



Recherche d'une prédiction de fragmentation charge par charge pour les tirs à ciel ouvert

Florent Delille

► To cite this version:

Florent Delille. Recherche d'une prédiction de fragmentation charge par charge pour les tirs à ciel ouvert. Sciences de la Terre. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2012. Français. NNT : 2012ENMP0046 . pastel-00798090

HAL Id: pastel-00798090

<https://pastel.hal.science/pastel-00798090>

Submitted on 8 Mar 2013

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

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

Ecole doctorale n° 398 : Géosciences et Ressources Naturelles

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École nationale supérieure des mines de Paris

Spécialité "Techniques et Economie de l'Exploitation du Sous-sol "

présentée et soutenue publiquement par

Florent DELILLE

Le 11 septembre 2012

**Recherche d'une prédiction de fragmentation
charge par charge pour les tirs à ciel ouvert**

***Search for a hole-by-hole fragmentation prediction method
in application to open pit blasts***

Directeur de thèse : **Damien GOETZ**
Co-encadrement de la thèse : **Michel TIJANI**

Jury

M. Jack-Pierre PIGUET, Professeur, Ecole des Mines de Nancy
M. José SANCHIDRIAN, Professeur, Université de Madrid
M. Damien GOETZ, Professeur, MINES ParisTech à Fontainebleau
M. Hamid MASSOUD, Total
M. Peter MOSER, Professeur, Vice-Recteur de l'Université de Leoben
Mme Amel REJEB, Areva
M. Michel TIJANI, Directeur de Recherche, MINES ParisTech à Fontainebleau
M. Philippe WEBER, Ecole des Mines d'Alès

Rapporteur, Président du Jury
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examinatrice
Examineur
Examineur

**T
H
È
S
E**

Remerciements

Tout au long de l'extraordinaire expérience humaine qu'a été pour moi ce travail, j'ai eu la chance de rencontrer et de côtoyer tant de personnes différentes qu'il me faudrait presque un chapitre entier pour les nommer et rendre justice à leur soutien. Avant de commencer, donc, à tous ceux que j'ai croisés au cours de cette aventure et qui auraient été oubliés ci-dessous, je vous prie de ne pas douter de ma reconnaissance vis-à-vis de ce que vous m'avez apporté.

Je tiens à exprimer ma plus sincère gratitude à l'égard de la filiale AREVA Mines du groupe AREVA, qui a financé ce travail de recherche et fourni le cadre pour son déroulement. En particulier, toute ma reconnaissance va au site minier nigérien de la SOMAÏR, qui a hébergé la trentaine de tirs expérimentaux de ce travail, a fourni les moyens matériels et humains pour leur réalisation (malgré la pression liée aux contraintes de production que toute entreprise minière ne connaît que trop bien), et m'a hébergé et transporté pendant les sept mois que j'aurai passé au total dans la région d'Arlit. Je remercie notamment l'ancien Directeur Général de la SOMAÏR, M. MITTLER, d'avoir donné l'accord pour lancer ce travail.

Je veux aussi rendre un solide hommage à mon directeur de thèse, M. GOETZ, pour avoir mis en place le cadre de ce travail de recherche, pour son encadrement, sa patience, et aussi pour une confiance et un soutien moral dont il ne m'a jamais privé dans ces moments où j'en ai eu le plus besoin — je suis heureux que nous soyons toujours parvenus à nous pardonner mutuellement le fait d'être humains. Je remercie également M. MOSER de la *Montanuniversität Leoben*, pour avoir co-encadré ce travail de recherche, pour m'avoir toujours accueilli au *Mineral Resources Dept.*, pour m'avoir invité à des formations, et bien sûr pour son regard expert sur ma recherche. Je remercie chaleureusement M. TIJANI, Responsable de la Formation Doctorale au Centre de Géosciences MINES ParisTech, qui a également joué un rôle important dans l'encadrement et les développements de ce travail.

A MM. DE WINTER, GORDINE et MASSOUD, les trois personnes ayant hérité successivement de la responsabilité d'encadrer mon travail lors de leur présence au sein d'AREVA Mines, j'adresse un grand merci pour bien des leçons industrielles et humaines apprises. De même, je remercie Mme REJEB, qui en tant que Directrice de la Recherche & Développement AREVA Mines a grandement contribué à l'encadrement et au soutien financier de ce travail de recherche, ce pour quoi je me sens très redevable.

J'aimerais remercier les équipes de recherche du Centre de Géosciences MINES ParisTech pour avoir toujours partagé leur science, leur expérience et leur bonne humeur; sans tous les citer, je pense surtout à MM. ROUABHI, STAB, HADJ-HASSEN, TESSIER, SCHLEIFER et MENAND, sans oublier Mmes BREDA, MOTTE, LE CAER, PETITIMBERT, QUANTIN et VASSILIADIS. M. ROUABHI, en tant que concepteur du modèle rhéologique mis à contribution dans le troisième chapitre du mémoire, m'a notamment apporté un soutien inestimable tout au long de mon travail sur ces aspects. Je veux aussi remercier ici mes camarades doctorants Amira, Laura, Khouzama, Rima, Rose, Abed, Dhaker, Gilles, Ha, Malek, Mario-Luis, Salim pour notre amitié et notre entraide pendant ces années. Merci également à mes collègues anciens et actuels du Service des Techniques Minières à AREVA Mines pour leur collaboration et bien sûr aussi leur soutien vis-à-vis de mon travail: Anne-Laure, Chloé, Anselme, Benoît, Denis, Dimitri, Driss, Florian, François, Gérard, Hubert, José-Antonio, Lloyd, Mamadou, Nicolas, Patrick et Victor. Les collègues d'autres services qui m'ont aidé lors de mon travail ne sont pas oubliés dans ces remerciements.

A la SOMAÏR, bien des personnes ont aidé directement ou indirectement, et il serait regrettable de ne pas les mentionner ici. Je pense bien sûr au management passé et actuel de la société, en particulier MM. MAHAMADOU, BASTIEN, HERTZ et DUBECQ, qui ont aidé à la mise en place et à la réalisation des expériences, qui les ont soutenues et ce même lorsque les temps étaient particulièrement durs pour la production; mais aussi à M. OUSMANE, ingénieur des mines à la SOMAÏR, pour son assistance dans l'organisation et la conduite des expériences sur le terrain. Sans ses efforts, nous n'aurions probablement pas pu obtenir la moitié les résultats qui sont présentés dans ce document. De même, j'adresse ma gratitude aux équipes et à l'encadrement de la mine à ciel ouvert sans les nommer tous, en mentionnant spécialement Mlle CALVEZ qui a fourni les données de payload des camions participant aux expériences. Et enfin, de ces sept mois passés en tout à Arlit, je retiens de magnifiques souvenirs, que je dois aux équipes locales, aux expatriés, aux collègues parisiens de passage, aux fournisseurs en mission, et aussi aux ingénieurs stagiaires suffisamment téméraires pour s'aventurer dans ces contrées reculées.

Pour leur collaboration aux aspects techniques et logistiques de la commande des matériels de mesure, j'aimerais remercier MM. GAICH et PÖTSCH de 3G Software & Measurement, M. EWER de Pulsar Measuring Systems Ltd., M. BAUER de MREL Group of Companies, MM. BLANCHIER et BERNASCONI d'YSO Consultants, et enfin M. ASTAFIEFF de Mitsubishi Electric Europe.

Pour des moments mémorables pendant les semaines que j'ai passées en Autriche à la *Montanuniversität Leoben*, et pour tout ce que j'ai appris de la culture autrichienne, j'aimerais remercier entre autres MM. BLAHA, HEISS, HOHL, BAUER, EISNER, WÖFLER ainsi que Mlles PRESSLER, HOLZBAUER et bien sûr Mlle TAUBER dont la détermination dans ses études a été et restera pour moi un véritable exemple.

Ayant bien sûr gardé le plus important pour la fin, il me serait impossible de ne pas exprimer ma reconnaissance pour l'incroyable quantité d'énergie, d'amour et de soutien qui m'a été prodiguée durant ces années par ma famille, ma belle-famille et mes amis. En particulier, je remercie du fond du coeur Aurélie pour avoir enduré patiemment toutes les difficultés, les incertitudes et l'épuisant immobilisme liés au fait de partager la vie d'un "interminable doctorant". Puisque le titre de "docteur par alliance" n'existe toujours pas, elle ne pourra recevoir en contrepartie — maigre reconnaissance — que mon éternelle admiration pour avoir fait des sacrifices dont peu de personnes seraient capables.

Résumé

Une étude expérimentale ainsi qu'une approche de modélisation numérique ont été mises en oeuvre en parallèle pour étudier le processus de fragmentation et d'arrachement dans les tirs à l'explosif en ciel ouvert. Le but ultime est de développer une approche prédictive charge par charge qui puisse être appliquée dans des situations d'abattage diverses. L'étude bibliographique réalisée et rapportée a encouragé cette recherche par les constats suivants:

- il subsiste des zones d'ombre dans la compréhension du phénomène de fragmentation et d'arrachement à l'échelle d'un massif rocheux réel;
- l'efficacité des tirs est entre autres influencée par la précision de la foration et les hétérogénéités des gradins;
- les données expérimentales en échelle réelle permettant de comparer les résultats de fragmentation d'une charge unique et d'un tir entier font actuellement défaut.

Un programme expérimental à échelle progressive a donc été développé afin de quantifier l'influence de la géométrie et des retards d'amorçage entre charges sur le déroulement de l'arrachement et de la fragmentation. L'analyse des résultats obtenus dans le contexte expérimental de cette étude démontre que le bénéfice industriel d'une approche prédictive à l'échelle de chaque charge est limité par rapport à ceux qui peuvent être obtenus avec les méthodes classiques basées sur les paramètres géométriques moyens. Elle met également en évidence de nouveaux éléments au niveau du déroulement des tirs d'abattage:

- les hétérogénéités granulométriques d'un tas abattu par une charge unique ou par plusieurs charges sont comparables;
- plusieurs indices corroborent le fait que les charges abattues à une étape de retard donnée sont influencées par la présence de charges amorcées à un instant ultérieur, ce qui est contraire aux idées véhiculées par les démarches de discrétisation de plans de tir jusqu'alors proposées dans la littérature.

Dans l'approche numérique mise en oeuvre en parallèle du travail expérimental, une explication originale est proposée à la dégradation de fragmentation observée dans des tests de laboratoire, réalisés par d'autres auteurs, pour des échantillons de roche cylindriques cerclés d'acier. Au lieu d'attribuer les effets de l'acier à des phénomènes acoustiques, les simulations axisymétriques réalisées exhibent une influence de la déformation permise, ou interdite, aux limites de l'échantillon. Le modèle rhéologique d'endommagement associé à ces simulations est également utilisé dans des calculs 2D afin de simuler l'arrachement et la fragmentation observé dans les expériences. Cette démarche n'aboutit pas au but escompté; toutefois, les résultats soulignent que ni les ondes de choc, ni les gaz d'explosion ne peuvent être considérés comme seul(e)s responsables des résultats de tir à l'explosif, et qu'un couplage des deux aspects devrait être recherché dans les futures simulations entreprises.

Dans la dernière phase d'analyse, une méthodologie de prédiction trou par trou de la taille médiane, ainsi que de la taille maximale, est introduite. Elle est mise en oeuvre en combinaison avec plusieurs hypothèses phénoménologiques successives, et facilement reproductible pour en tester de nouvelles. La qualité de la meilleure prédiction trou par trou ainsi obtenue est battue par une prédiction à la philosophie identique, mais basée sur les paramètres moyens de nos expériences.

Abstract

A combined experimental and numerical study of the fragmentation and breakage processes in open pit blasting is presented in the frame of the present thesis. The final goal of the study is to develop a hole-by-hole prediction method which could be applied in various blasting conditions. The literature review conducted encourages the development of such a predictive methodology through following observations:

- there remain gray areas in the understanding of the actual breakage and fragmentation process in full-scale;*
- blasting results are influenced e.g. by actual drilling performance and bench configuration;*
- full-scale blasting data enabling a solid comparison between fragmentation and breakage mechanisms for individual charges and full-scale blasts is still lacking at present.*

A comprehensive experimental program scaling up from single-hole to one-row sized blasts has been conceived along these lines to qualify and quantify the effects of blast pattern geometry and initiation timing on blasting results. Analysis and interpretation of data collected in our experimental conditions demonstrate that industrial benefits to be expected from a fragment size prediction on a hole-by-hole basis are not significantly higher than those offered by standard methods using average blast pattern parameters. Some new observations about bench blasting are also featured:

- fragment size distribution uniformities in blasted muckpiles are very alike in the single-hole and multiple-hole cases;*
- several facts coalesce into indicating that holes initiated at a given time step will be influenced by the presence of adjacent holes which are subsequently initiated, which stands in glaring contrast with ideas associated to hitherto proposed breakage rules in the literature.*

In the numerical approach, which has been conducted in parallel to the experimental one, an original explanation is proposed for the fragmentation reduction observed in confined cylinder blasting tests by other authors. Instead of linking the confining steel cylinder's effect to acoustic phenomena, our axisymmetric simulations show that damage is mostly affected by the fact that strain at the sample's boundary is in great part prevented. The damage behaviour law taken for this simulation is further used in 2D calculations with an aim to simulate experimentally observed breakage and fragmentation. Obtained results do not meet initial expectations; nevertheless, they emphasize the fact that neither shock waves nor explosion gases should be considered as a single cause for blasting results; henceforth, coupling both aspects is strongly encouraged in any numerical work to follow.

In the last part of this work, a hole-by-hole prediction method for mean fragment size, as well as maximum block size, is introduced. It is used in combination with a series of subsequent phenomenological hypotheses and can easily be reproduced to test new ones. The best quality obtained by a hole-by-hole prediction is topped by a new prediction based on an identical principle but using average blast pattern parameters of our experiments as an input.

Table des matières

Remerciements	3
Résumé/Abstract	5
Table des matières	9
Introduction	15
I Etude bibliographique	19
I.A Conséquences des résultats du tir	21
I.A.1 Retombées technico-économiques	21
I.A.2 Retombées environnementales	24
I.A.2.1 Consommation énergétique et gaz à effet de serre	24
I.A.2.2 Vibrations	24
I.A.2.3 Suppression aérienne et nuisances associées	24
I.A.2.4 Projections excessives	25
I.A.3 Récapitulatif	25
I.B Paramètres influençant les résultats d'abattage	25
I.B.1 Matrice rocheuse abattue	25
I.B.1.1 Propriétés structurales	25
I.B.1.2 Discontinuités stratigraphiques et plans de fracturation	27
I.B.1.3 Propriétés mécaniques	29
I.B.2 Type d'explosif et propriétés énergétiques	30
I.B.3 Couplage explosif/roche	32
I.B.4 Diamètre de foration	33
I.B.5 Géométrie du plan de tir et du chargement	33
I.B.6 Séquence d'amorçage	34
I.B.7 Précision de la foration	37
I.B.8 Récapitulatif	38
I.C Mécanismes de fragmentation et d'arrachement de la roche par l'explosif	41
I.C.1 Partitionnement de l'énergie explosive : choc et gaz	41
I.C.2 Effets de l'explosif sur la roche	42
I.C.3 Bilan énergétique d'un tir à l'explosif	45
I.C.4 Concept énergie/surface	48
I.C.5 Récapitulatif	49
I.D Méthodes et modèles pour l'étude numérique de la fragmentation des roches	51
I.E Subtilités de la dynamique rapide et difficultés associées	52
I.E.1 Modélisation de l'interaction entre explosif et roche	52
I.E.2 Seuil de rupture et effets de dépendance à la vitesse de sollicitation	54
I.E.3 Récapitulatif	54
I.F Modèles prédictifs empiriques de fragmentation	57
I.F.1 Définition d'une distribution granulométrique	57
I.F.2 Fonctions de répartition granulométriques usuelles	57

	<i>I.F.2.1 Fonction Rosin-Rammler</i>	57
	<i>I.F.2.2 Fonction Swebrec</i>	59
I.F.3	Prédictions de taille médiane	60
	<i>I.F.3.1 Equation de Kuznetsov</i>	60
	<i>I.F.3.2 Autres équations prédictives proposées dans la littérature</i>	60
I.F.4	Taille maximale des fragments	61
I.F.5	Modèles prédictifs de fragmentation	61
	<i>I.F.5.1 Modèle Kuz-Ram</i>	61
	<i>I.F.5.2 Modèles bi-modaux</i>	62
	<i>I.F.5.3 Modèle KCO</i>	62
I.F.6	Récapitulatif	63
I.G	Travaux expérimentaux au sujet de la fragmentation et de l'arrachement	64
	I.G.1 Influence de l'échelle sur les résultats de tir	64
	I.G.2 Etudes sur la fragmentation en échelle réduite	65
	I.G.3 Influence de l'entourage d'un volume de roche abattu sur les résultats granulométriques	66
	I.G.4 Etudes portant sur l'arrachement	70
	<i>I.G.4.1 Essais de cratères</i>	70
	<i>I.G.4.2 Tests de banquette critique</i>	71
	I.G.5 Tirs de charges uniques en échelle réelle	71
	I.G.6 Récapitulatif	74
I.H	Techniques et prédictions adaptatives aux paramètres réels	76
	I.H.1 Techniques d'abattage adaptatives	76
	I.H.2 Allocation de zones tributaires aux charges dans les plans de tir	77
	I.H.3 Récapitulatif	79
I.I	Conclusions de l'étude bibliographique	80

II Approche expérimentale

83

II.A	Introduction	85
	II.A.1 Objectifs	85
	II.A.2 Méthodologie	85
	<i>II.A.2.1 Types d'essais</i>	86
	<i>II.A.2.2 Base de données expérimentales obtenue</i>	86
	<i>II.A.2.3 Paramètres fixes</i>	86
	<i>II.A.2.4 Paramètres variables dans les essais</i>	87
II.A.3	Site expérimental	87
	<i>II.A.3.1 Présentation du site minier</i>	87
	<i>II.A.3.2 Description géologique du site</i>	88
	<i>II.A.3.3 Zone expérimentale : la fosse Tamgak</i>	90
	<i>II.A.3.4 Engins utilisés</i>	90
	<i>II.A.3.5 Propriétés mécaniques de la roche expérimentale</i>	96
II.B	Instrumentation des expériences	96
	II.B.1 Paramètres principaux	98
	<i>II.B.1.1 Géométrie réelle des tirs</i>	98
	<i>II.B.1.2 Masse d'explosif par trou</i>	101
	<i>II.B.1.3 Granulométrie des tas abattus par analyse d'images</i>	101
	<i>II.B.1.4 Arrachement produit par les tirs</i>	106
II.B.2	Paramètres de contrôle	106

II.B.2.1	<i>Propriétés géologiques du gradin</i>	106
II.B.2.2	<i>Vitesse de détonation</i>	107
II.B.2.3	<i>Vidéo à vitesse normale</i>	108
II.B.2.4	<i>Croquis des effets arrières et mesure de leur portée</i>	108
II.B.2.5	<i>Autres mesures</i>	108
II.B.3	Problèmes de mesure et données écartées de l'étude	109
II.B.4	Aspects pratiques et difficultés: retour d'expérience	110
II.C	Traitement des données expérimentales	114
II.C.1	Hypothèses générales	114
II.C.1.1	<i>Définition de la consommation spécifique</i>	114
II.C.1.2	<i>Définition de la banquette réelle</i>	114
II.C.1.3	<i>Autres paramètres géométriques</i>	116
II.C.1.4	<i>Descriptions paramétriques des courbes de fragmentation expérimentales</i>	116
II.C.2	Reconstruction des profils de trous	119
II.C.3	Calcul du volume abattu par les tirs	120
II.C.3.1	<i>Calcul géométrique</i>	121
II.C.3.2	<i>Mesures de tonnage des chargements de tombereaux</i>	123
II.C.4	Construction de profils de gradin 2D moyens avant et après tir	124
II.C.4.1	<i>Pré-traitement des nuages de points</i>	124
II.C.4.2	<i>Construction du profil moyen avant et après tir</i>	125
II.D	Résultats expérimentaux	128
II.D.1	Questions générales	128
II.D.1.1	<i>Position des fronts</i>	128
II.D.1.2	<i>Mesure de taille maximale de bloc</i>	128
II.D.2	Résultats qualitatifs liés aux paramètres de contrôle	129
II.D.2.1	<i>Effets arrière</i>	129
II.D.2.2	<i>Déboussures</i>	133
II.D.2.3	<i>Commentaires sur les autres paramètres de contrôle</i>	134
II.D.3	Résultats de fragmentation	135
II.D.3.1	<i>Remarque liminaire sur l'utilisation de q</i>	138
II.D.3.2	<i>Indice d'uniformité Rosin-Rammler</i>	138
II.D.3.3	<i>Taille médiane des fragments abattus</i>	140
II.D.3.4	<i>Taille maximale de bloc</i>	141
II.D.3.5	<i>Relation entre X_{max} et X_{50}</i>	143
II.D.3.6	<i>Essais bi-trous à amorçage simultané</i>	145
II.D.3.7	<i>Pourcentage optique de fines</i>	146
II.D.3.8	<i>Influence d'une correction de fines et portée quantitative des lois empiriques proposées</i>	147
II.D.4	Résultats d'arrachement	148
II.D.4.1	<i>Introduction : description analytique d'un arrachement</i>	152
II.D.4.2	<i>Mono-trous — asymétrie des arrachements</i>	153
II.D.4.3	<i>Mono-trous — forme des arrachements</i>	154
II.D.4.4	<i>Mono-trous — étendue des surfaces arrachées</i>	157
II.D.4.5	<i>Tirs à charges multiples — arrachement entre charges</i>	158
II.D.4.6	<i>Tirs à une rangée — comparaison de l'étendue arrachée avec les mono-trous</i>	158
II.D.4.7	<i>Tirs bi-trous — remarques sur l'étendue de l'arrachement</i>	161
II.E	Conclusions de l'étude expérimentale	162

III Approche numérique**165**

III.A Modélisation de l'influence des conditions aux bords d'un échantillon cylindrique abattu	167
III.A.1 Introduction	167
III.A.2 Données du problème	168
III.A.3 Etude en élasticité linéaire	169
<i>III.A.3.1 Ondes planes</i>	169
<i>III.A.3.2 Ondes cylindriques</i>	173
III.A.4 Loi rhéologique réaliste	175
III.B Détonation de charges en élasticité dynamique	180
III.B.1 Objectif de l'approche	180
III.B.2 Cavités pressurisées en milieu élastique infini et isotrope	181
III.B.3 Charge unique en présence d'une surface libre - matériau élastique	182
III.B.4 Récapitulatif	184
III.C Simulation avec loi rhéologique évoluée	186
III.C.1 Description du modèle	186
<i>III.C.1.1 Introduction</i>	186
<i>III.C.1.2 Inaccessibilité du problème à l'échelle réelle</i>	187
<i>III.C.1.3 Paramètres rhéologiques</i>	188
<i>III.C.1.4 Réponse isotrope du matériau à la compression</i>	189
<i>III.C.1.5 Réponse anisotrope du matériau à la traction</i>	190
<i>III.C.1.6 Application de la rhéologie à un cycle de sollicitations uniaxiales</i>	190
<i>III.C.1.7 Illustration de la dépendance à la vitesse de déformation</i>	191
III.C.2 Scénarios simulés	191
<i>III.C.2.1 Paramètres de référence</i>	191
<i>III.C.2.2 Calcul 1T</i>	195
<i>III.C.2.3 Calcul 2TS</i>	195
III.C.3 Analyse comparative des résultats	195
III.C.4 Modification de la condition aux limites et de la rhéologie	203
<i>III.C.4.1 Modification de la condition aux limites</i>	203
<i>III.C.4.2 Modification de la rhéologie</i>	206
III.C.5 Difficultés liées à la localisation de l'endommagement	207
III.C.6 Evaluation et comparaison des granulométries pour <i>1T</i> et <i>2TS</i>	210
<i>III.C.6.1 Régularisation des cartes et restriction à la partie arrachée</i>	211
<i>III.C.6.2 Loi de fragmentation</i>	212
<i>III.C.6.3 Interprétation des résultats</i>	214
III.C.7 Applicabilité du modèle et perspectives	216
III.D Conclusions de l'étude numérique	217

IV Analyses complémentaires**221**

IV.A Définitions et méthode de travail	223
IV.A.1 Définitions	223
IV.A.2 Comparaison de l'efficacité des prédictions testées	224
IV.A.3 Formes analytiques utilisées	225
IV.A.4 Mise en oeuvre des multiplicateurs	226
IV.B Prédictions charge par charge avec des paramètres directement calculables	227
IV.B.1 Prédiction d'arrachement	227
<i>IV.B.1.1 Premier trou</i>	227
<i>IV.B.1.2 Second trou et trous ultérieurs</i>	228

IV.B.1.3	<i>Banquettes propre, résiduelle et dynamique</i>	230
IV.B.2	Prédiction trou par trou de la fragmentation des expériences de tir	232
IV.B.2.1	<i>Prédiction charge par charge en fonction des consommations spécifiques propres $q(i)$</i>	235
IV.B.2.2	<i>Prédiction charge par charge en fonction des banquettes géométriques $B(i)$</i>	238
IV.B.2.3	<i>Prédiction charge par charge en fonction des banquettes dynamiques $B_{dyn}(i)$</i>	239
IV.B.2.4	<i>Déduction des résultats de fragmentation du deuxième trou</i>	240
IV.B.3	Conclusion intermédiaire	241
IV.C	Analyse qualitative des résultats	243
IV.C.1	Résultats d'arrachement	243
IV.C.1.1	<i>Ouverture de fissures au passage des ondes de choc incidentes puis réfléchies</i>	243
IV.C.1.2	<i>Propagation de fissures radiales et production d'effets arrière par l'effet de la pression quasi-statique des gaz d'explosion</i>	247
IV.C.1.3	<i>Discussion des mécanismes</i>	247
IV.C.1.4	<i>Découpage séquentiel ou égalitaire?</i>	249
IV.C.2	Résultats de fragmentation	250
IV.C.2.1	<i>Actions dues aux ondes de choc</i>	251
IV.C.2.2	<i>Actions dues aux gaz d'explosion</i>	257
IV.C.2.3	<i>Discussion des mécanismes</i>	267
IV.C.2.4	<i>Pertinence du terme d'échange énergétique</i>	271
IV.C.2.5	<i>Pertinence de la prédiction trou par trou</i>	272
IV.C.3	Récapitulatif	274
	Conclusion	277

Introduction

Point central du processus minier, l'abattage à l'explosif est un procédé technique incontournable pour détacher et réduire les roches d'un massif en place lorsque leur résistance est trop élevée pour permettre une excavation mécanique rentable. Les activités de foration/minage dans une exploitation minière sont à la fois un centre de coût et un levier de performance pour l'ensemble du cycle extractif; trouver le bon équilibre entre le premier et le second point reste aujourd'hui un art délicat.

Optimiser un tir de production minière se résume à la recherche des trois objectifs principaux suivants:

- quantité de roche abattue maximale;
- tailles de fragments obtenus optimales vis-à-vis de leur(s) utilisation(s) future(s);
- impacts environnementaux minimaux.

Si le contrôle de la quantité de roche produite par les tirs est un aspect relativement élémentaire pour l'exploitant, la maîtrise de la fragmentation des produits abattus est en revanche beaucoup plus délicate. Déterminer la distribution granulométrique qui rendrait le cycle d'extraction et de valorisation économiquement optimal est en particulier une question complexe, qui nécessite une prise en compte complète du cycle minier; de nombreuses études expérimentales réalisées par le passé ont en effet démontré une influence de la qualité des résultats de tir sur l'efficacité de chacun des procédés aval associés. En principe, la maîtrise des impacts environnementaux n'est pas une difficulté, pourvu que le processus soit étroitement suivi et contrôlé; l'environnement peut par ailleurs imposer des restrictions supplémentaires d'ordre purement technique.

Par conséquent, dans le cadre de ses activités extractives quotidiennes, l'industriel minier a à sa disposition une flotte d'engins et des produits explosifs ne pouvant être facilement modifiés, et doit se plier dans une large mesure aux caprices de la structure géologique qu'il exploite. Il a en pratique:

- un contrôle total, quotidien et immédiat sur les paramètres théoriques de la maille de foration, la séquence d'amorçage théorique et le plan de chargement théorique des trous forés;
- un contrôle restreint et inertiel sur la consommation spécifique et le métrage linéaire par tonne mensuels, le type d'explosif et la technologie d'amorçage, la précision de la foration réalisée par rapport au théorique, l'orientation relative des plans de discontinuités majeurs dans les gradins et la géométrie réelle du front de gradin avant tir;
- un contrôle nul sur les paramètres mécaniques de la roche abattue et la densité de fracturation de la matrice rocheuse.

En combinant les connaissances pratiques et les outils prédictifs empiriques existants, l'exploitant peut d'ores et déjà guider son choix de départ en termes d'équipement et de plan de tir théorique. Ces techniques atteignent cependant leurs limites à partir du moment où la réalité quotidienne du processus intervient. S'il est possible dans une certaine mesure de prédire l'influence d'un changement radical des paramètres d'abattage théoriques à l'aide des

outils existants, la prise en compte des imperfections locales du gradin et de la foration effectuée est en revanche impossible en l'état de l'art. Par ailleurs, au cours des dernières décennies, les techniques et équipements de mesure rendant possible la documentation géométrique et macrostructurale des gradins se sont développés de manière significative, ce qui facilite le suivi des paramètres réels dans le processus.

Un outil prédictif offrant à l'exploitant la possibilité de tirer parti de cette réalité doit pouvoir tenir compte de dissymétries dans les plans de tir, ce que l'utilisation de paramètres constants à l'échelle du plan de tir ne permet pas *a priori*. Autrement dit, la banquette et l'espacement avec d'autres trous de mine (qui découlent de la foration réellement réalisée et de la séquence d'amorçage) doivent pouvoir être précisés pour chaque charge et effectivement mis à contribution dans la prédiction. Raffiner cette dernière à l'échelle du trou individuel suppose de connaître plus en détail le mécanisme de fragmentation et d'arrachement associable à une charge unique, ainsi que les interactions entre celle-ci et ses proches voisines. Cette connaissance reste incomplète, notamment en raison du nombre limité d'études expérimentales spécifiques en échelle réelle permettant d'apporter des éléments de réponse. Enfin, si l'objectif technique attendu d'une prédiction granulométrique trou par trou est de permettre des adaptations de charge à l'échelle de chaque trou dans le plan de tir, encore faut-il que les résultats obtenus soient suffisamment sensibles aux variations des paramètres géométriques contrôlables pour prouver que la modification des pratiques de tir sur un site dans ce sens soit pertinente.

Par le travail présenté dans ce document, on cherche à formuler un modèle prédictif des résultats de tirs, qui à chaque charge, associe :

- un volume de roche abattue lui étant propre;
- des paramètres caractéristiques pertinents;
- un résultat granulométrique en fonction des deux points précédents.

Les paramètres pertinents sont *a priori* fonction principalement de la quantité d'énergie explosive fournie par trou, des propriétés mécaniques et structurales du massif, des caractéristiques géométriques réelles, et du voisinage du volume arraché (surface libre, massif intact, charges voisines amorcées simultanément, à un instant antérieur ou ultérieur).

Le cadre du travail est précisé par une revue détaillée de l'état de l'art en la matière, proposée au Chapitre I.

Un programme expérimental composé de tirs à charges uniques, de tirs de paires de charges et de tirs à charges multiples a été défini et réalisé en échelle réelle conformément aux axes de recherche dégagés par l'étude bibliographique. Le site minier de la SOMAÏR, filiale nigérienne du Business Group Mines AREVA NC, a accueilli ces essais et contribué à leur réalisation. Les résultats de fragmentation et d'arrachement sont présentés, analysés et comparés pour chacun des cas avec un accent sur le rôle des paramètres géométriques et du scénario d'amorçage. On fait ressortir les aspects les plus importants vis-à-vis de notre recherche d'une technique prédictive de fragmentation trou par trou.

Le Chapitre III présente plusieurs approches numériques de complexité croissante, menées en parallèle de la recherche expérimentale dans le but de modéliser les résultats obtenus et d'étendre leur portée. Une étude critique de chacune des approches est réalisée, et leurs limites et domaines d'applicabilité sont mis en évidence. La question de la présence d'un matériau bloquant le dégagement des charges a par ailleurs fait l'objet d'une attention spécifique, l'accent

ayant été placé sur cet aspect par d'autres auteurs à travers plusieurs études expérimentales à l'échelle du laboratoire.

Enfin, dans le Chapitre IV, on met à contribution les résultats obtenus dans les chapitres II et III pour rechercher une prédiction trou par trou, en faisant d'abord intervenir des paramètres directement calculables pour chaque charge, puis en compliquant la prédiction pour faire apparaître le rôle de plusieurs des mécanismes d'action de l'explosif contribuant à son travail de fragmentation et d'arrachement.

Dans la conclusion du mémoire, les perspectives de recherche dégagées lors du travail sur les aspects expérimentaux et numériques sont reprises, et on statue sur la pertinence de l'approche prédictive charge par charge, dans notre cas mais aussi de manière plus générale.

I Etude bibliographique

Pour préciser le contexte du travail présenté, une revue de l'état de l'art sur la fragmentation par l'explosif est réalisée. Les implications technico-économiques et environnementales des résultats d'abattage sont abordées (I.A). Les paramètres influençant ces résultats sont exposés (I.B). L'état des connaissances fondamentales sur le mécanisme de fragmentation par l'explosif est présenté (I.C).

Une loi de fragmentation universelle n'existant pas pour décrire ce mécanisme complexe, le problème a été abordé dans la littérature au moyen de techniques numériques qui se répartissent essentiellement dans deux familles (formulations continues et discontinues du processus d'endommagement). Un résumé des différents procédés est proposé (I.D). Les spécificités de la dynamique ultra-rapide et la réalité du couplage entre l'explosif et la roche créent par ailleurs des difficultés supplémentaires auxquelles toutes les approches numériques sont soumises; ces difficultés sont inventoriées (I.E).

Parallèlement à la modélisation théorique de la fragmentation, la recherche expérimentale a permis d'aboutir à des modèles empiriques, qui sont présentés avec un accent sur la philosophie globale sous-jacente (I.F). Une sélection des travaux expérimentaux en lien avec notre approche est présentée (I.G). Enfin, une analyse critique des approches existantes favorisant la prédiction des résultats de tir charge par charge est proposée (I.H).

Dans chacune des parties, les incertitudes et lacunes vis-à-vis de la problématique de recherche sont soulignées. Elles sont reprises en conclusion du Chapitre (I.I), où la méthodologie retenue pour l'étude expérimentale et numérique de l'abattage charge par charge est énoncée.

I.A Conséquences des résultats du tir

I.A.1 Retombées technico-économiques

L'abattage à l'explosif est un sous-procédé du cycle extractif minier. Comme il a été évoqué dans l'Introduction, son produit, la roche abattue, connaît ensuite plusieurs étapes de manipulation qui dépendent de sa nature et de l'objectif technique recherché.

La première étape de manipulation commune à tous les produits miniers est le chargement, typiquement par des pelles ou des chargeuses à pneus. La qualité du dégagement de la roche, à travers la forme du tas abattu, influence de manière significative la productivité du chargement en fonction du type d'engin utilisé (Scott *et al.*, 1988 [146]). La Figure I-1 montre la forme optimale d'un tas abattu pour deux types d'engins (chargeuse et pelle en butte).

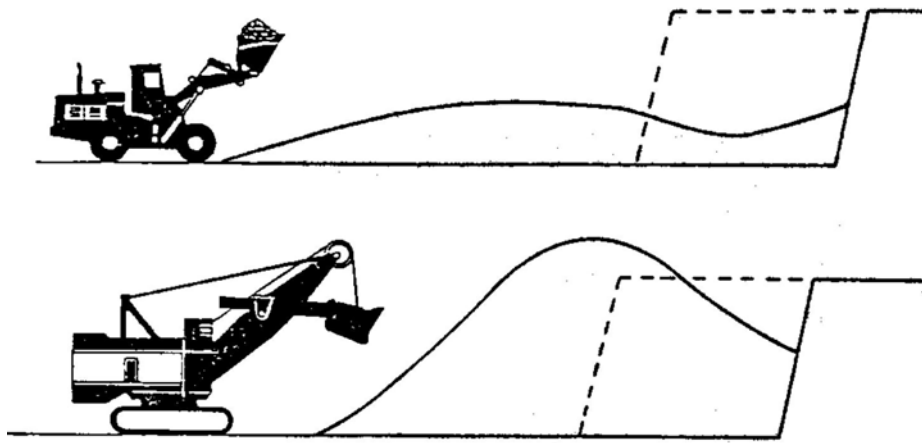


Figure I-1: Formes de tas idéales pour chargeuse à pneus et pelle hydraulique, respectivement (Scott *et al.*, 1988).

Le taux de remplissage des godets de chargeuses est amélioré lorsque le degré de fragmentation du produit abattu augmente (Allen *et al.*, 1999 [2]). Plus généralement, les performances et rendements horaires du cycle de chargement/transport sont affectées dans leur globalité par la qualité de la fragmentation après tir (Scott, 1996 [145]).

Si la qualité de la fragmentation est particulièrement faible et que des blocs hors gabarit sont présents dans le tas, une phase de traitement secondaire est nécessaire ; souvent, les blocs doivent être forés et pétardés. L'exploitant veut éviter autant que possible cette opération extrêmement improductive et donc coûteuse. La Figure I-2 montre un tas abattu où un bloc hors gabarit est présent.

Il arrive dans de rares circonstances qu'un échec technique global du tir crée une situation particulièrement délicate à traiter, comme c'est le cas pour la Figure I-3 mais aussi pour les Figures I-14 et I-8. Ces situations dégradées résultent en général d'une erreur de conception, d'un accident technique ou d'un paramètre géostructural non pris en compte car non observé. Elles ne peuvent donc pas être considérées comme représentatives d'un procédé d'abattage



Figure I-2: A gauche : tas abattu mal fragmenté (hauteur de gradin 18 m). A droite : l'ingénieur minier Ousmane M. posant à proximité du bloc hors gabarit. Mine de la SOMAÏR, 2008. Cliché personnel.

correct. Les ratés de tir¹ et leurs effets sont également disqualifiés pour les études de la fragmentation. Minimiser la fréquence de ces incidents techniques n'en est pas moins un levier de performance pour l'exploitant.



Figure I-3: Pan de roche en place après un tir mal réussi. Mine de la SOMAÏR, 2010. Cliché personnel.

Lorsque le pied d'un tir n'est pas maîtrisé, les irrégularités de plateforme résultantes (creux et bosses) peuvent être problématiques au point d'imposer un nivellement/ripage par bulldozer. Ceci crée à la fois des coûts supplémentaires et une dégradation de la qualité de plate-forme pour l'exploitation future du gradin inférieur, qui impactera l'efficacité et la précision de la foration.

¹Echec de la détonation d'une ou plusieurs charges lors de la mise à feu d'un plan de tir.

Les produits abattus valorisables sont ensuite acheminés vers un circuit de comminution comportant généralement une phase de concassage puis une phase de broyage. Lorsque la qualité de la fragmentation obtenue après abattage augmente, le débit du circuit de concassage est amélioré (Grundstrom *et al.*, 2001 [55]). La quantité d'explosif apportée et sa force jouent également sur la micro-fragmentation (Hamdi, 2003 [59]), à savoir la création de micro-fissures au sein des fragments abattus; les micro-fissures facilitent le broyage des roches concassées. Plusieurs études expérimentales assurent que le rendement du broyage est amélioré lorsque la consommation spécifique des tirs est accrue (Chi, 1996 [21], Fuerstenau, 1997 [48], Nielsen, 1999 [103] et Katsabanis, 2003 [70]).

Tous les aspects évoqués dénotent clairement qu'une bonne stratégie d'optimisation des coûts opératoires nécessite une modélisation technico-économique globale du cycle minier, par opposition à une approche d'évaluation activité par activité. Ce type d'approche globale dénommé *Mine-to-Mill* a été particulièrement développé au cours des deux dernières décennies (Kantchibotla *et al.*, 1999 [69], Scott *et al.*, 1999 [147], et Grundstrom *et al.*, 2001 [55]). L'importance d'une vision globale avait déjà été prise en compte et soulignée par exemple par McKenzie (1966, [89] et 1967, [90]). La Figure I-4 présente en résumé la tendance d'évolution des coûts miniers avec le degré de fragmentation obtenu dans les tirs, et met en évidence l'existence d'un optimum économique.

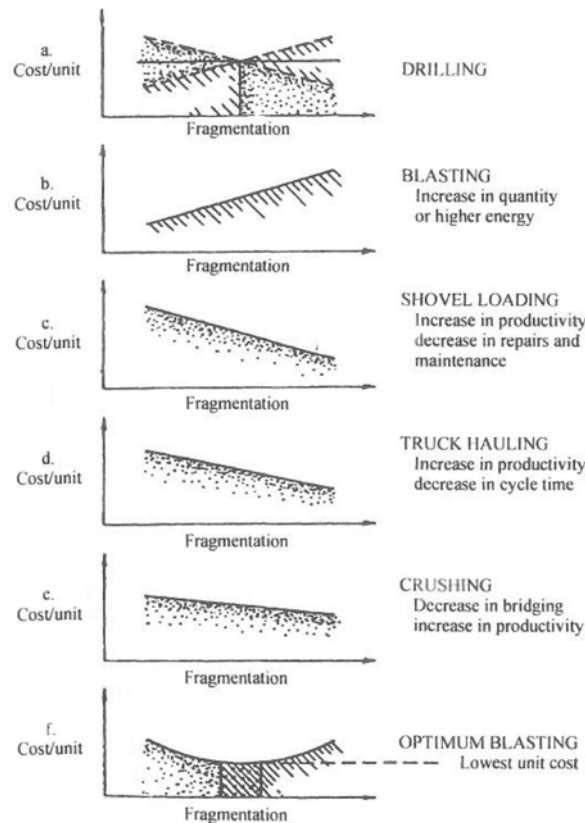


Figure I-4: Evolution des coûts unitaires individuels des process du cycle minier en fonction du degré de fragmentation obtenu dans les tirs. Hustrulid (1999 [64]), d'après McKenzie (1967, [90]).

I.A.2 Retombées environnementales

I.A.2.1 Consommation énergétique et gaz à effet de serre

Les exploitants et industriels sont plus que jamais préoccupés par les impacts environnementaux de leurs activités, d'autant plus que les premiers pas ont été faits vers l'évaluation économique des objets environnementaux et des risques associés à leur pollution/dégradation. Or, les efficacités technique et énergétique des procédés industriels sont liées.

La question des émissions de gaz à effets de serre sur un site minier a été traitée notamment par Brent (2010, [15]). Dans son étude, l'auteur démontre que les émissions de gaz à effets de serre (CO_2 et équivalents) directement imputables au procédé d'abattage à l'explosif sont négligeables par rapport aux émissions dans les procédés aval (chargement, transport, traitement mécanique). Ces procédés, comme nous avons pu le voir dans la sous-partie I.A.1, sont fortement influencés par la qualité du procédé d'abattage. Les données issues d'une étude de cas sur une mine australienne de métaux non ferreux sont reportées et présentées dans la Table I.1. Dans la troisième colonne, nous rapportons les émissions du procédé d'abattage aux émissions des autres procédés pour illustrer le propos.

Procédés	Emissions ($CO_2 - e, kg/t$)	Ratio abattage/procédé
<i>Abattage</i>	0.2	1
<i>Chargement & Transport</i>	5.	1/25
<i>Concassage & Broyage</i>	27.	1/135

Table I.1: Equivalents carbone émis par tonne de minerai abattue dans les différentes étapes du cycle minier (Brent, 2010).

En clair, en plus d'être un levier de performance technique globale, un abattage optimisé fournit donc également des améliorations environnementales. Au fur et à mesure que la science de l'évaluation économique de l'environnement progresse, il est à attendre que les approches holistiques intégreront de plus en plus le volet environnemental.

I.A.2.2 Vibrations

Entre 3 et 12 % (Olsson *et al.*, 2003 [107]) de l'énergie explosive relâchée lors de la détonation sont perdus au sein de la masse rocheuse sous forme d'ondes sismiques. L'énergie sismique dégagée dans les tirs à l'explosif à ciel ouvert se propage dans le massif environnant sous forme d'ondes de volume et de surface. Si elle est négligée, elle peut être néfaste aux structures situées aux proches alentours du tir. Les ondes de volume (ondes P, de compression, et ondes S, de cisaillement), qui pourraient *a priori* inquiéter les structures souterraines à proximité, posent rarement de problèmes en pratique. Les ondes de surface (ondes de Rayleigh et de Love) peuvent pour leur part endommager les bâtiments et incommoder les riverains. La maîtrise de la sismicité produite par les tirs se résume donc essentiellement à limiter ce dernier type d'effet indésirable. A tous points de vue, les ondes à basse fréquence sont les plus néfastes, étant à la fois plus nocives pour les infrastructures de surface et plus facilement ressenties par l'être humain.

I.A.2.3 Surpression aérienne et nuisances associées

En ciel ouvert, lorsque les gaz d'explosion se détendent dans la masse d'air ambiante, une onde de surpression acoustique est générée, avec du bruit associé. L'exposition à une surpression aérienne trop élevée peut causer des dommages auditifs, et peut endommager notamment

les fenêtres des bâtiments environnants. Lors du désastre industriel de l'ancienne usine AZF à Toulouse (sud-ouest de la France) en 2001, où un stock de 300 tonnes de nitrate d'ammonium a explosé en banlieue de la ville, les fenêtres des habitations ont été endommagées dans un rayon de 4 kilomètres autour du lieu de l'explosion. Le bruit associé a été entendu jusqu'à 80 km de distance d'après une publication du Centre Interdisciplinaire d'Etudes Urbaines (CIEU, 2002 [19]).

I.A.2.4 Projections excessives

A cause de la pression des gaz d'explosion, outre les effets de surpression aérienne précédemment cités, des fragments de roche peuvent être projetés au niveau de la zone de bourrage (verticalement) ou dans la direction du tir (horizontalement). Pour cette raison, un périmètre de sécurité est défini autour du tir, évacué et contrôlé par le boute-feu en chef avant la mise à feu, afin de protéger les personnes et équipements. Il arrive toutefois dans de rares cas que des projections exceptionnellement vives se produisent — celles-ci pouvant atteindre plusieurs centaines de mètres de portée. Ce type de risque environnemental est d'autant plus prononcé lorsque l'opération de tir a lieu à proximité de zones urbaines ou d'infrastructures publiques, par exemple une route. Parmi les facteurs pouvant favoriser cet effet secondaire néfaste, on peut citer de manière non exhaustive:

- une banquette trop faible;
- une banquette trop forte favorisant l'éjection verticale des roches dans la zone de bourrage;
- des trous de mine anormalement convergents à proximité du front;
- la présence d'une zone de résistance particulièrement faible au niveau du front.

Indépendamment du danger que représentent les projections excessives, un étalement trop important du tas abattu par un tir n'est pas techniquement souhaitable, car les engins de déblayage sont dans ce cas forcés de ratisser la plate-forme inférieure afin de récupérer les déblais. Ce scénario est d'autant plus problématique dans le cas où le déblayage se fait avec des pelles hydrauliques, et la finesse de la fragmentation devient alors même un désavantage.

I.A.3 Récapitulatif

Pour les raisons techniques et environnementales explicitées dans les paragraphes précédents, il apparaît que la maîtrise des tirs à l'explosif est un enjeu clé pour la performance de l'exploitation minière à ciel ouvert. Chercher à améliorer la maîtrise des tirs passe par la connaissance des facteurs qui influencent leur résultat. Ces facteurs sont détaillés dans la partie suivante.

I.B Paramètres influençant les résultats d'abattage

I.B.1 Matrice rocheuse abattue

I.B.1.1 Propriétés structurales

Les caractéristiques géologiques de la matrice rocheuse abattue représentent le facteur d'influence à la fois le plus important et le moins contrôlable dans les tirs à l'explosif. La Figure I-5 illustre deux conditions radicalement différentes de structure pour la masse rocheuse à

abattre, présentées par Scott (1999, [144]). Les plans de discontinuités arrêtent la propagation de fractures dans la roche; la microstructure de la roche abattue et les imperfections naturelles influencent et compliquent le processus de fracturation dynamique (création de fractures multiples et bifurcation des fractures individuelles).



Figure I-5: Différentes conditions de fracturation in-situ (Scott, 1999).

Le pire scénario de macrostructure imaginable pour un tir à l'explosif est un horizon conglomératique dont le ciment est peu compétent, et dont les blocs ont à l'inverse une résistance aux sollicitations mécaniques élevée. Dans ce cas, la réduction de taille des blocs *in situ* par le biais des tirs est quasiment impossible à un coût raisonnable, puisque seuls les blocs intersectés par des trous de mines pourront être fragmentés - ce problème est illustré à la Figure I-6.

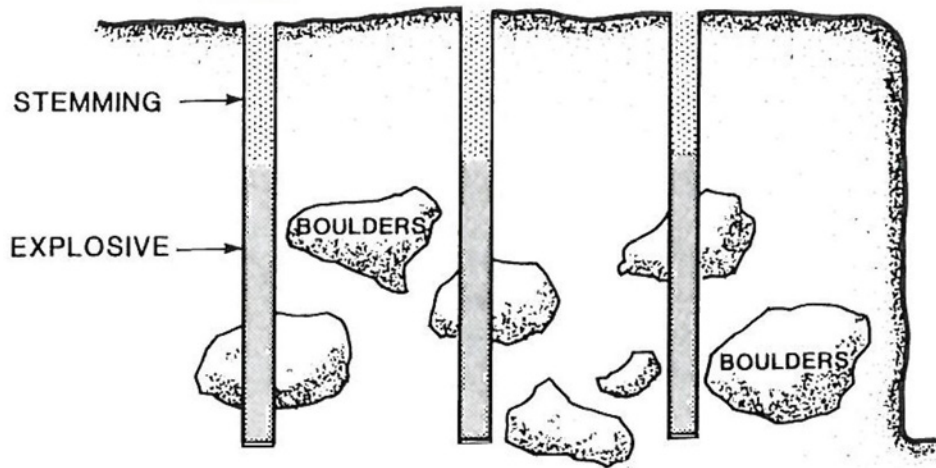


Figure I-6: Abattage de conglomérats à blocs massifs (d'après Bhandari, 1997 [7]).

Dans des conditions où la fréquence spatiale d'un ou plusieurs jeux de discontinuités est importante, il est notoirement préférable de tirer les gradins avec un diamètre de trou réduit; ceci permet en effet une maille de foration plus serrée à consommation spécifique équivalente. Une maille de foration trop lâche dans ce type de situation peut conduire à des portions entières du gradin peu ou non fragmentées (voir Figure I-7 ci-après). Cette remarque s'applique également au tir dans les roches conglomératiques.

En contexte industriel standard, il est impossible d'obtenir une description structurale

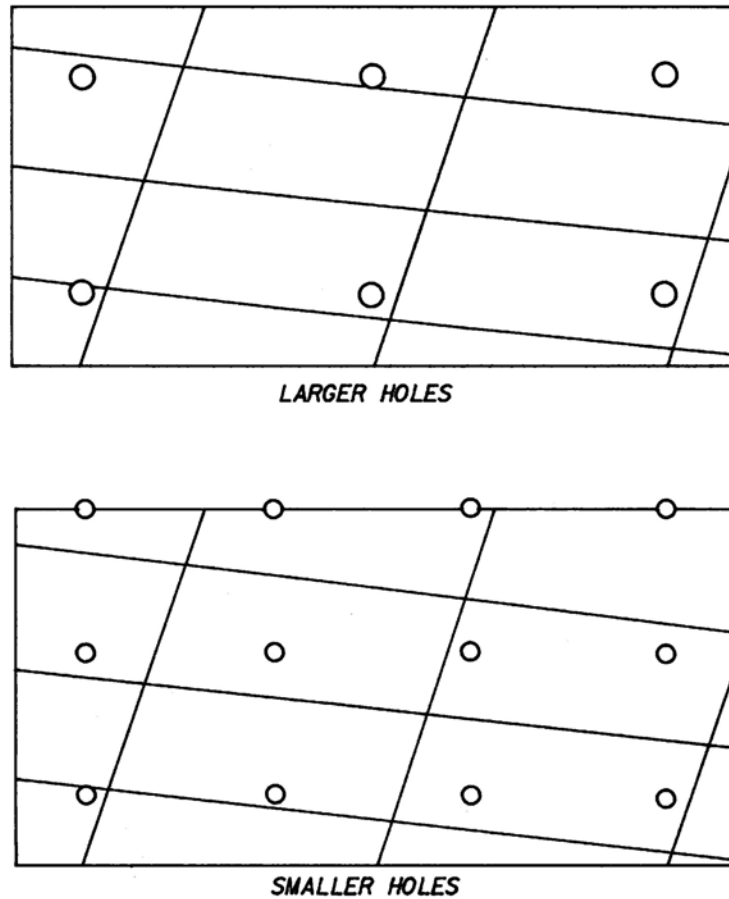


Figure I-7: Deux mailles de foration différentes confrontées à un même réseau de discontinuités.
Illustration d'après l'U.S. Bureau of Reclamation, [164], 2001.

complète de la masse rocheuse abattue. En revanche, il est possible d'enregistrer des informations de surface limitées, par exemple:

- intersection de plans de discontinuités avec le front du gradin ou la plateforme supérieure;
- imagerie de paroi de trous forés.

Ces informations peuvent permettre la modélisation et la reconstitution d'une blocométrie in-situ (Du Mouza & Aler, 1996 [41], Hamdi et al. 2003 [59]).

I.B.1.2 Discontinuités stratigraphiques et plans de fracturation

La présence d'une discontinuité peu remplie ou à remplissage peu résistant peut par ailleurs causer un échappement des gaz d'explosion et perturber la mise en mouvement de la roche abattue. Ce point est particulièrement illustré par un résultat de tir observé à la mine de SOMAÏR en 2008, où une discontinuité subhorizontale a joué un rôle visible sur les résultats d'arrachement au pied. Les clichés correspondants sont présentés à la Figure I-8. De manière plus générale, l'orientation des jeux de discontinuités par rapport à l'orientation du gradin et des charges a une influence à la fois sur la portée et sur les formes d'arrachement observées après tir dans les plans horizontal (Figure I-9) et vertical (Figure I-10).



Figure I-8: Partie inférieure d'un gradin non arrachée en raison de la présence d'un joint subhorizontal.
Mine de la SOMAÏR, 2008 (clichés personnels).

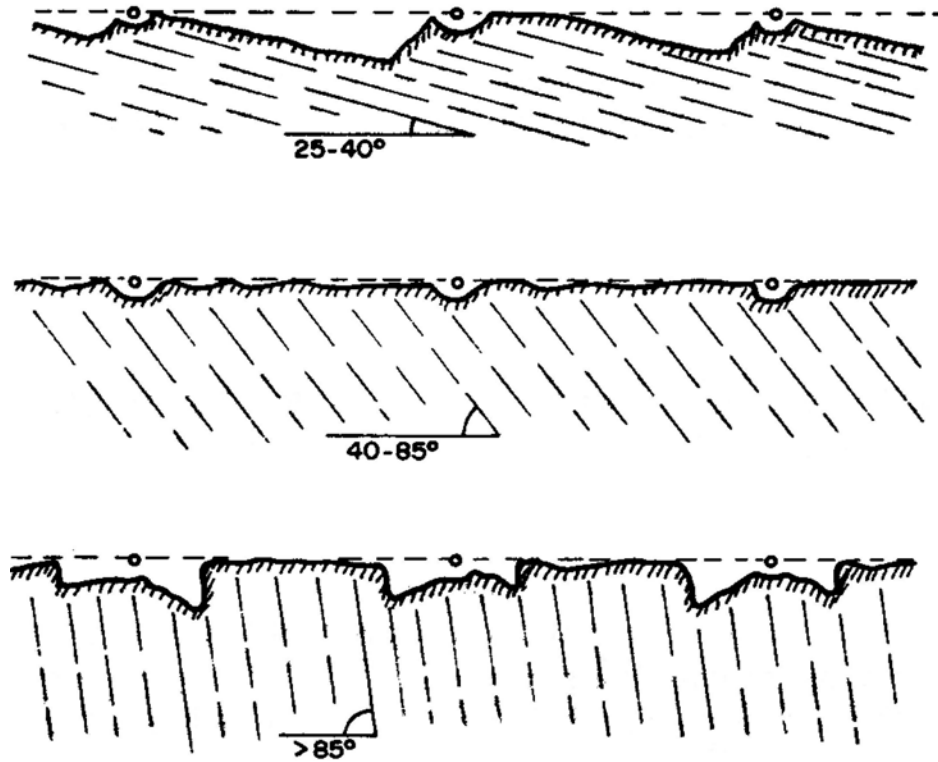


Figure I-9: Formes d'arrachement produites en fonction de l'orientation des plans de discontinuité dans le massif, vue en plan (Jimeno *et al.*, 1995 [65]).

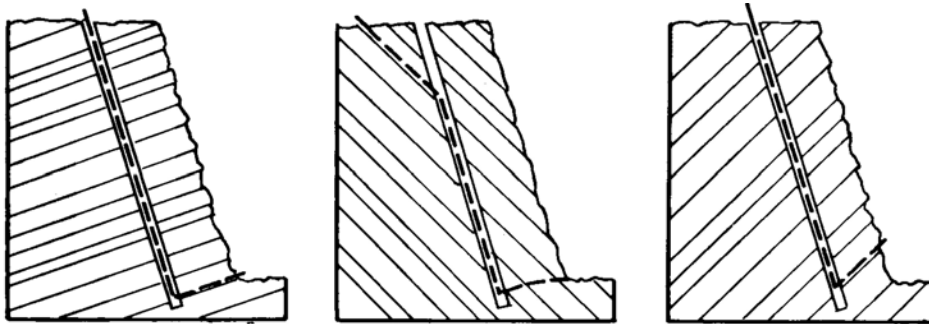


Figure I-10: Formes d'arrachement produites en fonction de l'orientation des plans de discontinuité dans le massif, vue en coupe (Wild, 1984 [166]).

I.B.1.3 Propriétés mécaniques

La fragmentation par l'explosif étant par nature un processus d'endommagement, les propriétés mécaniques des roches abattues, et notamment leur résistance à la rupture, jouent un rôle majeur dans les résultats de tir. Il est généralement admis que les modes de rupture intervenant dans le processus sont multiples: compression, traction, cisaillement.

Bohlooli et Hoven (2006, [13]) ont testé quatre types de roches différentes en laboratoire et en échelle réelle et montrent que le pourcentage de fines obtenu après tir augmente avec la résistance en traction R_t de la roche intacte. Plus généralement, les propriétés granulométriques des roches fragmentées semblent étroitement liées à la nature de celle-ci, et un

produit soumis à une séquence de comminution optimale ne voit pas la forme de sa courbe granulométrique évoluer au cours du procédé (Steiner, 1991 [156] et 1998 [157]). Steiner propose ainsi le concept de *caractéristiques de rupture naturelles* intrinsèques au matériau (NBC, Natural Breakage Characteristics) sur lequel nous reviendrons dans la partie I.C.

Noter enfin que la fragmentation par l'explosif est un événement dynamique ultra-rapide (vitesses de déformation de l'ordre de 1 à 100 s⁻¹), et que les matériaux résistent mieux aux contraintes appliquées dans ce domaine de vitesses par rapport au cas du chargement statique. Ce point sera abordé plus en détail dans la sous-partie I.E.

I.B.2 Type d'explosif et propriétés énergétiques

Parmi les explosifs civils², plusieurs sous-familles d'explosifs existent. Elles se distinguent les unes des autres par la formulation chimique du composé explosif et par sa structure, et sont en général classées selon leur rapidité de décomposition (vitesse de détonation). De la nature et la rapidité de leur décomposition dépendent la puissance de l'explosion et l'énergie totale libérée lors de la réaction. Un inventaire de plusieurs composés explosifs commercialisés en France, avec leurs propriétés techniques, est présenté d'après les données de Grange (2007, [54]) à la Table I.2. Un diagramme des principaux types de composés explosifs fabriqués dans le monde est présenté à la Figure I-11. Nombre de ces explosifs sont relatifs à l'utilisation militaire.

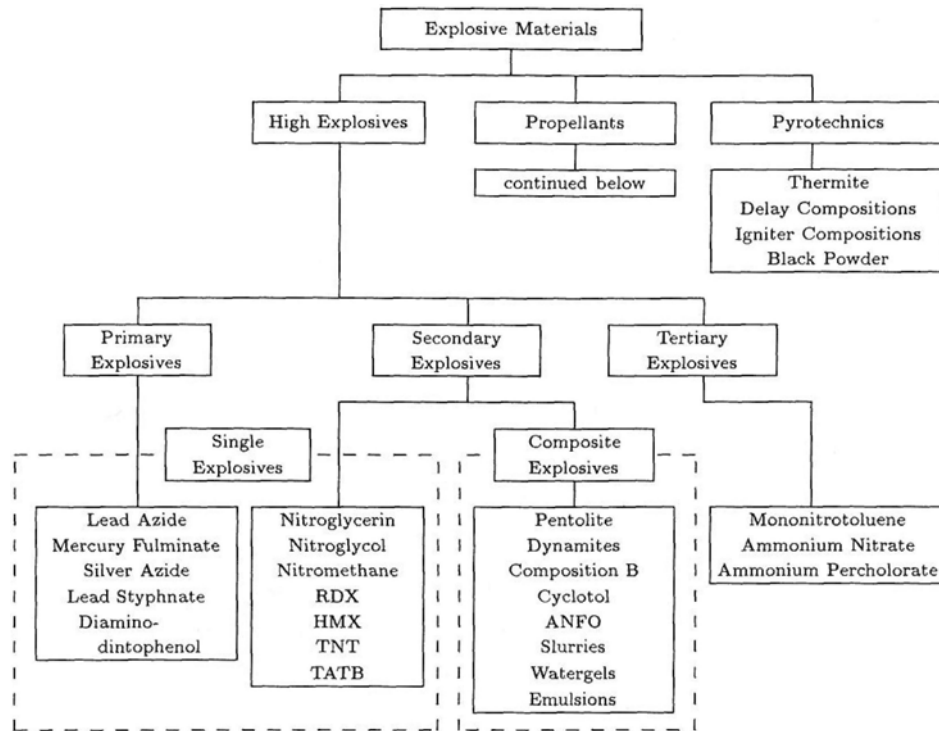


Figure I-11: Principaux types d'explosifs regroupés par familles. D'après Persson, Holmberg & Lee (1994, [121]).

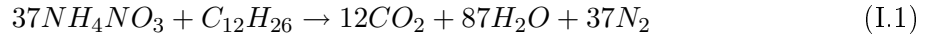
²Les composés explosifs pour utilisation militaire sortent du cadre de la recherche sur la fragmentation industrielle par l'explosif en général, et donc de cette étude en particulier. De manière générale, ils sont caractérisés par des vitesses de détonation très élevées (> 8000 m/s).

Explosif	Densité (kg/L)	Vit. détonation (m/s)	Energie de choc / de gaz (MJ/kg)	Fabricant
<i>Dynamites</i>				
Dynaroc 6A	1.42	6200	2.10 / 1.90	Nitrochimie
Dynaroc 9A	1.45	6500	2.40 / 2.10	Nitrochimie
Eurodyn 2000	1.42	6200	2.09 / 1.92	Nobel
F 19	1.45	6500	2.38 / 2.09	Nobel
Titadyn 30 AG	1.50	6000	2.37 / 2.28	Titanite
<i>Emulsions encartouchées</i>				
Nitram 5	1.20	5500	1.70 / 1.80	Nitrochimie
Nitram 9	1.20	5500	1.70 / 2.10	Nitrochimie
Explus	1.28	5500	2.40 / 2.40	Nitrochimie
Emulstar 3000	1.26	5500	1.75 / 1.88	Nobel
Emulstar 5000	1.28	5500	1.82 / 2.07	Nobel
Emulstar 8000+	1.28	5600	2.26 / 2.67	Nobel
Titamax 4000	1.20	4900	1.46 / 1.55	Titanite
Titamax 5000	1.20	4750	1.94/1.93	Titanite
Titamax 6000	1.28	5000	1.82 / 2.07	Titanite
Titamax 8000+	1.28	5500	2.40 / 2.40	Titanite
<i>Nitrate-fuels</i>				
Nitro D8	0.80	3200	- / -	Nitrochimie
Nitral	0.81	3400	- / -	Nitrochimie
NR 20	0.83	3700	1.05 / 1.69	Nobel
N 135	0.90	3900	1.37 / 2.06	Nobel
Anfolite 1	0.83	2900	1.55 / 2.24	Titanite
Anfolite 3	0.95	3260	1.67 / 2.47	Titanite
<i>Emulsions fabriquées sur site</i>				
Blendex 30	1.15	3400	- / -	Nitrochimie
Blendex 30A	1.17	3500	- / -	Nitrochimie
Blendex 70	1.22	4900	1.35 / 1.65	Nitrochimie
Blendex 70A	1.22	4500	1.62 / 1.95	Nitrochimie
Gemulsite 60	1.15	4000	1.31 / 1.73	Nobel
Gemulsite 80	1.25	5100	1.45 / 1.59	Nobel
Gemulsite 100	1.25	5100	1.71 / 1.78	Nobel
Emultex 100	1.25	5300	- / -	Titanite
Emultex 200	1.15	5100	- / -	Titanite
Emultex 300	0.95	-	- / -	Titanite

Table I.2: Propriétés de plusieurs explosifs français commercialisés. D'après Grange (2007, [54]). La SOMAÏR utilise comme cartouche d'amorce l'Explus.

Les explosifs libèrent de l'énergie lors de la détonation sous la forme d'une onde de choc, d'une part, et de gaz d'explosion fortement pressurisés, d'autre part; c'est pourquoi les énergies de choc et de gaz sont en général distinguées dans l'évaluation des propriétés des composés explosifs. Le détail de ces mécanismes sera abordé plus loin dans la sous-partie I.C. L'énergie ainsi produite est consommée dans différents mécanismes, dont la fragmentation du massif qui nous préoccupe plus particulièrement pour cette étude. Cette répartition de l'énergie explosive sera évoquée en détail dans la sous-partie I.C.3.

Dans le cas du nitrate-fuel, explosif industriel très largement utilisé et qui est également l'explosif mis en oeuvre dans l'étude expérimentale présentée, la réaction de décomposition est la suivante (bilan I.1):



Si les proportions stoechiométriques associées (94 % en masse de nitrate d'ammonium, 6 % en masse de fuel) sont mal respectées, la combustion peut être incomplète (déficit d' O_2 , production de CO) ou trop riche en oxygène, ce qui a pour effet principal la production de gaz toxiques (NO_x principalement). La maîtrise technique du mélange nitrate-fuel produit sur site est donc un enjeu de performance technique et environnementale supplémentaire pour l'exploitant.

En comparaison avec les autres types d'explosif présentés à la Table I.2, on peut noter que le nitrate-fuel possède une vitesse de détonation relativement faible, ce qui se traduit par une énergie "*de gaz*" plus marquée que son énergie "*de choc*".

I.B.3 Couplage explosif/roche

Les ondes de choc mécaniques sont transmises au massif rocheux au niveau de la paroi des trous de mine par la production et l'expansion soudaine des gaz d'explosion à très haute pression. Dans la littérature, la pression d'explosion d'une charge explosive est souvent estimée au moyen de la relation suivante:

$$P_e = \frac{1}{2} \cdot P_d \quad (I.2)$$

P_d est la pression de détonation de l'explosif (fournie par les fabricants d'explosif sur les fiches de produit) et provient de la théorie de la détonation selon Chapmann-Jouguet:

$$P_d = \frac{\rho_e \cdot D^2}{4} \quad (I.3)$$

où ρ_e et D sont respectivement la densité et la vitesse de détonation de l'explosif.

En pratique, le pic de pression de gaz réellement appliqué à la paroi est différent de P_e à cause des imperfections de couplage entre la charge et le trou de mine (Day, 1982 [33]). Dans le cas d'explosifs encartouchés, par exemple, le diamètre de la charge explosive est nécessairement plus petit que le diamètre du trou pour permettre la descente de la cartouche au fond du trou. Si r_1 est le rayon de la cartouche d'explosif, et r_2 le rayon du trou, et en supposant que les gaz d'explosion se détendent à l'intérieur du trou selon un processus isentropique ($PV^\gamma = cte$), alors la pression des gaz après détonation P_1 et la pression des gaz après détente et occupation du volume entier du trou P_2 sont liées par la relation suivante:

$$P_2 = P_1 \cdot (r_1/r_2)^{2\gamma}$$

Si bien qu'en supposant $\gamma = 1.3$ et $r_1/r_2 = 0.8$, alors $P_2 = 0.56 P_1$. Dans ces conditions, la pression des gaz est donc diminuée de moitié alors que r_2 n'est que d'un quart supérieur à r_1 .

Les mécanismes d'interaction entre gaz d'explosion et roche à la paroi du trou sont beaucoup plus complexes que cette simplification présentée à fins illustratives. A notre connaissance, la compréhension de la réalité physique de ces mécanismes reste à ce jour limitée.

I.B.4 Diamètre de foration

Comme nous l'avons évoqué précédemment dans la sous-partie I.B.1, tirer avec un diamètre de foration réduit permet une meilleure répartition de l'énergie explosive fournie au sein du massif, et permet de déjouer les difficultés techniques posées par des réseaux de discontinuités resserrés. Ces avantages sont obtenus au détriment des coûts de foration. D'autre part, le diamètre des charges explosives influence leur vitesse de détonation; notamment, les performances en détonation du nitrate-fuel diminuent significativement pour les diamètres inférieurs à 40 mm (Persson, Holmberg & Lee, 1994 [121]).

I.B.5 Géométrie du plan de tir et du chargement

Pour abattre la roche, les trous de mine sont disposés en plusieurs lignes selon une géométrie théoriquement définie, dictée majoritairement par le diamètre de foration utilisé. L'épaisseur de roche entre lignes, appelée *banquette*, doit être proportionnelle au diamètre de trou (Ash, 1963 [3]):

$$B = K_B \cdot d_t,$$

où K_B est une constante influencée par le mode d'interaction entre roche et explosif, et d_t le diamètre des charges. La détermination de cette constante relève encore à ce jour de l'expérience pratique et aucune méthodologie générale ne peut être appliquée. Elle peut varier entre 20 et 40, voire plus (Hustrulid, 2008 [63]).

En fonction de la banquette choisie, plusieurs paramètres sont déduits:

- la hauteur de bourrage des trous H_b ;
- la profondeur de surfuration P_{sf} ;
- l'espacement entre trous d'une même ligne S .

La valeur de l'espacement est gouvernée par le *ratio espacement/banquette*, S/B , dont l'ordre de grandeur varie en pratique entre 1 et 2. En fonction de la séquence d'amorçage, la banquette et l'espacement effectifs entre trous peut varier de manière significative (Hagan, 1983 [58]). L'utilisation de ratios espacement/banquette élevés s'avère dans de nombreuses circonstances plus efficace en termes de fragmentation que la mise en oeuvre de mailles resserrées.

La hauteur de bourrage H_b théoriquement préconisée est de l'ordre de B et peut être adaptée en fonction du contexte (par exemple, le matériau de bourrage utilisé). La profondeur de surfuration normalement préconisée est de $P_{sf} = B/3$, et peut ici encore être modifiée significativement si les conditions du massif rocheux le nécessitent (pendage des couches ou dureté de la roche abattue, voir Figure I-10 introduite dans la partie précédente).

Les préconisations de géométries de tir précédentes dérivent largement du travail de Langefors & Kihlström (1963, [75]) qui reste à ce jour considéré comme la référence en la matière.

Les lignes de tir sont classiquement disposées en configuration parallèle ou en quinconce (voir Figure I-12).

Maille carrée	Maille rectangulaire	Maille en quinconce
• • • • •	• • • •	• • • • •
• • • • •	• • • •	• • • • •
• • • • •	• • • •	• • • • •

Figure I-12: Principaux types de maille utilisés pour les tirs en ciel ouvert.

I.B.6 Séquence d'amorçage

L'utilisation de retards entre trous et lignes permet l'abattage successif des portions d'un plan de tir. La roche abattue par les premiers trous doit déjà avoir amorcé son mouvement lorsque les trous à sa proximité immédiate détonent, pour favoriser la qualité du tir et du tas abattu. D'autre part, l'introduction de retards à l'amorçage est un impératif environnemental incontournable, puisque les vibrations produites en champ lointain par des charges détonant dans une même plage de temps sont cumulatives.

On peut voir sur la Figure I-13 l'influence qualitative du choix des retards sur la direction de mouvement des lignes abattues. Une mauvaise conception du plan d'amorçage peut avoir une influence dramatique sur la qualité du résultat de tir; le cliché présenté à la Figure I-14 caricature ce point, à travers l'exemple d'une séquence d'amorçage correctement planifiée, mais ayant échoué en raison de plusieurs ratés au sein de l'avant-dernière ligne de trous. On voit sur la photographie que la dernière ligne du tir a provoqué l'ouverture d'une gigantesque fissure dans le gradin; l'abattage de la roche dans cette zone a ensuite créé de sérieuses difficultés pour l'exploitant.

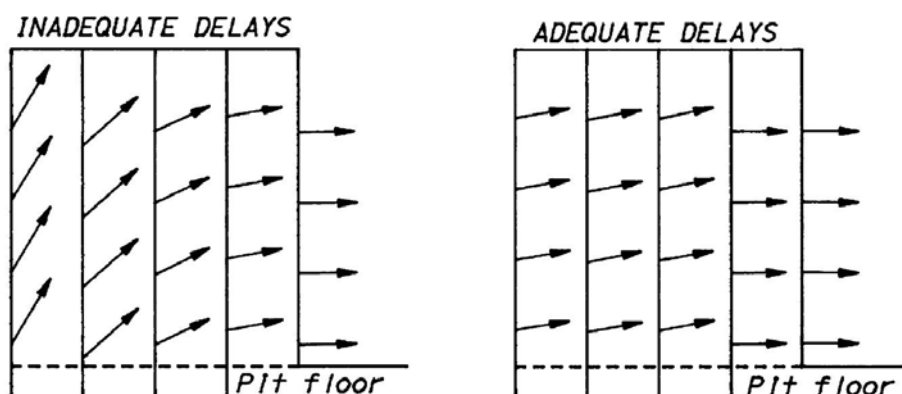


Figure I-13: Effet du choix des retards entre lignes sur le dégagement des rangées abattues. Illustration d'après l'U.S. Bureau of Reclamation, [164], 2001.

