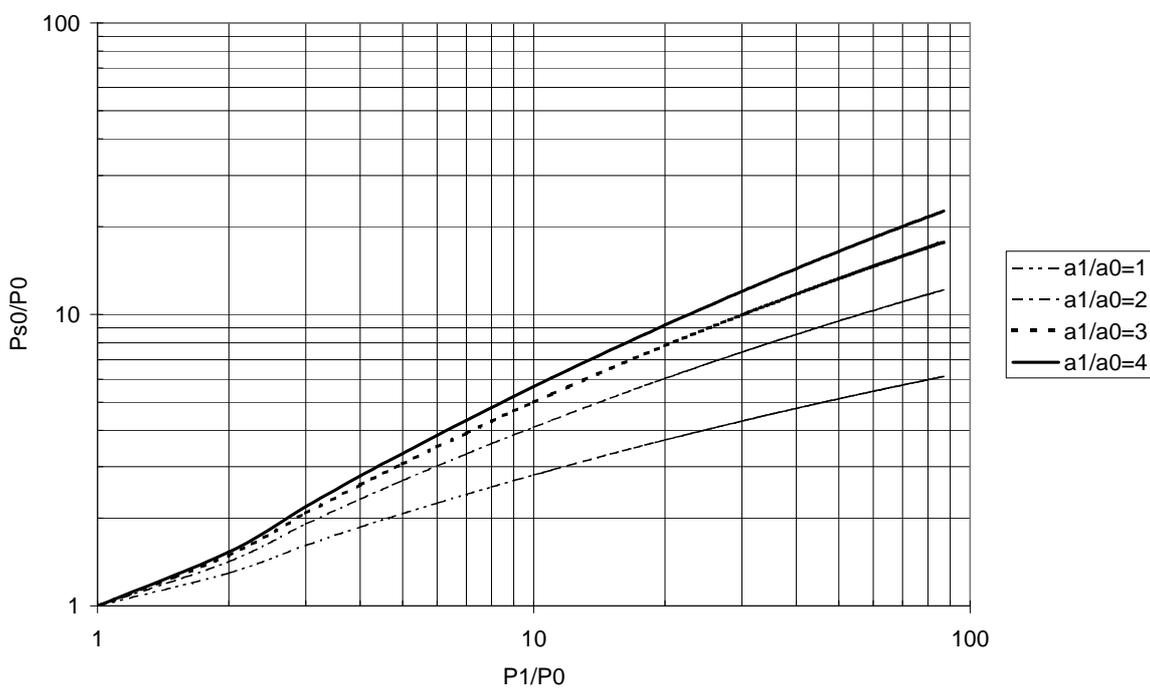


Figure 14 : Rapport  $p_{s0}/p_0$  en fonction de  $p_1/p_0$  et de  $(a_1/a_0)$  pour un gaz di ou tri atomique ( $\gamma_1=1,4$ )

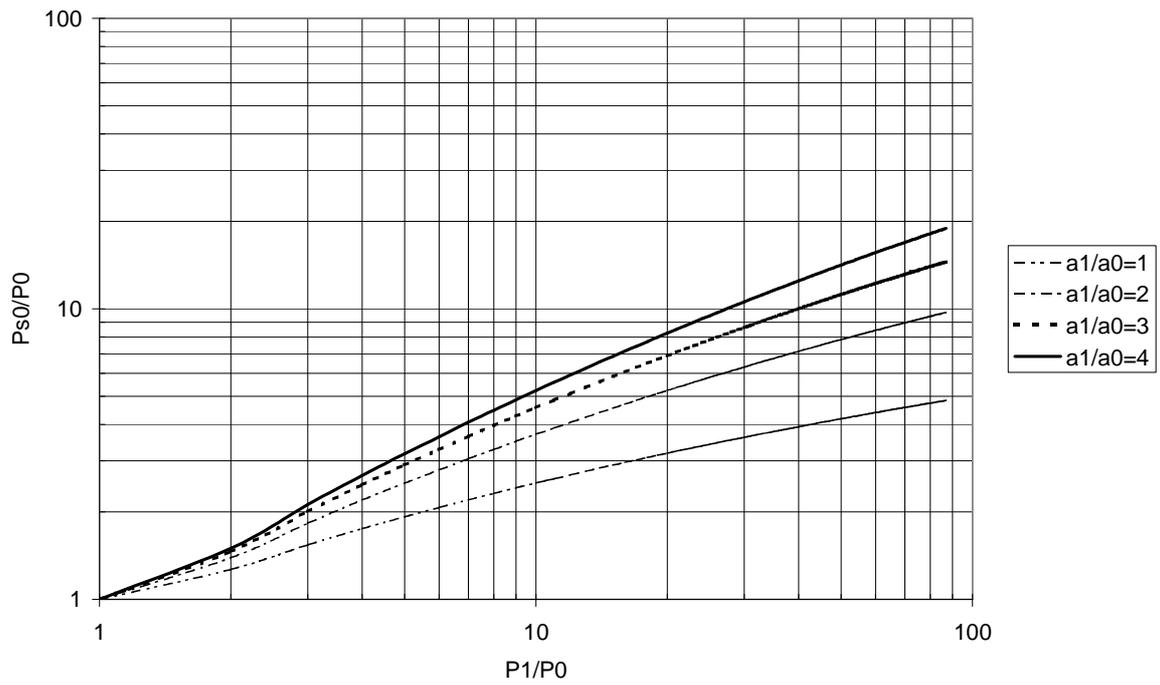


Figure 15 : Rapport  $p_{s0}/p_0$  en fonction de  $p_1/p_0$  et de  $(a_1/a_0)$  pour un gaz monoatomique ( $\gamma=1,66$ )

## Le champ lointain

Dans le champ lointain, c'est-à-dire pour une distance d'observation  $R$  supérieure à  $R_0$ , les caractéristiques de l'onde de souffle ne dépendent plus que de l'énergie de la source. Les abaques du TM 5-1300 (TM 5-1300, 1990) peuvent être utilisés pour estimer la pression maximale de l'onde de choc en un lieu donné. Ces abaques ont été établis pour des explosifs condensés posés au sol tels que le TNT. Comme le montre la Figure 16, l'évolution de la surpression maximale  $\Delta p$  ( $\Delta p = p_s - p_0$ , où  $p_s$  est la pression absolue engendrée par l'explosion à la distance  $R$ ) est donnée en fonction de la distance réduite  $\lambda = R/m_{TNT}^{1/3}$  (où  $R$  est la distance d'observation, comptée à partir du centre du réservoir, et  $m_{TNT}$  la masse équivalente de TNT du phénomène).

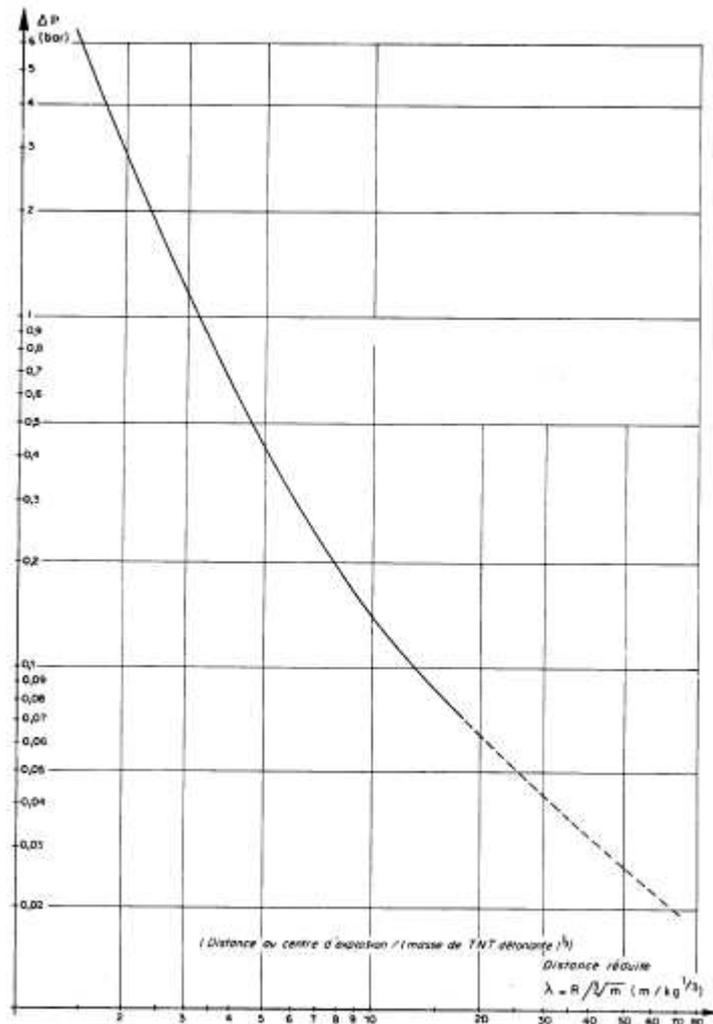


Figure 16 : Surpression engendrée en champ libre par la détonation d'une charge de TNT posée au sol en fonction de la distance au centre de l'explosion (abaque TM5-1300 extrapolé tiré de (Lannoy, 1984))

La masse d'équivalent TNT correspond à l'énergie de pression disponible au moment de l'éclatement de la capacité. L'application du premier principe de la thermodynamique à l'onde qui se déplace permet de montrer que l'énergie véhiculée dans l'onde aérienne correspond à l'énergie dite « de Brode »<sup>27</sup> (Proust, 1991).

$$E_{Brode} = \frac{(p_1 - p_0) \cdot V_1}{\gamma_1 - 1} \quad (5.3.1.4)$$

où  $V_1$  représente le volume du ciel gazeux de la capacité ( $m^3$ ).

Cette énergie représente l'augmentation de l'énergie interne du réservoir produite par l'accroissement de la pression. Cet accroissement peut être obtenu soit par une augmentation de la température des gaz (échauffement ou combustion), soit par l'injection de gaz supplémentaire.

Il n'y a pas de différence de principe entre ce phénomène et l'émission d'onde aérienne suite à la détente brutale des gaz de combustion d'un explosif. Il est donc légitime de s'approprier les abaques relatifs à la propagation des ondes issues de la détonation d'explosifs sachant que « l'énergie de Brode » de l'explosif est très proche de son énergie de combustion. On définit alors un équivalent énergétique classique pour faire le lien avec les abaques :

$$m_{TNT} = \left( \frac{E_{Brode}}{E_{TNT}} \right) \quad (5.3.1.5)$$

avec  $m_{TNT}$  la masse équivalente de TNT et  $E_{TNT}$  l'énergie spécifique de combustion du TNT ( $E_{TNT}=4690$  kJ/kg).

L'expérience montre cependant que la courbe de décroissance des surpressions de l'abaque TM5 en fonction de l'éloignement est majorante, notamment pour des surpressions inférieures à 10-20 mbar.

Étant donné que la décroissance de la surpression n'est pas connue en champ proche, nous considérons, par prudence, que la surpression est constante et égale à la pression de choc dans tout le champ proche.

---

<sup>27</sup> La formule de la détente adiabatique réversible (ou détente isentropique) est parfois préconisée :

$$E_A = \frac{p_0}{\gamma_1 - 1} \cdot \left( \frac{p_1}{p_0} - \left( \frac{p_1}{p_0} \right)^{\frac{1}{\gamma_1}} \right) \cdot V_{res} \quad (5.3.1.6)$$

Elle représente l'énergie transmise à l'environnement par une détente lente et isentropique d'un gaz. Elle n'est en général pas adaptée pour le cas d'une onde de choc car ce phénomène est le plus souvent irréversible et dynamique. D'un point de vue pratique, généralement on remarque que l'énergie libérée par une détente adiabatique réversible est inférieure à celle de Brode. Choisir la valeur la plus élevée pour l'énergie est une position conservative.

### 5.3.2. La méthode PROJEX (INERIS)

L'INERIS a proposé de remplacer la méthode TAC-TNT par la méthode PROJEX.

L'abaque TM5 a ainsi été remplacé par la courbe Indice 10 de l'abaque de la méthode Multi-Energy (V.d.Berg, 1985) (Figure 17) qui fournit des résultats plus vraisemblables notamment pour les très faibles surpressions aériennes.

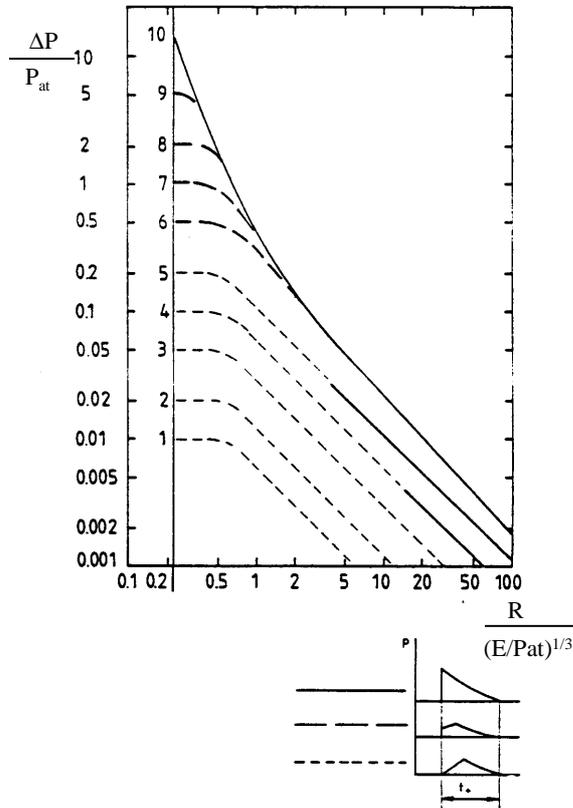


Figure 17 Abaque relatif à la méthode Multi-Energie donnant des surpressions engendrées par des déflagrations à vitesse de flamme constante de volumes explosibles hémisphériques posés au sol (Mouilleau, Lechaudel, 1999)

Les effets de pression engendrés par la mise à l'atmosphère brutale du contenu d'un réservoir lors de son éclatement sont ainsi assimilés à ceux engendrés lors d'une détonation (la courbe indice 10 correspond aux effets d'une détonation).

L'application de ce modèle aux cas d'éclatements de réservoirs de gaz sous pression a été validée expérimentalement (Figure 18), et confrontée au retour d'expérience (Figure 19).

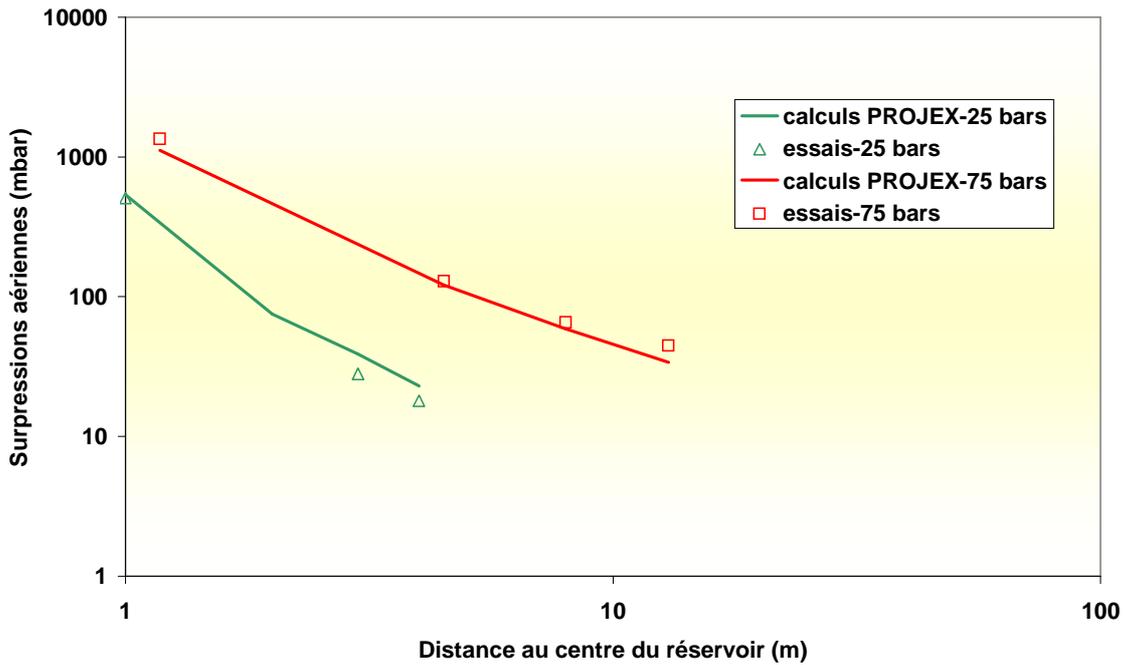


Figure 18 : Comparaison des niveaux de surpression calculés à l'aide de PROJEX et mesurés lors de l'éclatement de réservoirs de gaz

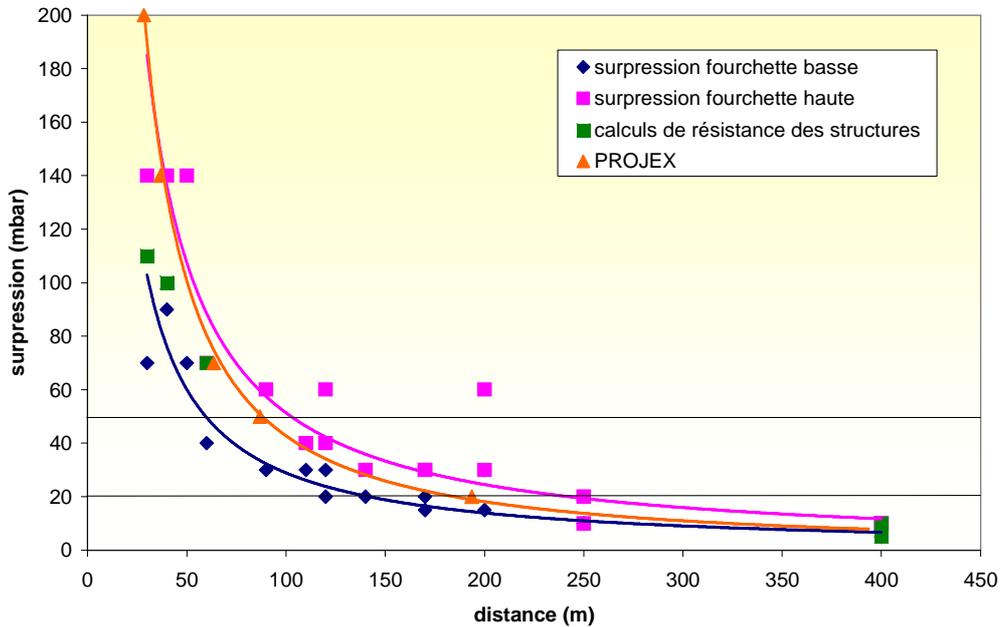


Figure 19 : Comparaison de l'estimation des effets de pression suite à l'éclatement d'une citerne de 20 m<sup>3</sup> de propane vide de liquide (accident de Dagneux – 7 mai 2007) avec la courbe théorique calculée avec PROJEX

### **Taille du champ proche :**

Pour certaines situations (décharge non isotrope, enceinte très allongée...), l'estimation de la taille du champ proche proposée par Brode n'est pas bien adaptée, et peut conduire, soit à une sur-estimation de la taille du champ proche (notamment dans le cas de décharge axiale d'enceintes sous pression très allongées et présentant un très gros volume), soit à une incohérence (rayon de champ proche inférieur au rayon du réservoir dans le cas d'un réservoir très allongé). La taille du champ proche serait alors plutôt liée à la taille de l'ouverture à travers laquelle la décharge se produit qu'au volume de gaz sous pression contenu dans l'enceinte.

Les données expérimentales de mesures de surpression aérienne lors d'éclatement de capacité sous pression acquises par l'INERIS ces dernières années montrent qu'il semble assez raisonnable d'étendre la loi de décroissance des ondes de pression (courbe multi-énergie indice 10) représentative du champ lointain dans le domaine des faibles distances jusqu'à l'abscisse où la surpression calculée atteint la pression de choc, valeur qui ne peut pas être dépassée.

### **5.3.3. La méthode de Baker**

La méthode proposée par Baker est détaillée dans son ouvrage "*Explosion hazards and evaluation*" (1983) ; elle permet de décrire les éclatements de capacités contenant exclusivement des gaz sous pression.

Comme pour les méthodes TAC-TNT et PROJEX, il est fait une distinction entre le champ proche et le champ lointain :

- en champ proche, la méthode est fondée sur les résultats de calculs numériques d'éclatements de réservoirs contenant des gaz parfaits,
- pour le champ lointain, Baker fonde sa méthode sur la similitude avec les effets de la détonation d'un explosif condensé.

### **Le champ proche**

Baker aboutit, dans le champ proche, à un abaque comme celui représenté sur la Figure 20.