Le développement progressif des techniques d'amorçage (systèmes non-électriques, systèmes électroniques) a permis de proposer à l'exploitant une souplesse quasiment infinie dans

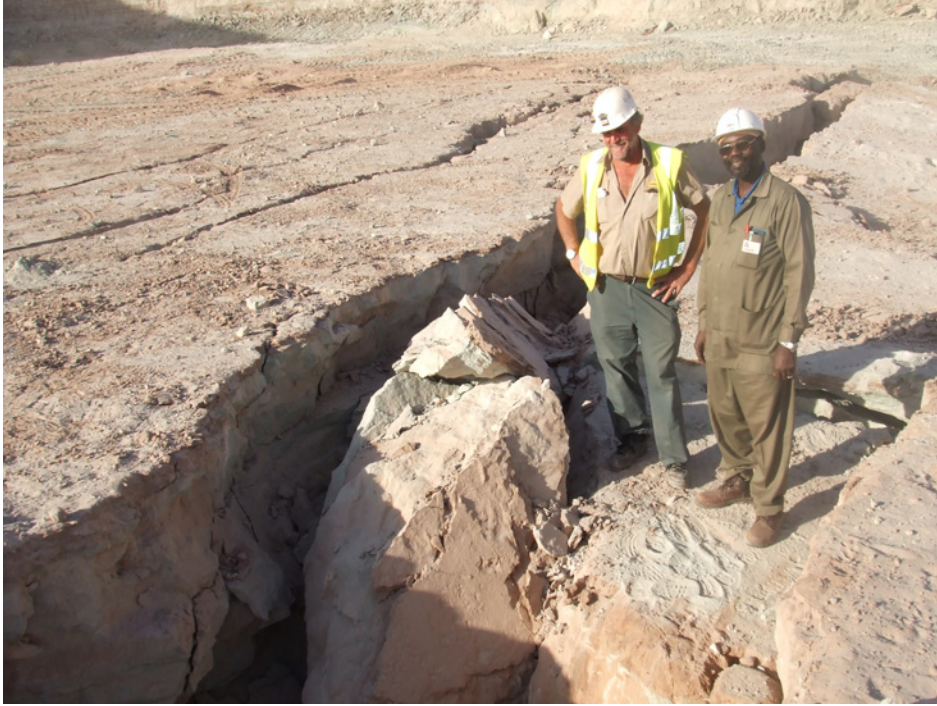


Figure I-14: Endommagement anormal de l'arrière d'un tir, absence de fragmentation visible et de dégagement de la dernière ligne en raison de ratés dans les premières lignes. La faille visible au premier plan correspond à la dernière ligne de trous du plan de tir. Mine de la SOMAÏR, 2008 (cliché personnel).

la conception des séquences d'amorçage. Toutefois, en raison des incertitudes sur les mécanismes en jeu dans la fragmentation de la roche par les effets de l'explosif, la conception d'une séquence de tir optimale se fait généralement contextuellement, par une méthode d'essais-erreurs. D'autre part, la démocratisation des systèmes d'amorçage électroniques reste ralentie par le coût élevé lié à leur utilisation.

La prise en compte de l'influence de la séquence d'amorçage dans les modèles prédictifs de fragmentation reste à notre connaissance limitée. Cunningham (2003, [31]) propose un facteur d'ajustement pour un paramètre d'uniformité des courbes granulométriques après tir; voir la sous-partie I.F.5.1.

Une approche basée sur un paramètre appelé *temps minimal de réponse* T_{min} du front a été proposée par Chiappetta (1998, [22]) puis développée par Onederra et Esen (2003, [108]). T_{min} fait référence au laps de temps s'écoulant entre l'instant de détonation de la charge et le moment où le mouvement de la roche abattue est observé au niveau du front. Les travaux de Chiappetta (utilisation d'enregistrements vidéo avec caméra ultra rapide) démontrent que ce temps de réponse dépend non seulement de la banquette, mais aussi du type de roche. Les valeurs mesurées pour T_{min} varient entre 10 et 110 ms pour les scénarios de roche et de banquette testés (voir Figure I-15).

Chiappetta suggère que la valeur du retard entre lignes successives d'un plan de tir doit être choisie dans un intervalle compris entre $1.5 T_{min}$ et $3.0 T_{min}$ et que le retard entre les trous d'une même ligne doit être de l'ordre de T_{min} ou légèrement inférieur. L'objectif visé est de permettre une bonne mobilité des lignes arrières sans que la mise en mouvement de la ligne avant ne facilite outre mesure l'échappement des gaz d'explosion sous pression dans la ligne arrière.

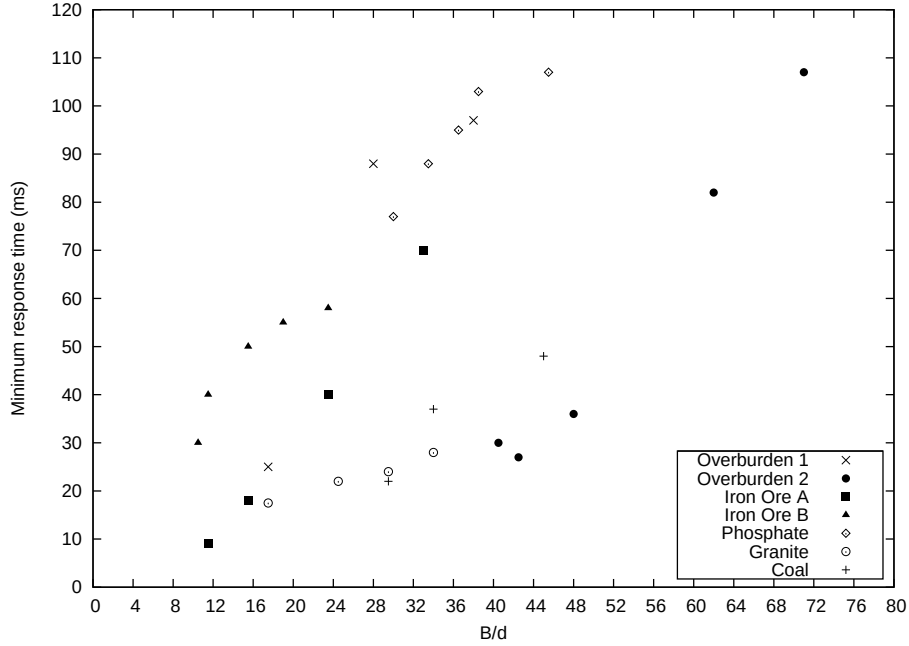


Figure I-15: Temps de réponse T_{min} pour différentes roches et rapports banquettes/diamètre de trou. Onederra & Esen (2003 [108]), d'après les données de Chiappetta (1998, [22]).

Pour mettre en oeuvre le retard entre charges dans un plan de tir, la technologie la plus utilisée consiste à intégrer un compartiment pyrotechnique aux détonateurs. Ce compartiment sépare la perle d'allumage de l'explosif primaire; sa durée de combustion provoque le retard désiré entre réception du signal et détonation. La différence entre les techniques d'amorçage électriques et non-électriques réside dans la nature de la transmission du signal de détonation: dans le premier cas, ce dernier est transmis instantanément par la ligne de tir au sein d'un circuit électrique comprenant l'ensemble des détonateurs du plan de tir. Dans le second cas, le signal est transmis physiquement par la détonation d'une fine couche d'explosif contenue dans l'espace annulaire des tubes d'amorçage; la deuxième technique facilite l'implantation de séquences d'amorçage complexes, puisque l'on a la possibilité de mettre en oeuvre des éléments de retard de surface. Chacune des deux techniques possède des avantages et inconvénients propres, ce qui fait qu'elles restent largement utilisées dans la pratique.

Pour certaines applications, on peut choisir d'utiliser le cordeau détonant, qui consiste simplement en une charge explosive concentrée à l'intérieur d'un tube plastique (force exprimée en grammes d'explosif par mètre). Si le grammage est suffisant, l'utilisation de détonateurs n'est plus requise pour amorcer une charge de colonne.

Apparue à la fin du XX^e siècle, la technologie électronique permet de s'affranchir des compartiments de retard pyrotechniques et d'accroître la précision de l'instant de détonation de la charge. Sur la base d'hypothèses telles que la collaboration entre ondes de choc issues de trous adjacents, certains auteurs voient un bénéfice à l'utilisation de cette technique en termes d'amélioration de fragmentation et de contrôle des effets sismiques des tirs (Cunningham, 2003 [30] et Rossmanith, 2000 [129]). La sécurité pyrotechnique des tirs est par ailleurs facilitée par l'augmentation de précision à l'amorçage.

L'efficacité de cette technologie récente à améliorer les résultats de tir ne fait cependant pas l'unanimité dans la communauté scientifique. Dans une étude bibliographique critique récente,

Blair (2010, [11]) remet en question son efficacité. Au moyen de simulations de Monte-Carlo, il est montré que la vitesse particulaire maximale ne varie pas de manière significative entre les scénarios d’amorçage pyrotechniques et électroniques pour une même configuration du plan de tir (*ibid.*). Blair suggère que la réduction des effets sismiques par optimisation d’une séquence d’amorçage pyrotechnique insatisfaisante produira des améliorations nettement meilleures que le passage à la technologie électronique à scénario d’amorçage équivalent. D’autre part, une étude comparative de rendements de déblayage (pelles) portant sur une série de tirs expérimentaux sur site est réalisée. Les données rapportées proviennent de tests avec retards pyrotechniques et avec retards électroniques. L’analyse de ces données ne permet pas de conclure à une amélioration significative du rendement horaire par utilisation de la technologie électronique (*ibid.*). Le rendement est considéré comme un indicateur direct de la qualité de fragmentation après tir. La pertinence des modèles numériques (notamment Rossmanith & Kouzniak, 2004 [131]) favorisant les interactions entre ondes de choc dans le massif est également critiquée.

En tout état de cause, la connaissance phénoménologique précise du mécanisme de fragmentation est ici encore un prérequis pour statuer sur l’efficacité de l’une ou l’autre des techniques, ainsi que sur le caractère optimal d’une séquence d’amorçage dans des conditions de géométrie de tir, de roche et d’explosif données. Ce point paraît à travers le fait qu’aucune des lois prédictives empiriques proposées à ce jour dans la littérature n’incorpore une prise en compte généralisée du retard entre trous et de la séquence d’amorçage. Ceci sera détaillé plus loin (I.F).

I.B.7 Précision de la foration

Une inclinaison de foration non maîtrisée par rapport au pendage du front des gradins peut avoir pour conséquence soit des surplus, soit des déficits de banquette. Tandis qu’un surplus de banquette peut générer des blocs, le déficit de banquette est particulièrement gênant car il crée des risques de projection considérables. A la Figure I-16, un exemple d’une telle situation, observée lors de la phase pilote du programme d’essais du Chapitre II, est présenté.

Indépendamment de la maîtrise technique des foreuses, les strates et plans de discontinuité naturellement présents dans les gradins tendent à faire dévier les forages, qui s’orientent dans la direction normale aux plans naturels. Une illustration de ce phénomène est proposée à la Figure I-17. Il est notoirement quasiment impossible d’empêcher ce type de déviation en conditions de production.

L’imprécision dans la direction de foration des trous est un facteur d’influence supplémentaire reconnu. Il est par exemple pris en compte par Cunningham (1983, [28]) dans le modèle prédictif Kuz-Ram (présenté dans la sous-partie I.F.5.1). Une foration pour laquelle la précision de l’orientation est déficiente détériore généralement la qualité de l’arrachement dans la partie inférieure du gradin. Si par ailleurs, la profondeur finale des trous n’est pas correctement suivie et que cette imprécision de réalisation se conjugue avec les précédentes, l’apparition de pieds lors du déblayage du tir est quasiment garantie. En effet, le bon arrachement des tirs nécessite une surforation partielle, dont la longueur dépend à la fois de la résistance du massif abattu et de l’orientation des strates dans celui-ci. Ces quelques points sont résumés dans le schéma de la Figure I-18.

I.B.8 Récapitulatif

La géologie et la structure du massif rocheux sont largement reconnus dans la littérature comme étant le facteur d'influence le plus important sur les résultats de tir. Elles dictent les choix d'équipement de foration/minage pour un site d'exploitation, et ne sont pas négociables. Le composé explosif utilisé est adapté au contexte technique. Les explosifs utilisés industriellement ont des modes d'action divers, sont préférés les uns par rapport aux autres en fonction de la roche abattue et des conditions stratigraphiques, ce qui fait que l'exploitant a le plus fréquemment un seul type d'explosif à sa disposition.

Si l'utilisation des différentes plages de micro-retard dans les plans de tirs est classique et impérative afin de réduire les vibrations et permettre le dégagement successif des lignes, le réglage fin des micro-retards permis par les détonateurs électroniques se heurte en revanche à la méconnaissance et aux incertitudes qui subsistent au sujet des mécanismes de fragmentation dynamique. A la connaissance de l'auteur, la communauté scientifique reste partagée sur les bénéfices réels d'une maîtrise des micro-retards à la milliseconde près. Par ailleurs, les avantages d'une séquence d'amorçage par rapport à une autre ne sont pas encore établis de manière générale. Dans ce domaine, l'expérience du responsable de la mise en oeuvre des tirs prime largement sur les connaissances théoriques disponibles.

Enfin, étant donné un contexte roche-explosif et un plan de tir théorique, la maîtrise de la foration, les variations géométriques des fronts et géostrucuturales des gradins jouent un rôle déterminant dans la bonne réussite de l'abattage. Ceci encourage de manière générale l'instrumentation systématique du procédé de tirs, qui est d'ailleurs un impératif légal dans certains pays.

Le dimensionnement théorique des tirs ainsi que le choix de l'explosif pour abattre une roche donnée sont une conséquence directe de la nature du mécanisme de fragmentation de la roche par ce dernier, même si celui-ci reste partiellement incertain. Les connaissances et théories proposées dans la littérature à ce sujet sont évoquées dans la partie suivante.

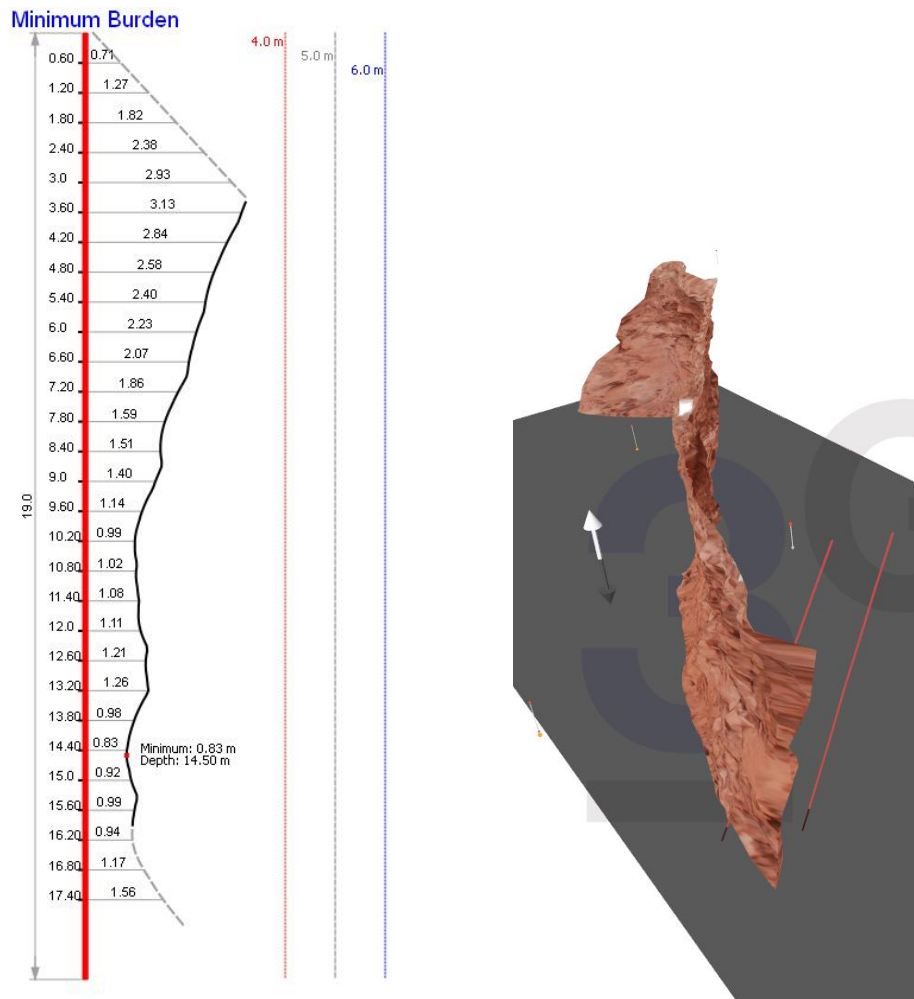


Figure I-16: Exemple d'une situation de projection excessive causée par une inclinaison non maîtrisée. En haut, à gauche : profil de trou mesuré et représenté avec le logiciel BlastMetriX3D. En haut, à droite : vue de la reconstitution 3D du gradin avec position des trous à l'endroit du tir où la projection a été observée. En bas : capture d'écran du film de tir. Mine de la SOMAÏR, 2010.



Figure I-17: Déviation naturelle des forages causée par les strates du terrain (à gauche: avec tige guide pour limiter les déviations; à droite: sans tige guide). D'après Meyer, 2002 [91].

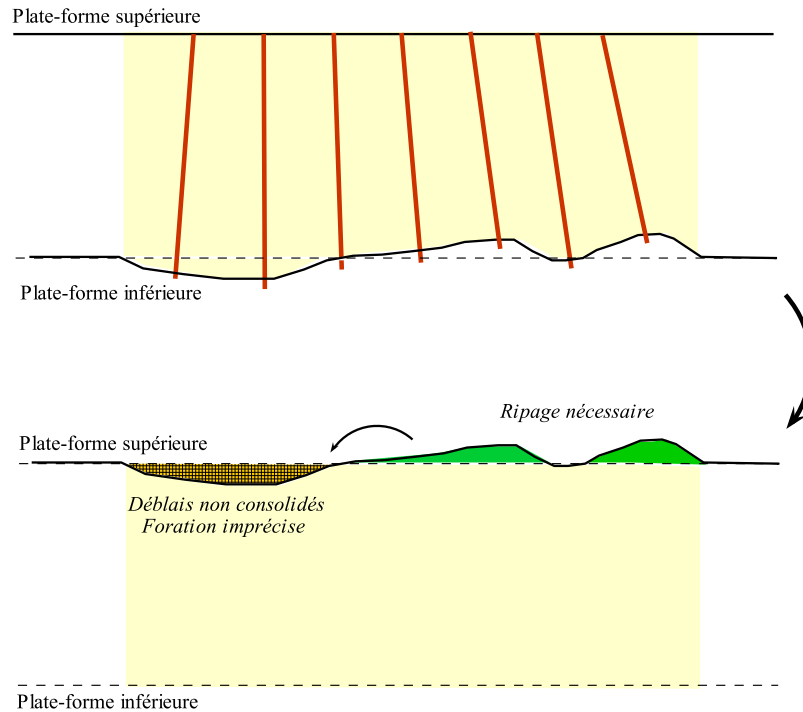


Figure I-18: Influence d'une surforation irrégulière sur la qualité de la plate-forme inférieure après tir.

I.C Mécanismes de fragmentation et d'arrachement de la roche par l'explosif

I.C.1 Partitionnement de l'énergie explosive : choc et gaz

L'explosion d'une charge est une réaction de décomposition extrêmement rapide et puissante qui résulte en la production d'un important volume de gaz au cours d'une durée très réduite. Selon la conception largement acceptée dans la littérature, les gaz de réaction produits se détendent dans le trou de mine et forcent sur la paroi jusqu'à ce qu'un équilibre quasi-statique entre pression de gaz et niveau de contrainte accepté par la roche environnante soit atteint.

Pendant cette phase de montée en pression, la puissance mécanique fournie au matériau par les gaz est plus importante que sa capacité de dissipation acoustique, ce qui a pour effet la création d'une onde de choc. Suite à cette phase, l'équilibre quasi-statique à la paroi est atteint et les gaz d'explosion exercent une pression dans le trou et le réseau de fissures créé par l'onde de choc, ou existant précédemment dans le massif.

La rapidité de réaction de l'explosif (*vitesse de détonation*), ainsi que la nature de la décomposition chimique, influencent donc les deux phases précédemment citées. La Figure I-19 présente les courbes de détente isentropique de deux explosifs différents, le premier ayant une vitesse de décomposition nettement supérieure au second. La partie finale de la courbe correspond à de l'énergie transférée à la roche sous forme d'énergie cinétique ou perdue par échappement des gaz dans l'air environnant. La communauté scientifique s'accorde à considérer que l'action de l'explosif sur la roche abattue lors des deux phases joue un rôle dans le processus de fragmentation et d'arrachement, mais les avis diffèrent concernant leurs responsabilités respectives.

Certains estiment que l'onde de choc est principalement responsable de la fragmentation de la roche, alors que la poussée des gaz ne joue que dans l'extension finale des fractures et le dégagement des fragments formés (Hino, 1954 [61], Duvall & Atchinson, 1957 [42]). Brinkmann (1990, [17]) a réalisé une étude expérimentale avec des trous isolés de la roche par un casing en acier pour isoler l'action du choc explosif de l'action des gaz d'explosion. Son interprétation conclut à un rôle prépondérant de l'onde de choc dans la formation des fragments. L'arrachement serait en ce qui le concerne favorisé par l'action des gaz, et la qualité du bourrage du trou aurait dans ce cas une influence notable. Plusieurs modélisations récentes (Zeng, 1996 [172], Rouabhi, 2004 [133]) se basent sur cette hypothèse, et c'est également l'hypothèse qui a été privilégiée dans la conduite de l'approche numérique qui sera présentée au Chapitre III. La confrontation et l'interaction entre fronts d'ondes de choc est par ailleurs considérée comme ayant un rôle non négligeable dans le processus de fragmentation (Chiappetta 2009 [23], Cunningham 2003 [30]).

D'autres auteurs considèrent que le processus de fragmentation ne peut pas être résumé à la seule action des ondes de choc, par exemple Bhandari, 1979 [6]. L'action d'expansion des fissures existantes par les gaz d'explosion aurait selon cette hypothèse un rôle majeur (McHugh, 1983 [88]).

Cela étant dit, il n'existe à notre connaissance aucun travail à ce jour qui n'ait permis de statuer clairement et définitivement sur le rôle respectif de chacune des deux phases dans les processus d'arrachement.

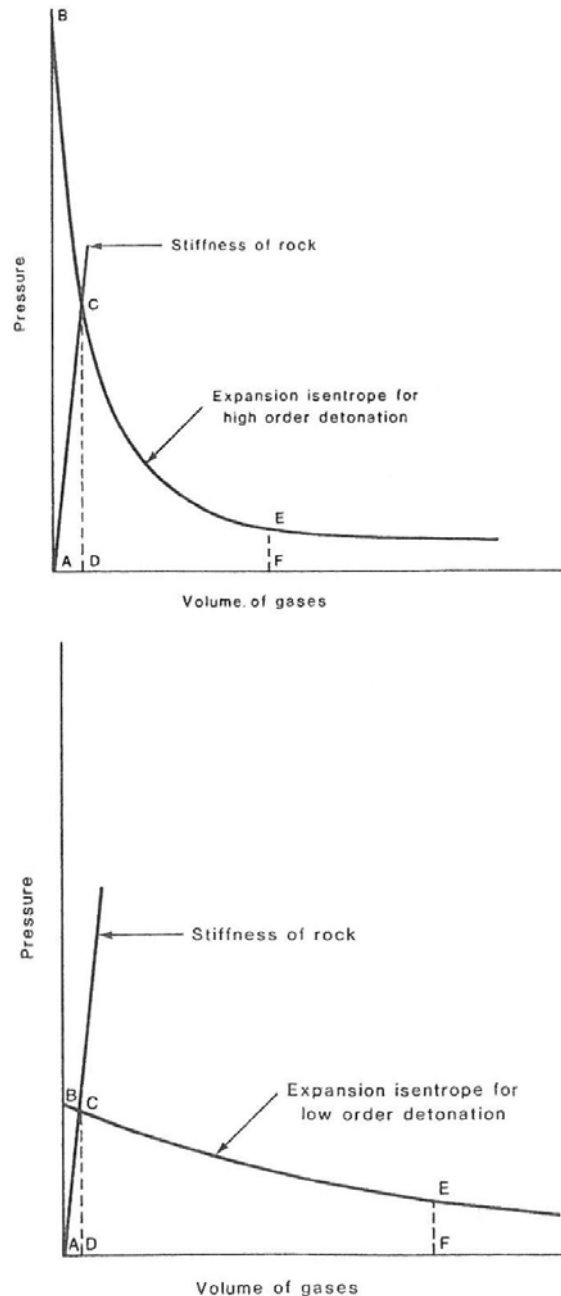


Figure I-19: Détente isentropique de deux explosifs aux régimes de détonation rapide (en haut) et lent (en bas). D'après Brinkmann (1990, [17]).

I.C.2 Effets de l'explosif sur la roche

L'observation expérimentale des résultats de tir en échelle réduite et en échelle réelle permet généralement de constater un réseau d'endommagement autour des charges explosives ainsi que schématisé à la Figure I-20.

La zone de broyage est à l'interface immédiate entre explosif et roche. Sa portée est faible et généralement de l'ordre de deux à plusieurs rayons de trou (Drukovanyi *et al.*, 1976 [40], Esen, 2003 [43]). Dans cette zone, la roche est intensément fragmentée par des mécanismes combinés de compression et de cisaillement. Il a été considéré longtemps que les fines produites

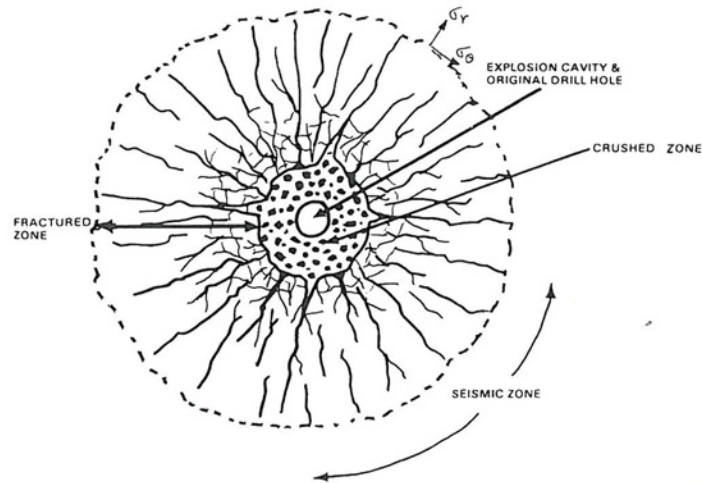


Figure I-20: Zones d'endommagement et de fissuration radiale autour d'un trou de mine. D'après Bhandari (1997, [7]).

dans les tirs provenaient essentiellement de ce mécanisme; une étude expérimentale récente de Svahn (2003, [158]), à l'échelle du laboratoire, a permis de constater que des mécanismes de génération de fines complémentaires sont à considérer, et que la zone de broyage ne peut expliquer la totalité des fines créées.

La zone de fissuration radiale correspond à la création de fissures par des tractions orientées tangentiellement par rapport au trou. Des fissures tangentielles peuvent également se former, à la faveur de discontinuités localisées dans la roche. Les fissures radiales peuvent être créées par le passage de l'onde de choc, ouvertes par la pression interne des gaz d'explosion, les deux phénomènes étant largement combinés comme nous l'avons précédemment évoqué. La fissuration radiale localisée peut également être observée dans de fines plaques de verre soumises à un impact mécanique ponctuel (Figure I-21).

Au delà de la zone de fissuration radiale, les niveaux de contrainte tangentielle dynamique atteints (que ce soit par la pression interne des gaz ou par l'action des ondes de choc) sont trop faibles pour poursuivre la rupture. L'énergie mécanique résiduelle est propagée dans la roche sous forme d'ondes sismiques ou convertie en énergie cinétique pour la mise en mouvement des fragments.

A l'échelle d'un plan de tir, de l'endommagement arrière peut être observé; on parle d'effets arrière. On se figure généralement l'apparition d'effets arrière dans un tir comme une conséquence directe des difficultés rencontrées par les charges explosives pour fragmenter et dégager efficacement la roche de banquette; l'énergie explosive est alors davantage utilisée dans la direction arrière du tir par rapport au cas normal. Il n'est pas clair toutefois que la profondeur de pénétration des effets arrière observés soit systématiquement corrélée à la valeur de la banquette (Blair, 1996 [10]), contrairement à l'idée communément admise. En conformité avec ce point, dans leurs expériences mono-trous détaillées dans la sous-partie I.G, Rustan & Nie (1987, [136]) et Bilgin *et al.* (1993, [9]) n'ont pas observé de corrélation entre banquette des trous et portée des effets arrière dans du calcaire, alors que Bilgin (1991, [8]) rapporte un lien entre les deux paramètres dans de l'hématite.

Indépendamment des dommages macroscopiquement observables, l'action de l'explosif

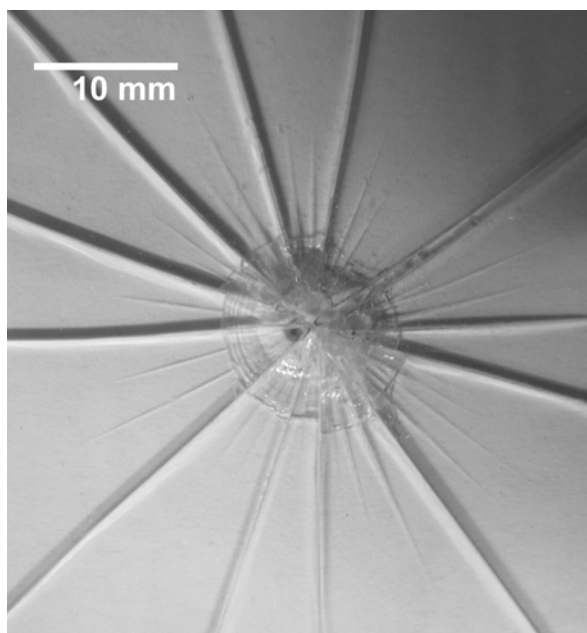


Figure I-21: Impact avec un pointeau métallique au centre d'une plaque de verre standard de format A4, épaisseur 3 mm (grossissement autour de l'impact). Cliché personnel, 2009.

promeut également la micro-fracturation (Hamdi, 2006 [60]). Cette micro-fracturation est associée à l'accroissement de facilité dans le concassage - broyage des roches abattues observé dans les études évoquées en début de chapitre (I.A).

Dans la plupart des cas, les charges sont amorcées en présence d'une surface libre. Il est universellement reconnu que celle-ci favorise le bon fonctionnement du tir. Lorsqu'elles l'atteignent, les ondes de choc incidentes compressives créées lors de la détonation d'une charge sont réfléchies sous forme d'ondes de traction. Ce phénomène, à la fois connu et prouvé, provoque notamment de l'écaillage à proximité immédiate de la surface libre. La photographie présentée dans la Figure I-22 met clairement en évidence l'écaillage produit par l'explosion d'une charge à forte brisance à la surface d'une barre en acier.

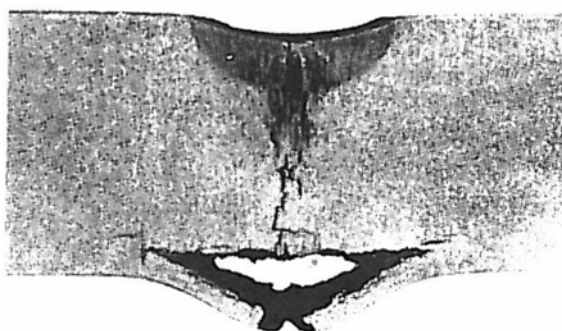


Figure I-22: Ecaillage d'une barre métallique soumise à l'impact en surface d'un explosif brisant. Christmann (1970, [25]), d'après Rinehart & Pearson (1954, [126]).

Il est généralement admis que ces ondes de traction jouent un rôle important dans le processus de fragmentation de la roche abattue; à la connaissance de l'auteur, le poids de leur contribution par rapport aux autres phénomènes en jeu n'est toutefois pas encore établi.

Elles auraient un rôle dans l'amorçage de fractures à la surface libre et favoriseraient la propagation des fractures radiales existantes lors de leur passage dans le massif (Persson, 1996 [120]).

La propagation des fractures radiales jusqu'à obtenir la forme finale de l'arrachement serait également influencée par la pression interne des gaz, qui produisent une mise en contrainte quasi-statique du massif autour de la charge (Bhandari, 1997 [7]). Les fissures s'orientent alors selon les lignes d'isovaleurs du champ de contraintes, ainsi qu'illustré à la Figure I-23.

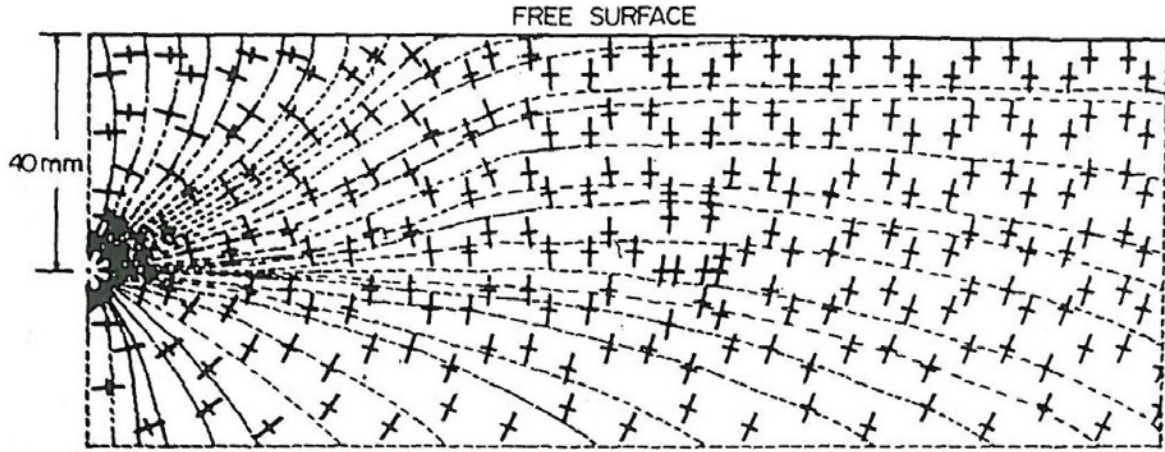


Figure I-23: Lignes de champ mécanique dues à la pression quasistatique au sein d'un trou de mine lors de la phase de détente des gaz (Bhandari, 1997 [7])

I.C.3 Bilan énergétique d'un tir à l'explosif

La redistribution de l'énergie explosive libérée lors de la détonation des charges est une question non encore totalement résolue à ce jour. Un diagramme de flux de l'énergie explosive dans les tirs est proposé à la Figure I-25.

La question a été étudiée plus en détail notamment par Spathis (1999, [153]), Moser & Grasedieck (2003, [100]), Olsson *et al.* (2003, [107]), Hamdi (2003, [59] et 2006, [60]) ainsi que Sanchidrián *et al.* (2007, [142]).

Spathis (1999, [153]) utilise des données de tirs expérimentaux pour calculer les énergies sismique, cinétique et de fragmentation délivrées par 8 types de composés explosifs différents. Les résultats de ses évaluations sont présentés à la Figure I-24.

Olsson *et al.* (2003, [107]) rappellent que l'évaluation de l'énergie réelle de fragmentation est compliquée par l'utilisation des méthodes de mesure granulométriques par analyse d'images, puisque le domaine des fines est particulièrement mal représenté par cette technique; or, la majeure partie de l'énergie consommée en création de nouvelles surfaces concerne les classes de petite taille puisqu'elles possèdent une surface spécifique très élevée par rapport aux gros fragments³.

La surface spécifique d'une particule sphérique de rayon r , exprimé en m , s'obtient comme suit et est exprimée en m^2/m^3 :

³Nous verrons plus loin (sous-partie I.C.4) que la création de surfaces de rupture dans un système isolé se fait proportionnellement à l'énergie mécanique fournie au système, via un coefficient intrinsèque au matériau (théorie de Griffith).

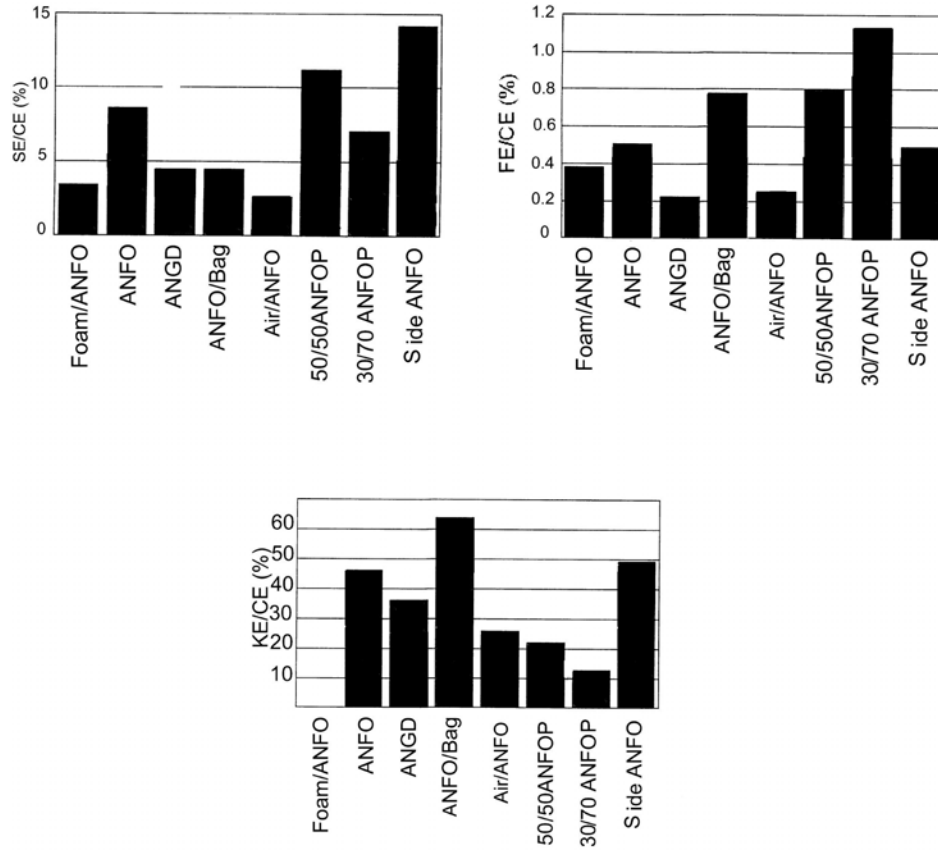


Figure I-24: Proportion des énergies sismique (SE), cinétique (KE) et de fragmentation (FE) consommées dans le processus de tir pour différents types d'explosifs testés, en fonction de l'énergie chimique (CE) initiale. D'après Spathis (1999, [153]).

$$S_s(r) = S(r)/V(r) = \frac{3}{r}$$

Pour illustration, créer à partir d'une masse rocheuse infinie 1 m^3 de fines de diamètre équivalent 1 mm nécessitera 1000 fois plus d'énergie que la création d'un bloc unique de 1 m^3 . Une mauvaise représentation du domaine des fines crée donc une erreur considérable d'évaluation de l'énergie de fragmentation. Quoi qu'il en soit, l'énergie consommée dans la création des nouveaux fragments dans le tas abattu représente seulement quelques ‰ de l'énergie explosive théorique totale (*ibid.*). Ces travaux démontrent que l'ancienne conception selon laquelle environ la moitié de l'énergie explosive est utilisée dans la fragmentation (d'après par exemple Clay *et al.*, 1963 [26]) est à abandonner.

Dans le cadre d'une étude expérimentale à la carrière de calcaire de Klinthagen (Suède), les mêmes auteurs ont quantifié l'énergie cinétique conférée à la masse rocheuse abattue lors de sa mise en mouvement et l'énergie sismique transmise au massif rocheux. Ces énergies mesurées représentent chacune, selon les tirs réalisés, entre 3 et 12 % de l'énergie explosive théorique totale. L'énergie thermique contenue dans les gaz d'explosion n'est pas considérée. Au total, ces énergies ne représentent qu'un quart de l'énergie théorique totale avant tir, alors que l'énergie explosive effectivement transmise est comprise entre 45 et 70 % d'après les tests d'expansion de cylindre réalisés dans la littérature pour différents types d'explosif (*ibid.*).

Hamdi (2006, [60]) a proposé une évaluation expérimentale de l'énergie de micro-fissuration

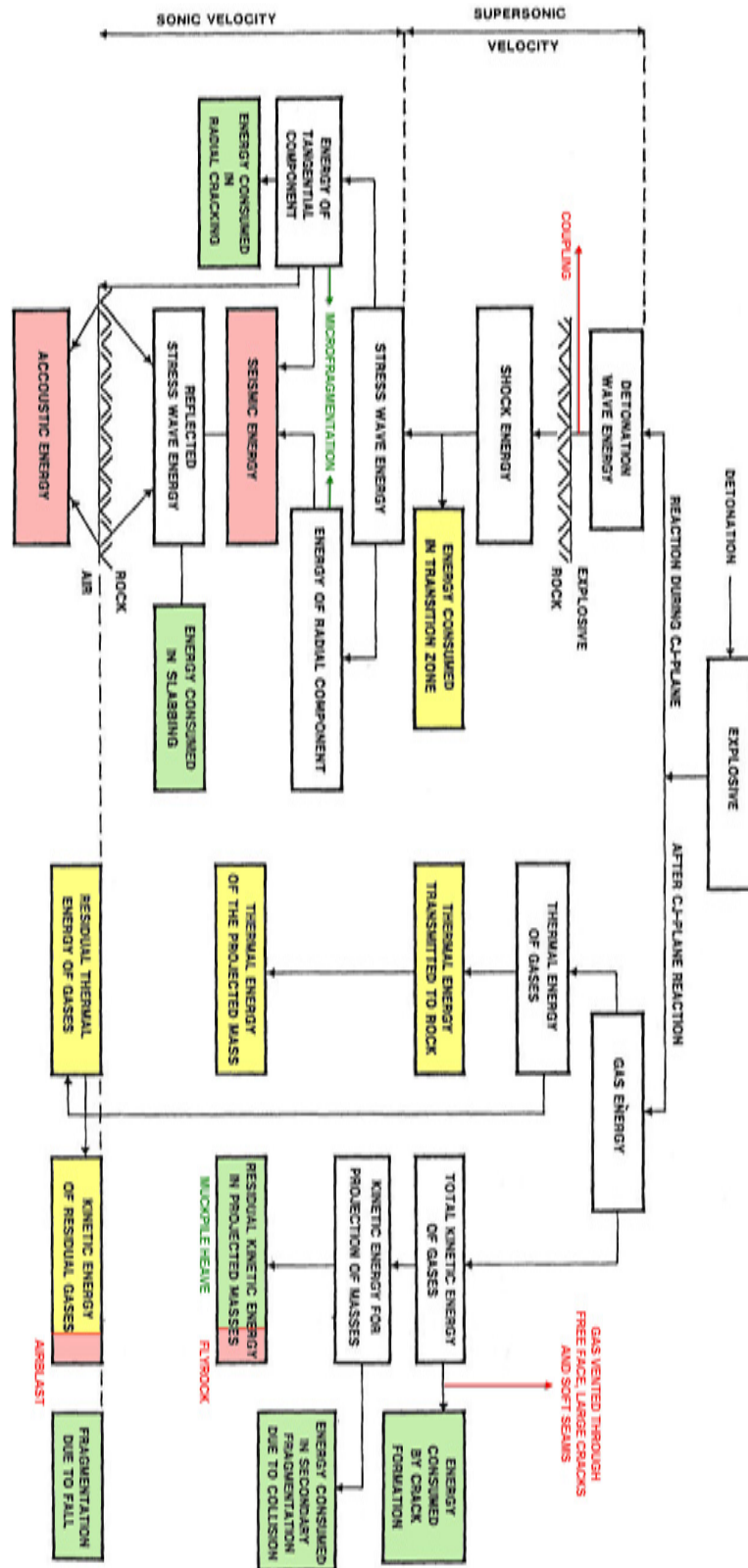


Figure I-25: Distribution de l'énergie explosive libérée dans les tirs à l'explosif sous diverses formes. D'après Bhandari (1997, [7]). Annotations en couleur et coloration des éléments par le présent auteur.

en prélevant des blocs dans les tas abattus, en analysant la quantité de micro-fissures observables dans des carottes prélevées, et en la comparant avec la micro-fissuration initiale dans le massif rocheux intact. D'après les observations, l'énergie dépensée dans la micro-fissuration dépend de la roche abattue et est comprise selon les cas entre 1 et 10% de l'énergie explosive théorique totale. D'autre part, la micro-fissuration est plus importante dans la zone entre deux charges, que dans la zone de banquette en avant des trous (*ibid.*).

Ces travaux récents explicitent le fait que des incertitudes subsistent concernant l'utilisation et la répartition réelle de l'énergie explosive initiale au sein des divers mécanismes physiques impliqués dans le déroulement du tir que nous avons détaillés dans les paragraphes précédents.

I.C.4 Concept énergie/surface

La fragmentation et l'arrachement dans les tirs à l'explosif sont tous deux des phénomènes de rupture dynamique complexes se manifestant finalement par la création de nouvelles surfaces de rupture. Etudier théoriquement la croissance des fissures une par une, l'interaction entre elles et avec des fissures préexistantes est un problème d'une complexité extrême, qui est à ce jour hors d'atteinte des connaissances théoriques et méthodes de modélisation numérique associées. La Figure I-26 ci-après illustre la complexité des schémas de fracturation obtenus par impact sur une plaque de verre commune.

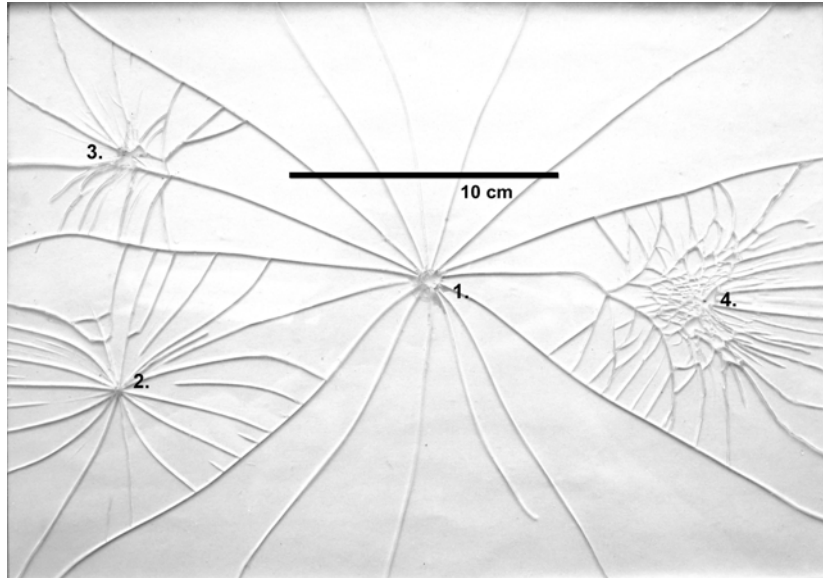


Figure I-26: Impacts successifs avec un pointeau métallique sur une plaque de verre standard (épaisseur 3 mm), en commençant par l'impact central. Les bords de la plaque sont libres. Cliché personnel, 2009.

Néanmoins, une correspondance entre quantité de surfaces créée et énergie mécanique consommée dans le procédé peut être mise en évidence à l'échelle locale et à l'échelle globale. Le principe est traduit localement par un bilan énergétique dictant la propagation d'une fissure en fonction de l'énergie mécanique que le milieu environnant est capable de restituer (Griffith, 1920):

$$G = \frac{\partial}{\partial a} (E_{el} + E_{ext}), \quad (\text{I.4})$$

G	–	Taux de restitution d'énergie (J/m)
a	–	Longueur de fissure (m)
où: E_{el}	–	Energie de déformation élastique (J)
E_{ext}	–	Energie potentielle des forces extérieures (J)

La fissure ne peut se propager que si son accroissement peut être compensé par l'énergie mécanique que le système mécanique est en mesure de fournir. Dans ce cas, on a $G > G_c$, où la valeur critique G_c est une caractéristique intrinsèque du matériau. Le taux de restitution d'énergie est déterminé par les facteurs d'intensité de contrainte en modes I, II et III et par les paramètres d'élasticité du matériau E et ν (Irwin, 1957). Le calcul des facteurs d'intensité de contrainte est un problème complexe, dépendant de la géométrie de la structure et des chargements appliqués.

Le concept énergie/surface créée est également présent, bien qu'indirectement, dans la classique loi de comminution de Bond (1952), qui relie la taille moyenne des fragments avant concassage (X_1) et après concassage (X_2) à l'énergie consommée (E) — Equation I.5:

$$E = K \cdot \left(1/\sqrt{X_2} - 1/\sqrt{X_1}\right) \quad (\text{I.5})$$

K est un indice de broyabilité, appelé *indice de Bond*, ou *Bond Work Index* dans la littérature anglo-saxonne.

Résultant de travaux plus récents, la théorie de comminution proposée par Steiner (1988, [157] et 1991, [156]) traduit directement le lien entre énergie mécanique fournie et création de nouvelles surfaces dans un échantillon rocheux soumis à une séquence de comminution optimale⁴ (Equation I.6).

$$E_{frag} = k_r \cdot \Delta S_f \quad (\text{I.6})$$

La Figure I-27 montre les droites de corrélation entre énergie fournie et surface créée pour six types de roches différentes, ainsi que publié par Moser & Grasedieck (2003, [100]).

A l'équation de Steiner est associé le *concept NBC* (Natural Breakage Characteristics), présenté entre autres dans Moser & Grasedieck. Selon la théorie NBC, un type de roche donné posséderait un paramètre de fragmentabilité intrinsèque. Qualitativement, ce concept prête aux réseaux de discontinuités naturellement présentes à différentes échelles un caractère quasi-fractal — ceci n'est pas sans rappeler le fait que des structures géologiques observables dans la nature s'expriment également dans les roches à plus petite échelle.

I.C.5 Récapitulatif

Le processus de fragmentation par l'explosif résulte d'un échange d'énergie entre une source, l'explosif, et deux récepteurs finaux qui sont la roche abattue d'une part, et le milieu environnant, d'autre part. Cette échange se traduit par la création de surfaces de rupture dont la quantité est localement et globalement proportionnelle au travail mécanique fourni pour leur génération, avec un coefficient de proportionnalité qui dépend largement de la nature du matériau fragmenté.

⁴Définie par Steiner comme un procédé de comminution du produit qui fournit l'énergie mécanique de manière équitable à toutes les classes de taille de fragments.

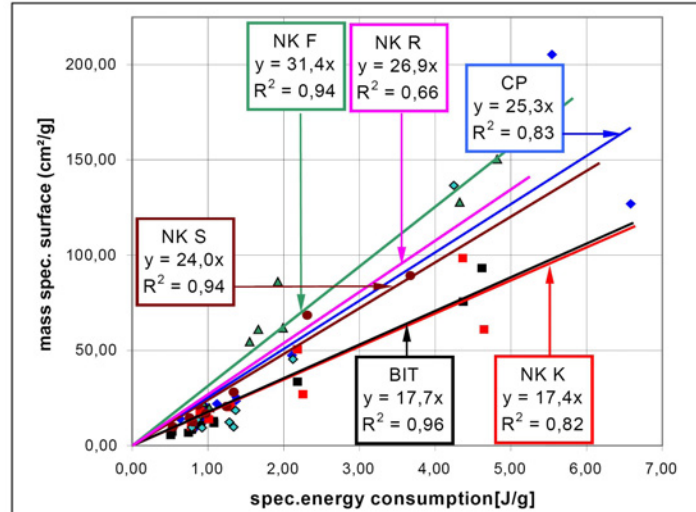


Figure I-27: Relation entre énergie par unité de volume et création de surface par unité de volume pour 6 types de roches testées (Moser & Grasedieck, 2003 [100]).

Les connaissances nécessaires à une description exhaustive de la source énergétique restent incomplètes. On s'accorde à répartir l'action d'une charge explosive entre deux phénomènes: l'émission d'un train d'ondes de choc, d'une part, et l'action plus lente des gaz sous haute pression produits par la réaction de détonation, d'autre part. L'étude de l'énergie chimique réellement libérée par un explosif, et les modélisations de détonations à l'aide de codes appropriés, font l'objet de recherches spécifiques.

Plusieurs effets du processus de fragmentation ont été mis en évidence dans la littérature. Une charge produit après détonation une zone de broyage dans sa proximité immédiate, d'étendue réduite, puis un réseau de fissures radiales qui se créent et se propagent sous l'effet combiné des ondes de choc et de la détente des gaz sous pression. La présence de la surface libre provoque la réflexion des ondes de choc incidentes compressives sous forme d'ondes de traction dans le massif. Les discontinuités microscopiques ou macroscopiques dans le massif sont des sites d'initiation de fissures préférentiels. Enfin, les trains d'onde de choc et les réseaux de fissures liés à plusieurs charges sont supposés interagir et compliquer le processus de fragmentation global.

Si les phénomènes élémentaires précédemment évoqués sont connus, leur importance relative dans le processus de fragmentation dynamique du massif reste en revanche incertaine, c'est pourquoi il n'existe pas à l'heure actuelle de théorie complète, universellement transposable, de la fragmentation d'un massif rocheux à la structure complexe par l'explosif. Le bilan énergétique associé au déroulement d'un tir à l'explosif comporte par ailleurs des zones d'ombre, ce qui est une conséquence directe des incertitudes sur la réalité du phénomène de fragmentation. Les pertes énergétiques réelles, notamment, sont méconnues.

Face à la difficulté de se représenter ce processus complexe, son appréhension passe par l'utilisation de méthodes numériques pour le modéliser, qui peuvent soit privilégier l'action des ondes de choc, soit se concentrer sur l'action des gaz dans un réseau de fissures.

I.D Méthodes et modèles pour l'étude numérique de la fragmentation des roches

Les techniques numériques disponibles pour la modélisation de phénomènes physiques en géomécanique sont diverses. Elles se répartissent essentiellement entre approches continues et approches discontinues. Une revue détaillée de ces méthodes spécialement axée sur les problématiques géomécaniques a été proposée par Jing (2003, [66]) puis Bobet (2009, [12]). Suivant le phénomène que l'on cherche à représenter, une technique sera plus adaptée qu'une autre, en raison des subtilités de formalisation, de mise en équation et de résolution numérique proposées pour le problème énoncé; la méthode des éléments finis et la méthode des différences finies, par exemple, résolvent un même problème par des schémas numériques différents.

Notons d'abord que les méthodes basées sur la mécanique ne sont pas un passage nécessaire à la modélisation du processus dans la littérature. Des réseaux de fractures issus de trous multiples sans introduction de loi physique peuvent par exemple être construits au moyen d'hypothèses géométriques dérivées des observations expérimentales (Lownds, 1983 [83]). Les informations qualitatives traduites confèrent toutefois à ce type d'approche un caractère essentiellement autoréalisateur. La prédiction de fragmentation peut également reposer sur des formules empiriques appliquées à des plans de tir de géométrie quelconque (programme Saroblast, Kou & Rustan, 1993 [72]) sans qu'une modélisation des processus physiques ne soit nécessaire. La portée de ce type de méthodes pour décrire les réalités du processus d'arrachement et de fragmentation reste contextuelle et limitée.

La mise en équation des phénomènes en jeu et la résolution numérique du système correspondant peut servir à une description simple de certains phénomènes. L'évolution d'un réseau de fractures radiales autour d'un trou peut être traitée en faisant des hypothèses simplificatrices au sujet de la géométrie du réseau de fractures initialement créé par une onde de choc et en supposant une loi de comportement élastique pour la roche (Nilson *et al.*, 1985 [104], Paine & Please, 1994 [119]).

Dans l'application de méthodes continues, la fracturation par l'explosif est restituée au moyen de modèles d'endommagement basés pour l'essentiel sur une hypothèse de rupture en traction de la roche (Thorne, 1990 [160], Zeng, 1996 [172], Liu & Katsabanis, 1997 [81] et Rouabhi, 2004 [133]). L'apparition préférentielle de fractures dans certaines zones peut être obtenue en introduisant une description probabiliste des propriétés mécaniques du matériau modélisé (Cho *et al.*, 2008 [24]). Des techniques similaires peuvent être utilisées pour modéliser un matériau fracturé dans des directions préférentielles, et introduire de l'anisotropie dans le modèle en modifiant les paramètres de la matrice de rigidité en tenant compte de la fréquence spatiale des plans de discontinuité (Goodman, 1989 [51] et Wittke, 1990 [170]). Les méthodes continues peuvent être couplées avec un réseau de fractures dont la géométrie est explicitement modélisée et actualisée au cours du temps (Ghosh & Daemen, 1995 [50], Daehnke *et al.*, 1997 [32]).

Les méthodes discontinues permettent de modéliser l'évolution d'un réseau de particules ou sous-ensembles discrets en contact les uns avec les autres. Les contacts entre éléments sont décrits par des lois de comportement microphysiques; la description de la rupture et de la mise en mouvement des particules arrachées peut être explicitement restituée. Des procédés spécifiques pour aborder les problèmes de couplage hydro-mécanique par une telle démarche ont été proposés (Monaghan, 1992 [95], Cook *et al.*, 2000 [27] et Munjiza *et al.*, 2000 [101]). Une sous-branche de ce type de méthodes connaissant une popularité croissante dans les études numériques est la méthode des particules liées (BPM; Potyondy & Cundall, 2004 [123]). Cette

méthode permet de visualiser des résultats plus conformes à l’idée que l’on se fait intuitivement de la fragmentation (formation et mise en mouvement de fragments). Une grande partie de la fiabilité des résultats obtenus est cependant liée à la qualité de la modélisation des lois de contact entre particules sphériques; un calibrage des propriétés microphysiques des matériaux et liaisons est nécessaire. L’introduction de géométries de particules complexes (elliptiques, Ting *et al.*, 1983 [162]) permet de remédier à l’obtention d’angles de friction et de ratios R_c/R_t irréalistes (Bobet, 2009 [12]). Plusieurs auteurs ont mis à contribution les méthodes discontinues pour étudier la fracturation des roches à l’explosif (Song & Kim, 1995 [152], Minchinton & Lynch, 1996 [93], Donzé, 1997 [39], Sakaguchi *et al.*, 1999 [139]), Mohammadi, 2007 [94]).

Résumé

Les méthodes numériques continues et discontinues sont indispensables pour modéliser des problèmes géométriquement et rhéologiquement non-linéaires pour des configurations complexes. A ce sujet, l’importance du fondement physique de la modélisation mise en oeuvre doit toujours être gardée à l’esprit. Nous avons pu souligner que les connaissances sur les mécanismes de fragmentation en conditions réelles restent incomplètes, et ne permettent notamment pas de statuer définitivement sur l’importance respective de l’action des ondes de choc et des gaz d’explosion. Les travaux de modélisation réalisés dans la littérature se focalisent la plupart du temps sur l’un ou l’autre des mécanismes en vase clos; pour étudier la combinaison des deux, des hypothèses simplificatrices doivent être introduites pour réduire la complexité du calcul.

La modélisation des mécanismes individuels et la comparaison des résultats aux observations expérimentales permet de faire progresser la compréhension du phénomène; une description numérique exhaustive du tir à l’explosif reste à ce stade inenvisageable et le restera probablement longtemps sauf évolution majeure dans la science numérique.

Quelle que soit la méthode numérique retenue, les propriétés mécaniques du matériau modélisé, ainsi que le mécanisme d’interaction physique entre produits de la réaction explosive et roche à la paroi du trou, doivent également pouvoir être introduites dans les calculs avec fidélité. Les complications associées à ces deux points sont examinées séparément dans la partie suivante.

I.E Subtilités de la dynamique rapide et difficultés associées

Nous avons vu précédemment que les techniques disponibles pour modéliser la réponse d’une roche théorique à des sollicitations dynamiques, et l’endommagement qui en découlent, sont variées. Néanmoins, on attire ici l’attention sur le fait que des incertitudes à la fois qualitatives et quantitatives subsistent sur la physique des matériaux dans le domaine de la dynamique rapide. A ce titre, le fait que les résultats obtenus par les modélisations numériques soient réellement représentatifs de la réalité des mécanismes en jeu ne peut être prouvé; l’utilisation de critères de rupture quantitatifs basés sur les paramètres mécaniques statiques du matériau est partiellement mise en défaut.

I.E.1 Modélisation de l’interaction entre explosif et roche

Pour étudier les effets du choc explosif sur un matériau par une approche de modélisation mécanique continue ou discontinue, il est nécessaire de statuer sur la nature du chargement

mécanique appliqué. Le raccourci le plus répandu consiste à résumer l'action de l'explosif à une pression exercée sur la paroi des trous, et à faire évoluer cette pression au cours du temps.

Des lois empiriques de forme variable pour modéliser la pression appliquée à la paroi d'un trou de mine sont utilisées: pressurisation instantanée (Dirac) et décroissante exponentielle, montée puis décroissance exponentielle à vitesses différentes (correspondant à la phase de choc puis à la pression de gaz quasi-statique dans le trou). Des exemples de lois d'évolutions issues de la littérature sont présentées à la Figure I-28. Une loi combinant montée et décroissance linéarisées, proposée par Saharan (2008, [138]) est fournie pour illustration à la Figure I-29.

Method	Equation	Example reference
John-Wilkinson-Lee (JWL)	$P = A \left(1 - \frac{\omega \rho}{R_1 \rho_0} \right) e^{\left(-R_1 \frac{w}{r} \right)} + B \left(1 - \frac{\omega \rho}{R_2 \rho_0} \right) e^{\left(-R_2 \frac{w}{r} \right)} + \frac{\omega \rho^2}{\rho_0} E_{m0}$	Liu (1997)
Pressure decay functions	$P = P_0 \zeta [e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}]$ $P = P_0 [e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}]$ $P = P_0 e^{-\alpha t}$	Cho et al. (2003) Lima et al. (2002) Kutter (1967)
Direct input of pressure-time profile	Gaussian function Triangular load shape Optimized pressure profile	Donze et al. (1997) Valliapan et al. (1983) Proposed

Figure I-28: Quelques exemples de lois d'évolution de la pression des gaz d'explosion à la paroi d'un trou de mine utilisées dans la littérature. D'après Saharan (2008, [138])

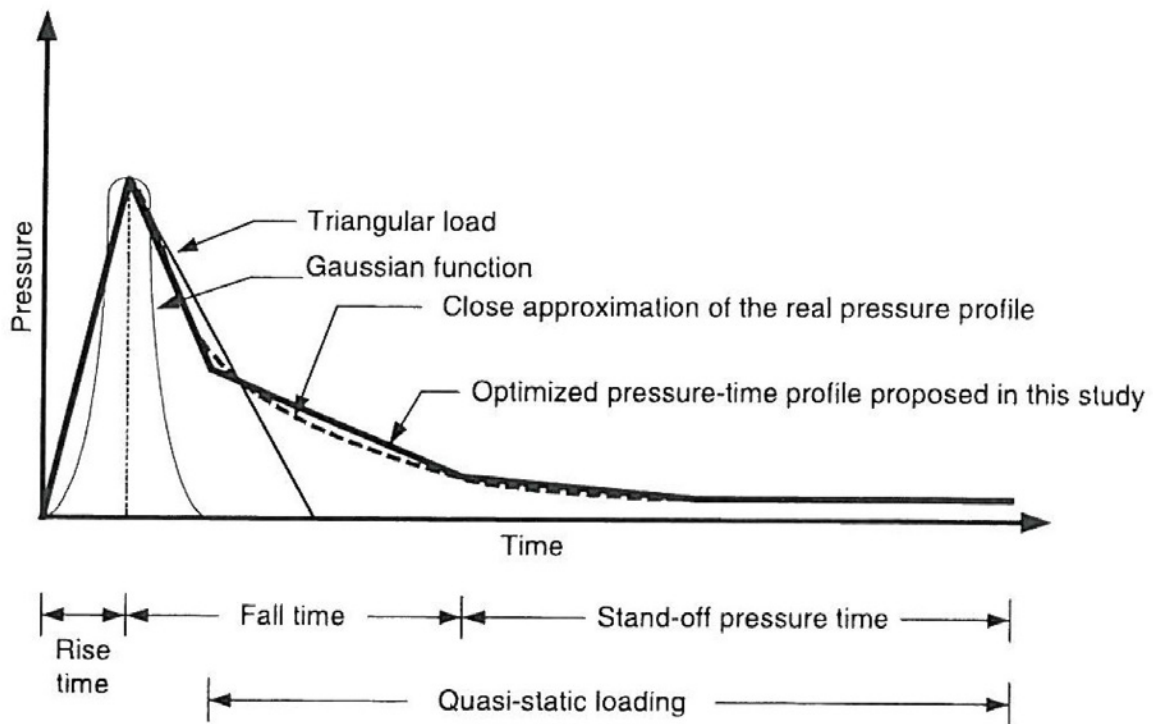


Figure I-29: Description qualitative d'une loi d'évolution pression-temps à la paroi d'un trou de mine. D'après Saharan (2008, [138]).

Le choix de la loi utilisée est crucial, car ce n'est pas uniquement l'amplitude de la sollicitation mécanique qui joue, mais aussi sa rapidité (vitesse de déformation imposée, facteur

d'acroissement dynamique des roches et sa dépendance à $\dot{\epsilon}$, voir la sous-partie suivante). Lorsque les effets de dépendance à la vitesse de déformation doivent être pris en compte, notamment, l'expression de la montée en pression dans le trou par un échelon Dirac n'est plus pertinente.

Restituer toute la complexité du processus thermo-hydro-mécanique couplé associé à l'interaction entre la roche et l'explosif représente un axe de recherche en soi. Le mode de libération de l'énergie explosive (part de l'énergie de choc et de l'énergie de gaz, détonation idéale/non idéale) devrait en particulier être étudié avec une attention particulière. L'approximation faite par une loi de pression à la paroi du trou reste donc réductrice en tout état de cause.

I.E.2 Seuil de rupture et effets de dépendance à la vitesse de sollicitation

La réponse des roches à des sollicitations dynamiques ultra-rapides et intenses est méconnue en raison de la difficulté de reproduire expérimentalement les phénomènes en jeu en laboratoire. Les essais uniaxiaux standard sont réalisés à des vitesses de déformation avoisinant les 10^{-3} s^{-1} . Les presses hydrauliques ne permettent d'atteindre que des vitesses de déformation de 10^2 s^{-1} au maximum, tandis que les vitesses de déformation imposées aux matériaux par la détonation d'un explosif atteignent et dépassent les 10^4 s^{-1} .

La technique des barres d'Hopkinson est employée pour approcher des vitesses de déformation jusqu'à 10^4 s^{-1} . Elle fait encore l'objet d'une recherche active pour atteindre des vitesses de déformation supérieures.

L'emploi de ces techniques à vitesses de déformation croissantes a permis de mettre en évidence que les matériaux résistent mieux à la rupture en dynamique rapide qu'en statique. Cette variation est mise en évidence notamment par Malvard & Crawford (1998, [87]), qui compilent des résultats expérimentaux issus d'études publiées pour le béton en traction (Figure I-30), et Lu *et al.* (2010, [84]), qui comparent le facteur d'acroissement dynamique pour différents types de roches, en compression et en traction (Figure I-31).

D'après ces données, les facteurs d'acroissement dynamique en traction et en compression, ainsi que le rapport entre eux, varient d'un type de roche à l'autre. Ceci pourrait constituer un des facteurs à l'origine des réponses radicalement différentes qu'ont les roches en fonction du type d'explosif utilisé.

I.E.3 Récapitulatif

Si la complexité des phénomènes physiques en jeu dans le processus d'endommagement d'un matériau par des sollicitations dynamiques rapides imposées est telle, la prédiction des résultats de fragmentation dans des conditions de taille réelle par des modélisations mécaniques exhaustives est difficile. Le lien entre les concepts évoqués dans les paragraphes précédents (facteur d'acroissement dynamique, couplage explosif/roche, variables internes d'écrouissage et d'endommagement) et les paramètres manipulables et observables dans le cadre de l'exploitation minière (diamètre de trou, masse d'explosif, banquette, espacement, taille médiane de fragments abattus) est impossible à ce stade. Pour cette raison, la recherche sur la fragmentation dans les tirs d'abattage s'est également axée vers le développement d'outils empiriques permettant de relier les paramètres d'entrée des tirs aux résultats mesurables. Les lois et modèles développés dans ce cadre sont décrits dans la partie suivante.

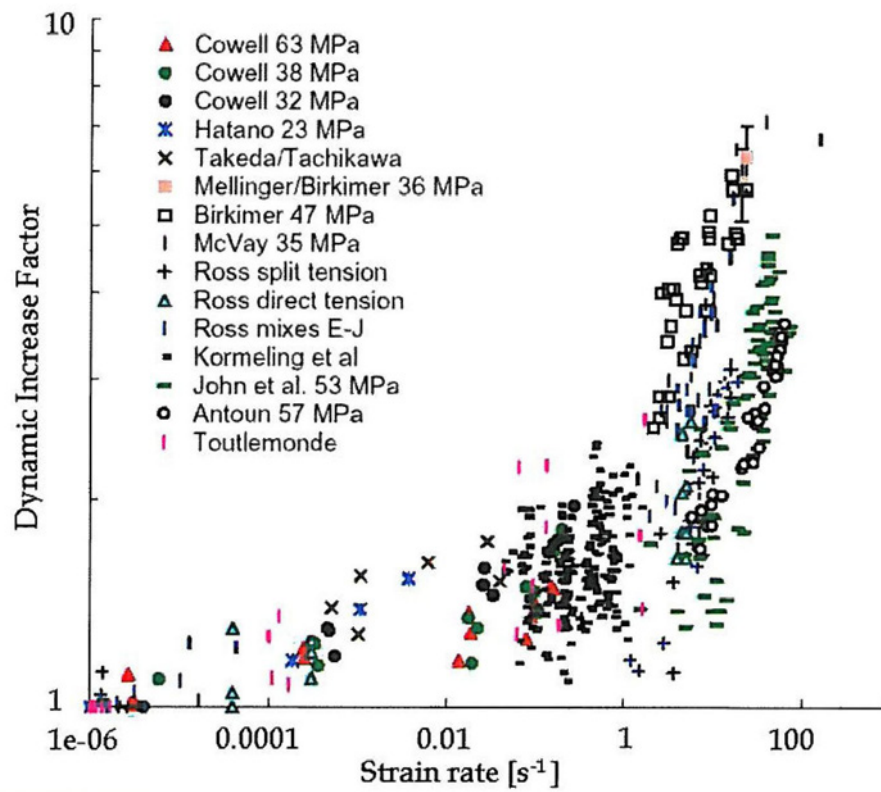


Figure I-30: Facteur d'accroissement dynamique en traction pour des bétons. D'après Malvard & Crawford (1988, [87]).

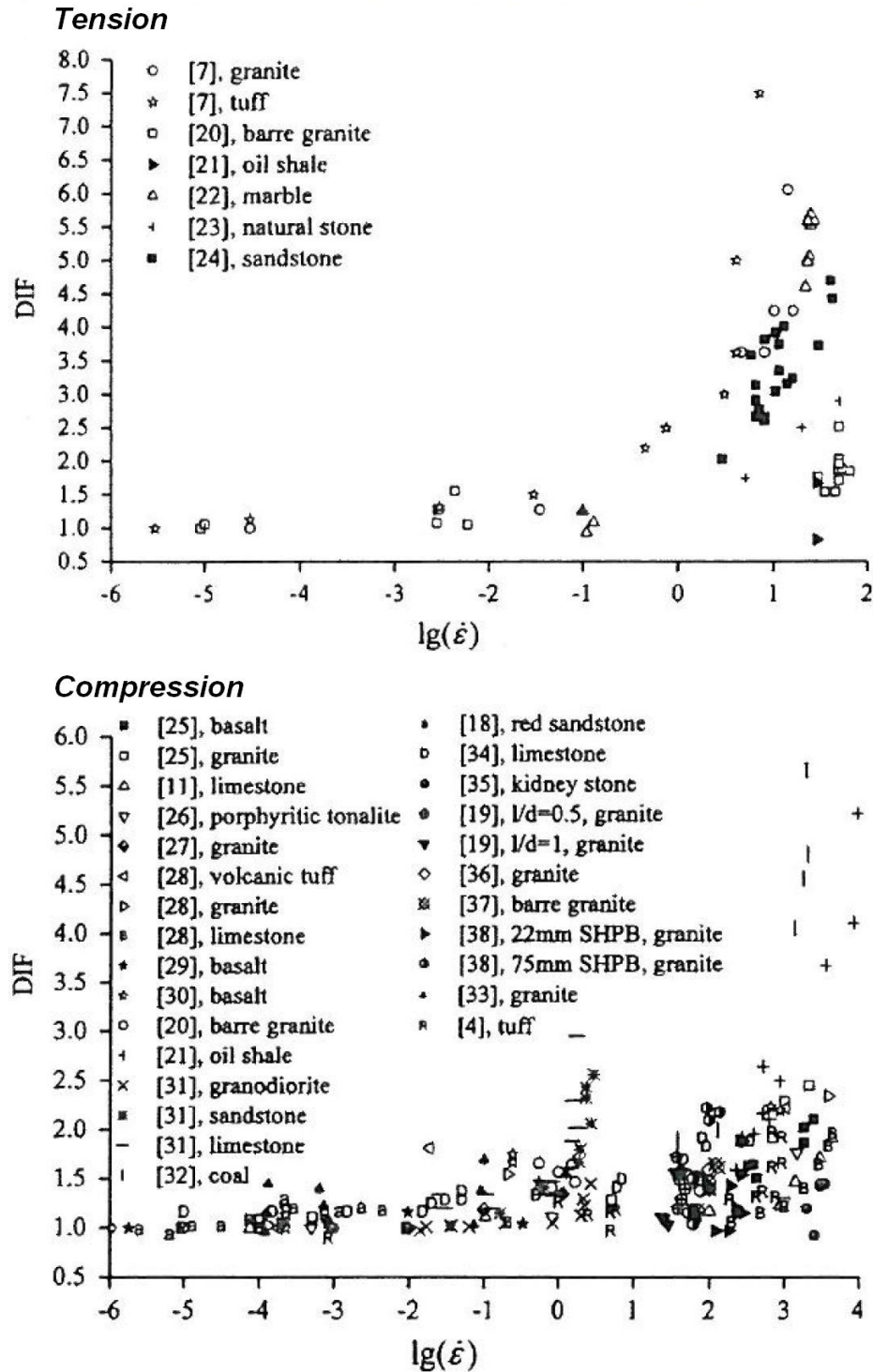


Figure I-31: Facteur d'accroissement dynamique pour différentes conditions de roches et vitesses de déformation imposées. D'après Lu (2010, [84]).