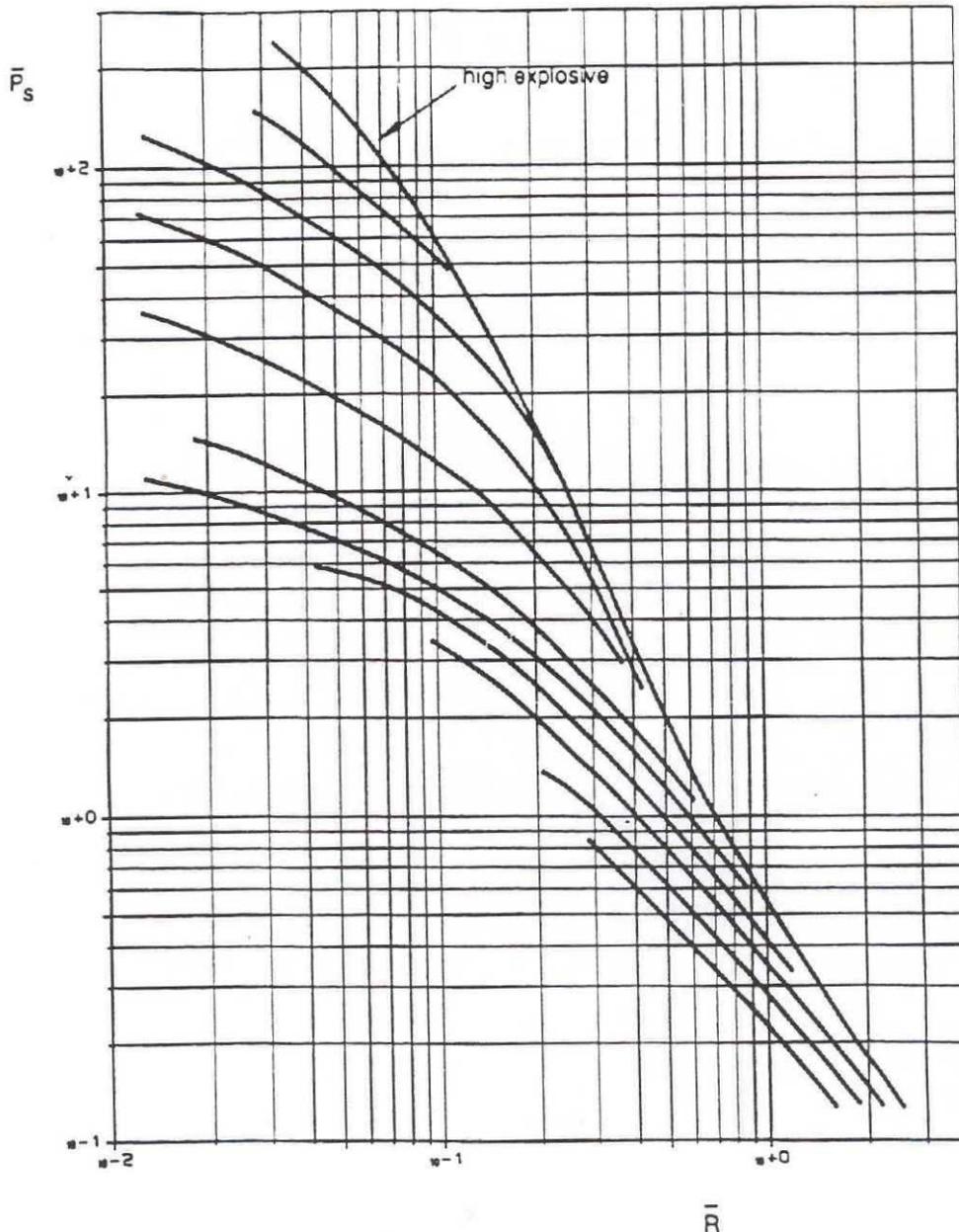


Figure 20 : Evolution de la surpression adimensionnelle en fonction de la distance adimensionnelle (Baker, 1983)

C'est un graphe à double entrée qui nécessite le calcul :

- d'une part de la distance réduite en abscisse :

$$\bar{R} = r_t \cdot \left( \frac{P_0}{E_{ex}} \right)^{1/3} \quad (5.3.3.1)$$

avec  $E_{ex}$  l'énergie de l'onde de pression (en J) et  $r_t$  la distance réelle de la cible (en m),

- et d'autre part l'estimation de la pression de choc  $P_s$  sur la base de la théorie des tubes à choc.

On se repère ainsi à la fois en abscisse et en ordonnée, ce qui permet de sélectionner une courbe de décroissance de la pression dans le champ proche. Pour sélectionner cette courbe, on calcule le paramètre :

$$r_0 = \left( \frac{3V_1}{2\pi} \right)^{1/3} \quad (5.3.3.2)$$

qui est la dimension équivalente du réservoir de volume  $V_1$ , supposé hémisphérique et qui permet d'accéder à l'abscisse de départ :

$$\bar{R}_0 = r_0 \cdot \left( \frac{P_0}{E_{ex}} \right)^{1/3} \quad (5.3.3.3)$$

On détermine également la pression de choc au tout début de la détente  $P_{s0}$  au moyen des graphes additionnels (Figure 21 et Figure 22). Le couple  $(\bar{R}_0, \bar{P}_{s0})$  permet ainsi d'identifier la courbe de décroissance de la surpression en champ proche.

Le champ proche est défini approximativement pour  $\bar{R} < 2$ .

$E_{ex}$  est fondée, comme pour les méthodes INERIS, sur l'énergie de Brode. Cependant, les abaques de Baker (Figure 20 et Figure 23) sont établis pour des géométries totalement sphériques. Dans la réalité, les capacités éclatent sur le sol, dans un demi-espace, et pour pouvoir utiliser ces graphes, il faut multiplier l'énergie de Brode par 2.

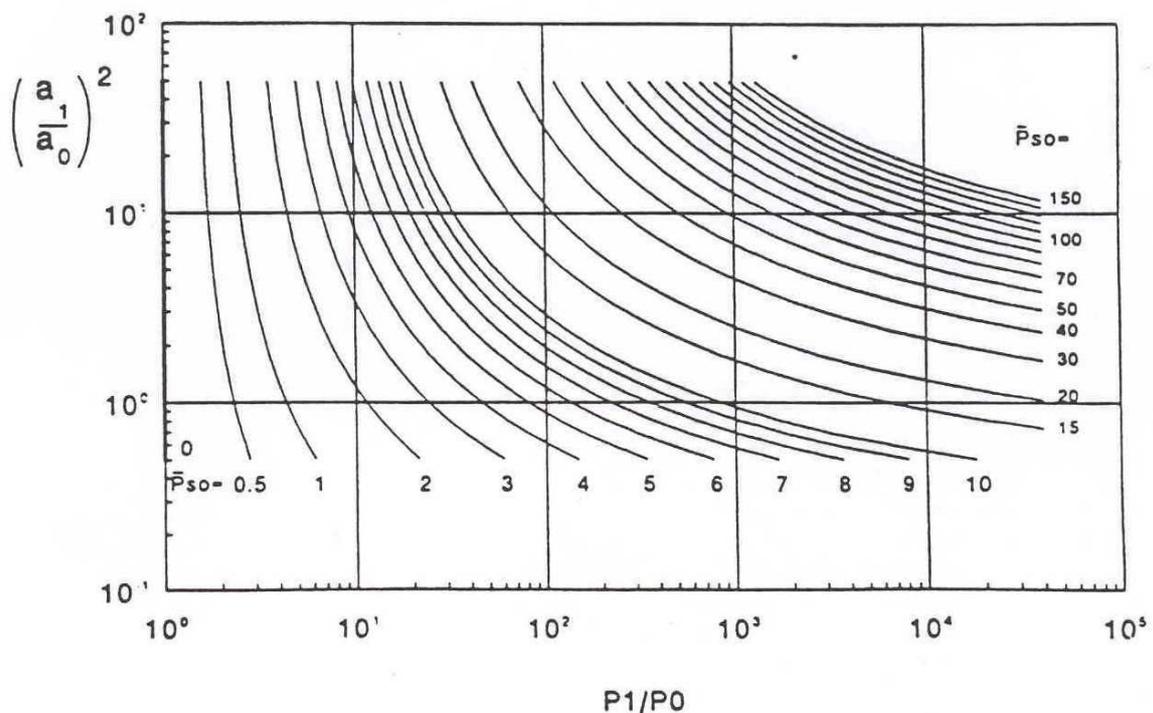


Figure 21 : Rapport  $(a_1/a_0)^2 = \gamma_1 T_1 M_0 / \gamma_0 T_0 M_1$  en fonction de  $p_1/p_0$  et de  $P_{s0}$  (pression de choc au tout début de la détente) pour un gaz di ou tri-atomique ( $\gamma_1=1,4$ ) (Baker, 1983)

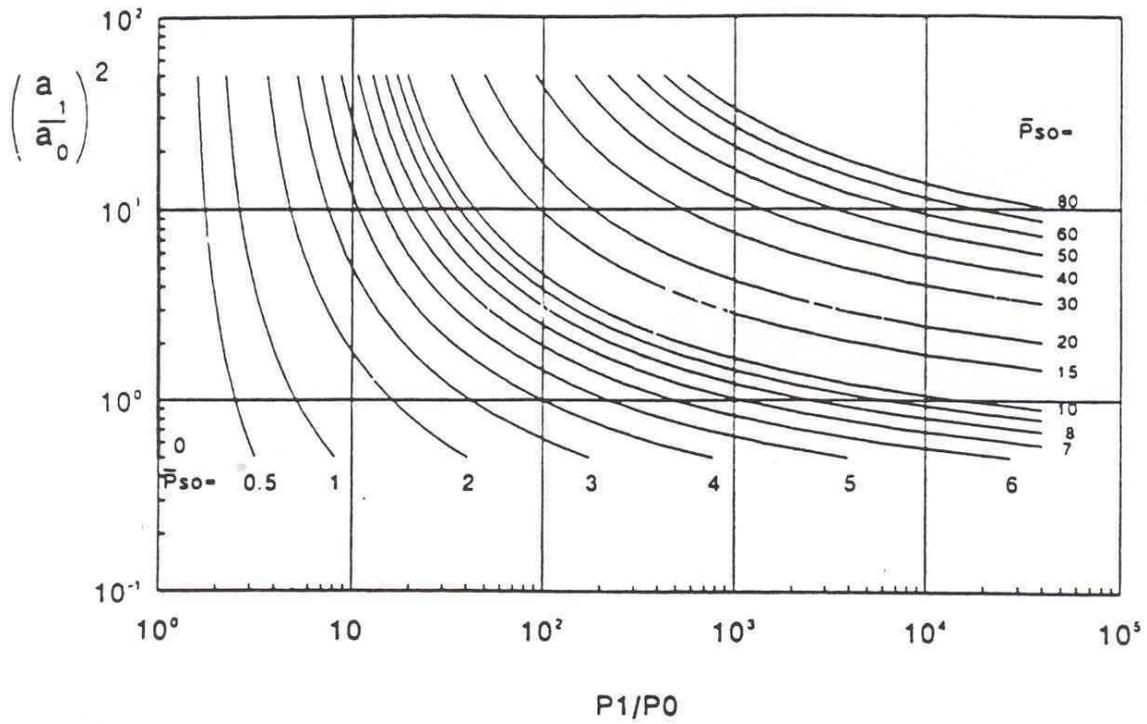


Figure 22 : Rapport  $(a_1/a_0)^2$  en fonction de  $p_1/p_0$  et de  $P_{s0}$  pour  $\gamma_1=1,66$  (Baker, 1983)

### Le champ lointain

Dans le champ lointain, c'est-à-dire pour  $\bar{R} \gg 2$ , l'abaque de la décroissance de surpression d'un explosif condensé (la pentolite) est utilisé (Figure 23).

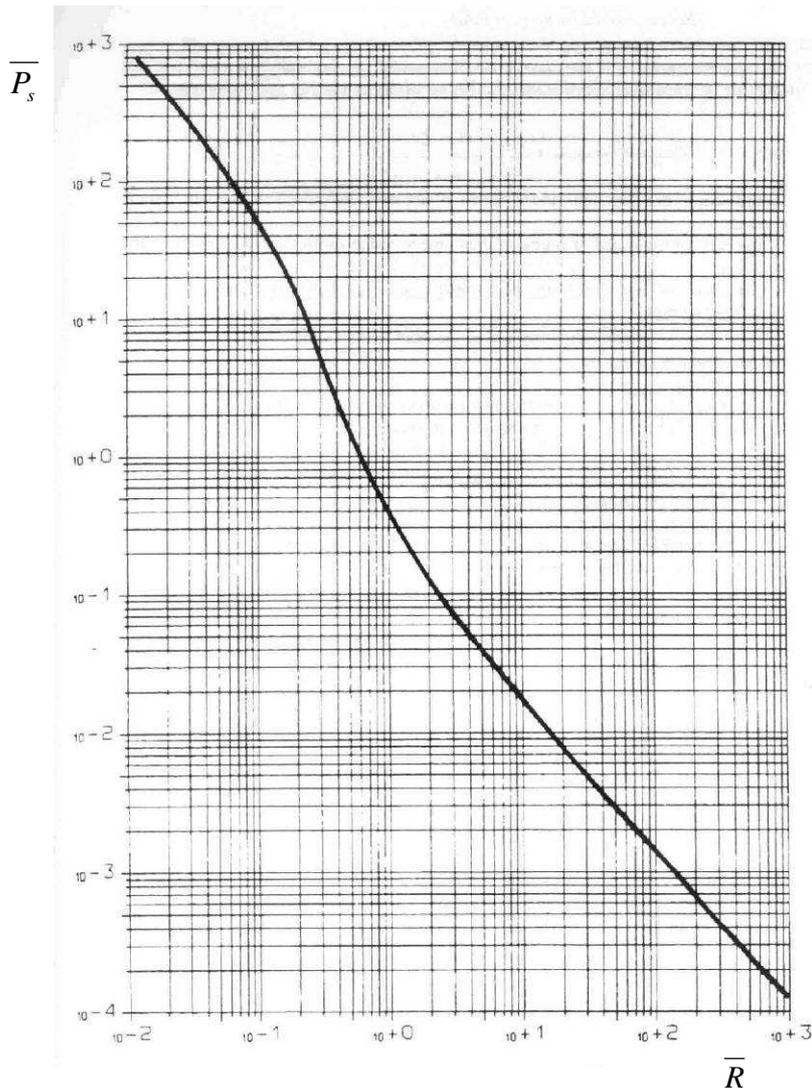


Figure 23 : Evolution de la surpression en fonction de la distance pour une explosion de pentolite (TNO, 1997)

Baker a proposé des raffinements de sa méthode pour tenir compte plus précisément de la géométrie du réservoir ou de sa position par rapport au sol.

#### 5.3.4. La méthode de l'UFIP

La méthode préconisée par l'Union Française des Industries Pétrolières a été initialement proposée par "The Committee for the Prevention of Disasters" dans son ouvrage "Methodes for the calculation of physical effects resulting from releases of hazardous materials" (1992), appelé communément "TNO Yellow Book". Elle est développée dans le "Guide Méthodologique UFIP pour la réalisation des Études de Dangers en raffineries, stockages et dépôts de produits liquides et liquéfiés" (UFIP, 2002). Elle est fondée sur une approche purement énergétique du phénomène.

#### 5.3.4.1. Bilan d'énergie

Le bilan énergétique du phénomène s'écrit :

$$E_i = E_r + E_{pd} + E_{fr}$$

et  $E_r = E_f + E_{sh}$

où :

- $E_r$  est l'énergie résiduelle disponible pour l'émission des fragments et de l'onde de choc,
- $E_i$  est l'énergie interne du gaz (calculée à l'aide de la relation de Brode),
- $E_{pd}$  est l'énergie de déformation plastique du réservoir,
- $E_{fr}$  est l'énergie de rupture du réservoir,
- $E_f$  est l'énergie disponible pour la propulsion des fragments,
- $E_{sh}$  est l'énergie dissipée dans l'onde de choc.

L'énergie absorbée par la rupture de l'enceinte ( $E_{pd}+E_{fr}$ ) est fonction de la fraction de déformation du matériau constituant l'enceinte à la rupture.

Une distribution de l'énergie résiduelle  $E_r$  est répartie forfaitairement entre  $E_f$  et  $E_{sh}$  de la façon suivante :

$$E_f = FE_r$$

$$E_{sh} = (1 - F)E_r$$

avec :

- $F=0,2$  pour une rupture fragile,
- $F=0,6$  pour une rupture ductile.

#### 5.3.4.2. Les ondes de pression

La méthode de calcul des ondes de pression résultant de l'éclatement d'une capacité sous pression préconisée par l'UFIP utilise le concept d'équivalent TNT ainsi que l'abaque TM-5. Pour les éclatements de réservoirs atmosphériques, la méthode préconisée par l'UFIP est d'utiliser la courbe 6 de la Figure 24. Cette méthode est proche de la méthode de Baker sauf que les abaques ont été établis apparemment pour un demi-espace et non l'espace complet, et comportent à la fois le champ proche et le champ lointain (Figure 24). Le paramètre de l'abscisse est la distance réduite définie par :

$$\lambda = \frac{R}{(E_{sh}/P_a)^{1/3}}$$

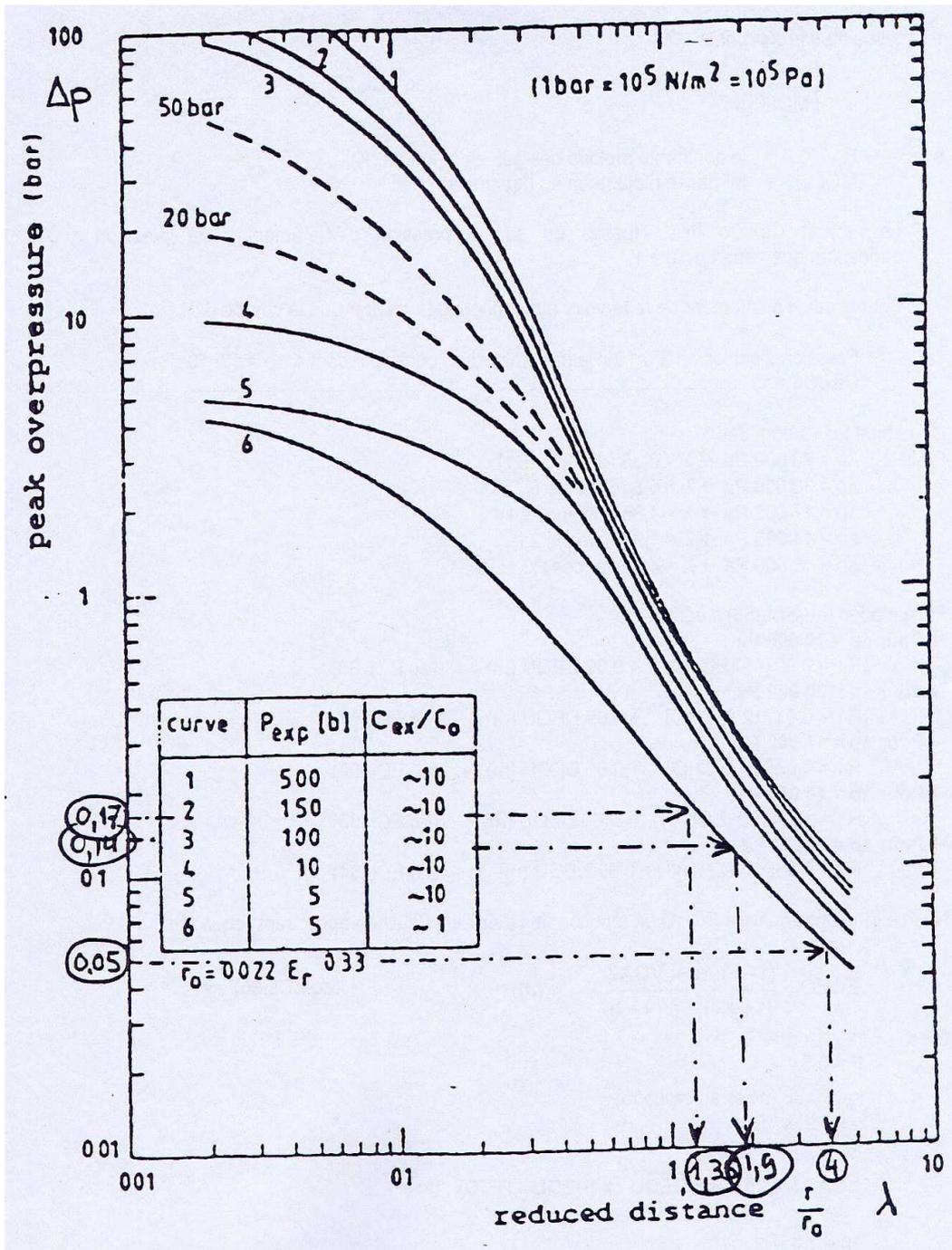


Figure 24 : Courbes du modèle du TNO pour des pressions d'explosion allant de 5 bars à 500 bars considérant le paramètre  $C_{ex}/C_0$ , rapport des vitesses du son à la pression d'éclatement et à la pression atmosphérique (d'après UFIP, 2002)

### 5.3.5. Prise en compte de l'interaction de l'onde de pression avec un obstacle

Les méthodes globales présentées ci-dessus supposent une propagation de l'onde de pression en champ libre. Toutefois, les phénomènes de réflexion et diffraction d'onde en présence d'obstacles peuvent être décrits, de façon simplifiée et globale, à l'aide de coefficients de réflexion appliqués sur la surpression incidente au même endroit en l'absence d'obstacles (Reimeringer, 2007).

En champ proche, l'amplification de la surpression due à la présence de l'obstacle peut être d'un facteur 10 (par rapport à la surpression sans obstacle).

En champ lointain, les ordres de grandeur des coefficients de majoration et d'atténuation représentés sur la figure suivante sont généralement admis. Ces derniers peuvent être retenus dans la mise en œuvre de la méthode de Baker.

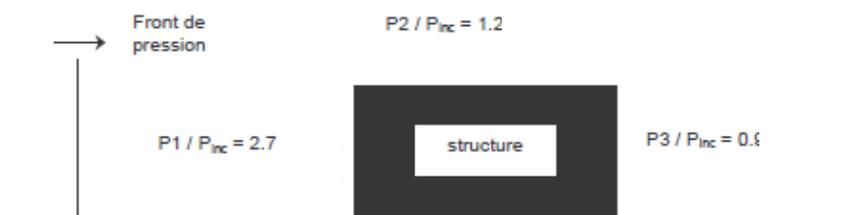


Figure 25 : Coefficients d'atténuation et de majoration ( $P_{inc}$  : surpression incidente en l'absence d'obstacle,  $P1$  : surpression sur la face de l'obstacle exposée parallèle au front de pression,  $P2$  : surpression sur la face perpendiculaire au front de pression,  $P3$  : surpression sur la face postérieure)

L'INERIS a développé un outil analytique de prédiction de la propagation des ondes de pression, résultant d'une explosion ou d'un éclatement de capacité, dans un environnement présentant des obstacles. Cet outil, DIFREX (HEUDIÉ, 2006), permet de décrire les phénomènes de réflexion et diffraction d'onde de pression en mettant en œuvre la théorie des ondes de choc. La loi de détermination de la pression incidente programmée dans DIFREX est une corrélation analytique qui repose sur le modèle de Hopkinson, mis en œuvre dans les abaques classiques de décroissance de la surpression (Baker, Multi-Energie indice 10...), et donc également mis en œuvre dans PROJEX, outil interne dédié au phénomène d'éclatement de réservoir.

## 5.4. COMPARAISON DES METHODES GLOBALES

### 5.4.1. Sans prise en compte d'interaction avec des obstacles

L'INERIS propose dans ce paragraphe une comparaison des méthodes présentées ci-avant. Il est important de rappeler que pour toutes ces méthodes, la pression de rupture de l'enceinte est une donnée d'entrée. La détermination de ce paramètre est un sujet de recherche en soi.

Les points de comparaison concernent d'une part le respect de la physique, d'autre part les approximations choisies ainsi que les limitations associées, et enfin l'ergonomie de la mise en œuvre des différentes méthodes, dont dépend le risque d'erreur.

Nous proposons une comparaison des résultats sur l'exemple suivant :

- Réservoir de propane qui éclate sous l'effet d'une explosion interne
- Masse molaire du propane : 44,096 g/mol
- Contenu : 10 m<sup>3</sup> de propane liquide + 90 m<sup>3</sup> d'un mélange de gaz et d'air
- Rapport des chaleurs spécifiques des produits brûlés : 1,314
- Température des produits brûlés (température de rupture) : 2000°C
- Pression de rupture : 42,5 bars
- Température de l'air ambiant : 20°C
- Rapport des chaleurs spécifiques de l'air : 1,40
- Masse volumique de l'air : 1,225 kg/m<sup>3</sup>
- Pression atmosphérique : 1,013 bar

Dans le tableau suivant sont présentés les résultats pour les distances aux seuils de 50 mbar et 140 mbar.

Seuil de surpression [mbar]	Distance calculée à l'aide de la méthode TAC-TNT [m]	Distance calculée à l'aide de la méthode PROJEX [m]	Distance calculée à l'aide de la méthode de Baker [m]	Distance calculée à l'aide de la méthode UFIP [m]
<b>50</b>	140	120	120	90
<b>140</b>	70	50	60	40

Tableau 6 : Comparaison des distances calculées avec les différentes méthodes aux seuils de 50 et 140 mbar

#### 5.4.1.1. Respect de la physique, approximations choisies et limitations associées

On constate une bonne homogénéité entre les méthodes TAC-TNT, PROJEX et Baker, en logique avec la proximité des descriptions physiques qui sont faites dans chacune des méthodes. La méthode TAC-TNT fournit des résultats légèrement supérieurs. En effet, l'abaque TM5 sur-estime généralement les niveaux de pression à une distance donnée, de ce fait, les deux autres méthodes sont certainement plus précises. En revanche les résultats de la méthode UFIP sont en-dessous en raison de la prise en compte du rendement  $F$  (pris égal à 0,2, la rupture étant supposée fragile).

Les méthodes TAC-TNT, PROJEX et Baker respectent la physique de l'émission et de la propagation des ondes de pression dans l'environnement avec une phénoménologie différenciée entre le champ proche et le champ lointain. La méthode UFIP répartit, de façon forfaitaire, l'énergie disponible pour la pressurisation de l'enceinte jusqu'à sa rupture (énergie de Brode) entre l'onde de pression aérienne d'une part et la projection des fragments d'autre part. Nous ne percevons pas la raison physique pour cela sachant que la projection des fragments n'est pas une question énergétique, ou en tout cas ne peut pas être reliée à l'énergie de Brode contrairement aux effets de pression. La prise en compte de ce rendement peut conduire à une nette sous-estimation de l'énergie prise en compte pour calculer le champ de pression.

Ces estimations supposent toutes que les parois de confinement disparaissent instantanément, cela permet d'utiliser l'analogie avec la détonation des explosifs. En réalité, les brèches ne se forment pas instantanément, l'environnement est sollicité moins brutalement que dans le cas de l'explosion d'un explosif. Ainsi, la vitesse de sollicitation du milieu est en réalité plus lente, et l'effet de pression devrait par conséquent être plus faible. De ce point de vue, la méthode PROJEX est certainement plus facile à faire évoluer car elle fait référence à la méthode MULTI-ENERGIE qui prévoit intrinsèquement une relation entre les effets de pression à distance et la vitesse de libération de l'énergie ; des développements sont donc possibles.

#### 5.4.1.2. Ergonomie

Les méthodes graphiques sont manuelles et présentent une marge d'interprétation parfois trop grande, ainsi, par exemple, le choix de la courbe d'évolution de pression en fonction de la distance de la Figure 24 peut être difficile pour des gammes de pression intermédiaires et des rapports de vitesse du son compris entre 1 et 5, ce qui représente la majorité des situations.

#### ***5.4.2. Prise en compte de l'interaction de l'onde de pression avec un obstacle***

Comme indiqué au § 5.3.5, parmi les méthodes globales comparées, seules les méthodes de Baker et l'outil DIFREX (Heudier, 2006) permettent une prise en compte de cette problématique. La méthode de Baker peut en effet être appliquée en mettant en œuvre les coefficients de réflexion et de diffraction présentés au § 5.3.5..

Ces méthodes ont été mises en œuvre afin de calculer le champ de pression généré par l'éclatement d'un réservoir. Les résultats ainsi obtenus ont ensuite été confrontés aux résultats de la simulation expérimentale correspondant à la même géométrie et à la même échelle, présentée dans le paragraphe suivant, qui met en œuvre les phénomènes de réflexion et de diffraction d'onde du fait de la présence d'obstacles.

#### 5.4.2.1. La simulation expérimentale

La situation test est celle de l'éclatement d'une capacité (réservoir n°0) dans un environnement encombré. La géométrie de l'essai est décrite sur la Figure 28 ; celle-ci correspond à la reproduction à une échelle réduite, d'une installation industrielle existante. Le réservoir n°0 perd ses deux fonds mais conserve sa virole. L'onde de pression qui en résulte se propage vers un ensemble de réservoirs parallélépipédiques posés sur le sol. Les pressions ont été mesurées sur les faces latérales et sur le dessus de ces réservoirs (Figure 27).

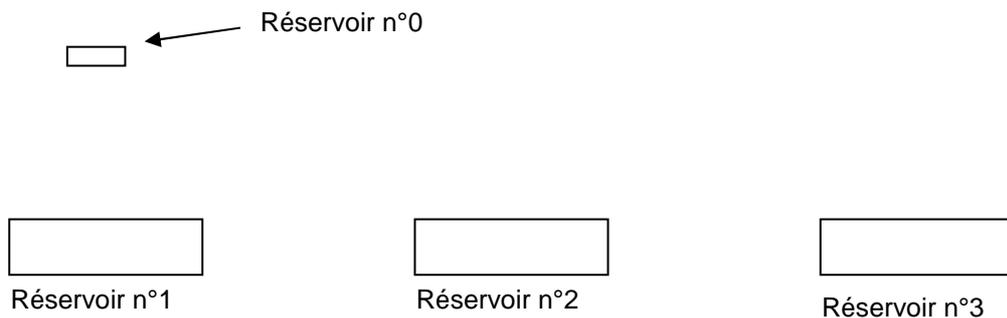


Figure 26 : Schéma descriptif de la géométrie considérée (dimensions réelles mesurées en dizaines de mètres)

Les capteurs sont positionnés sur chacun des réservoirs n°1, 2 et 3 comme sur le schéma suivant :

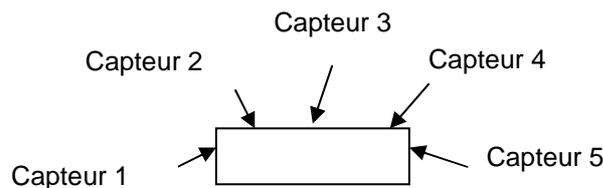


Figure 27 : Emplacement des capteurs sur chacun des réservoirs n°1, 2 et 3

Il existe des situations qui ne laissent que peu de marge à l'incertitude ou tout du moins pour lesquelles la marge d'erreur doit être connue et contrôlée. Il est alors intéressant de songer à mettre à profit les lois de similitude des ondes de choc bien établies (Baker, 1983) pour réaliser des expériences sur maquettes, à l'échelle réduite.

Ces lois indiquent que les niveaux de surpression incidente  $\Delta P_i$  ne sont fonction que du rapport  $E/X^3$  où  $X$  est la distance au centre de l'explosion. Dès lors, si " $D$ " représente la dimension caractéristique de l'installation réelle ( $D$  par exemple peut être la largeur d'un four soit 15-16 m) et " $d$ ", la dimension correspondante de la maquette, alors les niveaux de surpression mesurés en tout point de la maquette

seront semblables à ceux atteints sur l'installation réelle si l'énergie de pression  $E_d$  délivrée par la source d'explosion, est telle que :

$$E_d = E_D \cdot \left(\frac{d}{D}\right)^3$$

Ainsi, pour la situation réelle de la

Figure 26, nous avons utilisé cette loi pour représenter, sur la maquette, chaque réservoir par un bac en matière plastique, large de 75 cm et haut de 35 cm. Les trois bacs sont alignés sur un sol plan et disposés à 70 cm les uns des autres. La source d'explosion est disposée dans un cylindre de diamètre 100 mm, de longueur 300 mm, simulant le réservoir n°0, suspendu à environ 70 cm à l'aplomb du bac simulant le réservoir n°1 (Figure 28). La source de pression dans le cylindre est simulée par la détonation d'une petite charge d'explosif, juste suffisante pour produire instantanément dans ce cylindre la pression requise.

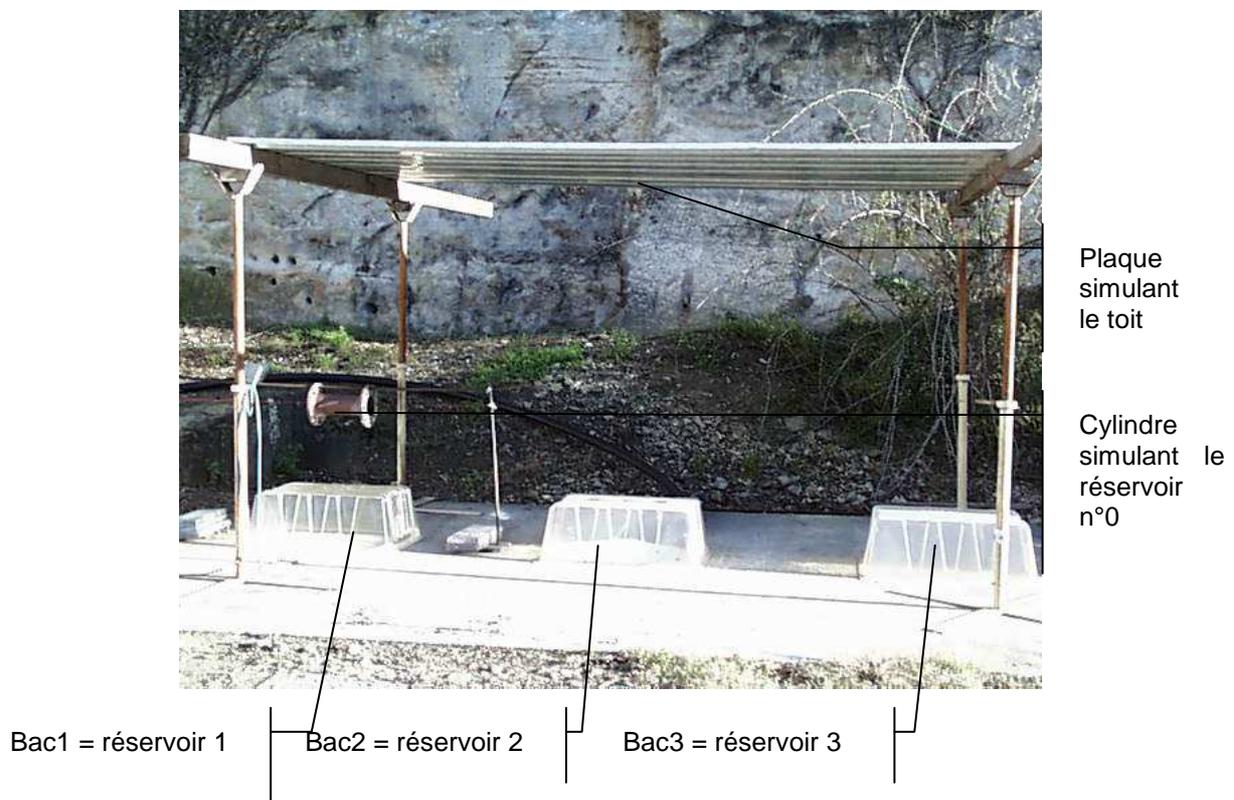


Figure 28 : Installation expérimentale

Les niveaux de surpression atteints sur le toit et les faces latérales de chacun des trois bacs ont été mesurés. L'interprétation dans le cadre de l'application industrielle est tout à fait simple car les valeurs mesurées sont celles qui ont dû se produire dans la réalité. Seule l'impulsion des ondes doit être calculée pour tenir compte de l'énergie réellement disponible. Le niveau de précision est estimé de l'ordre de 10%, les résultats sont parfaitement cohérents.

#### 5.4.2.2. Comparaison avec les prédictions

Une comparaison des résultats expérimentaux et des calculs (à la même échelle que celle de la simulation expérimentale) est proposée sur les Figure 29, Figure 30 et Figure 31.

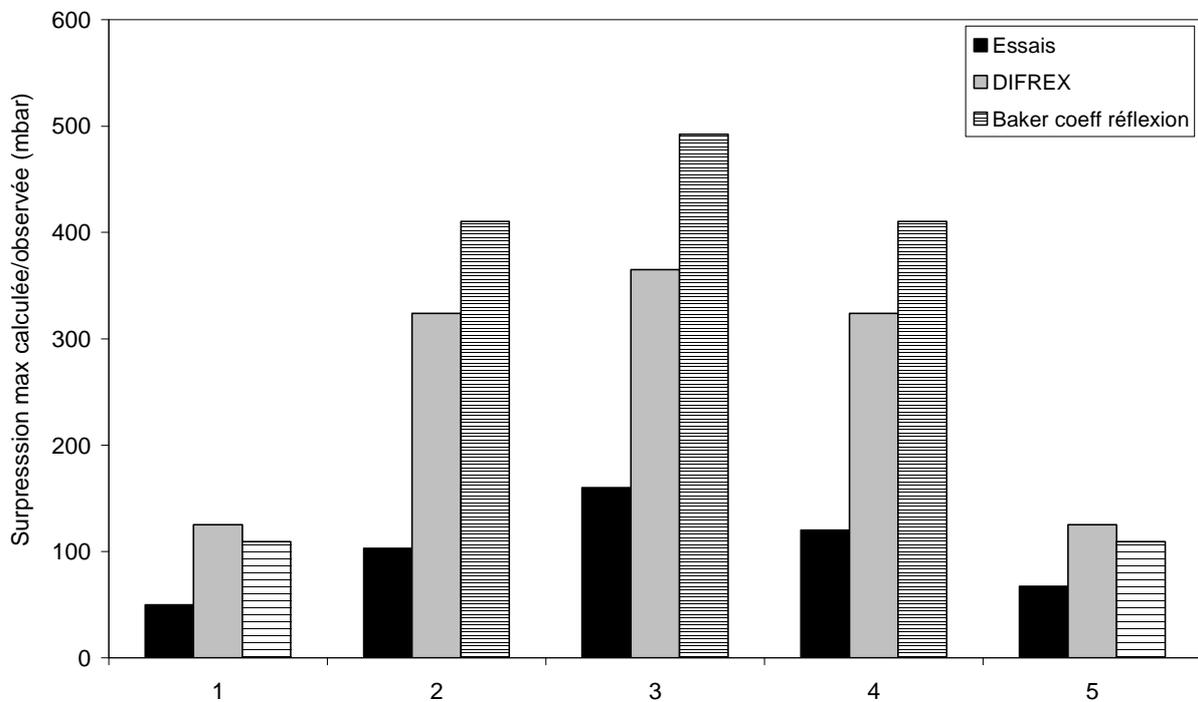


Figure 29 : Comparaison des niveaux de surpression maximale calculés et observés sur le bac n°1

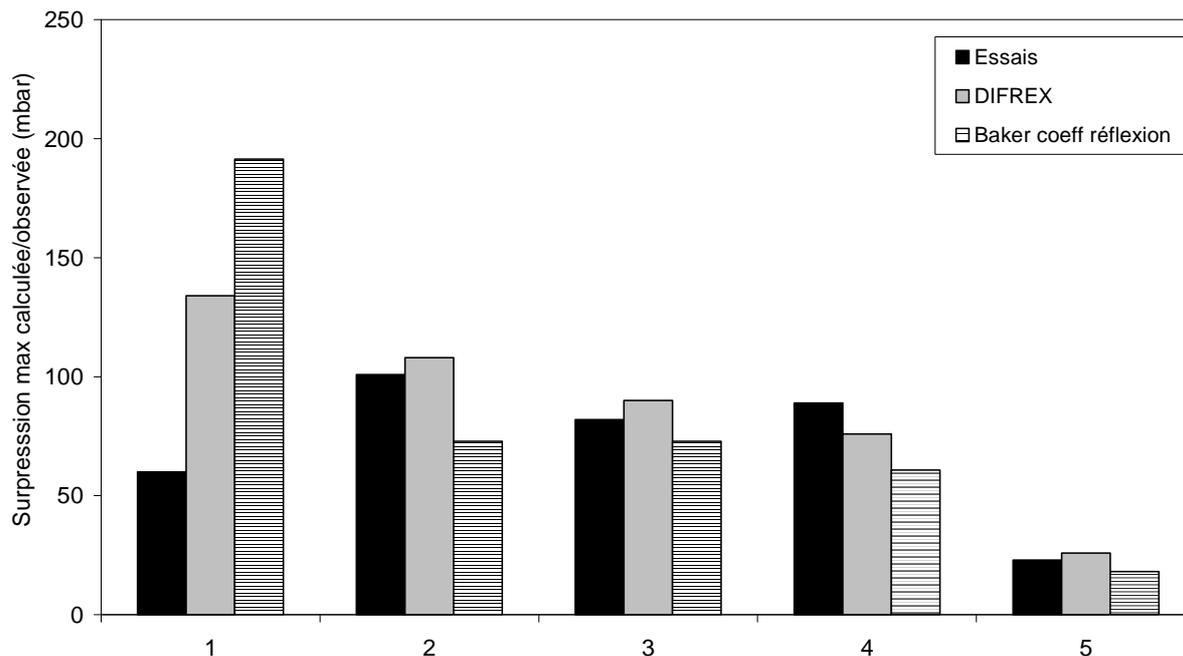


Figure 30 : Comparaison des niveaux de surpression maximale calculés et observés sur le bac n°2