I.F Modèles prédictifs empiriques de fragmentation

Une revue des principaux modèles prédictifs utilisés à ce jour pour évaluer les résultats de fragmentation est présentée dans cette partie. L'ensemble des formules prédictives ne sera pas évoqué; une revue détaillée à ce sujet a été réalisée par Ouchterlony (2002, [111]), et avant lui par Rustan (1981, [134]). Afin de préciser le propos, la notion de courbe granulométrique et les paramètres descriptifs associés sont présentés en préambule.

I.F.1 Définition d'une distribution granulométrique

La granulométrie d'un matériau non consolidé fait référence aux tailles de fragments en présence et à leurs proportions dans un volume de matériau donné. Cette information ne comporte pas de donnée qualitative sur la forme des fragments, qui varie d'un matériau à l'autre. L'hypothèse de fragments sphériques est toujours faite de manière implicite sauf rares exceptions.

La granulométrie d'un matériau est caractérisée soit par une fonction de répartition, soit par une densité de probabilité; à chacun de ces deux cas correspond une notion différente. Dans le cas de la technique de tamisage classique, la densité de probabilité des fragments en fonction de leur taille indique la masse de fragments retenue dans un tamis donné. La fonction de répartition donne le pourcentage de passant en masse; elle indique en ordonnée la proportion en masse du matériau qui n'est pas retenue par un tamis ayant pour taille de maille la valeur en abscisse. Ces deux notions sont illustrées à la Figure I-32. Les courbes granulométriques ainsi obtenues (mesures discrètes) sont ensuite généralement modélisées par des fonctions continues auxquelles sont associés des paramètres descriptifs. Le graphe de la Figure I-33 donne l'exemple d'une distribution granulométrique théorique de Rosin-Rammler représentée soit par sa fonction de répartition, soit par sa densité de probabilité.

Dans sa plus simple expression, la courbe granulométrique résultant d'un tir est caractérisée par une taille médiane, un paramètre d'uniformité et une taille maximale. La comparaison entre deux courbes granulométriques issues de sources différentes doit être réalisée avec précaution. Une courbe granulométrique peut en effet:

- représenter un passant en masse ou un passant en volume;
- ne pas refléter les propriétés granulométriques de l'ensemble du matériau caractérisé, de par la technique de mesure adoptée (tamisage *vs.* mesure en surface).

Ce second point impacte particulièrement les résultats granulométriques obtenus par les techniques reposant sur l'analyse d'images; nous évoquerons en détail la question lors de la description de l'arsenal expérimental utilisé dans le programme d'essais du Chapitre II.

I.F.2 Fonctions de répartition granulométriques usuelles

I.F.2.1 Fonction Rosin-Rammler

La fonction de Rosin-Rammler (1933, [128]) est la fonction la plus utilisée pour décrire les distributions granulométriques dans le domaine des tirs à l'explosif. Il s'agit d'une adaptation de la fonction de répartition d'une statistique de Weibull (Equation I.7):

$$P(x) = 1 - e^{-\ln 2 \cdot (x/x_{50})^n} \quad (\text{I.7})$$

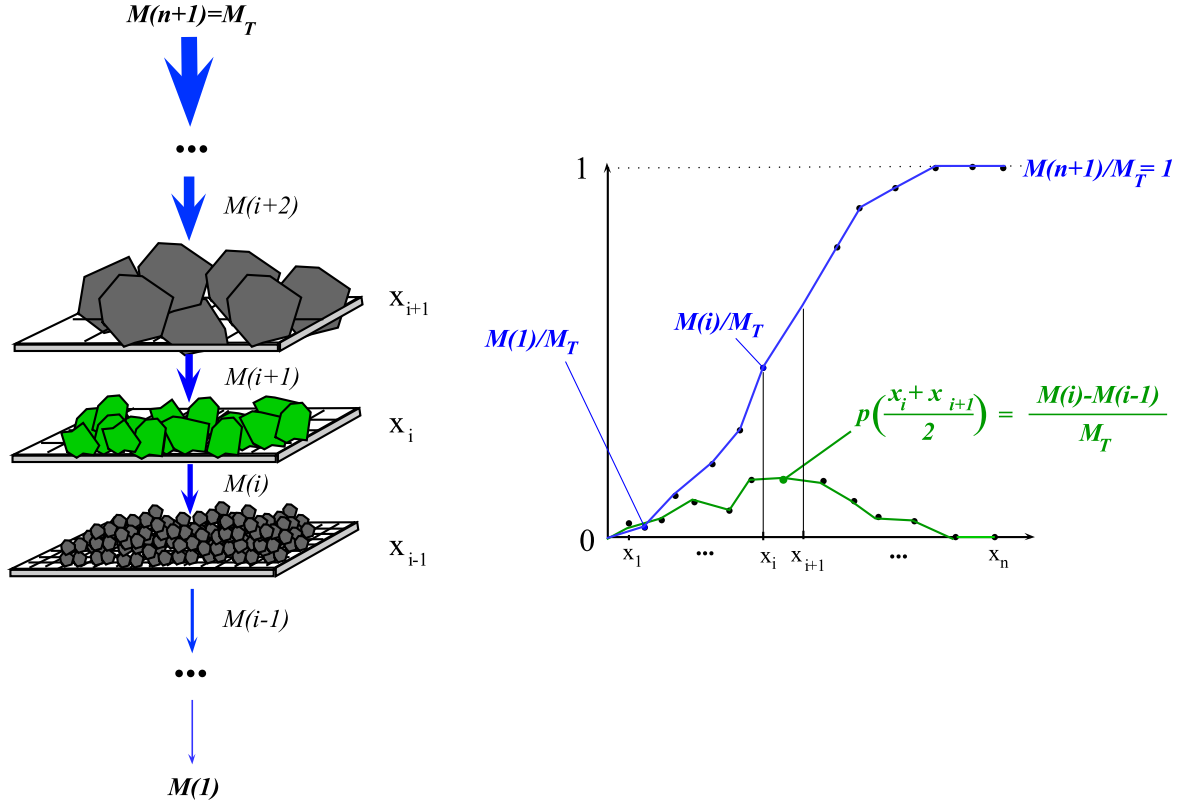


Figure I-32: Illustration des concepts de densité de probabilité des classes de fragments (vert) et de fonction de répartition granulométrique (bleu), pour l'exemple d'une masse de roche M_T passée dans une série de n tamis de mailles $x_1, \dots, x_n$.

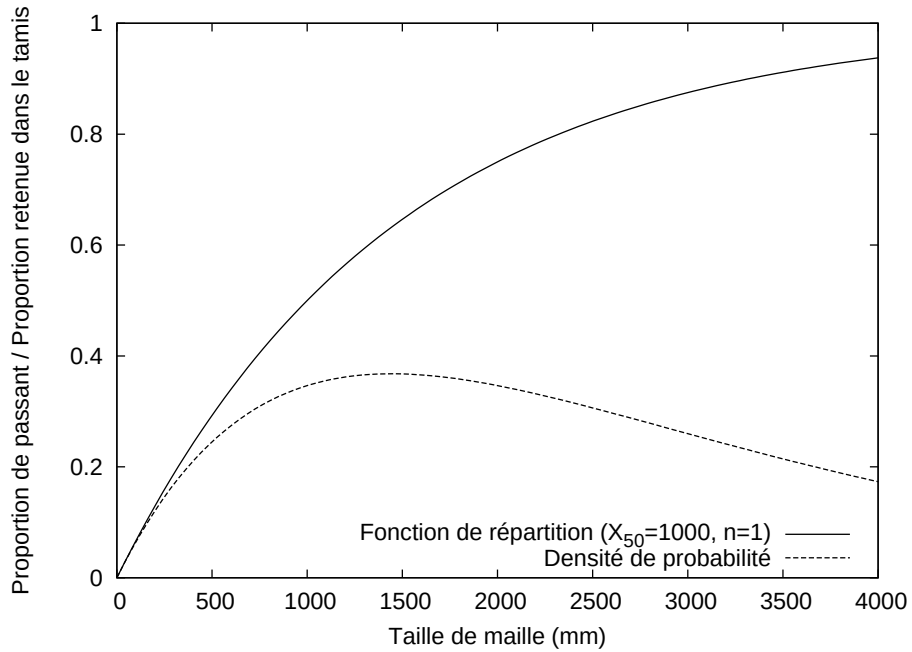


Figure I-33: Exemple de distribution granulométrique théorique (fonction de Rosin-Rammler).

Cette fonction est critiquée pour deux raisons (Ouchterlony, 2002 [111]):

1. elle ne prend pas en compte de taille maximale pour les blocs, ce qui est contre nature;
2. dans le domaine des fines et en échelle logarithmique, la fonction Rosin-Rammler a un comportement linéaire, ce qui est mis en défaut par les données granulométriques issues de l'expérience pratique.

Bien que pertinente dans l'absolu, la première critique est partiellement hors de propos, car les modèles empiriques existants résultent tous sans exception de calages avec des résultats expérimentaux, et non d'une mise en équation physique ; il est donc hasardeux de porter des jugements phénoménologiques sur leur comportement aux limites.

La fonction Rosin-Rammler peut être déclinée en une version bi-modale, afin de raffiner la description des granulométries observées. Il s'agit d'une somme pondérée de deux versions de la fonction de base, avec un paramètre de pondération α :

$$P(x) = \alpha \cdot P_1(x) + (1 - \alpha) \cdot P_2(x),$$

où P_1 et P_2 sont les fonctions relatives à chaque mode décrit. La version bimodale de la fonction Rosin-Rammler est décrite par 5 paramètres et s'écrit ainsi (Equation I.8):

$$P(x) = 1 - \alpha \cdot e^{-\ln 2 \cdot (x/x_1)^{n_1}} - (1 - \alpha) \cdot e^{-\ln 2 \cdot (x/x_2)^{n_2}} \quad (\text{I.8})$$

On notera que les formes bi-modales (ou multi-modales, puisqu'on peut insérer autant de fonctions de base que désiré à la somme pondérée) comportent un nombre plus important de paramètres, et permettent donc de décrire d'autant mieux les granulométries expérimentales; le prix à payer est une plus grande difficulté dans l'interprétation du rôle de chaque paramètre et de leurs liens avec les réalités physiques du processus. Pour corollaire, leur prédiction est d'autant plus ardue. En conséquence, les granulométries rapportées dans la littérature expérimentale sont plus fréquemment présentées avec les fonctions de base.

I.F.2.2 Fonction Swebrec

La fonction Swebrec, du nom du Swedish Blasting Research Centre, est une fonction de répartition granulométrique récemment introduite par Ouchterlony (2005, [112]). Elle est plus pertinente que la fonction Rosin-Rammler pour décrire la partie fine des courbes granulométriques, et a été comparée à de nombreuses courbes granulométriques tamisées, résultant de tirs en échelle réelle, de tirs à l'échelle du laboratoire et d'opérations de concassage/broyage (Ouchterlony, 2010 [115]). Elle possède trois paramètres, dont la taille maximale de bloc qui est introduite.

La fonction Swebrec s'exprime comme suit (Equation I.9):

$$P(x) = 1 / \left(1 + \left[\ln \left(\frac{X_{max}}{x} \right) / \ln \left(\frac{X_{max}}{X_{50}} \right) \right]^b \right) \quad (\text{I.9})$$

où:

X_{max}	– Taille de bloc maximale
X_{50}	– Taille médiane des fragments
b	– Paramètre de forme

Une fonction Swebrec étendue, décrite par 5 paramètres, a également été proposée (Equation I.10). La remarque précédente relative aux fonctions à plusieurs modes s'applique bien

sûr aussi à cette dernière.

$$P(x) = 1 / \left(1 + a \cdot \left[\ln \left(\frac{X_{max}}{x} \right) / \ln \left(\frac{X_{max}}{X_{50}} \right) \right]^b + (1 - a) \cdot \left[\left(\frac{X_{max}}{x} - 1 \right) / \left(\frac{X_{max}}{X_{50}} - 1 \right) \right]^c \right) \quad (I.10)$$

I.F.3 Prédiction de taille médiane

I.F.3.1 Equation de Kuznetsov

Proposée par Kuznetsov (1973, [74]), l'Equation I.11 prédit la taille médiane X_{50} des fragments abattus en fonction de paramètres caractéristiques de la roche et de l'explosif utilisé :

$$X_{50} = A \cdot Q_e^{1/6} \cdot \left(\frac{115}{RWS} \right)^{19/30} / q^{0,8} \quad (I.11)$$

où :

- A – Rock Mass Factor (voir Equation I.12)
- Q_e – Masse d'explosif par trou (kg)
- RWS – Puissance relative de l'explosif (Relative Weight Strength)
 $RWS = 100$ pour l'ANFO
- q – Consommation spécifique (kg/m³)

Le facteur de masse rocheuse est estimé par Lilly (1986, [80]) suivant l'Equation I.12 :

$$A = 0,06 \cdot (RMD + JF + RDI + HF) \quad (I.12)$$

La Table I.3 explique le calcul des paramètres RMD , JF , RDI et HF .

RMD – Rock Mass Description 10 : roche pulvérulente ou friable JF : plans de discontinuité verticaux 50 : roche massive	JPA – Joint Plane Angle 20 : pendage en direction du tir 30 : pendage perpendiculaire au front 40 : pendage vers l'intérieur du tir
JF – Joint Factor = $JPS + JPA$	RDI – Rock Density Influence = $0,025 \cdot \rho - 50$
JPS – Joint Plane Spacing 10 : Espacement moyen des discontinuités $S_J < 0,1m$ 20 : $0,1 m < S_J < \text{Taille bloc admissible } x_O$ 50 : $S_J > x_O$	HF : Hardness Factor = $E/3$ si $E < 50MPa$ = $\sigma_c(MPa)/5$ si $E > 50MPa$

Table I.3: Calcul du Rock Mass Factor A (Lilly, 1986).

I.F.3.2 Autres équations prédictives proposées dans la littérature

Le principe consistant à exprimer la dépendance de X_{50} à la consommation spécifique par ajustement d'une loi puissance est repris par exemple par Ouchterlony & Moser (2006, [116]) pour décrire la réponse d'un massif à l'abattage à partir de résultats expérimentaux.

Des prédictions de taille médiane de fragments ont été proposées par d'autres auteurs, faisant intervenir d'autres paramètres tels que la vitesse de détonation de l'explosif et un coefficient de couplage explosif/roche (Bergmann *et al.*, 1973 [5]). On peut également citer

comme exemple la formule Saroblast (Kou & Rustan, 1993 [72]).

De même que pour l'équation de Kuznetsov, l'intérêt réel de chacune de ces équations prédictives réside dans le fait de quantifier l'influence de la variation de paramètres spécifiques sur les résultats de tir obtenus. Aucune de ces équations n'est fondée sur une loi physique universellement démontrée; il faudrait pour cela que le mécanisme de la fragmentation soit décrit par une théorie générale.

I.F.4 Taille maximale des fragments

La taille maximale de fragments produite dans les tirs est rarement évoquée en détail dans la littérature. Il est communément admis que ce paramètre est fortement influencé par la configuration géologique *in situ* et la quantité d'explosif utilisée, même si aucune loi quantitative précise n'a été proposée à notre connaissance.

Ouchterlony (2005, [113]) suggère la relation suivante pour évaluer la taille maximale des fragments produits dans les tirs d'abattage, en fonction des paramètres géométriques et de la blocométrie *in situ* (Equation I.13):

$$X_{max} = \min (X_{max/IS}, B, S), \quad (\text{I.13})$$

où $X_{max/IS}$, B et S sont respectivement la taille maximale de bloc *in situ*, la banquette et l'espacement entre trous. Il a été récemment suggéré (Ouchterlony, 2010 [114]) que X_{max} évolue avec la consommation spécifique d'une manière qualitativement similaire à X_{50} .

I.F.5 Modèles prédictifs de fragmentation

I.F.5.1 Modèle Kuz-Ram

Le modèle Kuz-Ram (Cunningham, 1983 [28], 1987 [29] & 2005 [31]) reste à ce jour le modèle prédictif le plus largement utilisé en pratique. Il est composé de trois équations:

1. Fonction de distribution granulométrique Rosin-Rammler — Equation I.7.
2. Equation prédictive de la taille médiane X_{50} (Kuznetsov) — Equation I.11.
3. Equation prédictive de l'indice d'uniformité Rosin-Rammler n — Equation I.14.

L'exposant de la fonction Rosin-Rammler est évalué par l'Equation I.14 comme suit:

$$n = \left(2, 2 - \frac{0,014 \cdot B}{d_h} \right) \cdot \left(1 - \frac{W}{B} \right) \cdot \sqrt{\frac{1 + S/B}{2}} \cdot \left[\frac{|L_b - L_c|}{L_{tot}} + 0,1 \right]^{0,1} \cdot \frac{L_{tot}}{H} \quad (\text{I.14})$$

où:

B	–	Banquette (m)
S	–	Espacement (m)
d_h	–	Diamètre de trou (mm)
W	–	Déviations horizontales de la foration (écart type, m)
L_b	–	Hauteur de la charge de pied (m)
L_c	–	Hauteur de la charge de colonne (m)
L_{tot}	–	Hauteur totale de la charge explosive (m)

Cunningham (2005, [31]) propose une version étendue des équations de taille médiane et d'uniformité, qui deviennent respectivement (Equations I.15 et I.16):

$$X_{50} = C(A) \cdot A_t \cdot A \cdot Q_e^{1/6} \cdot \left(\frac{115}{RWS} \right)^{19/30} \quad (\text{I.15})$$

où A_t est un facteur de correction relatif aux micro-retards entre trous, et $C(A)$ est un facteur de correction pour le Rock Mass Factor qui peut varier entre 0.5 et 2 en pratique.

$$n = C(n) \cdot n_s \cdot \sqrt{2 - \frac{30B}{d}} \sqrt{\frac{1 + S/B}{2}} \left(1 - \frac{W}{B} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.3} \quad (\text{I.16})$$

où n_s est un facteur de correction relatif aux micro-retards entre trous, et $C(n)$ est un facteur de correction pour l'indice d'uniformité dont la plage de variation n'est pas précisée par Cunningham.

La présence des facteurs de correction $C(A)$ et $C(n)$ traduit en réalité le domaine d'application pratique du modèle Kuz-Ram, qui réside plus dans les prédictions de tendance que dans les prédictions quantitatives, fait pleinement assumé et revendiqué par son auteur.

I.F.5.2 Modèles bi-modaux

En utilisant la fonction de Rosin-Rammler bimodale, des modèles tels que le Crushing Zone Model (Kanchibotla, 1999 [69]) et le Two-Component-Model (Djordjevic, 1999 [38]) ont été développés et mis en oeuvre.

Dans le modèle CZM, la proportion du mode fin est évaluée en faisant l'hypothèse que les fines sont intégralement générées dans la zone de broyage autour du trou. Dans le modèle TCM, l'ajustement des paramètres est libre.

Le fait de faire des hypothèses physiques sur la provenance de l'un ou l'autre des modes dans les régions du tir est risqué à ce stade de la connaissance des mécanismes de fragmentation. Le modèle CZM a ainsi été invalidé par le fait que les fines ne sont pas uniquement générées autour du trou, mais aussi par des mécanismes différents (Svahn, 2003 [158]).

I.F.5.3 Modèle KCO

Le modèle Kuznetsov-Cunningham-Ouchterlony (KCO) utilise de manière combinée:

- l'équation de Kuznetsov pour prédire la taille médiane de fragments;
- la fonction Swebrec pour décrire la fonction de répartition;
- une prédiction de taille maximale.

Le paramètre d'uniformité de la fonction Swebrec est évalué à l'aide des formules suivantes, distinguant l'échelle réelle et l'échelle du laboratoire (Equation I.17):

$$b \approx \begin{cases} 0.5 \cdot X_{50}^{0.25} \cdot \ln\left(\frac{X_{max}}{X_{50}}\right) & (\text{échelle réelle}) \\ 1.0 \cdot X_{50}^{0.25} \cdot \ln\left(\frac{X_{max}}{X_{50}}\right) & (\text{échelle réduite}) \end{cases} \quad (\text{I.17})$$

La taille maximale est évaluée en fonction des propriétés géométriques du tir et des conditions de blocométrie in-situ selon l'Equation I.13 précédemment citée.

Le modèle a deux avantages conceptuels, qui sont d'introduire une taille maximale de fragment et d'améliorer la description des fines. Bien que le fondement physique d'une telle équation ne soit pas validé, la communauté scientifique s'accorde à dire qu'elle permet de donner une description correcte des granulométries issues de procédés de fragmentation tels que le tir à l'explosif et la comminution par concassage et broyage (par exemple Sanchidrián, 2010 [143]).

I.F.6 Récapitulatif

Plusieurs modèles de fragmentation empiriques ont été présentés et développés dans la littérature depuis l'introduction par Cunningham du modèle Kuz-Ram en 1983 [28]. Ce modèle a été amélioré au fil des années pour intégrer des facteurs correctifs introduisant l'influence de paramètres non pris en compte par la version d'origine. De par sa souplesse et sa simplicité de mise en oeuvre, il reste le plus couramment utilisé dans les milieux industriel et scientifique. Le modèle KCO, associé à la fonction Swebrec, connaît un intérêt croissant depuis son introduction par Ouchterlony en 2004 [112]. Il possède l'avantage conceptuel de prévoir une taille maximale de blocs; par ailleurs, la communauté scientifique reconnaît généralement que la description des fines par la fonction Swebrec est nettement améliorée par rapport à celle obtenue avec une fonction Rosin-Rammler. L'équation prédictive de taille médiane de fragments proposée par Kuznetsov en 1973 [74] est généralement mise à contribution dans les modèles prédictifs.

Les autres modèles qui ont été présentés ne sont aujourd'hui utilisés et mentionnés que de manière anecdotique dans la littérature, et ont pour principal intérêt de décrire l'influence de paramètres spécifiques sur les résultats granulométriques. Les incertitudes qui ont été précédemment soulignées au sujet du processus de fragmentation compliquent par ailleurs toute recherche d'une modélisation phénoménologique qui soit compatible avec les réalités du terrain. On retiendra particulièrement l'exemple du modèle CZM (1999, [69]), qui s'appuie sur une hypothèse de génération des fines dans la zone de broyage remise en question par des travaux expérimentaux ultérieurs.

Les déviations de foration sont prises en compte de manière globale dans le calcul d'uniformité granulométrique associé au modèle Kuz-Ram. A l'échelle de chacune des charges dans le plan de tir, en revanche, la seule possibilité offerte par les modèles existants pour introduire une variation des paramètres réels par rapport au théorique est de délimiter un volume propre à chaque charge et d'appliquer une loi prédictive pour ce volume et la consommation spécifique associée. Les suggestions existantes pour l'application de cette démarche seront évoquées à la fin de ce chapitre. La description des mécanismes d'interaction entre charges reste insuffisante à cette fin, preuve en est notamment l'impossibilité d'introduire l'effet des retards entre charges et lignes dans un plan de tir donné au moyen des modèles prédictifs globaux que nous avons cités.

Plus généralement, aucune des formules prédictives évoquées dans cette partie n'est fondée sur des considérations phénoménologiques avérées, ou n'a été obtenue par une démonstration sans équivoque basée sur les lois de la physique. Ceci est en grande partie dû au fait que l'abattage à l'explosif en conditions réelles est influencé par de nombreux paramètres, et qu'il est impossible de tous les maîtriser dans le cadre d'un programme d'essais. Un problème majeur de répétabilité se pose donc en échelle réelle ; c'est moins le cas pour les essais à l'échelle du laboratoire.

De manière générale, l'expérimentation reste à ce stade des connaissances phénoménologiques un pôle de recherche essentiel pour améliorer la compréhension des processus physiques en jeu. La partie suivante aborde cet aspect en décrivant les études les plus proches de la problématique traitée.

I.G Travaux expérimentaux au sujet de la fragmentation et de l'arrachement

Une quantité importante d'études expérimentales sur la fragmentation par l'explosif ayant été présentées dans la littérature, nous ne citerons que quelques exemples centrés sur la prédiction qualitative et quantitative de l'arrachement produit par une charge, ainsi que sur l'influence de l'entourage d'un volume de roche abattu sur les résultats de fragmentation obtenus. Les essais de tirs à charge unique en conditions d'échelle réelle sont décrits en particulier puisqu'ils sont à l'interface entre ces deux aspects. En avant-propos, les difficultés posées par la comparaison entre essais à l'échelle du laboratoire et essais à échelle réelle sont évoquées.

I.G.1 Influence de l'échelle sur les résultats de tir

Un coût de réalisation important est associé aux expériences en échelle réelle. L'instrumentation de ces essais (et notamment la mesure précise de la fragmentation, voir sous-partie II.B.1.3) nécessite de déployer des efforts considérables. Pour ces raisons, il est logique qu'un passage à l'échelle du laboratoire soit préféré pour étudier expérimentalement les phénomènes de fragmentation par l'explosif.

Toutefois, même à conditions d'explosif et de matériau abattu équivalentes, la réduction d'échelle ne peut se faire en conservant toute l'intégrité du problème de départ. Certes, l'expérimentateur peut déterminer avec une liberté quasi-totale tous les aspects géométriques et volumiques des essais :

- taille d'échantillon;
- taille⁵, géométrie et position de la charge dans l'échantillon;
- nombre de charges;
- type et masse d'explosif;
- consommation spécifique.

En employant du cordeau détonant coupé à la bonne longueur, il est possible d'obtenir pour les retards entre charges une précision de l'ordre du dixième de milliseconde, car la

⁵Dans la mesure où les trous n'ont pas un diamètre inférieur au diamètre critique de détonation de l'explosif utilisé.

détonation du PETN dont les cordeaux sont composés est stable et se propage à vitesse suffisamment constante. (Moser, [98]).

Les réseaux de discontinuités caractéristiques des formations géologiques réelles peuvent être reproduits dans une certaine mesure. L'influence de l'orientation et de la fréquence spatiale de plans de discontinuité artificiels sur les résultats d'arrachement et de fragmentation a notamment été étudiée en laboratoire par Singh (1983, [151]), Bhandari (travaux entre 1982 et 1993, cités et résumés dans Bhandari, 1997 [7]) et Hafsaoui (2009, [57]).

Il existe cependant plusieurs aspects physiques que l'expérimentateur ne peut pas maîtriser, et dont on peut attendre une influence sur les résultats expérimentaux:

- vitesse de détonation des charges employées;
- temps de montée du pic de pression dans les trous chargés lors de la détonation;
- microstructure du matériau (taille de grains);
- perte des informations de macrostructure par prélèvement d'échantillons de taille réduite;
- célérité des ondes dans le matériau abattu;
- vitesse de propagation des fractures dans le matériau ($\propto$ vitesse des ondes de Rayleigh c_R).

Pour illustrer le problème ainsi posé, rappelons par exemple le phénomène bien connu selon lequel la résistance uniaxiale en compression/traction statique d'une éprouvette de roche décroît au fur et à mesure que sa taille augmente (évoqué par exemple par Neville, 2000 [102]). L'effet d'échelle modifie donc la réponse globale d'un matériau aux sollicitations. De manière générale, la perfection relative des matériaux utilisés dans les essais de tir en laboratoire par rapport à des conditions de masse rocheuse et d'explosif en taille réelle rend la comparaison difficile et peut mener à des conclusions qualitatives et quantitatives fausses (Cunningham, 2005 [31]).

Les phénomènes d'interaction entre ondes de choc réfléchies à la surface libre et réseaux de fractures pressurisés par les gaz d'explosion sont d'autre part très certainement modifiés.

I.G.2 Etudes sur la fragmentation en échelle réduite

L'étude de la fragmentation des roches par l'explosif en laboratoire a été un aspect important de la recherche expérimentale sur le procédé. Le tir d'échantillons cylindriques est un procédé fréquemment employé; des échantillons de diamètre 100–300 mm prélevés dans différents types de roche ont été testés dans le cadre du Projet Less Fines (Rouabhi *et al.*, 2004 [132]). La reconstitution artificielle d'échantillons avec discontinuités à orientation variable et leur abattage en laboratoire permet de quantifier l'influence de l'orientation des strates par rapport au gradin et au(x) trou(s) foré(s) (Singh *et al.*, 1983 [151], Yang & Rustan, 1983 [171], Bhandari *et al.*, 1983–1992 [7] et Hafsaoui, 2009 [57]). La Figure I-34 présente des exemples d'échantillons avec discontinuités testés dans ces études.

Des cubes de béton de 3 m^3 ont été préparés et tirés par Sellers *et al.* (2010, [150]). L'objectif est de fournir des cas d'étude et de validation pour un projet international consistant à développer un modèle numérique exhaustif du tir à l'explosif (Hybrid Stress Blasting

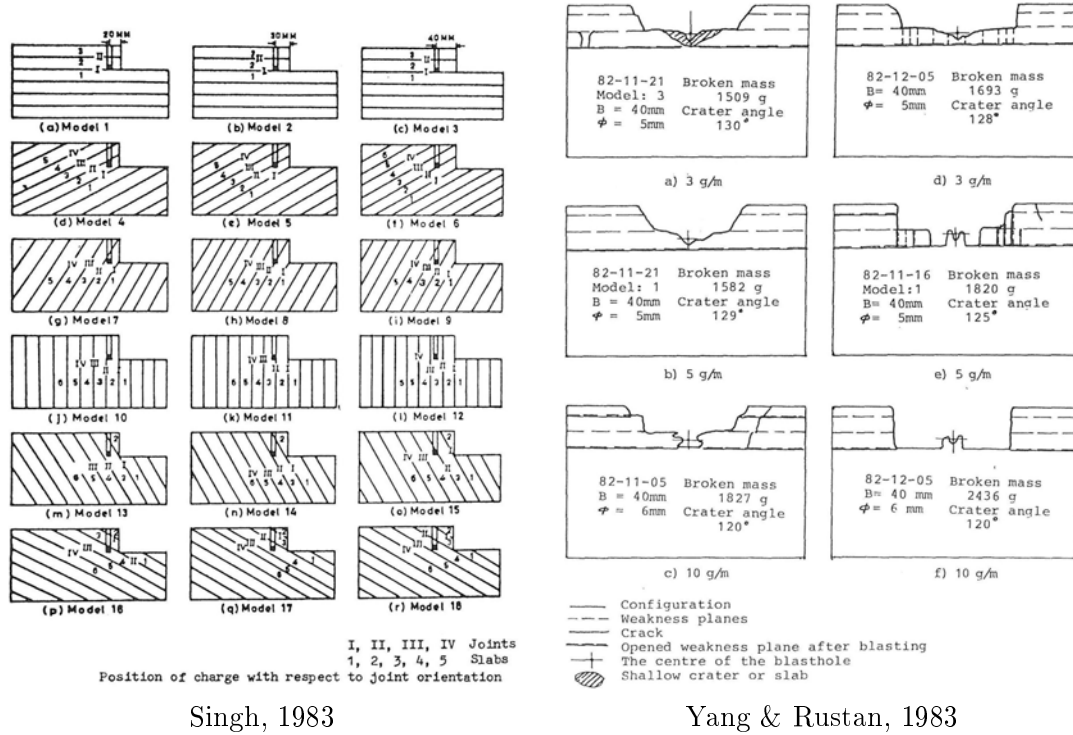


Figure I-34: Echantillons de taille réduite avec reconstitution de discontinuités artificielles (respectivement Singh *et al.*, 1983 [151] et Yang & Rustan, 1983 [171]).

Model) prenant en compte à la fois la détonation de l'explosif et la réponse mécanique de la roche abattue (Braithwaite *et al.*, 2010 [14], Furtney *et al.*, 2010 [49] et Onederra, 2010 [109]). Le projet de modélisation a été abandonné en 2010 car le modèle donnait des prédictions non conformes à des tendances élémentaires observées par l'expérience (Moser, 2010 [99]). Pour deux des quatre cubes tirés par Sellers *et al.*, la fragmentation de la roche arrachée se fait sous forme de quelques blocs très grossiers. Les deux autres tirs ont produit une fragmentation plus proche d'une fragmentation standard.

En parallèle de la problématique de recherche mise en oeuvre dans la présente thèse, un programme d'essais en échelle semi-réelle a été conçu pour être mis en oeuvre à la mine d'Eisenerz (Moser *et al.*, 2010 [99]). Des échantillons de béton de dimensions 1,96·1,00·1,00 m sont fabriqués, enchâssés et scellés avec du plâtre dans une structure hôte pour simuler un massif infini à l'arrière du tir. Ce programme en cours de réalisation consiste à tirer un, deux ou trois trous dans des conditions géométriques variables et dans des scénarios d'amorçage simultané, retardé ou infini (tir des trous un par un). La Figure I-35 présente deux clichés d'une des expériences ayant déjà été réalisées. L'analyse des résultats associés à cette recherche expérimentale devrait apporter des éclaircissements supplémentaires en comparaison avec le programme d'essais en échelle réelle qui est présenté au Chapitre II de ce document.

I.G.3 Influence de l'entourage d'un volume de roche abattu sur les résultats granulométriques

Gorham-Bergeron *et al.* (1987, [53]) rapportent des travaux de recherche réalisés pour le compte de Sandia National Laboratories afin de définir des géométries de tir optimales dans des couches de schistes bitumineux. Leur recherche expérimentale est associée à une étude du rendement de l'extraction d'huiles sur échantillons, en fonction de la porosité du matériau. 19 tests sont présentés. Pour tous les tests, la même cellule de confinement en acier de forme



Figure I-35: Expérience de tir en échelle réduite PHM-15-1,2/1,2-03 à la mine de Eisenerz (Moser & Maierhofer, 2010). 3 trous verticaux abattus un par un (photographie de droite) en commençant par le trou central (photographie de gauche). Diamètre des trous 7 mm. Dimension de bloc $1,96 \cdot 1,00 \cdot 1,00$ m. Photographies présentées avec l'aimable autorisation des auteurs de l'étude en cours.

cylindrique (diamètre et hauteur 20 cm) a été utilisée. Des plaques d'acier ont été disposées sur le dessus et le dessous de la cellule pour la fermer. Dans certains cas, un filet de protection a été enfilé à l'intérieur de la cellule pour pouvoir extraire les échantillons après tir en l'état. Un schéma du dispositif expérimental est présenté à la Figure I-36.

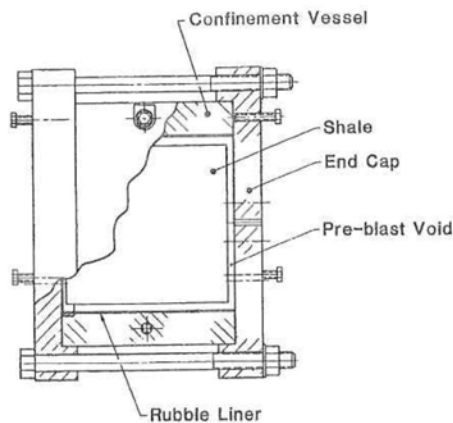


Figure I-36: Cellule de confinement utilisée par Gorham-Bergeron *et al.* pour les tirs expérimentaux (Gorham-Bergeron *et al.*, 1987).

Des carottes de schistes bitumineux de différentes dimensions ont été tirées. Pour 3 des 4 tests à trous multiples, les trous sont amorcés simultanément. Aucune différence notable n'a été observée par rapport au scénario d'amorçage simultané dans le 4^e test, où les trous ont été amorcés avec retard. Les trous multiples ont rapidement été abandonnés par les auteurs car le tir de plusieurs charges a produit des effets de prédécoupage incompatibles avec l'objectif final de préparer des échantillons à porosité homogène pour les tests de rendement extractif. Cet effet notable sera évoqué lors de l'interprétation des simulations numériques présentées au Chapitre III.

Les parois de la cellule de confinement et de l'échantillon ne sont pas en contact sauf exception. La carotte est calée au centre de la cellule avec l'aide de petits blocs en mousse

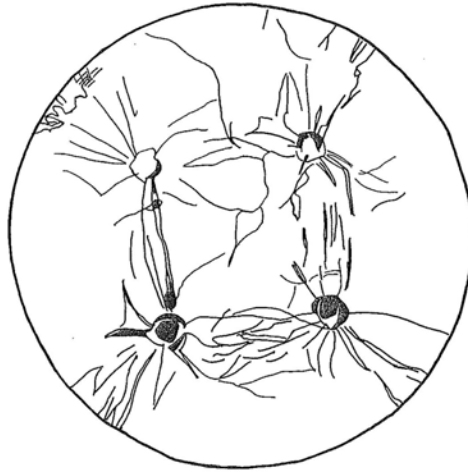


Figure I-37: Croquis de l'endommagement observé pour le test à trous multiples CVB-7 (Gorham-Bergeron *et al.*, 1987). L'endommagement inhomogène de l'échantillon a conduit les auteurs à interrompre ce type de tests.

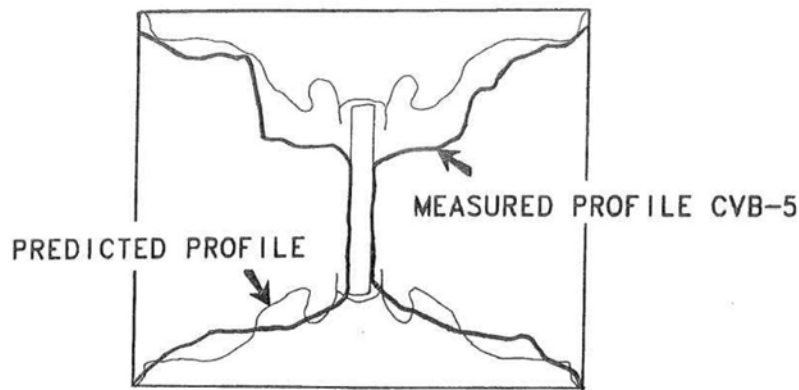


Figure I-38: Profil d'arrachement après tir pour l'échantillon à bords fixes CVB-5 (Gorham-Bergeron *et al.*, 1987).

synthétique. Les auteurs considèrent d'ailleurs que la surface de l'échantillon est libre en dénommant ces tests "*Single Blastwell Free Cylindrical Surface Tests*".

Deux des essais de fragmentation (CVB-5 et CVB-6) sont faits dans des conditions de confinement quasi-total. Pour ces tirs, la carotte est fixée latéralement à la cellule de confinement avec par une résine époxy. Les faces supérieure et inférieure de la cellule de confinement sont fermées par des plaques d'acier comme pour tous les autres tests. Après tir, on observe des cratères à proximité des faces supérieure et inférieure de l'échantillon (voir Figure I-38).

Miklautsch (2002, [92]) a réalisé des tirs d'échantillons de béton cylindriques dans le cadre du projet européen Less Fines, en étudiant le rôle des discordances d'impédance acoustique dans la réflexion/transmission des ondes de choc explosives dans les massifs rocheux. Dans les essais qui nous intéressent plus particulièrement ici, deux échantillons cylindriques en béton ont été cerclés d'un tube en acier, afin d'étudier l'influence de ce tube sur la fragmentation des cylindres après tir d'une charge axiale de PETN. Lors du tir, les sections supérieure et inférieure du cylindre sont recouvertes avec des plaques d'acier. Les cylindres MBC 100-1 et MBC 100-2 en question sont présentés sur la Figure I-39 ci-dessous.



Figure I-39: Cylindres MBC 100-1 et MBC 100-2 vus de côté (Miklautsch *et al.*, 2002 [92]).

Après tir de l'échantillon, aucune fissuration n'est rapportée, et aucun effet de cratère notable aux extrémités supérieure et inférieure de l'échantillon cylindrique ne s'est produit. Les photographies de l'échantillon après tir sont présentées à la Figure I-40.

Sample MBC 100-2 after blasting

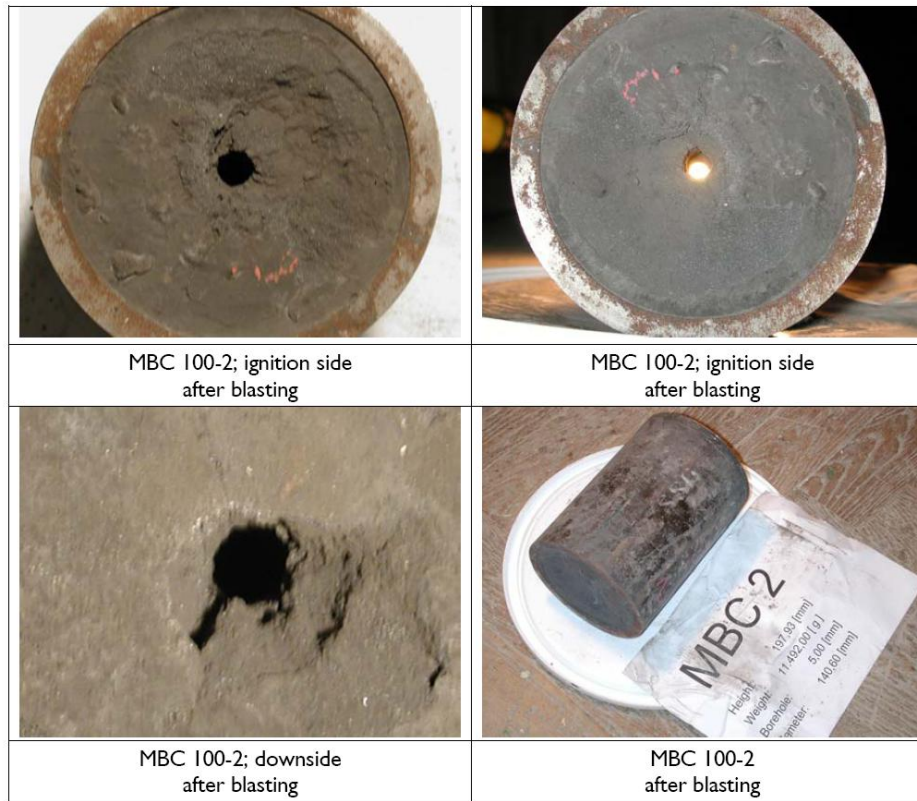


Figure I-40: Résultats de l'essai confiné MBC 100-2 (Miklautsch *et al.*, 2002 [92]).

Une résine a été injectée pour vérifier la présence de micro-fractures, et l'analyse a montré que la fracturation à cette échelle était également absente. Le cylindre non confiné de dimensions identiques, tiré avec une charge identique, est par contre entièrement fragmenté. La théorie des impédances acoustiques (1D) est invoquée par l'auteur pour expliquer le caractère particulier de ce résultat. Miklautsch conclut que le cerclage d'acier ne permet pas aux ondes de traction, normalement réfléchies à l'interface entre échantillon et surface libre, d'être retransmises au cylindre. Ce point fera l'objet d'une revue de détail au Chapitre III.

Johansson (2008a, [67] et 2008b, [68]) a tiré des échantillons d'un mortier magnétique dans différentes conditions de confinement, l'objectif final de la recherche en question étant d'étudier le rôle bloquant joué par les produits tirés lors de la volée précédente dans une exploitation par sous-niveaux abattus. Les cylindres centrés dans une cellule cylindrique sont entourés de granulats de nature physique et de dimensions différentes. Une charge centrale de PETN est utilisée pour fragmenter les échantillons. Quatre type de granulats ont été utilisés et une étude comparative de la fragmentation est ensuite menée. La Figure I-41 montre une vue d'un des tests de Johansson.



Figure I-41: Un exemple d'essai confiné par Johansson *et al.* (Johansson *et al.*, 2008).

Les résultats indiquent une influence claire des propriétés physiques des granulats sur les courbes granulométriques après tir. Ceci est un encouragement supplémentaire pour prendre en compte les conditions aux limites de la roche abattue pour prédire les résultats de tir de manière efficace. L'analyse des résultats d'essais a été reprise par Ouchterlony (2009, [114]); la dépendance de la fragmentation des échantillons à la consommation spécifique q est modifiée par une pondération avec R , le coefficient de réflexion acoustique à l'interface entre la roche abattue et le matériau confinant. Une notion de consommation spécifique effective est ainsi proposée:

$$q_{eff} = q \cdot R$$

I.G.4 Etudes portant sur l'arrachement

I.G.4.1 Essais de cratères

Les tirs de cratère ont fait l'objet d'études spécifiques dans la littérature (Fourney, Dick & Simha, 1988 [47], Zhang, 1996 [173]). L'objectif consiste à déterminer le volume arraché en fonction de la profondeur d'enfouissement d'une charge de masse constante. Le volume abattu croît, conformément à la théorie de Livingston, jusqu'à atteindre un maximum V_0 pour une profondeur d'enfouissement optimale de la charge d_0 (Livingston, 1956 [82]). Au delà de cette profondeur, le volume arraché chute rapidement. Il faut noter que l'optimum en termes de quantité arrachée n'a rien à voir avec un optimum en termes de fragmentation, comme nous pourrions par ailleurs le constater dans le programme d'essais présenté au Chapitre II.

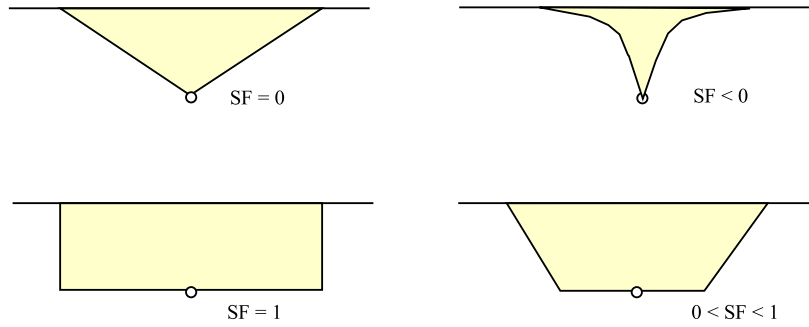


Figure I-42: Facteur de forme de l'arrachement produit selon la définition de Wimmer (2008, [168]).

Le résultat optimal en termes de fragmentation et d'arrachement combinés est donc atteint à une profondeur inférieure à la profondeur critique.

I.G.4.2 Tests de banquette critique

Une méthodologie expérimentale pour déterminer la valeur maximale de banquette permettant un arrachement non dégradé pour un diamètre de trou, un explosif et une banquette donnés a été proposée (Wimmer, 2008 [168]). L'arrachement est étudié de manière quantitative et qualitative; un facteur de forme est introduit pour caractériser l'allure des formes d'arrachement mesurées (Figure I-42). Une grande partie de ces essais est faite en mine souterraine, à une échelle réduite; un tir d'essai a été réalisé en carrière.

La présence de plans de discontinuité à proximité du trou en échelle réelle influence l'arrachement du trou tiré. A part pour le cas de cet essai, le facteur de forme décroît globalement lorsque la banquette augmente, ce qui correspond à un resserrement progressif du profil arraché, pour finir avec une forme proche d'un entonnoir pour les fortes valeurs de banquette. Les formes d'arrachement mesurées par Wimmer ne s'approchent du triangle que pour les valeurs de banquette élevées. L'étude réalisée indique donc que la forme d'arrachement produite par les charges uniques ne peut être restituée dans le cas général par l'approximation triangulaire.

I.G.5 Tirs de charges uniques en échelle réelle

Des essais mono-trou en échelle réelle ont été menés par Rustan & Nie (1987, [136]), Bilgin (1991, [8]) et Bilgin *et al.* (1993, [9]). Les caractéristiques des essais réalisés dans ces trois travaux sont répertoriées à la Table I.4. Il s'agit à notre connaissance des seuls travaux portant sur des charges uniques et qui aient été réalisés dans des conditions de roche et des dimensions proches des tirs d'abattage réels.

Rustan & Nie (1987, [136]) ont tiré des charges uniques dans le calcaire de Storugns en Suède. Le travail réalisé vise à transposer à l'échelle réelle une méthodologie de caractérisation de la réponse des roches à l'abattage basée initialement sur des tirs mono-trous en laboratoire. Des échantillons du calcaire de Storugns ont été prélevés et tirés en laboratoire suivant la procédure précédemment citée. Les auteurs observent des dépendances similaires entre X_{50} et q en échelle réelle et à l'échelle du laboratoire.

Un intérêt spécifique est porté à la quantité de roche abattue et à la fragmentation observée. L'arrachement produit par les charges est décrit au moyen d'un angle d'arrachement

	Rustan & Nie 1987	Bilgin 1991	Bilgin <i>et al.</i> 1993
	Storugns	Divriği	Tamtaş
Dimensions des essais			
Hauteur de gradin	16.9–17.6 m	8–9 m	6.4–8.8 m
Surforation	Aucune	1.5 m	1–2 m
Diamètre de trou	95 mm	193.7 mm	89 mm
Banquettes	1–7 m	3–6 m	1.5–3.5 m
Charge de colonne	ANFO, 75 kg	ANFO, 175 kg	ANFO, 25.6–50.8 kg
Charge de pied	Dynamex M, 33 kg	Cart. dynamite 1.5 kg	Cart. dynamite 1.5 kg
Amorçage	Electrique	Electrique	Electrique
Propriétés de la roche			
Type de roche	Calcaire	Hématite	Calcaire
Densité	2.65–2.68 g/cm ³	4.40 g/cm ³	2.69 g/cm ³
Résistance en traction	6.59–9.42 MPa	16.59 MPa	5.4 MPa
Célérité des ondes P	5800–6400 m/s	4903 m/s	6178 m/s
Impédance acoustique	1.62 · 10 ⁷ kg/m ² s	2.159 · 10 ⁷ kg/m ² s	1.66 · 10 ⁷ kg/m ² s

Table I.4: Tableau récapitulatif des paramètres des tests mono-trous en échelle réelle réalisés par Rustan *et al.*, 1987 [136], Bilgin, 1991 [8] et Bilgin *et al.*, 1993 [9]. Données publiées par les auteurs.

θ . Lorsqu'une valeur critique de banquette est atteinte, la roche en avant du trou n'est plus arrachée du massif et une unique fissure allant du trou à la surface libre est rapportée en échelle réelle.

La fracturation en arrière des tirs semble principalement gouvernée par la présence de discontinuités dans le massif rocheux. Les auteurs rapportent localement des fracturations arrières de 20 à 30 m de long, épaisses de 20 à 30 cm, et ce même pour la valeur de banquette la plus élevée.

Les équations empiriques déduites des expériences par Rustan & Nie sont les suivantes (Equations I.18, I.19 et I.20):

1. Taille médiane de fragments en fonction de la banquette:

$$X_{50} = 0.047 \cdot B^{1.6} \text{ (mm)} \quad (\text{I.18})$$

2. Taille médiane de fragments en fonction de la consommation spécifique:

$$X_{50} = 0.052 \cdot q^{-1.1} \text{ (m)} \quad (\text{I.19})$$

3. Angle d'arrachement en fonction de la banquette (sauf arrachements au delà de la valeur de banquette critique):

$$\theta = 165.7 - 6.88 \cdot B \text{ (}^\circ\text{)} \quad (\text{I.20})$$

La comparaison entre résultats expérimentaux et lois prédictives de taille médiane (Kuznetsov, SveDeFo) permet à Rustan & Nie de conclure que ces deux formules ne sont pas indiquées pour la prédiction de X_{50} dans le cas de tirs mono-trous, et qu'il est donc nécessaire de mettre en oeuvre une loi prédictive différente.

Bilgin (1991, [8]) présente les résultats d'essais de tir mono-trous en échelle réelle dans une mine de fer à ciel ouvert. Les dimensions des gradins évoluent entre 8 et 9 m, et les banquettes testées par l'auteur varient entre 3 et 6 m. Cette étude de cas est une mise en application

directe de la problématique expérimentale proposée par Rustan et Nie dans leur article de 1987, à l'exception près que la fragmentation après tir des tas abattus par les essais n'a pas été abordée dans cette étude. La roche abattue est un minerai d'hématite.

Les corrélations empiriques suivantes sont présentées pour les essais mono-trous:

1. Angle de rupture équivalent ($^{\circ}$) *vs.* Banquette (m):

$$\theta = 206.88 - 18.02 \cdot B \quad (\text{I.21})$$

2. Portée des produits abattus (m) *vs.* Banquette (m):

$$T = 33.9 - 2.37 \cdot B \quad (\text{I.22})$$

3. Volume arraché (m^3) *vs.* Banquette (m):

$$V = 6.34 - 20.61 \cdot B + 69.72 \cdot B^2 - 10.34 \cdot B^3 \quad (\text{I.23})$$

Bilgin *et al.* (1993, [9]) ont présenté une seconde étude de cas en échelle réelle dans la lignée de la problématique de Rustan & Nie et des travaux de Bilgin, 1991. Les tests mono-trous sont réalisés dans une carrière de calcaire (Tamtaş, Turquie) à des dimensions relativement plus faibles que celles testées par Rustan & Nie (trous de diamètres 89 mm, gradins de 7 m, banquettes de 2 à 3,5 m). Les paramètres mesurés sont la fracturation in-situ, la banquette et les paramètres de chargement réels, l'angle de rupture, la distance de projection maximale, l'étalement et la fragmentation du tas abattu.

Les corrélations empiriques suivantes sont présentées, pour l'angle de rupture équivalent (en $^{\circ}$) et la taille médiane de blocs (en m) respectivement:

$$\theta = 180 - 21.63 \cdot B \quad (\text{I.24})$$

$$X_{50}(m) = 0.192 \cdot B - 0.062 \quad (\text{I.25})$$

Pour obtenir la corrélation empirique entre taille médiane de blocs et banquette, deux des essais ont été écartés, pour lesquels la densité de fracturation du massif était nettement supérieure à celle mesurée pour le reste des essais.

La dépendance de la taille médiane à la consommation spécifique n'est pas présentée dans l'article; à partir des données fournies par les auteurs, elle a été obtenue par ajustement:

$$X_{50}(mm) = 1.47 \cdot 10^5 \cdot q^{-1.18} \quad (\text{I.26})$$

Le coefficient de corrélation entre consommation spécifique et taille médiane est faible ($R^2=0.39$). Ceci peut notamment être attribué à l'influence de la blocométrie in-situ que Bilgin *et al.* mettent par ailleurs en évidence en proposant une relation linéaire (complémentaire aux précédentes) entre X_{50} et la taille médiane de blocs *in situ*, notée I_b (Equation I.27):

$$X_{50} = 0.698 \cdot I_b - 0.039 \text{ (m)} \quad (\text{I.27})$$

Par comparaison avec les études mono-trous antérieures, les résultats de Bilgin *et al.* confirment que les résultats d'arrachement et de fragmentation sont non seulement conditionnés par le type de roche abattue (Bilgin 1991 *vs.* Bilgin *et al.* 1993) mais aussi par les conditions

de blocométrie *in situ* (Rustan *et al.* 1987 *vs.* Bilgin *et al.* 1993, type de roche et propriétés mécaniques similaires). Bilgin *et al.* jugent par ailleurs que le modèle Kuz-Ram est adapté pour prédire les résultats de fragmentation de tirs mono-trous issus de leurs expériences, alors que Rustan & Nie avaient constaté le contraire.

Conformément aux observations faites par Rustan *et al.*, Bilgin *et al.* n'ont constaté aucune corrélation entre la portée des effets arrières et la banquette des essais. Nous verrons dans le Chapitre II que ce résultat est également confirmé par nos constatations expérimentales.

Les résultats de tirs à charge unique ne sont comparés à des tirs à plusieurs charges dans aucune des trois études. Il n'est donc pas possible de se prononcer sur une différence d'homogénéité granulométrique entre les deux scénarios. Rustan & Nie rapportent une tendance de l'indice d'uniformité à augmenter avec la banquette et indiquent que l'indice d'uniformité pour les courbes granulométriques obtenues est de 15 % inférieur à celui mesuré pour les essais réalisés à l'échelle du laboratoire. Il s'agit du seul élément présenté au sujet des indices d'uniformité dans ces trois études.

I.G.6 Récapitulatif

Les études de tir en laboratoire, nombreuses par le passé, recouvrent une gamme étendue de matériaux (roches, bétons, plexiglas), mettent en évidence l'influence de paramètres ciblés dans le résultat des tirs à l'explosif, et ont permis dans leur ensemble d'aboutir aux modèles empiriques qui ont été présentés précédemment dans la partie I.F. Malgré la variété des essais réalisés, il n'a pas été possible d'aboutir à une description de la fragmentation et de l'arrachement valable en toute généralité et applicable à l'échelle des tirs en conditions d'exploitation réelles.

On peut considérer que la réduction d'échelle faite en laboratoire par rapport au cas réel est une concession forte, puisque si la taille des tests varie, d'autres propriétés physiques propres au mécanisme de décomposition de l'explosif lors de sa détonation, à la structure du matériau et à son comportement, ne peuvent être altérées. L'entière complexité des structures géologiques naturelles ne peut être restituée fidèlement. Aussi, si des similarités ont été observées entre les deux échelles, les différences ne permettent pas de garantir la validité d'une extrapolation échelle réduite $\rightarrow$ échelle réelle (Ouchterlony & Moser, 2006 [116]).

Les études relatives à l'arrachement produit par les charges décrivent généralement ce dernier par une forme triangulaire et un angle d'arrachement associé (Yang & Rustan, 1983 [171], Rustan & Nie, 1987 [136], Bilgin, 1991 [8] et 1993 [9]). Il est exceptionnel que les formes d'arrachement soient qualifiées (Wimmer *et al.*, 2008 [168]). Comme par ailleurs la nature de l'entourage d'un volume de roche abattu semble influencer le résultat granulométrique final (ce qui a été du moins explicité spécifiquement en laboratoire par Miklautsch, 2002 [92] et Johansson, 2008 [67]), l'état des connaissances encourage fortement à isoler chacune des charges dans le plan de tir et à prendre en compte la présence de surfaces libres et de charges voisines.

Mettre en oeuvre une prédiction possédant ce degré de précision nécessite de comparer des résultats de fragmentation obtenus dans des tirs à charge unique à des résultats de fragmentation obtenus dans des tirs de taille standard. Les tirs de charge unique ont été mis en oeuvre en échelle réelle dans de l'hématite et du calcaire (Rustan & Nie, 1987 [136], Bilgin, 1991 [8] et 1993 [9]), ce qui a permis d'obtenir une loi de fragmentation dans deux des trois

études, mais la comparaison avec les tirs comportant plusieurs charges en circonstances expérimentales équivalentes n'a été faite pour aucun des trois cas cités.

Sur ces bases, des techniques de tir adaptatives ont été préconisées dans la littérature, et des méthodologies de découpage des plans de tir pour affectation de volumes propres à chaque charge et prédiction granulométrique sommée ont été suggérées. La prochaine et dernière partie de ce chapitre les passe en revue.

I.H Techniques et prédictions adaptatives aux paramètres réels

I.H.1 Techniques d'abattage adaptatives

Sur la base de la connaissance de la réalité des gradins abattus, à la fois en termes de roche et de structure, des techniques d'abattage spécifiques ont été introduites avec l'émergence et la démocratisation des techniques de mesure dans les tirs. Segui (2001, [149]) préconise par exemple la mise en oeuvre du *tir asymétrique* comme solution lorsque le type de roche abattue change radicalement dans le plan horizontal pour un même gradin, voir Figures I-43 et I-44. Le type d'explosif et la maille de tir sont dans ce cas adaptés à l'horizon géologique traversé.

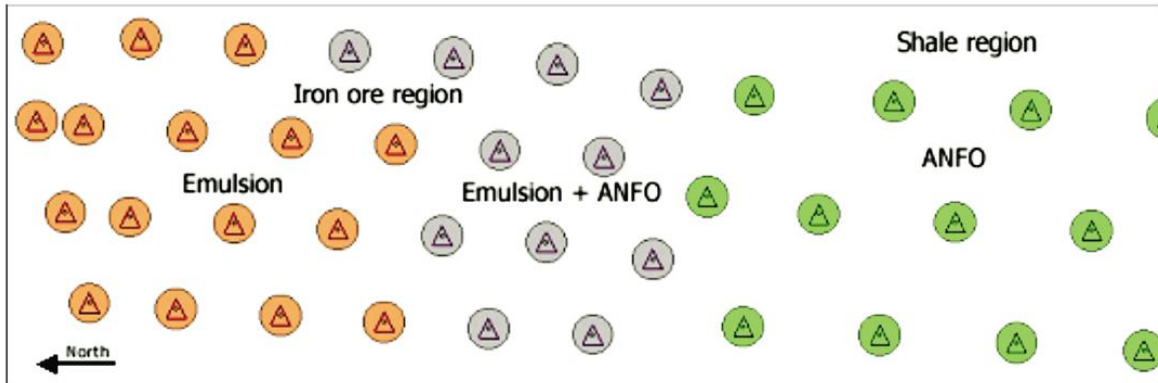


Figure I-43: Plan de chargement à l'explosif adaptatif en fonction du type de roche (Segui, 2001 [149]).

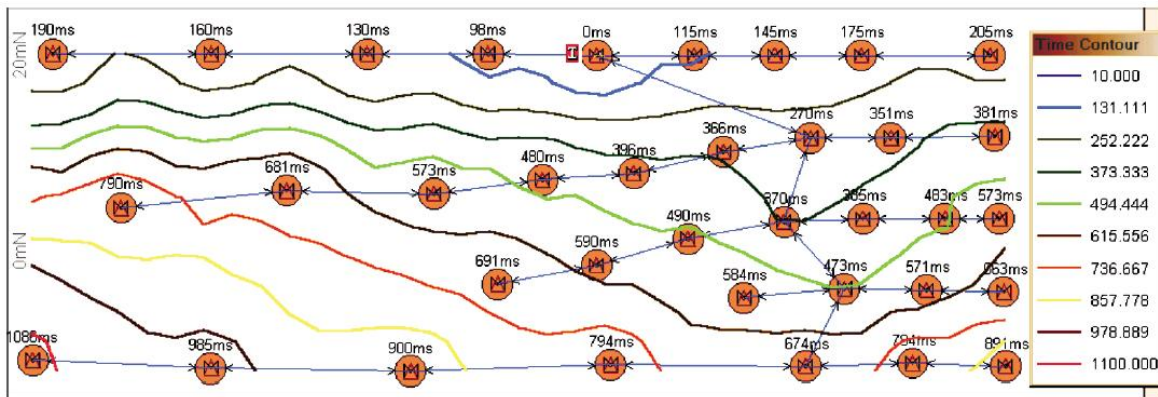


Figure I-44: Plan d'amorçage adaptatif en fonction du type de roche (Segui, 2001 [149]).

Une adaptation plus fine, trou par trou, de l'énergie explosive est proposée et mise en oeuvre avec succès lors du projet européen Less Fines à la carrière suédoise de Klinthagen en 2003 (Moser, 2005 [97]). Cette approche, baptisée "Energy Controlled Blasting" par ses auteurs, a été associée au développement d'un outil de chargement de l'explosif spécifique, à savoir un camion mélangeur d'émulsion amélioré pour que l'utilisateur puisse contrôler la densité du produit injecté au mètre près dans les trous.

Quelle que soit la technique employée, un suivi et une instrumentation méticuleuse du procédé d'abattage sont des conditions *sine qua non* de sa mise en oeuvre et de sa réussite.

I.H.2 Allocation de zones tributaires aux charges dans les plans de tir

La mise en oeuvre d'une technique de prédiction granulométrique en se basant sur la discrétisation du plan de tir charge par charge a été initialement suggérée par Hjelmberg (1983, [62]). Dans la méthode proposée, un volume abattu est assigné à chaque trou suivant une liste de règles. Les granulométries produites par l'abattage de ces volumes sont alors additionnées (avec pondération par le volume) pour obtenir la fragmentation totale du tas abattu. A titre illustratif, l'auteur propose une discussion sur la géométrie du plan de tir, à taille de maille fixée, en basant son analyse sur la formule de fragmentation SveDeFo, fondée sur les travaux de Langefors et Kihlström et dérivant des travaux de Lundborg (1971, [85]) et Larsson *et al.* (1983, [76]):

$$X_{50} = S \cdot f\left(\frac{h}{H}\right) \cdot \exp \left[0.29 \ln(B^2 \cdot \sqrt{\frac{E}{B}}) - 1.18 \ln\left(\frac{q}{c}\right) - 0.82 \right] \quad (I.28)$$

La méthodologie d'affectation de volumes propres proposée par Hjelmberg suit les hypothèses élémentaires suivantes:

1. l'aire arrachée par un trou est assimilée à un triangle isocèle dont le sommet coïncide avec le trou (angle au sommet du triangle $\alpha=90^\circ$ par hypothèse);
2. les aires arrachées sont construites dans un ordre qui suit la séquence d'amorçage du tir;
3. lorsque deux trous ou plus sont amorcés simultanément, les médiatrices entre trous voisins délimitent leurs aires.

En pratique, l'angle d'arrachement α est en général beaucoup plus grand, ce qui est notamment le cas pour nos expériences présentées au Chapitre II. Le séquençement du tir, ainsi que les différences de maille, influencent donc largement la définition des volumes propres. La Figure I-45 propose deux exemples simples de mise en application de ces règles.

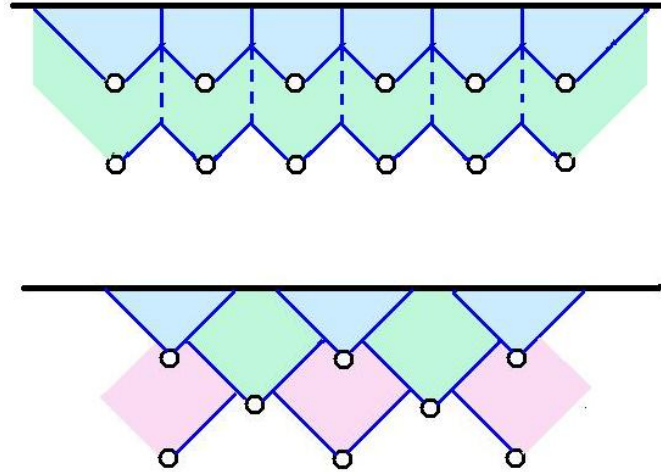


Figure I-45: Exemples de découpages de plans de tir selon les règles énoncées par Hjelmberg. En haut: maille parallèle, amorçage ligne par ligne. En bas: maille décalée, amorçage ligne par ligne.

Rollins et Wang (1990, [127]) proposent une mise en application améliorée des suggestions de Hjelmberg au sein d'un modèle prédictif charge par charge; les modifications apportées

sont les suivantes:

1. calcul de l'angle d'arrachement des tirs au moyen d'une formule empirique (Adushkin, Equation I.30);
2. utilisation de l'équation de Kuznetsov pour prédire la taille médiane de fragments;
3. utilisation de l'équation prédictive de Cunningham (1983, [28]) pour prédire l'uniformité de la courbe de Rosin-Rammler.

L'équation de Kuznetsov est réécrite de manière à faire apparaître explicitement le volume arraché V_0 (Equation I.29):

$$X_{50} = A \left(\frac{V_0}{Q} \right)^{0,8} Q^{0,167} \quad (\text{I.29})$$

La formule empirique proposée par Adushkin est une prédiction de la vitesse particulaire maximale radiale en fonction de la distance à la source explosive. Elle est présentée dans l'Equation I.30:

$$\frac{U_{Rm}}{k/\rho c} = 6.62 \cdot 10^{-3} \left(\frac{r}{\sqrt{q_e}} \right)^{-1.2} \quad (\text{I.30})$$

où:

- U_{Rm} – Composante radiale de la vitesse particulaire maximale (m/s)
- k – Densité énergétique de la charge (J/m³)
- c – Célérité des ondes longitudinales élastiques dans le massif rocheux (m/s)
- ρ – Densité du massif rocheux (kg/m³)
- r – Distance du point d'observation à la charge (m)
- q_e – Densité linéique (équivalent TNT) de la charge considérée (kg/m)

On notera à ce sujet que faire le lien entre mesures de vitesses particulières en un point du massif et un état de déformation/contrainte est une démarche fautive en toute généralité, ce qui est notamment explicité par Blair (1996, [10]). Rollins et Wang la mettent néanmoins à profit pour déduire une valeur d'angle d'arrachement au niveau des charges, par le raisonnement suivant:

- la vitesse particulaire est liée à la déformation, puis à la contrainte dans l'hypothèse de l'élasticité linéaire;
- il existe une distance limite au delà de laquelle le seuil de résistance en traction simple du matériau n'est plus dépassé;
- cette distance limite, en fonction de la distance au front, définit un angle d'arrachement.

La description des zones propres affectées aux charges est étendue par rapport au scénario proposé par Hjelmberg, à travers une distinction entre trois zones affectées par des mécanismes de fragmentation à efficacité variable. Ces zones sont schématisées à la Figure I-46.

1. La zone de fragmentation principale est la zone d'influence directe d'un trou telle que décrite par Hjelmberg. Cette zone est délimitée par l'angle de rupture déterminé à l'aide de la formule d'Adushkin. Ceci constitue un apport par rapport à Hjelmberg qui postulait un angle de rupture à 90°.

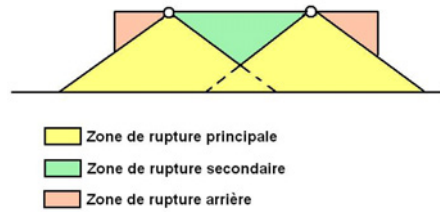


Figure I-46: Illustration du découpage en zones de fragmentation principale, secondaire et arrière par Rollins *et al.*

2. La zone de fragmentation secondaire est située entre la ligne que l'on peut tracer entre deux trous voisins, et la zone de fragmentation primaire.
3. La zone de fragmentation arrière constitue un équivalent de la zone de fragmentation secondaire quand un trou est à l'extrémité de la ligne de tir.

Les différences entre mécanismes de fragmentation dans ces zones ne sont pas clairement explicitées, ce qui rend l'interprétation de leur rôle difficile. Le travail de thèse de S.W. Wang (Wang, 1991 [165]) n'apporte pas de précisions supplémentaires à ce sujet. Par ailleurs, la distinction entre amorçage simultané et amorçage retardé n'est pas abordée.

L'ajout de la zone de fragmentation secondaire constitue néanmoins un progrès en termes de conformité des règles de découpage avec l'expérience pratique, puisqu'à moins d'un espacement démesuré entre charges, l'arrachement observé entre les deux trous est rectiligne contrairement aux illustrations proposées par Hjelmberg. La forme géométrique de cette zone ne possède pas de logique physique; les résultats d'arrachement des tirs expérimentaux présentés au Chapitre II permettront toutefois d'explicitier que l'arrachement produit par les charges porte davantage latéralement que le simple triangle, et ne peut donc être entièrement résumé à celui-ci à l'extrémité des lignes de tir.

Les suggestions de Hjelmberg ne sont pas comparées avec des données expérimentales, et la justification proposée pour son approche repose entièrement sur la formule de fragmentation SveDeFo. L'approche proposée par Rollins & Wang est comparée aux données d'un tir de l'U.S. Bureau of Mines datant de 1973, soit des données expérimentales âgées de plus de quinze ans au moment de la publication de l'article par les auteurs. Il s'agit par ailleurs d'une expérimentation en échelle réduite, la hauteur du gradin testé étant de 0.75 m. Les données disponibles sur cet essai sont limitées, la courbe de fragmentation présentée par les auteurs se limitant à 4 points de mesure. Les auteurs n'ayant pas comparé ces données à des résultats de tir provenant de charges uniques, le développement d'une loi de fragmentation pour chaque charge n'est pas réalisé.

I.H.3 Récapitulatif

Les deux seuls auteurs ayant explicitement mis en oeuvre une technique de prédiction de la fragmentation des tirs charge par charge dans la littérature sont Hjelmberg (1983, [62]) et Rollins & Wang (1990, [127] et 1991, [165]). Faute de données expérimentales spécifiques en échelle réelle pour les appuyer, les deux méthodes proposées relèvent de la suggestion. En particulier, aucune précision qualitative ni quantitative sur les différences entre mécanismes de fragmentation à l'échelle de la charge individuelle ne peut être apportée dans ces circonstances. La différence entre charges amorcées simultanément ou avec retard n'est pas non plus

abordée, ce qu'on peut attribuer à la même cause.

Ces méthodes prennent en compte des formes d'arrachement majoritairement triangulaires; l'expérience pratique, notamment les travaux de Wimmer, prouve que cette approximation est fautive en règle générale; les résultats qui seront présentés au Chapitre II n'y feront pas exception.

Il est donc clair à ce stade que des données expérimentales spécifiques, en échelle réelle, sont nécessaires pour pouvoir statuer définitivement sur le bien-fondé de ces approches.

I.I Conclusions de l'étude bibliographique

Le fonctionnement de la technique de fragmentation des roches par l'explosif dans les tirs à ciel ouvert est à l'heure actuelle encore soumis à de nombreuses incertitudes. Ceci provient principalement de la complexité des mécanismes physiques mis en jeu, notamment une interaction entre ondes de choc et gaz d'explosion dont la nature précise n'est pas élucidée à notre connaissance. Il est d'autant plus difficile de statuer sur ce point que la violence et la rapidité des mécanismes en jeu ne permet pas de les restituer et de les observer expérimentalement en opérant une décomposition des deux processus sans les altérer. Les résultats des tirs sont également fortement influencés par l'hétérogénéité des massifs rocheux, qui complique considérablement l'étude et l'analyse du procédé de fragmentation par l'explosif en échelle réelle.