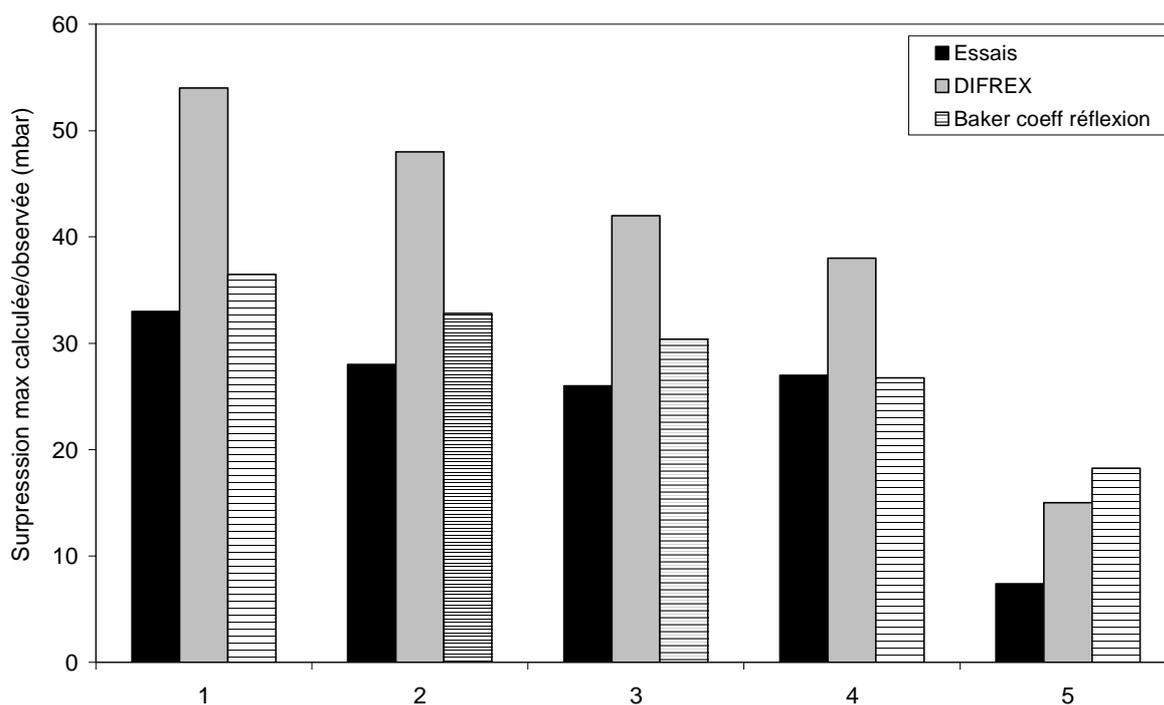


Figure 31 : Comparaison des niveaux de surpression maximale calculés et observés sur le bac n°3

Les méthodes globales présentées dans ce chapitre (Baker, UFIP, TAC-TNT, PROJEX), ont été développées pour calculer les effets en champ lointain dans le cadre de maîtrise globale de l'urbanisation, peuvent être très majorantes en champ proche.

Cette approche comparative par rapport à l'expérimentation et entre les deux méthodes (Baker, DIFREX) constitue un premier travail de validation méthodologique. On constate d'une manière générale que les tendances sont bien respectées par ces méthodes, notamment pour ce qui concerne la prise en compte des réflexions.

### **5.4.3. Synthèse**

Les méthodes globales, qui décrivent directement avec plus ou moins d'approximations les phénomènes physiques, ont comme principal avantage d'être en principe assez faciles d'accès. Dans le domaine spécifique de l'éclatement de réservoir, on peut estimer qu'elles couvrent bien la physique. Elles ne tiennent cependant pas compte de la rupture progressive du confinement, ni des détails géométriques qui peuvent renforcer ou au contraire atténuer le champ de pression.



## **6. FORMATION ET PROJECTION DES FRAGMENTS**

### **6.1. LA FORMATION DES FRAGMENTS**

Les différentes techniques de dimensionnement des structures (ex : EUROCODES) permettent d'estimer la surpression de ruine d'une paroi lorsque la surpression est appliquée de manière lente, typiquement lorsque la vitesse de chargement est plus petite que 0,01 bar/s et lorsque la température du matériau est homogène. En régime de chargement dynamique, tant que la durée caractéristique du chargement reste comparable (ou plus grande) en ordre de grandeur à celle de la déformation de la structure considérée, on peut admettre que les fragments susceptibles d'être formés devraient avoir des dimensions identiques à celles des fragments formés lors de la rupture sous chargement statique. Dans la situation inverse, les régimes de vibration sont susceptibles de devenir plus complexes et la taille des fragments ne peut plus être prédite simplement (Proust, 2000).

La Figure 32 illustre un exemple extrême de déformation d'un réservoir cylindrique contenant un gaz sous pression initiée par une fissure axiale. Il convient de souligner que chacune des géométries de cette figure pourrait être une géométrie finale. Ces différentes géométries représentent donc les géométries des missiles potentiels.

La fissure initiale se propage le long de l'axe vers chaque extrémité du réservoir où la fracture bifurque. Ensuite, des fractures circonférentielles tournent dans des directions opposées autour de chacune des extrémités. Un grand volet se forme lorsque la fracture progresse autour des extrémités. Les faces des volets, qui à l'origine étaient les surfaces extérieures du réservoir, convergent l'une vers l'autre. Les fractures circonférentielles se propagent et se rencontrent éventuellement entraînant le détachement d'une (deux) extrémité(s) du réservoir.

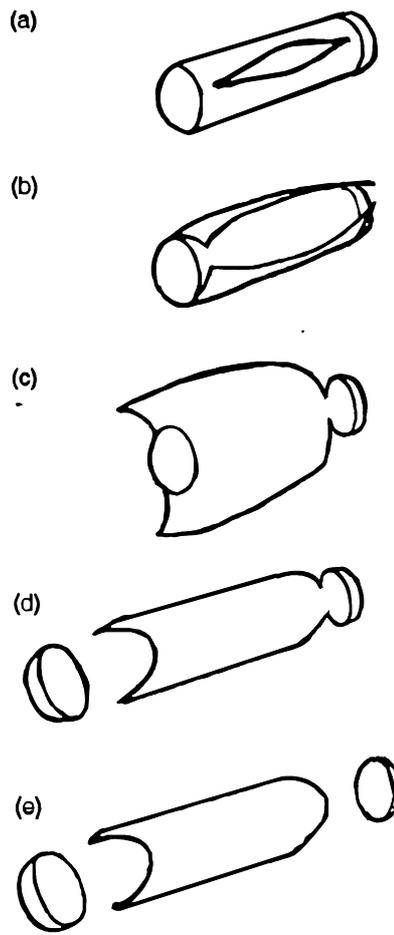


Figure 32 : Les déformations successives du réservoir (Baum, 2001)

Lorsque se superposent des gradients thermiques induits par un feu, la répartition des contraintes peut être hétérogène et il paraît plus difficile de prédire le nombre et la forme des fragments qui seront produits lors de l'éclatement. Le calcul en statique homogène ne peut fournir qu'un ordre de grandeur.

## 6.2. L'ACCELERATION ET LA PROJECTION DES FRAGMENTS

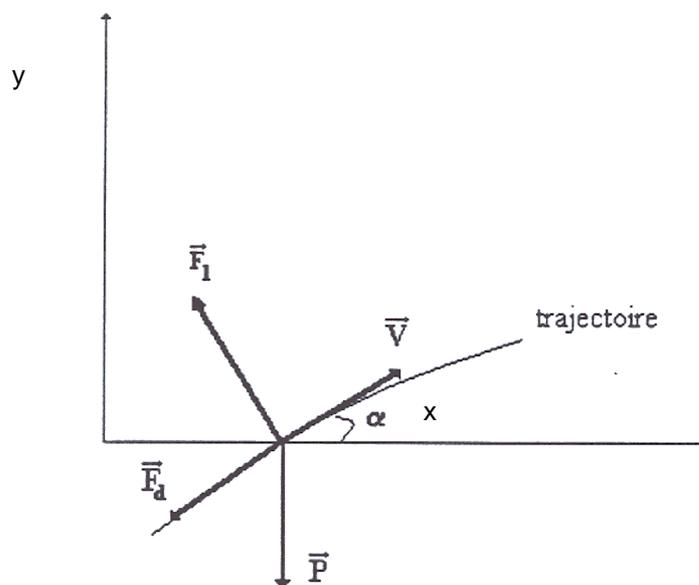
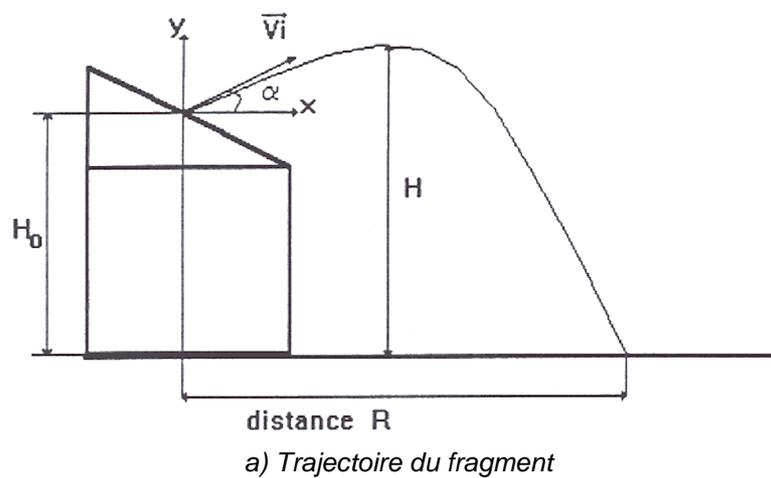
### 6.2.1. Représentation physique

La vitesse et la distance parcourue par un fragment d'enveloppe est principalement fonction de sa vitesse initiale, de sa masse, et de sa géométrie.

On peut montrer à partir des théories de la mécanique que la vitesse initiale du fragment dépend essentiellement de l'impulsion  $I$  ( $I = \int \Delta p(t) dt$  où  $\Delta p(t)$  est la surpression dans le réservoir) communiquée lors de la dépressurisation du réservoir après éclatement.  $\Delta p(t)$  est une fonction décroissante si bien que l'impulsion est une grandeur finie. Plus elle est grande, plus la vitesse initiale d'un fragment donné est importante.

Après la phase de poussée, le fragment est soumis aux seules forces de traînée et de pesanteur, plus rarement à des effets de portance. En effet, la portance pourrait intervenir si les profils extrados (surface supérieure du fragment) et intrados (surface inférieure du fragment) étaient dissymétriques.

La trajectoire peut être déduite des équations de la balistique (Figure 33), connaissant notamment l'angle  $\alpha$  de projection, la hauteur de départ  $H_0$  et la vitesse initiale  $V_i$ .



b) Bilan des forces ( $\vec{F}_l$  force de portance,  $\vec{F}_d$  force de traînée,  $\vec{P}$  force de pesanteur,  $\vec{V}$  vitesse du fragment)

Figure 33 : Trajectoire du fragment et bilan des forces extérieures exercées sur le fragment

Bien évidemment, les fragments ne peuvent pas avoir une vitesse initiale plus grande que la vitesse matérielle des gaz qui les propulsent. Ce paramètre peut être extrait de la théorie des tubes à choc. Il correspond à la vitesse limite d'un fragment de masse nulle.

### **6.2.2. Capacité contenant des gaz sous pression**

Baum a étudié la formation et la mise en vitesse des fragments résultant d'une rupture axiale d'un réservoir cylindrique de gaz sous pression (Baum, 2001). Il a développé un modèle simple permettant de prédire la vitesse atteinte par un réservoir non retenu lorsque sa rupture a été initiée par une fissure axiale. La vitesse prédite par ce modèle a ensuite été comparée aux résultats d'une étude expérimentale. La description des essais réalisés par Baum ainsi que la comparaison avec les résultats théoriques sont détaillés en annexe 2.

Lorsque le gaz à haute pression initialement contenu dans le réservoir est expulsé par la brèche en cours de développement, le réservoir subit une poussée égale à la réaction de l'expulsion du gaz.

Baum a observé que le processus d'expulsion de gaz est entièrement terminé lorsque la déformation du réservoir a atteint la forme de la Figure 32b. Ainsi, on peut considérer que l'accélération est terminée alors que le réservoir est encore en un seul morceau.

### **6.2.3. Capacité contenant un liquide**

Baum (1999) a étudié la rupture circonférentielle d'un cylindre contenant un liquide surchauffé. Selon la position de la rupture circonférentielle, le fragment principal peut être constitué d'une des extrémités du réservoir et de la majeure partie de la virole. Dans ce cas, il subit une accélération semblable à celle d'une fusée lorsque le fluide est expulsé.

La dépressurisation soudaine induite par la rupture du réservoir initie la vaporisation brutale du liquide. Les bulles de vapeur entraînent l'augmentation rapide du volume du fluide. Ce processus de "flash" maintient la pression à l'intérieur du réservoir à une valeur proche de la pression de saturation du liquide.

Compte tenu de l'étape supplémentaire de vaporisation, l'expansion et l'expulsion du mélange vapeur-liquide sont plus longues et une plus grande impulsion est communiquée aux fragments par rapport à la situation précédente (6.2.2).

## **6.3. METHODES DE PREDICTION**

### **6.3.1. La méthode PROJEX**

La méthode PROJEX présente également un module de balistique pour déterminer la trajectoire des fragments. Fondamentalement, le module *Missile* du logiciel *Effex* de l'INERIS (Proust, 2000) a été intégré en y ajoutant les effets de la compressibilité de l'air pour les grandes vitesses de projection. Ce module permet de calculer :

- la trajectoire du fragment déduite du bilan des forces extérieures appliquées au fragment,
- les caractéristiques du point d'impact au sol telles que : la distance, la vitesse et l'angle de la trajectoire du fragment par rapport au sol.

Les mouvements de rotation du corps ne sont pas considérés dans la modélisation du phénomène.

Les équations représentatives type utilisées sont tout à fait classiques :

$$M_f \cdot \frac{d[V_f(t)]}{dt} = -M_f \cdot g \cdot z + \frac{1}{2} \cdot C_x \cdot S_f \cdot \rho_0 \cdot \|U - V_f\| \cdot (U - V_f)$$

avec :

- $U$  et  $V_f$ , les vecteurs vitesse de l'écoulement issu de la brèche et du fragment dans un repère fixe,
- $z$ , le vecteur unité de direction verticale dirigé vers le haut,
- $M_f$  et  $S_f$ , les masse et surface du fragment (surface projetée dans le plan perpendiculaire à l'écoulement),
- $C_x$ , le coefficient de traînée du fragment, typiquement de l'ordre de 1 pour une plaque mince (Duplantier, 1996),
- $\rho_0$ , la masse volumique de l'atmosphère.

La comparaison des calculs numériques et de quelques résultats expérimentaux (Figure 19) a montré que cette méthode de calcul permet d'estimer les caractéristiques du point d'impact avec une précision satisfaisante.

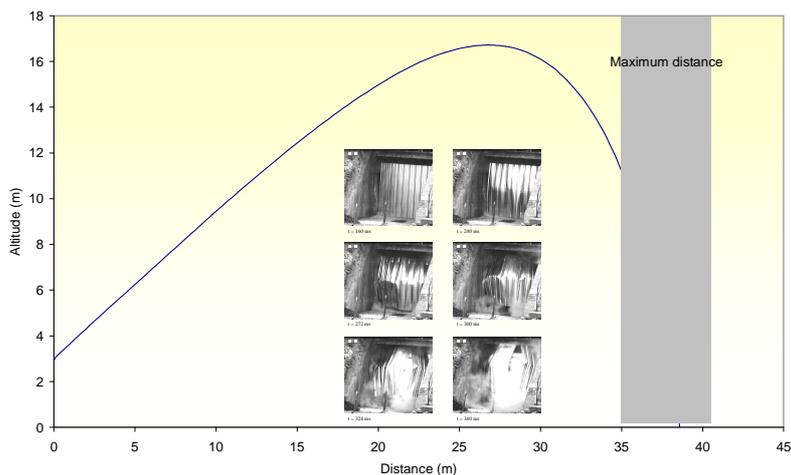


Figure 34 : Comparaison des distances de projection calculées et mesurées

Outre les caractéristiques du fragment, une donnée essentielle est la vitesse initiale. Dans PROJEX, elle est déduite du calcul de l'impulsion de pression communiquée par le jet de gaz issu de la brèche. L'impulsion est une fonction de la surpression maximale et du temps de décharge du réservoir. Dans le cas d'un gaz sous pression, ce temps résulte de la propagation d'ondes soniques. Dans le cas d'un liquide qui se vaporise, ce temps résulte de la propagation d'une « onde de vaporisation ».

### 6.3.2. La méthode de Baker

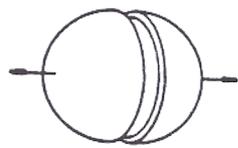
Baker propose une méthode permettant de connaître les trajectoires des fragments en fonction de la pression du réservoir. Les paramètres d'entrée sont le nombre de fragments et leur coefficient de traînée ( $C_x$ ).

Dans un premier temps, la vitesse initiale des fragments est estimée, elle dépend du réservoir et de la manière dont il se dépressurise. Ensuite, la trajectoire, qui ne dépend que de cette vitesse initiale, est déterminée.

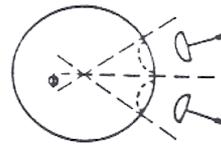
#### 6.3.2.1. Estimation de la vitesse initiale du fragment

Baker a fait une synthèse des résultats expérimentaux et des méthodes numériques antérieures à 1983. Cette analyse concerne des essais réalisés dans les conditions suivantes :

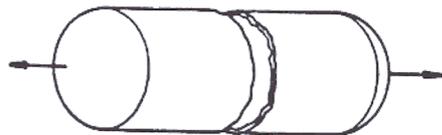
- les enceintes sont soit sphériques soit cylindriques,
- l'épaisseur de l'enceinte est constante,
- le rapport longueur sur diamètre ( $L/D$ ) des enceintes cylindriques est égal à 10,
- l'enceinte est remplie d'un gaz parfait,
- l'éclatement de l'enceinte est provoqué par l'injection sous haute pression d'un gaz (hydrogène, air, argon, hélium, dioxyde de carbone),
- les fragments obtenus (2, 10, 100) sont de taille identique. Les différentes configurations d'éclatement sont représentées sur la Figure 35.



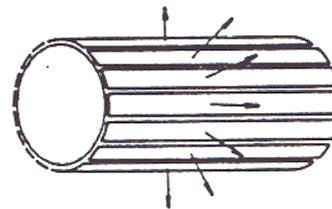
a) Eclatement d'une sphère en 2 fragments égaux



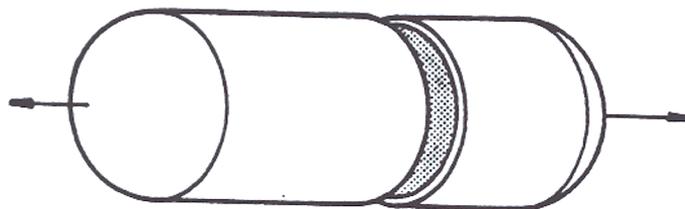
b) Eclatement d'une sphère en plusieurs fragments égaux



c) Eclatement d'un cylindre en 2 fragments égaux



d) Eclatement d'un cylindre en plusieurs fragments égaux



e) Eclatement d'un cylindre en 2 fragments inégaux

Figure 35 : Fractionnement des sphères et des cylindres en plusieurs fragments (Baker, 1983)

Les résultats de cette analyse ont permis à Baker (1983) d'élaborer un diagramme reproduit sur la Figure 36. Ce diagramme permet de déterminer la vitesse initiale adimensionnelle d'un fragment connaissant la pression adimensionnelle de l'enceinte  $\bar{P}$  juste avant l'éclatement (valable pour  $\bar{P} < 0,2$ ) définie par la relation suivante :

$$\bar{P} = \frac{(p_1 - p_0) \cdot V}{m \cdot a_1^2} \text{ où :}$$

- $p_1$  est la pression dans l'enceinte au moment de sa rupture (Pa),
- $p_0$ , la pression ambiante (Pa),
- $a_1$ , la célérité du son dans le gaz comprimé (m/s),
- $m$ , la masse totale de l'enceinte.

La vitesse du son  $a_1$  dans le gaz comprimé est égale à :

$$a_1^2 = \frac{T \cdot \gamma \cdot R}{M} \text{ où :}$$

- $R$ , la constante des gaz parfaits (8,32 J/Kmol),
- $T$ , la température absolue du gaz juste avant l'éclatement (K),

- $M$ , la masse molaire du gaz (kg/mol),
- $\gamma$ , le rapport des chaleurs spécifiques.

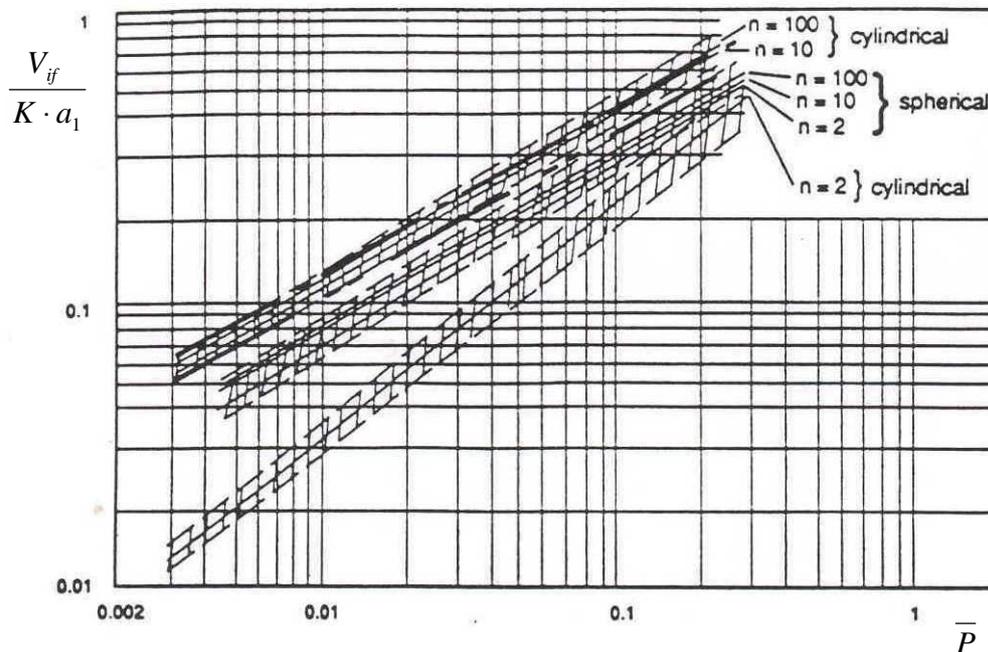


Figure 36 : Vitesse du fragment en fonction de la pression et du nombre de fragments (Baker, 1983) – les droites en pointillés représentent la plage d'incertitude

Ces courbes, qui représentent le rapport entre la vitesse initiale du fragment  $V_{if}$  et la vitesse du son dans le gaz  $a_1$  en fonction de la surpression adimensionnée  $\bar{P}$ , sont tracées en fonction du nombre de fragments attendu. Il est donc nécessaire de connaître le nombre de fragments pour les exploiter. Lorsque les fragments sont de forme et de masse identiques, le coefficient  $K$  est égal à 1. La Figure 37 permet de déterminer ce coefficient  $K$  dans le cas de l'éclatement d'un cylindre (avec  $L/d_v=10$ ) en deux fragments inégaux.

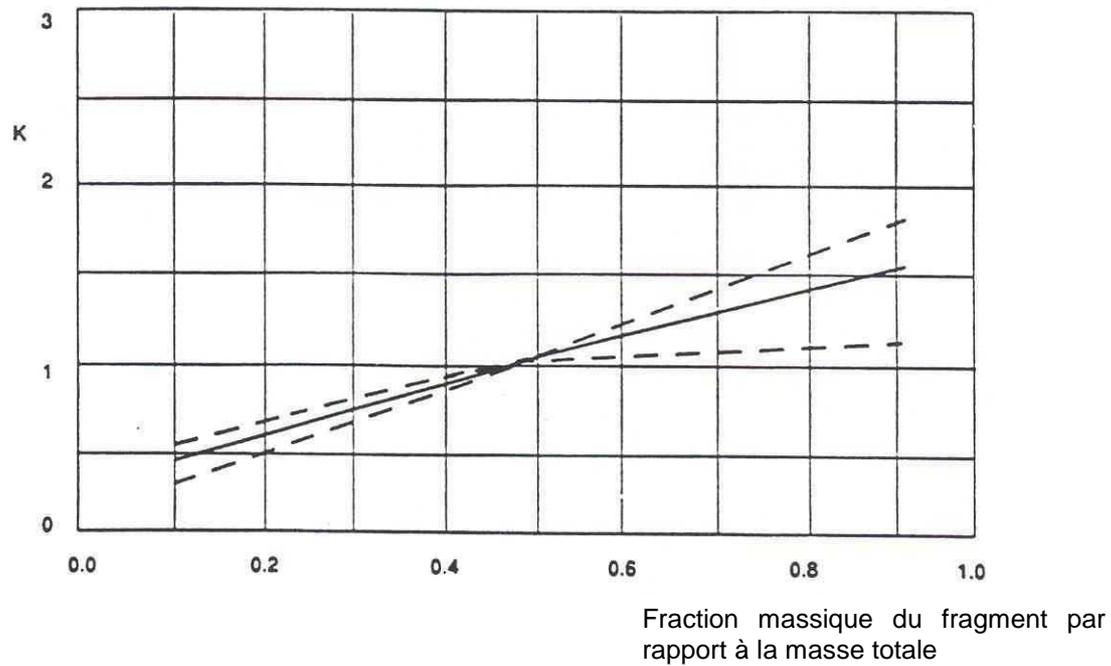


Figure 37 : Coefficient d'ajustement  $K$  pour l'éclatement d'un cylindre (avec  $L/d_v=10$ ) en deux fragments de taille inégale (Baker, 1983) – les droites en pointillés représentent la plage d'incertitude

#### 6.3.2.2. La distance de projection des fragments

La distance de projection résulte de simulations numériques des équations classiques de la balistique. Baker (1983) a représenté les résultats sur la Figure 38 pour une altitude de départ nulle. Sur ce diagramme, l'évolution de la distance adimensionnelle  $\bar{R}$  est représentée en fonction de la vitesse adimensionnelle  $\bar{V}_i$  pour différents rapports portance sur traînée  $C_L A_L / C_D A_D$ .

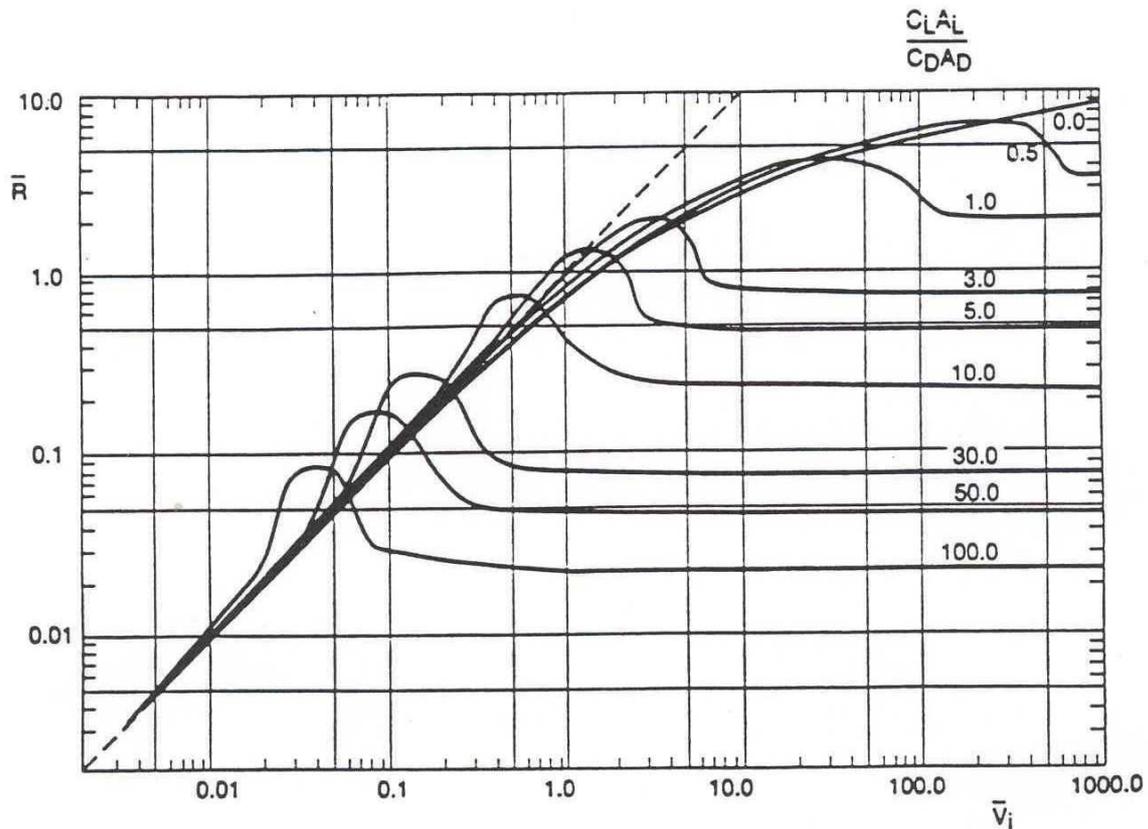


Figure 38 : Distance maximale  $R$  en fonction de la vitesse initiale et du rapport des coefficients de traînée et de portance du fragment (Baker, 1983)

$$\overline{R} = \frac{\rho_a C_D A_D R}{M_f}$$

$$\overline{V}_i = \frac{\rho_a C_D A_D v_i^2}{M_f g}$$

où :

- $A_D$  est la surface du fragment dans le plan perpendiculaire à la trajectoire ( $m^2$ ),
- $A_L$ , la surface du fragment dans le plan parallèle à la trajectoire ( $m^2$ ),
- $C_D$ , le coefficient de traînée,
- $C_L$ , le coefficient de portance,
- $g$ , l'accélération de la pesanteur ( $m/s^2$ ),
- $M_f$ , la masse du fragment (kg),
- $R$ , la distance entre le point d'éjection et le point de retombée au sol (m),
- $\rho_a$ , la masse volumique de l'air ambiant ( $kg/m^3$ )
- $v_i$ , la vitesse initiale du fragment.

Le coefficient de traînée pour différentes formes de projectiles est donné dans des tables (Tableau 7, d'après Baker, 1983). En général, le coefficient de portance est supposé nul.

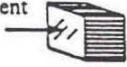
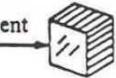
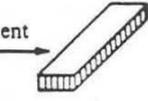
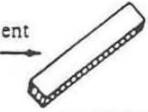
Forme	Schéma descriptif	$C_D$
Cylindre allongé (diamètre $\ll$ longueur) perpendiculaire au sens de l'écoulement	écoulement 	1.20
Sphère		0.47
Cylindre dont l'une des extrémités est perpendiculaire à l'écoulement	écoulement 	0.82
Disque dont l'une des faces est perpendiculaire à l'écoulement	écoulement  ou 	1.17
Cube dont l'une des faces est perpendiculaire à l'écoulement	écoulement 	1.05
Cube dont l'une des arêtes est perpendiculaire à l'écoulement	écoulement 	0.80
Parallélépipède allongé dont l'une des faces est perpendiculaire à l'écoulement	écoulement 	2.05
Parallélépipède allongé dont l'une des arêtes est perpendiculaire à l'écoulement	écoulement 	1.55
Plaque mince dont l'une des faces est perpendiculaire à l'écoulement	écoulement 	1.98

Tableau 7 : Coefficient de traînée pour différentes formes de projectiles (Baker, 1983)

### 6.3.3. La méthode de l'UFIP

La méthode UFIP considère que la fraction de l'énergie disponible  $E_f$  est dissipée sous la forme d'énergie cinétique. Par conséquent, la vitesse initiale du fragment est égale à :

$$u_0^f = \left( \frac{2 \cdot E_f}{m_r} \right)^{1/2} \text{ où } m_r \text{ est la masse du réservoir.}$$

La trajectoire du fragment est ensuite calculée à partir des équations classiques de la balistique prenant en compte les forces de gravité et les forces de dynamique des fluides que sont la traînée et de portance. Une solution simplifiée semi-empirique est proposée.

### 6.3.4. Comparaison des méthodes globales

D'un point de vue physique, les méthodes présentées ci-dessus tiennent a priori bien compte des phénomènes. Une comparaison sur la base d'essais (Baum, 2001 : annexe 2) est proposée sur la Figure 39 à partir des conditions fournies dans le tableau ci-après.

Les essais de Baum ont consisté à étudier la projection d'un réservoir cylindrique contenant un gaz sous pression et présentant une fissure axiale initiale.

	Diamètre [m]	Longueur [m]	Masse du missile [kg]	Pression de rupture [bar]
Réservoir 1	0.102	0.305	9.54	52.7
Réservoir 2	0.102	0.305	6.32	61.7
Réservoir 3	0.102	0.305	6.32	23.8
Réservoir 4	0.102	0.305	9.22	27.2
Réservoir 5	0.102	0.305	9.1	72.8
Réservoir 6	0.305	1.09	62.35	61
Réservoir 7	0.305	1.22	82.5	76.9

Tableau 8 : Caractéristiques des différents réservoirs utilisés dans les essais de Baum

Pour les cas considérés ici, le missile principal peut être assimilé au réservoir entier, la détente du gaz se fait radialement et la température d'éclatement a été prise égale à 20°C.

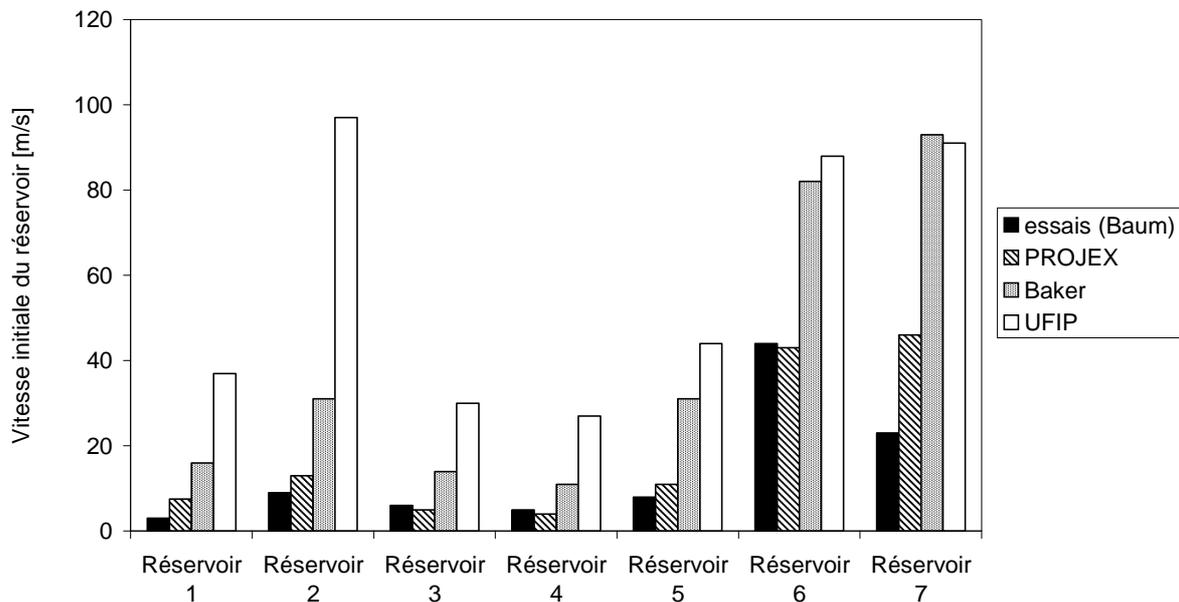


Figure 39 : Comparaison des vitesses d'éjection d'un réservoir entier calculées avec les différentes méthodes globales et celles mesurées au cours des essais de Baum

A priori la méthode de Baker paraîtrait relativement réaliste parce que fondée sur des essais, on s'aperçoit pourtant que les résultats s'éloignent parfois significativement de l'expérience même si les estimations restent conservatives. Les résultats de la méthode UFIP sont encore plus conservatifs mais nous mettons en doute le parti pris de raisonner en terme d'énergie, alors que la projection des fragments est une affaire d'impulsion (Proust, 2000). Finalement, la méthode PROJEX paraît la plus proche.



## **7. CONCLUSION**

Le retour d'expérience montre que l'éclatement d'une capacité peut être la conséquence de la fatigue de l'enveloppe, d'une corrosion excessive, d'une explosion interne, ou encore d'une augmentation plus lente et accidentelle de la pression sous l'effet d'un échauffement, d'un sur-remplissage...

Les effets sur l'environnement de l'éclatement d'une capacité abordés dans ce rapport sont d'une part l'émission d'une onde de pression, et d'autre part la projection des fragments. L'onde de pression résulte de la détente brutale du gaz contenu dans la capacité, ou de la vapeur si la capacité contient un liquide surchauffé.

Ce rapport présente quatre méthodes globales de prédiction des effets : les méthodes Baker et UFIP et les méthodes TAC-TNT, PROJEX et DIFREX développées par l'INERIS.

Parmi les méthodes globales de prédiction des effets consécutifs à l'éclatement d'une capacité présentées dans ce rapport, les méthodes de Baker, TAC-TNT et PROJEX, respectent la physique de l'émission et de la propagation des ondes de pression avec une phénoménologie différenciée entre le champ proche du réservoir et le champ lointain. Cette frontière entre le champ proche et le champ lointain dépend de la quantité de gaz présente dans la capacité au moment de l'éclatement, mais également de la géométrie de la capacité. En champ proche, la surpression engendrée par l'éclatement est déterminée à l'aide de la théorie des tubes à choc. En champ lointain, la surpression est supposée suivre, pour ces trois méthodes, des abaques d'explosion violente.

Une comparaison avec des essais a montré que les estimations de vitesse initiale des fragments de la méthode de Baker et de la méthode UFIP étaient conservatives alors que celles de la méthode PROJEX étaient assez proches des essais.

La méthode PROJEX, permet de déterminer les conséquences d'un éclatement de capacité :

- La pression de rupture de la capacité est une donnée d'entrée et le mode de rupture est supposé connu et instantané.
- Dans le champ proche, la pression est égale à la pression de choc déterminée classiquement à partir de la théorie des tubes à choc.
- Dans le champ lointain, la surpression décroît selon la courbe indice 10 de la méthode multi-énergie.
- La projection des fragments est déterminée à l'aide des équations classiques de la balistique dans lesquelles la vitesse initiale est déduite des conditions de décharge de la capacité. Les effets de compressibilité de l'atmosphère sont pris en compte.

Dans bien des situations cette méthode fournit des estimations conservatives, et des améliorations pourraient être apportées dans des versions ultérieures. En particulier, la vitesse de fissuration lors de la rupture, la masse des fragments et la géométrie du réservoir ont une incidence sur la formation de l'onde et les effets directionnels. Ces aspects devraient faire l'objet de recherches spécifiques. D'autres points devraient également être abordés comme la présence d'un milieu biphasique au lieu d'un gaz pur. Enfin, il n'est pas évident, et le retour d'expérience après accident le confirme, que la loi de décroissance supposée (multi-énergie indice 10) soit strictement observée dans la réalité surtout à grande distance de l'éclatement et à faible pression en raison par exemple des effets d'hétérogénéité de l'atmosphère.

La méthode de Baker permet également de prédire l'interaction des ondes de pression avec des obstacles, grâce à la mise en œuvre de coefficients de réflexion et de diffraction. L'INERIS a développé une méthode globale spécifique (DIFREX) pour prédire la propagation des ondes de pression en milieu encombré d'obstacles. La comparaison avec des résultats d'essais montre que ces méthodes peuvent être très majorantes en champ proche, mais relativement bonnes en champ lointain. Il convient de rappeler ici que les méthodes globales ont été définies, à l'origine, pour connaître les effets en champ lointain, dans le cadre de la maîtrise de l'urbanisation. L'interaction des ondes de pression avec des obstacles est un sujet qu'il convient de maîtriser pour le dimensionnement de barrières de protection contre les effets de pression, telles que des murs ou des merlons, souvent préconisés. Ainsi, le programme de recherche BARPPRO<sup>28</sup>, subventionné par l'ANR et dédié au dimensionnement de barrières physiques de protection contre les effets d'une explosion devrait permettre d'améliorer notre connaissance sur la propagation d'ondes de pression autour d'obstacles et sur l'efficacité de telles barrières de protection.

---

<sup>28</sup> Projet ANR (Agence Nationale de la Recherche) du programme CSOSG 2010 (Concepts, Systèmes et Outils pour la Sécurité Globale) : Dimensionnement des BARrières Physiques de PROtection contre la propagation d'ondes de souffle consécutives à une explosion. L'INERIS, en tant que membre du consortium BARPPRO, est responsable de la tâche relative à la réalisation des essais de déflagration et de détonation à moyenne échelle, destinée à mieux comprendre les phénomènes d'interaction des ondes de pression avec des obstacles de type mur ou merlon. Le projet, qui a débuté en février 2011, se terminera en février 2014.