Compte tenu de ces difficultés d'ordre pratique, l'étude numérique du problème est un outil incontournable. Sa mise en oeuvre implique cependant soit de faire des hypothèses fortes sur le mécanisme, soit de se limiter au traitement d'une de ses composantes afin d'en comprendre les effets. Indépendamment de la lourdeur des calculs à mettre en oeuvre dès lors que les modèles mécaniques employés ou les structures modélisées se complexifient, les incertitudes relatives au comportement des matériaux dans le domaine de la dynamique rapide modèrent le niveau de confiance que l'on peut avoir dans les résultats quantitatifs obtenus, même par les modélisations les plus sophistiquées. Il ne faut donc pas espérer d'une simulation numérique du tir à l'explosif qu'elle puisse fournir une description exhaustive des mécanismes physiques en jeu.

Nonobstant ces difficultés, l'expérience pratique et les travaux antérieurs dans les domaines expérimental et numérique ont permis d'aboutir à des outils prédictifs qui visent surtout à qualifier l'influence d'un paramètre donné sur les résultats de fragmentation obtenus; leur portée reste limitée, puisque la prise en compte exhaustive des retards entre charges et du plan d'amorçage n'est pas permise à ce stade. Le résultat obtenu sur des échantillons en laboratoire selon lequel la présence d'un matériau bloquant autour d'un volume abattu influence sensiblement les résultats de fragmentation suggère par ailleurs que des changements modestes dans les paramètres caractéristiques de la zone tributaire d'une charge puissent avoir une influence observable sur les résultats de tir. Dans ces circonstances, il est concevable qu'à l'échelle d'un plan de tir entier, les variations de conditions pour chacune des charges dopent l'hétérogénéité granulométrique du tir total. Si cela est effectivement le cas, l'application d'une approche prédictive charge par charge permettrait de tirer profit de la réalité mesurée pour adapter les résultats de tir aux besoins de l'exploitant. Une telle application requiert l'assignation d'un volume abattu ainsi que des paramètres propres à chacune des charges, afin de prédire ensuite la granulométrie totale de manière cumulative.

Deux démarches allant dans ce sens ont été proposées. La question de la discrétisation des zones propres à chaque charge est un problème central, et chacune des démarches met en oeuvre des géométries d'arrachement simplifiées. Les méthodes pour prédire la fragmentation issue de chacune des charges ne dépassent pas le stade de la suggestion (Hjelmberg), voire se limitent à exprimer l'équation de Kuznetsov pour chacune des zones, l'hétérogénéité de résultats produite résultant alors uniquement des hétérogénéités en termes de volume arraché (Rollins & Wang). Les données expérimentales obtenues dans des conditions réelles et présentées dans la littérature ne permettant pas de distinguer des différences ou similitudes claires dans l'efficacité de la fragmentation produite par une ou plusieurs charges, les méthodes trou par trou de Hjelmberg et Rollins & Wang n'ont pas de moyen de proposer des lois de fragmentation spécifiques pour les volumes propres en fonction de leurs paramètres.

La problématique que nous avons définie pour contribuer à la résolution de ces questions est donc centrée avant tout sur l'obtention de résultats de fragmentation et d'arrachement en échelle réelle, en faisant varier la géométrie du plan de tir et les scénarios d'amorçage, à l'échelle tout d'abord d'une ou deux charges, puis à l'échelle d'un tir à plusieurs charges où les résultats granulométriques issus de chacune d'entre elles se cumulent. L'étude expérimentale qui sera présentée dans le Chapitre II a pu se focaliser sur ces paramètres grâce à la configuration sub-horizontale des couches abattues sur le site expérimental choisi, qui permet en approximation raisonnable de considérer que les données géomécaniques et géostructurales dans les gradins expérimentaux restent constantes. La mesure complète des paramètres géométriques dans les tirs permettra par ailleurs d'évaluer le poids des variations géométriques par rapport à la configuration théorique, et donc de statuer sur l'importance des écarts théorique-réel dans la dégradation des performances des tirs.

Pour formaliser le problème de l'abattage d'une zone tributaire en fonction de son contenu et de son entourage et appliquer les résultats obtenus dans des conditions de géométrie, de roche et d'explosif plus générales, une modélisation mécanique respectueuse des mécanismes physiques explicites est nécessaire. Cette modélisation devrait par ailleurs être suffisamment simple pour pouvoir être mise en oeuvre en conditions industrielles. Une bonne partie de la littérature attribue un rôle important aux ondes de chocs réfléchies à la surface libre, ainsi qu'aux interactions entre elles dans les tirs de charges simultanées (ou à retard entre charges extrêmement réduit). Par conséquent, le travail sur cet aspect part de l'hypothèse que les ondes de choc sont intégralement responsables de la fragmentation et de l'arrachement. On verra toutefois que la distance est grande entre complexité des massifs rocheux à grande échelle, d'une part, et lourdeur des simulations à mettre en oeuvre, d'autre part, ce qui rend difficile l'établissement d'un lien direct entre les résultats obtenus par les deux approches.

II Approche expérimentale

Un programme d'essais de tir en échelle réelle a été conçu et mis en oeuvre à la mine à ciel ouvert de la SOMAÏR (Niger) pour obtenir des lois de fragmentation et d'arrachement pour une charge donnée et des paramètres associés.

Le programme expérimental est décrit dans son ensemble: objectifs, types d'essais, paramètres étudiés, caractéristiques et particularités du site expérimental retenu pour l'étude (II.A). Le matériel utilisé pour l'instrumentation des essais est présenté, son mode d'utilisation est explicité et les erreurs de mesure intrinsèques aux différents dispositifs sont estimées (II.B).

La méthodologie de traitement des données collectées dans les essais est présentée; les procédés d'analyse de données spécifiques sont exposés en détail (II.C). Après une étude critique du jeu de données pour vérifier sa cohérence globale, les résultats obtenus sont présentés et analysés de manière qualitative et quantitative avec une distinction entre les résultats d'arrachement, d'une part, et les résultats granulométriques, d'autre part (II.D). Un certain nombre de faits saillants sont mis en évidence.

II.A Introduction

II.A.1 Objectifs

Pour résoudre la problématique de recherche proposée, les objectifs du programme d'essais sont les suivants.

1. Mesurer et décrire les conditions initiales réelles pour les essais (géométrie, massif, chargement).
2. Mesurer et décrire la forme et la portée des arrachements produits:
 - par une charge individuelle;
 - par deux charges en interaction, amorcées simultanément ou avec retard;
 - par un tir à plusieurs charges.
3. Mesurer et décrire les résultats granulométriques obtenus dans chacun des trois scénarios précédents.
4. Dédire des essais:
 - une loi de fragmentation et d'arrachement pour une charge unique en fonction des paramètres de tir;
 - l'influence de l'interaction avec une autre charge à proximité sur l'arrachement et la granulométrie.
5. Confronter les conclusions précédentes au cas des tirs à charges multiples, pour valider l'application de la méthode prédictive charge par charge dans le cas général.

II.A.2 Méthodologie

Nous avons vu dans l'introduction que certains des paramètres dans les tirs à l'explosif ne peuvent être contrôlés, en particulier la structure du massif rocheux, et que d'autres s'influencent mutuellement. Dans ces conditions, il est *a fortiori* extrêmement difficile de conduire des expériences de tir en conditions réelles pour lesquelles on peut faire varier un nombre limité de paramètres tout en conservant les autres constants par ailleurs.

Cependant, il est possible de tirer avantage d'une situation particulière sur le terrain. C'est le cas du site expérimental associé à notre étude, qui de par son contexte géologique est stratifié subhorizontalement et n'est perturbé par aucun jeu de discontinuités pentées systématiques.

Dans ces conditions, il a été possible de concentrer l'étude expérimentale sur les paramètres restants du tir; puisqu'un des grands intérêts d'une démarche prédictive trou par trou est *a priori* de tenir compte du réalisé plutôt que du théorique, l'approche expérimentale mise en oeuvre a été logiquement orientée pour mettre les résultats de tirs en relation avec les paramètres spécifiques suivants:

- la géométrie réelle du tir, et en particulier:
 - la banquette réelle et ses irrégularités;
 - les positions et profondeurs réelles des trous forés;
 - l'espacement latéral entre charges;

- la hauteur réelle du gradin,
- la séquence d'amorçage:
 - amorçage simultané des charges;
 - amorçage des charges avec retard.

Une importance spéciale a été accordée aux essais mono-trou, afin d'établir une base pour l'étude de la fragmentation et de l'arrachement.

II.A.2.1 Types d'essais

Le programme expérimental comporte trois types d'essais:

1. tirs à charge unique, appelés tirs mono-trou;
2. tirs à deux charges, appelés tirs bi-trous;
3. tirs à plusieurs charges, appelés tirs multi-trous.

II.A.2.2 Base de données expérimentales obtenue

Un total de 37 essais a été réalisé dans le cadre du programme expérimental. Les essais ont été tirés par volées expérimentales, ce qui justifie leur nomenclature que nous explicitons plus loin. Parmi ces essais, 5 (volée R5 comprenant 4 essais bi-trous, et tir multi-trous I1) ont été considérés comme inexploitable en raison des erreurs de réalisation et de mesure associées, et ne sont pas considérés dans la base de données présentée. Au total, l'analyse rapportée concerne 16 tirs mono-trou, 11 tirs bi-trous et 5 tirs multi-trous.

Les volées expérimentales ayant pour objet des tirs à une ou deux charges comportent le préfixe 'R'. Les volées expérimentales composées d'essais multi-trous comportent le préfixe 'I'.

Les tirs mono-trou ont une appellation de type $RiTj$, où i est le numéro de la volée expérimentale et j est le numéro de l'essai dans cette volée. La première volée expérimentale de mono-trous fait exception, car des trous de redressement avaient été préparés simultanément, et le numéro d'essai correspond au numéro des trous d'essai dans le plan de foration (respectivement 3, 6 et 9 — cette numérotation a été conservée afin de ne pas perdre la cohérence avec le plan de foration réalisé).

Les tirs bi-trous ont une appellation de type $RiBj$, où i est le numéro de la volée expérimentale et j est le numéro de l'essai dans cette volée. La mesure granulométrique de l'essai R9B1 a été faussée et est écartée de l'analyse des résultats, même si on a pu conserver le tir pour l'analyse des arrachements produits et que nous le comptons dans les 37 essais exploitables.

Les tirs multi-trous sont appelés Ik où k est le numéro de l'essai par ordre chronologique.

II.A.2.3 Paramètres fixes

Les paramètres suivants sont communs à tous les essais du programme expérimental.

- Caractéristiques théoriques des gradins et des trous de foration:
 1. Roche expérimentale (Roches de couverture de l'Izegouandane - 2^e gradin).

2. Pendage théorique du front des gradins expérimentaux (75°).
 3. Inclinaison théorique des trous forés (15°).
 4. Surforation théorique (1 m).
 5. Diamètre de trou (152 mm - 6").
- Schéma de chargement à l'explosif des trous:
 1. Charge principale (ANFO en vrac, distribué par camion mélangeur).
 2. Charge d'amorce (cartouche d'émulsion, masse 1 kg).
 3. Dispositifs d'amorçage (détonateurs électriques).
 4. Hauteur de bourrage (3.5 m).
 5. Retards entre trous à amorçage décalé (25 ms).

II.A.2.4 Paramètres variables dans les essais

- Paramètres spécifiquement étudiés:
 1. Banquette moyenne effective des trous forés (3.3 – 7.1 m).
 2. Ratio espacement/banquette dans les tirs à plusieurs trous (1.3 – 3.3).
 3. Scénario d'amorçage entre trous dans les tirs bi-trous (décalé 25 ms *vs.* simultané).
- Variations subies au niveau des autres paramètres:
 1. Hauteur des gradins expérimentaux¹ (10.1 – 17.0 m).
 2. Densité de fracturation des gradins dans les zones de bourrage et de colonne.
 3. Nombre et position par rapport à la limite du bourrage des discontinuités stratigraphiques subhorizontales majeures au sein des gradins expérimentaux (chenaux argileux).
 4. Surforation réelle ($-1.1^2 - 1.8$ m).
 5. Densité de l'ANFO (700 – 770 kg/m³)
 6. Différence de l'azimut de foration moyen à l'azimut cible ($-14.3^\circ - 30.2^\circ$)
 7. Différence de l'inclinaison de foration moyenne à l'inclinaison cible ($-2.5^\circ - 1.4^\circ$)

II.A.3 Site expérimental

II.A.3.1 Présentation du site minier

La mine à ciel ouvert de la Société des Mines de l'Aïr (SOMAÏR), filiale du Groupe AREVA NC, se situe dans la partie septentrionale du Niger, à l'Ouest du massif montagneux de l'Aïr (voir Figure II-1). La SOMAÏR extrait du minerai d'uranium depuis 1968, la mine ayant commencé par l'exploitation des fosses Arlette et Ariège. Les minerais à teneur standard font l'objet d'un traitement dynamique en usine. Des minerais de teneurs plus faibles sont traités de manière statique par la technique de lixiviation en tas mise en place depuis 2009.

Noter qu'un article comportant des données techniques à propos de la foration et du minage en 2003 à SOMAÏR a été publié par Afeni (2009, [1]). Les données afférentes sont obsolètes et ont peu d'intérêt vis-à-vis de la problématique de recherche ayant été développée (aucune information technique sur les résultats de tir n'est disponible).

¹En raison des contraintes de planification du site minier, il n'a pas été possible de réaliser les tirs dans un emplacement réservé du 2^e gradin.

²Pour un nombre limité de trous, la profondeur forée n'a pas dépassé la cote de la plate-forme inférieure.

II.A.3.2 Description géologique du site

Les gisements d'uranium d'Arlit, et notamment le gisement de Tamgak en cours d'exploitation où ont été réalisés les essais de tir, s'inscrivent dans la bordure orientale du bassin intra-cratonique du Tim Mersoï, à proximité du massif de l'Aïr. Ce bassin, bordé au Nord par le massif du Hoggar et à l'Est par le massif de l'Aïr, est traversé dans son axe Nord-Sud par la faille majeure d'Arlit qui le divise en deux. La Figure II-1 présente une carte géologique régionale, sur laquelle sont localisés les gisements exploités par AREVA NC.

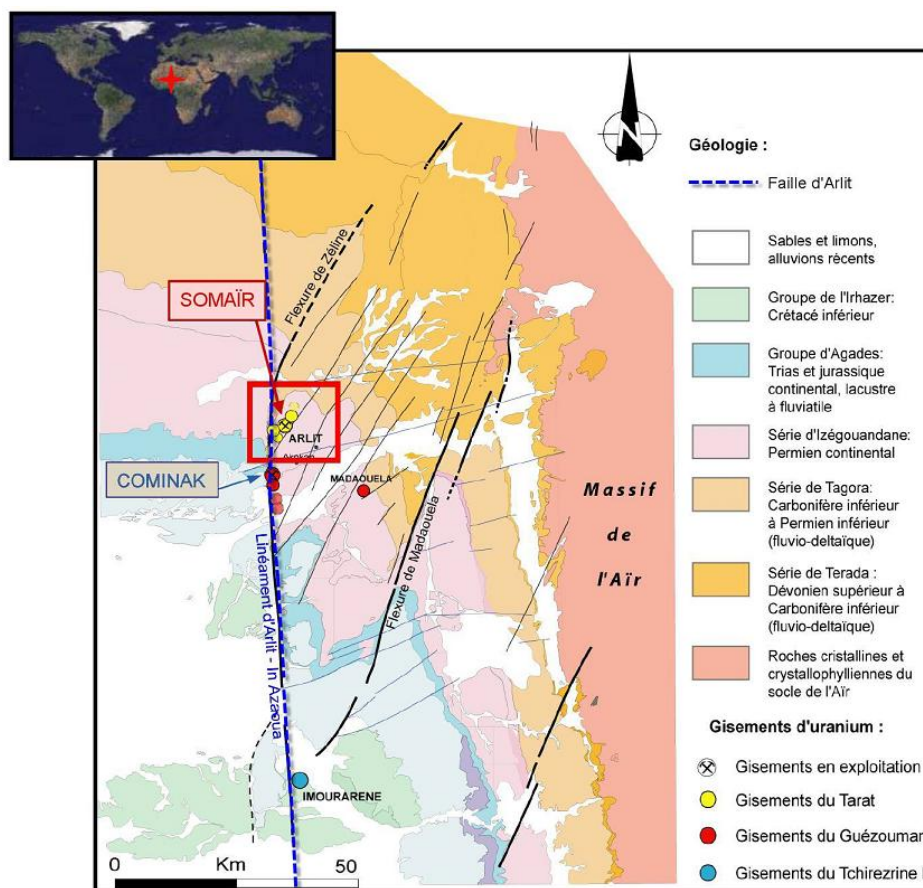


Figure II-1: Carte géologique de la région de l'Aïr, Nord du Niger. D'après Oppeneau (2009, [110]).

La Figure II-2 présente la série stratigraphique de la région telle que rapportée par Oppeneau (2007, [110]). Les tirs expérimentaux ont été intégralement réalisés dans l'horizon stratigraphique de l'Izegouandane, qui est la roche de découverte abattue par SOMAÏR pour accéder à la couche minéralisée du Tarat.

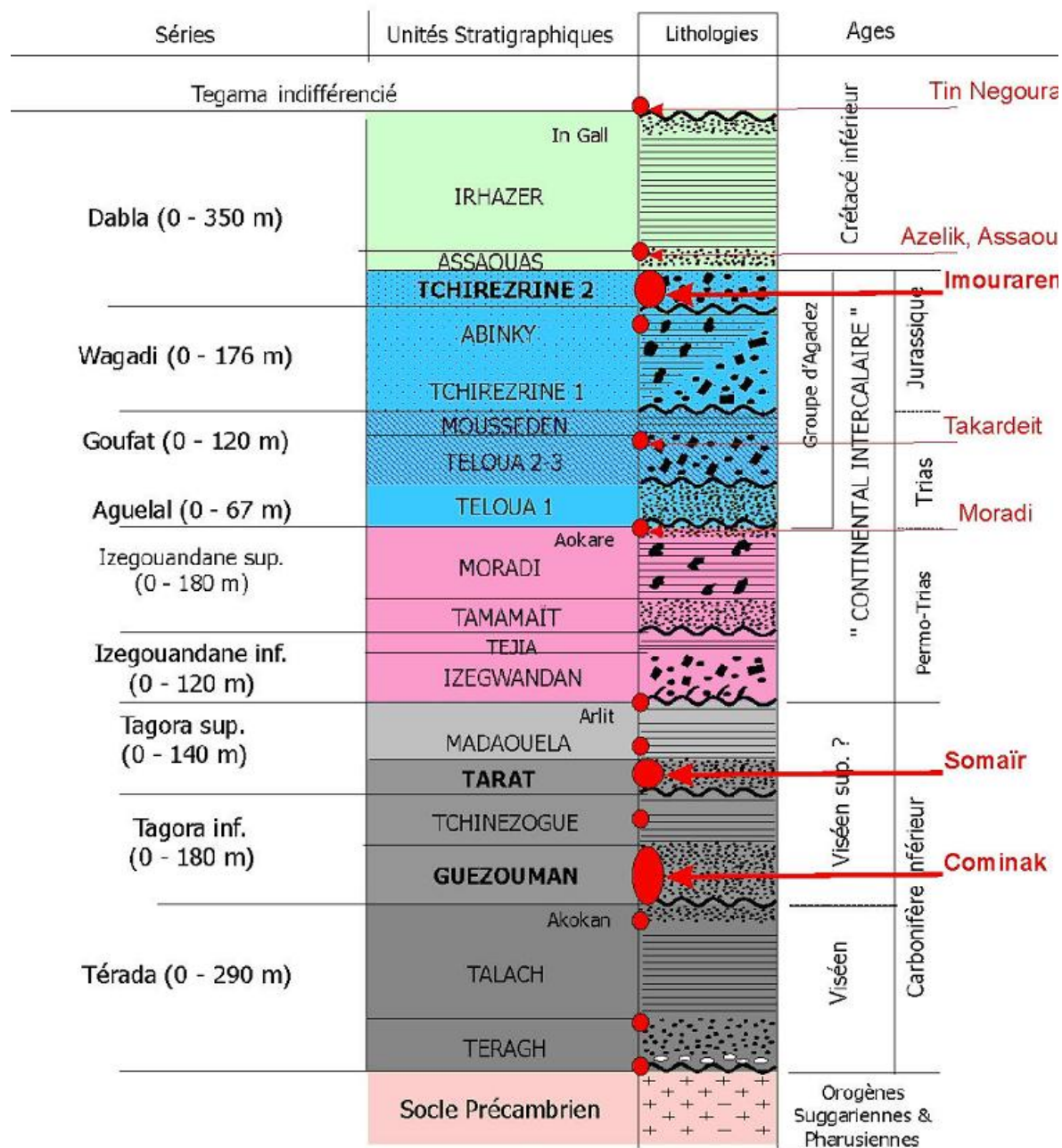


Figure II-2: Alternance stratigraphique de la bordure Est du bassin de Tim Mersoï. D'après Oppeneau (2009, [110]).

II.A.3.3 Zone expérimentale : la fosse Tamgak

Présentation

Inaugurée officiellement en Février 2009, Tamgak est la plus grande fosse jamais exploitée par la SOMAÏR pendant ses quarantes années d'histoire minière. On peut voir des clichés de la fosse à son inauguration et en exploitation sur la Figure II-4.

Géologie

Dans sa partie Ouest, le contour final de la fosse intersecte un accident géologique majeur, la faille-flexure d'Arlit, orientée Nord-Sud. La zone constituée des abords de la faille, et des roches à l'Ouest de celle-ci, est baptisée Ouest Flexure. A distance suffisante (100-150 m) de cette zone, où les strates commencent à pendre vers l'Ouest, la roche de couverture est une formation sédimentaire subhorizontale gréseuse avec une alternance de bancs argilo-gréseux d'épaisseurs plurimétriques, et de chenaux argileux localisés d'épaisseurs pluridécimétriques variables.

Cette partie de la fosse, située à l'Est de la faille-flexure, est appelée Tamgak Plateau. Les tirs expérimentaux ont été intégralement réalisés dans cette zone, au 2^e gradin, afin de minimiser autant que possible les variations géologiques dans les gradins expérimentaux. Une coupe géologique distinguant les zones Tamgak Plateau et Ouest-Flexure est présentée à la Figure II-5. La position des tirs expérimentaux dans la fosse est présentée à la Figure II-3.

L'étude des données géologiques et géotechniques disponibles et rapportées pour la région de Tamgak (Flotté, 2007 [46] et Oppeneau, 2009 [110]) a permis de conclure que sauf rares discontinuités majeures identifiées, à l'Est de la faille-flexure, la couverture d'Izegouandane est homogène et continue à l'échelle globale. Les plans de discontinuités majeurs connus à l'échelle de la zone sont présentés sur la Figure II-5.

II.A.3.4 Engins utilisés

La SOMAÏR utilise pour ses opérations de foration et minage quotidiennes dans le stérile des foreuses Atlas Copco Roc L8 à marteau fond de trou. Le diamètre de foration utilisé, qui est identique à celui retenu pour le programme d'essais, est de 6" (152 mm). Les trous de mine sont chargés avec du nitrate fuel préparé en camion mélangeur et injecté pneumatiquement, puis remblayés avec les cuttings de foration. Les deux types d'engin sont présentés dans la Figure II-6. On peut voir les tas de cuttings à proximité de la foreuse sur la photo.

Des chargeuses à pneus Caterpillar 992G et Komatsu WA-900 sont utilisées pour le déblayage des tirs de découverture. Elles sont associées à des tombereaux Komatsu 785-5 HD et Caterpillar 777D de charge utile nominale 80 tonnes qui assurent le roulage des produits. Les deux types de camions sont équipés de bennes aux dimensions identiques. La Figure II-7 présente plusieurs des engins évoqués.

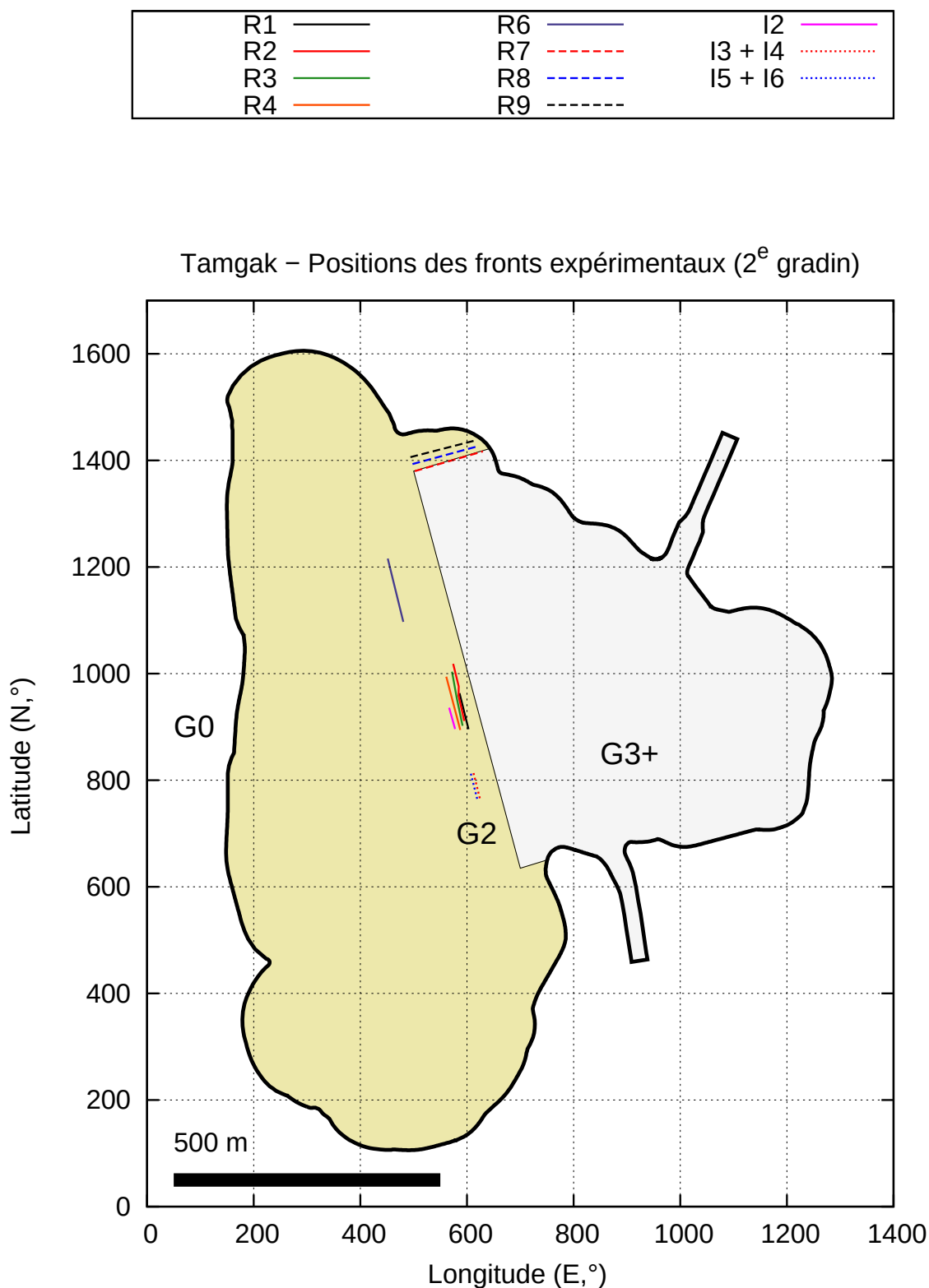


Figure II-3: Positions des gradins expérimentaux comparées au contour final de la fosse Tamgak.
Représentation traduite par rapport aux coordonnées GPS réelles.

Inauguration de la fosse en 2009 (Photo: Yacouba H.)

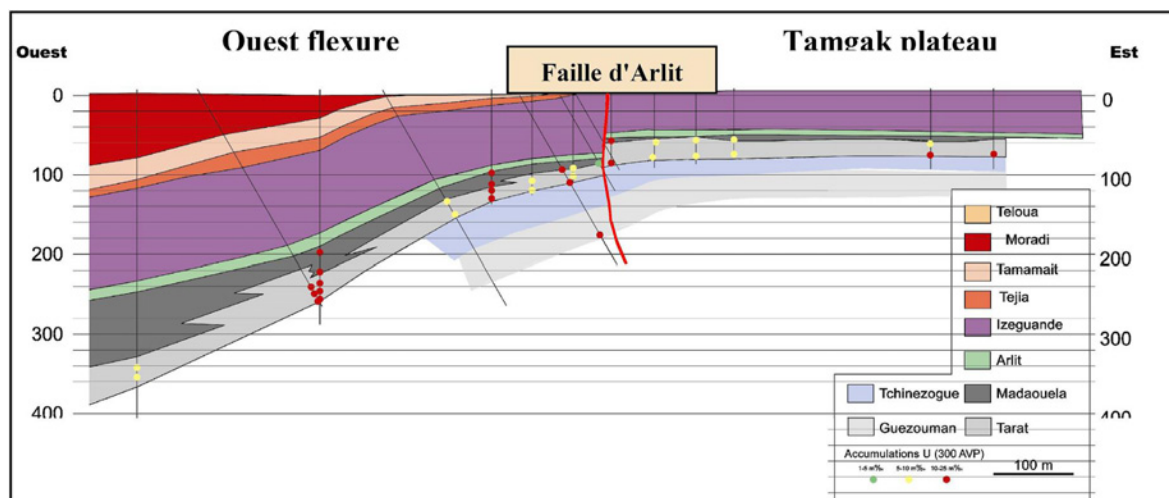


Vue de la fosse en exploitation en 2010 (Cliché personnel)



Figure II-4: Vues de la fosse Tamgak.

Coupe Est-Ouest des zones Tamgak Plateau / Ouest Flexure



Discontinuités majeures rapportées dans la zone de Tamgak

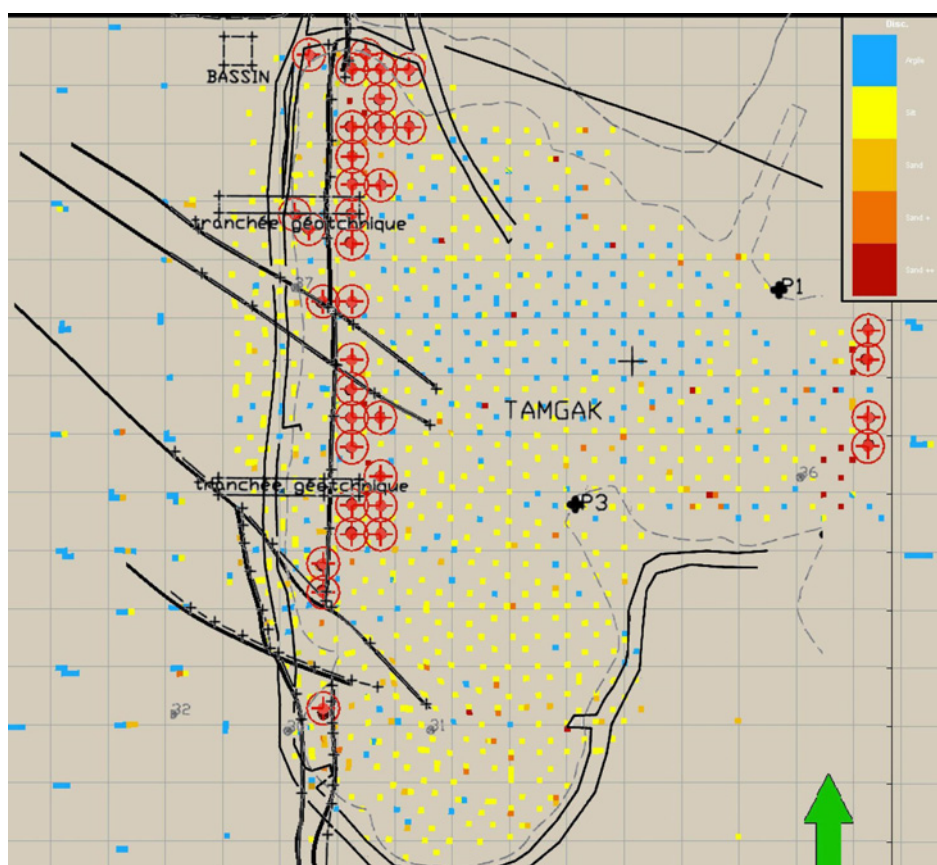


Figure II-5: Contexte géologique de la fosse Tamgak. D'après Oppeneau (2009, [110]).

Foreuse ROC L8 N°407 (Atlas Copco)



Camion mélangeur d'ANFO N°1020 (EPC Groupe)



Figure II-6: Engins de foration/minage utilisés à la SOMAÏR et mis à disposition pour le programme expérimental (clichés personnels, 2009).

Chargeuse Caterpillar 992G N°223 et tombereau Komatsu 785-5 N°87



Tombereaux Komatsu 785-5 (N°98, 99 et 600)



Figure II-7: Chargeuses et tombereaux utilisés à la SOMAÏR et mis à disposition pour le programme expérimental (clichés personnels, 2009).

II.A.3.5 Propriétés mécaniques de la roche expérimentale

Les propriétés mécaniques retenues pour caractériser les couches sédimentaires de l'Izegouandane sont tirées d'un programme d'essais mécaniques commandé par AREVA NC en 2004 (Gordine, 2004 [52]). Un programme d'essais plus récent a été réalisé en 2008 à proximité immédiate de la zone de faille-flexure, dans le cadre d'une étude géotechnique de stabilité de versant, mais les résultats associés sont très discutables : pour la plupart des échantillons testés, la résistance en traction obtenue par essai brésilien et rapportée par le LEGENI³ est de l'ordre du double de la résistance en compression rapportée. De plus, la proximité de la faille-flexure peut avoir un impact non négligeable sur les propriétés mécaniques des échantillons testés. Pour ces raisons, nous avons écarté cette étude des données mécaniques disponibles.

Les carottes analysées dans l'étude de 2004 ont été prélevées à quelques kilomètres de la fosse Tamgak, à l'Est et à distance de la faille-flexure. Compte tenu des contextes géologiques régional et local qui ont été présentés dans les parties II.A.3.2 et II.A.3.3 respectivement, il est raisonnable de considérer les échantillons testés comme représentatifs des propriétés des roches de couverture de l'Izegouandane dans lesquelles ont été réalisés les tirs expérimentaux.

Ces propriétés sont inventoriées dans la Table II.1.

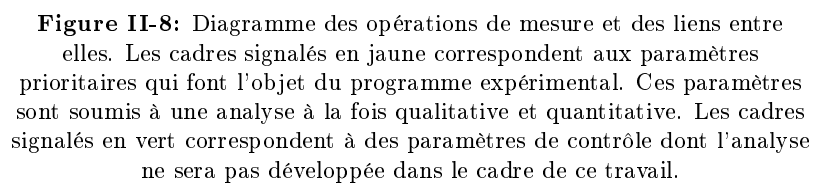
Densité ρ_r	2020 – 2180 kg/m ³
Célérité des ondes longitudinales c_p	2049 – 2075 m/s
Module d'Young E	9.35 – 13.0 GPa
Coefficient de Poisson ν	0.25 – 0.31
Résistance en compression simple R_c	13.6 – 20.4 MPa
Résistance en traction simple (essai brésilien) R_t	0.39 – 1.63 MPa
Angle de friction ϕ	40.2 – 40.7 °
Cohésion c	4.02 – 5.86 MPa

Table II.1: Paramètres mécaniques mesurés et rapportés pour les couches de grès de l'Izegouandane.

II.B Instrumentation des expériences

Dans cette partie, nous présentons les outils utilisés pour mesurer les paramètres des tirs expérimentaux du programme d'essais. Un schéma global de l'instrumentation est présenté à la Figure II-8. Pour chaque mesure, une analyse des erreurs intrinsèques aux systèmes a été réalisée, pouvant être consultée dans un rapport intermédiaire lié à ce travail (Delille, 2009 [34]). Elle a permis de conclure que les erreurs théoriques de l'ensemble du système d'instrumentation atteignent un niveau acceptable, mais que ce niveau de précision est soumis au respect des modes opératoires et, comme cela est généralement le cas, vulnérable à l'erreur humaine. Nous avons notamment été conduits à écarter plusieurs essais de la base de données expérimentales en raison d'erreurs de réalisation.

³Laboratoire d'Etudes Géotechniques et Environnementales du Niger.



II.B.1 Paramètres principaux

II.B.1.1 Géométrie réelle des tirs

Pour obtenir la géométrie réelle des essais réalisés, quatre opérations de mesures sont combinées.

1. Levé de front 3D avant tir.
2. Mesure des positions des trous forés sur la plate-forme supérieure.
3. Mesure de profondeur réelle et de déviation des trous avec sonde.
4. Levé de front 3D après tir après déblayage des produits.

Les opérations N°1 et 4 sont toutes deux réalisées avec un outil stéréophotogrammétrique (BlastMetriX3D). Les mesures de déviation sont réalisées à l'aide d'une sonde de déviation Pulsar MK3. Par ailleurs, pour pouvoir combiner ces mesures a priori indépendantes l'une de l'autre, il est nécessaire de situer l'information géométrique correspondante dans un référentiel commun. La résolution de cette question est expliquée après avoir détaillé les techniques de mesures individuelles.

La combinaison des informations associées à ces mesures permet de déduire la valeur réelle de la surforation, ainsi que celle de la banquette tout le long du profil des trous forés et chargés. La hauteur du gradin expérimental en découle également. Il est par ailleurs possible de confronter les profils arrachés aux profils de front avant tir (pour traduire ceux-ci dans un plan moyen, un traitement spécifique est nécessaire et sera détaillé à la partie II.C).

Levé de front avant et après tir

Le système BlastMetriX3D, développé par 3G Software & Measurement GmbH., a été utilisé pour cette opération. Le mode opératoire recommandé par le fabricant a été respecté. Les photographies stéréo sont prises sans nécessité de connaître la position de la caméra. La Figure II-9 résume le fonctionnement du système.

Conformément au mode opératoire préconisé, 2 délimiteurs sont assemblés et positionnés sur la plate-forme supérieure du gradin. 2 piquets d'échelle sont placés sur la plate-forme inférieure. La verticalité des 4 éléments est vérifiée à l'aide du niveau incorporé aux tiges des éléments de repère. Les délimiteurs et piquets d'échelle sont positionnés de manière à ce que toute la largeur arrachée par le tir soit couverte. Ces 4 repères servent à la reconstruction et au dimensionnement de l'image 3D du front par le logiciel.

Bien que la prise d'une seule paire de photos stéréo suffise en théorie pour la mesure, il est recommandé par le concepteur d'en prendre une deuxième paire en secours. Notre expérience sur la réalisation de ces essais conduit à suggérer qu'il est même plus sûr de prendre deux lignes de photographies régulièrement espacées, ainsi qu'illustré à la Figure II-10, pour augmenter les chances d'une mesure à la précision optimale, et réduire les risques d'échec complet. Cette technique a été utilisée à partir de la volée R6 et motivée par la volée R5 rendue inexploitable à cause d'un non-respect par l'opérateur des consignes initiales de prises de vue.

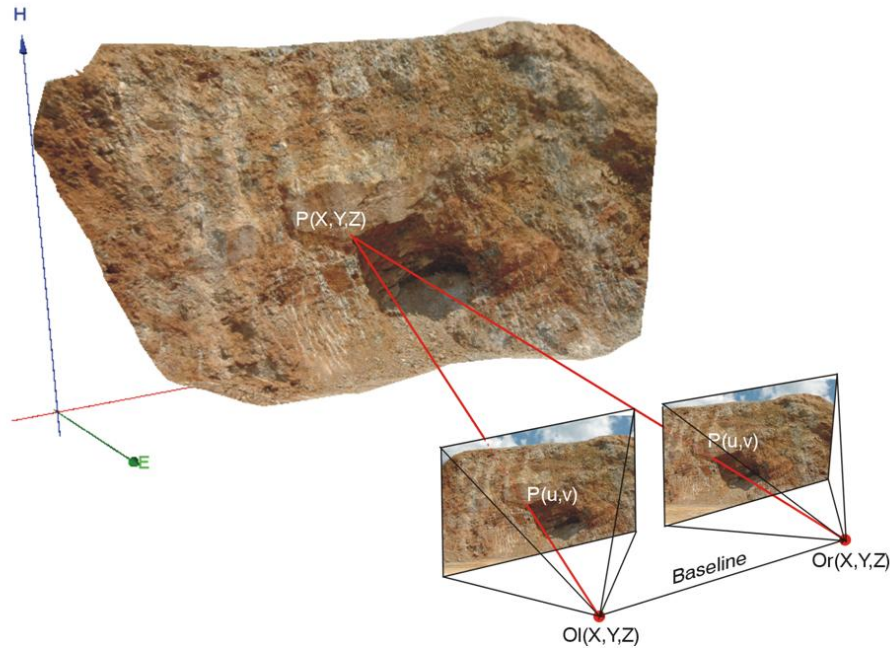


Figure II-9: Principe de la mesure stéréophotogrammétrique avec le système BlastMetriX3D (3G Software & Measurement, 2007).

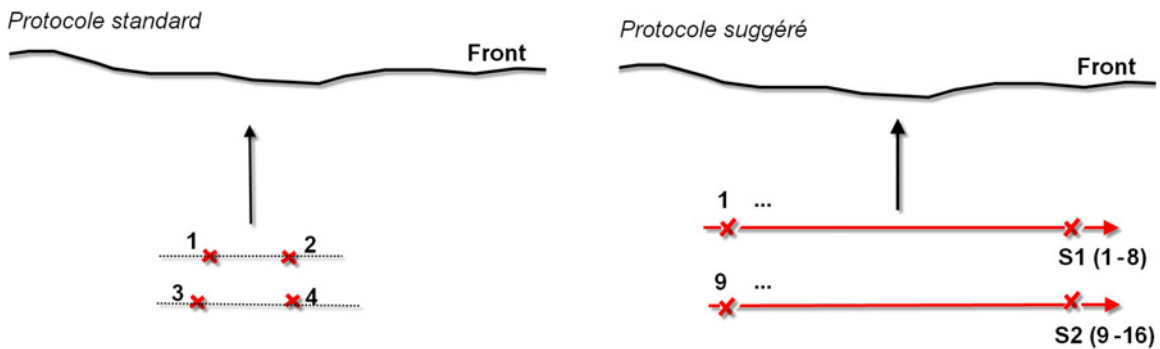


Figure II-10: Protocole de prise de vues BlastMetriX utilisé pour limiter les risques de perte de mesures.

Profondeur et profil des trous forés

La mesure du profil des trous, réalisée à l'aide d'une Sonde Pulsar (Pulsar Measurement Systems Ltd.), se fait à partir du fond du trou et en remontant jusqu'à la surface, en enregistrant des points à intervalles de profondeur réguliers. Ce procédé de mesure est schématisé à la Figure II-11. La tête de sonde, également visible sur la Figure II-11, enregistre pour chaque point de mesure une valeur d'azimut et d'inclinaison. Le profil du trou peut ainsi être reconstitué conformément à une méthodologie qui sera explicitée à la partie II.C.2.

Mesure de position des trous forés

Selon la méthode utilisée (coordonnées GPS ou coordonnées relatives), les positions des trous forés sont soit mesurées par un levé au théodolite, soit mesurées directement par rapport à la ligne de référence entre les deux délimiteurs. Celle-ci est matérialisée pour l'occasion à l'aide d'un mètre enrouleur déroulé et tendu entre les deux points. La précision de la mesure ainsi réalisée dépend dans les deux cas de la méticulosité des opérateurs.

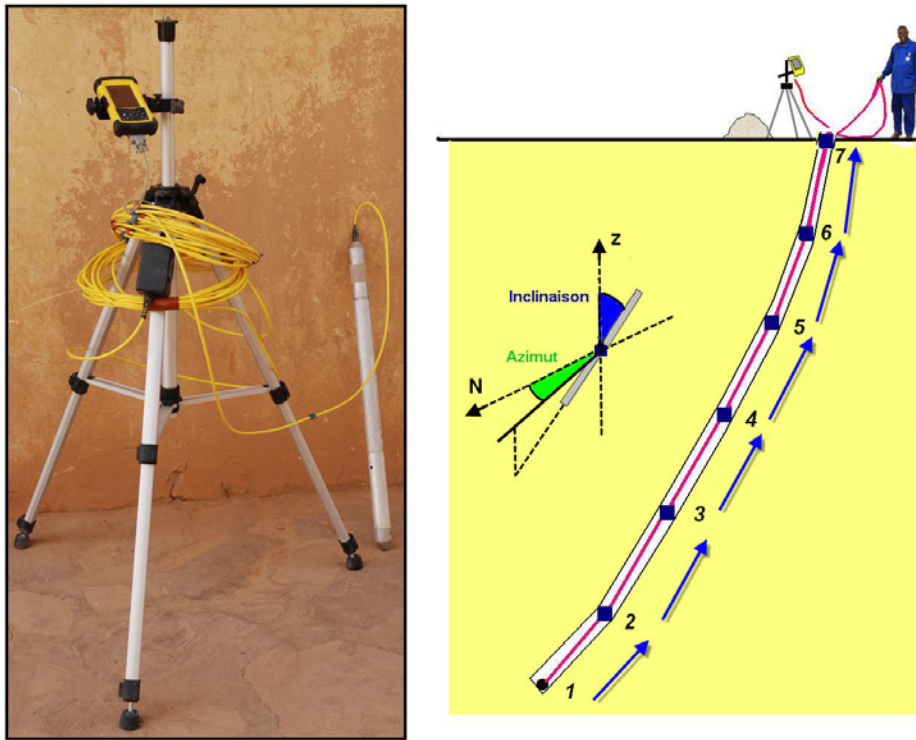


Figure II-11: Sonde Pulsar et principe de la mesure de trou. Le nombre de points de mesure n'est pas fixe; il dépend de la profondeur du trou et de l'intervalle de mesure choisi.

Nécessité d'un référentiel commun

Pour pouvoir développer l'approche expérimentale essentiellement centrée sur la géométrie réelle des plans de tir, il est nécessaire d'exprimer les résultats de mesure fournis par les différents instruments (sonde Pulsar, BlastMetriX3D avant et après tir) dans un référentiel commun pour pouvoir les comparer entre eux et aboutir aux paramètres géométriques des tirs tels que la banquette réelle. Au cours du programme d'essais, deux méthodes à l'efficacité équivalente ont été utilisées pour répondre à ce besoin.

Pour les volées expérimentales R1 à R6 et I2 à I4, les coordonnées GPS au sol des éléments de repère utilisés par le levé stéréophotogrammétrique sont relevées par les topographes de la SOMAÏR en même temps que la position réelle des trous de mine après foration. Les images 3D peuvent ensuite être géoréférencées dans le logiciel de reconstruction. La brigade topographique est mobilisée une seconde fois après le déblayage du tir pour lever les coordonnées des éléments de repère correspondant à la mesure après tir. Outre l'inconvénient logistique consistant à mobiliser deux fois l'équipe topographique, l'efficacité de cette méthode est tributaire de la précision intrinsèque du système de levé GPS utilisé, et des éventuelles erreurs de mesure associées.

Pour les volées expérimentales R7 à R9 et I5 à I6, l'utilisation de coordonnées relatives à la place des coordonnées GPS a été suggérée (Massoud, 2010). Les images 3D reconstruites par le logiciel BlastMetriX peuvent en effet également être référencées dans un système de coordonnées locales. Afin de comparer les fronts du gradin avant et après tir, les éléments de repère dans les photographies avant et après tir doivent être positionnés exactement au

même endroit lors des levés stéréophotogrammétriques. Les trous forés peuvent quant à eux être positionnés par rapport à la ligne de référence qui est formée par les deux délimiteurs BlastMetriX positionnés sur la plate-forme supérieure. Il est nécessaire de mesurer avec un compas de visée (précision $\pm 1^\circ$) l'azimut de cette ligne de référence, pour orienter le levé de front et le rendre comparable aux données de déviation des trous.

La difficulté principale se posant *a priori* pour mettre en place cette méthode réside dans le fait qu'au minimum 3 points géoréférencés non colinéaires sont nécessaires pour définir la position et l'orientation d'un nuage de points 3D. Or, à cause du dégagement des produits et de l'évolution des engins de déblayage dans la zone, il est impossible de garantir que des points de repère matérialisés au sol sur la plate-forme inférieure restent parfaitement fixes du début à la fin des opérations. Cette difficulté est en réalité surmontée grâce à la condition de verticalité des délimiteurs, partie par ailleurs intégrante et importante du mode opératoire standard de BlastMetriX3D. Il est alors possible d'utiliser seulement 2 points fixes (les délimiteurs) sur la plate-forme supérieure avant et après le tir, tandis que les 2 piquets d'échelle inférieurs peuvent être positionnés à des positions différentes avant et après le tir (Delille, Gaich et Poetsch, 2010 [35]).

II.B.1.2 Masse d'explosif par trou

Deux mesures différentes ont été réalisées lors des essais pour quantifier la charge explosive réelle dans chaque trou.

1. Prélèvement de 2 échantillons de nitrate-fuel pour mesure de densité et de pourcentage gasoil en masse. La Figure II-12 montre l'opération de prélèvement pour l'un des essais.
2. Relevé sur le tableau de commandes du camion ANFO chargeant les trous.

La seconde méthode s'est avérée partiellement insatisfaisante. En effet, il s'est produit à plusieurs reprises que les valeurs relevées par les opérateurs sur site ne soient pas plausibles compte tenu de la profondeur des trous forés. Ceci peut par exemple provenir d'un retard à la mise à zéro du compteur trou à trou par le conducteur du camion.

Les densités mesurées ont été étudiées et comparées dans leur globalité aux valeurs obtenues par la seconde méthode. Il s'est avéré que la masse d'explosif obtenue par calcul géométrique en utilisant la densité d'ANFO non tassée et la hauteur mesurée pour la charge de colonne était corrélée de manière satisfaisante aux masses d'ANFO mesurées au niveau du camion lorsque celles-ci étaient plausibles. En cas d'incohérence de résultat fourni par la seconde méthode, la première a donc été utilisée pour estimer la charge explosive.

II.B.1.3 Granulométrie des tas abattus par analyse d'images

La granulométrie des tas abattus résultant des essais de tir a été estimée par une méthode d'analyse d'images, avec le logiciel FragScan (Centre de Géosciences MINES ParisTech).

Rappels sur la mesure granulométrique par analyse d'images

La mesure exacte de la fragmentation produite par les tirs en échelle réelle a toujours été un défi pour l'exploitant et le chercheur. La seule méthode absolument fiable pour les mesures granulométriques est le tamisage exhaustif des produits abattus. Cette méthode, à la fois improductive et onéreuse, n'a pu être mise en oeuvre par le passé que dans de très rares



Figure II-12: Chargement d'un trou expérimental (volée R8) et prélèvement d'échantillon de nitrate-fuel par les boute-feux en vue des mesures de densité et de pourcentage gasoil.

cas, lorsqu'un financement externe est possible (ex. projets de recherche basés sur des fonds publics). Cela a été le cas dans le cadre du projet européen Less Fines. Même dans ce cas, les tonnages tamisés et le nombre de tamis à grande échelle construits sont soumis à limitation.

La seule méthode de mesure réellement abordable à ce jour pour quantifier les résultats granulométriques consiste à analyser des images des produits abattus. La qualité de la mesure réalisée dépend alors de la performance intrinsèque du système d'acquisition d'images, et de la méticulosité de l'échantillonnage réalisé. Toutefois, cette technique pose des inconvénients qui ne peuvent être surmontés, même avec un équipement et une procédure d'échantillonnage parfaits. Les imprécisions des mesures granulométriques, et les procédés à mettre en oeuvre pour les limiter autant que possible, ont fait l'objet de plusieurs articles dans la littérature (notamment Chavez, 1996 [20] et Sanchidrián, 2006 [141]). Les principaux systèmes de mesure développés (Split, FragScan et WipFrag pour ne citer que les plus connus) ont été comparés en aveugle par Latham (2004, [77]).

Le traitement des images pour analyse granulométrique d'un tas abattu concerne unique-

ment une vingtaine d'images qui sont sélectionnées parmi les photographies échantillonnées lors du déblayage. Cette sélection, s'opérant selon des règles qui seront explicitées, a pour but d'optimiser le temps de traitement sans détériorer la fiabilité du résultat obtenu. Elle ne biaise pas l'échantillonnage et est recommandée dans la littérature (Sanchidrián, 2006 [141]).

Méthode de prélèvement des images

Nous avons opté pour une méthode d'échantillonnage par photographie des chargements de dumpers. Cette méthode était la meilleure possible en termes d'échantillonnage compte tenu des conditions expérimentales; il était en effet impossible de mesurer les tailles de fragments sur un convoyeur à bandes, puisque les tirs expérimentaux ont été réalisés dans les roches stériles, et la mesure sur les chargements de camions est considérée dans la littérature comme préférable à une mesure directement au niveau du tas abattu.

Les dumpers ayant servi à déblayer le tas abattu d'un essai sont filmés à leur sortie de la fosse Tamgak au moyen d'une caméra positionnée en surplomb de la piste Sud. Dans la phase d'analyse des images, la longueur de la benne des camions (6.5 m) sert de référence pour fixer l'échelle des images enregistrées, en mm/pixel. En pratique, celle-ci a varié entre 14.6 et 17.7 mm/pix pour l'ensemble des essais mesurés puisque les camions ne passent jamais exactement à la même position sous la caméra. Le refus optique a un diamètre équivalent maximal de 40 mm environ. Les images ont été enregistrées en noir et blanc, l'information de couleur n'étant pas utilisée dans la délimitation des particules.

L'implantation d'un portique de mesure couvert et éclairé pour contrôler les conditions d'éclairage n'ayant pas été possible, ces dernières varient d'une image à l'autre en fonction de l'horaire de passage du camion. Les images présentant les conditions de contraste et d'éclairement les plus favorables ont été dans tous les cas retenues pour le traitement. Le système d'acquisition d'images est composé d'une caméra vidéo SONY FCB-IX11AP à vitesse d'obturateur réglable et d'un enregistreur vidéo numérique multicanaux Mitsubishi DX-TL4509. Les camions sont filmés lors de leur passage sous la caméra, qui enregistre uniquement les séquences où des engins circulent (détection de mouvement). Ceci permet d'éviter une phase de visionnage longue et pénible pour la récupération des images de camions.

La caméra a été placée dans un caisson étanche pour la protéger de la poussière et des rayons du soleil. Le caisson étanche est vissé sur un mât qui a été fabriqué pour l'occasion, et qui surplombe la piste Sud de la fosse Tamgak en configuration déployée. Une vue de l'installation de filmage est présentée sur la Figure II-13. La caméra est positionnée de manière à prendre les chargements de biais pour limiter l'erreur de parallaxe. Pour les volées R1 à R6 et la volée I2, les camions utilisés pour le déblayage des tirs sont identifiés par des drapeaux qui ont été attachés à des mâts soudés à l'avant de la casquette. Pour les volées R7 à R9 et I3 à I6, la piste Sud n'étant plus utilisée par les engins de production, l'identification par drapeaux était superflue. La Figure II-14 présente un exemple de photographie de chargement échantillonné.

Echantillonnage des images pour le traitement

L'analyse des images collectées ne peut être réalisée de manière entièrement automatisée, et nécessite l'intervention de l'oeil humain. Les techniques de délimitation de fragments les plus sophistiquées ne permettent pas à la machine de distinguer un vrai bloc d'une aggloméra-



Figure II-13: Photographie de l'installation FragScan implantée à Tamgak. Mine de la SOMAÏR (Cliché personnel, 2010).



Figure II-14: Photographie d'un chargement de tombereau enregistré avec l'installation de prises de vues FragScan.

tion de fines. A l'inverse, certains contrastes dus à la rugosité des surfaces de blocs peuvent tromper l'algorithme, qui crée des séparations au sein d'un bloc massif alors qu'il ne le devrait pas. En conséquence, une mise en oeuvre responsable du système d'analyse d'images exige l'intervention de l'utilisateur, qui effectue après pré-traitement de l'image par le logiciel plusieurs opérations: la zone d'intérêt est délimitée sur l'image (voir Figure II-15), les agglomérations de fines en sont ôtées, et les blocs découpés par erreur sont remplis.

Ces opérations, pour être réalisées à un degré de méticulosité raisonnable, nécessitent

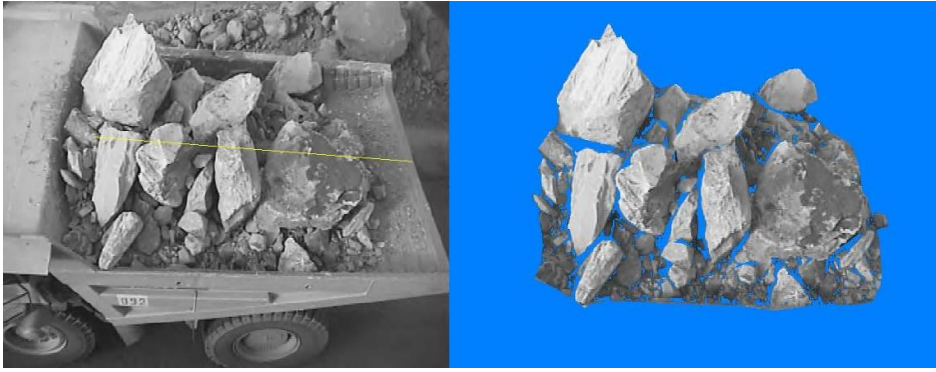


Figure II-15: Délimitation de la zone d'intérêt dans le logiciel FragScan.

environ un quart d'heure par image; le traitement deviendrait donc lourd en temps si il devait être appliqué à l'ensemble des images collectées (les images de chargement de dumpers prélevées pour les tirs expérimentaux approchant parfois la centaine). Pour pallier ce problème, les 20 images présentant la meilleure qualité optique pour le traitement par analyse d'images sont sélectionnées. Il s'agit de la quantité d'images préconisée par exemple par Tessier ainsi que par Sanchidrián (2008, [141]) pour atteindre un équilibre raisonnable entre finesse d'échantillonnage et temps de traitement. Pour cet échantillonnage, les images des chargements sont classées en 4 catégories: granulométrie essentiellement fine, granulométrie hétérogène sans présence de blocs, granulométrie hétérogène avec présence de blocs, et granulométrie essentiellement grossière (avec blocs, sans fines). On choisit alors un échantillon respectant les proportions de chaque catégorie. Parmi les chargements où des blocs sont présents, on prélève systématiquement l'image comportant le bloc le plus volumineux, pour ne pas biaiser l'évaluation de la taille maximale de bloc dans le tas.

Il est arrivé dans de rares cas que les volumes de roche abattus dans les essais soient trop faibles pour garantir physiquement 20 chargements de dumpers; dans ce cas, la totalité des images enregistrées a été traitée. On a procédé de même lorsque le volume échantillonné ne dépassait que de peu les 20 chargements. Nous nous sommes assurés en parallèle que la quantité d'images analysées pour caractériser une granulométrie abattue n'influence pas le résultat obtenu.

Limites de la technique de mesure granulométrique par analyse d'images

Chavez *et al.* (1996, [20]) et Maerz & Zhou (1998, [86]) ont détaillé les erreurs d'échantillonnage associées à la méthode de mesure par analyse d'images. Les deux sources d'erreur principales sont la probabilité de prise, d'une part, et la ségrégation des particules fines lors du transport, d'autre part. La probabilité de prise s'exprime en termes simples par le fait qu'un gros fragment a plus de chances d'apparaître à la surface d'un tas qu'un petit fragment. La combinaison de ces deux sources d'erreur a pour conséquence une sous-évaluation des fragments de petite taille dans les granulométries échantillonnées.

En raison de la technique de mesure employée, les fragments observables à l'image ne peuvent être de taille inférieure à la résolution optique du système. Il s'agit là de l'inconvénient majeur de la technique, pour deux raisons:

- la partie de la courbe granulométrique concernant les tailles de fragments inférieures à la taille de coupure optique est inaccessible;

- la proportion totale de fines dans le matériau mesuré ne peut être obtenue que par un procédé de traitement secondaire nécessitant des hypothèses fortes.

Rappelons que dans le cas de l'installation de mesure à SOMAÏR, la taille limite observable est de 40 mm. Pour les courbes expérimentales, si le premier point ne peut être résolu, on a néanmoins cherché à établir la proportion du produit total que représentent ces refus optiques. La quantification du pourcentage de fines à partir des données récoltées n'échappe cependant pas aux problèmes de représentativité mentionnés précédemment. Idéalement, un pourcentage de fines devrait toujours être estimé par une méthode d'échantillonnage tridimensionnelle. Une manière de le faire est de mesurer le pourcentage en masse scalpé avant l'entrée du concasseur primaire en carrière (Tessier, [159]). Malheureusement, cela ne peut être le cas de tirs dans le stérile, qui sont directement déchargés, et à la connaissance de l'auteur, aucune méthode équivalente n'est envisageable sans un surcoût et une entorse à la productivité du site considérables. Des procédés de calibrage des courbes brutes sont proposés dans la littérature (Sanchidrián, 2006 [140]), mais ils se basent sur une comparaison quantitative avec des données tamisées. Si le tamisage n'est pas une possibilité, il est donc inenvisageable de calibrer le système de mesure — ce qui a été notre cas.

II.B.1.4 Arrachement produit par les tirs

L'arrachement produit par les tirs sera étudié à la fois qualitativement (formes obtenues dans le plan) et quantitativement (tonnage abattu par charge dans les tirs). Ces paramètres ne peuvent être obtenus directement à partir des mesures brutes réalisées, et nécessitent un post-traitement de ces dernières. La méthodologie associée sera détaillée à la partie II.C.

II.B.2 Paramètres de contrôle

II.B.2.1 Propriétés géologiques du gradin

Après reconstruction du profil 3D du front, le module ShapeMetriX3D de la suite logicielle BlastMetriX3D est utilisé pour repérer les plans de discontinuité visibles au niveau du front. Un levé de parement de terrain a également été effectué pour chaque essai et mis à contribution lors de cette phase d'analyse. La structure géologique des gradins expérimentaux présente dans tous les cas les propriétés suivantes:

- présence d'un ou plusieurs plans de discontinuité subhorizontaux majeurs, liés à la stratigraphie (repéré en bleu foncé sur les images 3D);
- présence éparse et avec une densité variable de fissures de longueurs métriques ou inférieures, d'épaisseur négligeable, ne pouvant être attribuées à un même jeu de discontinuité à l'échelle du site; pour faciliter la lisibilité, on a choisi de distinguer en vert les fissures subhorizontales (pouvant néanmoins pendre vers l'intérieur ou l'extérieur du gradin) des fissures visiblement pentées, en rouge.

Le repérage des discontinuités et l'image 3D traitée résultante ont été utilisés dans l'exploitation des essais de manière qualitative. En effet, il serait très laborieux de rendre compte de la fracturation fine (notamment dans la zone de bourrage) par cette méthode de traitement, comme on peut le voir sur les images 3D des essais R6T2 et R7T2 respectivement (Figure II-16). La quantité de discontinuités retenues pour la zone de bourrage de ces deux essais serait comparable, tandis que la fracturation fine est pratiquement absente dans le premier cas et

clairement omniprésente dans le second.

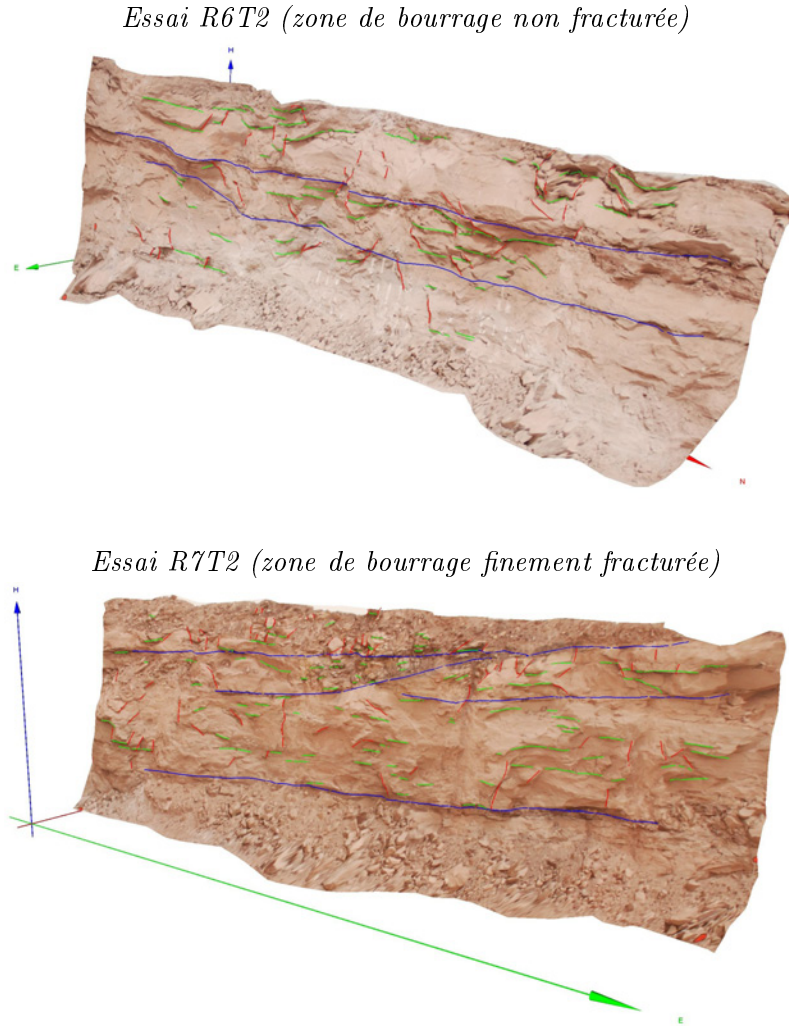


Figure II-16: Représentations 3D assistées par ordinateur des structures géologiques des gradins abattus dans les essais mono-trou R6T2 et R7T2.

Le logiciel FragScan a été utilisé pour fournir un indicateur de la fracturation naturelle du gradin, à travers une analyse granulométrique de la photographie du front. Ceci revient à réaliser une estimation de la blocométrie *in situ*. Il est à noter que cette méthode quantitative possède les mêmes inconvénients de représentativité qu’une mesure granulométrique de produits abattus chargés dans des camions (prise d’information 2D sur un objet 3D — voir partie II.B.1.3). On a essentiellement retenu les tailles maximales de fragment *in situ* obtenues pour les zones de bourrage et de colonne, respectivement $X_{max/IS-ZB}$ et $X_{max/IS-ZC}$, pour quantifier la densité de fracturation naturelle dans chaque essai.

II.B.2.2 Vitesse de détonation

Les mesures de vitesse de détonation ont été réalisées par une méthode de mesure de résistance électrique, au moyen du système MREL DataTrapII. La mesure de VOD, dont l’objectif dans le cadre du programme d’essais est de contrôler la qualité du produit explosif utilisé, consiste en un enregistrement à haute fréquence de la rapide variation de résistance d’un câble coaxial, dont la résistance linéique est connue. La résistance totale du câble décroît au fur et

à mesure qu'il est court-circuité par un front de détonation. En connaissant la variation de résistance au cours du temps, on peut calculer la longueur de câble restante à tout instant t , et donc déduire par différence la longueur de câble détruite à tout instant t . La pente de la courbe obtenue en comparant longueur de câble consommée et temps écoulé est la vitesse de détonation de la charge.

La vitesse de détonation de l'ANFO utilisé dans les volées expérimentales est mesurée pour deux trous dans chaque volée. À partir des mesures réalisées, on a ensuite extrapolé la valeur moyenne de VOD pour toute la volée, puisque l'ANFO chargé dans les trous provient à chaque fois d'un même chargement du camion mélangeur.

II.B.2.3 Vidéo à vitesse normale

Un caméscope vidéo standard a été positionné à distance suffisante et en avant des volées expérimentales pour obtenir des informations qualitatives sur le déroulement des tirs (projections et débourrages éventuels notamment). Le film a échoué pour deux des volées expérimentales (R2 et R8) en raison de conditions climatiques spécifiques.

II.B.2.4 Croquis des effets arrières et mesure de leur portée

Après le tir et avant déblayage des tas abattus, un croquis des effets arrières observables sur la plate-forme supérieure a été réalisé pour chacun des essais, sauf pour la volée multi-trous I2. Dans chacun des cas, la portée arrière maximale des effets est mesurée au mètre sur le terrain et rapportée sur les croquis. La mesure est considérée comme raisonnablement précise au demi-mètre près, puisqu'il est impossible pour raisons de sécurité de s'approcher trop près du front.

II.B.2.5 Autres mesures

Lors de la récupération du produit abattu par les chargeuses et tombereaux, les chargements de dumpers ont été comptabilisés au moyen de fiches de suivi de terrain. Les camions utilisés dans le déblayage possédant par ailleurs des systèmes de payload intégrés (sauf exceptions, signalées et explicitées dans la partie II.C), il a été possible de vérifier que la séquence d'images échantillonnées au niveau de la caméra était conforme au déroulement temporel des opérations, et de comparer à la comptabilisation sur le terrain. En cas de blocs hors gabarit (ne pouvant être chargés par les engins, donc ne passant pas sous le système de mesure granulométrique), ceux-ci devaient par ailleurs être inventoriés et mesurés — ce cas ne s'est pas produit au cours des essais.

Des photographies de la plate-forme supérieure avant et après tir et des tas abattus sont réalisées pour chacun des essais. Ces photographies sont associées aux données des essais présentées dans les Annexes B, C et D.

On a enfin réalisé lors des premières volées (R1 à R4, et I2), des mesures de vibrations et de surpression aérienne qui ne seront pas exploitées dans l'analyse des résultats, car elles visaient essentiellement à vérifier le bon déroulement des volées. La mesure de surpression aérienne de la volée R2 permet toutefois, en l'absence d'une vidéo de tir, d'indiquer que la probabilité d'un débourrage est faible (la surpression enregistrée étant comparable à celles des volées R1 et R3, où aucun trou n'a débourré, et inférieure à celles des volées R4 et I2 où des débourrages ont été constatés).

II.B.3 Problèmes de mesure et données écartées de l'étude

Un récapitulatif des problèmes de mesure mineurs et majeurs s'étant produits tout au long du programme d'essais est proposé dans cette partie. On a ôté de ce récapitulatif les essais I1 et R5B1 à R5B4 puisqu'ils ne sont pas exploités par la suite. Il est nécessaire de préciser que pour des raisons pratiques liées à l'isolement du site minier, l'expérimentateur n'avait pas la possibilité d'être présent en permanence pour suivre un programme expérimental qui s'est déroulé sur une durée totale de 5 mois. Aussi, une partie des essais (R1, R2, R7, R8, I1, I3, I4, I5, I6) a été réalisée avec présence de l'expérimentateur sur site, tandis que le reste des essais (R3, R4, R5, R6, R9, I2) s'est déroulé en l'absence de l'expérimentateur et par consignes fournies à un opérateur sur site. Notre expérience prouve que lorsque les essais étaient réalisés à distance, le temps nécessaire pour l'exploitation des résultats était toujours significativement supérieur même au cas où aucune mesure n'était problématique. De manière générale, nous déconseillons ce type de configuration.

En raison d'un échec des mesures stéréophotogrammétriques avant et après tir, les résultats de la volée R5 ont dû être entièrement écartés de l'analyse car l'incertitude sur les volumes abattus et les paramètres géométriques des essais était trop importante. Un dysfonctionnement de l'installation de filmage des camions, attribué à une température extérieure trop élevée, a par ailleurs sérieusement impacté l'échantillonnage des fragments abattus pour ce test.

Le dimensionnement de la première volée de mono-trous (R1) a été réalisé avec une hypothèse d'espacement trop optimiste entre mono-trous. En tenant compte des données présentées dans la littérature, un angle d'arrachement de 125° et des plans d'arrachement relativement droits avaient été prévus; l'angle d'arrachement s'étant avéré nettement plus important, les profils arrachés des 3 essais ont interagi. Les deux moitiés de l'essai R1T6 (au milieu), ainsi qu'une moitié de chacun des essais R1T3/R1T9 (sur les côtés) ont été écartées de l'analyse d'arrachement — voir la Figure II-22, p.123.

En tenant compte de ce fait, pour la volée expérimentale suivante (R2), l'espacement entre trous a été porté à 25 m. Il était en effet attendu, compte tenu des tendances observées et rapportées dans la littérature, que les volumes arrachés par les essais R2T3 et R2T4 (banquette théorique 6 m) auraient une portée latérale plus faible que celle des essais de la volée R1 (banquette théorique 5 m). La portée latérale s'est avérée de nouveau considérablement plus élevée que prévu, et les arrachements de ces deux trous se sont rejoints. Les moitiés d'arrachement correspondantes ont donc été également écartées de l'analyse.

Le cadrage de la mesure de front avant tir de l'essai R3T1 n'était pas suffisamment large pour englober toute l'ampleur de l'arrachement après tir sur une des moitiés. Par conséquent, la moitié droite de l'arrachement produit a également été écartée de l'analyse.

Le déblayage du tas associé à l'essai bi-trou R9B1 a été biaisé par la récupération de produit étranger au tir par les chargeurs. En conséquence, la mesure granulométrique associée à cet essai a été considérée comme faussée et écartée de l'analyse.

Le profil de front après tir associé à l'essai I2 n'a pu être obtenu dans sa totalité en raison de la réalisation intempestive d'un tir de production à proximité. Le produit abattu dans l'essai avait toutefois pu être déblayé. Ainsi, la partie latérale gauche de l'arrachement produit dans cet essai est écartée de l'analyse d'arrachement, mais les données granulométriques sont valides et conservées pour l'étude de la fragmentation.