## **8. GLOSSAIRE**

BARPI	:	Bureau d'Analyse des Risques et des Pollutions Industrielles
BLEVE	:	Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion
CFD	:	Computational Fluid Dynamics
GPL	:	Gaz de Pétrole Liquéfié
PPRT	:	Plan de Prévention des Risques Technologiques
TAC-TNT	:	Tubes À Choc - TNT
TNO	:	The Netherlands Organisation of applied Scientific Research
TNT	:	Trinitrotoluène



## 9. **BIBLIOGRAPHIE**

- 1- BAKER, COX, WESTIN, KULESZ, STREHLOW, 1983, *Explosion hazards and evaluation*, édition Elsevier.
- 2- BAUM, 1999, *Failure of a horizontal pressure vessel containing a high temperature liquid : the velocity of end-cap and rocket missiles*, Elsevier, Journal of Loss Prevention in the Process Industries 12, pp.137-145.
- 3- BAUM, 2001, *The velocity of large missiles resulting from axial rupture of gas pressurised cylindrical vessels*, Elsevier, Journal of Loss Prevention in the Process Industries 14, pp. 199-203.
- 4- BRODE, 1959, *Blast wave from a spherical charge*, The physics of fluid, volume 2.
- 5- CLANCEY, 1972, *6<sup>th</sup> Int. Meeting of Forensic Sciences*, Edinburgh.
- 6- COUILLET, 2002, Méthodes pour l'évaluation et la prévention des risques accidentels, *Dispersion atmosphérique (Mécanismes et outils de calcul)  $\Omega$ -12*, référencé INERIS-DRA-2002-25427, disponible sur [www.ineris.fr](http://www.ineris.fr)
- 7- DUPLANTIER, 1996, *Les phénomènes d'explosion résultant de la combustion de gaz de vapeurs et de brouillards dans des appareils clos*, Rapport scientifique et technique de l'INERIS, réf. RST 04.
- 8- FRUITET, 1979, *Sécurité contre l'incendie dans la construction métallique*, Techniques de l'Ingénieur.
- 9- HEUDIER L., PROUST Ch., COUILLET J-Ch., 2006, *La propagation des ondes de pression en milieu encombré*, paru dans Préventique Sécurité n°88, juillet-août 2006
- 10- HOLDEN, 1988, *Assessment of missile hazards : Review of incident experience relevant to major hazard plant*, United Kingdom Atomic Energy Authority.
- 11- LANNOY, 1984, *Analyse des explosions air-hydrocarbure en milieu libre*, Électricité de France - Bulletin de la direction des études et recherches n°4
- 12- LE-ROUX B., 2010, Formalisation du savoir et des outils dans le domaine des risques majeurs, *La résistance des structures aux projectiles accidentels  $\Omega$ -23*, référencé INERIS-DRA-10-111777-12037B, disponible sur [www.ineris.fr](http://www.ineris.fr)
- 13- LEPRETTE, 2002, Formalisation du savoir et des outils dans le domaine des risques majeur, *Le BLEVE, Phénoménologie et modélisation des effets thermiques,  $\Omega$ -5*, réf. 25427, disponible sur [www.ineris.fr](http://www.ineris.fr)
- 14- MASSON, 1998, *Explosion d'un silo de céréales*, Rapport de synthèse INERIS, [www.ineris.fr](http://www.ineris.fr), réf. 21FP30.
- 15- MERCIER, 2003, *Etude de l'influence du couplage fluide/structure sur la fragmentation de capacités métalliques sous pression*, BCRD FRACA Rapport intermédiaire 1ère année, réf. 45013.

- 16- MERCIER, PERRETTE, DAUDONNET, CHAINEAUX, 2003, *Physics of steam explosion*, 4th ISFEH (International Seminar on Fire and Explosion Hazards) - Londonderry - 8/12 Septembre 2003.
- 17- MOUILLEAU, LECHAUDEL, 1999, *Guide des méthodes d'évaluation des effets d'une explosion de gaz à l'air libre*, [www.ineris.fr](http://www.ineris.fr), réf. 20433.
- 18- PROUST, 1991, *Distances d'isolement autour des stockages de liquides inflammables - Explosion de la phase gazeuse*, Document technique interne, Ref. 782996, INERIS.
- 19- PROUST, 1997, *Le mécanisme des explosions de poussières*, Communication présentée au séminaire INERIS-EUROFORUM de mars 1997 à Paris.
- 20- PROUST, 2000, *Prévoir les effets des explosions de poussières sur l'environnement, EFFEX, un outil de simulation*, [www.ineris.fr](http://www.ineris.fr), réf. 22751.
- 21- RABBE, LIEURADE, GALTIER, 2000, *Essais de fatigue*, Techniques de l'Ingénieur.
- 22- REIMERINGER M., MERCIER F., RICHOMME S., 2007, Formalisation du savoir et des outils dans le domaine des risques majeurs, *La résistance des structures aux actions accidentelles*, référentiel  $\Omega$  référencé INERIS-DRA-REST-2007-46055-77288, téléchargeable sur [www.ineris.fr](http://www.ineris.fr)
- 23- REIMERINGER M. MERCIER F., ANTOINE F., 2008, *Cahier applicatif du complément technique de la vulnérabilité du bâti aux effets de surpression. Version 1*, référencé DRA-08-99461-15249A, téléchargeable sur [www.ineris.fr](http://www.ineris.fr)
- 24- ROUX P., 2000, *Guide pour la conception et l'exploitation de silos de stockage de produits agro-alimentaires vis-à-vis des risques d'explosion et d'incendie*, rapport INERIS  $\Omega$ 1
- 25- TM 5-1300, 1990, *Structures to resist the effects of accidental explosions*, Departments of the Army, the Navy, and the Air Force, TM 5-1300, NAVFAC, P-397, AFR 88-22, Washington, DC, Novembre 1990.
- 26- T.N.O., 1989, *Methods for the Determination of Possible Damage to People and Objects resulting from Hazardous Materials (Green Book)*, Report of the committee for the prevention of Disasters.
- 27- 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.
- 28- UFIP, 2002, *Guide Méthodologique UFIP pour la réalisation des Études de Dangers en raffineries, stockages et dépôts de produits liquides et liquéfiés*, Union Française des Industries Pétrolières.
- 29- WRIGHT J. K., 1961, *Shock Tubes*, John Wiley and sons, Londres.

## 10. LISTE DES ANNEXES

<b>Repère</b>	<b>Désignation précise</b>	<b>Nb pages</b>
Annexe 1	Exemples d'accidents ayant donné lieu à des éclatements de capacités de stockage	14 pages
Annexe 2	Expérience de Baum	7 pages



**Annexe 1 :**

**Exemples d'accidents ayant donné lieu à des éclatements de  
capacités de stockage**



# **EXEMPLES D'ACCIDENTS AYANT DONNE LIEU A DES ECLATEMENTS DE CAPACITES DE STOCKAGE**

## **1. ECLATEMENTS DE RESERVOIRS PRIS DANS DES INCENDIES**

### **Essai de rupture d'un réservoir pris dans un feu (White Sands Missile Range, New Mexico, USA, 1973)**

Le 28/07/73, à White Sands Missile Range, New Mexico, USA, un essai de rupture d'un wagon citerne de 120 m<sup>3</sup> de propane a été réalisé.

Le wagon-citerne, spécialement conçu pour l'essai, a été construit identique à ceux utilisés pour le transport d'ammoniac, de GPL, de chlorure de vinyle... mise à part la présence d'équipements de mesures. Il a été soumis à un incendie ; la montée en température a entraîné une augmentation de la pression interne du réservoir.

Un flux de chaleur moyen sur la surface mouillée de la citerne de 105 kW/m<sup>2</sup> a été mesuré. La soupape de sécurité s'est soulevée après 2,2 min lorsque la pression de 19 bars a été atteinte. Elle a effectué trois cycles avant de rester ouverte.

La pression interne avait atteint 24 bars au bout de 24,5 min lorsque le réservoir a éclaté. Les pression et température internes atteintes au moment de l'éclatement étaient inférieures à celles déclenchant les dispositifs de sécurité.

127 fragments provenant du wagon-citerne et des équipements nécessaires aux différentes mesures ont été retrouvés, leurs positions ont été répertoriées. Parmi ces fragments, 63 proviennent du wagon-citerne en lui-même et une dizaine (9, 10 ou 11) proviennent de la citerne en elle-même, les distances et directions de ces derniers ont été répertoriées. La plus grande distance parcourue par un fragment est de 407 m.

Étant donné que le wagon était placé dans une fosse de 8 m de profondeur, les fragments qui sont retombés à l'extérieur de cette fosse ont parcouru des distances au sol plus faibles que celles que l'on aurait observées si l'essai avait eu lieu au niveau du sol. Toutefois, il est difficile d'envisager des corrections permettant de s'affranchir de la présence de la fosse étant donné que la distance parcourue par un fragment dépend de deux paramètres (sa vitesse et son angle d'éjection) et que les renseignements sur les hauteurs relatives des sources et des points d'atterrissage ne sont pas disponibles pour la plupart des accidents.

Les thermocouples indiquent un gradient de température considérable le long du toit de la citerne, au niveau de la rupture. Au point d'amorce de la fissure, sur l'une des extrémités de la citerne, une température de 640°C a été relevée alors que sur l'autre extrémité, elle s'élevait seulement à 450°C. Le point chaud correspond au point probable d'amorce de la fracture.

Les températures et pression de rupture ainsi que le temps écoulé correspondent bien aux caractéristiques de contrainte de rupture du matériau.

### Exploitation :

La citerne a explosé à une pression inférieure à la pression de déclenchement des dispositifs de sécurité. Ceci s'explique par la montée en température du matériau qui entraîne une diminution du niveau de contrainte de rupture accepté par le réservoir.

Le nombre de fragments provenant de la citerne proprement dite est assez faible (9, 10 ou 11).

Le gradient de température sur la citerne au moment de la rupture est assez important ; ceci nous montre que la répartition de température lorsqu'un réservoir est pris dans un incendie peut être très hétérogène.

### **Eclatement d'un épurateur de gaz caustique dans une raffinerie (Canada ou USA, 04/70)**

L'éclatement du réservoir est dû à la chaleur d'un feu engendré par l'inflammation d'une fuite par une chaudière. Le réservoir a éclaté suite à l'affaiblissement de l'enveloppe au niveau du ciel gazeux. Les deux extrémités du réservoir se sont envolées, l'une a été projetée à plus de 17 m avant de percuter le mur d'une maison.

### Remarque :

Cet accident illustre le fait que lorsqu'un réservoir contenant du liquide est pris dans un feu, son enveloppe s'affaiblit plus vite au niveau du ciel gazeux. En effet, cette partie de l'enveloppe s'échauffe plus vite car les échanges thermiques s'effectuent moins bien avec la phase gaz.

### **Eclatement de réservoirs pris dans un feu dans une raffinerie (Canada ou USA, 08/72)**

Une fuite de butane s'est enflammée au niveau des chaudières situées à environ 30 m. Le feu a ensuite enveloppé une tour de fractionnement (= colonne de distillation ?) et deux réservoirs sous pression situés à proximité.

Un bidon de 3,5 m de diamètre et 10 m de long a éclaté ; puis, 10 à 15 minutes plus tard, le second bidon de 1 m sur 5 m a également éclaté. La plus grosse portion de ce réservoir a été éjectée ; elle a percuté une canalisation qu'elle a rompue, entraînant ainsi un rejet de fuel alimentant le feu. Une tour verticale, affaiblie par la chaleur est tombée en travers des deux principales canalisations.

### **Eclatement d'un wagon-citerne d'ammoniac (Crestview Floride 8/04/79)**

Le déraillement d'un train a engendré un feu suite au déversement de différents matériaux inflammables. Le 59<sup>ème</sup> wagon, contenant de l'ammoniac, a été entaillé de part et d'autre de la citerne et a éclaté 3 minutes après le déraillement. La cause attribuée à la propagation de la fissure est la déformation subie suite à l'augmentation de pression interne. La citerne s'est éclatée en deux sections qui ont été projetées jusqu'à 200 m et 75 m de part et d'autre du rail.

En considérant la position et l'orientation du wagon les plus probables avant la rupture, le fragment qui a été projeté à 200 m a probablement été projeté selon une direction plus ou moins axiale. L'autre fragment a été projeté sous un angle de 104° par rapport à cette direction.

Le 56<sup>ème</sup> wagon, qui contenait aussi de l'ammoniac, s'est renversé en déplaçant son toit et endommageant ses soupapes au point de bloquer l'évacuation. Une extrémité de la citerne a été prise dans un feu d'acétone et de méthanol. Au bout de 20 minutes, le 56<sup>ème</sup> wagon s'est rompu en expulsant son contenu et en projetant un fragment à environ 200 m et deux autres fragments moins loin.

### **Production et distribution de combustibles gazeux (Mexique, San Juan Ixhuatepec, 19/11/84)**

Le site de stockage était constitué de 4 sphères de G.P.L. (mélange 80 % butane, 20 % propane) d'un volume unitaire de 1600 m<sup>3</sup>, de deux sphères de 2400 m<sup>3</sup> de volume unitaire et de 48 réservoirs cylindriques horizontaux de diverses capacités. Au moment de l'accident, approximativement 11000 à 12000 m<sup>3</sup> de G.P.L. étaient stockés sur le site.

Lors d'une phase de remplissage d'un réservoir, une canalisation de 8 pouces (200 mm de diamètre) sous 24 bar se rompt. Lorsque la hauteur du nuage atteint une hauteur visible d'environ deux mètres, il s'enflamme, 5 à 10 minutes après le début de la fuite, sur une torchère située à quelques 120 à 150 mètres du lieu du rejet. Le nuage inflammable ayant vraisemblablement pénétré dans des maisons, son inflammation entraîne leur destruction.

Quelques minutes après l'inflammation du nuage, deux des plus petites sphères donnent matière à des BLEVE, engendrant la formation d'une boule de feu (d'un diamètre évalué, sans certitude, à 350 ou 400 mètres) ainsi que l'éjection d'un ou deux réservoirs cylindriques. Les effets thermiques et l'éjection de fragments entraînent, par effet domino, d'autres BLEVE.

En définitive, les quatre petites sphères furent détruites. Les sphères plus grosses restèrent intactes, bien que leur supportage fût brisé. Seulement 4 des 48 cylindres demeurèrent dans leur position initiale. Dans un rayon de 300 mètres, toutes les personnes furent tuées ou blessées. Cet accident causa au total le décès de plus de 500 personnes. Il y eut environ 7000 blessés, et 39000 personnes évacuées. Les secours mobilisèrent de l'ordre de 4000 personnes. Des fragments de sphères furent retrouvés à plus de 600 mètres et 12 cigares-rockets furent projetés à des distances pouvant atteindre 1200 mètres.

#### **Remarque :**

Les cigares-rockets sont constitués par des parties des cylindres horizontaux ; ces fragments se sont envolés en embarquant du liquide qui, en se vaporisant, entraîne la formation d'une force de propulsion. Par conséquent, ces fragments sont éjectés plus loin que ceux qui sont uniquement propulsés par l'éclatement.

### **Port Edouard Herriot, juin 1987**

Dans un dépôt pétrolier, à 13h15 un aérosol flashe. Une minute après, une explosion ressentie à plusieurs km se produit. L'incendie se propage et en quelques minutes, plusieurs bacs de plusieurs centaines de m<sup>3</sup> explosent et sont projetés jusqu'à 200 m de haut libérant leur contenu dans la cuvette. Les moyens d'intervention internes sont détruits. Le PPI est déclenché à 14h30. Les pompiers refroidissent les bacs à l'eau puis attaquent le feu de cuvette de 4 500 m<sup>2</sup> à la mousse. Vers 18 h, alors que le feu régresse, le bac n°6 de 2 900 m<sup>3</sup> rempli au 1/3 de gazole génère des sifflements stridents puis éclate formant une boule de feu de 300 m de haut et 200 m de large. Il s'affaisse pour partie hors de la cuvette. Les moyens d'intervention sont touchés, les réserves de mousse sont quasi épuisées et le feu reprend de l'ampleur. La darse voisine est isolée par un barrage flottant, les réseaux d'égouts sont tamponnés, le dépôt de produits chimiques voisin est protégé. Le feu s'étend à la cuvette voisine et 2 bacs d'essence s'enflamment. L'incendie régresse et est circonscrit à 14 h le 3/06, le PPI est levé à 19h45. Durant plus de 24 h, 200 pompiers sont intervenus en utilisant plus de 200 m<sup>3</sup> d'émulseur. Deux employés sous-traitants sont tués, 6 pompiers et 8 opérateurs sont blessés dont 5 gravement. Le dépôt est détruit et 1900 m<sup>3</sup> de gasoil, 1200 m<sup>3</sup> d'essence et 600 t d'additif ont été relâchés. Des hydrocarbures se sont infiltrés dans les sols et 10 000 m<sup>3</sup> d'eaux d'extinction sont pompés et traités dans les raffineries du sud-est. La nappe phréatique est surveillée jusqu'en 2001. Les dommages matériels sont estimés en 1987 à 130 M F. En 1996, les experts judiciaires retiennent l'hypothèse d'un défaut d'entretien d'une pompe d'enfûtage d'additif pétrolier laissée en fonctionnement à débit de soutirage nul provoquant son échauffement et une brèche par lequel le liquide inflammable aurait été rejeté et ce serait auto-enflammé. Le 21/12/00, la société est reconnue responsable des 2 décès et doit verser 1,4 MF aux parties civiles, le directeur du dépôt est condamné à 15 mois de prison et 30 000 F d'amende. Le sinistre a débuté dans la zone de mélange des additifs, produits instables à partir de 130-160 °C, qui était en travaux bien que les autres bacs soient maintenus en service : merlons démonté, postes de travail en place ... Le développement du sinistre a été favorisé par l'explosion des bacs d'additifs, réputés fragibles, l'absence de moyen de fermeture automatique ou à distance des vannes de pied de bacs et la présence de composés alcoolisés diminuant l'efficacité des émulseurs. La boule de feu émise lors de l'explosion du bac n°6, de conception "soudé" et dont le toit est réputé « fragible », pourrait être liée à un phénomène de pressurisation de bac ou à un phénomène s'en rapprochant, en supposant que les soupapes, tarées à 175 mbar, n'aient pas pu évacuer le différentiel de pression dû à la vaporisation de produit.

### **Raffinage de pétrole (Corée du sud, Ulsan, 22/07/90)**

Dans une entreprise pétrolière, une fuite sur un système d'étanchéité d'un stockage de butane s'enflamme, vraisemblablement à cause d'une décharge d'électricité statique. Sous l'effet de l'incendie, le réservoir explose. Plus de 10 000 riverains sont évacués et la circulation sur les voies alentours est coupée. Un réservoir voisin est touché et explose.

### **Rupture d'une citerne mobile dans une chaudronnerie (Charente, Chateaubernard, 20/08/91)**

Une explosion et un incendie se produisent dans une chaudronnerie industrielle. Un camion-citerne s'enflamme, le stock de bouteilles de propane et de butane explose et creuse un large cratère dans un hangar. Le feu se propage à une cartonnerie voisine. Les pompiers luttent 2 h pour éteindre l'incendie ; 8 000 m<sup>2</sup> de cartons sur bobine sont détruits. Les murs de parpaings s'effondrent et la charpente métallique se déforme sous l'effet de la chaleur. Les experts évaluent la pression interne de la citerne à 15 bars lors de son ouverture (la pression de service était de 16,4 bars et la pression d'épreuve de 24,6 bars) ; un échauffement de sa paroi a sans doute réduit la résistance à la rupture du métal. Le mélange air-propane (800 kg) s'est enflammé et aurait formé une boule de feu de 37 à 57 m ; ce phénomène aurait perduré légèrement moins de 5 s. Les dommages matériels internes et externes sont respectivement évalués à 4 et 82 MF.

#### **Remarque :**

Cet accident illustre le fait qu'une augmentation de la température entraîne une diminution de la résistance à la rupture du métal constituant l'enveloppe de la citerne.

### **Industrie chimique de base (Venezuela, El Tablazo, 26/06/94)**

Une fuite d'un hydrocarbure lourd survient sur une conduite de transfert pendant le chargement d'un camion-citerne à partir d'un réservoir. Le produit entre en contact avec un élément chaud d'une station de pompage et s'enflamme. Le feu s'étend alors à 2 réservoirs (propane et propylène) qui explosent. Les réservoirs auraient été en phase de première ré-épreuve quinquennale, ou en préparation. L'incendie est éteint en 1 heure par le service de sécurité avec l'aide des pompiers de la ville proche d'Altagracia ; 8 sauveteurs sont légèrement blessés lors de l'explosion.

### **Commerce de gros de produits intermédiaires non agricoles (Italie, Treviso, 10/03/96)**

Dans un établissement de stockage et d'embouteillage de GPL, une fuite de propane survient durant le dépotage d'une citerne routière de 35 m<sup>3</sup> vers un réservoir fixe. L'alarme est donnée. Alors que les pompiers se préparent à disperser le nuage avec les lances à eau, une explosion détruit les bureaux de l'établissement. La partie supérieure de la citerne s'ouvre et une petite boule de feu se forme. La chaleur provoque l'explosion d'une citerne routière de 12 m<sup>3</sup> et détruit du matériel des pompiers. Un fragment de la citerne endommage le toit d'un bâtiment et atterrit à 500 m. Trois employés et 10 pompiers sont blessés, l'un des employés décède 4 jours plus tard ; 250 personnes du voisinage sont évacuées durant 24h.

## **Bordes, mai 2000**

Tôt le matin, un camion transportant 777 bouteilles de gaz (butane et propane de 6, 13 et 35 kg) arrive à proximité du dépôt d'une entreprise où il doit livrer. Le chauffeur se gare sur l'aire de stationnement de la station de lavage située à 20 m du dépôt et découvre, en descendant de sa cabine, que l'un des pneus de sa remorque est en feu. Après une tentative d'extinction infructueuse à la mousse, il part alerter les secours. Les premières bouteilles exposées à la chaleur des flammes explosent, les 3/4 du chargement seront ensuite progressivement concernés. Un périmètre de sécurité est mis en place et le feu est maîtrisé après 4 h d'intervention. La circulation sera déviée durant 5h30. Aucune victime n'est à déplorer. Le périmètre de sécurité ne sera levé que le lendemain vers 19h00. Auparavant, les bouteilles éparpillées ont été récupérées. Celles qui n'ont pas explosé sont envoyées en destruction. La station de lavage, un hangar attenant, les bureaux du dépôt et quelques maisons proches sont endommagées. Le stock du dépôt (100 bouteilles) n'est pas atteint. Des débris de bouteilles seront retrouvés jusqu'à 800 à 900 m des lieux du sinistre, selon des témoins. 90% des débris sont localisés dans un rayon de 100 m autour du véhicule accidenté. Après investigation, la chronologie est la suivante : 6h15, un pneu éclate (avant gauche 1er essieu), embrasement du pneu, essai d'extinction ; 6h18 le chauffeur renonce à éteindre/ appel des secours ; 6h20 : les bouteilles sont atteintes ; 6h25 : premières explosions des bouteilles ; arrivée des pompiers ; 7h35 : dernière explosion de bouteille.

## **Dagneux, mai 2007**

A 20h24, un passant observe un feu de cabine affectant l'un des trois camions-citernes de transport de gaz de pétrole liquéfié (GPL) stationnés dans une entreprise d'entretien d'espaces verts. Le feu se développe rapidement et vers 21h15, une 1ère déflagration se produit suivie d'une ou plusieurs autres ; 2 des 3 citernes explosent (BLEVE) et la 3ème est projetée sur le toit d'une usine voisine. Les explosions et les incendies qui suivent provoquent d'importants dégâts matériels dans un rayon de 900 m (vitres brisées, toitures arrachées...) dont la destruction de 4 entrepôts de 1 000 m<sup>2</sup> chacun. Les gendarmes mettent en place un périmètre de sécurité au niveau de la zone industrielle, une autoroute et la ligne ferroviaire Lyon-Ambérieux sont fermées plusieurs heures. Un important nuage de fumée s'élève verticalement mais aucune évacuation de la population riveraine n'est requise. Cinq entreprises proches sont détruites ou fortement endommagées et au total une vingtaine d'établissements de la zone est atteinte à des degrés divers entraînant la mise en chômage technique de 35 personnes. La chute d'une pièce métallique de 100 kg défonce la toiture d'une maison d'habitation située à 700 m. Trois pompiers et deux gendarmes sont légèrement blessés. Une enquête judiciaire est effectuée pour déterminer l'origine du sinistre, la piste criminelle n'étant pas écartée. Des 3 citernes impliquées, l'une contenait 2,5 t de propane et une autre quelques centaines de kg. La dernière était vide mais non dégazée. Un tiers expert est mandaté pour recueillir des données techniques sur l'accident. Les premiers résultats font état de distances d'effets de 50 m par rayonnement thermique et jusqu'à 400 m (bris de vitres) par surpression. Des morceaux de citerne, projetés jusqu'à 900 m, ont détruit une entreprise située à 100 m des véhicules et incendié

une haie à 250 m.

### **Port La Nouvelle, juillet 2010**

Un feu se déclare vers 23h40 au niveau du pare choc avant d'un camion-citerne de propane stationné près de l'atelier de réparation des véhicules d'une entreprise de transport de bouteilles de gaz et de négoce vrac d'hydrocarbures liquides et liquéfiés. L'établissement, qui emploie 200 salariés, est soumis à déclaration au titre de la législation "installations classées" pour un stockage de bouteilles de GIL de moins de 50 t. Un rondier de la société de gardiennage de la zone industrielle alerte les secours. Un BLEVE se produit à 0h17 sur le véhicule-citerne qui contient 4 t de propane (64 % de sa capacité). Aucun blessé grave n'est à déplorer mais 12 pompiers, victimes de l'effet de souffle, souffrant de céphalées et / ou de troubles auditifs sont recensés mais non-hospitalisés ; alertés par un sifflement au niveau du poids lourd, ils s'étaient mis à l'abri avant l'explosion. Les 90 pompiers et 36 véhicules mobilisés maîtrisent le sinistre à l'eau et à la mousse vers 2 h, à partir de 2 poteaux incendie. L'incendie est éteint à 4h30 ; 4 camions-citernes endommagés sont mis en sécurité dans la journée (vidange du GPL pour l'un, brûlage du gaz à la torche pour les 3 autres). Un chauffeur de l'entreprise légèrement blessé à la main par le bris du pare-brise du camion qu'il évacuait sera soigné sur place. L'intervention des secours s'achève à 22 h. Sur le site, outre le camion à l'origine du sinistre qui a été détruit, les effets du BLEVE ont provoqué l'incendie de l'atelier de réparation (détruit) et d'un atelier d'entretien (gravement endommagé) tous les deux en bardages métalliques, ainsi que la destruction de 2 camions-citernes d'hydrocarbures liquides et des cabines de 4 camions-citernes de gaz (3 vides mais non-dégazés et un rempli à 80 %). L'effet de surpression a endommagé le bâtiment administratif (murs de moellons déplacés), provoqué des bris de vitres sur des voitures et sur 48 véhicules routiers, et projeté, parfois à l'extérieur du site, des bardages de bâtiments. A l'extérieur du site, selon un recensement de la mairie, 105 particuliers et une vingtaine de commerçants ont subi des bris de vitres ou vitrines ; l'effet de souffle a également endommagé des silos (zones de décharge d'explosion en galerie supérieure et évent centrale d'aspiration soufflés, une porte d'isolation entre étages de la tour bloquée) et des bardages de hangars. Le fond du réservoir côté cabine et le trou d'homme du camion qui a explosé, ont été projetés à l'extérieur du site à respectivement 30 et 160 m de l'emplacement du BLEVE. Deux explosions secondaires se sont aussi produites sur des bouteilles de gaz présentes dans l'atelier de réparation durant l'incendie. Quatre départs de feux de broussailles sont également signalés à l'extérieur de l'établissement. La préfecture publie un communiqué de presse. Des enquêtes judiciaire et administrative sont effectuées pour déterminer les causes et circonstances de l'accident.

## **2. ECLATEMENTS DE CAPACITES SUITE A UNE MISE SOUS PRESSION ACCIDENTELLE**

### **Rupture d'une colonne d'échangeur de chaleur de GNL (Indonésie 14/04/83)**

Une colonne d'échangeur de chaleur de GNL de 47 m et de 5 m de diamètre maximal a été purgée avec un hydrocarbure gazeux chaud et sec afin de la dégivrer et déshydrater. La pression maximale de service de la colonne était de 2 bars et la soupape était tarée à 4 bars.

La source du gaz de purge était à plus de 35 bars. Le dysfonctionnement d'une soupape a entraîné la pressurisation de la colonne. Une pression de 5 bars a été enregistrée ; 20 minutes plus tard, la colonne s'est rompue. Le réservoir s'est fragmenté en trois morceaux principaux et en plusieurs morceaux plus petits.

### **Eclatement d'un réservoir accidentellement mis en pression dans une raffinerie (USA ou Canada, 01/66)**

Un déchargement accidentel de vapeur à haute pression dans un réservoir a entraîné une surpression dans le réservoir. Un « cleanout port » ( ? ) a été projeté à 28 m. Les dégâts sur les équipements situés à proximité furent mineurs, bien que le réservoir ait été déplacé de sa position initiale et qu'une canalisation ait été détruite.

### **Eclatement d'un réacteur dans une raffinerie (Canada ou USA, 09/70)**

L'éclatement du réacteur est dû à une fracture fragile initiée sur des fissures existantes lors d'un essai de mise en pression avec de l'azote à 27 bars. Une fraction de la tête du réservoir a été projetée à 81 m.

### **Eclatement d'un ballon de dégazage d'eau de chaudière (Gonfreville-l'Orcher, 03/10)**

A 4h15 du matin, un ballon de dégazage d'eau de chaudière se rompt brutalement dans une unité de distillation atmosphérique d'une raffinerie en "arrêt chaud" depuis août 2009. L'éclatement du ballon à moitié plein, d'un volume de 8m<sup>3</sup> implanté à 6 m du sol sur un rack, provoque un bruit sourd perceptible à l'extérieur du site et des dégâts matériels sur les équipements proches : l'interne du ballon impacte un four de surchauffe à 6 m de haut et provoque une fuite de gazole sur les vannes d'isolement d'une pompe de charge brut. Une moitié du ballon est restée sur le rack mais l'autre moitié se trouve au pied de l'unité en deux fragments (fond et virole). Des simulations donnent une pression d'éclatement entre 5 et 7 bars (présence de vitres intactes à 40 m de l'unité).

Le ballon permet d'éliminer les gaz inertes éventuellement dissous dans l'eau de chaudière avant sa transformation en vapeur. L'exploitant étudie plusieurs hypothèses, celle d'une explosion due à un flash interne provoqué par l'accumulation de produit inflammable (résidu d'hydrocarbure, hydrogène) issus des circuits de condensats et d'une source chaude est écartée. Des prélèvements d'eau et test de pression montrent l'absence de pollution hydrocarbure du réseau

eau/vapeur. Les sources d'ignition potentielles dans le ballon étaient à environ 200°, inférieure à la température d'auto inflammation des deux produits suspectés (HC à 230° et H2 à 560°). L'hypothèse retenue est une montée progressive en pression liée à une fragilité de la robe du ballon, l'exploitant ayant découvert que:

- la robe du ballon s'est déchirée au niveau de la cornière de support du calorifuge, en raison d'une corrosion externe due à l'accumulation d'eau sur ce support horizontal,

- de la vapeur à 12 bars entrant dans le réseau des condensats, puis dans le ballon en raison de la défaillance de certains purgeurs (bypass ouvert ou décollé, monté à l'envers donc débitant en permanence).

Les entrées de condensats sont devenues supérieures aux sorties dans le ballon, situation aggravée par la non-application complète d'une procédure hors gel qui prévoit l'aspiration permanente du ballon, et la limitation des exutoires du ballon car une vanne entre le ballon et sa garde hydraulique a été retrouvée fortement bridée.

L'exploitant effectue une campagne de contrôle et de remplacement des purgeurs du réseau vapeur. A titre de retour d'expérience, il vérifie la configuration et renforce le contrôle des gardes hydrauliques et des supports de calorifuges.

### **Eclatement d'un flexible d'hydrocarbure (Alès, 11/08)**

Une fuite de 8,4 m<sup>3</sup> d'hydrocarbure est constatée en fin d'après-midi dans une entreprise de fabrication de matériel électrique ; le produit s'écoule dans le réseau d'eau pluvial puis dans LE BRUEGES. Des irisations sont constatées sur au moins 1 km de rivière. L'éclatement d'un flexible, maintenu sous pression par une pompe qui n'avait pas été arrêtée après son utilisation 2 jours plus tôt, est à l'origine du déversement. Une entreprise spécialisée intervient le lendemain matin pour traiter la pollution.

### **Eclatement d'un flexible de fioul (Forges-les-eaux, 02/02)**

Lors d'un dépotage, la fermeture intempestive d'une vanne près du réservoir provoque une élévation de pression et l'éclatement du flexible ; 2 000 l de fioul se déversent sur le sol et sont recouverts de sable.

### **3. ECLATEMENT DE CAPACITE SUITE A UN AFFAIBLISSEMENT MECANIQUE**

#### **Eclatement d'un circuit suite à la corrosion de tuyauteries (Huningue, 12/01)**

Une fuite évaluée à 1 600 kg de frigorigène chloro-fluoré (R134a) se produit sur un évaporateur en service depuis quelques mois seulement. Le rejet à l'atmosphère est sans incidence notable sur le voisinage. La fuite résulte d'une corrosion anormale des tuyauteries en cuivre de l'évaporateur et au gel de l'eau qui a provoqué l'éclatement du circuit. Sur les 7 groupes de réfrigération existants, 2 s'avèreront fuyards et à l'origine de la perte de frigorigène constatée.

#### **Eclatement d'une canalisation de GPL par corrosion interne (Petit-couronne, 12/00)**

Dans une raffinerie, en fin de matinée, une canalisation de 8 pouces alimentée en GPL éclate sur une unité de distillation du brut. La canalisation est située en nappe aérienne, en rack (P service = 31 bars ; ép. Nom. = 5,5 mm ). Sa mise en place date du démarrage de l'unité en 1992 et elle collecte les gaz, essentiellement butane et propane, en provenance de différentes unités (réformage des essences, distillation atmosphérique). Aux dires des témoins en salle de commande, l'unité était en fonctionnement normal et la violence de l'éclatement a fait trembler la salle de commande. Un nuage noir est observé ainsi que des odeurs d'H<sub>2</sub>S. Le POI est déclenché. 20 min plus tard, la charge est supprimée, les gaz de procédé sont évacués vers la torche. Des balayages à l'azote sont engagés dans les circuits impliqués. La zone de percement se situe à proximité d'un coude, non loin du refoulement du compresseur.

Après examen, la ligne présente des symptômes de corrosion interne, notamment en génératrice inférieure. Le percement est intervenu dans la zone thermiquement affectée par la soudure. Les mesures d'épaisseur effectuées font apparaître des sous-épaisseurs locales.

Le site dispose d'un programme de contrôle et maintenance préventive mais la sensibilité particulière de la zone en sortie de refoulement n'avait pas été identifiée. Par ailleurs, le manque d'accessibilité de cette tuyauterie a pu contribuer au fait qu'elle n'avait pas été associée aux différentes mesures lors d'inspections en service antérieures. L'exploitant revoit son plan d'inspection. L'inspection des IIC demande en particulier une meilleure intégration des résultats du manuel de corrosion dans le plan d'inspection des lignes. En parallèle, l'exploitant contrôle les lignes du rack, voisines de celle qui a éclaté (une ligne vapeur de 3 pouces ; une 4 pouces de naphta ; une ligne de reflux de la distillation, une ligne de résidu), ainsi que les points singuliers tels que petits piquages de la zone, les capacités situées dans la zone.

#### **4. ECLATEMENT DE RESERVOIR SUITE A UNE EXPLOSION INTERNE**

##### **Eclatement d'un réservoir par changement rapide de phase dans une raffinerie (USA ou Canada, 11/62)**

De l'eau était présente dans le fond d'un accumulateur probablement en raison d'une panne de l'alimentation au démarrage. La présence des deux phases a entraîné une vaporisation et une surpression soudaines. La partie principale de l'accumulateur a été projetée à 96 m et un morceau de 3 m sur 10 m a été projeté à 220 m.

##### **Eclatement d'un séchoir suite à un emballement de réaction (Royaume Uni, 1981)**

Au Royaume Uni, en 1981, un séchoir rotatif a éclaté en deux suite à une explosion de vapeur. Le plus gros morceau a été propulsé à travers l'usine et a atterri sur le parking. L'explosion de vapeur a été attribuée à une réaction en chaîne impliquant de l'eau anormalement présente dans le fond du séchoir. En effet, la pompe à vide utilisée habituellement pour évacuer l'eau de réservoir à faible température n'a pas fonctionné ce jour-là. Le séchoir contenait de l'hydrosulfate de soude ( $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_4$ ), qui est un sel qui réagit lentement, mais de façon exothermique avec l'eau dans les conditions ambiantes. Du fait de l'augmentation de température, la réaction s'est emballée et l'eau résiduelle s'est brutalement transformée en vapeur. (Mercier et al., 2003)

##### **Eclatement d'un flexible d'alkylaluminium suite à une oxydation très rapide (Sarralbe, 03/06)**

A 16h39, dans une usine de production de polypropylène, un flexible de transfert d'alkylaluminium (chlorure de diéthylaluminium) se rompt au niveau d'un stockage de 1 400 l. L'alkyl s'écoule sur le sol. Ce produit, qui s'enflamme au contact de l'air, prend feu, provoquant un incendie dans le box du bunker ainsi qu'un bruit important (explosion au contact de l'eau). Un salarié qui supervisait l'opération, alerté par des bruits suspects, se met à l'abri. Choqué par l'onde acoustique, il est brièvement hospitalisé. Conformément aux procédures et équipements prévus par l'exploitant, le liquide enflammé est dirigé par des rigoles vers une fosse de rétention déportée permettant aux pompiers du site d'étouffer l'incendie en le couvrant de sables inertes disponibles à côté de la fosse. La cuve est rapidement isolée grâce à un dispositif de fermeture automatique des vannes en cas de chaleur excessive. L'incident est clos 13 min après la rupture du flexible. Cependant, l'important flux thermique a provoqué la combustion du toit en matériaux plastiques, produisant des fumées sombres visibles à l'extérieur de l'usine. La quantité d'alkyl relâchée est estimée à 481 l.

Des mesures sont prises telles que le changement des flexibles (dimensionnés à 40 bars, conditionnés étanches et éprouvés sans eau), la mesure d'absence d'humidité dans les flexibles et l'utilisation de flexibles métalliques de taille plus adaptée pour réduire les points bas et les longueurs inutiles.

La veille, le flexible avait été raccordé aux installations suivant la procédure habituelle (balayage à l'azote avec plusieurs chasses). L'étanchéité avait été vérifiée. Après fermeture des vannes, l'installation était prête à être utilisée. La nature de la rupture indique une surpression importante. La présence d'eau résiduelle et la cinétique d'oxydation très rapide de l'alkyl par de l'eau explique l'éclatement du flexible. L'origine de la présence d'eau peut être multiple : résidus de l'épreuve hydraulique réalisée par le fournisseur, pollution lors du transport, condensation lors du stockage.

### **Eclatement d'une cuve suite à un emballage de réaction (Formerie, 07/05)**

A 4h10, une violente explosion retentit dans l'atelier principal (400 m<sup>2</sup>) d'une usine spécialisée dans la fabrication et le conditionnement de détergents. L'explosion est suivie d'un début d'incendie maîtrisé par les pompiers dépêchés sur place. Les 50 m<sup>3</sup> d'eaux d'extinction sont dirigées vers un bassin (200 m<sup>3</sup>). Selon l'exploitant, l'accident s'est produit sur un mélangeur (9 m<sup>3</sup>) dédié à la fabrication d'acide peracétique (désinfectant, stérilisant dans l'agroalimentaire et en milieu hospitalier). Ce produit est obtenu à pression atmosphérique par mélange à froid de 50% d'acide acétique, 28% de H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>, 5 % d'additifs divers et 17% d'eau. Au moment de l'accident, le mélangeur renferme environ 1,5 m<sup>3</sup> de solution préparée

la veille en vue de son conditionnement dans des tonnelets en plastique le lendemain matin. La production étant réalisée de jour, aucun membre du personnel n'est présent sur les lieux lors de l'explosion. Les dégâts matériels sont importants : effondrement de la toiture constituée de plaques de fibrociment, écroulement possible de la charpente, déchiquetage du mélangeur en inox sous la puissance de l'explosion.

Selon l'expert mandaté par l'exploitant, l'introduction d'un contaminant (métallique ?) dans le mélange lors de la prise d'échantillon aurait provoqué la décomposition de l'acide peracétique et initié l'emballage de la réaction, instable à température ambiante. L'énergie dégagée ne pouvant être dissipée, la pression aurait augmenté jusqu'à l'éclatement de la cuve non équipée de dispositif limitant les surpressions internes.

### **Eclatement d'un réacteur suite à une décomposition violente de résidus organiques (Huningue, 12/02)**

Dans une usine chimique, une explosion se produit dans un réacteur émaillé de 4 000 L, vide et nettoyé, raccordé en partie haute au dispositif de ventilation toujours en fonctionnement et en partie basse au réseau des eaux usées chimiques de l'usine par l'intermédiaire d'un flexible dont la vanne est restée ouverte.