Les problèmes de mesure dans les essais restants ont été jugés de gravité suffisamment faible pour permettre la validation des données et leur utilisation dans le jeu de données final analysé; il est cependant très probable qu'ils aient augmenté la variabilité des résultats mesurés. Les essais finalement exploités sont listés dans les Tables II.6 (fragmentation, p.137) et II.7 (arrachement, p.151). Le récapitulatif des problèmes de réalisation et de mesure rencontrés, avec une description des causes et conséquences associées, est proposé aux Tables II.2 et II.3.

II.B.4 Aspects pratiques et difficultés: retour d'expérience

Indépendamment des aléas techniques auxquels tout expérimentateur est inévitablement soumis, un certain nombre de points a compliqué la réalisation des essais; leur prise en compte par les futurs expérimentateurs sur les tirs en échelle réelle est vivement recommandée.

1. *Nécessité de réaliser les essais au milieu des opérations, sans zone expérimentale dédiée.*

Par rapport à la planification de fosse à moyen et long terme réalisée par le site minier, il était impossible de réaliser les essais à un endroit du 2^e gradin parfaitement fixé et délimité sans bloquer le phasage à moyen et long terme de la fosse. Il a donc été nécessaire d'intégrer les essais aux fronts soumis à des contraintes d'avancement et de faire en sorte que ces dernières soient néanmoins respectées. Cette situation est complexe à gérer; en effet, compte tenu de l'échelle des essais et des temps liés à la réalisation des mesures et à leur contrôle, il est rigoureusement impossible de mener à bien une volée expérimentale telle que celles que nous avons mises en place dans un laps de temps inférieur à cinq jours. Le front où l'expérience est réalisée est donc immobilisé pendant quasiment une semaine, ce qui complique la tâche du site minier et contraint l'expérimentateur à une rapidité d'exécution qui met en péril la méticulosité des mesures. Le fait d'avoir recours à un périmètre expérimental dédié est à ce titre de première importance de notre point de vue.

2. *Tirs expérimentaux dans des roches stériles.* Le fait que les tirs aient été réalisés dans l'horizon stérile interdisait toute possibilité d'installer un dispositif de prise de vues en conditions parfaitement fixes, tel que par exemple une caméra positionnée dans la trémie d'un concasseur primaire. Par ailleurs, ce point a interdit tout calibrage du pourcentage de fines mesuré dans les tas abattus (la seule solution étant alors un tamisage complet de la fraction fine du tas en fosse, qui d'un point de vue budgétaire n'était pas acceptable). Le site expérimental réalise des tirs bloqués dans l'horizon minéralisé pour des raisons de contrôle de teneurs, ce qui a motivé ce choix; par ailleurs, les minerais ne sont pas directement envoyés au concasseur, mais stockés sur des tas intermédiaires afin de gérer la composition du mélange fourni en entrée usine. Il aurait dans ces conditions été impossible d'échantillonner correctement les roches abattues dans des tirs de minerai. Néanmoins, on conseille à l'avenir de choisir une installation du type carrière de granulats où les roches abattues partent directement au concasseur, pour la réalisation de telles études expérimentales.

3. *Utilisation de foreuses sans système de mesure d'azimut.* La parfaite maîtrise des azimuts de foration, malgré le guidage méticuleux des foreurs et l'utilisation de repères de terrain, s'est avérée impossible. Bien qu'une influence des écarts d'azimut entre trous n'ait pas été identifiée dans l'analyse des résultats expérimentaux, nous recommandons que les technologies de guidage modernes soient mises à contribution et implantées sur une ou deux machines d'un site expérimental pour accentuer la maîtrise des paramètres géométriques de référence dans les essais. Une conséquence de ce fait est que même

Tir	Problème	Description	Cause	Conséquence
R1	Dimensionnement	Interaction entre arrachements + tas mélangés	Espacement latéral entre trous trop faible; influence présence trous de redressement forés à proximité	Partage volumes arrachés; délimitation tas moins nette
	Surforation	Surforation trop faible	Foration intempestive par opérateur sans plan de foration	Ecart sur paramètre de référence
R2	Maîtrise foration	1 trou foré à banquettes plus faible et avec déviation d'azimut	Le foreur se guide perpendiculairement au front	Ecart sur paramètre de référence
	Film	Image obstruée par nuage de poussière	Nuage causé par tir précédent	Film inexploitable
	Profilage après tir	Imprécision dans profils moyens	Mauvais positionnement opérateur pour prise de photos; repères partiellement non visibles	Biais calcul de volume & arrachement
	Masses ANFO	1 valeur de masse aberrante	Opérateur camion n'a pas remis à zéro le compteur à temps	Masse d'explosif non mesurée dans 1 trou
R3	Profilage avant tir	Délimiteurs sur plateforme supérieure pas suffisamment écartés latéralement des trous aux extrémités	Mauvais positionnement des repères par l'opérateur	Troncage volume arraché sur le côté du trou 1 et mesure correspondante imprécise
	Film	Trou 1 non visible à l'image	Mauvais cadrage	Film partiellement inexploitable
R4	Déviation trous	Mesures de déviation potentiellement erronées pour l'essai R4B3	Cause non identifiée	Incertitude sur paramètre; influence sur calcul banquettes réelle
	Surforation	Trous plus profonds sur partie gradin moins haute et vice-versa	Cotes topographiques non contrôlées par l'opérateur avant chargement	Ecart sur paramètre de référence
	Profilage avant et après tir	Repères inférieurs trop éloignés de la paroi du gradin	Explique peut-être problème suivant	Imprécision de mesure
	Profilage après tir	Incohérence trous/paroi après tir + imprécision dans profils moyens	Discrimination de la cause impossible entre profilage après tir / mesure coordonnées repères avant tir / mesure coordonnées repères après tir	Calcul de volume arraché imprécis
	VOD	Tir avant correction d'un problème du dispositif	Endommagement d'une des 2 lignes de mesure = lancement test impossible sans reprogrammation	Perte de la mesure
R6	Masse d'explosif mesurée	Masses d'explosif "réelles" dans les trous de toute évidence trop élevées	Cause non identifiée	Utilisation de la densité d'ANFO et de la mesure de profondeur pour déterminer la masse d'explosif
	Maîtrise foration	Surforation mal maîtrisée	Cause non identifiée	Ecart sur paramètre de référence
R7	Modification d'un bi-trou en mono-trou	Premier trou endommagé (éboulé), reforé à côté dans l'urgence mais avec problèmes identiques + déviation créant convergence et risque de projections au pied	Mauvaise qualité de la roche dans le premier mètre foré sur ce gradin	Perte d'un essai bi-trou au profit d'un essai mono-trou

Table II.2: Problèmes de mesure rencontrés dans le programme expérimental (1/2)

Tir	Problème	Description	Cause	Conséquence
R8	Film tir	Vidéo inexploitable	Chute de la caméra, amarée sur un trépied, en raison d'une rafale de vent avant tempête de sable	Impossibilité d'identifier l'absence ou la présence de débousses pour les trois essais de la volée
	Masses ANFO	1 valeur de masse aberrante (trop faible)	Opérateur camion n'a pas remis à zéro le compteur à temps	Utilisation de la densité d'ANFO et de la mesure de profondeur pour déterminer la masse d'explosif
R9	Paramètres de référence	Ecart sur banquette demandée pour l'essai	Non respect des consignes d'implantation fournies à l'opérateur	Ecart sur paramètre de référence
	Maîtrise foration	Surforation mal maîtrisée (comblement partiel du fond des trous cause vents de sable entre foration et tir)	Non respect des consignes d'implantation fournies à l'opérateur	Ecart sur paramètre de référence
	Granulométrie	Contamination du tas abattu par produits à proximité non déblayés avant tir	Biais de l'échantillonnage granulométrique	Mesure granulométrique inexploitable et écartée de l'analyse
I2	Profilage après tir	Arrachement "absent" sur un des côtés du tir	Cause non identifiée	Calcul complet de volume arraché impossible
		Interversion disques points de repère supérieurs/inférieurs	Non respect mode opératoire	Imprécision de mesure
	Surforation	Trous plus profonds sur partie gradin moins haute et vice-versa	Cotes topographiques non contrôlées par l'opérateur avant chargement	Ecart sur paramètre de référence
	Effets arrière	Croquis non livré	Tir de redressement avant réalisation croquis (?)	Pas d'information
I5	Masses ANFO	3 valeurs de masse aberrantes mesurées dans les trous	Cause non identifiée	Utilisation de la densité d'ANFO et de la mesure de profondeur pour déterminer la masse d'explosif

Table II.3: Problèmes de mesure rencontrés dans le programme expérimental (2/2)

avec un profilage du front avant implantation des trous suivi d'une adaptation des implantations pour que la banquette moyenne réelle soit conforme au cahier des charges expérimental, il n'est pas possible d'espérer une précision supérieure à $\pm 10 \%$ (soit, dans notre cas, environ 50 cm) dans la réalisation des banquettes moyennes prévues.

4. *Utilisation du système de profilage pour mesure différentielle des volumes abattus.* Notre expérience au long de ce programme d'essais montre qu'en pratique, la précision pouvant être espérée d'une telle mesure est inférieure à la précision théorique du système, ceci pouvant être dû aux irrégularités de plate-formes inférieure et supérieure ne pouvant être détectées par le système, mais découlant plus probablement de légères imprécisions dans les profilages avant et après tir qui se combinent dans la mesure volumétrique. En pratique, nous avons choisi de combiner la mesure volumétrique aux mesures de tonnages par système de *payload* pour renforcer la précision de l'estimation du tonnage. Enfin, on mentionnera qu'il n'a pas été possible de garantir en permanence un niveau de précision optimal, même en respectant l'ensemble des préconisations du mode opératoire, le bon calibrage de l'appareil photo ayant été par ailleurs régulièrement vérifié; la subjectivité de l'opérateur peut poser problème (évaluation de la bonne distance au front, évaluation de

la bonne distance entre deux photos) et lorsque le logiciel indique une qualité de mesure réduite, il est difficile de discriminer le point problématique (verticalité des éléments de repère, mauvaise position par rapport au front) et d'indiquer à l'opérateur les actions correctives à mettre en oeuvre pour les prochaines mesures.

5. *Détails pratiques liés aux mesures granulométriques.* S'assurer que les camions mesurés à l'installation de prises de vue proviennent bien du tir expérimental est une des tâches problématiques auxquelles l'expérimentateur est confronté; ce point a également été signalé par les expérimentateurs du Projet Européen *Less Fines* (Tessier, 2009 [159]). Dans ce programme expérimental, le parti a été pris d'enregistrer les séquences de passage d'engins sous la caméra par détection de mouvement, avec un système d'enregistrement analogue à ceux déployés pour la vidéosurveillance d'installations. Si ce dispositif évite le visionnage de plusieurs heures de vidéos et permet de voir dès la première image le type de véhicule ayant déclenché l'enregistrement, nous avons pu constater que ceci avait pour inconvénient notable de masquer le passage de certains camions expérimentaux derrière des engins lents: en pratique, lorsqu'une foreuse ou une niveleuse emprunte la piste de sortie de la fosse pour changer de zone ou se rendre aux ateliers de maintenance, elle crée derrière elle un cortège d'engins qui ne peuvent la doubler pour raisons de sécurité évidentes. Si un tombereau expérimental se trouve dans le cortège, il peut alors être oublié. C'est un point dont il faut avoir conscience en dépouillant ce type de données et que nous avons pu corriger rétrospectivement. Par ailleurs, dans les mois estivaux où le déblayage d'un tas expérimental devait être interrompu à 19h00 par la pause casse-croûte du deuxième poste, il s'est produit à plusieurs reprises que des camions expérimentaux soient parqués chargés par les opérateurs; puisque l'installation de prises de vue n'était pas conçue pour filmer de nuit, le chargement correspondant était alors irrémédiablement perdu. Indépendamment de ces points, le taux d'échantillonnage des chargements de tombereaux issus des tirs expérimentaux a pu être maintenu à des valeurs acceptables. De notre point de vue, l'utilisation de balises identifiantes sans fil combinées à trois points de contrôle (un point au niveau du tas expérimental, un point au niveau de la caméra, un point au niveau de la verse à stérile) aurait grandement simplifié le travail de suivi et d'encadrement des travaux de déblayage, et nous recommandons d'employer un tel système. Celui-ci ne peut toutefois se substituer entièrement à la présence de l'expérimentateur sur le terrain pour contrôler en permanence et recadrer les opérations en cas de dérive.
6. *Contrôle des opérations et des équipements par l'expérimentateur.* En pratique, il est extrêmement difficile pour une seule personne d'assurer conjointement sur le terrain et au bureau⁴:
 - la surveillance simultanée du déroulement des expériences (foration, minage, déblayage);
 - l'obtention des moyens expérimentaux au bon endroit et au bon moment (foreuses, camions et chargeuses);
 - le contrôle du bon fonctionnement des appareils de mesure, l'enregistrement et la vérification des données récoltées au fur et à mesure du déroulement de l'expérience.

Par conséquent, nous recommandons vivement pour des expériences de ce type d'avoir deux personnes en relai pour qu'une reste en permanence à proximité de l'expérience (l'idéal dans ces conditions étant d'avoir deux expérimentateurs traitant chacun une problématique différente mais liée au même jeu de données).

⁴Compte tenu de la taille du site expérimental, le problème était d'autant renforcé que la distance entre les bureaux et la fosse est de plusieurs kilomètres.

II.C Traitement des données expérimentales

Pour rappel, l'objectif de l'étude expérimentale est essentiellement de comparer les résultats de fragmentation et d'arrachement obtenus dans les tirs aux paramètres d'entrée réels; aussi, en plus des mesures brutes explicitées précédemment, il est nécessaire de faire plusieurs hypothèses et opérations de traitement supplémentaires afin d'aboutir à des données et paramètres utilisables dans l'analyse.

Dans cette partie, en dehors des hypothèses générales (définition retenue pour la consommation spécifique, paramètres choisis pour décrire la banquette, type de paramètres granulométriques retenus pour décrire les mesures brutes), nous décrivons en détail les traitements géométriques qui ont été nécessaires pour reconstruire les profils 3D des trous sur la base des données mesurées par la sonde et des coordonnées de trous levées (indispensable au calcul de la banquette réelle), construire des profils de front moyens à partir de l'information géométrique tri-dimensionnelle récoltée, et réaliser le calcul géométrique des volumes arrachés (sur la base des profils de front avant et après tir mesurés).

Le calcul géométrique des volumes arrachés, combiné à une hypothèse sur la densité moyenne des roches abattues, a été utilisé pour renforcer la robustesse des mesures de tonnages réalisées par mise à contribution des systèmes de *payload* des camions. La construction de profils moyens est utilisée de manière qualitative pour décrire les formes d'arrachement obtenues, mais aussi quantitativement, à travers une évaluation de surface moyenne arrachée sur les bords des tirs⁵.

Lors de la présentation des hypothèses retenues pour la description de la banquette, nous évoquerons par ailleurs le fait que plusieurs définitions sont possibles, et nous verrons qu'à ce stade déjà, la question de la définition la plus pertinente est posée.

II.C.1 Hypothèses générales

II.C.1.1 Définition de la consommation spécifique

Pour estimer la consommation spécifique des tirs, initialement, seule la masse d'explosif au dessus du niveau de la plate-forme inférieure a été comptabilisée. Cette méthode est préconisée entre autres par Cunningham (1983, [28]) et Segarra *et al.* (2005, [148]). D'autre part, la surfuration étant surtout utile au détachement correct du pied, les auteurs lui attribuent une influence faible sur la granulométrie abattue (Bauer, 2007 [4]). Un examen rétrospectif des corrélations $X_{50}, X_{max}, \%_f$ vs. q montre que sauf une exception, la qualité des corrélations va en s'améliorant si on considère la charge de pied dans le calcul de la consommation spécifique (cf Table II.4 ci-dessous). On notera que le changement produit au niveau des résultats est minime. La définition d'une consommation spécifique réelle requiert par ailleurs une mesure de tonnage réel, qui a été effectuée de la manière explicitée à la partie II.C.3, p.120.

II.C.1.2 Définition de la banquette réelle

A partir des données réelles de front 3D avant tir et des profils mesurés pour les trous, deux types d'analyse de banquette sont proposés par la suite logicielle BlastMetriX3D.

- *Banquette directe* (B_{dir}). La banquette du trou à la surface libre est obtenue à différentes profondeurs du trou, dans la direction du plan moyen du trou foré.

⁵Nous verrons plus loin pourquoi le calcul des surfaces arrachées entre trous est peu instructif.

	q sans ch. pied — R^2	q avec ch. pied — R^2
X_{max} MT	0.27	0.33
X_{max} BT 0 ms	0.35	0.45
X_{max} Trous $\Delta t = 25$ ms	0.46	0.47
X_{50} MT	0.52	0.52
X_{50} BT 0 ms	0.07	0.06
X_{50} Trous $\Delta t = 25$ ms	0.62	0.67
$\%_f$ MT	0.69	0.74
$\%_f$ BT 0 ms	0.05	0.15
$\%_f$ Trous $\Delta t = 25$ ms	0.12	0.15

Table II.4: Matrice de corrélation entre consommations spécifiques avec/hors pied et principaux résultats de fragmentation. Les coefficients de corrélation R^2 s'entendent par rapport à une loi puissance $A \cdot x^\alpha$.

- *Banquette minimale* (B_{min}). Pour différentes profondeurs du trou, la plus petite distance du trou à la surface libre est considérée, indépendamment de l'orientation moyenne du trou.

Pour chacun des deux paramètres, le logiciel fournit à l'utilisateur la valeur minimale et les quartiles associés. Nous verrons plus loin dans l'exposé qu'une troisième valeur de banquette, relative au profil de front moyen calculé par post-traitement (Figure IV-6, p.228), et différente des deux précédentes, peut être définie. Laquelle de ces définitions de banquette est la plus pertinente physiquement? La réponse à cette question n'a rien d'évident *a priori*: faut-il considérer l'action d'arrachement et de fragmentation produite par un trou comme une action d'ensemble sur le gradin (auquel cas, la banquette directe paraît plus sensée) ou comme un processus plus complexe influencé en chaque point du trou par les irrégularités de front (auquel cas on aura plutôt tendance à privilégier la banquette minimale comme descripteur)?

Pour avoir un élément de réponse sur ce point, nous avons comparé la qualité des corrélations obtenues entre B_{dir} , B_{min} ⁶ et les paramètres de résultats principaux obtenus dans les essais mono-trou: taille médiane de fragments X_{50} , taille maximale de bloc X_{max} , demi-surface arrachée⁷ sur les côtés des trous $\mathcal{A}_l$. La matrice de corrélation ci-dessous (Table II.5) résume les coefficients de corrélation obtenus par ajustement de lois puissances aux données expérimentales.

	X_{50}	X_{max}	$\%_f$	$\mathcal{A}_l$
B_{min}	0.40	0.34	0.24	0.64
B_{dir}	0.43	0.37	0.27	0.46

Table II.5: Matrice de corrélation entre banquettes minimale/directe et paramètres principaux liés à l'arrachement et à la fragmentation. Les coefficients de corrélation R^2 s'entendent par rapport à une loi puissance $A \cdot x^\alpha$.

La corrélation entre résultats d'arrachement et banquette est clairement meilleure lorsque la banquette minimale est choisie. En revanche, la tendance inverse est obtenue (quoique

⁶ Note: en général, B_{min} et B_{dir} diffèrent l'une de l'autre d'environ 50 cm. Dans quelque cas isolés, la différence peut dépasser 1m (ex. essai mono-trou R3T4, 140cm) ou au contraire s'approcher de 0 (trou 4 du tir à plusieurs trous retardés I2). B_{min} est bien entendu toujours inférieure ou égale à B_{dir} .

⁷ Calculée sur la base des profils moyens construits de la manière explicitée à la partie II.C.4.

dans une moindre mesure) pour les résultats de fragmentation. Nous retiendrons donc la banquette minimale comme descripteur des conditions géométriques réelles de l'essai dans la partie relative à l'arrachement produit par les trous; physiquement, on peut considérer que la distance minimale du trou au front est importante pour l'arrachement au motif que plus elle est grande, plus les gaz sous pression seront maintenus longtemps dans la masse rocheuse. Pour la fragmentation, la banquette directe sera retenue dans la partie relative aux résultats granulométriques; physiquement, il semble pertinent que l'intensité de la fragmentation dépende à l'inverse plus de l'épaisseur de banquette globale (donc du volume dans lequel l'énergie explosive servant à la création de nouvelles fractures est utilisée) que d'irrégularités ponctuelles.

La discussion ci-avant s'applique essentiellement au cas d'une charge unique. Dans le cas de tirs à deux charges ou plus, le problème devient encore plus complexe, puisque vient s'ajouter la question de la banquette *effective* (telle qu'évoquée notamment par Hagan, 1983 [58]): la présence d'un front fraîchement arraché par une charge détonée à un temps antérieur vient-elle ou non modifier radicalement le déroulement du processus d'arrachement et de fragmentation pour la charge suivante ? Cet aspect devra être abordé dans le cadre du Chapitre IV, et la notion d'une banquette *statique* devra peut-être être abandonnée au profit de celle d'une banquette *dynamique*.

On parlera dans la suite de l'exposé de banquettes directe et minimale, en sous-entendant implicitement qu'il s'agit de **valeurs moyennes** sur l'ensemble du trou.

II.C.1.3 Autres paramètres géométriques

L'espacement moyen réel entre trous a été calculé lors de la reconstruction des géométries de tir 3D, à partir des données de déviation. L'utilisation du terme *espacement* et de la notation S fera référence à ce paramètre sauf mention contraire dans l'exposé.

Les mesures de déviation des trous forés permettent de calculer leur azimuth de foration réel moyen. L'écart d'azimut de foration $\Delta\alpha$ désigne pour les essais mono-trou l'écart de l'azimut réel à l'azimut théorique; pour les essais bi-trous, $\Delta\alpha$ est la différence entre les azimuths réels des deux trous (par convention, $\Delta\alpha$ est positif si les trous s'écartent les uns des autres, négatif dans le cas contraire). L'écart d'inclinaison Δi , désignant la différence entre inclinaison réelle et inclinaison théorique, a également été introduit pour l'analyse des résultats.

II.C.1.4 Descriptions paramétriques des courbes de fragmentation expérimentales

Choix de lois Rosin-Rammler unimodales. Sauf rares exceptions, les courbes brutes mesurées dans les essais peuvent être décrites de manière nettement plus satisfaisante par une distribution Rosin-Rammler bi-modale que par une distribution Rosin-Rammler ou Swebrec unimodale. Ce fait est en partie logique, puisque le nombre de paramètres de calage augmente, mais peut également avoir ses fondements dans la présence de tailles caractéristiques intrinsèques à la matrice rocheuse et au réseau de discontinuités. Le caractère multi-modal des courbes granulométriques obtenues dans les opérations de fragmentation par l'explosif a été mis en évidence par ailleurs dans la littérature par Stagg (tirs en échelle semi-réelle, 1990, [154]), Nourry (tirs de production en carrière, 2002, [105]) et Rouabhi (tirs d'éprouvettes cylindriques à l'échelle du laboratoire, 2004, [132]).

Pour illustration, la Figure II-17 compare les points expérimentaux et les courbes granulométriques ajustées avec 3 types de loi (Rosin-Rammler bimodal, Rosin-Rammler unimodal et Swebrec standard).

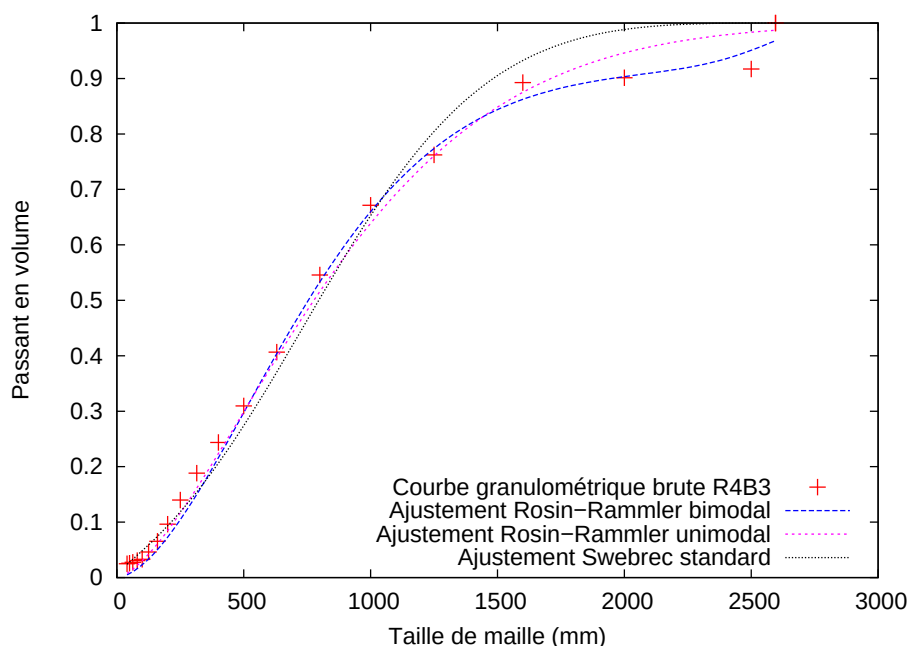


Figure II-17: Courbe granulométrique brute expérimentale et lois ajustées - exemple de l'essai bi-trou R4B3.

La description des granulométries expérimentales par des modèles bimodaux complique malheureusement le processus d'analyse, car différentes hypothèses peuvent être faites sur l'origine des modes (rappelons à ce sujet le cas du modèle de fragmentation empirique bimodal CZM, qui est basé sur l'hypothèse de génération des fines dans la zone de broyage autour des trous). Pour cette raison, l'analyse réalisée et présentée à la partie II.D pour les données granulométriques expérimentales n'ira pas jusqu'à ce niveau de détail et sera limitée à une description unimodale des courbes.

Par ailleurs, l'utilisation d'une fonction Rosin-Rammler unimodale s'est avérée plus adaptée que la fonction Swebrec standard pour la description des courbes expérimentales brutes. On devra attribuer ce fait à la méthode de mesure granulométrique plutôt qu'à la nature des résultats granulométriques; en effet, les prédictions de la fonction Swebrec améliorent la description des fines, tandis que c'est un domaine de tailles que la méthode de mesure employée peine intrinsèquement à décrire. La présente étude ne remet donc pas en cause l'utilisation de cette fonction.

Choix des courbes granulométriques brutes. Nous avons précédemment évoqué le fait que les courbes granulométriques mesurées dans les essais ne peuvent être calibrées sur des données de tamisage pour établir le pourcentage de fines réel dans les tas. Il est néanmoins possible de proposer des hypothèses de correction simplifiées pour évaluer l'influence de la prise en compte des fines sur les indicateurs granulométriques mesurés (taille médiane et indice d'uniformité notamment). Nous avons pour ceci utilisé une méthode d'évaluation des fines suggérée notamment par Kemeny *et al.* (1999, [71]) et Nourry (2002, [105]). Tout d'abord, on

mesure le pourcentage de fines optiques visible à la surface des tas (c'est-à-dire la proportion de la zone d'intérêt écartée car trop fine pour être traitée). Ensuite, on corrige les classes de fragments au moyen d'hypothèses volumétriques sur la taille des fines non mesurées, d'une part, et sur la troisième dimension (profondeur) des échantillons mesurés, d'autre part.

Le fait de prendre en compte une correction volumétrique des fines pour les données granulométriques mesurées a un impact considérable sur la valeur des uniformités granulométriques et des tailles médianes. Les graphes aux Figures II-18 et II-19 illustrent ce point pour la taille médiane de fragment et l'indice d'uniformité respectivement. Les courbes granulométriques corrigées et les indicateurs granulométriques associés (taille médiane X_{50} , indice d'uniformité Rosin-Rammler n) sont également rapportés à toute fin utile dans les Annexes B, C et D.

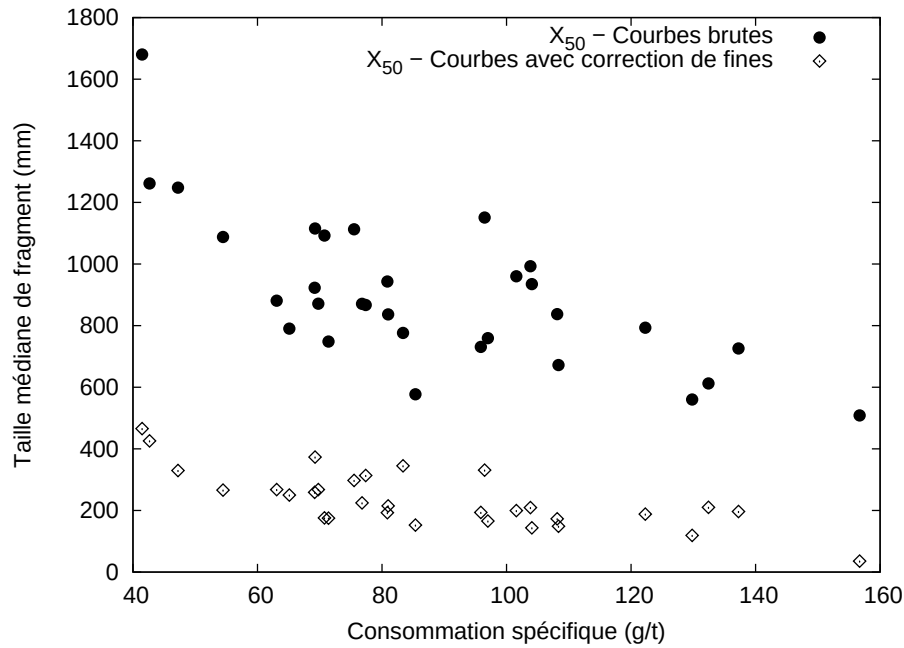


Figure II-18: Comparaison entre valeurs de taille médiane de fragments pour les courbes granulométriques brutes et les courbes granulométriques corrigées. Le facteur moyen entre les deux cas est environ de 3.

Si l'on voulait s'en servir pour l'analyse, la précision d'une telle correction de fines reposerait sur la pertinence des hypothèses de correction volumétriques retenues. Nous avons ainsi préféré baser l'analyse des données granulométriques sur les courbes granulométriques brutes car nous ne disposons pas d'éléments dans les données mesurées pour valider les hypothèses de correction. Le pourcentage de fines optiques mesuré à la surface des tas, indépendamment de toute hypothèse volumétrique, a été analysé séparément. La taille maximale de bloc enregistrée étant indépendante des hypothèses faites sur la partie fine des courbes, elle ne souffre pas de cette incertitude (pourvu que la méthode d'échantillonnage soit par ailleurs suffisamment méticuleuse pour que cette donnée ait un sens).

Compte tenu des choix explicités, les granulométries de tas expérimentales seront décrites et analysées selon quatre paramètres principaux: la taille médiane de fragments (X_{50}) brute, la taille maximale de bloc (X_{max}), le pourcentage de fines optiques ($\%_f$) et l'indice d'uniformité Rosin-Rammler (n) de la courbe brute. Les trois premiers paramètres estiment l'intensité de la fragmentation produite par le tir, tandis que le dernier quantifie l'étalement du mélange

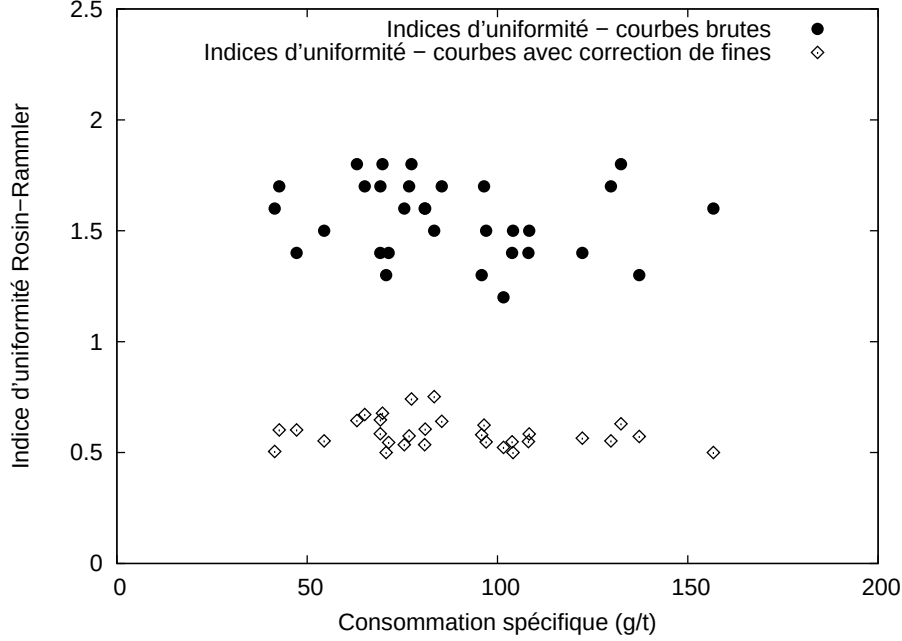


Figure II-19: Comparaison entre valeurs d'indices d'uniformité pour les courbes granulométriques brutes et les courbes granulométriques corrigées. Le facteur moyen entre les deux cas est environ de 3.

granulométrique sur les différentes gammes de tailles (en d'autres termes, l'hétérogénéité des tas abattus).

La taille médiane brute X_{50} est obtenue par interpolation linéaire de la courbe expérimentale. Noter que la valeur de taille médiane déduite par ajustement d'une loi Rosin-Rammler unimodale aux données expérimentales peut être significativement différente de la taille médiane brute effectivement mesurée; ce point a été identifié lors de la phase d'analyse préliminaire⁸. Le pourcentage de fines optiques $\%_f$ est la proportion en surface des chargements traités par FragScan qui a dû être écartée de l'analyse car en deçà de la résolution optique du système. L'indice d'uniformité n est celui obtenu par ajustement d'une fonction Rosin-Rammler unimodale à la courbe expérimentale brute.

Au risque d'insister, mais pour éviter toute confusion, les données de fragmentation qui seront présentées et analysées (à l'exception des tailles de bloc maximales) sont donc des *indicateurs* de fragmentation dont la précision absolue n'est pas assurée.

II.C.2 Reconstruction des profils de trous

A partir des mesures de coordonnées de trous effectuées, et des mesures de déviation réalisées avec la sonde Pulsar, on reconstruit le profil des trous forés. La méthode de reconstruction, programmée dans un script Python, est la suivante.

1. Les coordonnées des trous forés mesurées sur la plate-forme supérieure sont fournies au programme.

⁸Pour les premiers essais mono-trou R1T3 à R3T4, la différence entre la taille médiane résultant d'un calage Rosin-Rammler et celle obtenue par interpolation linéaire est en moyenne de 8%, et a pu atteindre 40% (essai R2T4).

2. Les données de déviation sont lues dans le fichier de données récupéré après mesure avec la sonde de déviation. On possède alors pour chaque trou un ensemble de mesures $\mathcal{M}_1, \dots, \mathcal{M}_d$ comprenant entre autres la profondeur de mesure, l'azimut mesuré à cette profondeur et l'inclinaison mesurée à cette profondeur.
3. Le mode opératoire de la mesure de déviation voulant que les mesures se fassent du fond du trou vers la surface, on inverse l'ordre des données pour partir du premier point P_1 (la position du trou sur la plateforme supérieure) et on reconstruit un par un les $d - 1$ segments entre les points $P_1, P_2, \dots, P_d$.
4. Sur chaque segment, on édite un point tous les centimètres.

II.C.3 Calcul du volume abattu par les tirs

Nous avons évoqué dans la partie II.B.3 le fait que les reconstructions de front par méthode de stéréophotogrammétrie n'ont finalement pas atteint le niveau de précision initialement escompté. Pour les calculs de volume, et indépendamment de la précision des mesures de front avant et après tir, nous avons aussi remarqué que les irrégularités de plate-forme supérieure et inférieure pouvaient jouer un rôle et produire des biais dans un calcul d'enveloppe abattue qui ne résulte que de la comparaison de deux parois subverticales — pour autant, ce problème ne peut être résolu de manière simple avec ce type d'instrumentation.

Comparaison tonnes payload et tonnage calculé par méthode géométrique

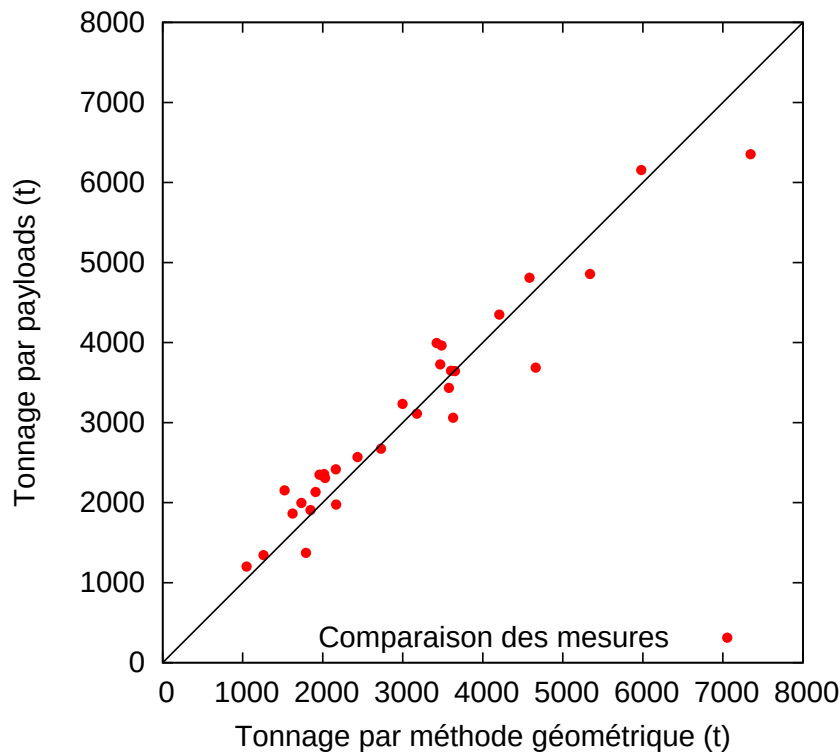


Figure II-20: Comparaison des tonnages abattus mesurés pour les tirs expérimentaux au moyen des deux méthodes (payload *vs.* différence géométrique entre parois avant et après tir).

Comme on peut le constater sur le graphe de la Figure II-20, les données de tonnage

collectées par mesure de payload sur les camions présentent de fait un écart avec la valeur de tonnage qu'on a déduite de la mesure géométrique (en appliquant une masse volumique moyenne pour les roches abattues de 2100 kg/m^3 conformément aux données disponibles et précédemment présentées à la Table II.1, p.96). On constate aussi, compte tenu de la répartition des points de données autour de la fonction identité $f(x) = x$, que l'erreur n'est pas le fruit d'un biais systématique dans l'une ou l'autre des mesures.

En conséquence, nous avons estimé que prendre la moyenne des mesures de tonnage obtenues par chacune des deux méthodes représentait le meilleur compromis possible pour rendre notre évaluation du tonnage abattu plus robuste. Cette valeur moyenne sera retenue pour toute la suite de l'exposé.

II.C.3.1 Calcul géométrique

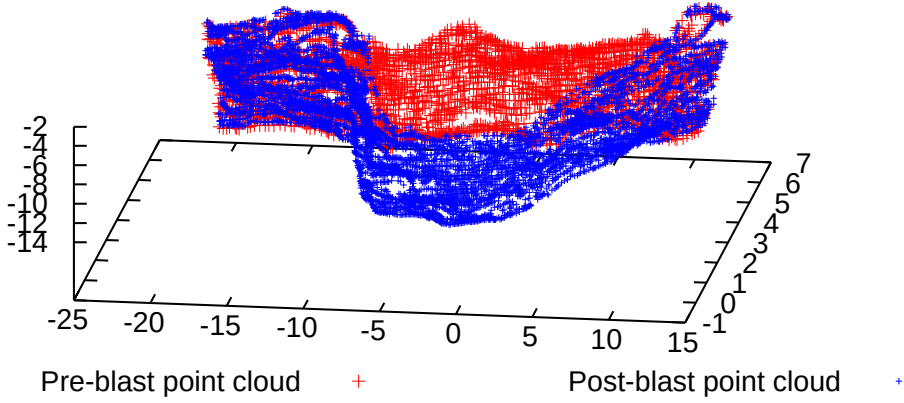


Figure II-21: Nuages de points 3D de l'essai R3T3 après normalisation et sectionnement horizontal (avant et après tir).

Les images 3D du front du gradin avant et après tir sont référencées dans un système de coordonnées commun et exportées sous forme de deux nuages de points 3D (voir Figure II-21). Le volume contenu entre les deux formes 3D est alors évalué au moyen de la méthodologie suivante. Puisque nous allons y avoir recours à plusieurs reprises, rappelons ici que les translations et rotations sont des transformations homothétiques de $\mathbb{R}^3$ vers $\mathbb{R}^3$ qui ne détériorent d'aucune manière le jeu de données tridimensionnel.

1. Pour alléger les calculs⁹, les nuages de points sont translatés et recentrés de telle sorte que le barycentre de tous les colliers des trous soit placé à l'origine du repère 3D. En d'autres termes, dans le cas des tirs mono-trou, le collier du trou a pour coordonnées $[0,0,0]$.
2. Une rotation des nuages de points 3D centrée sur l'axe vertical du repère est réalisée en fonction de l'azimut moyen de la paroi, ramenant le profil de front avant tir dans une

⁹Les coordonnées renseignées au format GPS sont de type $[320000, 2071000, 400.]$

direction parallèle à l'axe des abscisses. Ceci permettra l'ordonnement des points selon les abscisses croissantes dans la phase 4.

3. Les nuages 3D sont sectionnés horizontalement par projection des points 3D dans le plan horizontal le plus proche. Les sections horizontales sont espacées verticalement les unes des autres de $h_{sec} = 0.2$ m. Sont uniquement projetés et conservés dans la section horizontale les points qui sont à la cote cible, avec un intervalle de tolérance de ± 0.05 m. On définit alors n_{sec} sections. *Pour éviter toute confusion entre le présent calcul volumétrique et le calcul de profils moyens qui sera présenté à la partie suivante, insistons bien sur le fait que les sections décrites ici sont **horizontales***¹⁰.
4. Pour améliorer la qualité du calcul, un élagage latéral des nuages de points est réalisé¹¹. Par conséquent, seuls les points dont l'abscisse appartient à un intervalle $[X_{min}, X_{max}]$ sont conservés par la suite. Cet élagage est appliqué section par section.
5. Dans chaque section horizontale $\mathcal{S}_k$ de cote z_k , les points avant et après tir sont ordonnés respectivement selon les abscisses croissantes et décroissantes. L'association de ces deux lignes définit un polygone $\mathcal{P}_k$ à N_k côtés, orienté dans le sens horaire. On a $N_k = n_{pre}(z_k) + n_{post}(z_k)$, où $n_{pre}(z_k)$ et $n_{post}(z_k)$ représentent respectivement le nombre de points avant et après tir de la section $\mathcal{S}_k$, contenus dans l'intervalle d'abscisses considéré.
6. L'aire $\mathcal{A}_k$ arrachée par le tir au niveau de la section horizontale $\mathcal{S}_k$ est évaluée en calculant l'aire du polygone P_k par la méthode des sommes de Riemann:

$$A_k = \left| \sum_{i=1}^{N_k-1} \frac{y_{i+1} + y_i}{2 \cdot (x_{i+1} - x_i)} \right|$$

La valeur absolue provient du fait que l'orientation choisie pour le polygone modifie le signe de la somme calculée.

7. Le volume de la tranche arrachée est ensuite calculé en multipliant l'aire de la section par l'intervalle de sectionnement vertical:

$$V_k = A_k \cdot h_{sec}$$

8. Le volume total arraché V est la somme des volumes de chaque tranche abattue:

$$V = \sum_{k=1}^{n_{sec}} V_k$$

Dans certains cas, aux limites inférieure et supérieure du gradin, le calcul d'aire ne peut plus être fait à cause d'une résolution en nombre de points insuffisante (cas de la partie supérieure), ou à cause d'un écart aux bords trop important (cas de la partie inférieure, où des restes de produits abattus faussent fréquemment la mesure 3D). Lorsqu'un tel cas se présente, l'aire de la section est remplacée par l'aire valable calculée la plus proche.

Dans les cas où il y a eu interaction entre arrachements des essais d'une même volée expérimentale, les plans d'élagage latéral sont strictement identiques (voir Figure II-22 présentant le

¹⁰Les sections calculées dans le cadre de la construction des profils moyens sont normales aux axes des trous forés, voir la partie II.C.4.

¹¹L'intervalle d'élagage est défini manuellement par observation des nuages de points avant et après tir, de manière à affranchir le calcul des erreurs de mesure stéréophotogrammétriques dans les parties où les parois avant et après tir sont de fait identiques, mais mesurées avec de légères différences.

cas d'une section horizontale de la volée R1). La position des plans de séparation est choisie manuellement en tenant compte des formes d'arrachements, qui permettent de délimiter les zones d'influence de chaque essai.

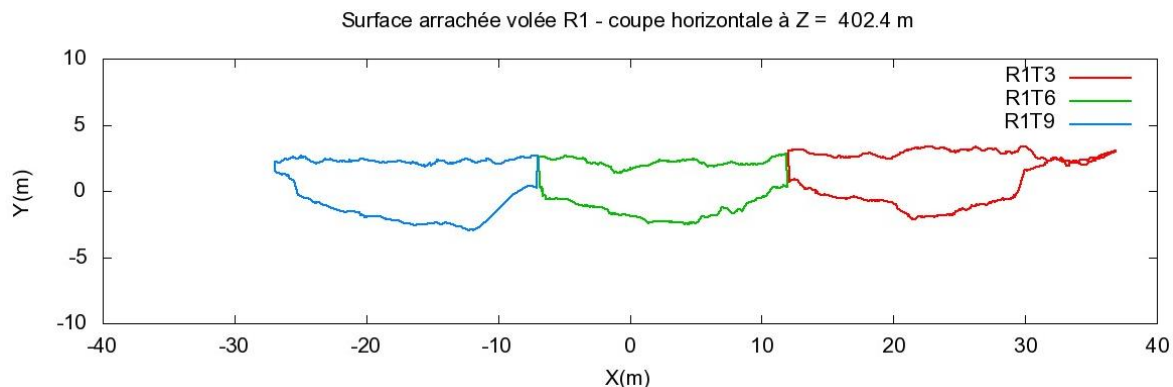


Figure II-22: Vue d'une section horizontale de la volée expérimentale R1 comprenant les essais R1T3, R1T6 et R1T9.

II.C.3.2 Mesures de tonnages des chargements de tombereaux

Les tas abattus des essais de tir ont été intégralement déblayés avec des tombereaux équipés de systèmes de pesée (PLMs), excepté pour les volées R7 à R9 et I3 à I6, où seule une partie des tombereaux utilisés était équipée de systèmes fonctionnels¹². Une partie de ces engins était par ailleurs équipée, mais le calibrage était défectueux. La qualité du calibrage des systèmes PLM a été vérifiée pour l'ensemble des camions. La Figure II-23 présente la distribution des chargements enregistrés, par classes, au cours du mois de juillet 2010. Le calibrage des camions 83, 86, 89 et 91 est de toute évidence défectueux. Les mesures provenant de ces dumpers n'ont pas été retenues.¹³

Dans les cas où seule une partie des données PLM est disponible, la stratégie de correction suivante est appliquée.

1. Pour chaque poste, la valeur moyenne des tonnages mesurés est calculée.
2. Cette valeur moyenne est affectée aux dumpers dont la charge n'a pu être mesurée, ou dont le système de payload est mal calibré.

Pour l'essai R9B1, la mesure de tonnage déblayé par payload est écartée, car le taux d'échantillonnage PLM y est inférieur à 40%. Pour le reste des essais, le taux d'échantillonnage ne descend en aucun cas en dessous de 60%; il est compris entre 60 et 70% pour 6 des essais avec mesure de volume arraché (R7B1, R7B3, R8B1, R8B3, R9B2, R9B3); il est de 71% pour l'essai R8B1; il est supérieur à 90% pour les 24 essais avec mesure de volume arraché restants sur 32.

¹²Pour des raisons de disponibilité des engins au moment de ces essais.

¹³La vérification exhaustive du payload de la flotte des camions de découverte de la mine de SOMAÏR est une opération lourde qui n'a pas été menée. Si le fait que les distributions de tonnage mesurées par les camions 83, 86, 89 et 91 ne soient pas une loi normale est la preuve claire d'un calibrage défectueux pour ceux-ci, à l'inverse, le fait que les distributions de tonnage mesurées par les autres camions s'approchent d'une loi normale n'est en rien une preuve claire du fait que les payloads correspondants soient correctement calibrés.

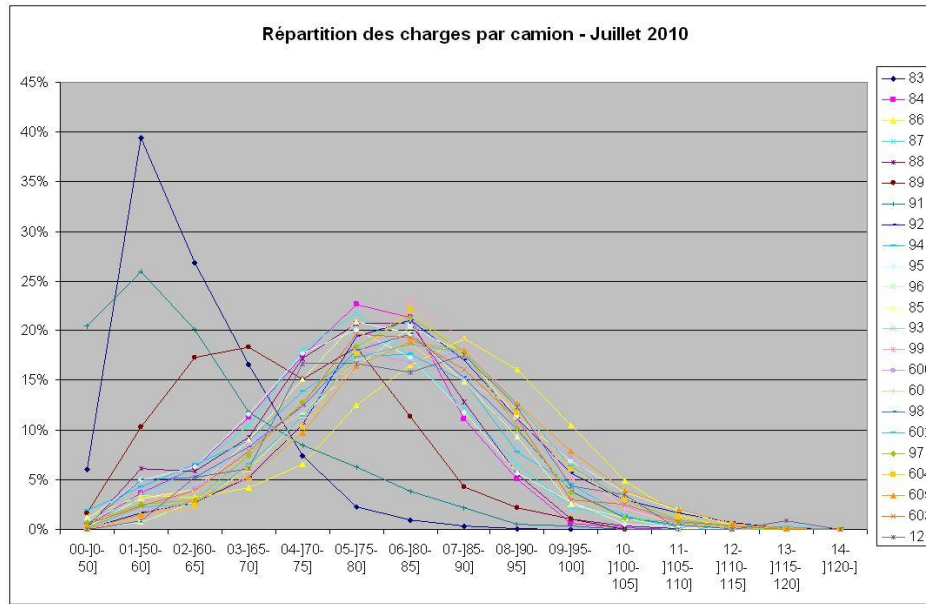


Figure II-23: Distribution des mesures de chargements de camions SOMAÏR au cours du mois de juillet 2010 (Calvez, 2010 [18]).

Par cette méthode, on obtient une pesée des roches déblayées par les camions. Comme indiqué avant, les tonnages des tirs sont au final évalués en faisant la moyenne de cette mesure avec la mesure géométrique décrite dans le paragraphe précédent.

II.C.4 Construction de profils de gradin 2D moyens avant et après tir

II.C.4.1 Pré-traitement des nuages de points

Les nuages de points 3D avant et après tir sont utilisés pour établir un profil plan avant tir et un arrachement plan moyens permettant une étude 2D du problème. On s'intéressera dans ce qui suit à l'arrachement produit dans le plan normal aux trous forés, aussi, une rotation des nuages de points est nécessaire pour verticaliser les trous forés et les parois avant/après tir. Comme pour la partie précédente, cette opération ne détériore pas la donnée géométrique.

Les étapes 1 et 2 (translation et parallélisation des fronts par rapport à l'axe des abscisses) du calcul volumétrique sont appliquées. Ensuite, une nouvelle rotation, d'angle égal à l'inclinaison moyenne des trous du tir, est effectuée autour de l'axe ($O\vec{x}$). On est alors dans une configuration où les nuages de points et les profils de trous sont dits 'verticalisés', c'est-à-dire que le plan d'observation est maintenant un plan légèrement penté vers l'intérieur du gradin.

Les extrémités des gradins sont affectées par des effets de bord dans le plan vertical : phénomène de cratère dans la zone de bourrage, biais de mesure induit dans la partie inférieure par les reliquats de roches abattues avant et après tir, que le système photogrammétrique ne peut distinguer de la paroi du front. Ces zones sont délibérément écartées par élagage vertical afin de concentrer l'étude sur l'influence de la banquette et des espacements entre charges dans la zone de fonctionnement principal de l'explosif. Le schéma présenté à la Figure II-24 en propose une illustration.

L'intervalle d'élagage vertical est défini de la manière suivante:

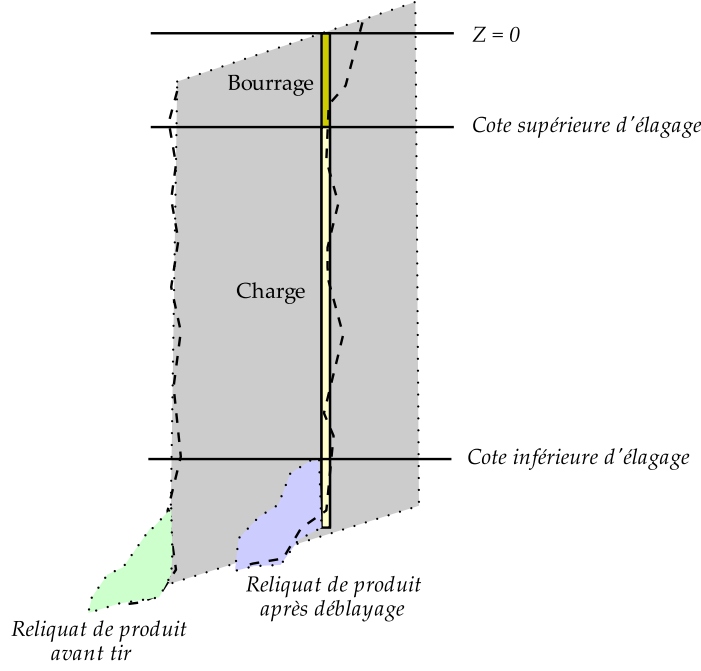


Figure II-24: Elagage vertical des nuages de points verticalisés pour limiter l'analyse des profils moyens à la zone non perturbée.

- la borne supérieure est dictée par la hauteur de bourrage;
- la hauteur des gradins et les formes des tas de reliquats laissés par les chargeurs après déblayage des fronts sont variables. La borne inférieure ne peut donc pas obéir à une règle systématique. Si la cote inférieure définie par défaut s'avère trop basse, les profils horizontaux non pertinents se trouvant à la limite inférieure de l'intervalle d'élagage se distinguent clairement des autres sur toute leur largeur. Cela est visible par exemple à la Figure II-25.

Des sections parallèles au plan d'observation sont réalisées et élaguées horizontalement de la même manière que pour le calcul volumétrique.

II.C.4.2 Construction du profil moyen avant et après tir

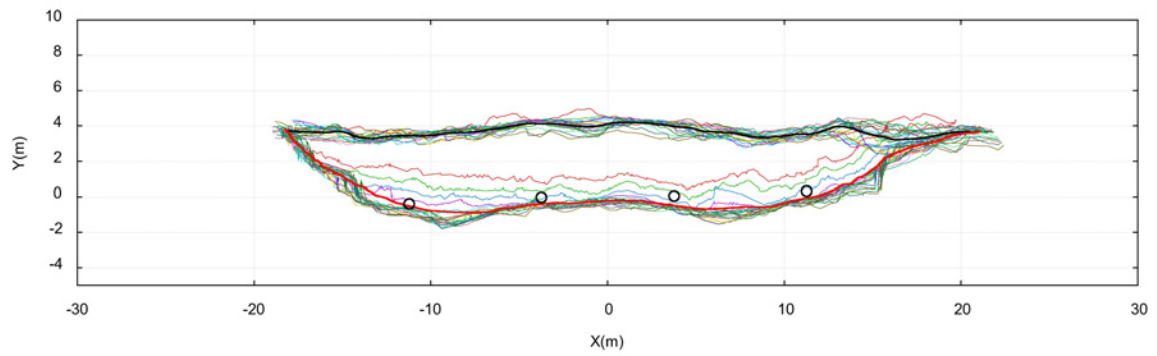
Pour toutes les opérations suivantes, on fait la distinction entre nuage de points relatif au front avant tir et nuage de points après tir. L'exemple des points avant tir sera retenu pour la description.

1. De même que pour le calcul volumétrique, pour chaque section horizontale $\mathcal{S}_k$ de cote z_k , les n_k points appartenant à la section sont ordonnés selon les abscisses croissantes. On obtient alors en parcourant dans l'ordre les points $P_1^k, \dots, P_n^k$ une ligne brisée $\mathcal{L}_k$ dont l'origine est le point P_1^k et l'extrémité le point P_n^k .
2. Les abscisses curvilignes de chaque point P_i^k sur $\mathcal{L}_k$ sont calculées. On les notera par la suite $s^k(i)$. La longueur totale de la ligne $\mathcal{L}_k$ est $l_k = s^k(n)$.
3. La ligne est régularisée avec une résolution en points fixe n_p pour les N_s sections. Le principe de la régularisation consiste à décomposer la ligne en n_p points espacés les uns des autres d'une abscisse curviligne $s_m(k) = l_k/(n_p - 1)$ constante. Un écrêtage de la

Profils individuels et moyens, avant et après tir

Borne supérieure d'élagage = - 3.5 m

Borne inférieure d'élagage = - 13.5 m



Borne supérieure d'élagage = - 3.5 m

Borne inférieure d'élagage = - 11.5 m

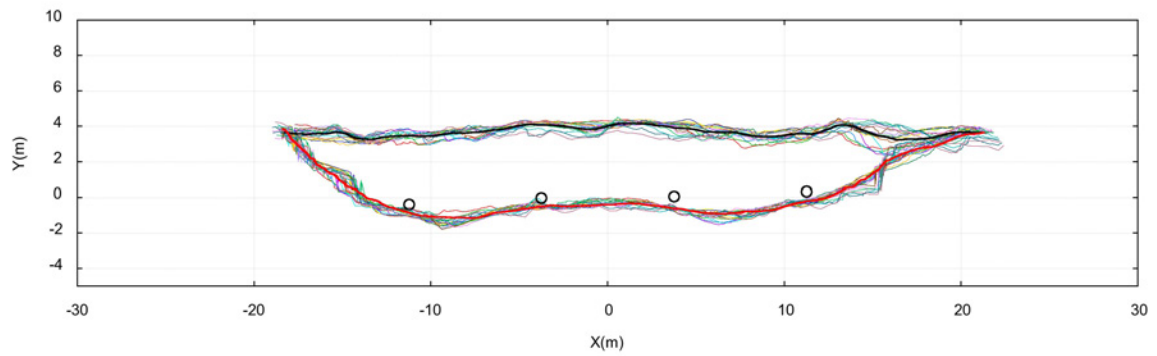


Figure II-25: Adaptation de la borne inférieure d'élagage (cas de l'essai I5).

ligne peut se produire; ce cas peut être évité en choisissant une résolution en points suffisamment élevée pour la régularisation. Pour cela, on a choisi $n_p = 5000$. On obtient pour résultat une ligne régularisée $\mathcal{L}'_k$ composée des points $P_1^{k'}, \dots, P_{n_p}^{k'}$.

4. Pour chaque indice i variant entre 1 et n_p , on calcule le barycentre $P_i(\mathcal{S})$ des points $P_i^{1'}, \dots, P_i^{N_{s'}}$.
5. Le profil moyen est la ligne $\mathcal{L}_m$ constituée des points $P_1(\mathcal{S}), \dots, P_{n_p}(\mathcal{S})$.

Le principe de construction des profils moyens est illustré à la Figure II-26.

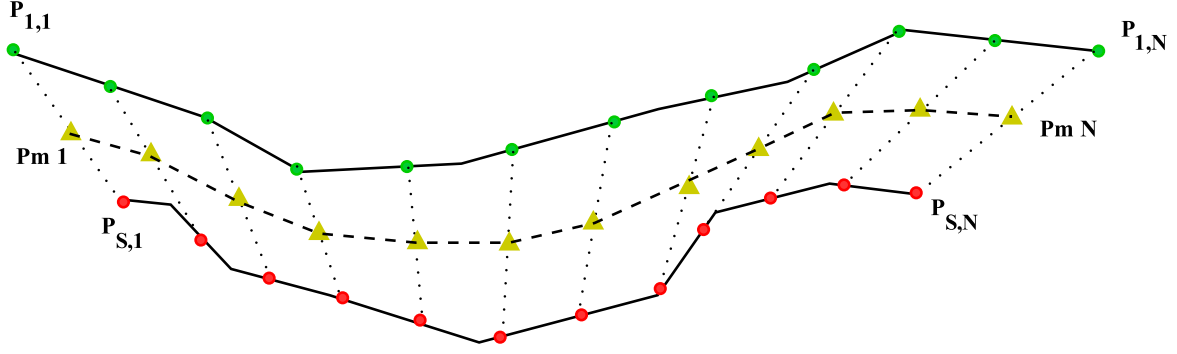


Figure II-26: Calcul d'un profil moyen à partir de S lignes orientées, avec une résolution de N points. Pour ce cas illustratif, $S = 2$ et $N = 12$.

II.D Résultats expérimentaux

Dans cette partie, on présente et on analyse l'ensemble des résultats obtenus dans le programme d'essais, l'accent étant placé sur les résultats de fragmentation et d'arrachement. Avant cela, on évoque plusieurs points généraux, liés notamment à la cohérence du jeu de données et aux mesures d'importance secondaire par rapport à la problématique de recherche.

Les résultats de fragmentation et d'arrachement sont ensuite présentés. Les faits saillants parmi ces résultats sont soulignés; on verra notamment que plusieurs d'entre eux viennent compliquer significativement l'obtention d'une prédiction de fragmentation trou par trou. Les résultats principaux sont récapitulés en fonction des paramètres des essais dans deux tableaux (Table II.6, p.137, et Table II.7, p.151).

Seules les corrélations les plus significatives sont retenues et discutées dans le corps de ce chapitre; les corrélations empiriques restantes et les graphiques correspondants sont rapportées dans l'Annexe A du mémoire.

II.D.1 Questions générales

II.D.1.1 Position des fronts

Comme il a été évoqué précédemment, les essais du programme expérimental n'ont pas tous pu être réalisés dans un même périmètre en raison des impératifs de phasage minier du site. En conséquence, il est impératif de vérifier que la position des essais dans la fosse n'est pas à associer à une variation dans les résultats de tir. On a distingué sur le graphe présenté à la Figure II-27 ceux des tirs expérimentaux qui ont été réalisés sur le Front 1 (à l'ouest de la fosse, orientation NS) avec ceux réalisés sur le Front 2 (au Nord de la fosse, orientation EW). Au vu de ce graphe, la position de l'essai n'a pas d'influence détectable sur les résultats. L'hypothèse d'invariabilité des propriétés mécaniques des massifs abattus dans le plan horizontal peut donc être considérée comme recevable.

II.D.1.2 Mesure de taille maximale de bloc

La taille maximale de bloc chargée dans les camions, qui est analysée dans cette partie, pourrait être faussée a priori par les deux facteurs suivants:

- dissimulation d'un gros bloc sous du produit plus fin;
- bloc hors gabarit n'ayant pas été chargé.

Le suivi permanent des opérations de déblayage permet d'écarter le second facteur, puisque tout bloc hors gabarit devait être inventorié et mesuré. Le cas d'un bloc ne pouvant pas être chargé par les engins de déblayage ne s'est produit dans aucun des essais.

Les techniques de chargement mises en oeuvre par les équipes de la SOMAÏR et observées lors des déblayages des essais nous permettent par ailleurs de minimiser la probabilité que le premier facteur se produise, pour les deux raisons suivantes:

1. le chargement d'un gros bloc à même une benne vide, à cause de son poids, a de fortes chances de l'endommager. Les chargeurs déversent donc systématiquement un godet de produit fin ou grossier pour protéger la benne avant de prendre le gros bloc;

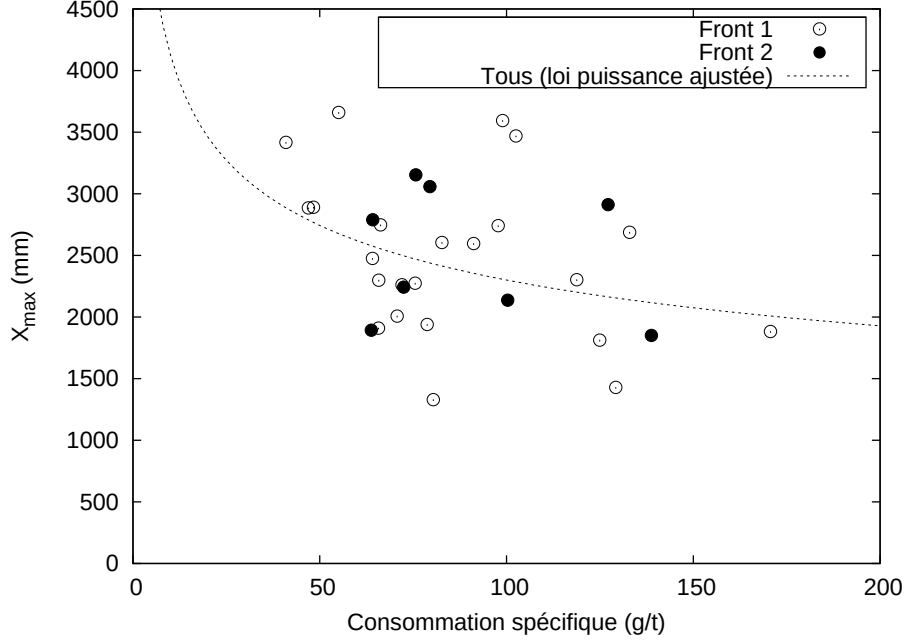


Figure II-27: Taille maximale de bloc produite dans l'ensemble des essais en fonction de la consommation spécifique; distinction entre essais réalisés sur le Front 1 (NS) et sur le Front 2 (EW).

2. lorsqu'un gros bloc est dans la benne, il n'est plus possible de faire un chargement correct avec des godets supplémentaires sans risquer un débordement. Le gros bloc reste donc visible en surface de la benne.

II.D.2 Résultats qualitatifs liés aux paramètres de contrôle

II.D.2.1 Effets arrière

Les résultats d'effets arrière obtenus sont très variables d'un essai à l'autre dans une même catégorie d'essais. La Figure II-28 compare les croquis des effets arrière obtenus pour deux essais mono-trou différents (R1T6 et R2T4), et montre les photographies de la plate-forme supérieure réalisées après tir. La Figure II-29 montre de même les résultats d'effets arrière obtenus pour un essai bi-trou à amorçage retardé (R7B3), un essai bi-trou à amorçage simultané (R8B2), et un essai multi-trous (I6).

Les fissures observables après tir sur la plate-forme supérieure sont majoritairement en arcs par rapport aux trous abattus pour les essais mono-trou et, sauf rare exception, sensiblement parallèles au front abattu pour les essais multi-trous.

Le premier réflexe par rapport à ces observations est de considérer que les fissures en arc et parallèles aux fronts arrachés sont une manifestation des ondes de choc de traction, réfléchies à la surface libre (la Figure II-30 illustre le propos). Notons dans ce cas que dans des conditions de charge explosive comparables d'un trou à l'autre, l'intensité maximale P_0 de la contrainte radiale au niveau du front d'onde au début de sa propagation peut être considérée comme constante d'un trou à l'autre en première approximation. D'autre part, si l'on assimile dans l'espace le front de propagation des ondes de choc à une enveloppe cylindrique, alors, toujours en première approximation:

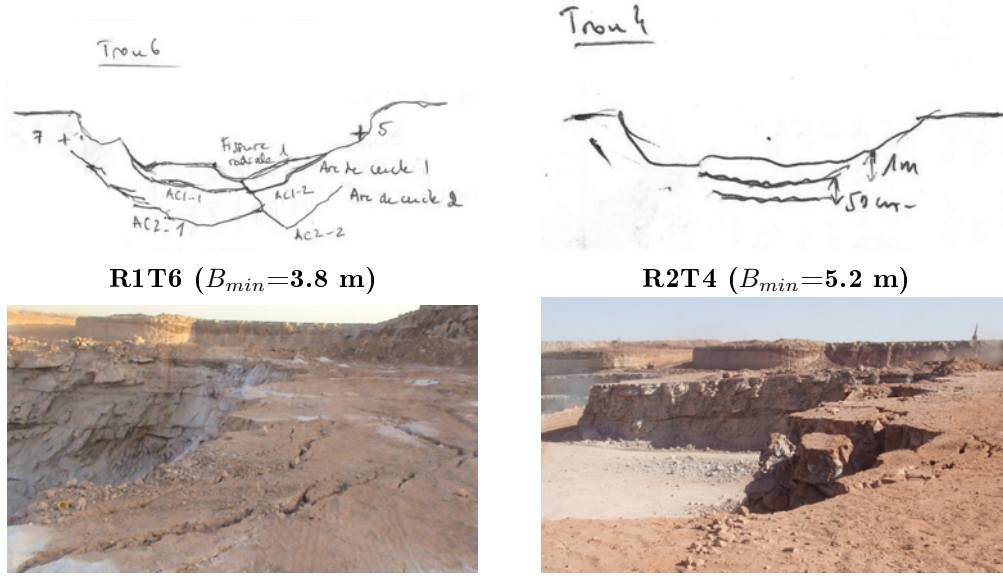


Figure II-28: Effets arrière constatés pour les essais mono-trou R1T6 et R2T4. La fissure radiale constatée pour l'essai R1T6 est la seule de tout le programme d'essais — si elle était déjà existante dans le massif, elle n'a été détectée ni lors de la réalisation de l'expérience, ni *a posteriori* en examinant les photos de la plate-forme avant le tir.

$$P(r) = \epsilon \frac{P_0}{r^{\frac{1}{2} + \alpha}}$$

où l'exposant 2 au dénominateur correspond à l'atténuation géométrique, tandis que la composante α représente une atténuation physique dépendante du milieu parcouru; r est la distance parcourue par l'onde entre le point d'observation et sa source; ϵ vaut +1 si l'on considère le front d'onde incident, et -1 si on considère le front d'onde réfléchi à la surface libre. Il existe alors une distance limite r_{lim} à partir de laquelle les manifestations de rupture disparaissent. Conformément au schéma de la Figure II-30, la distance totale de parcours de l'onde réfléchie par rapport au trou au point où les dernières manifestations de rupture arrière sont observées est $d_{max} = r_{lim} - 2 \cdot B$ (qui vient de $r_{lim} = 2 \cdot B + d_{max}$). On s'attend donc à ce que la portée maximale des effets arrière décroisse avec la banquette selon une loi linéaire.

Le graphe de la Figure II-31 compare pour l'ensemble des essais du programme expérimental la portée maximale des effets arrière (mesurée à l'arrière de chaque trou sur la plate-forme supérieure du gradin) à la banquette minimale moyenne du trou. Ces deux paramètres ne sont manifestement pas corrélés. Dans plusieurs cas, aucun effet arrière visible n'était présent: la portée maximale d_{max} a été alors considérée comme nulle.

L'endommagement en arrière du tir pourrait également être associé à une pénétration des gaz dans l'arrière du massif (comme suggéré notamment dans Ouchterlony, 1997 [118]). Dans ce cas, on s'attend à l'apparition de fissures radiales, qui ont notamment été observées expérimentalement par Rustan & Nie dans leur programme d'essais mono-trou en échelle réelle (1987, [136]). Or, pour le cas de notre programme d'essais, aucune fissure radiale partant du front vers l'arrière n'a été observée, si ce n'est une fissure dans le cas de l'essai monotrou R1T6, et une fissure pouvant être interprétée comme radiale dans l'essai multi-trous I4.

Nous pouvons enfin faire l'hypothèse que les effets arrière observés sont une manifestation

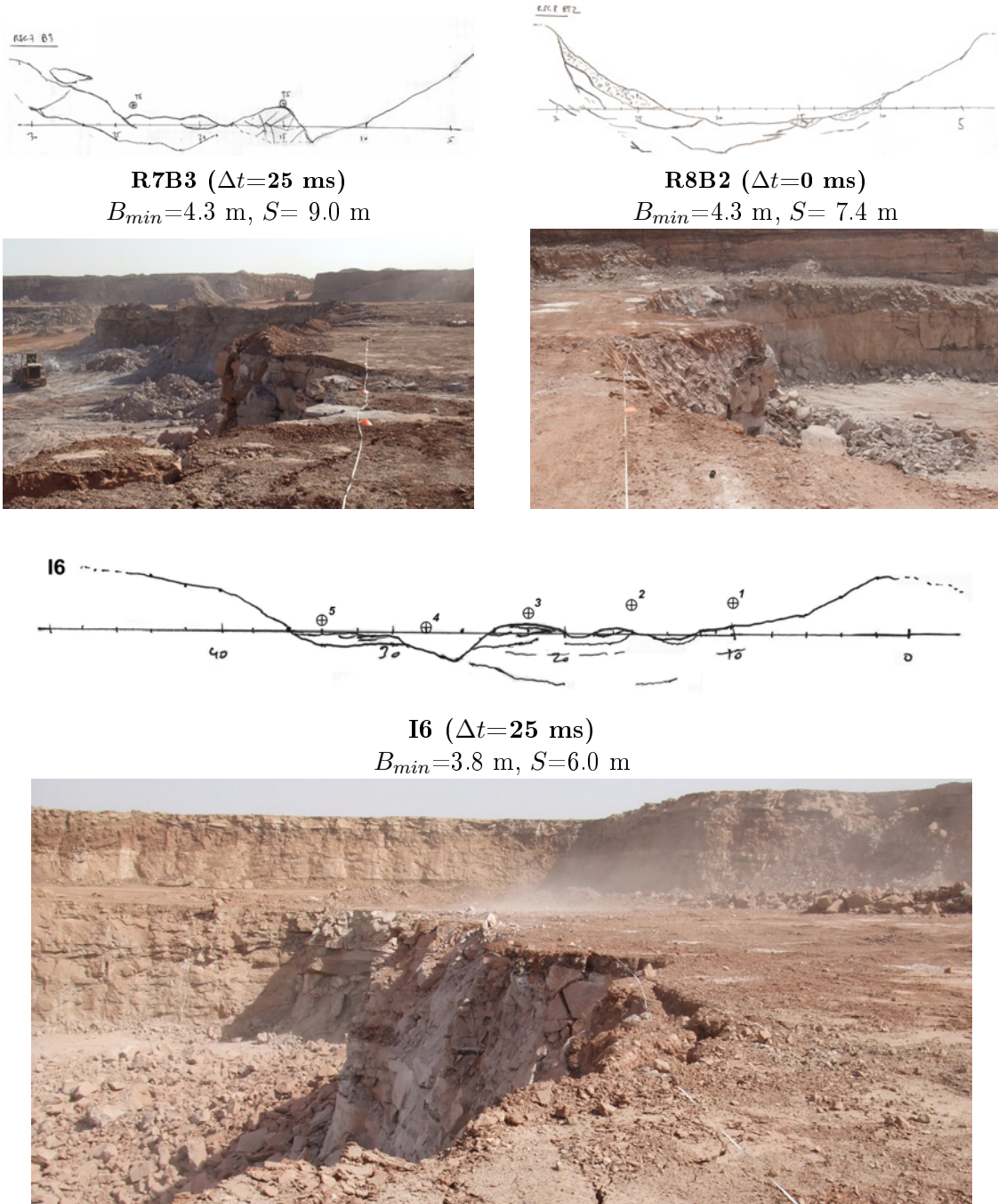


Figure II-29: Effets arrière constatés pour les essais bi-trous R7B3 et R8B2, ainsi que pour l'essai multi-trous I6.

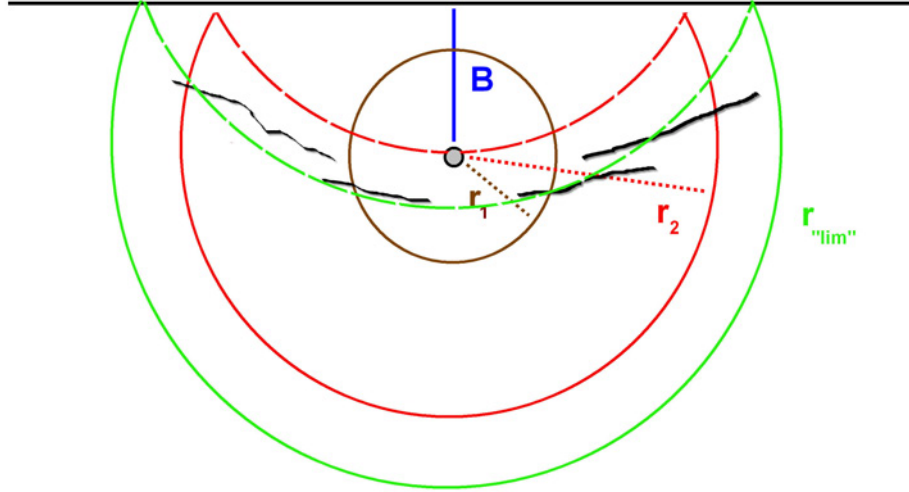


Figure II-30: Attribution des effets arrière d'un tir aux ondes de traction réfléchies à la surface libre du gradin.

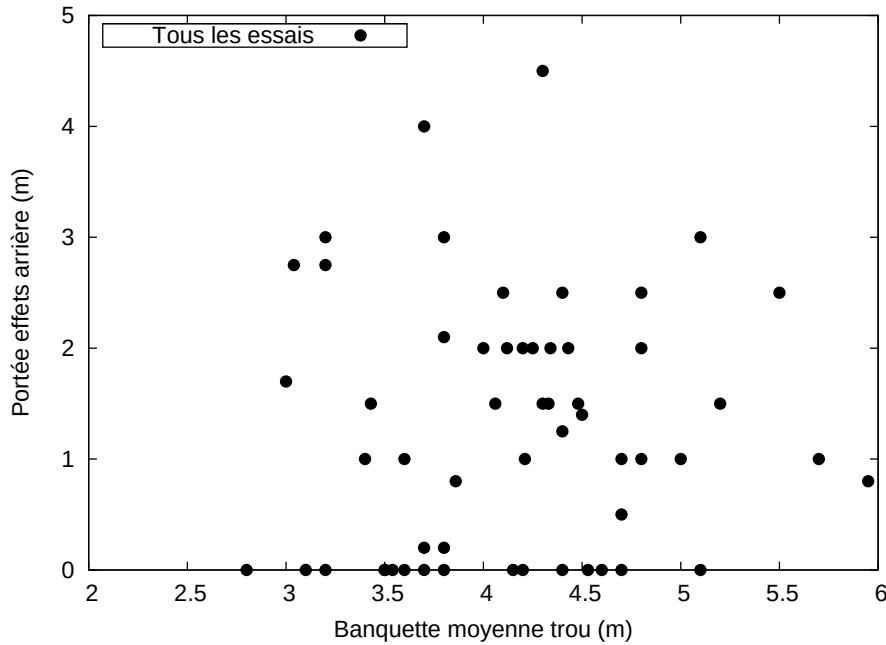


Figure II-31: Portée des effets arrière mesurés sur la plate-forme supérieure en fonction de la banquette minimale moyenne des trous.

de la fragilisation diffuse des roches par un endommagement homogène du massif en arrière du tir, résultant en un tassement différentiel et une rupture du massif équivalente aux *loupes de glissement* observées dans les ruptures circulaires de talus (voir la Figure II-32 pour illustration).

Au sujet de cette dernière hypothèse, on remarquera que les portées des effets arrière sont en tout état de cause très variables, et qu'un tel phénomène de rupture serait donc soumis à une influence importante des discontinuités naturellement présentes dans le gradin. Il n'existe aucune corrélation entre la densité de fracturation de la zone de bourrage visible au front ($X_{maxIS-ZB}$) et la portée des effets arrière dans le cas de nos essais; nous concluons que la manifestation d'effets arrière dans un tir est un phénomène très complexe dont les causes ne

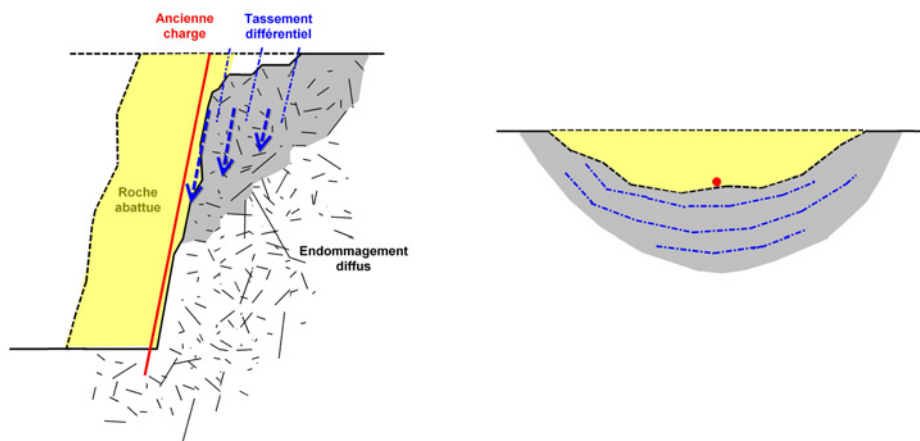


Figure II-32: Hypothèse d'un mécanisme d'endommagement diffus produisant des manifestations arrière associées à une loupe de glissement.

peuvent être aisément identifiées (elles ne peuvent pas l'être, en tout cas, parmi les paramètres que nous avons mesurés au cours de cette étude expérimentale).

II.D.2.2 Débourrages

Les résultats expérimentaux obtenus mettent en évidence une influence claire du type d'essai sur le débourrage des charges dans le tir.

Aucun débourrage n'a pu être mis en évidence dans le cadre des essais mono-trou, malgré des banquettes parfois importantes. Pour le cas de la volée expérimentale R2 (essais mono-trou R2T1 à R2T4), le film du tir ayant échoué, il n'est pas possible de mettre en évidence par l'image si les trous ont débourré dans ces essais. Néanmoins, rappelons que la comparaison entre mesures de surpression aérienne dans les volées R1 à R4 et I2 est considérée comme un élément de preuve solide qu'il n'y a pas eu de débourrage dans cette volée. Aucun panache n'a été visible dans le ciel après le tir et depuis le point d'abri.

Le seul débourrage observé dans les essais bi-trous concerne un essai bi-trou à amorçage simultané (R4B3), qui avait pour caractéristique de posséder à la fois une forte banquette et un ratio espacement/banquette plutôt faible par rapport au reste des essais réalisés ($B_{min}=4.9$ m, $S/B_{min}=1.3$ m). Aucun débourrage n'a été constaté pour les essais bi-trous à amorçage retardé, sachant que l'essai R8B1 (appartenant à la volée R8) n'a pu être filmé, et qu'aucune information complémentaire n'est disponible pour confirmer ou infirmer la présence d'un débourrage dans cet essai.

Pour ce qui est des essais multi-trous, en revanche, des débourrages ont été observés de manière systématique au niveau du ou des premiers trous de la rangée (voir Figure II-33 comparant des captures vidéo des volées R3 et I5/I6).

L'absence de débourrages (même aux banquettes élevées) pour les mono-trous, si on la combine au fait que les volumes abattus restent conséquents dans ce cas — voir partie II.D.4 relative aux résultats d'arrachement — est surprenante, et ce d'autant plus que des débourrages se sont produits systématiquement (même dans des conditions de banquette notablement plus faible) pour les essais multi-trous. On s'attendrait en effet à ce que, la banquette et le volume arraché augmentant, les gaz d'explosion rencontrent une résistance croissante dans la

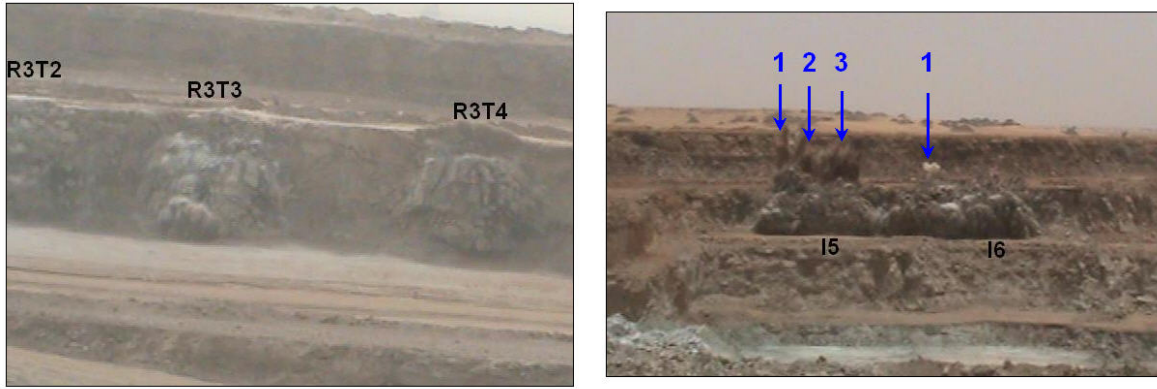


Figure II-33: Captures vidéo des volées expérimentales R3 et R8. Aucun débouillage observés pour les mono-trous R3T2 ($B_{min}=4.7$ m), R3T3 ($B_{min}=4.6$ m) et R3T4 ($B_{min}=3.6$ m). Débouillages observés pour les trous 1, 2 et 3 du tir I5 ($B_{min}=3.1, 3.7$ et 4.0 m) et pour le trou 1 du tir I6 ($B_{min}=3.5$ m).

poussée qu'ils exercent sur la roche de banquette abattue et aient alors une propension plus forte à s'échapper à travers la zone de bourrage. Cela n'est manifestement pas le cas pour nos essais.

Par ailleurs, si l'on considère que les débouillages des premiers trous dans les volées multi-trous sont dus à la proximité d'un voisin amorcé ultérieurement, il est alors difficile d'expliquer le fait qu'il n'y ait pas eu de débouillage pour les essais bi-trous à amorçage retardé (dans des conditions où, comme pour les essais mono-trou, chaque trou a à arracher et mettre en mouvement un volume de roche non négligeable sur le côté du tir). Notons aussi qu'aucune différence majeure et systématique entre les essais mono-trou et multi-trous n'est à signaler par ailleurs au niveau des autres paramètres des essais tels que, par exemple, la densité de l'explosif, la vitesse de détonation mesurée et la densité de fracturation du gradin en zone de colonne et de bourrage.

Dans ces conditions, on en vient à supposer que le premier trou ne se comporte pas de la même manière selon qu'il possède un unique voisin ou qu'il est suivi d'une rangée entière de trous. La seule hypothèse plausible pouvant être associée à ce fait est que le domaine d'action des gaz d'explosion dégagés par une charge ne se limite pas à son proche voisinage, ni même à celui des charges voisines. Ceci impliquerait une circulation des gaz dans le massif rocheux abattu selon des modalités beaucoup plus complexes que celles habituellement décrites dans la littérature. Nous reviendrons sur cette hypothèse dans le cadre du Chapitre IV.

II.D.2.3 Commentaires sur les autres paramètres de contrôle

Les vitesses de détonation mesurées, comprises entre 3 700 et 3 950 m/s, sont d'un ordre de grandeur normal pour un explosif nitrate-fioul dans cette gamme de diamètres de trous. Aucune influence nette de l'évolution de ces dernières n'a été mise en évidence parallèlement à l'étude des résultats de fragmentation et d'arrachement présentée plus loin.

Les densités de fracturation naturelle des gradins sont plus variables. Dans la zone de bourrage des gradins, les plus gros blocs mesurés sont compris entre 1 100 et 2 800 mm. Dans la zone de colonne, la taille maximale de bloc *in situ* mesurée varie entre 2 600 et 4 500 mm. Malgré tout, il nous a semblé lors de la phase d'analyse par catégorie des résultats de tir que ce paramètre n'avait pas une influence prépondérante.

II.D.3 Résultats de fragmentation

Dans cette partie, nous présentons les principaux résultats qui concernent la fragmentation des tas abattus dans le programme expérimental. Les résultats granulométriques (X_{50} , X_{max} , n , $\%_f$), en comparaison avec les paramètres des essais, sont reportés à la Table II.6.

Les principaux faits seront présentés selon l'approche suivante. Tout d'abord, on examinera les hétérogénéités des granulométries obtenues dans les essais: si les courbes granulométriques issues de charges uniques sont plus homogènes qu'une granulométrie issue d'un tir entier (ce qui *a priori* nous est apparu comme logique), alors la mise en oeuvre d'une démarche prédictive trou par trou sera d'autant plus intéressante, car on pourra ajuster les paramètres de chargement pour atteindre un objectif granulométrique donné localement et améliorer la maîtrise globale du tir. Ensuite, on se focalisera sur les résultats de taille médiane et de taille maximale obtenus pour les tirs à charge unique et les tirs à charges multiples (amorçage retardé) ; on étudiera aussi le pourcentage de fines optiques obtenu dans les essais.

Les résultats des tirs bi-trous à amorçage simultané sont ensuite traités dans une partie séparée; on verra en effet que dans ce cas, l'évolution de la fragmentation en fonction des paramètres de l'expérience diffère des autres familles d'essais. Pour clore cette partie, on fera enfin ressortir les quelques faits d'importance fondamentale vis-à-vis de la problématique de prédiction trou par trou de la fragmentation.

Avant d'entrer dans le détail de l'exposé, nous présentons à la Figure II-34 pour illustration des vues des tas abattus obtenus pour plusieurs types d'essais: mono-trou (R3T3 et R3T4), bi-trous à amorçage retardé (R7B3), bi-trous à amorçage simultané (R8B2), multi-trous (I4).



Figure II-34: Photographies de tas abattus obtenus par type d'essai dans le programme expérimental.
Les valeurs de banquette et d'espacement données ici sont des valeurs moyennes pour tout le tir.

Test	Trous	Δt (ms)	B (m)	S (m)	H (m)	U (m)	Δi (°)	$\Delta \alpha$ (°)	X_{max} IS/ZB (mm)	X_{max} IS/ZC (mm)	VOD (m/s)	ρ_e (kg/L)	Débourr. (%)	q (g/t)	Fines opt. (%)	X_{50} (brut) (mm)	X_{max} (mm)	n (brut)
R1T3	1	N/A	4.2	N/A	16	-0.65	1.1	1.8	1458	2988	3730	0.7	0	69.8	27	871	1910	1.8
R1T6	1	N/A	3.8	N/A	16	0.3	0.9	6.4	1769	3851	3720	0.7	0	77.5	24	867	2008	1.8
R1T9	1	N/A	3.8	N/A	16	0.6	0.7	5.7	1863	3153	3810	0.7	0	77	31	871	2262	1.7
R2T1	1	N/A	3.2	N/A	16	1.4	-0.1	14.6	1578	4551	3700	0.72	—	108.3	35	672	1812	1.5
R2T2	1	N/A	4.4	N/A	16	1.4	0.2	0.7	2424	4855	3720	0.72	—	54.6	31	1088	3660	1.5
R2T3	1	N/A	5.5	N/A	16.5	1.4	0	2.7	1842	3514	3710	0.72	—	42.7	26	1261	2890	1.7
R2T4	1	N/A	5.2	N/A	16.5	1.4	-0.7	-2.3	1463	3559	3710	0.72	—	41.5	28	1680	3418	1.6
R3T1	1	N/A	4.4	N/A	16	1.4	-0.1	-2.2	1379	3384	3790	0.72	—	47.2	25	1248	2886	1.4
R3T2	1	N/A	4.7	N/A	16	1.5	-1	4.9	1601	3180	3730	0.72	0	63.1	28	881	2476	1.8
R3T3	1	N/A	4.6	N/A	16.5	1.5	-1.2	8.1	1822	4237	3760	0.72	0	80.9	32	943	2275	1.6
R3T4	1	N/A	3.6	N/A	16.5	1.4	-0.7	4.7	2299	4324	3760	0.72	0	96.5	26	1151	2605	1.7
R6T1	1	N/A	4.5	N/A	13.2	1.8	-0.4	2.9	2122	3313	3810	0.76	0	69.2	22	1115	2299	1.7
R6T2	1	N/A	3.2	N/A	12	1.6	-0.2	1.3	2749	3369	3950	0.76	0	70.8	35	1093	2748	1.3
R6T3	1	N/A	2.8	N/A	10.7	1.9	-0.5	7.8	1606	4321	3880	0.76	0	81	31	836	1939	1.6
R6T4	1	N/A	3	N/A	10.1	1.5	-0.7	2.8	2214	2721	3880	0.76	0	85.4	33	577	1330	1.7
R7T2	1	N/A	4.4	N/A	12.2	1.3	0.3	-8.2	1781	3244	3750	0.73	0	65.1	28	790	1893	1.7
R4B1	2	25	3.1	10.3	17	0.5	-1.7	-5	1078	4361	—	0.72	0	101.6	31	960	3594	1.2
R4B2	2	0	3.9	7.7	16.8	0.7	-1	-11.6	1454	3810	—	0.72	0	108.1	33	837	2303	1.4
R4B3	2	0	4.9	6.5	16.7	1.2	0	-30	1525	4337	—	0.72	50	97	33	760	2596	1.5
R7B1	2	25	3.8	6.1	12.6	0.9	1.1	-10.9	1886	3155	3750	0.73	0	137.1	34	726	2912	1.3
R7B3	2	25	4.3	9.0	13.4	1.1	0.3	24.8	2484	2645	3750	0.73	0	75.7	28	1113	3154	1.6
R8B1	2	0	4.4	5.9	13.2	0.8	0.8	-6.8	1632	3288	3760	0.7	—	104.1	38	935	2137	1.5
R8B2	2	0	4.3	7.4	12.8	1.2	0.6	-8.5	2293	3492	3760	0.7	—	71.4	33	748	2243	1.4
R8B3	2	25	4.2	7.4	13.1	0.9	0.2	4.2	2455	2682	3760	0.7	—	69.2	31	923	2789	1.4
R9B1	2	25	4.9	6.1	13.3	-0.4	0.8	7.4	—	—	3840	0.72	0	72.2	—	—	—	—
R9B2	2	0	4.6	7.4	13.2	-0.2	-1	-9.2	1660	3427	3840	0.72	0	83.4	21	776	3058	1.5
R9B3	2	0	3.8	9.1	13.5	0.3	0.2	3	1906	3165	3840	0.72	0	132.4	30	612	1851	1.8
I2	5	25	4.3	9.0	17.3	0.3	-0.6	2.5	1360	4978	3820	0.74	40	103.8	33	993	3469	1.4
I3	4	25	4.3	8.0	14	0.3	-1.3	2.3	1951	3341	3890	0.74	50	95.9	31	731	2742	1.3
I4	5	25	4.9	6.0	15.4	0.5	-1.4	1.3	1651	2724	3890	0.74	20	121.2	33	793	2687	1.4
I5	4	25	3.6	7.5	14.3	1.2	-0.2	-1.3	1325	4605	3870	0.74	75	129.8	38	560	1429	1.7
I6	5	25	3.8	6.0	14.8	1.1	-0.2	-0.7	1801	3960	3870	0.74	20	156.7	46	509	1882	1.6

— Données indisponibles ou erronées
N/A Non applicable

Table II.6: Récapitulatif des données de fragmentation obtenues en fonction des paramètres des essais réalisés dans le cadre du programme expérimental, par type d'essai.

II.D.3.1 Remarque liminaire sur l'utilisation de q

La consommation spécifique q , que nous avons retenue et considérée dans cette analyse, ne peut être considérée à part entière comme paramètre d'entrée d'un essai. En effet, si elle contient l'information de la masse d'explosif (hors pied) introduite dans le tir, elle contient aussi l'information du tonnage réellement abattu par le tir, qui est un résultat de l'expérience. Pour cette raison, on préférera retenir, lorsque cela sera pertinent, une présentation des résultats qui fasse intervenir de purs paramètres d'entrée tels que les paramètres géométriques B ou H_g , par exemple. Néanmoins, dans les cas où l'analyse révélera une meilleure corrélation entre un résultat de fragmentation et q , écarter ce paramètre n'aurait pas de sens et on le conservera pour la description des résultats obtenus.

II.D.3.2 Indice d'uniformité Rosin-Rammler

Le graphe à la Figure II-35 représente les indices d'uniformité Rosin-Rammler¹⁴ n des courbes granulométriques expérimentales pour l'ensemble des essais réalisés, en fonction de la banquette minimale de l'essai. Il s'avère que l'indice d'uniformité des granulométries brutes ne varie avec aucun des paramètres expérimentaux listés à la Table II.6 selon une tendance claire¹⁵. Compte tenu de l'apparition fréquente de deux modes dans les distributions granulométriques mesurées (fait évoqué précédemment à la partie II.C.1.4, p. 116), il n'est pas aisé d'interpréter les variations d'un indice d'uniformité associé à une loi théorique unimodale — néanmoins, même l'étude séparée des deux modes ne permet pas de dégager une tendance nette par rapport aux paramètres des essais. On considère que ce résultat traduit une influence significative des propriétés structurales intimes des gradins, qui prend le pas sur l'influence des paramètres géométriques.

On peut constater que les plages de variation de n sont comparables pour chaque type d'essai, quand bien même la valeur moyenne des indices d'uniformité liés aux essais mono-trou (1.63, plage de variation 1.30–1.80) est légèrement supérieure à celle associée aux essais bi-trous simultanés (1.52, plage de variation 1.40–1.80), retardés (1.38, plage de variation 1.20–1.60) ainsi qu'aux tirs à une rangée amorcés avec retard (1.48, plage de variation 1.30–1.70). Les valeurs de n mesurées sont élevées par rapport aux indices rapportés dans la littérature, en raison du choix fait de ne pas mettre en oeuvre de correction volumétrique pour prendre en compte les fines — nous avons montré à la partie II.C.1.4 que la mise en oeuvre d'une correction de fines diviserait l'indice d'uniformité par un facteur 3 environ. Noter enfin que les indices d'uniformité associés aux courbes granulométriques avec hypothèses de correction des fines (selon la méthode qui sera évoquée dans la partie II.D.3.8) ont également été examinés, sans succès.

On retiendra donc au sujet de ce paramètre que contrairement à ce que nous avons initialement envisagé, l'hétérogénéité des résultats granulométriques observés expérimentalement dans le cas d'un tir à charge unique est comparable à celle obtenue par abattage cumulé de plusieurs charges; on peut le constater sur le graphe présenté à la Figure II-36, qui confronte les résultats granulométriques issus de 3 tirs mono-trou et de 3 tirs multi-trous — noter que les 6 courbes granulométriques présentées ont été sélectionnées de manière arbitraire.

¹⁴On rappelle que ce paramètre, analogue au paramètre de forme d'une statistique de Weibull, quantifie l'étalement de la distribution granulométrique autour de la taille médiane. On rappelle également qu'un indice d'uniformité élevé dénote une granulométrie homogène.

¹⁵Le choix de la banquette minimale pour représenter les résultats d'uniformité granulométrique est donc essentiellement arbitraire.

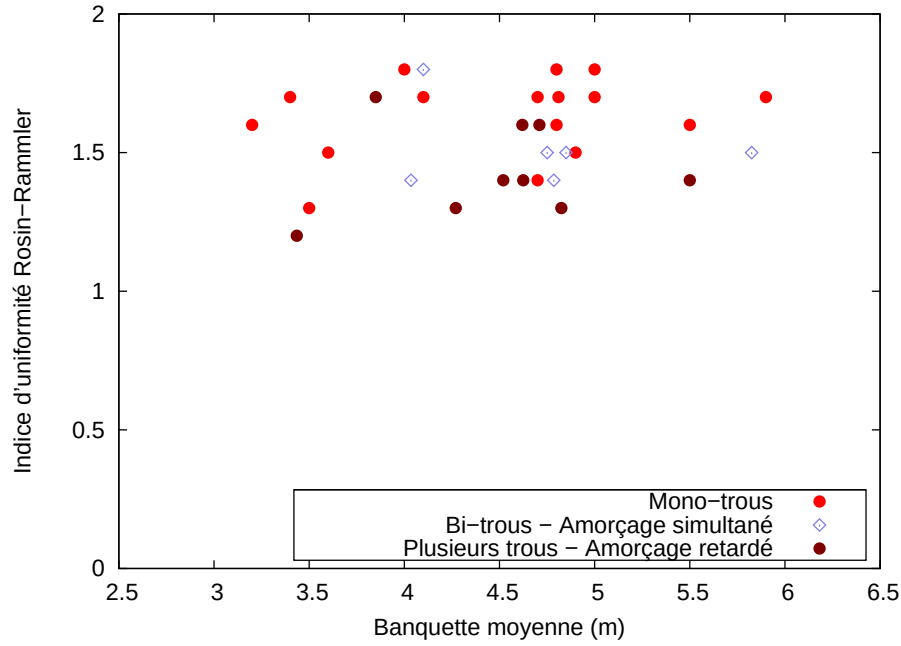


Figure II-35: Indices d'uniformité des granulométries expérimentales, par type d'essai, en fonction de la consommation spécifique.

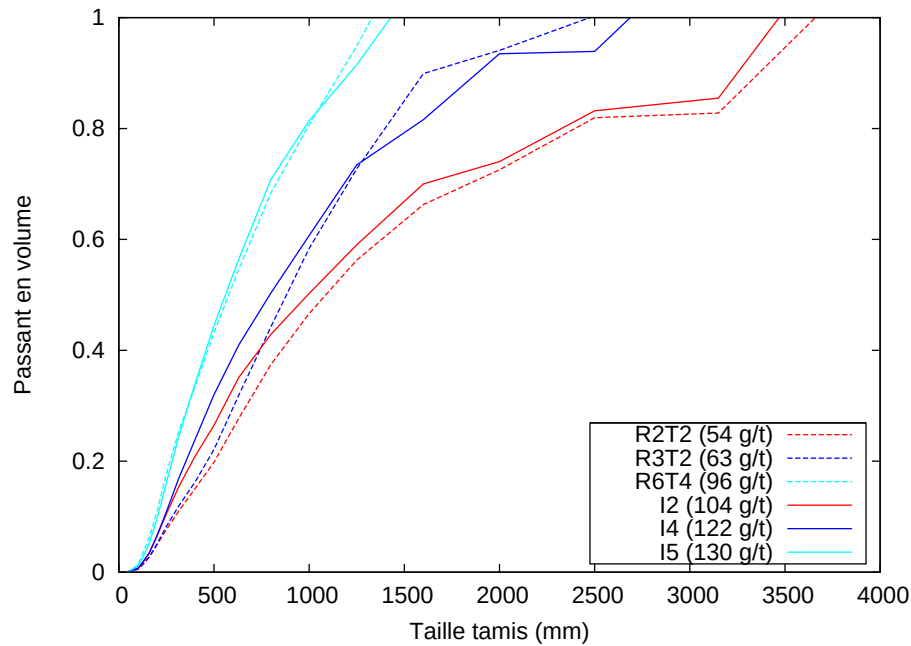


Figure II-36: Comparaison des courbes granulométriques des essais multi-trous I2, I4 et I5 (lignes pleines) avec les courbes granulométriques des essais mono-trou R2T2, R3T2 et R6T4 (pointillés).

Avant d'entrer dans le détail des indicateurs de fragmentation X_{50} et X_{max} , on peut remarquer dès à présent que les tirs mono-trou semblent fragmenter la roche abattue de manière significativement plus efficace que les tirs à plusieurs charges, puisque des granulométries brutes similaires sont produites pour des consommations spécifiques allant selon les cas quasiment du simple au double. Si la logique quantitative derrière cette remarque n'est pas à remettre en

cause (de fait, pour produire un tonnage T de roche abattue dans un tir mono-trou à un taille médiane X_{50} donnée, il a fallu une masse d'explosif deux fois moindre que celle requise dans un tir à plusieurs trous retardés), on ne peut pas pour autant affirmer directement que c'est le mécanisme de fragmentation lui-même qui se déroule de manière plus favorable dans le premier cas; ceci serait vrai si nous pouvions être assurés que la définition usuelle de la consommation spécifique¹⁶ reste pertinente pour comparer un cas à l'autre. Nous laisserons la discussion à ce stade dans le cadre de ce chapitre, pour entrer plus dans le détail dans le cadre du Chapitre IV.

Après avoir examiné l'étalement des distributions granulométriques, nous allons maintenant examiner les trois indicateurs de fragmentation des tas que sont la taille médiane X_{50} , la taille maximale X_{max} et le pourcentage de fines optiques $\%_f$.

II.D.3.3 Taille médiane des fragments abattus

Les tailles médianes de fragments abattus mesurées dans le cadre des essais du programme expérimental ont une tendance à augmenter avec la banquette, ce qui est un résultat à la fois logique et conforme aux tendances usuelles présentes dans la littérature; le graphe à la Figure II-37 représente X_{50} en fonction de B pour tous les essais. On notera toutefois que la qualité des corrélations ainsi obtenues est plus faible: pour les mono-trous, $R^2=0.43$ ¹⁷; pour les essais bi-trous à amorçage simultané, $R^2=0.14$; pour les essais à amorçage retardé, $R^2=0.03$. Noter que dans les tirs à plusieurs trous, le fait d'avoir utilisé une seule banquette moyenne pour décrire tout le tir pourrait fournir une version biaisée de ce paramètre d'entrée; on examinera la question lorsque l'on tentera dans le cadre du Chapitre IV de réaliser une prédiction trou par trou sur la base de la loi mono-trou $X_{50}(B)$. Noter aussi qu'on n'a identifié aucun des autres paramètres d'entrée qui puisse expliquer les variations autour de la tendance $X_{50}(B)$ pour les tirs mono-trou.

Les corrélations entre X_{50} et B étant peu satisfaisantes, on a recherché l'existence d'une corrélation entre X_{50} et la consommation spécifique de l'essai. Le graphe à la Figure II-38 représente, pour l'ensemble des essais, X_{50} en fonction de q . La taille médiane mesurée dans les essais mono-trou peut être exprimée en fonction de la consommation spécifique selon l'Equation II.1, et avec un coefficient de détermination $R^2=0.52$. Il existe une corrélation de même type mais quantitativement différente entre les tailles médianes mesurées dans les essais à deux ou plusieurs trous amorcés avec retard (Equation II.2, $R^2=0.62$). La différence entre les deux relations empiriques sus-mentionnées traduit une tendance globale, pour les tirs à plusieurs trous, à produire des tailles médianes plus grossières pour des valeurs de consommations spécifiques égales. Noter en examinant le graphe que dans les essais bi-trous à amorçage simultané, la taille médiane produite est décorrélée de la consommation spécifique. On traitera ce cas particulier dans la partie II.D.3.6 qui leur est consacrée.

$$X_{50}^{MT} = 1.7 \cdot 10^4 \cdot q^{-0.68} \quad (\text{II.1})$$

$$X_{50}^{\Delta T} = 2.8 \cdot 10^4 \cdot q^{-0.76} \quad (\text{II.2})$$

¹⁶On rappelle que dans notre cas, la définition est appliquée en rapportant la masse d'explosif hors pied totale du tir au tonnage abattu mesuré.

¹⁷Sauf indication contraire dans le texte, les coefficients de détermination pour la corrélation entre un paramètre de résultat y et un paramètre d'entrée x sont exprimés pour une loi puissance de type $y = Ax^\alpha$.

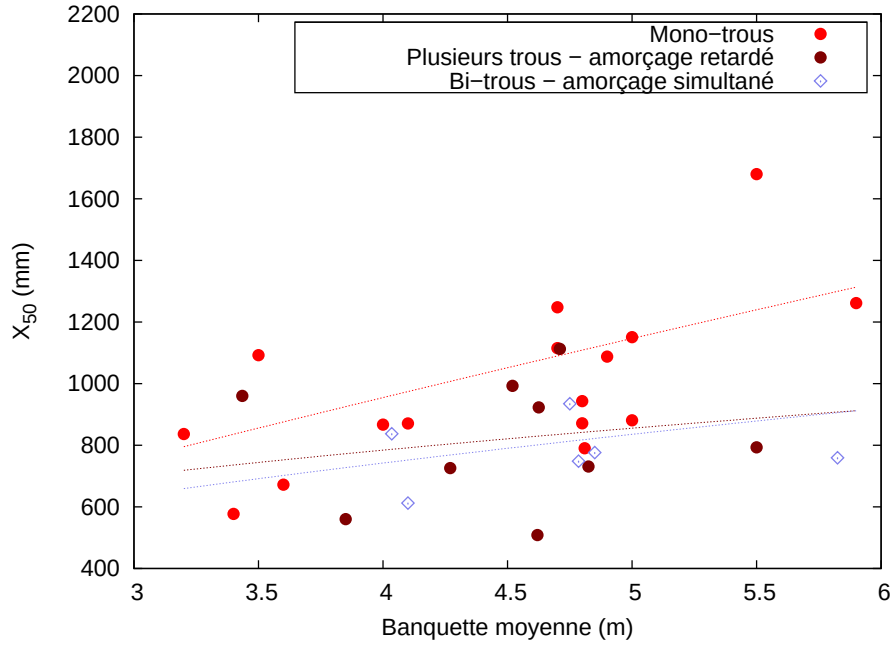


Figure II-37: Taille médiane de fragments en fonction de la banquette moyenne (par type d'essai).

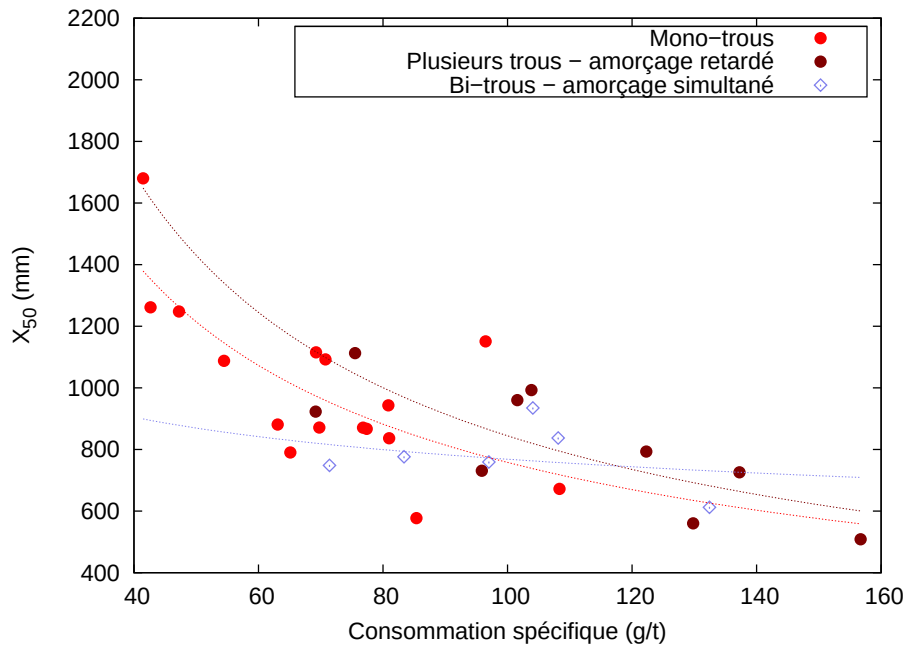


Figure II-38: Taille médiane de fragments en fonction de la consommation spécifique (par type d'essai).

II.D.3.4 Taille maximale de bloc

Les tailles maximales de bloc mesurées dans le cadre des essais du programme expérimental sont représentées en fonction de la consommation spécifique des tirs sur le graphe à la Figure II-39. On peut constater pour X_{max} une tendance à la diminution dans chacune des trois sous-familles d'essais, lorsque la consommation spécifique augmente; la qualité des corrélations est variable selon le type d'essai (mono-trous: $R^2=0.46$, bi-trous à amorçage simultané: $R^2=0.35$, essais à amorçage retardé: 0.27). La décroissance globale de la taille maximale lorsque la consommation spécifique augmente permet d'accroître globalement le niveau

de confiance en ce paramètre, la littérature suggérant une telle dépendance (Ouchterlony, 2010 [114]). On retiendra surtout ici la relation empirique suivante pour les essais mono-trou (Equation II.3):

$$X_{max}^{MT} = 3.47 \cdot 10^4 \cdot q^{-0.64} \quad (\text{II.3})$$

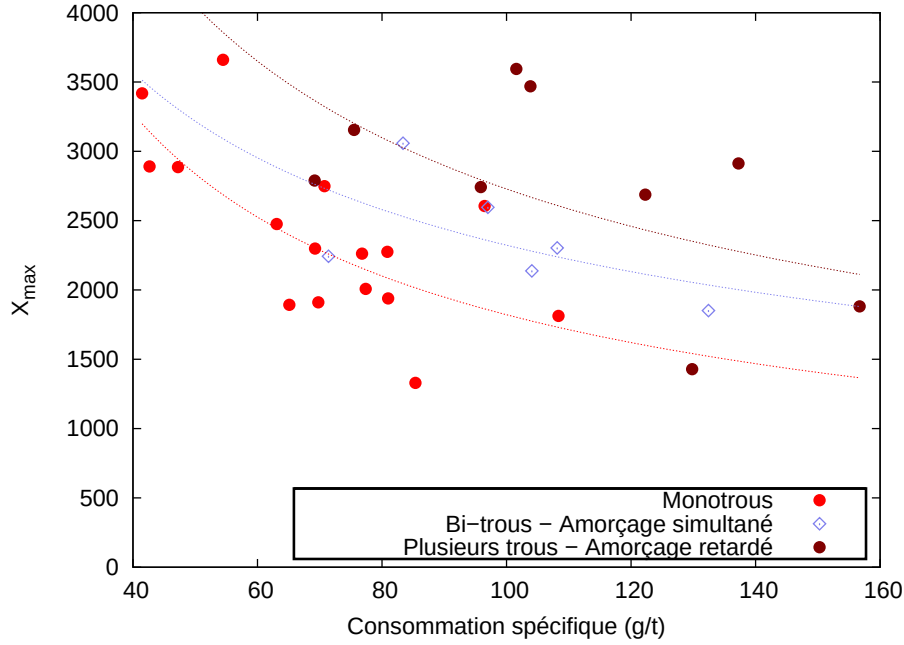


Figure II-39: Taille maximale de blocs produite dans les tirs en fonction de la consommation spécifique (par type d'essai).

On peut s'étonner qu'il existe ici une dépendance à la consommation spécifique pour les essais bi-trous à amorçage simultané, alors qu'une telle dépendance n'existait pas pour les tailles médianes¹⁸; à ce titre, on s'est intéressé dans un second temps non plus à la consommation spécifique des tirs, mais au *volume* arraché en moyenne par trou dans le tir; pour qu'une telle comparaison soit rigoureuse, on a divisé le tonnage abattu dans les essais par la hauteur initiale des gradins. On a alors pu constater qu'il existe une corrélation entre ce paramètre et la taille maximale et qui est de meilleure qualité que la corrélation obtenue avec la consommation spécifique pour chaque type d'essai (mono-trous: $R^2=0.55$, bi-trous à amorçage simultané: $R^2=0.41$, essais à amorçage retardé: $R^2=0.30$). On suggère d'expliquer ce résultat par le fait que l'effet de volume des essais joue davantage sur la possibilité de génération d'un bloc de taille importante au sein du tas abattu qu'il ne le fait sur l'intensité de fragmentation moyenne au sein du tas (traduite par la taille médiane).

Comme pour la taille médiane, on a également examiné la dépendance de X_{max} à la banquette moyenne des essais; le graphe présenté à la Figure II-40 permet de constater que ces deux grandeurs sont moins corrélées l'une à l'autre que X_{max} ne l'est au volume abattu par trou et par mètre de gradin, ou même à la consommation spécifique (mono-trous: $R^2=0.37$, bi-trous à amorçage simultané: $R^2=0.30$, essais à amorçage retardé: $R^2=0.00$). On a par ailleurs également vérifié la dépendance de X_{max} à la banquette *maximale* du tir, à savoir la plus grande valeur de banquette moyenne mesurée pour un trou (s'attendant à ce que la production du plus gros bloc du tir se déroule dans cette zone), sans que le résultat soit

¹⁸Rappel: on reviendra sur ce point plus loin dans l'exposé.

plus favorable (bi-trous à amorçage simultané: $R^2=0.22$, essais à amorçage retardé: $R^2=0.04$).

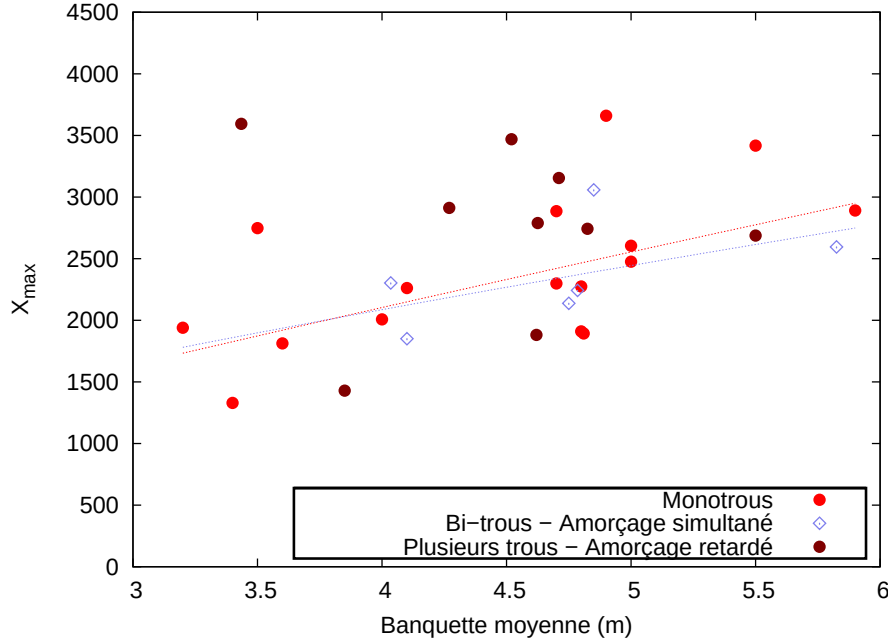


Figure II-40: Taille maximale de blocs produite dans les tirs en fonction de la banquette moyenne (par type d'essai).

On retrouve pour cet indicateur de fragmentation, et de manière plus nette, la tendance déjà mise en évidence pour X_{50} entre les essais mono-trou et les essais à amorçage retardé, à savoir qu'à consommation spécifique égale, la fragmentation mesurée est plus grossière.

II.D.3.5 Relation entre X_{max} et X_{50}

Le lecteur aura pu remarquer, en comparant les résultats présentés pour la taille médiane et la taille maximale de fragments abattus dans les tirs, que les exposants des lois empiriques énoncées pour les essais mono-trou ont des valeurs proches. Les deux paramètres paraissent donc être liés entre eux. Le graphe à la Figure II-41 compare X_{max} à X_{50} pour chaque famille d'essais. On y constate qu'un lien est possible entre eux pour les essais mono-trou et les essais à amorçage retardé, mais pas pour les essais à amorçage simultané. L'absence de lien dans cette dernière catégorie d'essais est essentiellement due au fait que ces deux indicateurs de granulométrie semblent influencés respectivement par deux paramètres différents (l'espacement entre trous pour la taille médiane — voir partie II.D.3.6 — et la quantité de roche arrachée par trou pour la taille maximale). Les équations des corrélations empiriques obtenues pour les essais mono-trou (Equation II.4 — $R^2=0.78$) et les essais à amorçage retardé (Equation II.5 — $R^2=0.74$) sont les suivantes:

$$X_{max}^{MT} = 5.59 \cdot X_{50}^{0.88} \quad (II.4)$$

$$X_{max}^{\Delta T} = 4.05 \cdot X_{50}^{0.97} \quad (II.5)$$

On constate que la relation entre X_{max} et X_{50} change significativement si l'on passe des essais mono-trou aux essais multi-trous, si bien que si dans le premier cas on a $X_{max} \approx 6X_{50}$, on a dans le second cas $X_{max} \approx 4X_{50}$. A ce sujet, deux remarques peuvent être faites.

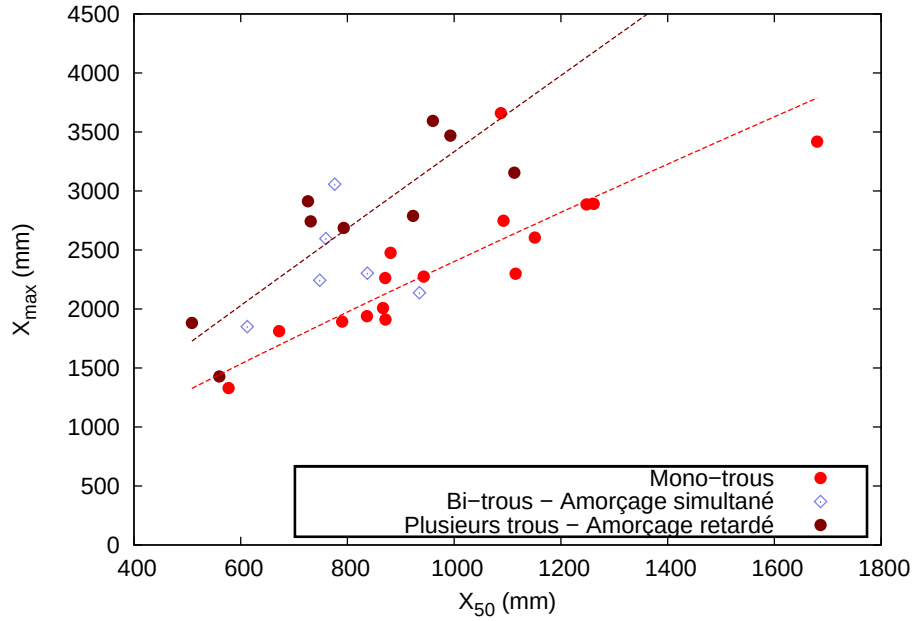


Figure II-41: Comparaison des tailles maximales de bloc mesurées avec les tailles médianes de fragments brutes mesurées selon la nature des essais.

La première est que dans nos conditions expérimentales, les mesures de X_{max} et de X_{50} pour un type de tir donné, si on connaît la loi empirique qui les relie, sont dans une certaine mesure équivalentes. Ceci a pour conséquence que la mine de SOMAÏR, si elle désirait suivre en temps réel l'intensité de la fragmentation produite par ses tirs et en estimer l'efficacité, pourrait se contenter de la mesure des tailles maximales de blocs déblayés sans devoir mesurer l'ensemble de la courbe granulométrique du tas — et compte tenu de la qualité de la corrélation obtenue, elle ne commettrait pas de cette manière une erreur d'évaluation grave. On conçoit qu'un tel type de mesure puisse être automatisé¹⁹ et intégré de manière avantageuse à un système de surveillance et de contrôle de flotte minière en temps réel, puisque la mesure granulométrique complète nécessite des moyens et un temps de traitement de données importants. On notera bien que nos observations ne constituent pas une preuve que la méthode est généralisable à tout site minier; la possibilité d'une mesure granulométrique simplifiée à travers l'inventaire des blocs dans les tirs mériterait d'être davantage approfondie par des expériences dans un contexte de masse rocheuse et/ou d'explosif différent, pour obtenir confirmation du fait qu'il ne s'agit pas d'un effet de site. L'amélioration des mesures granulométriques par analyse d'images en faisant intervenir des méthodologies d'analyse 3D et des algorithmes de délimitation de zones est un axe de recherche actif et des progrès significatifs peuvent être attendus dans ce domaine dans les années à venir, notamment en termes d'identification automatique de fines et de blocs (Thurley, 2010 [161]).

Une seconde remarque concerne l'influence d'une telle relation sur l'hétérogénéité des tas abattus. On a précisé dans la partie relative aux indices d'uniformité Rosin-Rammler des courbes expérimentales que ces derniers restaient relativement comparables d'une catégorie d'essai à une autre, même si les essais mono-trou affichaient une moyenne légèrement supérieure aux essais à plusieurs trous. Il est étonnant qu'un tel résultat puisse être obtenu

¹⁹Pour que ceci soit possible, il faut que l'outil de mesure par analyse d'images utilisé soit capable, par des méthodes d'analyse morphologiques, de différencier un amas de fines d'un bloc entier, car les deux sont une agglomération de pixels. Ce problème devrait pouvoir être résolu compte tenu des avancées récentes dans l'état de l'art de l'analyse d'images intelligente.

alors que nous venons de mettre en évidence qu'à une taille médiane donnée, le plus gros bloc présent dans le tas est deux fois plus gros dans le cas de tirs à plusieurs trous que dans le cas d'essais mono-trou. Deux explications différentes sont possibles. Soit la fonction Rosin-Rammler, qui par nature ne possède pas de paramètre de taille maximale, ne parvient pas à restituer de manière satisfaisante les données expérimentales pour les tailles de fragment élevées, et l'étude de l'indice Rosin-Rammler fournit une impression biaisée des résultats. Soit les changements observés dans le domaine des blocs ne concernent en réalité que quelques représentants du tas abattu, qui changent de dimension; mais ce changement n'est pas représentatif de *tous* les blocs du tir, et donc cette relation ne permet pas de tirer de réelle conclusion sur l'hétérogénéité de la fragmentation des tas. Sur la base des données que nous avons à notre disposition, il ne nous est pas possible de trancher sur la question.

II.D.3.6 Essais bi-trous à amorçage simultané

Dans l'exposé, on a jusqu'ici mis de côté les essais bi-trous ayant été réalisés avec amorçage simultané des deux charges. Pris par rapport à l'ensemble des résultats expérimentaux que nous avons obtenus, ces essais constituent un cas particulier du mécanisme de fragmentation²⁰.

D'abord, on rappelle qu'il n'existe pas, pour ces 6 essais, de corrélation entre la consommation spécifique du tir et la taille médiane mesurée. Ensuite, il existe une corrélation de qualité raisonnable ($R^2=0.8$) entre cette dernière et l'espacement des trous, qui est précisée ci-dessous (Equation II.6), mais qui suit la tendance *inverse* de celle observée pour les tirs à amorçage retardé, comme on peut le constater à la Figure II-42. Le graphe qui y est présenté compare les tailles médianes mesurées dans ces deux types d'essais en fonction de l'espacement entre trous.

$$X_{50}^{BT0}(S) = 3.8 \cdot 10^3 \cdot S^{-0.82} \quad (\text{II.6})$$

Pour les tailles maximales de bloc mesurées X_{max} , les tendances inverses sont également constatées entre les deux types d'essais, quoique les coefficients de détermination entre S et X_{max} soient moindres.

Si l'on considère l'hypothèse selon laquelle la collaboration des ondes de choc issues de deux charges amorcées simultanément a un effet bénéfique sur la qualité de la fragmentation résultante, comme cela est fréquemment invoqué dans la littérature, ce résultat est déconcertant. On conçoit en effet difficilement que le fait d'*éloigner* les charges l'une de l'autre fasse *décroître* la taille médiane, à banquettes comparables (plage de variation pour ces essais 3.9–4.9m). Pour discuter ce résultat, on peut tirer un parallèle avec une étude sur l'endommagement provoqué par des tirs d'émulsion avec détonateurs électroniques en échelle réduite, rapportée par Ouchterlony, Olsson & Svård (2010, [117]). Cette étude met en évidence que les fissures arrière observées après tir dans les échantillons sont moins étendues en cas d'amorçage simultané qu'en cas d'amorçage avec retard; une étude similaire (Olsson & Ouchterlony, 2003 [106]) avait permis d'observer que cette diminution pouvait être de l'ordre de 50 %; cet effet de *suppression de fissures*, pour reprendre les termes des auteurs, a tendance à s'amplifier lorsque les charges se rapprochent les unes des autres; les techniques de prédécoupage préservant les massifs utilisent à cet effet des ratios espacement/banquette généralement inférieurs à 1.

²⁰Nous voulons ici attirer l'attention du lecteur sur le fait que seuls 6 points de données correspondant à ce type d'essais sont disponibles, et que la variabilité des résultats est non négligeable; bien qu'on considère cette éventualité comme peu probable, la différence de tendance pourrait aussi avoir une cause statistique et non phénoménologique.

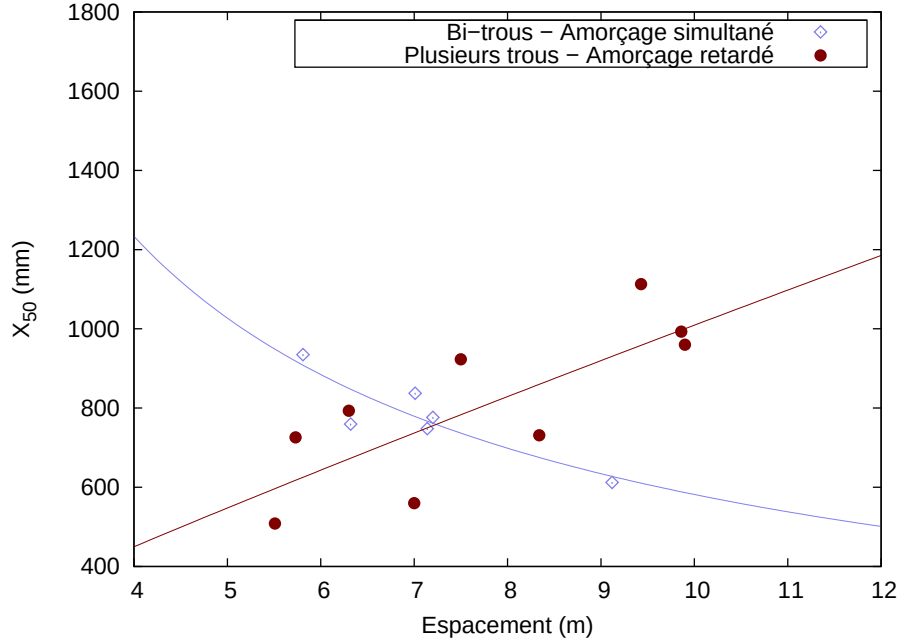


Figure II-42: Tailles médianes X_{50} mesurées dans les essais bi-trous à amorçage simultané et dans les essais de plusieurs trous à amorçage retardé, en fonction de l'espacement moyen entre trous.

Nous verrons plus loin, dans le Chapitre III consacré à l'approche numérique du problème, que les simulations d'endommagement réalisées pour le cas d'un amorçage simultané font également apparaître un léger étouffement de ce dernier dans la zone entre les trous (Figure III-27, p. 198). On considère à ce titre qu'un tel mécanisme est une hypothèse plausible pour expliquer les résultats de fragmentation obtenus pour les essais bi-trous à amorçage simultané.

II.D.3.7 Pourcentage optique de fines

Le graphe à la Figure II-43 présente les pourcentages de fines optiques mesurés pour l'ensemble des essais du programme expérimental, en fonction de la consommation spécifique. Dans chaque famille d'essais, et à l'échelle globale du programme expérimental, on constate que $\%_f$ augmente en fonction de la consommation spécifique, fait *a priori* relativement logique et en cohérence avec la littérature. Mais si la tendance est à l'augmentation, les résultats sont très variables (le coefficient de détermination R^2 entre $\%_f$ et la consommation spécifique est par exemple, pour les mono-trou, de 0.12). Lorsque l'on examine la dépendance de $\%_f$ aux autres paramètres des essais, on constate d'ailleurs que les meilleures corrélations sont obtenues avec des paramètres différents en fonction de la famille d'essais, sans qu'une logique physique globalement cohérente ne puisse être avancée. Ceci peut être dû à un effet lié au volume réduit d'observations que nous avons à disposition pour l'analyse; mais aussi, les erreurs d'échantillonnage liées à la probabilité de prise et à la ségrégation des fines s'expriment plus particulièrement dans le domaine des fragments de petite taille, et contribuent probablement à la variabilité des résultats de mesure pour $\%_f$. On ne pourra donc tirer que peu d'enseignements sur le mécanisme de fragmentation à partir de ces résultats.

On remarque que l'augmentation du pourcentage de fines optiques pour les tirs à amorçage retardé se renforce dans le domaine des valeurs de consommation spécifique élevées. Ce fait doit plutôt être attribué au fait que la taille médiane *réelle* des fragments dans le tas abattu

s'approche de plus en plus de la taille de coupure optique de l'installation FragScan utilisée²¹ qu'à un changement dans le mécanisme de fragmentation.

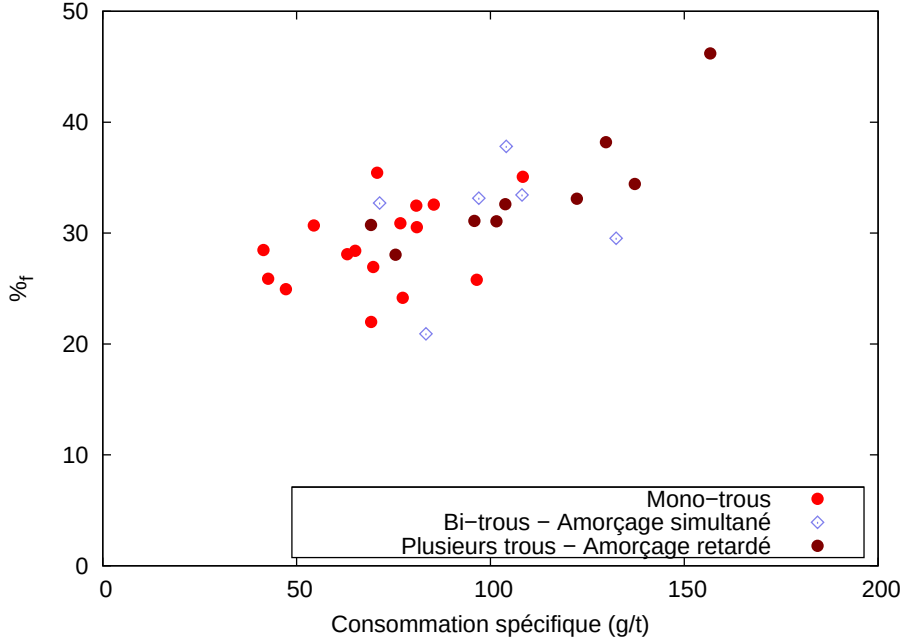


Figure II-43: Pourcentages de fines optiques, par type d'essai, en fonction de la consommation spécifique.

II.D.3.8 Influence d'une correction de fines et portée quantitative des lois empiriques proposées

Nous avons précisé en préambule de l'analyse des résultats expérimentaux (partie II.C.1.4) que la fragmentation des tirs était analysée sur la base des données brutes, le pourcentage de fines optiques étant examiné à part, et nous avons montré que la valeur des principaux indicateurs de fragmentation influencés par cette correction (X_{50} , n) était significativement différente dans les deux cas. On a ainsi pu vérifier que la non-prise en compte des fines par FragScan n'était pas à l'origine des similarités constatées dans l'hétérogénéité granulométrique des tas abattus entre différentes familles d'essais.

L'objectif de cette correction de fines sommaire était également de quantifier l'impact produit sur les lois empiriques qui ont été présentées. Si l'on prend par exemple la taille médiane X_{50} et que l'on tente de la corrélérer à la consommation spécifique comme cela a été fait pour les essais mono-trou et les essais à amorçage retardé, les lois puissance empiriques sont modifiées comme suit (Equations II.7 et II.8):

$$X_{50-corr}^{MT} = 1.05 \cdot 10^4 \cdot q^{-0.88} \quad (R^2 = 0.49) \quad (\text{II.7})$$

$$X_{50-corr}^{\Delta T} = 5.56 \cdot 10^5 \cdot q^{-1.73} \quad (R^2 = 0.56) \quad (\text{II.8})$$

On rappelle les loi empiriques qui avaient été proposées pour la taille médiane sans correction de fines:

²¹Et donc, que le logiciel parvient à traiter une proportion de plus en plus faible des chargements photographiés.

$$X_{50}^{MT} = 1.7 \cdot 10^4 \cdot q^{-0.68} \quad (R^2 = 0.52)$$

$$X_{50}^{\Delta T} = 2.8 \cdot 10^4 \cdot q^{-0.76} \quad (R^2 = 0.62)$$

Le net écart entre les exposants associés à q dans les Equations II.7 et II.8, par rapport aux corrélations empiriques sans correction de fines, s'explique par un effet, lié à la taille de coupure optique du dispositif de mesure granulométrique, qui est le suivant. Les tirs de rangées à amorçage retardé aux consommations spécifiques les plus fortes produisent une granulométrie plus fine, ce qui a pour effet d'augmenter la part de matériau trop fin pour être mesurable dans les chargements des camions. Par conséquent, pour cette catégorie d'essais, la quantité de matériau ajoutée virtuellement lors de la correction de fines tire d'autant plus les tailles médianes corrigées vers le bas que le pourcentage de fines optiques a tendance à augmenter avec la consommation spécifique, comme nous l'avons vu précédemment.

Il est donc impératif de souligner ici que les exposants et les préfacteurs dans les corrélations empiriques issues de ce programme d'essais ne peuvent (et ne doivent) pas être considérés comme des quantificateurs de l'interaction roche-explosif dans notre cadre expérimental précis. Pour corollaire, la comparaison avec d'autres corrélations empiriques $X_{50}(q)$ présentées dans la littérature ne serait pas pertinente.

La comparaison nous semble d'autant plus hasardeuse que les données présentes dans la littérature sont de manière générale soumises à des incertitudes similaires, qui sont liées aux conditions d'acquisition des images elles-mêmes: il est certain que les paramètres empiriques présentés dans les travaux expérimentaux en échelle réelle sont, en plus des conditions de massif rocheux et d'explosif qui varient d'un programme d'essais à un autre, soumis à l'influence de la taille de coupure optique pour les fines, à la méthode utilisée pour calculer le pourcentage de fines et aux calibrages faits en conséquence. Les performances des différents systèmes d'analyse d'images associés aux outils disponibles sur le marché sur la base d'un jeu de données identiques ont déjà été étudiées (Latham, 2004 [77]); les performances de différentes fonctions mathématiques pour décrire les résultats d'analyse issus de ces systèmes ont été comparées (Sanchidrián *et al.*, 2010 [143]); en revanche, nous n'avons pas eu dans notre travail connaissance d'une étude qui, dans les conditions d'un site industriel, comparerait les résultats d'analyse obtenus pour un même logiciel d'analyse, avec un jeu de données identiques, mais en faisant l'acquisition des images avec plusieurs installations de prise de vue différentes (influence de la taille de coupure optique notamment).

Dans ces circonstances, au même titre qu'il existe des normes internationales pour la mesure granulométrique par tamisage, on imagine qu'il pourrait exister un cadre normatif strict pour la mesure granulométrique par analyse d'images qui, sans pouvoir résoudre les problèmes d'échantillonnage liés à la méthode en elle-même, pourrait renforcer la pertinence de la comparaison entre différentes données granulométriques. Un effort dans ce sens a déjà été mené par Sanchidrián *et al.* (2006, [140]); cependant, à notre connaissance, il n'existe toujours pas aujourd'hui de référence commune auxquelles les installations de mesure granulométrique par analyse d'images sur site industriel soient tenues. De notre point de vue, développer, valider et instaurer un cadre normatif constituerait un réel axe de progrès pour la recherche expérimentale sur les tirs en conditions d'échelle réelle.

II.D.4 Résultats d'arrachement

Nous présentons dans cette partie les résultats à la fois qualitatifs et quantitatifs liés à l'arrachement produit par les tirs du programme d'essais. L'ensemble des données mesurées

appartenant à cette catégorie (tonnage abattu V , demi-surface moyenne latérale gauche $A_l(L)$, demi-surface moyenne latérale droite $A_l(R)$) est reporté à la Table II.7 en fonction des paramètres géométriques de chaque charge concernée. L'analyse qualitative et quantitative d'arrachement portera sur les profils moyens reconstruits à partir des données brutes selon la méthode explicitée en II.C.4, ce qui permet d'examiner l'influence de paramètres géométriques moyens dans le plan normal à la charge (banquette moyenne, espacement réel, azimuth et inclinaison réels de foration), tout en effaçant les éventuelles influences de la hauteur de gradin, qui a varié entre les essais. Précisons également que les demi-surfaces arrachées $A_l(L)$ et $A_l(R)$ ne sont définies et mesurées qu'aux bords des tirs (voir Figure II-44). Dans les zones situées entre deux trous, les mesures d'arrachement faites dans les expériences apportent de l'information qualitative au sujet du résultat final, mais ont un intérêt très limité pour l'étude qualitative et quantitative de l'arrachement produit par une charge donnée.

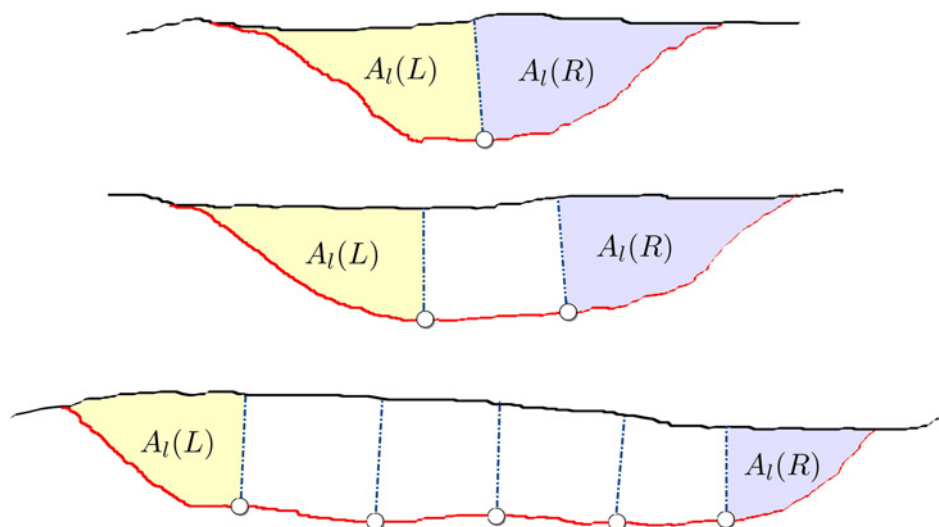


Figure II-44: Définition des demi-surfaces arrachées mesurées dans les expériences et analysées dans cette partie (de haut en bas, cas du mono-trou, du bi-trous et du tir multi-trous). Les profils moyens présentés ici sont illustratifs, et fictifs.

Il sera d'abord nécessaire de focaliser l'étude sur les résultats des essais mono-trou, puisque cette donnée est *a priori* considérée comme essentielle pour délimiter le volume abattu par une charge donnée. On s'intéressera à la fois à l'étendue de l'arrachement produit, en fonction de la banquette réelle des trous, et à la forme de cet arrachement, puisque cette dernière influence la définition d'une banquette *effective* pour les charges voisines²².

Ensuite, nous examinerons les résultats qui ont été obtenus pour les essais à charges multiples, en indiquant de quelle manière la configuration des tirs se traduit en termes d'étendue d'arrachement observée. Avant d'entrer dans le propos, nous présentons pour fixer les idées quelques vues d'arrachements produits dans les différents types d'essai. La Figure II-45 montre successivement, vus de face et de côté, les arrachements produits par un essai mono-trou (R7T2), un essai bi-trous²³ (R7B3) et un essai multi-trous (I6).

²²Voir le schéma présenté à la Figure IV-7, p. 229, qui illustre ce point.

²³Dans cet essai, l'amorçage des trous est retardé. La différence entre les résultats d'arrachement produits par un amorçage simultané et un amorçage retardé, comme nous le verrons par la suite, est trop faible pour être visible à l'œil nu. C'est pour cette raison que nous ne présentons qu'un exemplaire de ces deux types d'essai.

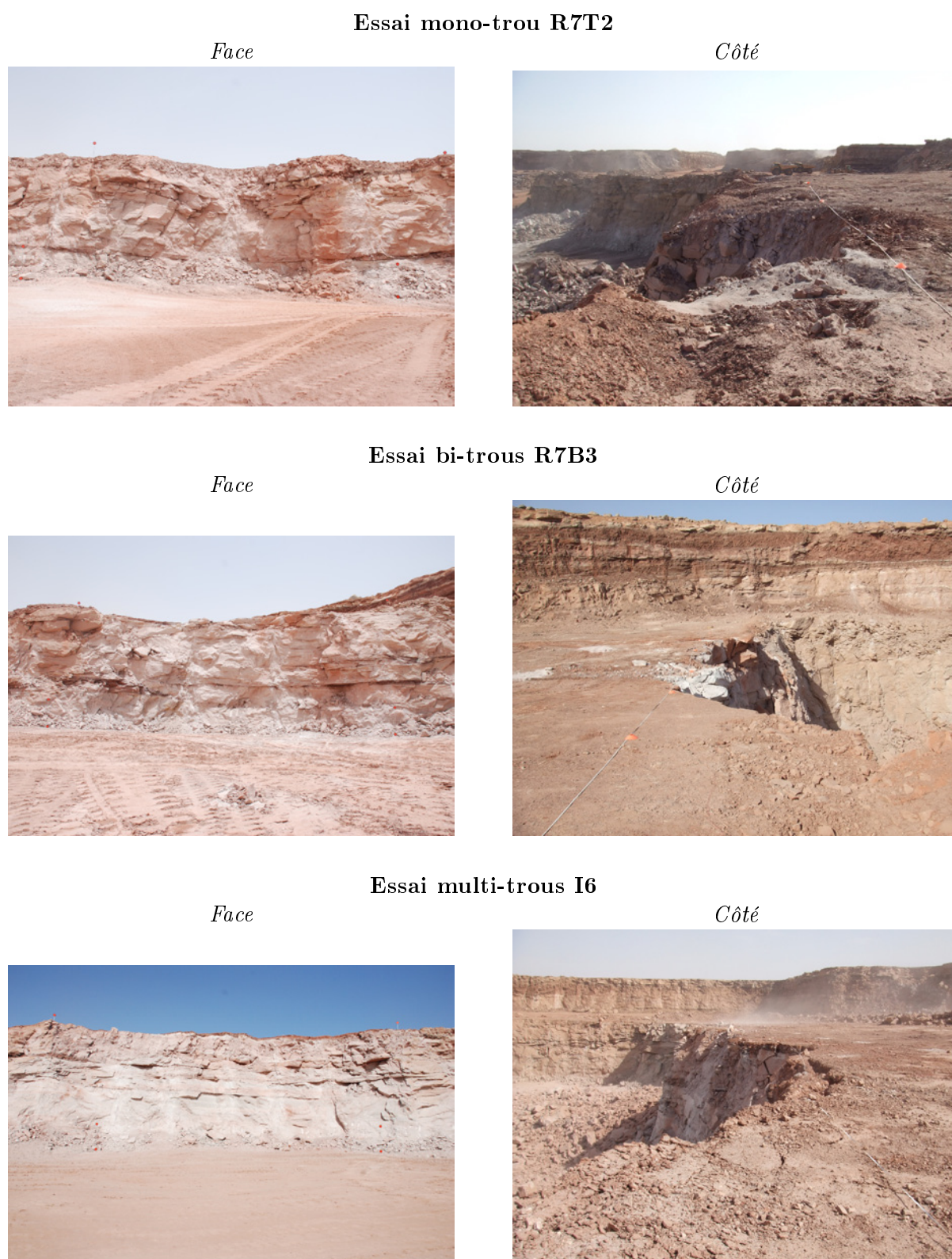


Figure II-45: Photographies des arrachements observés dans le programme d'essais.