Les dommages observés sont essentiellement matériels : désémaillage du fond du réacteur, couvercle du trou d'homme (77 kg) projeté à près de 3 m de haut, éclatement partiel de la vanne de fond et endommagement sur plusieurs mètres d'une partie des conduites en polypropylène de la liaison au réseau des eaux usées. La décomposition violente de résidus organiques accumulés dans le volume mort de la vanne de fond, au contact de chlore est à l'origine de l'accident. Le chlore s'est formé dans le circuit des eaux usées, par réaction entre de l'eau de Javel issue du trop-plein d'une tour de lavage à la suite d'une défaillance technique, et le contenu acide d'un bac tampon d'une autre tour de lavage, vidangé par un opérateur au même moment.

Le chlore gazeux ainsi formé dans le réseau d'égouts a ensuite migré vers le réacteur resté connecté. Un audit technique sur le fonctionnement des tours de lavage des gaz est effectué : un dysfonctionnement de l'unité de traitement des gaz acides susceptible de conduire à une émission de chlore dans les égouts par apport excessif d'eau de javel est mis en évidence.

## **5. EXPLOITATION**

Il est difficile d'exploiter les informations concernant les accidents passés car, généralement, elles ne sont pas exhaustives. En effet, très peu d'éclatements pneumatiques dus à une simple montée en pression du réservoir ont été recensés, et ceux qui ont été recensés ne fournissent pas toujours toutes les informations nécessaires à la compréhension du phénomène.

Par exemple, les distances parcourues par les fragments sont souvent données, mais la masse des fragments n'est généralement pas indiquée.

De plus, les accidents recensés ne précisent pas toujours la nature de l'éclatement. Notamment dans le cas d'un réservoir pris dans un incendie, il est souvent difficile de savoir s'il s'agit d'un éclatement pneumatique ou d'un BLEVE.

Dans l'accident décrit ci-dessous, il semble que divers types d'éclatement ont eu lieu :

### **Déraillement d'un train (USA, Mississippi, Laurel, 25/01/69) :**

Un train de 51 wagons de propane a déraillé dans la ville de Laurel. Deux wagons se sont percés, l'un au niveau de la tête, l'autre au niveau de l'enveloppe de la citerne ; un feu s'est immédiatement déclaré. Douze autres wagons se sont peut-être rompus de façon violente, en éclatant. Le premier s'est rompu entre 6 et 20 minutes après le déraillement, le dernier entre 45 et 70 minutes après le déraillement. Parmi ces douze wagons, 8 ou 9 ont subi des BLEVE, un a été rompu par une extrémité provenant d'une autre citerne, et deux ont subi un impact mécanique lors du déraillement qui a entraîné un feu et donc l'augmentation de la pression interne jusqu'à la rupture.

Des rapports de l'accident mentionnent la présence de feu dans des bâtiments situés à plus de 460 m. Ces feux ont été engendrés par des fragments de citernes en feu propulsés par la détente du propane qu'ils contenaient encore.

**Annexe 2 :**  
**Expérience de Baum**



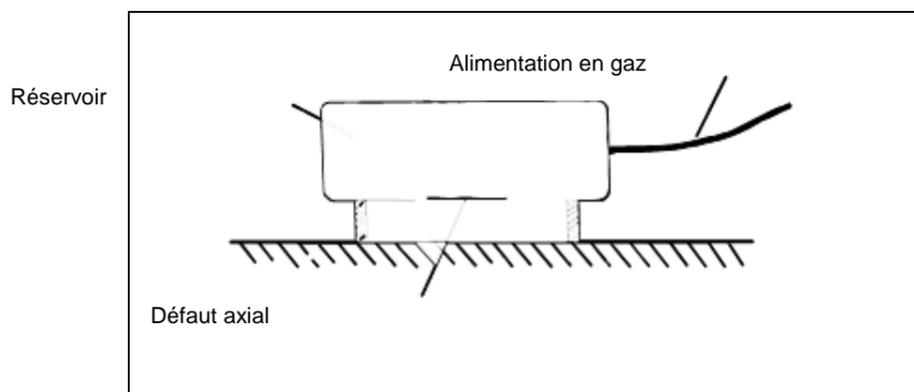
## **Expérience de Baum**

Baum a développé un modèle simple (Baum, 2001) permettant de prédire la vitesse du réservoir cylindrique contenant un gaz sous pression lorsque celui-ci subissait une rupture axiale. Le phénomène considéré dans ce modèle est celui décrit au paragraphe 6.1.

Baum s'est donc efforcé à prédire la vitesse du réservoir lorsque celui-ci était projeté en raison de la détente du gaz sous pression initialement contenu. La démarche adoptée par Baum est très intéressante car il a comparé les résultats d'une étude expérimentale aux résultats prédits par son modèle.

### **L'étude expérimentale**

Le dispositif expérimental est décrit sur la Figure 40. Le réservoir utilisé pour l'expérience a un défaut axial usiné sur la surface extérieure de l'enveloppe au milieu de sa longueur.



*Figure 40 Dispositif expérimental (Baum, 2001)*

Pour chaque expérience, le réservoir est placé horizontalement sur un châssis de manière à ce que le défaut soit situé sur la partie la plus basse du réservoir. L'approvisionnement en gaz se fait par un tuyau flexible et léger afin que l'on puisse considérer le réservoir comme étant non retenu. Le réservoir est pressurisé avec de l'air.

Le développement de la brèche au point le plus bas du réservoir entraîne le réservoir à être poussé verticalement vers le haut.

Les expériences ont été réalisées sur deux réservoirs en acier :

- un réservoir de 0,102 m de diamètre et 1,6 mm d'épaisseur,
- un réservoir de 0,305 m de diamètre et 6,4 mm d'épaisseur.

Sur les 24 expériences réalisées, le réservoir est resté en un seul morceau 18 fois. Trois expériences ont donné lieu au détachement d'une extrémité, le missile principal est alors constitué par la robe du réservoir et l'extrémité restée attachée. Trois expériences ont donné lieu au détachement des deux extrémités, le missile principal est alors la robe du réservoir.

Les vitesses observées pour les extrémités détachées étaient généralement semblables à celle du missile principal. Les données des expériences sont rassemblées dans le Tableau 9 qui fournit également, pour chaque cas, la pression de rupture et la vitesse du missile principal. Une expérience réalisée par Herzerg et al est également mentionnée dans ce tableau.

Diamètre du réservoir [m]	Longueur du réservoir [m]	Masse du réservoir [kg]	Pression de rupture [bar]	Type du missile principal	Vitesse du missile principal [m/s]	Masse du missile [kg]
<b>0,102</b>	0,305	9,54	52,7	Réservoir entier	2,9	5,66
	0,305	9,6	119,6	Robe+une extrémité	10	
	0,305	6,32	61,7	Réservoir entier	8,75	
	0,305	6,32	23,8	Réservoir entier	5,95	
	0,305	9,1	45,1	Réservoir entier	6,2	
	0,305	9,19	35,5	Réservoir entier	4,76	
	0,305	6,29	35,5	Réservoir entier	7,44	
	0,305	6,33	20,3	Réservoir entier	5,24	
	0,305	9,22	27,2	Réservoir entier	5,24	
	0,305	8,99	32,0	Réservoir entier	5,58	
	0,305	6,26	37,6	Réservoir entier	9,33	4,21
	0,305	6,29	38,9	Réservoir entier	9,7	
	0,305	8,93	38,2	Réservoir entier	6,65	
	0,305	9,22	48,6	Réservoir entier	7,35	
	0,305	6,29	41,4	Réservoir entier	8,84	
	0,305	8,97	55,2	Réservoir entier	7,35	
	0,305	6,21	62,1	Réservoir entier	10,6	
	0,305	9,10	72,8	Réservoir entier	8,23	
				Réservoir entier		
				Robe+une extrémité		
			Réservoir entier			
<b>0,305</b>	1,02	57,6	76,9	Extrémité	39	47,5
	1,09	62,35	61	Réservoir entier	43,9	57
	1,22	76	121,7	Extrémité	61	
	1,22	82,5	76,9	Réservoir entier	23,2	62,5
	1,22	82,5	83,8	Extrémité	54,6	
	1,22	82,5	87,2	Robe+une extrémité	36,9	72,5
<b>0,5 (Herzerg et al., 1981)</b>	1,33	156	25	Réservoir entier	16	

Tableau 9 : Données et résultats des expériences

### Le modèle pour prédire la vitesse du réservoir

Pour prédire la vitesse du réservoir, il considère l'impulsion  $I$  appliquée sur la face interne du côté opposé à la brèche. La vitesse du réservoir  $V$  est ensuite obtenue en égalisant l'impulsion  $I$  à la quantité de mouvement finale du réservoir :

$$V = \frac{I}{M} \text{ où } M \text{ est la masse du réservoir}$$

L'estimation approximative de l'impulsion est obtenue en considérant que le réservoir est un parallélépipède à base carrée de largeur deux fois le rayon du réservoir, et de longueur la longueur  $E$  du réservoir (Figure 41).

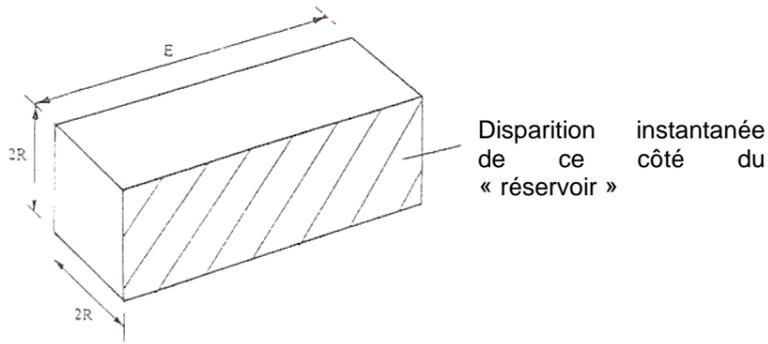


Figure 41 Représentation schématique du réservoir défectueux

De plus, le développement de la brèche est simplifié par l'hypothèse de la suppression instantanée d'un côté de ce « réservoir ». Cette disparition génère une onde de dépression plane dans le gaz sous pression ; cette onde se propage à travers le « réservoir » en générant un écoulement à travers la brèche. Cette onde se réfléchit sur la face opposée de la brèche et retourne ensuite dans le plan de brèche. Ce processus est répété jusqu'à ce qu'une seconde onde de dépression soit initiée c'est-à-dire jusqu'à ce que la première onde sorte par la brèche.

D'après Baum, la pression sur la face opposée à la brèche demeure à la valeur initiale  $P_0$  jusqu'à ce que l'onde de dépression arrive, c'est-à-dire jusqu'au temps  $\frac{2R}{a_0}$  où  $R$  est le rayon du réservoir et  $a_0$  la vitesse du son dans le gaz haute pression.

La pression ensuite diminue pendant le processus de réflexion. La dépressurisation a essentiellement lieu dans l'intervalle de temps compris entre  $\frac{2R}{a_0}$  et  $\frac{6R}{a_0}$ , comme le montre la Figure 42. Par conséquent, la plus grande partie de l'impulsion a été appliquée sur le côté fermé du réservoir lorsque le temps écoulé à partir de l'apparition instantanée de la brèche atteint environ  $\frac{6R}{a_0}$ .

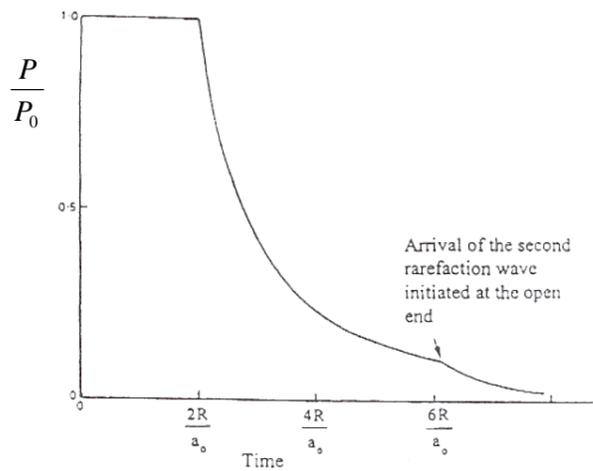


Figure 42 : Evolution de la pression sur la paroi opposée à la brèche du « réservoir »

L'impulsion est donnée par :

$I = \int P A dt$  où  $P$  est la pression agissant sur le côté fermé du réservoir et  $A$  l'aire du côté fermé du réservoir, soit  $2RE$ .

Si l'on approche la diminution de pression par une chute de pression linéaire sur la période  $(\frac{2R}{a_0}, \frac{6R}{a_0})$ , on obtient :

$$I \approx \frac{8 \cdot P_0 \cdot R^2 \cdot E}{a_0} \quad \text{et} \quad V = \frac{8 \cdot P_0 \cdot R^2 \cdot E}{M \cdot a_0}$$

L'approche ci-dessus est valide pour un événement réel seulement si le taux de développement de la brèche est tel que le côté du réservoir est complètement ouvert au bout du temps  $\frac{6R}{a_0}$  après l'initiation.

Si l'on considère un défaut initial central, cela implique que les fractures axiales se propagent vers les extrémités du réservoir, ce qui prend un temps de l'ordre de  $\frac{E}{2V_p}$  avec  $V_p$  la vitesse de fracture axiale. Par

conséquent, le modèle peut être considéré comme valide si :  $\frac{E \cdot a_0}{12 \cdot R \cdot V_p} \leq 1$ .

Pour de l'acier, en supposant des fractures ductiles, la vitesse de fracture axiale est de l'ordre de 200 m/s et la vitesse des fractures circonférentielles est typiquement deux fois plus petite que la vitesse de fracture axiale.

Ainsi, la séparation de l'extrémité par des fractures se propageant dans les deux directions autour de l'extrémité aura lieu au bout d'un temps  $\frac{E}{2V_p} + \frac{\pi R}{V_p/2}$  compté à partir de l'initiation de la fracture.

Par conséquent, si cette période est supérieure à  $\frac{6R}{a_0}$ , les fragments séparés devraient avoir des vitesses semblables à celle prédite pour le réservoir entier. Les expériences ici décrites appartiennent à cette catégorie.

#### **Comparaison entre modèle théorique et résultats expérimentaux**

La Figure 43 compare les vitesses de missiles observées avec la vitesse du réservoir entier prédite par le modèle théorique. Les résultats de l'expérience de Herzerg et al. sont également mentionnés dans cette étude de Baum.

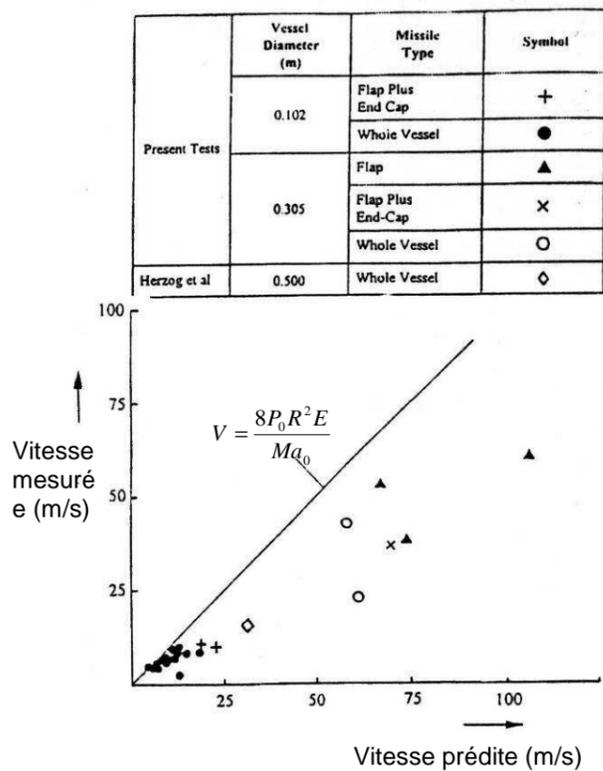


Figure 43 : Comparaison entre les valeurs des vitesses prédites et des vitesses expérimentales

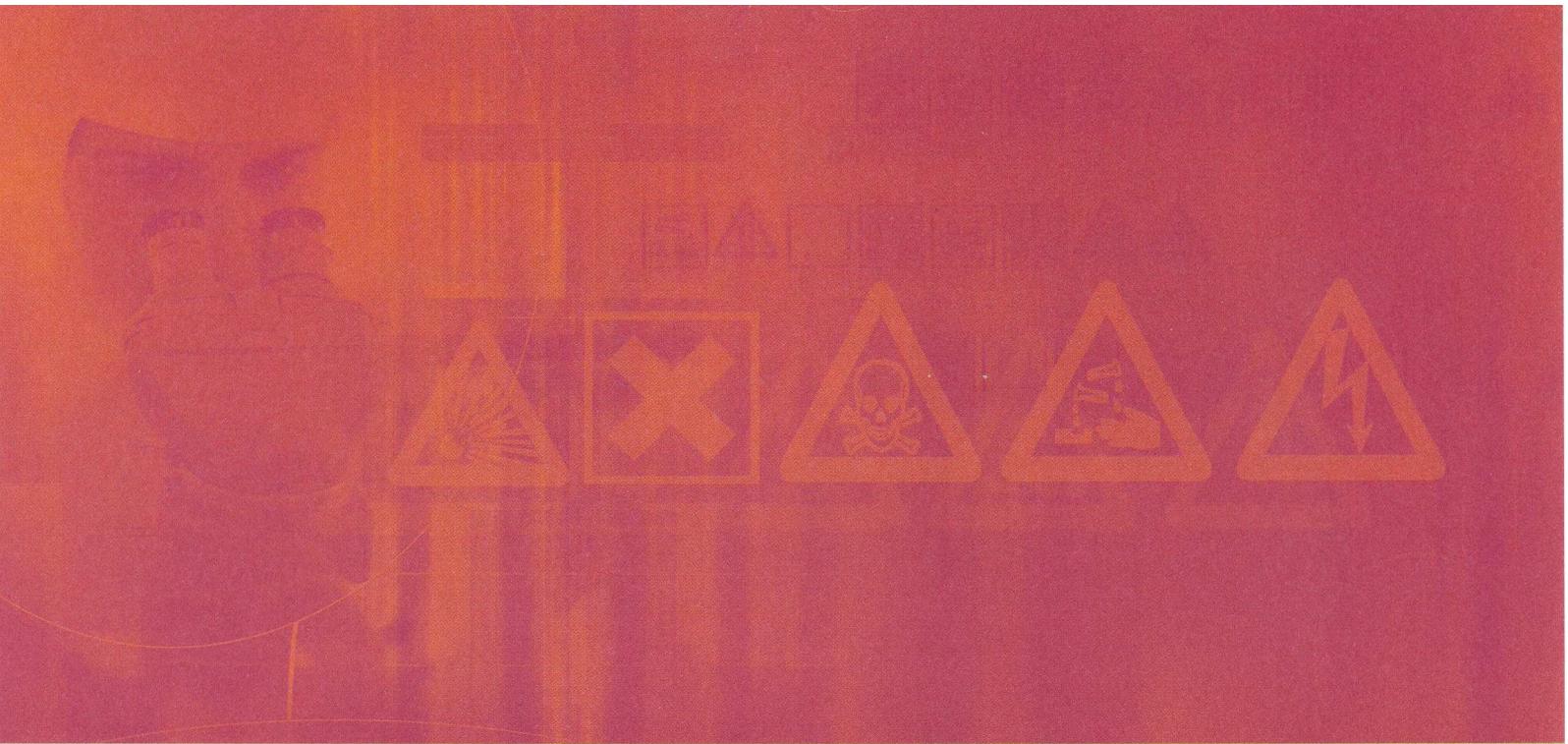
Bien que les données soient quelque peu éparpillées, il apparaît que les vitesses mesurées pour le réservoir entier et pour les gros fragments ne sont pas très éloignées.

De plus, on constate que les vitesses observées augmentent approximativement linéairement avec les valeurs prédites par le modèle théorique et que l'équation  $V = \frac{8 \cdot P_0 \cdot R^2 \cdot E}{M \cdot a_0}$  fournit une limite supérieure

réaliste par rapport aux vitesses mesurées.

En pratique, la brèche s'ouvre sur une période de temps finie et le taux de dépressurisation est réduit. Dans ces circonstances, à un instant donné, la pression agissant sur la paroi opposée à la brèche est plus importante et l'aire sur laquelle la pression instable agit est diminuée.

Le fait que les vitesses des missiles observées soient inférieures à celles prédites par l'équation  $V = \frac{8 \cdot P_0 \cdot R^2 \cdot E}{M \cdot a_0}$  montre que l'existence d'un temps d'ouverture fini entraîne une réduction de l'impulsion appliquée sur le missile par rapport à l'impulsion supposée dans le modèle théorique.



*maîtriser le risque |  
pour un développement durable |*

**Institut national de l'environnement industriel et des risques**

Parc Technologique Alata  
BP 2 - 60550 Verneuil-en-Halatte

Tél. : +33 (0)3 44 55 66 77 - Fax : +33 (0)3 44 55 66 99

**E-mail :** [ineris@ineris.fr](mailto:ineris@ineris.fr) - **Internet :** <http://www.ineris.fr>