Test	Trous	Δt (ms)	B_L (m)	B_R (m)	S_L (m)	S_R (m)	H_g (m)	U (m)	Δi (°)	$\Delta \alpha$ (°)	V (t)	$A_l(L)$ (m ²)	$A_l(R)$ (m ²)
R1T3	1	N/A	4.2		N/A		16	-0.6	1.1	1.8	2290	33	—
R1T6	1	N/A	3.8		N/A		16	0.3	0.9	6.4	2154	—	—
R1T9	1	N/A	3.8		N/A		16	0.6	0.7	5.7	2168	—	31.1
R2T1	1	N/A	3.2		N/A		16	1.4	-0.1	14.6	1580	22.3	17.4
R2T2	1	N/A	4.4		N/A		16	1.4	0.2	0.7	3144	41.4	42.2
R2T3	1	N/A	5.5		N/A		16.5	1.4	0	2.7	4174	—	—
R2T4	1	N/A	5.2		N/A		16.5	1.4	-0.7	-2.3	4277	42.8	—
R3T1	1	N/A	4.4		N/A		16	1.4	-0.1	-2.2	3625	70.2	—
R3T2	1	N/A	4.7		N/A		16	1.5	-1	4.9	2700	32.7	39.1
R3T3	1	N/A	4.6		N/A		16.5	1.5	-1.2	8.1	2187	37.2	27.3
R3T4	1	N/A	3.6		N/A		16.5	1.4	-0.7	4.7	1838	20.1	22.9
R6T1	1	N/A	4.5		N/A		13.2	1.8	-0.4	2.9	2022	35.6	26.3
R6T2	1	N/A	3.2		N/A		12	1.6	-0.2	1.3	1743	30.7	18.5
R6T3	1	N/A	2.8		N/A		10.7	1.9	-0.5	7.8	1302	25.3	16.2
R6T4	1	N/A	3.0		N/A		10.1	1.5	-0.7	2.8	1125	21.8	20.7
R7T2	1	N/A	4.4		N/A		12.2	1.3	0.3	-8.2	1876	31	34.2
R4B1	2	25	3.2	3.0	10.3		17	0.5	-1.7	-5.0	3598	21.7	31.9
R4B2	2	0	4.3	3.4	7.7		16.8	0.7	-1	-11.6	3344	37.3	16.4
R4B3	2	0	6.0	3.9	6.5		16.7	1.2	0	-30.0	3724	21.4	27.4
R7B1	2	25	3.5	4.2	6.1		12.6	0.9	1.1	-10.9	1864	13.9	11.5
R7B3	2	25	4.5	4.1	9.0		13.4	1.1	0.3	24.8	3648	30.3	36.3
R8B1	2	0	4.3	4.5	5.9		13.2	0.8	0.8	-6.8	2502	25.6	20.7
R8B2	2	0	4.3	4.2	7.4		12.8	1.2	0.6	-8.5	3505	29.9	41.6
R8B3	2	25	4.3	4.1	7.4		13.1	0.9	0.2	4.2	3708	31.3	30.4
R9B1	2	25	4.8	5.0	6.1		13.3	-0.4	0.8	7.4	3707	42.7	48.3
R9B2	2	0	4.4	4.7	7.4		13.2	-0.2	-1	-9.2	3115	36.5	23.1
R9B3	2	0	3.7	3.8	9.1		13.5	0.3	0.2	3.0	2072	11.7	17.5
I2	5	25	3.9	4.1	9.1	9.9	17.3	0.3	-0.6	2.5	9292	—	18.4
I3	4	25	4.1	5.1	7.9	8.3	14	0.3	-1.3	2.3	6068	24.6	36.7
I4	5	25	4.8	5.7	6.0	6.3	15.4	0.5	-1.4	1.3	6849	27.9	39.1
I5	4	25	3.6	3.1	7.2	7.0	14.3	1.2	-0.2	-1.3	4696	16.5	14.1
I6	5	25	3.4	3.5	6.1	5.5	14.8	1.1	-0.2	-0.7	5098	20.5	9.3

— Données indisponibles ou erronées

N/A Non applicable

Table II.7: Récapitulatif des données d'arrachement obtenues en fonction des paramètres des essais réalisés dans le cadre du programme expérimental, par type d'essai. B_L et B_R : banquettes minimales des trous aux extrémités gauche et droite. U : surforation. H_g : hauteur de gradin.

II.D.4.1 Introduction : description analytique d'un arrachement

Avant de débiter l'analyse des résultats, nous devons nous doter d'un outil de référence pour comparer les arrachements mesurés les uns avec les autres. Dans ce but, nous proposons une méthode analytique pour décrire des formes d'arrachement dans un plan. Les notions que nous utiliserons dans cette partie sont résumées sur le schéma présenté à la Figure II-46.

Soit une charge explosive qui sera représentée par un point situé à l'origine du repère $(O, \vec{x}, \vec{y})$. Supposons conformément aux observations expérimentales usuelles que l'arrachement produit par cette charge passe par le trou et rejoint le front initial, *considéré ici comme idéal et représenté par la droite d'équation $y = B$* , en un point de coordonnées (x_L, B) . x_L est la portée latérale de l'arrachement, et B est la banquette du trou par rapport au front. Supposons enfin que la forme d'arrachement peut être décrite par une fonction $f : x \rightarrow f(x)$. On conviendra que par rapport aux données présentes dans la littérature, ces deux suppositions sont tout à fait raisonnables, et on verra par ailleurs dans la suite de l'exposé que les données mesurées à SOMAÏR ne les contredisent pas.

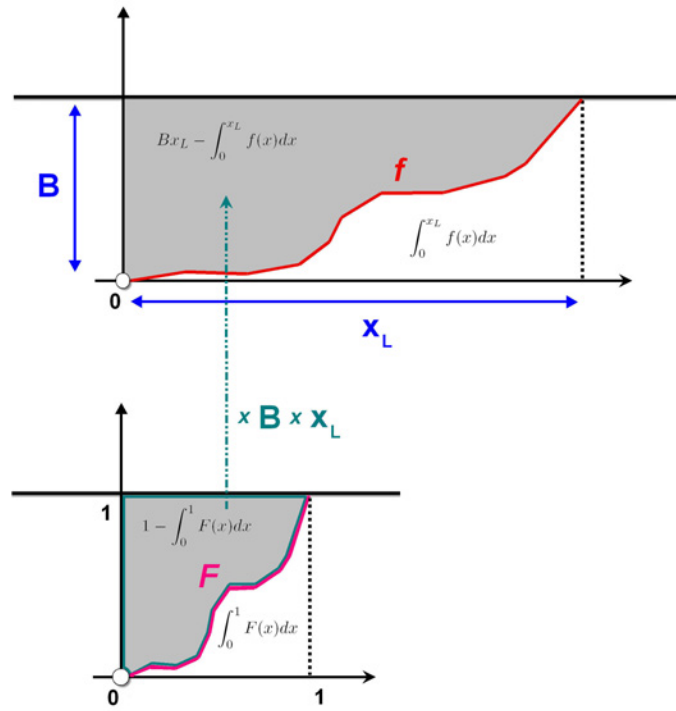


Figure II-46: Illustration de la méthode analytique utilisée pour décrire les arrachements avec des fonctions de forme quelconques.

Le fait de définir une fonction f de cette manière équivaut au fait de définir une fonction F normalisée, ainsi qu'également illustré à la Figure II-46. Dans ces conditions, si F , B et x_L sont donnés, la demi-surface arrachée par le trou est donnée par la formule suivante:

$$\mathcal{A}_l = B \cdot x_L \cdot \left[1 - \int_0^1 F(x) dx \right]$$

Remarquons d'abord que définir la fonction F comme la fonction affine $F(x) = x$ nous ramène au cas du triangle d'arrachement, avec un angle d'arrachement tel que :

$$\theta = 2\arctan(x_L/B)$$

Notons ensuite, même si cela peut paraître évident, que la donnée de F et de la portée x_L influencent toutes deux la valeur de l'aire arrachée. Aussi, pour simplifier l'étude quantitative des arrachements produits, on peut fixer la fonction de forme F et s'intéresser à l'évolution de x_L (donc de $\mathcal{A}_l$) en fonction de B . C'est d'ailleurs ce qui est implicitement fait dans la littérature lorsque la notion d'angle d'arrachement est invoquée : cette description simplifiée permet d'écarter l'influence de la forme sur les volumes arrachés par les tirs. Nous procéderons de même dans notre analyse, et l'étude des arrachements produits par les mono-trous permettra d'établir F pour toute la suite de l'étude (voir partie II.D.4.3).

II.D.4.2 Mono-trous — asymétrie des arrachements

Lorsque l'on examine dans leur ensemble les profils d'arrachement collectés pour les essais mono-trou, on constate que la symétrie d'arrachement est une exception plutôt qu'une règle : la Figure II-48 présente deux exemples de profils arrachés par des mono-trous, dont un exceptionnellement symétrique (essai R7T2). Pour cette raison, les surfaces d'arrachement latérales calculées à partir des profils moyens reconstruits ont été divisées en deux moitiés, droite et gauche. Ceci permet également d'écarter les demi-arrachements perturbés (par interaction ou par mesure incorrecte) sans pour autant ôter les moitiés saines du jeu de données. La Figure II-47 montre un exemple de surfaces latérales calculées pour l'essai bi-trou R7B3.

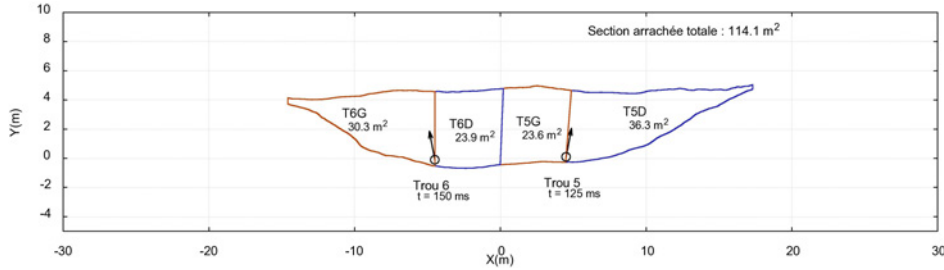
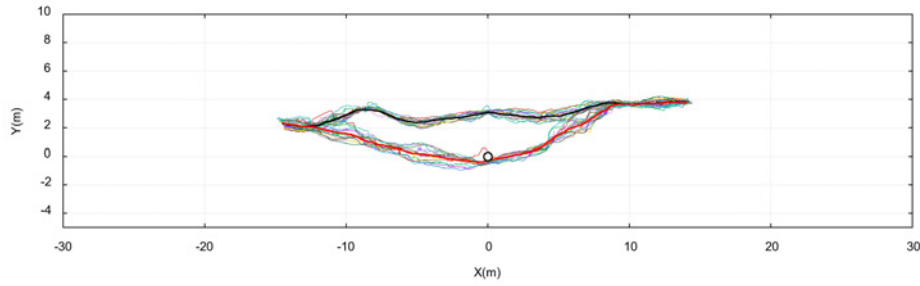


Figure II-47: Calcul des surfaces moyennes latérales arrachées par les trous, pour l'exemple de l'essai bi-trous à amorçage retardé R7B3. Lorsqu'on évoque les demi-sections d'un essai bi-trous ou d'un essai multi-trous, il s'agit uniquement des deux arrachements **aux bords** du tir. L'arrachement médian n'est pas étudié pour des raisons qui apparaîtront clairement plus loin dans l'exposé.

On a vérifié que l'azimut de foration n'était pas le principal responsable de ces asymétries, en comparant le rapport entre surface arrachées du côté gauche et du côté droit à l'écart d'azimut réel/théorique, et en constatant qu'aucune corrélation n'existait entre ces deux grandeurs (ce devrait être le cas si le déséquilibre devait être attribué à l'orientation du trou par rapport au front). La seule hypothèse plausible pour expliquer ces asymétries d'arrachement reste donc un rôle fort joué par les imperfections de structures du gradin, qui influencent la propagation des plans de rupture responsables des profils d'arrachement après tir. Dans ces conditions, il sera d'autant plus difficile de se prononcer sur l'influence précise de paramètres tels que le retard d'amorçage ou l'espacement entre trous dans le cas d'essais à charges multiples.

R6T3 — Arrachement asymétrique



R7T2 — Arrachement symétrique

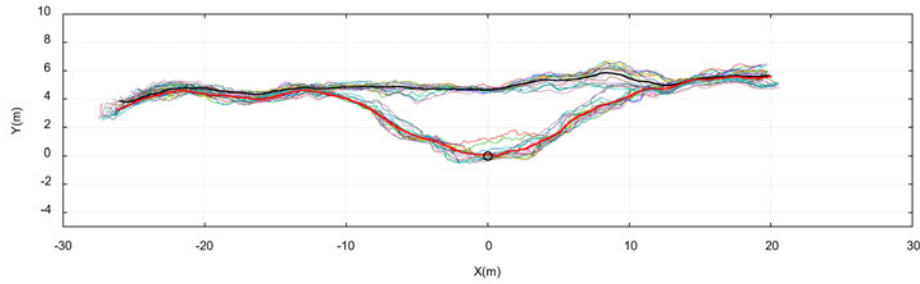


Figure II-48: Illustration des asymétries d'arrachement communément observées dans les résultats de tir mono-trou du programme expérimental.

II.D.4.3 Mono-trous — forme des arrachements

L'étude et la définition d'une forme pour les arrachements créés par une charge unique est doublement nécessaire. Premièrement, nous avons souligné dans l'introduction de notre méthode analytique que la définition de la fonction de forme influence la valeur de la surface arrachée si on maintient la portée x_L constante, et inversement; il faudra donc fixer une fonction f pour étudier quantitativement les arrachements produits dans les différents types d'essai. Deuxièmement, si on considère que l'arrachement d'une charge modifie la donnée du front et donc de la banquette effective pour les charges suivantes, il est nécessaire de connaître le profil d'arrachement pour actualiser la situation de ces charges.

Remarquons tout d'abord que ces dernières sont plus souvent assimilables à des arcs qu'à des triangles. Ceci rend difficile la définition d'un *angle d'arrachement* comme cela est parfois proposé dans la littérature expérimentale — les instigateurs des concepts de triangle et d'angle d'arrachement reconnaissent d'ailleurs qu'il s'agit d'un concept qui n'est pas toujours conforme à la réalité observée (Rustan, 2011 [135]). De même que pour les effets arrière, cette forme arquée a initialement été interprétée comme un effet des réflexions d'onde à la surface libre du gradin, mais les résultats de simulations obtenus et présentés au Chapitre III réduisent la pertinence de cette hypothèse. On notera par ailleurs que la position du trou est nécessairement un paramètre important déterminant la forme d'arrachement, puisque toutes les formes mesurées passent soit par le trou, soit à proximité immédiate de ce dernier.

Une fonction analytique normalisée $f(\alpha, \beta)$ a été identifiée comme offrant une représentation correcte de cette forme (Equation II.9):

$$f(x) = \left[\sin \left(x^\alpha \cdot \frac{\pi}{2} \right) \right]^\beta \quad (\text{II.9})$$

Afin d'identifier les valeurs optimales pour α et β , l'ensemble des demi-arrachements mesurés pour les mono-trous est utilisé pour un ajustement global. Cet ajustement concerne 17 des 24 demi-arrachements considérés dans l'étude. Pour les 7 autres cas, la forme de l'arrachement est selon les cas plus ou moins évasée que la forme standard obtenue. Comme pour les asymétries, ces déviations par rapport aux cas standard sont majoritairement attribuées aux discontinuités structurales à l'intérieur des gradins n'ayant pu être mesurées dans le cadre des essais et prises en compte dans l'analyse.

Les profils arrachés expérimentaux et la forme d'arrachement analytique ajustée sur ceux-ci sont représentés à la Figure II-49 ci-après. Noter que cette fonction de forme ne prétend à aucune logique physique particulière. Cette fonction sera fixée pour toute la suite de l'étude; elle sera également utilisée pour l'allocation de volumes propres aux trous dans les tirs à charges multiples et à amorçage retardé.

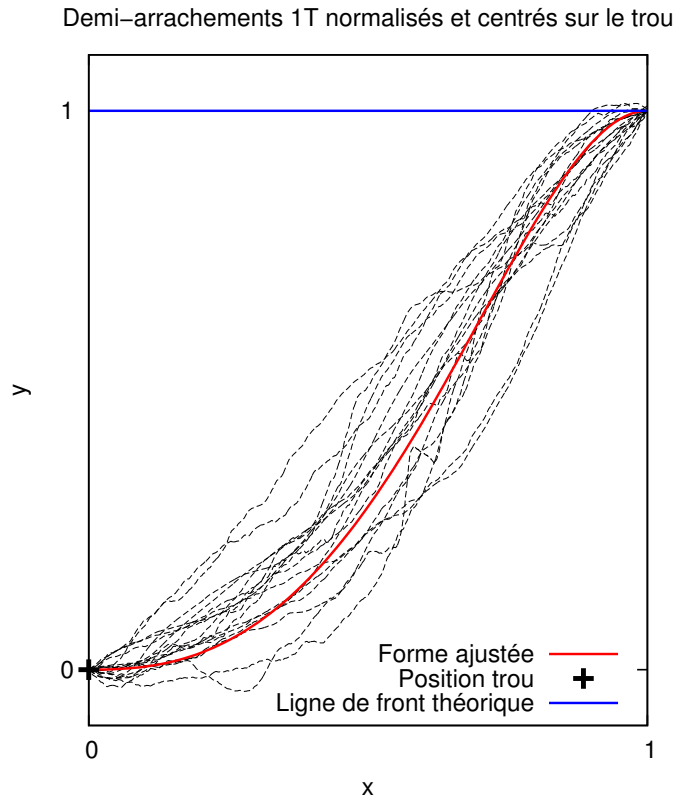


Figure II-49: Demi-arrachements normalisés mesurés pour les essais mono-trou et forme d'arrachement analytique ajustée.

Les valeurs des paramètres qui offrent la meilleure corrélation avec la base de données expérimentales sont $\alpha = 4.21$ et $\beta = 0.44$.

L'intégrale entre 0 et 1 de la fonction f (que nous avons introduite lors des précisions sur la description analytique des arrachements) vaut 0.41. Ceci traduit un léger surarrachement vers l'intérieur du gradin par rapport à la forme de référence dans la littérature qui est le triangle²⁴. Remarquons que les formes d'arrachement évasées et partant vers l'intérieur des gradins ont également été constatées par d'autres auteurs (par exemple Persson, Ladegaard-Pedersen & Kihlström, 1969 [122], et Bhandari, 1997 [7] — voir Figure II-50). Par rapport à ces données et à ces résultats, il apparaît que le concept largement véhiculé par de nombreuses illustrations dans la littérature qu'une charge verticale produit un arrachement avec un angle au sommet proche de 90° est tout bonnement incompatible avec la réalité du terrain. Persson, Ladegaard-Pedersen & Kihlström indiquent cependant que des angles proches de 90° sont constatés pour des charges *concentrées*, c'est-à-dire ponctuelles et non allongées comme cela est le cas dans les tirs de gradins.

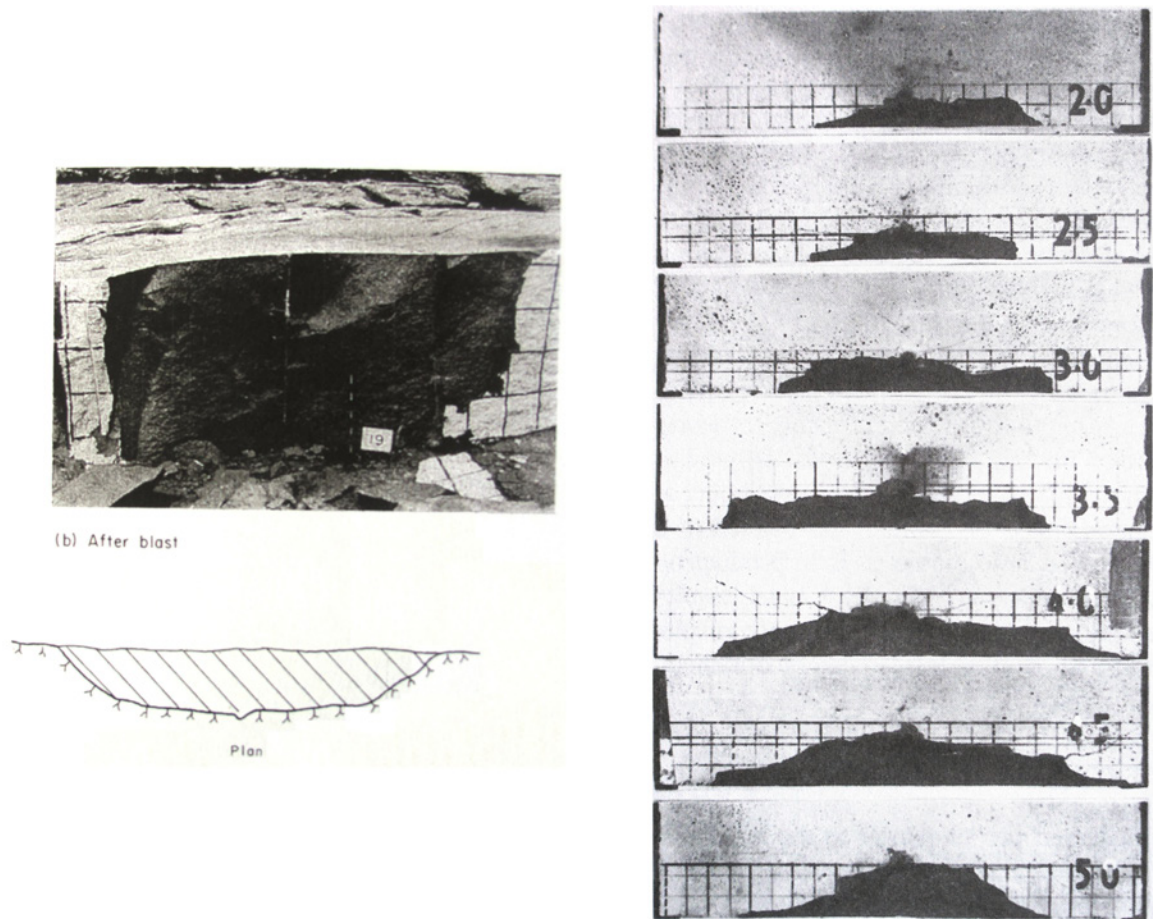


Figure II-50: Arrachements évasés observés dans la littérature pour des charges uniques et en échelle réduite. A gauche: Persson, Ladegaard-Pedersen & Kihlström, [122], granit, $B=0.7$ m. A droite: Bhandari, béton, 1997 [7], $B= 0.02-0.05$ m.

²⁴L'intégrale de la fonction $y=x$ entre 0 et 1 vaut 0.5. Une fonction de forme dont l'intégrale serait nulle correspondrait à un arrachement rectangulaire (ce qui correspond au facteur de forme $\eta = 1$ introduit par Wimmer; 2008, [168]); à l'inverse, une fonction de forme dont l'intégrale se rapprocherait de 1 traduirait un arrachement *en entonnoir* tel que ceux auxquels Wimmer prête un facteur de forme $\eta < 0$.

II.D.4.4 Mono-trous — étendue des surfaces arrachées

Le graphe à la Figure II-51 compare les demi-sections moyennes arrachées dans les essais mono-trou à la banquette minimale des trous, avec la loi de puissance ajustée correspondante. On rappelle que la banquette minimale a été identifiée comme offrant un meilleur coefficient de corrélation ($R^2=0.64$) vis-à-vis des résultats d'arrachement que la banquette directe (p. 115). La loi empirique ainsi constituée est exprimée par l'Equation II.10:

$$\mathcal{A}_l^{MT} = 4.47 \cdot B_{min}^{1.37} \quad (II.10)$$

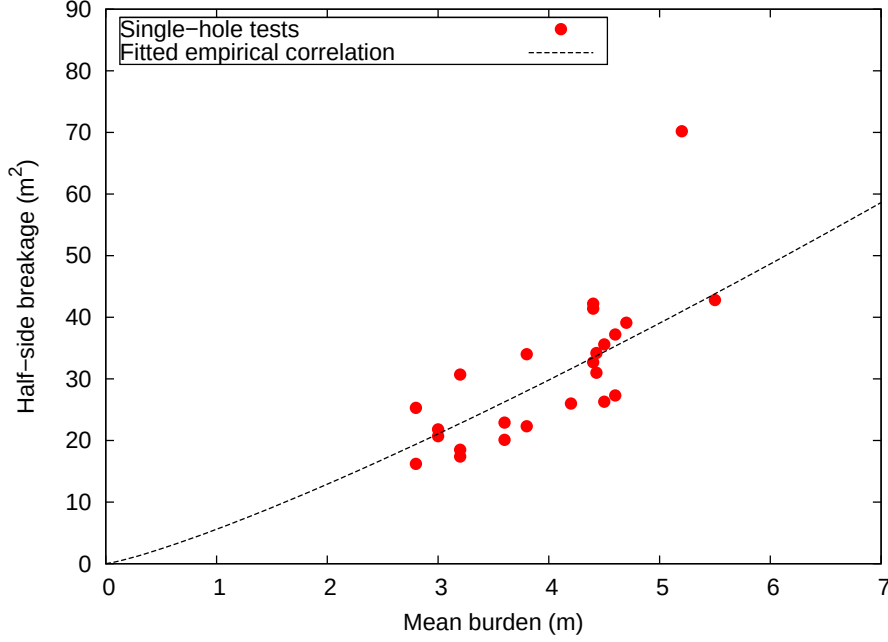


Figure II-51: Demi-sections planes arrachées par les essais mono-trou du programme expérimental. Les arrachements ayant été perturbés ont été écartés du procédé d'ajustement et ne sont pas représentés sur ce graphe.

L'influence des autres paramètres principaux indépendants de B_{min} et éventuellement pertinents sur l'étendue des arrachements latéraux a été étudiée: état de fracturation des zones de colonne et de bourrage (à travers les indicateurs $X_{max/IS-ZC}$ et $X_{max/IS-ZB}$), vitesse de détonation de l'explosif (VOD), hauteur du gradin²⁵ (H_g), écarts d'azimut et d'inclinaison entre foration réalisée et foration théorique ($\Delta\alpha$, Δi respectivement). Aucune influence notable de ces paramètres ne peut être constatée au niveau de la quantité de roche arrachée.

Le point hors tendance sur le graphe correspond à l'essai R3T1. L'arrachement a porté loin latéralement sans qu'on n'ait identifié d'erreur de mesure, ou que les données collectées sur le gradin ne permettent d'expliquer le résultat. On pense que celui-ci provient de conditions structurales exceptionnelles à proximité du trou de mine.

Pour mieux comprendre ce qu'implique cette loi empirique, tournons nous vers la description analytique théorique des arrachements qui a été proposée en introduction. Nous pouvons voir que, si la fonction de forme F est fixée et si aucun autre paramètre que la banquette ne

²⁵Elle ne doit pas avoir d'influence sur des profils exprimés dans le plan moyen, mais nous avons tout de même vérifié ce point.

joue de manière notable sur les résultats, alors, nous pouvons écrire l'équation suivante:

$$\mathcal{A}_l(B) = A' \cdot B^{1+\alpha},$$

avec:

$$\begin{cases} x_L = A \cdot B^\alpha \\ A' = A \cdot \left[1 - \int_0^1 F(x) dx \right] \end{cases}$$

Examinons deux cas extrêmes, par rapport auxquels nous positionnerons le résultat qui a été obtenu. Le cas $\alpha = 1$, autrement dit une loi de type $\mathcal{A}_l \propto B^2$, correspondrait à un arrachement de forme constante ne se resserrant et ne s'élargissant pas au fur et à mesure que la banquette augmente. Un α nul (voire négatif) signifierait à l'inverse que la portée latérale est constante (voire décroissante) par rapport à la banquette, et le resserrement de l'arrachement avec l'augmentation de la banquette serait alors très fort.

Notre cas ($\alpha = 0.37$) est plus proche du resserrement de la forme arrachée lorsque la banquette augmente. Cependant, dans la gamme de banquettes qui a été testée, il ne s'exprime pas de manière extrêmement significative; l'écart entre les portées latérales empiriques associées aux banquettes extrémales testées dans le programme d'essais est en effet de 23%, tandis que la banquette des essais a varié du simple au double.

D'après les études expérimentales mono-trou présentées dans la littérature, le tonnage abattu chute brusquement lorsqu'une valeur de banquette appelée *banquette critique* est atteinte. Lorsque nous avons testé les banquettes les plus élevées (essais mono-trou R2T3 et R2T4), la roche avait été abattue et détachée du front, mais les tas étaient effectivement très compacts et peu projetés. Constatant ce résultat, nous avons décidé de ne pas tester de banquettes plus élevées — de tels résultats ont créé des difficultés pratiques aux chargeurs pour débayer la roche abattue. Aussi, la tendance à l'augmentation de la surface arrachée avec la banquette est illusoire et ne doit pas être extrapolée au delà de la plage de valeurs testées dans le cadre du programme d'essais.

II.D.4.5 Tirs à charges multiples — arrachement entre charges

Pour l'ensemble des tirs à deux charges ou plus, amorcées simultanément ou non, les arrachements constatés entre les charges suivent en première approximation le plan médian entre elles. On peut le voir à la Figure II-52 qui compare un bi-trous à amorçage retardé (R7B3), un bi-trous à amorçage simultané (R8B2) et un tir à une rangée (I3). Pour prédire les arrachements entre trous dans le plan moyen, on tracera donc une ligne directe entre la position des deux trous, comme cela est par ailleurs suggéré dans leurs règles de découpage par Rollins & Wang (1990, [127]).

II.D.4.6 Tirs à une rangée — comparaison de l'étendue arrachée avec les mono-trous

Le graphe de la Figure II-53 compare les valeurs de demi-sections arrachées pour les différents types d'essai du programme expérimental: mono-trou, bi-trous à amorçage simultané, bi-trous à amorçage retardé, rangées de trous à amorçage retardé.

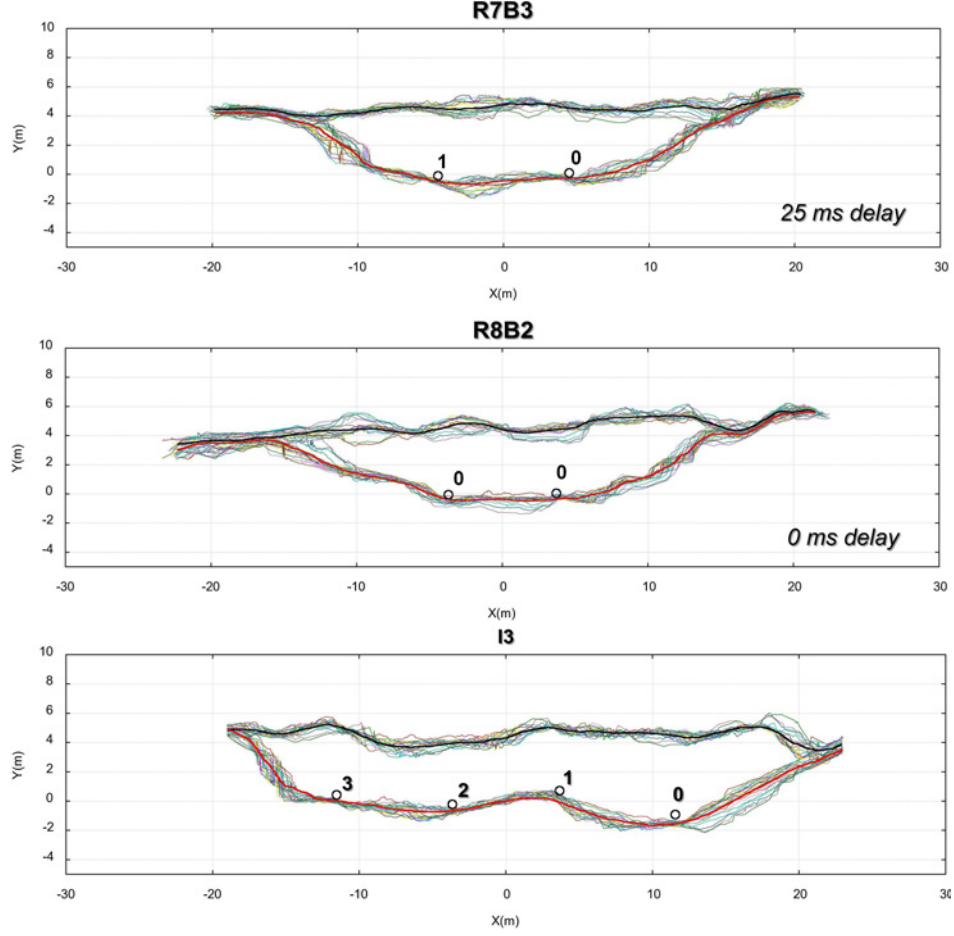


Figure II-52: Comparaison des arrachements produits par, de haut en bas: un tir bi-trous à amorçage retardé (R7B3 — $B_{min}=4.3$ m, $S=9.0$ m), un tir bi-trous à amorçage simultané (R8B2 — $B_{min}=4.3$ m, $S=7.9$ m), un tir à une rangée amorcée de droite à gauche avec retard (I3 — B_{min} de droite à gauche: 5.1, 3.8, 4.2, 4.1 m, S trou à trou de droite à gauche: 9.0, 7.0, 7.9 m).

Les résultats d'arrachement obtenus dans le cas de la charge unique et dans le cas des tirs à une rangée de trous sont, quantitativement, visiblement différents. L'arrachement latéral provoqué par les tirs d'une rangée de trous est significativement inférieur à celui observé pour les tirs de charges individuelles à banquette équivalente. La loi empirique suivante peut être proposée pour les essais multi-trous en fonction de la banquette minimale des trous (Equation II.11 — $R^2 = 0.73$):

$$\mathcal{A}_t^{INS} = 1.40 \cdot B_{min}^{1.93} \quad (\text{II.11})$$

Ce résultat appelle une interrogation: la portée plus faible des arrachements dans les tirs à une rangée ne s'exprime-t-elle pas essentiellement au niveau du dernier trou ? Sur le graphe de la Figure II-53, on n'avait pas distingué les premiers trous des derniers dans les tirs de rangée et dans les tirs bi-trous à amorçage retardé. Or, on peut se demander si ce mélange ne produit pas une impression biaisée du résultat: le premier trou dans ces tirs pourrait se rapprocher du cas mono-trou, et le dernier trou pourrait au contraire produire un arrachement plus faible. Les graphes des Figures II-54 et II-55 explicitent cette distinction respectivement pour le cas des tirs à une rangée, et pour celui des essais bi-trous à amorçage retardé. On conviendra que le fait de distinguer le premier trou du second dans un amorçage simultané n'a pas de sens.

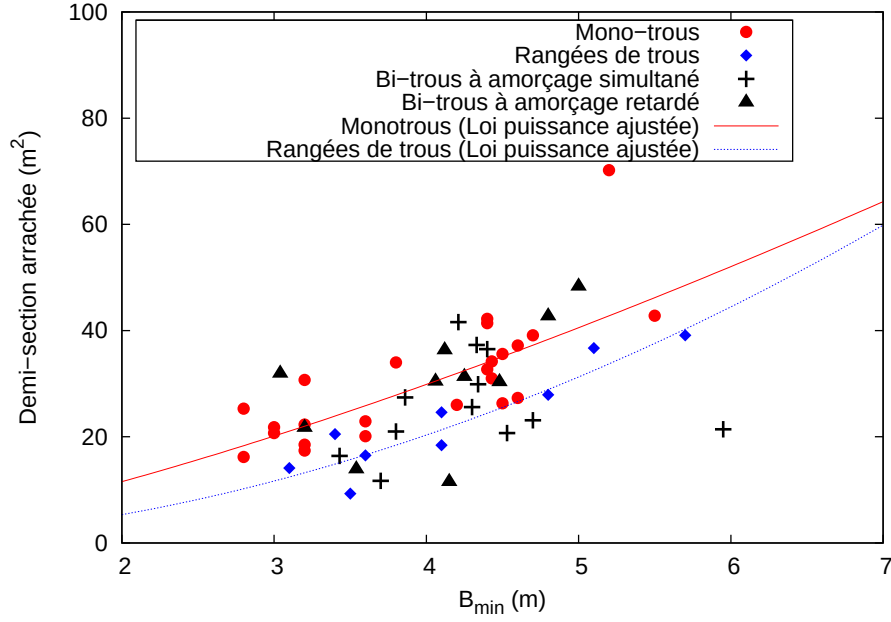


Figure II-53: Résultats d'arrachement latéral en fonction de la banquette minimale B (comparaison entre tirs mono-trous et tirs multi-trous).

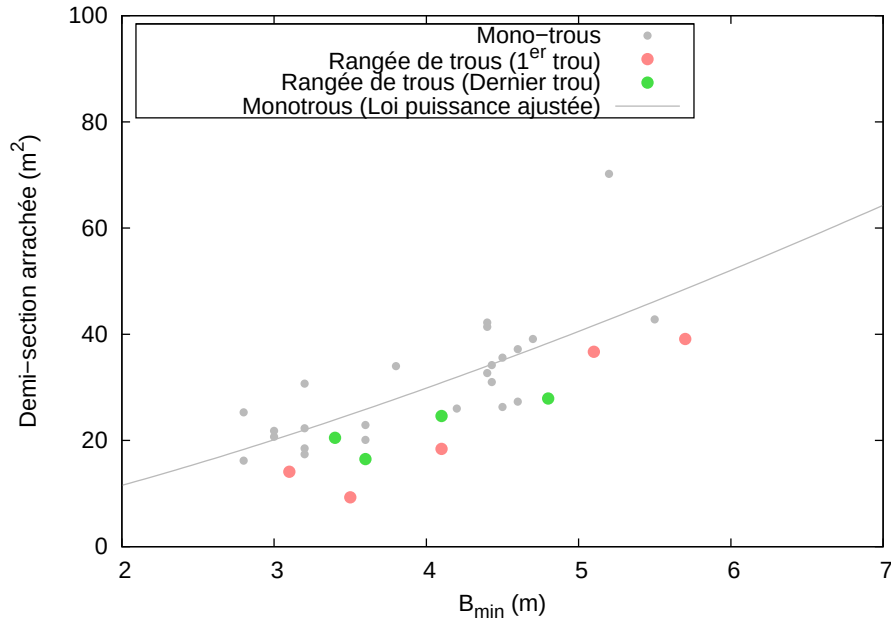


Figure II-54: Arrachement latéral produit dans les tirs de rangée: distinction entre les premiers et derniers trous.

De l'examen de ces graphes, on retiendra trois points essentiels:

- les arrachements produits par les bi-trous à amorçage retardé ne sont pas différents de ceux constatés pour les essais mono-trous;
- dans ces tirs bi-trous, le second trou ne se distingue pas plus clairement du cas mono-trous que le premier;

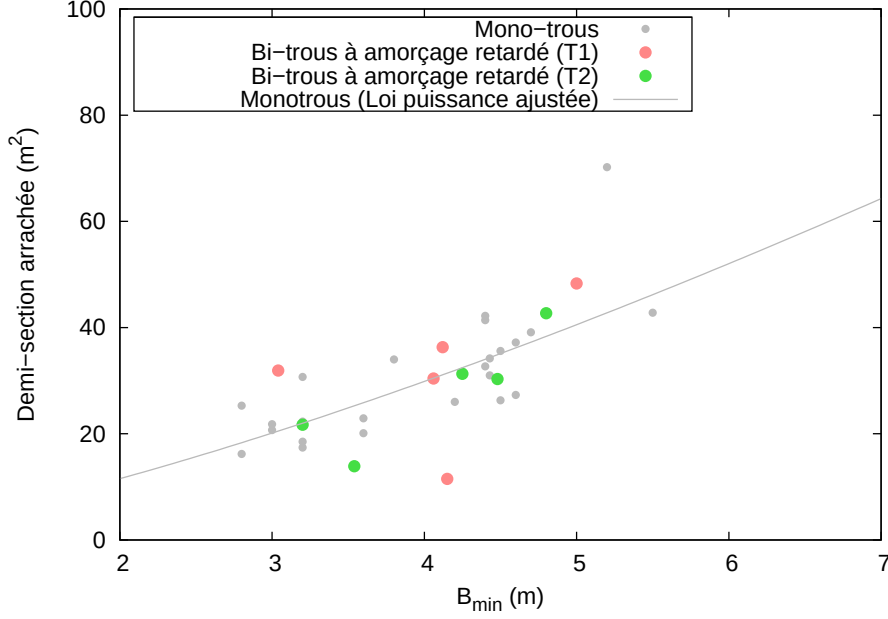


Figure II-55: Arrachement latéral produit dans les tirs bi-trous à amorçage retardé: distinction entre le premier et le deuxième trou.

- dans les tirs d'une rangée, si les premiers trous ne se distinguent pas clairement des derniers, en revanche ils se distinguent clairement du cas mono-trou.

Si l'on se place dans le cadre des hypothèses d'arrachement *séquentiel* utilisées dans des règles de découpage trou par trou des plans de tirs telles que celles suggérées par Hjelmberg, 1983 [62] et Rollins & Wang, 1990 [127], alors aucune différence ne devrait être constatée entre les arrachements produits par une charge unique et la *première* charge dans une rangée de plusieurs trous retardés. Il se pourrait donc que les charges adjacentes amorcées ultérieurement aient aussi un rôle à jouer, et pas uniquement celles amorcées antérieurement. Toutefois, les tirs bi-trous à amorçage retardé ne suivent pas non plus la tendance des tirs à une rangée. Ceci peut être dû à un effet de variabilité des données qui sont en nombre réduit pour ce dernier type d'essai; mais on peut aussi envisager que ce résultat, comme pour le cas des débouffrages évoqué précédemment, fournisse un indice que la configuration bi-trou ne doit pas être considérée de la même manière qu'un tir à une rangée, même si le scénario semble *a priori* similaire. On peut faire l'hypothèse que les débouffrages ont causé un échappement et une perte de poussée des gaz d'explosion qui a joué en défaveur de la propagation des surfaces d'arrachement aux côtés du tir.

On notera enfin que l'exposant plus élevé de l'Equation II.11 par rapport à celui de la loi empirique mono-trou (Equation II.10) correspondant à $\alpha = 0.93$ beaucoup plus proche de 1 dénote une portée latérale de l'arrachement quasiment proportionnelle à la banquette. Ceci est probablement dû au fait que la plage de banquettes testées dans les tirs à une rangée est plus réduite que celle associée aux essais mono-trou.

II.D.4.7 Tirs bi-trous — remarques sur l'étendue de l'arrachement

Pour les arrachements produits aux côtés des essais bi-trous, à amorçage retardé comme à amorçage simultané, dans l'ensemble, il n'existe pas de corrélation aussi nette entre la banquette des trous et l'arrachement que dans le cas des essais mono-trou ou des tirs à une

rangée²⁶. L'ensemble des paramètres des essais a été étudié (notamment: l'espacement S , le ratio espacement/banquette S/B , la surface de maille BS), et il n'a été possible de trouver que des corrélations complexes (ex. polynomiales) entre ces derniers et les demi-surfaces arrachées. Nous avons reportées les meilleures corrélations obtenues dans l'Annexe A à toute fin utile; nous n'avons pu dériver aucun commentaire physique pertinent de ces dernières.

Pour ce qui est des tirs bi-trous à amorçage retardé et des tirs à une rangée, on vérifiera par ailleurs au Chapitre IV que la banquette *effective* ne semble pas être un paramètre influençant la portée latérale des arrachements.

II.E Conclusions de l'étude expérimentale

Pour conclure l'approche expérimentale qui a été développée dans ce chapitre, replaçons d'abord les résultats de fragmentation obtenus dans la perspective de notre problématique de recherche.

Plusieurs remarques peuvent être faites à ce sujet. Tout d'abord, les indices d'uniformité des tas abattus sont relativement similaires des essais mono-trou aux essais à amorçage retardé. C'est pourquoi l'argument selon lequel l'hétérogénéité des résultats de tirs de production provient d'un empilement de granulométries homogènes issues de charges uniques est clairement caduc. Dans notre contexte, nous devons abandonner l'espoir de viser plus précisément un objectif granulométrique à travers une adaptation trou par trou de la charge explosive.

Pour pleinement justifier l'emploi d'une méthodologie prédictive de la fragmentation trou par trou, il fallait aussi pouvoir introduire dans le modèle l'influence des variations intimes de géométrie d'un trou à l'autre, pour expliquer leur influence sur les résultats de fragmentation. L'analyse des résultats granulométriques dans le programme d'essais n'a cependant pas fait apparaître une influence à la fois nette et précise des paramètres géométriques recensés et que l'on espérait initialement prendre en compte: banquette, espacement, hauteur de gradin, surfuration, différences d'inclinaison et d'azimut. A ce sujet, il se pourrait néanmoins que le fait de ne pas prendre en compte une banquette *effective*, différente de la banquette *statique* du tir, fausse en partie la conclusion; ce point dépend des résultats d'arrachement (à travers la géométrie du volume arraché qu'on affecte à une charge adjacente), et nous y accorderons de l'attention dans les analyses complémentaires du Chapitre IV. Cela étant dit, on s'attendrait au moins à ce que les essais mono-trou pris seuls fassent apparaître le rôle de ces paramètres géométriques, ce qui n'a pas été le cas.

On est alors en droit de se demander si les variations structurales intimes de la roche, pour un massif tel que celui que nous avons étudié, n'auraient pas une influence prépondérante; se doter de l'information complète sur ce point, et ce au niveau de chaque trou d'un plan de tir, serait évidemment tellement contre-productif qu'aucune rentabilité industrielle ne pourrait en être espérée avec les moyens actuels. Notre retour d'expérience sur la conduite des essais a souligné que, déjà au niveau de précision dont nous nous sommes dotés, les difficultés et les contraintes d'ordre logistique pour obtenir une grande masse de données dans des tirs industriels sont loin d'être négligeables.

La comparaison des résultats de fragmentation obtenus pour les tirs mono-trou et les tirs

²⁶Pour les bi-trous à amorçage retardé, entre B et A_t , $R^2=0.19$; pour les bi-trous à amorçage simultané, entre B et A_t et en considérant tous les points de données, $R^2=0.07$; en écartant l'anomalie liée au point de forte banquette pour ces essais, $R^2=0.31$.

à plusieurs trous à amorçage retardé a permis de noter qu'à valeurs de consommation spécifique égales, les tirs mono-trous produisaient une fragmentation dans l'ensemble plus fine que les tirs à amorçage retardé. Si nous n'avions pas à disposition les résultats d'arrachement, nous pourrions considérer à ce stade que l'amélioration de la fragmentation des tas abattus à consommation spécifique égale dans les mono-trous est logique, et liée au fait que ces derniers arrachent comparativement moins de roche que leurs voisins, en nous conformant à l'idée générale proposée dans la littérature et que nous illustrons à la Figure II-56.

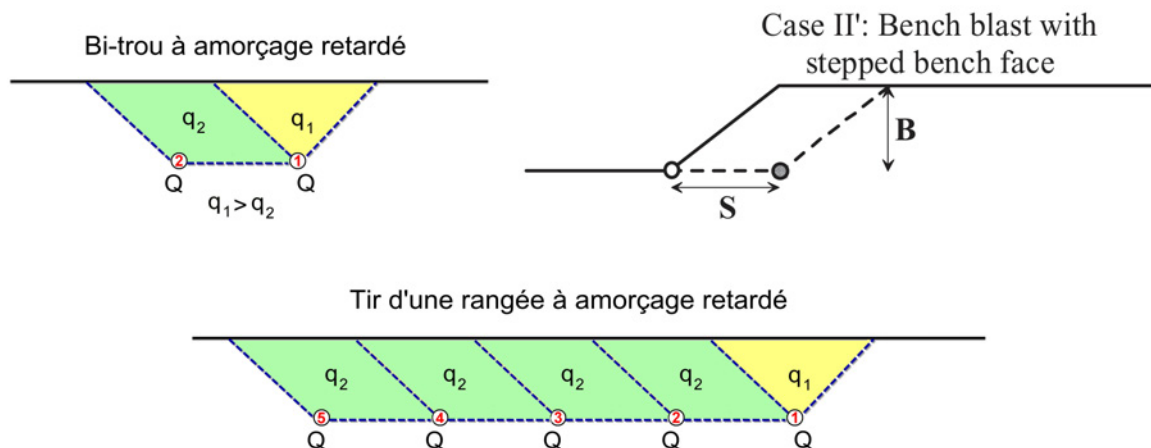


Figure II-56: Illustration d'un découpage des tirs bi-trous et à une rangée à amorçage retardé selon les concepts usuels de la littérature. Le schéma en haut à droite est extrait de Ouchterlony, 2010 [114].

La production de plus gros blocs dans un tir à plusieurs trous retardés que dans un tir mono-trou, par exemple, paraît tout à fait sensée lorsque l'on raisonne avec un découpage tel que celui présenté à la Figure II-56. Il faut néanmoins insister ici sur le fait que les interprétations qualitatives qui en découlent sont impactées par le choix arbitraire d'avoir représenté l'arrachement d'une charge unique par un triangle dont l'angle au sommet est de 90° ²⁷. Dès lors que l'on évase la forme de l'arrachement et que l'on fait porter celui-ci plus loin sur les côtés, le découpage charge par charge des plans de tirs amène l'interprétation qualitative inverse, comme nous l'illustrons à la Figure II-57.

Nous avons montré que les arrachements produits par les charges dans notre contexte expérimental étaient justement de cette nature, à savoir que leur forme est mal décrite par un arrachement triangulaire, et que l'angle d'arrachement *équivalent* aux formes observées est plutôt compris entre 120° à 150° que conforme aux 90° postulés. On a en revanche constaté en commun avec la plupart des illustrations rencontrées dans la littérature qu'il est légitime de représenter en première approximation l'arrachement entre deux trous par un plan qui les relie.

Par ailleurs, la portée des arrachements dans le cas d'essais bi-trous à amorçage retardé n'a pas montré que ces derniers arrachaient plus, ou moins, de roche sur les côtés que leurs équivalents mono-trou. En combinaison avec le fait que la portée latérale des essais mono-trou est élevée, ceci a pour conséquence que la banquette *effective* vue par le deuxième trou d'un essai bi-trou est beaucoup plus faible que la banquette du premier trou. Comme on l'a évoqué ci-avant, la surface arrachée par le deuxième trou, contrairement à l'idée préconçue, est donc

²⁷C'est sur la base de tels postulats qu'aboutissent des règles empiriques du dimensionnement des plans de tir telle que celle, basée sur la théorie des ondes de choc réfléchies, qui stipule que la valeur idéale de l'espacement est fournie par la formule $S = B \cdot \sqrt{2}$.

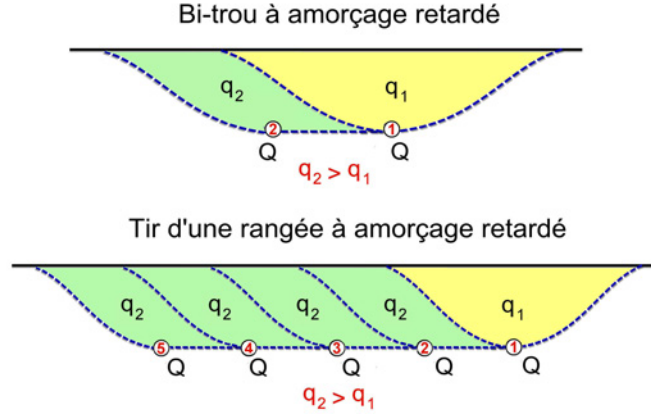


Figure II-57: Illustration d'un découpage des tirs bi-trous et à une rangée à amorçage retardé en prenant en compte les résultats d'arrachement obtenus dans nos expériences.

plus faible que celle arrachée par le premier (voir Figure IV-7, p. 229).

Enfin, l'idée selon laquelle un trou abattu à un instant donné est désolidarisé du reste du tir, et en conséquence n'a plus d'interaction avec les charges amorcées aux instants ultérieurs, est ébranlée par le fait que dans les tirs à une rangée, on a observé à la fois des débourrages et des arrachements à portée plus faible que dans des conditions bi-trou ou mono-trou à géométries pourtant comparables.

Pris dans leur ensemble, tous ces résultats soulèvent donc des questions inattendues pour la mise en oeuvre d'une démarche prédictive trou par trou. Pour mieux les appréhender, et pour guider notre démarche dans l'identification de paramètres pertinents à l'échelle d'une charge quelconque d'un tir à plusieurs trous, nous chercherons dans le prochain chapitre la contribution d'une approche numérique, qui revient sur les fondamentaux du processus d'arrachement et de fragmentation sous le jour de la théorie des ondes de choc.

III Approche numérique

La prédiction de fragmentation et d'arrachement charge par charge est abordée en parallèle de l'approche expérimentale par la mise en oeuvre d'outils numériques. Ce travail fait l'objet du présent chapitre. Dans toutes les modélisations présentées, on ne considère que l'effet mécanique de l'explosif (pas d'effet de gaz) pour comprendre la fragmentation et les formes arrachées obtenues en pratique.

La littérature expérimentale ayant mis en évidence l'effet significatif de la présence d'un matériau bloquant autour d'un échantillon de roche fragmenté par l'explosif, une attention particulière est accordée à l'étude de cette question (III.A).

Après avoir montré que la modélisation d'un tir à l'explosif à géométrie et chargement complexes par une superposition de champs de contraintes fournis par des solutions semi-analytiques n'est pas une solution raisonnable, on modélise la propagation des ondes de choc irradiées par la détonation d'une charge en présence d'un front réel, mesuré à l'occasion d'un des essais mono-trou du Chapitre II. Une composante arrière importante est présente dans les résultats de simulation, ce qui par rapport aux hypothèses faites invite à accorder un rôle important aux ondes de choc incidentes dans l'endommagement du massif (III.B), et qui dans une certaine mesure n'est pas conforme aux résultats expérimentaux constatés dans le Chapitre II.

Enfin, une rhéologie complexe pour le massif rocheux, développée et validée pour des éprouvettes axisymétriques à l'échelle du laboratoire, est mise à contribution pour étudier le cas de la charge unique et de deux charges amorcées simultanément. La lourdeur des calculs à ce stade de complexité nécessite une réduction d'échelle (III.C). Par cette sophistication de rhéologie, l'influence de la surface libre sur le réseau d'endommagement obtenu devient apparente; néanmoins, un endommagement arrière pseudo-axisymétrique marqué subsiste et ce même en modifiant significativement les caractéristiques rhéologiques du matériau.

En reprenant les conclusions obtenues dans les démarches présentées, on ouvre sur les perspectives de recherche qui s'avèrent les plus pertinentes au vu des résultats obtenus (III.D), et l'hypothèse d'une fragmentation entièrement gouvernée par les effets des ondes de choc dans les tirs à échelle réelle, en cohérence avec les résultats dégagés par l'approche expérimentale, doit être mise en cause.

III.A Modélisation de l'influence des conditions aux bords d'un échantillon cylindrique abattu

III.A.1 Introduction

Comme nous avons pu le voir dans le Chapitre I, les études expérimentales de Miklausch (2002, [92]) et de Johansson (2007, [67]) montrent une réduction significative de la qualité de fragmentation d'un échantillon cylindrique tiré à l'explosif lorsqu'il est contraint aux bords par la présence d'un tiers matériau. Ce résultat est d'une importance notable pour la quête d'une méthode prédictive de fragmentation charge par charge dans le plan de tir; en effet, les seules propriétés géométriques du volume abattu, couplées à son contenu en explosif et aux propriétés mécaniques du matériau que l'on veut fragmenter, ne permettent pas de l'expliquer. L'entourage immédiat du matériau abattu a de toute évidence un rôle non négligeable sur les résultats de fragmentation, et en tant que tel, devrait pouvoir être pris en compte dans une méthode prédictive à portée générale.

Pour interpréter son observation, Miklausch a fait appel à une modélisation en élasticité linéaire unidimensionnelle, en montrant que le matériau confinant (dans son cas, de l'acier), plus dense que le matériau abattu, empêche que des contraintes en traction se développent au sein du matériau (dans son cas, du béton). Sans remettre en cause l'observation elle-même, nous nous proposons dans cette partie de mener une étude complémentaire; celle-ci montrera progressivement qu'il n'est possible d'interpréter la réduction de la fragmentation qu'au travers de l'utilisation d'une loi de comportement d'endommagement similaire à celle proposée par Rouabhi (2004, [133]). Cette conclusion confortera la démarche adoptée plus loin dans le mémoire, qui consiste à utiliser finalement la même loi rhéologique pour analyser les tirs en échelle réelle (même si cette modélisation comporte par ailleurs des inconvénients qui seront explicités).

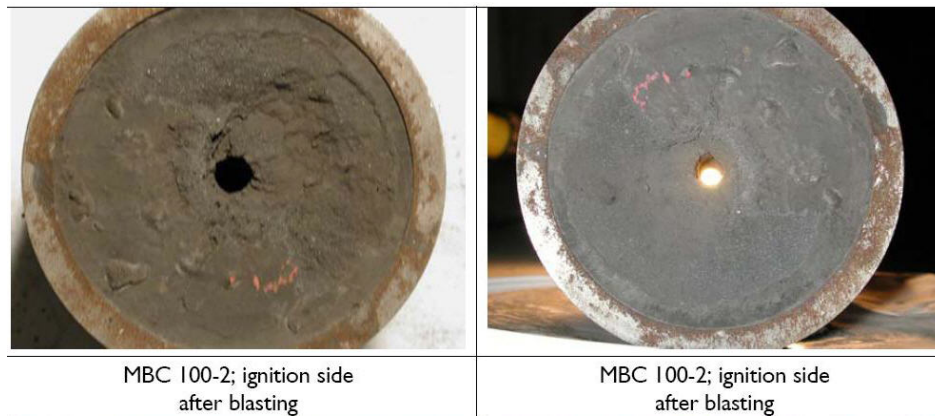


Figure III-1: Cylindre de béton confiné par un anneau d'acier abattu en laboratoire (Miklausch, 2002 [92]). Diamètre du cylindre: 120 mm

Nous montrerons ici dans un premier temps que l'élasticité linéaire ne permet pas d'expliquer l'effet du cerclage, tant sous l'hypothèse simplifiée des ondes planes (démarche adoptée par Miklausch) que dans le cas d'une géométrie réelle (ondes cylindriques). Dans un second temps, en utilisant la rhéologie de Rouabhi pour modéliser le tir d'un échantillon dans des conditions similaires à celles des essais réalisés par Miklausch (illustrés pour rappel à la Figure III-1), nous montrerons qu'il apporte une interprétation plausible des résultats expérimentaux associés, et de plus, nous soulignerons que la caractéristique principale de ce modèle

Béton		
	Rayon intérieur a	0.0025 m
	Rayon extérieur b	0.06 m
	Module d'Young E_1	20 GPa
	Coefficient de Poisson ν_1	0.12
	Masse volumique ρ_1	2166 kg/m ³
Acier		
	Epaisseur e	0.01 m
	Module d'Young E_2	200 GPa
	Coefficient de Poisson ν_2	0.30
	Masse volumique ρ_2	7800 kg/m ³

Table III.1: Données géométriques et paramètres élastiques utilisés pour la modélisation de l'essai cylindrique bloqué de Miklautsch.

(caractère orienté de la rupture) lui permet de mieux expliquer l'effet du cerclage.

III.A.2 Données du problème

Les caractéristiques mécaniques retenues pour le béton et pour l'acier sont indiquées à la Table III.1. Les paramètres rhéologiques supplémentaires nécessaires dans le modèle de Rouabhi (Table III.4, p.194) seront explicités ultérieurement lors de la présentation détaillée de celui-ci.

La modélisation par éléments finis associée, en 1D axisymétrique, a été mise en oeuvre conformément au schéma présenté à la Figure III-2. La pression exercée par l'explosif sur la paroi du trou de mine est définie par une croissance-décroissance exponentielle identique à celle utilisée plus loin pour l'analyse des tirs réels (Equation III.12, p.194). La pression augmente de 0 à $P_0 = 250$ MPa en $10 \mu s$, puis décroît exponentiellement en devenant inférieure à 2.5 MPa au bout d'un temps total de 0.06 ms (voir Figure III-23, p.195).

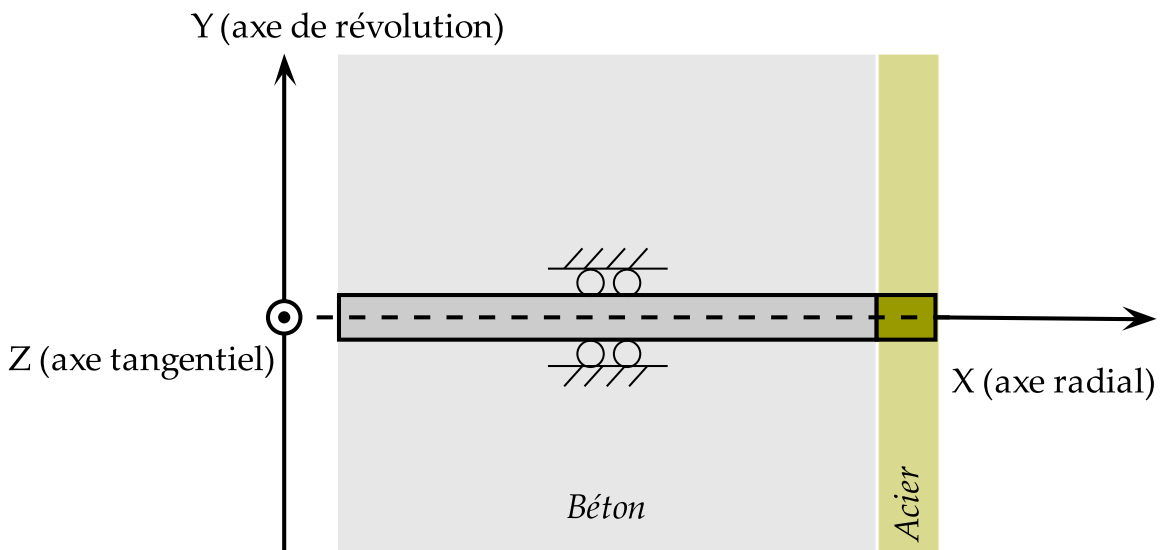


Figure III-2: Schéma du calcul 1D axisymétrique réalisé.

III.A.3 Etude en élasticité linéaire

La démarche de l'élasticité linéaire, classique, consiste à admettre que le comportement mécanique de tout solide présente une partie élastique, et que pour certaines structures, le calcul élastique fournit un champ de contraintes qui n'est pas trop éloigné de la réalité pour analyser et estimer les zones rompues. L'avantage de l'élasticité linéaire est aussi que dans certains cas, il est possible d'exhiber une solution analytique¹. Cependant, dans le cas de l'éprouvette cylindrique composite, même en élasticité linéaire, il n'existe pas de solution analytique pour décrire le champ de contraintes. C'est la raison pour laquelle certains auteurs tels que Miklausch ramènent le problème au cas des ondes planes, c'est-à-dire une tige sollicitée le long de son axe. On est alors dans le cadre classique de l'acoustique.

III.A.3.1 Ondes planes

Remarquons tout d'abord que cette simplification de la géométrie du problème réel nous ramène à un problème physique différent. Il s'agit maintenant d'une tige (poutre droite le long de l'axe $\vec{x}$), soumise en $x = a$ à la pression $P(t)$, et libre à son extrémité:

- $x = b + e$ lorsqu'elle est composite (béton puis acier);
- $x = b$ lorsque l'acier est absent.

A ce stade, pour l'étude du problème, on peut alors choisir deux contextes d'étude:

- *contraintes planes* — la surface latérale de la tige est libre et les célérités s'expriment en fonction du module d'Young;
- *déformations planes* — la surface latérale de la tige est contrainte par une liaison parfaite et les célérités s'expriment en fonction des modules oedométriques.

C'est ce dernier choix qui a été retenu pour l'étude, mais ce choix relève ici du détail et ne modifie en rien les conclusions de l'analyse.

Dans ce contexte, on démontre que la vitesse particulière $v(x, t) = v_x(x, t)$ dans chaque tronçon de la tige composite est la somme d'une fonction $v_+(t - x/c)$, correspondant à une onde qui transite dans le sens $x > 0$, et d'une fonction $v_-(t + x/c)$ qui transite dans l'autre sens. Les deux ondes ont la même célérité c :

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho} \cdot \frac{1 - \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}}$$

Par ailleurs, la contrainte axiale $\sigma_{xx} = \sigma(x, t)$ se décompose elle aussi sous la forme: $\sigma = \sigma_+(t - x/c) + \sigma_-(t + x/c)$, avec: $\begin{cases} \sigma_+ = -Zv_+ \\ \sigma_- = Zv_- \end{cases}$

où $Z = \rho c$ est l'impédance acoustique du matériau. Les deux fonctions σ_+ et σ_- peuvent être déterminées en utilisant les conditions initiales, les conditions aux limites ainsi que les conditions de liaison entre les deux tiges (béton et acier). Les célérités et impédances acoustiques du béton et de l'acier sont calculées et indiquées à la Table III.2.

¹La possibilité de superposer plusieurs solutions analytiques pour simuler à tout instant et en tout point de l'espace le champ de contraintes issu d'un plan de tir à géométrie et scénario d'amorçage complexe a d'ailleurs été suggérée dans la littérature, et la portée de cette méthode est abordée dans la partie III.B.

	x (m)	c (m · (ms) ⁻¹)	Z (MPa · (ms) · m ⁻¹)
Béton	[0.0025 – 0.06]	$c_1 = 3.09$	$Z_1 = 6692.$
Acier	[0.06 – 0.07]	$c_1 = 5.88$	$Z_1 = 45826.$

Table III.2: Célérités et impédances acoustiques des deux matériaux de l'échantillon cylindrique composite.

Le tir ayant commencé à $t = 0$, on a :

$$\forall t, \forall x : \sigma_+(t - x/c) = \sigma_-(t - x/c) = 0$$

Par ailleurs, pour tout $t > 0$, on a les conditions suivantes:

- en $x = a$: $\sigma_+(t - x/c_1) + \sigma_-(t + x/c_1) = -P(t)$
- en $x = b$ (sans acier): $\sigma_+(t - x/c_1) + \sigma_-(t + x/c_1) = 0$
- en $x = b + e$ (avec acier): $\sigma_+(t - x/c_2) + \sigma_-(t + x/c_2) = 0$

En présence d'acier, nous devons assurer à l'interface ($x = b$) les continuités respectives de la vitesse v et de la contrainte σ :

$$\begin{cases} (\sigma_{-(1)} - \sigma_{+(1)}) / Z_1 = (\sigma_{-(2)} - \sigma_{+(2)}) / Z_2 \\ \sigma_{-(1)} + \sigma_{+(1)} = \sigma_{-(2)} + \sigma_{+(2)} \end{cases}$$

On répartit traditionnellement les inconnues $\sigma_{-(1)}$, $\sigma_{+(1)}$, $\sigma_{-(2)}$, $\sigma_{+(2)}$ en deux groupes: les ondes qui, vis-à-vis du sens de propagation de l'onde, arrivent vers l'interface (ondes incidentes, à savoir $\sigma_{+(1)}$ et $\sigma_{-(2)}$), et les ondes qui la quittent (ondes réfléchies ou transmises, à savoir $\sigma_{-(1)}$ et $\sigma_{+(2)}$). Le système linéaire ci-dessus permet donc de relier les deux couples via la matrice de transfert ci-dessous, où $k = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1}$:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{-(1)} \\ \sigma_{+(2)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k & 1 - k \\ 1 + k & -k \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{+(1)} \\ \sigma_{-(2)} \end{pmatrix}$$

Ainsi, l'onde incidente $\sigma_{+(1)}$ se transmet au matériau 2 avec le coefficient de transmission $1 + k = 2Z_2 / (Z_1 + Z_2)$ et se réfléchit dans le matériau 1 avec le coefficient k . Alors qu'une onde incidente $\sigma_{-(2)}$ se transmet avec le rapport $1 - k = \frac{2Z_1}{Z_1 + Z_2}$ et se réfléchit avec le coefficient $-k$.

Par conséquent, les coefficients de transmission sont toujours positifs, et donc toute onde de compression (resp. traction) se transmet en tant que compression (resp. traction). On notera que k est positif dans le cas béton-acier, au lieu de négatif dans le cas où seul le béton est présent (l'impédance acoustique de l'air est très faible par rapport à celle d'un matériau solide). Compte tenu de ce changement de signe, certains chercheurs tiennent le raisonnement suivant.

Au départ, pour $t \leq (b - a)/c_1$, seule une onde, compressive, existe:

$$\sigma_{-(1)}(t - x/c_1) = -P(t - x/c_1) \leq 0$$

correspondant à une compression. Lorsqu'elle arrive en $x = b$, elle se réfléchit en tant que traction $\sigma_{+(1)} = P(t + x/c_1)$ en l'absence d'acier (car $\sigma = 0$ à l'interface) et en tant que compression $\sigma_{+(1)} = -kP(t + x/c_1)$ en présence d'acier. Cette affirmation est vraie pour $t = (b - a)/c_1 + \epsilon$ avec $\epsilon \geq 0$ petit. Mais il n'est pas possible d'en déduire une explication sur

l'influence de l'acier, car pour l'instant, en $x = b$, nous avons $\sigma = 0$ (donc pas de traction) ou $\sigma = (-1 + k)P_0 \leq 0$. Autrement dit, dans les deux cas, l'éprouvette ne casse pas par traction en $x = b$. De plus, lorsque l'on développe la solution jusqu'au bout, on s'aperçoit que la présence de l'acier engendre une forte traction σ à l'interface et pour le béton², comme le montre la Figure III-3 qui fournit l'historique de σ/P_0 (rappel: $P_0 = 250$ MPa) en fonction du temps.

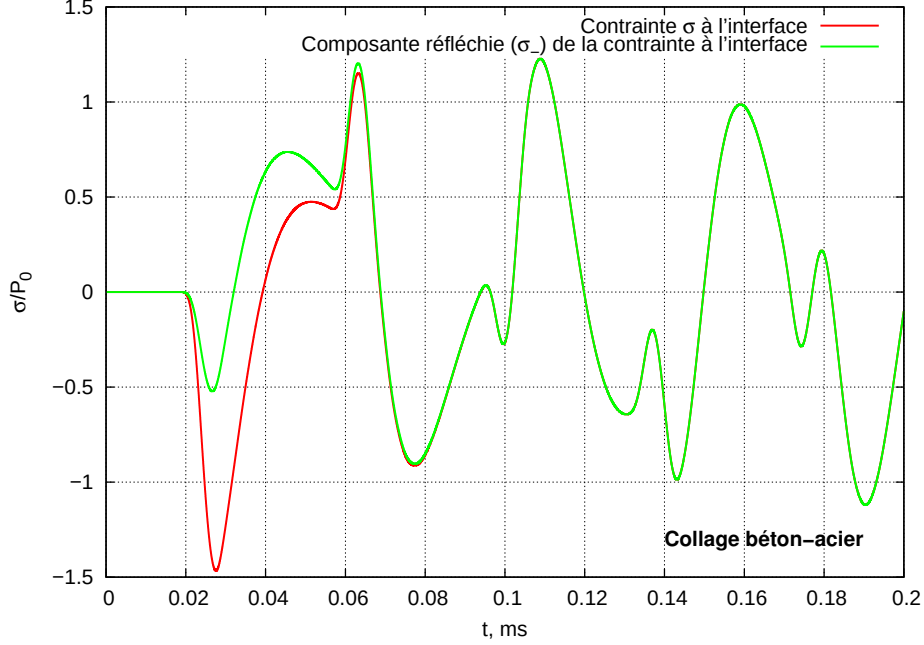


Figure III-3: Contrainte à l'interface en présence d'acier et pour une liaison parfaite (collage entre béton et acier).

Certes, l'onde réfléchie de traction en l'absence de l'acier risque d'entraîner une traction dans le béton pour $x < b$ lorsqu'elle n'est plus compensée par l'onde incidente $P(t - x/c_1)$ de compression. Cependant, sur la Figure III-3, l'historique de l'onde réfléchie $(\sigma + P)/P_0$ fait clairement apparaître l'existence d'une traction à partir d'un certain instant.

En restant avec cette approche simplifiée de l'onde plane, on peut penser tenir la vraie explication du phénomène étudié en imaginant que dans les conditions réelles de l'essai, la liaison entre le béton et l'acier n'est pas suffisamment rigide. Nous imaginons alors le modèle d'un contact qui ne transmet que la contrainte de compression. On a donc en $x = b$ les déplacements du béton u_B et de l'acier u_A ainsi qu'une contrainte σ avec les conditions de contact $u_B = u_A$ et $\sigma = 0$. La Figure III-4 illustre les résultats avec les historiques de σ/P_0 et $(\sigma + P)/P_0$ en $x = b$ et montre clairement l'existence d'une onde réfléchie de traction. En examinant la Figure III-5, qui représente $u_B(t)$ et $u_A(t)$, on comprend bien pourquoi la contrainte s'annule à partir d'un certain temps: les deux morceaux de la tige se mettent à voyager séparément, et la portion béton, qui avait été freinée par la portion acier, finit par avoir une vitesse de mouvement uniforme plus faible que celle de l'acier.

²En l'absence de précision contraire, les contraintes et déplacements étudiés dans toute la suite du texte concerneront le béton.

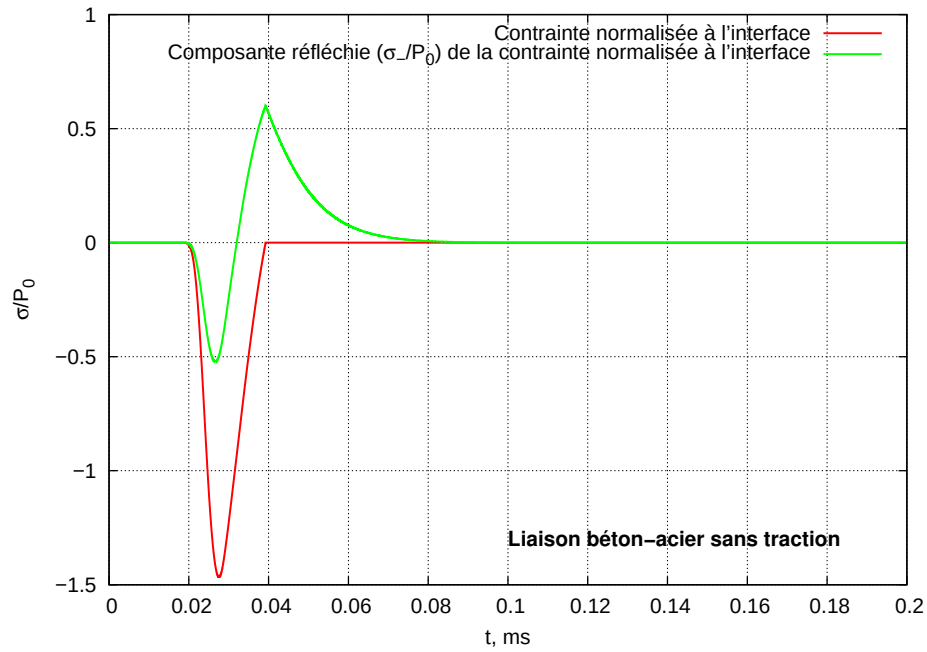


Figure III-4: Contrainte à l'interface en présence d'acier et pour une liaison sans traction entre béton et acier.

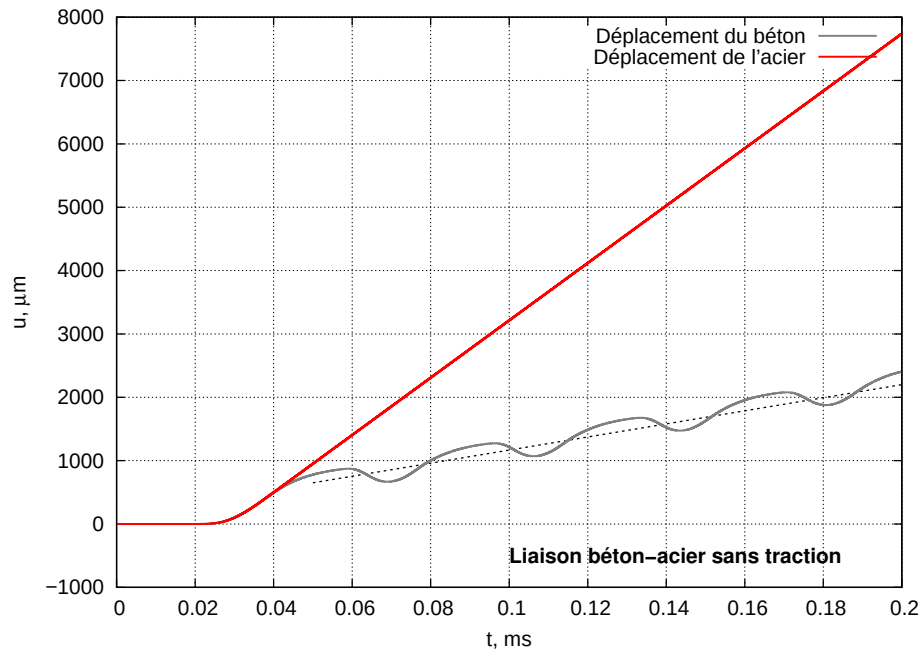


Figure III-5: Déplacements du béton et de l'acier à l'interface pour une liaison sans traction entre béton et acier.

III.A.3.2 Ondes cylindriques

On est amené à ce stade à abandonner l'approche de l'onde plane, puisque dans tous les cas, on a une onde réfléchie en traction de niveau suffisant pour créer la rupture, et qu'on n'explique donc pas l'absence de rupture dans l'échantillon cerclé. Envisager l'approche des ondes cylindriques est d'ailleurs préférable à deux titres notamment :

- avec les ondes planes, nous n'avons étudié que la contrainte axiale $\sigma_x = \sigma$, alors que dans le cas réel de l'éprouvette cylindrique, la contrainte radiale σ_r (rôle analogue à σ_x) et la contrainte orthoradiale σ_θ (cause de la fissuration radiale) interviendront toutes deux;
- dans le dernier modèle (liaison sans traction), le morceau d'acier s'est détaché, ce qui ne peut être le cas de l'anneau d'acier.

Sous cette nouvelle hypothèse, on a étudié les mêmes scénarios que dans la partie précédente, à savoir béton seul, béton et acier collés puis béton et acier avec liaison sans traction. Les résultats concernant la contrainte radiale σ_r sont similaires à ceux obtenus pour la contrainte axiale σ_x dans le cas des ondes planes, c'est-à-dire que les trois cas présentent des ondes réfléchies de traction radiale. En représentant $(\sigma_r + \bar{P})/P_0$ en fonction du temps en $r = b$, avec la pression $\bar{P}$ déduite de P en tenant compte de l'amortissement géométrique, on montre que la contrainte radiale réfléchie peut devenir positive. Les Figures III-6 (analogue à la Figure III-3) et III-7 (analogue à la Figure III-4) illustrent le propos pour les cas respectifs béton/acier collés et béton/acier sans traction à l'interface.

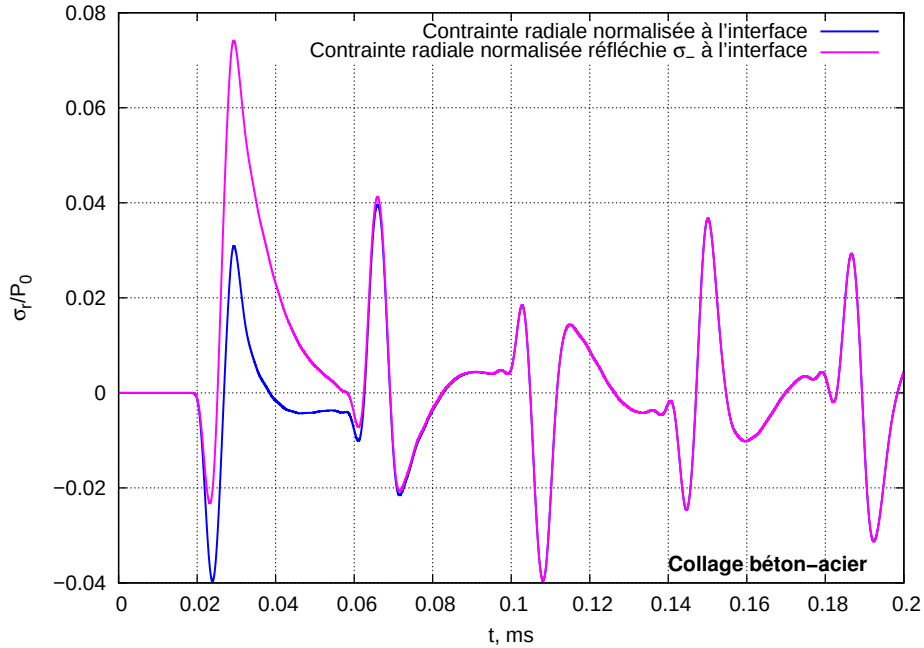
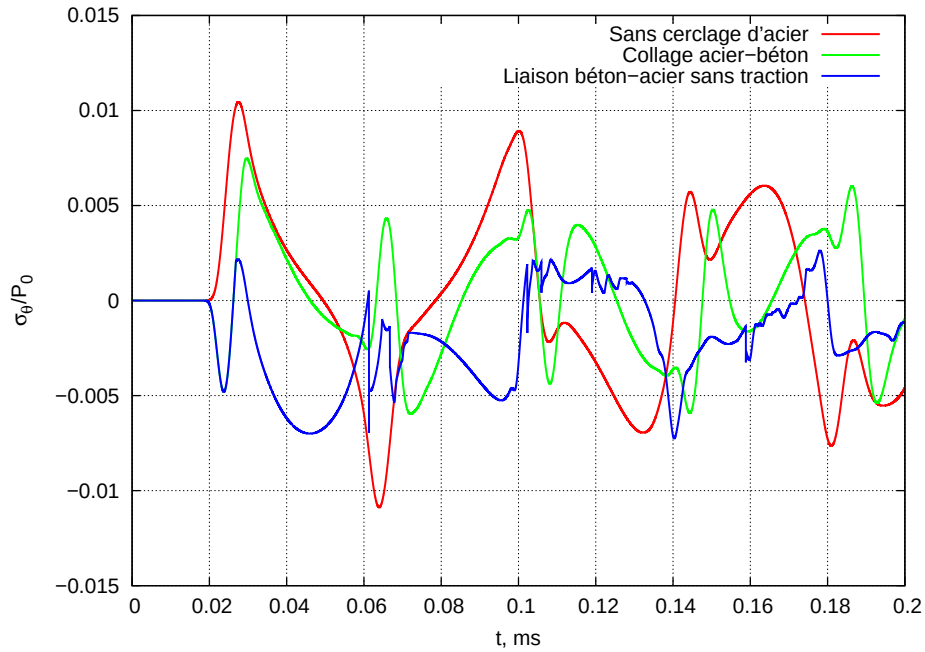
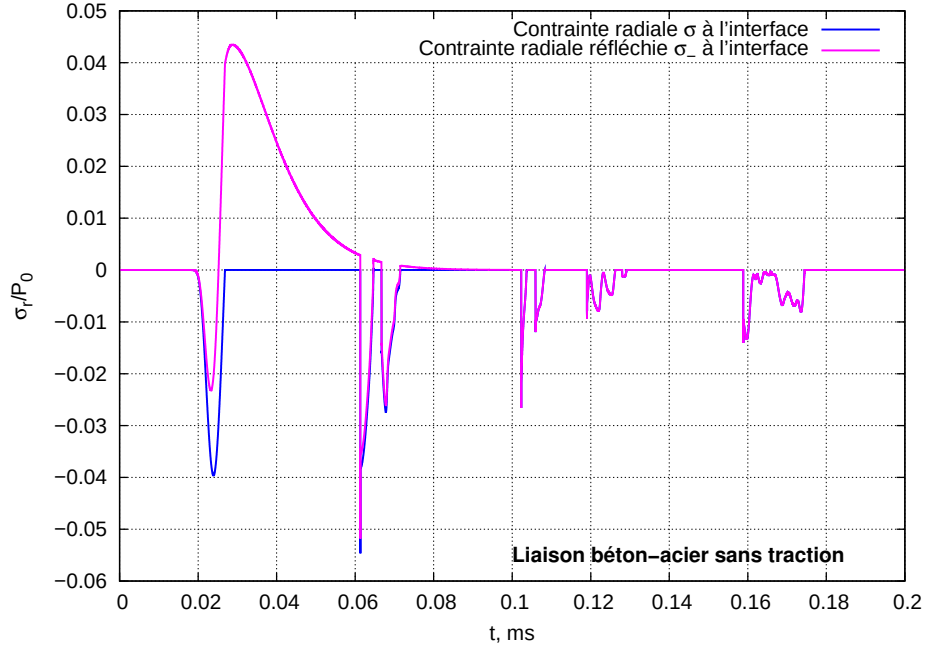


Figure III-6: Evolution de la contrainte radiale (normalisée) σ_r/P_0 à l'interface (ondes cylindriques, élasticité dynamique), cas de la liaison béton-acier parfaite.

Sur la Figure III-8, nous nous sommes intéressés à l'historique de la contrainte tangentielle (σ_θ/P_0) en $r = b$, en constatant qu'il existe pour les 3 cas des phases durant lesquelles elle est positive (traction). On notera, certes, que la présence de l'anneau d'acier réduit quelque peu cette traction, et ce d'autant plus dans le cas où la liaison béton-acier ne peut transmettre de traction radiale.



Remarquons que dans chaque cas, toutes les contraintes restent relativement faibles par rapport au module d'élasticité et conduisent donc à des déformations faibles (en particulier, la déformation tangentielle $\epsilon_\theta = u/r$). Ainsi, les déplacements radiaux restent limités. A titre de curiosité, la Figure III-9 (analogue à la Figure III-5) représente u_B et u_A , et montre à l'interface une succession de phases de contact ($u_B = u_A$; $\sigma_r < 0$) et de décollement ($u_B < u_A$; $\sigma_r = 0$).

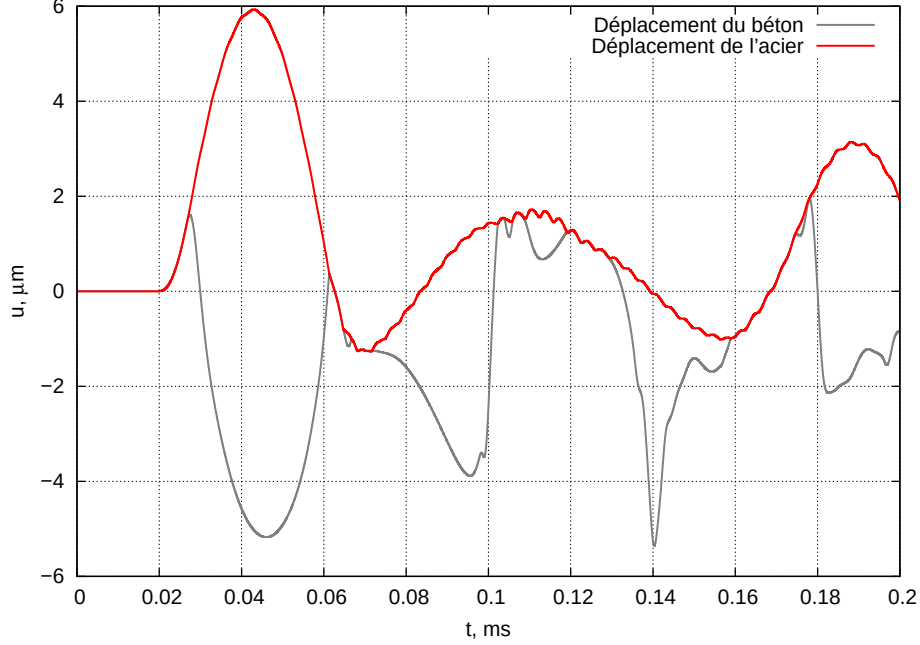


Figure III-9: Déplacements du béton et de l'acier à l'interface (ondes cylindriques, élasticité dynamique); mise en évidence des phases de contact et de décollement.

III.A.4 Loi rhéologique réaliste

En ayant réalisé un calcul axisymétrique, puis en ayant remis en question la capacité de l'interface à transmettre des contraintes en traction, on a constaté dans le paragraphe précédent qu'il se développe toujours de la traction à l'interface de l'échantillon — de niveau certes diminué mais néanmoins non négligeable. Pour expliquer le fort contraste de résultats de fragmentation entre l'échantillon confiné et l'échantillon non confiné, on doit donc renoncer à l'élasticité — approche tentante tant par l'existence de solutions analytiques ou semi-analytiques que par sa sobriété en termes de paramètres rhéologiques et de temps de calcul dans les logiciels — et affecter une loi rhéologique plus pertinente au béton. Il est alors nécessaire de lui attribuer des paramètres rhéologiques supplémentaires, qui sont associés à cette loi.

Le logiciel de calcul par éléments finis VIPLEF3D et sa faculté d'intégrer n'importe quel modèle rhéologique indépendamment défini ont été amplement vérifiés par le passé; par ailleurs, la loi rhéologique utilisée, proposée par Rouabhi (2004, [133]), a été validée sur des essais réalisés sur des tirs d'éprouvettes cylindriques très proches du format testé par Miklausch. Il est donc possible d'appliquer directement le modèle de Rouabhi par l'intermédiaire du logiciel VIPLEF3D.

Comme nous le verrons par la suite, la loi de comportement élastoviscoplastique présente un certain écrouissage négatif qui fait que dans un problème analogue au nôtre, nous pourrions

avoir une infinité de solutions à travers la notion de localisation qui sera retrouvée plus loin dans l'application aux tirs réels. Nous soulignerons d'ailleurs à l'occasion que ceci constitue une entrave non négligeable à l'utilisation en l'état du modèle à des fins purement quantitatives. Ceci étant, puisque l'objectif de cette étude est de montrer qu'il est possible, grâce à ce modèle rhéologique, d'expliquer l'influence du cerclage, nous orientons délibérément la recherche de la solution en imposant à l'avance toutes les symétries qui nous ramènent à un problème de révolution (l'unique variable de l'espace est $r \in [a, b]$ ou $[a, b + e]$) avec déformation plane dans la direction $\vec{z}$, axe de révolution de l'éprouvette.

Le modèle rhéologique et ses paramètres seront explicités ultérieurement (partie III.C). Précisons simplement ici qu'il se caractérise principalement par son comportement à la traction pure; il s'agit d'un modèle de milieu équivalent qui, en résumé, cherche à représenter la création de fissures (surfaces de discontinuités) orthogonales à la direction de la traction, ainsi que leur ouverture, et leur affaiblissement lors d'une fermeture (endommagement). Appliquée à la direction tangentielle ($\sigma_\theta, \epsilon_\theta = u/r$), cette schématisation du modèle rhéologique montre que nous ne pouvons avoir d'endommagement significatif que lorsque ϵ_θ est assez libre pour atteindre des valeurs positives (extension) assez grandes. Dans le cas de l'échantillon de béton non cerclé, rien n'empêche un tel mouvement; d'ailleurs, l'endommagement ayant dégradé les propriétés élastiques dans la direction tangentielle pour la couronne $[a, r]$, la déformation de la couronne $[b, r]$ sera d'autant plus facilitée. En revanche, lorsque l'éprouvette est entourée d'un anneau en acier qui n'a pas cassé, le déplacement u dans le béton se retrouve limité.

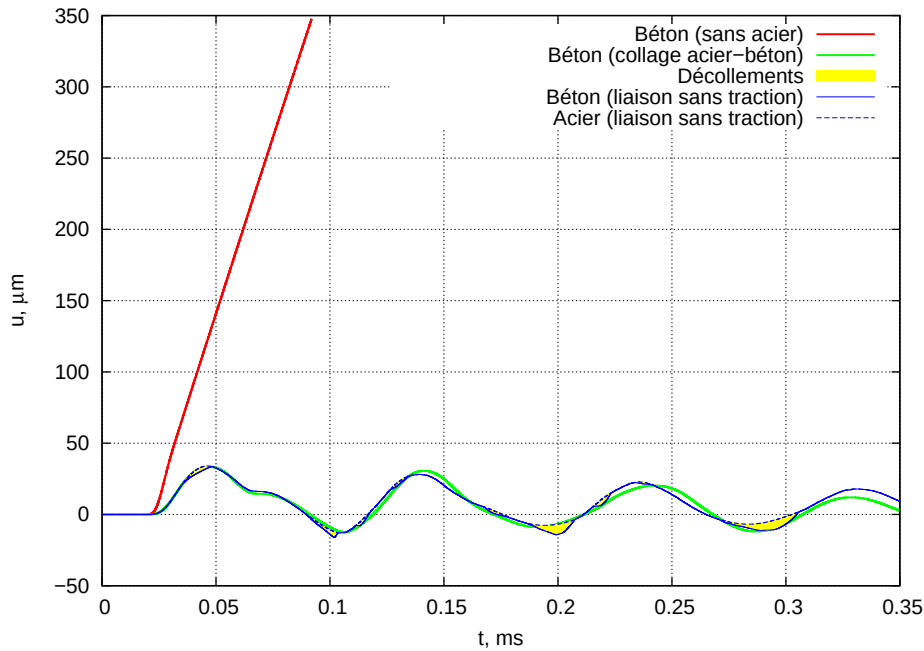


Figure III-10: Evolution des déplacements u à l'interface, pour les 3 scénarios envisagés. Le fait d'observer comparativement les déplacements du béton et de l'acier dans le cas de la liaison sans traction permet de mettre en évidence des phases de décollements qui sont coloriées sur la figure.

La Figure III-10 illustre clairement ce phénomène en représentant l'historique du déplacement radial u dans les 3 situations. En l'absence de l'acier, le déplacement est illimité, contrairement au calcul élastique. Avec acier, indépendamment de la condition d'interface, on obtient pratiquement les mêmes déplacements réduits. Remarquons que dans le cas où l'acier est présent et où le contact est supposé sans traction possible, dans la succession d'étapes de contact et de décollement, les phases de décollement sont extrêmement courtes; ceci fait

que dans tous les cas, globalement, le comportement de l'éprouvette est quasiment le même avec les deux hypothèses de liaison différentes entre béton et acier. Ce résultat est heureux, car dans d'autres expériences de laboratoire, les spécialistes ont également observé une dégradation de la fragmentation de la roche lorsqu'elle est entourée d'un matériau qui n'est pas consolidé — c'est notamment le cas des essais avec granulats de Johansson (2007, [67]).

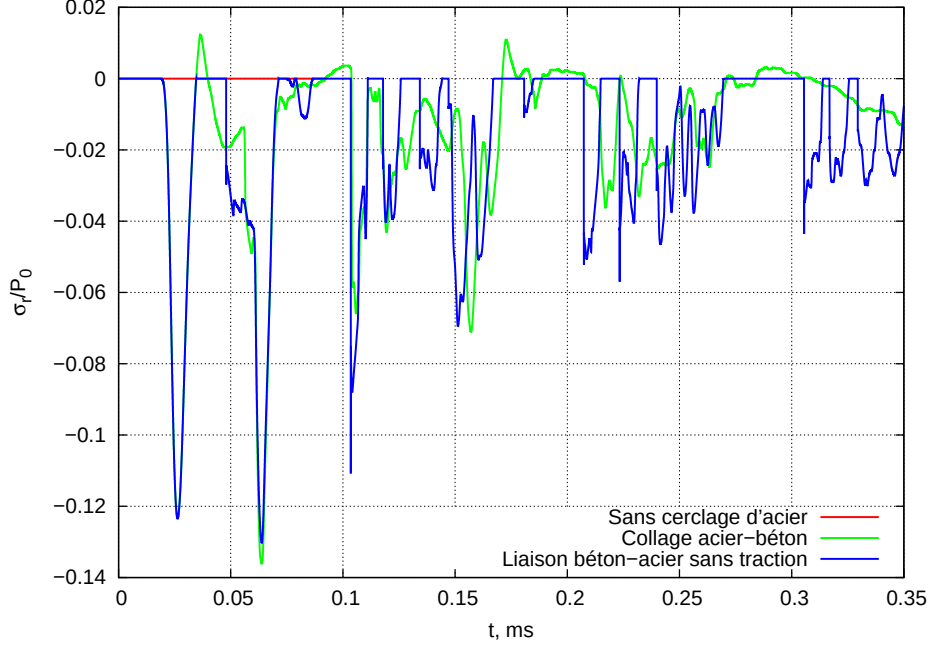


Figure III-11: Evolution à l'interface de la contrainte radiale (normalisée) σ_r/P_0 pour les 3 scénarios étudiés.

Si l'on s'intéresse pour les trois situations étudiées aux historiques des contraintes radiale (σ_r/P_0 , Figure III-11) et tangentielle (σ_θ/P_0 , Figure III-12), on constate dans le cas du béton seul (éprouvette rompue) qu'il n'y a pratiquement pas de vibrations, ce qui est logique. La Figure III-13, relative à σ_θ/P_0 en $r = a$ (le trou de mine) montre que l'effet du cerclage se traduit par une augmentation de la compression tangentielle (accentuation du broyage). Les Figures III-14 (en $r = b$) et III-15 (en $r = a$) complètent la Figure III-10 en fournissant l'historique de l'endommagement qui, alors qu'il se stabilise par la présence de l'anneau, ne fait qu'augmenter dans le cas de l'éprouvette non cerclée.

A ce sujet, on mentionnera pour clore cette étude que si certains auteurs parlent du rôle du "relâchement de contraintes" dans la création de ruptures au sein des roches abattues et mises en mouvement par l'explosif, le fait que l'endommagement ne fasse qu'augmenter dans le cas de l'éprouvette cylindrique non contrainte constitue sinon une démonstration, en tout cas une explication correcte du phénomène. On conçoit alors bien que la liberté pour l'énergie mécanique accumulée par la roche de s'exprimer par un déplacement au niveau d'une surface totalement ou partiellement libre aura une influence cruciale sur les possibilités d'endommagement du matériau.

On est même en droit de penser à ce stade que le paramètre principal permettant de quantifier l'effet d'un matériau bloquant sur les résultats de fragmentation serait son module de déformabilité et non son impédance acoustique. Johansson *et al.* (2007, [67]) ont attribué la réduction de fragmentation de leurs éprouvettes bloquées avec des granulats à une modification des contrastes d'impédance acoustique, mais il est possible de proposer une lecture différente de

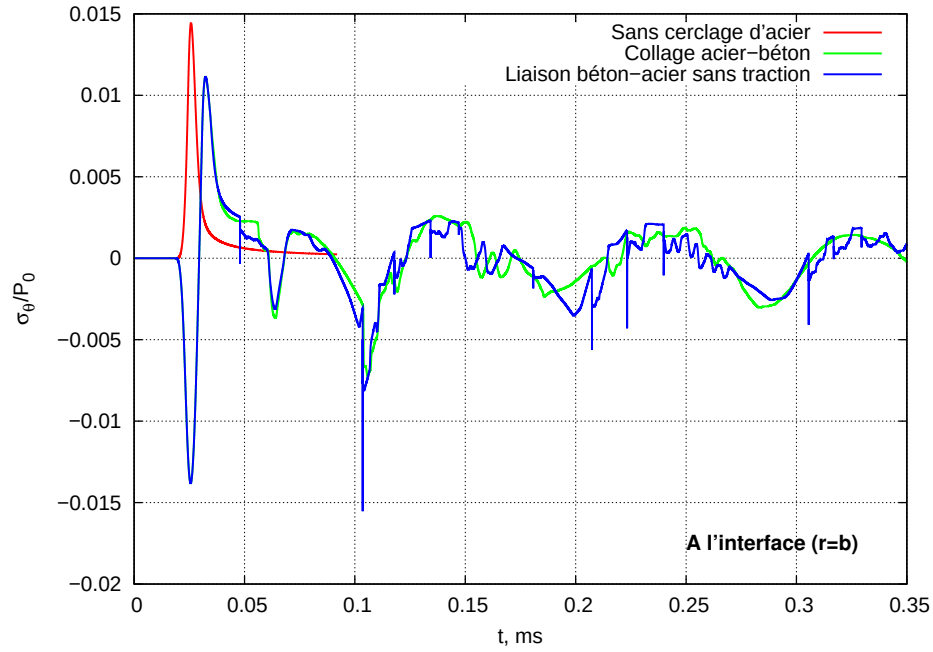


Figure III-12: Evolution à l'interface de la contrainte tangentielle (normalisée) σ_θ/P_0 pour les 3 scénarios étudiés.

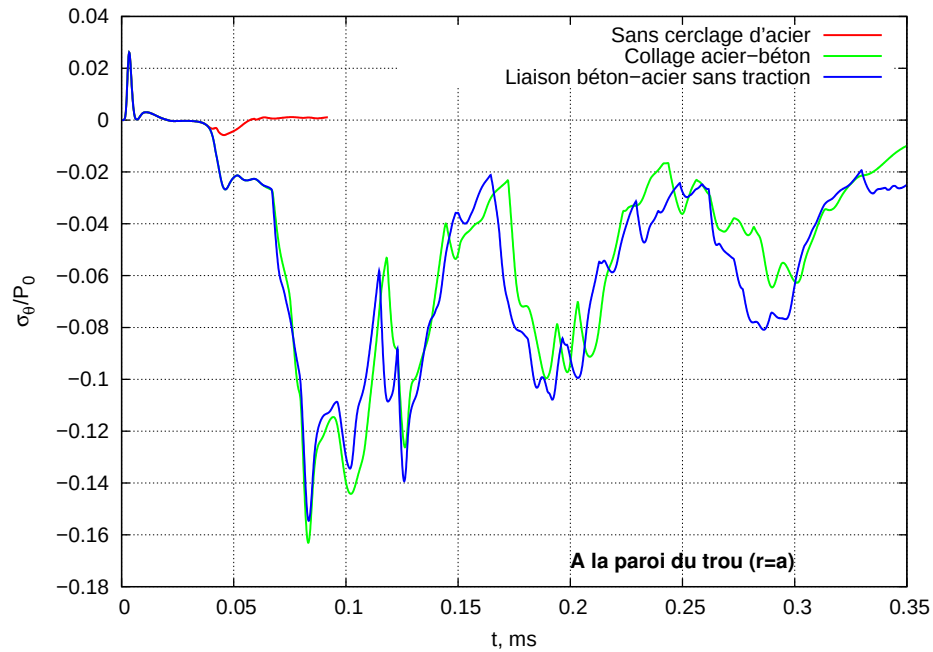


Figure III-13: Evolution à la paroi du trou de mine de la contrainte tangentielle (normalisée) σ_θ/P_0 pour les 3 scénarios étudiés.

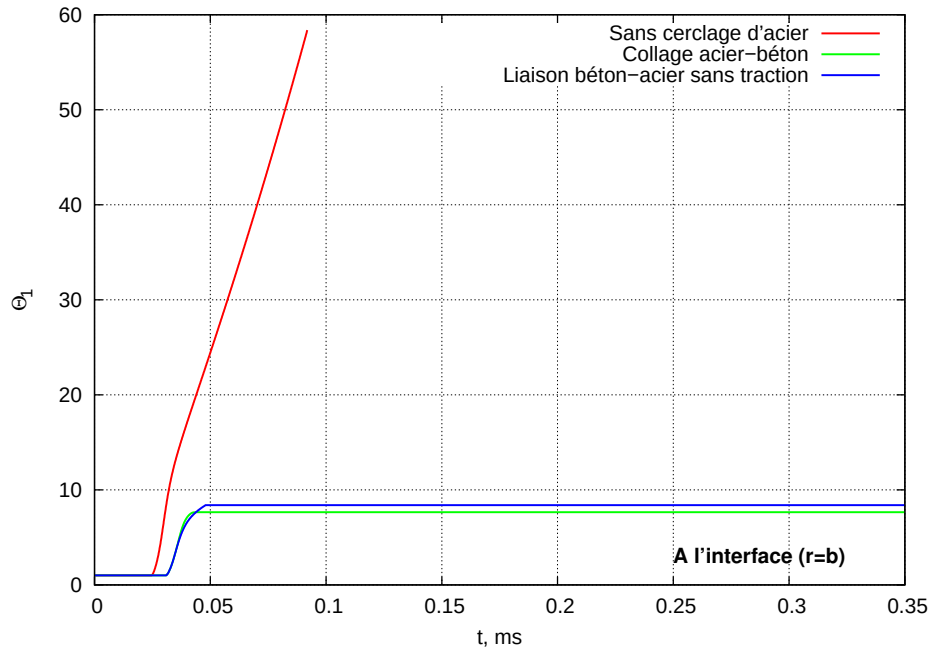


Figure III-14: Evolution de l'endommagement principal Θ_1 à l'interface, pour les 3 scénarios étudiés.

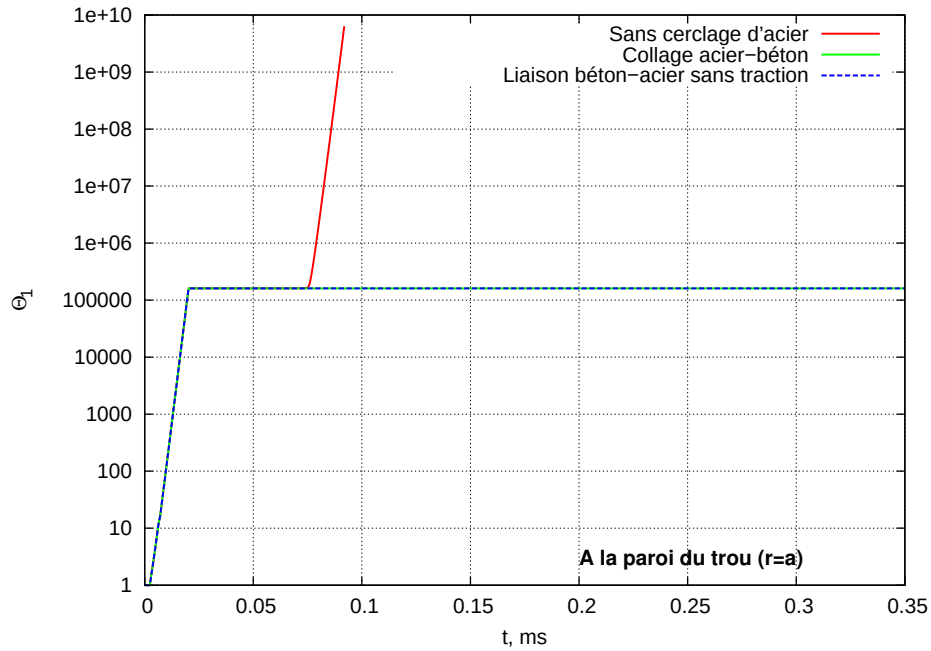


Figure III-15: Evolution de l'endommagement principal Θ_1 à la paroi du trou de mine, pour les 3 scénarios étudiés.

ces résultats en considérant que les scénarios testés ont de fait également freiné la déformation des granulats bloquants par rapport au cas de référence:

- augmentation de la cohésion des granulats par adjonction de plâtre de Paris;
- utilisation de granulats à porosité globale plus faible;
- contrainte de confinement supplémentaire exercée aux bords du dispositif;
- augmentation de la résistance en compression des granulats.

La question de l'influence du module de déformabilité de la roche pourrait faire l'objet d'essais spécifiques complémentaires en laboratoire.

III.B Détonation de charges en élasticité dynamique

III.B.1 Objectif de l'approche

On désire procéder à l'étude des états de contrainte et de déformation dans le massif rocheux produits par une ou plusieurs charges lors de la phase de détonation et de la propagation des ondes de choc résultantes dans le matériau, afin de rapprocher ces états des résultats d'arrachement et de fragmentation constatés dans les expériences. La géométrie réelle des expériences réalisée est beaucoup plus complexe que le cas axisymétrique modélisé dans la partie précédente et incompatible avec la lourdeur des calculs nécessaires à la mise en oeuvre du modèle d'endommagement auquel on a finalement eu recours. Or, le parti pris du travail de recherche est de viser l'établissement d'un modèle *simplifié* et applicable aux expériences en échelle réelle. Aussi, l'hypothèse de l'élasticité est conservée dans cette partie.

Nous avons pu voir dans le Chapitre I que la création de nouvelles surfaces de rupture est corrélée à l'énergie mécanique reçue, et que ce principe s'exprime à la fois localement (théorie de Griffith) et globalement (lois de la comminution). Rouabhi (2004, [133]) a choisi de corrélérer localement l'intensité de la fragmentation à une grandeur cumulative liée à l'endommagement (voir partie III.C). Compte tenu de ces faits, l'objectif de l'étude est de procéder de manière similaire pour établir un lien entre fragmentation/arrachement et un critère mécanique pouvant être aisément formulé. On étudie préalablement la possibilité d'obtenir une expression du champ de contraintes et de déplacements par une technique de superposition de solutions analytiques ou semi-analytiques pour les cavités pressurisées en milieu élastique, isotrope et infini.

Dans ce qui suit, nous supposerons que le matériau est élastique et isotrope, possédant les paramètres mécaniques énoncés à la Table III.3. La modélisation de la mise en pression de la paroi sera approchée par une loi de pression exponentielle décroissante.

Paramètres du matériau élastique étudié	
Densité ρ	2020 kg/m ³
Module d'Young E	13 MPa
Coefficient de Poisson ν	0.25
Pression à la paroi	
$P(t)/P_0 = \exp(-\alpha t)$	
$\alpha = 50 \mu s^{-1}$	

Table III.3: Paramètres utilisés dans les calculs en élasticité dynamique.

III.B.2 Cavités pressurisées en milieu élastique infini et isotrope

L'étude de l'énergie explosive apportée au massif par un plan de chargement complexe est parfois abordée dans la littérature au moyen d'un principe de superposition. L'intérêt évident d'une telle démarche est de remplacer la simulation exhaustive d'un chargement mécanique dont la complexité s'exprime à la fois en termes de répartition spatiale et d'historique au cours du temps, par l'addition de solutions analytiques ou semi-analytiques pouvant être exprimées explicitement en fonction de $\vec{x}$, de t et de paramètres dont :

- les positions des charges;
- les instants de détonation de chacune d'elles.

La description du chargement explosif peut également être exprimée à un niveau de détail supplémentaire à travers la décomposition de chaque charge individuelle en sous-éléments sphériques. Cette démarche permet de modéliser la nature orientée et non-instantanée de la détonation d'une colonne d'explosif.

La solution analytique du problème de la cavité sphérique mise sous pression dans un matériau infini, élastique et isotrope a été proposée par Favreau (1969, [44]). Ce type de solution est par exemple mis à profit en combinaison avec l'hypothèse de superposition pour proposer une solution équivalente pour les cavités cylindriques (Starfield & Pugliese, 1968 [155]). Dingxiang (1987, [36]) utilise selon le même principe la superposition des sources pour proposer une modélisation tridimensionnelle des énergies de déformation et les lier aux résultats de fragmentation obtenus dans les tirs à l'explosif (Dingxiang, 1990 [37]).

Une solution semi-analytique pour le problème de la cavité cylindrique pressurisée infinie a été conçue et validée au Centre de Géosciences par Tijani et Hadj-Hassen (1988, [56]). Cette solution n'utilise pas la superposition de champs issus de cavités sphériques pour aboutir au résultat. Sous l'hypothèse du principe de superposition, dans un plan commun et normal à l'axe de plusieurs cavités cylindriques, le champ de contrainte irradié par une charge en présence d'une surface libre (dans le plan) peut être obtenu par la combinaison de deux champs de contrainte élémentaires :

- un champ de contrainte issu de la charge;
- un champ de contrainte de signe opposé, associé à une *anti-charge* qui est le symétrique de la charge par rapport à la surface libre.

Cette superposition a été calculée et comparée dans le cadre d'un calcul élastique 2D par éléments finis réalisé avec le logiciel VIPLEF3D. La Figure III-16 présente une carte de contrainte principale majeure observée à un instant identique pour chacun des deux cas. La structure des résultats obtenus est globalement similaire, mais les valeurs prédites dans la zone où les ondes sont superposées sont erronées dans le cas de la solution semi-analytique superposée. Ceci s'explique par le fait que chacune des solutions est exprimée avec une condition aux limites supposant l'absence de contraintes à l'infini autour de la cavité; cette condition est de fait faussée lorsqu'un autre champ de contraintes est présent à proximité.

L'utilisation de solutions semi-analytiques superposées pour l'étude des effets de surfaces libres sur la réflexion d'ondes ou pour la combinaison de champs de contrainte issus de plusieurs charges est donc disqualifiée à deux titres différents.

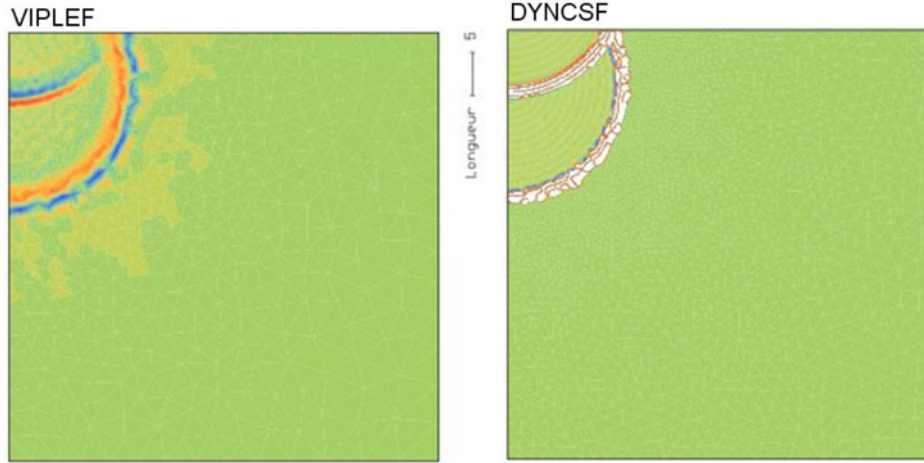


Figure III-16: Comparaison entre superposition de solutions semi-analytiques irradiées charge + anti-charge avec un calcul par éléments finis en élasticité dynamique.

1. On désire exprimer de manière simplifiée l'interaction entre charges simultanées par l'expression et l'étude des superpositions de champs de contrainte correspondants, or c'est justement aux endroits où les solutions se superposent que l'utilisation du principe n'est pas pertinente.
2. La solution semi-analytique étant établie par hypothèse dans un contexte élastique qui justifie la technique de superposition, elle ne peut pas être exploitée lorsque nous sommes amenés à attribuer à la roche une vraie loi de comportement de rupture (donc non linéaire).

Nous pouvons donc conclure à ce stade que les hypothèses simplificatrices nécessaires à la mise en oeuvre de solutions semi-analytiques sont trop limitantes pour permettre une modélisation du champs de contrainte adaptée aux problèmes de fragmentation par l'explosif, et que des techniques plus sophistiquées doivent être utilisées.

III.B.3 Charge unique en présence d'une surface libre - matériau élastique

L'utilisation de solutions semi-analytiques superposées pour prédire les niveaux de contrainte et de déformation atteints au sein de la masse rocheuse ayant été écartée, on modélise avec la technique des éléments finis un des essais mono-trous réalisés dans le cadre du programme expérimental présenté au Chapitre II — l'essai R2T1, dont les caractéristiques sont à retrouver à la Table II.6, p.137. Une section horizontale arbitrairement choisie parmi celles obtenues lors du traitement des données géométriques de l'essai est utilisée pour modéliser une surface libre irrégulière. Une charge explosive, sous forme d'une cavité cylindrique (circulaire en coupe horizontale), est modélisée à l'endroit où le trou foré coupe la section horizontale dans les données mesurées. La détonation de la charge est représentée par une pression appliquée à la paroi du trou conformément à la loi d'évolution présentée précédemment à la Table III.3, p. 180.

La Figure III-17 présente respectivement une carte de contrainte principale majeure (valeurs positives, en traction) et une carte du déviateur de Von Mises (valeurs positives) observés à l'instant $t = 4$ ms après détonation de la charge explosive, dans laquelle seule une zone d'isovaleur est retenue pour clarifier l'illustration.

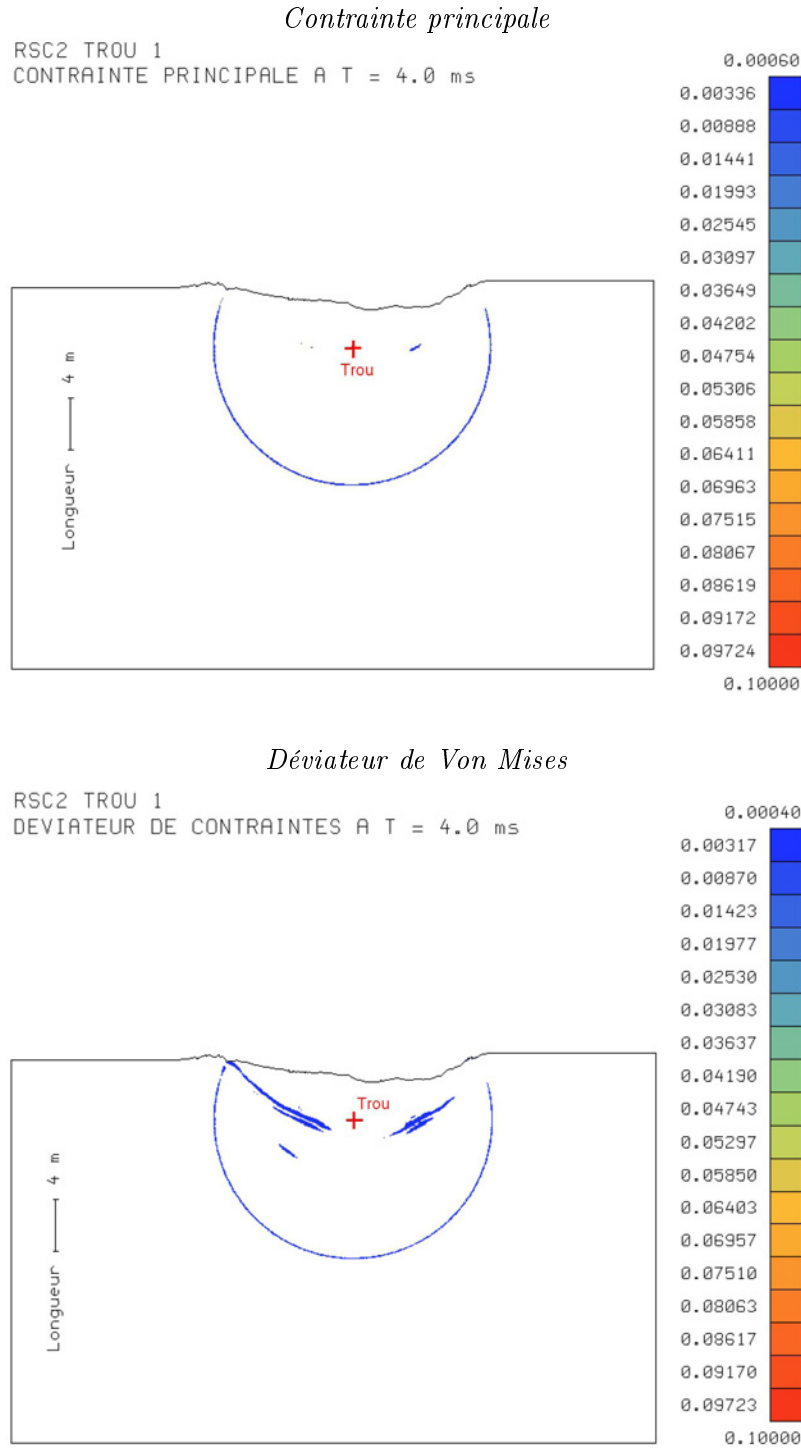


Figure III-17: Lignes d'isovaleur de la contrainte principale majeure et du déviateur de contrainte de Von Mises à l'instant $t = 4.0 \text{ ms}$ après détonation de la charge. Les valeurs représentées en échelle indiquent la valeur de contrainte rapportée à l'amplitude du pic de pression atteint à la paroi du trou.

On cherchait dans un premier temps à corréler directement les formes d'arrachement observées sur le terrain à des lignes d'isovaleur obtenues par la simulation, associées à un critère simplifié impliquant la contrainte principale majeure (et plus particulièrement sa composante en traction). Les résultats présentés à la Figure III-17 permettent de constater que ceci est impossible; en effet, à un instant donné, la contrainte principale majeure est plus intense au

niveau du front d'onde incident qu'au niveau du front d'onde réfléchi. Les valeurs du déviateur de contraintes au niveau du front d'onde réfléchi sont supérieures à celles atteintes au niveau du front d'onde incident; la différence est cependant très faible. Aussi, dans les deux cas, corréler le profil d'arrachement à un critère de rupture basé sur l'un ou l'autre de ces paramètres conduirait à un profil de rupture dont la portée à l'arrière est en nette contradiction avec l'expérience pratique, en particulier les résultats de tir obtenus et présentés au Chapitre II.

La carte présentée à la Figure III-18 montre, dans le maillage réalisé, les instants où les maxima sont atteints pour la contrainte principale majeure et pour le déviateur de contraintes. Cette carte illustre clairement le fait que ces maxima ne sont pas atteints au passage de l'onde réfléchie, mais au passage de l'onde incidente.

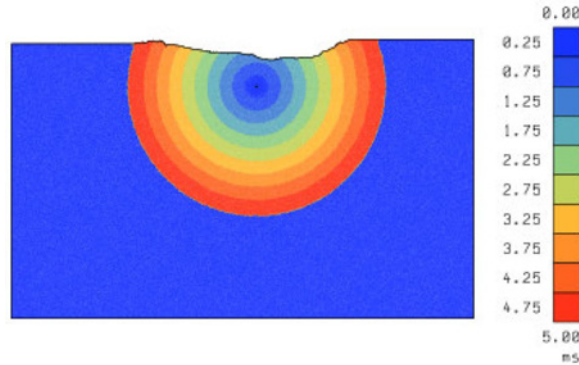


Figure III-18: Instants auxquels les maxima de contrainte sont atteints dans le maillage. Le maillage étant très fin pour pouvoir propager l'onde acoustique, les instants d'édition des résultats de calcul sont espacés afin de ne pas générer un fichier de résultats trop volumineux. Ceci explique la présence des anneaux. Le résultat constaté pour le déviateur de contraintes est qualitativement identique mais quantitativement modifié par le fait que les ondes longitudinales et les ondes de cisaillement se propagent dans un matériau à des vitesses différentes.

Corréler un degré de fragmentation à la contrainte principale majeure ou au déviateur de Von Mises supposerait enfin que la fragmentation se manifeste dans un rayon considérable autour et à l'arrière du trou de mine. Si l'on parle ici des effets observables à l'oeil nu, les observations pratiques ne sont pas cohérentes avec ce dernier point; il n'existe toutefois aucun élément de preuve dans nos expériences pour affirmer que cette incohérence est également vraie pour les dégradations intimes du matériau (micro-fissuration observée et rapportée notamment par Hamdi *et al.* dans leurs essais (2006, [59])).

III.B.4 Récapitulatif

A travers la mise en oeuvre d'approches de modélisation de complexité progressives, on a mis en évidence que privilégier la simplicité de la modélisation ne permet pas de rendre compte de la réalité des résultats d'arrachement observés dans les essais du programme expérimental, malgré l'attrait qu'une démarche simplifiée peut présenter à la fois pour la mise en oeuvre en contexte industriel et pour progresser dans la compréhension des phénomènes en jeu. Vis-à-vis de la prédiction de fragmentation, les résultats de simulation obtenus sont *a priori* déstabilisants: si on veut les utiliser et relier directement les pics de contrainte à la taille médiane produite dans le tir, il faut en effet accepter les incohérences suivantes:

- les fines sont dans leur grande majorité produites autour du trou, ce qui est faux d'après les expériences de Svahn (2003, [158]);

- l'intensité de la fragmentation devrait être sensiblement semblable à l'arrière et à l'avant du trou, ce que les dommages arrières observés à la fois sur les plate-formes supérieures et les fronts de gradin ne corroborent pas;
- les cartes de pic de contrainte et de déviateur obtenues ne font pas apparaître le rôle de la surface libre, alors que sa présence est largement reconnue dans la littérature et dans le milieu industriel comme essentielle à la réussite de la fragmentation.

Des solutions analytiques ou semi-analytiques ont été explicitées dans la littérature, pour les champs de contrainte et de déformation issus de cavités cylindriques ou sphériques. Leur domaine d'utilisation s'avère limité, et peu adapté à l'approche de prédiction envisagée. En particulier, le raisonnement par superposition de solutions analytiques simplifiées pour calculer le champ de contraintes et de déformations issu d'un plan de tir à géométrie complexe en élasticité dynamique n'est acceptable ni pour étudier les interactions entre charges à détonation simultanée (par construction des solutions — conflit entre conditions aux limites dans les zones de superposition), ni pour l'étude de détonations successives (par nature de la rhéologie élastique — impossibilité d'obtenir une grandeur cumulative pertinente).

On a ensuite modélisé la propagation d'ondes de choc issues d'une cavité cylindrique en présence d'une surface libre de forme quelconque, sous l'hypothèse d'une rhéologie élastique, homogène et isotrope sans réussir à établir un lien valide entre un critère simplifié et l'endommagement du massif observé dans les résultats d'expérience. Les *maxima* pour la contrainte principale majeure et pour le déviateur de contraintes étant atteints dans le massif au passage des ondes de choc incidentes, il est impossible de corrélérer localement l'intensité de la fragmentation à un pic de contrainte sans lui conférer une nature axisymétrique. Les niveaux de traction atteints en queue des ondes incidentes et en tête des ondes réfléchies à un instant donné sont comparables, et attribuer l'arrachement à l'effet des ondes réfléchies suppose la création de surfaces de ruptures tangentielles de sévérité comparable bien plus loin à l'arrière des trous abattus.

Les constats obtenus dans la mise en oeuvre des approches que nous avons tentées semblent remettre en cause l'hypothèse de base consistant à attribuer l'arrachement et la fragmentation dans les tirs aux ondes de choc explosives. Cependant, deux points fondamentaux n'ont pu être pris en compte à ce stade de complexité pour la rhéologie du matériau, et ces aspects méritent d'être étudiés pour se prononcer de manière définitive:

1. *Caractère orienté de la rupture.* La contrainte principale majeure étant orientée tangentiellement au trou de mine lorsqu'elle atteint sa valeur pic, les lignes d'isovaleurs aux profils circulaires traduisent une rupture radiale, ce qui s'exprime en pratique par les réseaux de fissures étoilées autour du trou, rapportés dans la littérature expérimentale et restitués par des techniques de modélisation avancées.
2. *Influence de la vitesse de déformation.* Par nature, un modèle rhéologique simple ne permet pas de traduire ses effets sur le comportement en rupture d'un matériau. Or, l'influence de la dynamique rapide a été explicitée dans le Chapitre I. L'effet des ondes de choc incidentes ne dépend alors pas uniquement de l'amplitude des sollicitations en traction reçues, mais également de la rapidité de montée de l'onde de choc.

Pour décrire ces aspects, il est nécessaire d'introduire pour le matériau un modèle rhéologique spécifique. Le degré de complexité des simulations à ce stade devient incompatible avec une utilisation industrielle mais reste pertinent dans le cadre d'une recherche.

III.C Simulation avec loi rhéologique évoluée

Comme cela avait été le cas dans la partie III.A., s'en tenir aux résultats obtenus avec l'hypothèse de l'élasticité ne permet pas de restituer les résultats expérimentaux de manière satisfaisante pour l'arrachement. Pour la fragmentation, il reste la possibilité que les tailles médianes produites soient effectivement dictées par une loi essentiellement axisymétrique si l'on accepte d'envisager que l'endommagement constaté en arrière des tirs a le droit de ne pas correspondre qualitativement et quantitativement à celui qui est observé en avant du tir en raison de la présence de la surface libre (à travers un effet de blocage tel que celui mis en évidence par les tests confinés analysés en III.B.). Quoi qu'il en soit, la méthode testée n'est pas utilisable pour prédire l'un ou l'autre, ce qui reste l'objectif que nous poursuivons dans ce chapitre.

Dans cette nouvelle phase d'étude, on complexifie donc de nouveau la rhéologie du matériau. Des simulations par éléments finis sont réalisées, dans lesquelles nous choisissons pour le matériau un modèle de comportement qui tient compte à la fois de la nature orientée de la rupture et de la dépendance de la réponse dynamique à la vitesse de déformation imposée. La géométrie du problème est simplifiée: la surface libre est parfaitement régulière. L'échelle du problème est réduite d'un facteur 30 pour des raisons liées aux temps de calcul et explicités plus loin (partie III.C.1.2).

III.C.1 Description du modèle

III.C.1.1 Introduction

Le modèle rhéologique utilisé a été développé au Centre de Géosciences de MINES Paris-Tech par Rouabhi (2004, [133]) dans le cadre d'une thèse de doctorat. L'auteur du modèle a mis en oeuvre une rhéologie évoluée pour modéliser les résultats de fragmentation d'éprouvettes cylindriques, rhéologie qui a été incorporée dans le logiciel de calcul par éléments finis VIPLEF3D. Rouabhi propose ensuite une méthode de post-traitement des résultats qui consiste à associer localement une taille médiane de fragments produite à une variable descriptive de l'endommagement G exprimée en tout point $\vec{x}$ (Equation III.1, où T est la durée totale du calcul):

$$G(\vec{x}) = \int_0^T \underline{\underline{\sigma}} : \underline{\underline{\dot{\epsilon}}} dt \quad (\text{III.1})$$

La loi de fragmentation associant une taille médiane $s_m(\vec{x})$ à $G(\vec{x})$ est postulée comme étant de la forme suivante (Equation III.2):

$$s_m(\vec{x}) = \kappa G(\vec{x})^{-n} \quad (\text{III.2})$$

où κ et n sont des paramètres caractéristiques du matériau fragmenté.

Le modèle rhéologique distingue les comportements en compression et en traction du matériau. Le comportement en tension est régi par la théorie de l'endommagement; des variables internes d'endommagement permettant de tenir compte de la nature quasi-fragile et orientée de la rupture en traction. En compression, le matériau possède une réponse viscoplastique ductile.

En raison des difficultés liées à la localisation de l'endommagement dans les calculs (III.C.5),

une utilisation quantitative des résultats obtenus serait peu pertinente. La phase de post-traitement mise en oeuvre dans la partie III.C.6 pour aboutir à un degré de fragmentation en chaque point du maillage, puis une courbe granulométrique globale pour chacun des deux cas comparés, sera limitée dans son analyse à une comparaison qualitative.

III.C.1.2 Inaccessibilité du problème à l'échelle réelle

La rapide montée et décroissance de l'onde de choc explosive à la paroi du trou au cours du temps impose de ne pas dépasser une taille maximale de maille Δx dans une modélisation par éléments finis pour ne pas dégrader le signal lors de sa propagation dans le matériau. D'autre part, le schéma numérique itératif utilisé dans le modèle rhéologique requiert l'utilisation d'un pas d'intégration Δt suffisamment court pour éviter une divergence du calcul. Ces deux contraintes, combinées à la nécessité de faire durer le calcul suffisamment longtemps pour propager les ondes de choc incidentes et réfléchies dans le maillage, font qu'il est impossible de réaliser un calcul en dimensions identiques à celles des essais réalisés à la mine de la SOMAÏR, car les temps de calcul correspondants sont prohibitifs. Ces trois points sont détaillés dans les paragraphes suivants.

Pas d'intégration maximal admissible

En toute généralité, la valeur optimale du pas d'intégration dépendra non seulement de la rhéologie mais aussi de la nature des chargements appliqués et de la géométrie du maillage simulé. Le graphe à la Figure III-19 ci-après explicite la modélisation d'un chargement uniaxial à vitesse de déformation constante ($\dot{\epsilon} = 0.5 \text{ ms}^{-1}$). Cette vitesse de déformation reste inférieure à celles imposées par le passage d'une onde de choc explosive (entre 1 et 100 ms^{-1}). Une divergence du résultat est observée à partir de $\Delta t \geq 10^{-4} \text{ ms}$; elle devient nette pour $\Delta t = 10^{-3} \text{ ms}$. Il a été estimé que le meilleur compromis entre stabilité, fiabilité des résultats et temps de calcul serait obtenu pour $\Delta t = 10^{-6} \text{ ms}$. Cette valeur conservatrice ne permet pas de s'affranchir des difficultés de mise en oeuvre liées à la localisation de l'endommagement.

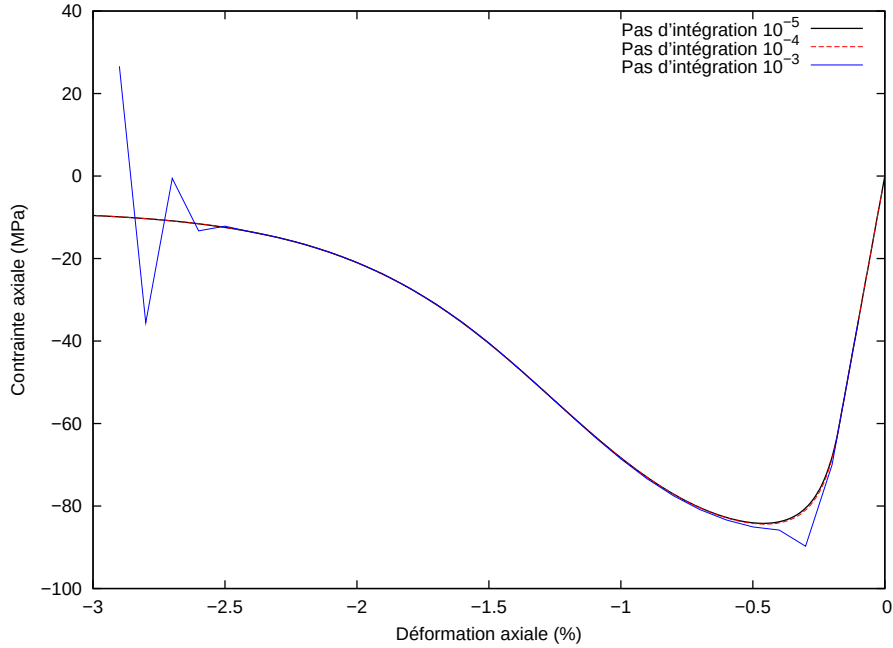


Figure III-19: Compression uniaxiale à vitesse de déformation imposée constante: influence du pas d'intégration (ms) sur la convergence de la solution.

Conditions sur le maillage

Pour modéliser par éléments finis la propagation d'une onde dans un matériau, la littérature (par exemple Ramshaw, 1998 [125]) stipule qu'un nombre minimal d'éléments n_e par longueur d'onde est requis afin de ne pas dégrader le signal dans le maillage. De même que pour le pas d'intégration, la valeur optimale pour n_e est étroitement liée à divers paramètres du problème à résoudre; on se limitera dans les paragraphes suivants à choisir $n_e = 10$, ce qui est en accord avec les valeurs recommandées dans la littérature, sans rechercher la valeur optimale. Sachant que la longueur d'onde ne peut qu'augmenter avec la distance à la source ou rester constante, la condition la plus stricte sur Δx s'exprime dans la zone où la condition aux limites est appliquée, c'est-à-dire à la paroi du trou. Si l'impulsion de pression appliquée à la paroi a pour temps de montée τ , la condition imposée sur Δx s'exprime comme suit (Inéquation III.3):

$$\Delta x \leq c_P \cdot \frac{\tau}{n_e} \quad (\text{III.3})$$

Durée minimale du calcul

Le but de la modélisation étant d'étudier l'endommagement du matériau provoqué par les ondes de choc incidentes et réfléchies, il est nécessaire que le calcul dure suffisamment longtemps pour que les ondes puissent se propager vers la surface libre et revenir vers le trou de mine. Pour la suite, on choisit $\tau = 10 \mu s$, ce qui est un ordre de grandeur en conformité avec la littérature. La célérité des ondes longitudinales dans un matériau physiquement réaliste est nécessairement comprise entre 1 et 10 m/ms . Ainsi, dans le cas le plus favorable, la borne supérieure pour Δx est de 1 cm, soit 12100 éléments par m^2 pour un problème 2D. Blair (2010, [11]) évalue le nombre d'éléments finis nécessaire dans un calcul dynamique de nature identique à 62500 éléments par m^2 , ce qui en termes d'ordre de grandeur est en accord avec les résultats du raisonnement présenté ici.

III.C.1.3 Paramètres rhéologiques

La roche, considérée comme un matériau quasi-fragile, est décrite par 13 paramètres indépendants. Les rôles de ces paramètres sont clarifiés dans les parties III.C.1.4 et III.C.1.5.

- Densité ρ
- Paramètres d'élasticité:
 - Module d'Young E
 - Coefficient de Poisson ν
- Réponse à la traction:
 - Résistance en traction uniaxiale R_t
 - Exposant du multiplicateur plastique n_d
 - Vitesse d'endommagement maximale v_d
- Réponse à la compression:
 - Résistance en compression uniaxiale initiale R_c
 - Paramètre du potentiel de Drucker-Prager $\beta \geq 1$
 - Coefficient du critère de Mohr-Coulomb $K \geq 1$

- Facteur de résistance résiduelle $\alpha_c > 0$
- Coefficient d'écrouissage viscoplastique isotrope $\omega_c \geq 0$
- Exposant du multiplicateur plastique n_c
- Vitesse d'écrouissage maximale v_c

III.C.1.4 Réponse isotrope du matériau à la compression

Le mode de compression a été introduit par l'auteur pour pouvoir prendre en compte le phénomène de broyage à proximité immédiate de la charge explosive.

La plastification est activée par dépassement d'un critère de Mohr-Coulomb $F(\underline{\underline{\sigma}}, \xi)$, exprimé par l'Equation III.4:

$$\mathbf{F}(\underline{\underline{\sigma}}, \xi) = K\sigma_1 - \sigma_3 - R(\xi) \quad \text{pour } \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \quad (\text{III.4})$$

La déformation viscoplastique varie selon la loi suivante (Equation III.5):

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}^{vp} = \dot{\gamma} \underline{\underline{m}}(\underline{\underline{\sigma}}) = \dot{\gamma} \frac{\partial Q}{\partial \underline{\underline{\sigma}}}(\underline{\underline{\sigma}}) \quad (\text{III.5})$$

$Q(\underline{\underline{\sigma}})$ est exprimée par une fonction potentielle de Drucker-Prager (Equation III.6):

$$Q(\underline{\underline{\sigma}}) = \frac{\beta + 2}{\sqrt{6}} \|\underline{\underline{s}}\| + \frac{\beta - 1}{3} \text{Tr}(\underline{\underline{\sigma}}) \quad (\text{III.6})$$

L'expression du multiplicateur plastique $\dot{\gamma}$ est (Equation III.7):

$$\dot{\gamma}(\underline{\underline{\sigma}}, \xi) = v_c \left[1 - \exp \left(- \left\langle \frac{\mathbf{F}(\underline{\underline{\sigma}}, \xi)}{R_c(\xi)} \right\rangle^{n_c} \right) \right] \quad (\text{III.7})$$

La résistance en compression uniaxiale $R(\xi)$ décroît en fonction de l'écrouissage; cette décroissance est exprimée par l'Equation III.8:

$$R(\xi) = R_c [\alpha_c + (1 - \alpha_c) \exp(-\omega_c \xi^2)] \quad (\text{III.8})$$

La valeur de α_c influence la valeur de la résistance uniaxiale en compression résiduelle, qui est atteinte lorsque $\xi \rightarrow \infty$, et donc la nature de l'écrouissage:

- pour $\alpha_c \in]0, 1[$, la résistance résiduelle décroît et le matériau subit un écrouissage négatif;
- pour $\alpha_c = 1$, l'écrouissage est nul, la résistance résiduelle est identique à la résistance à l'état initial et le matériau a un comportement parfaitement plastique;
- pour $\alpha_c > 1$, la résistance résiduelle augmente et le matériau subit un écrouissage positif.

La variable d'écrouissage plastique isotrope ξ varie selon la loi suivante (Equation III.9):

$$\dot{\xi} = \frac{\|\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}^{vp}\|}{\sqrt{1 + \beta^2/2}} \quad (\text{III.9})$$

III.C.1.5 Réponse anisotrope du matériau à la traction

La réponse du matériau aux chargements en traction est modélisée anisotropiquement au moyen de la théorie de l'endommagement. Un tenseur d'endommagement du second ordre est introduit (Rouabhi, 2004 [133]). La réponse du matériau à la traction est conçue de manière à restituer la nature essentiellement orientée de la fracturation: lorsque la contrainte principale équivalente dépasse la résistance en traction uniaxiale du matériau, une fracture est créée dans le plan normal à l'axe de contrainte principale, tandis que les propriétés du matériau restent intactes le long de cet axe. Cette partie du modèle relative au comportement en traction utilise les paramètres rhéologiques R_t , n_d et v_d . Le multiplicateur plastique est choisi comme suit (Equation III.10):

$$\dot{\gamma}_d(a_k) = v_d \left[1 - \exp \left(- \left\langle \frac{a_k}{R_d} - 1 \right\rangle^{n_d} \right) \right] \quad (\text{III.10})$$

Le paramètre rhéologique R_d est relié à la résistance en traction uniaxiale du matériau intact; il s'agit de l'énergie élastique emmagasinée par le matériau au seuil de rupture en traction statique (Equation III.11):

$$R_d = \frac{1}{2} \frac{R_t^2}{E} \quad (\text{III.11})$$

III.C.1.6 Application de la rhéologie à un cycle de sollicitations uniaxiales

Rouabhi illustre la réponse du matériau ainsi modélisé par l'observation d'un cycle de charges/décharges uniaxiales comportant 5 étapes (Figure III-20):

1. Charge en traction:
 - réponse élastique;
 - endommagement.
2. Décharge.
3. Charge en compression:
 - réponse élastique;
 - écrouissage.
4. Décharge.
5. Reprise de la charge en traction et poursuite de l'endommagement.

Les caractéristiques fondamentales de la rhéologie (indépendamment du caractère orienté de la rupture et de la dépendance à la vitesse de sollicitation) s'expriment dans ce cycle par les éléments suivants:

- lors de la fin de la première phase de charge en traction, le matériau revient à l'état initial mais son module d'Young est modifié par l'endommagement produit;
- l'endommagement en traction du matériau n'a pas affecté ses propriétés élastiques vis-à-vis des chargements compressifs (module d'Young inchangé lors de l'étape 3);
- le matériau n'est pas endommagé par écrouissage compressif — le module d'Young est identique pour la charge de l'étape 3 et la décharge de l'étape 4;

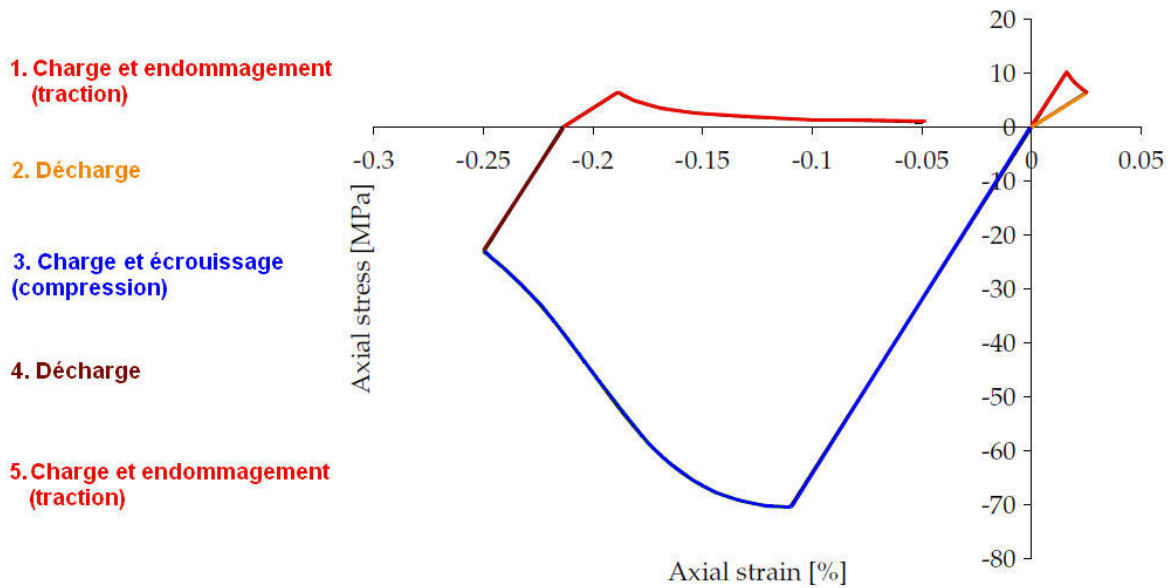


Figure III-20: Illustration de la rhéologie développée sur un exemple de cycle de charges et décharges en configuration uniaxiale (Rouabhi, 2004 [133]). Annotations et colorations ajoutées par le présent auteur.

- lors de la reprise de la charge en traction à l'étape 5, l'endommagement est mémorisé par le matériau.

III.C.1.7 Illustration de la dépendance à la vitesse de déformation

La réponse du matériau est conditionnée par la vitesse de déformation due aux contraintes appliquées. Le graphe de la Figure III-21 illustre la modification de la réponse du matériau à un chargement uniaxial en traction à vitesse de déformation constante, pour des valeurs de vitesse de déformation de plus en plus élevées.

Cette dépendance se traduit de manière identique pour un chargement uniaxial en compression.

III.C.2 Scénarios simulés

Dans cette partie, le modèle rhéologique présenté a été appliqué à deux des situations testées dans le programme d'essais:

1. trou seul en présence d'une surface libre (calcul $1T$);
2. deux trous amorcés simultanément (calcul $2TS$).

Le calcul $1T$ sera repris, avec modification des paramètres principaux associés à la condition aux limites et à la rhéologie du matériau, dans la partie III.C.4.

III.C.2.1 Paramètres de référence

Géométrie

L'étude de l'échelle réelle étant impossible en 2D, les problèmes correspondant aux cas

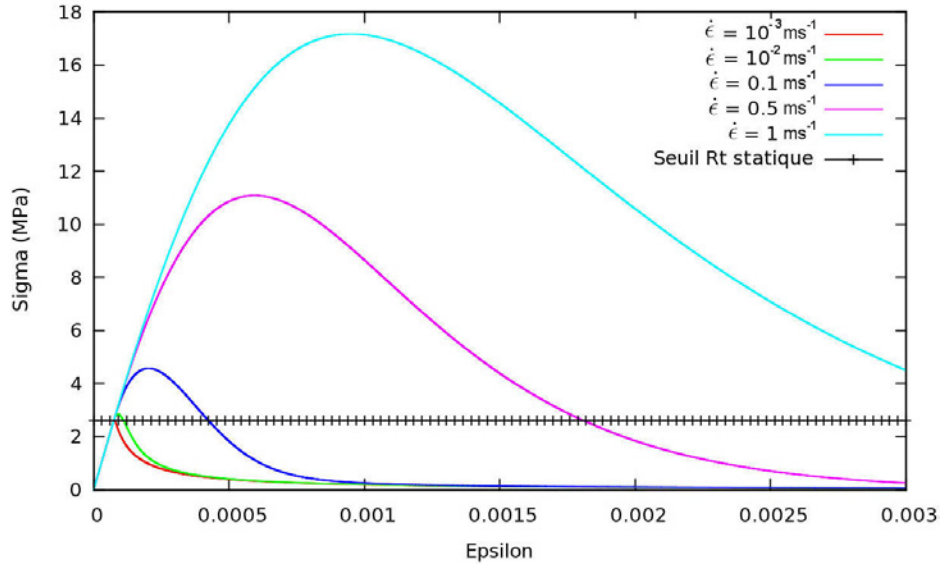


Figure III-21: Illustration de la dépendance de la réponse du matériau à la vitesse de déformation par l'exemple d'une traction uniaxiale à vitesse de déformation constante.

étudiés sont modélisés en échelle réduite. Le facteur de réduction d'échelle par rapport aux dimensions des essais SOMAÏR est de 30. Les dimensions retenues sont les suivantes:

- rayon du/des trou(s): 2.5 mm;
- banquette : 75 mm;
- espacement entre trous : 150 mm (ratio espacement/banquette de 2).

Densité du maillage, type de maille et pas d'intégration

Le matériau est maillé avec des éléments 2D triangulaires de degré 2, à savoir 3 sommets et 3 milieux. D'autres géométries de maille peuvent être choisies pour décrire ce type de problème. Le logiciel de maillage 2D DelOS, développé par Stab au Centre de Géosciences de MINES ParisTech, a été utilisé pour la construction des maillages à partir des géométries de référence.

Pour des calculs dynamiques, un maillage uniforme est généralement préférable. Toutefois, même en échelle réduite, ce luxe est impossible. La paroi circulaire des trous doit en effet être maillée de manière suffisamment fine afin de ne pas produire de concentrations de contrainte artificielles autour du trou; dans le cas contraire, une localisation de l'endommagement autour du trou se produit et fausse les résultats de calcul. La Figure III-22 compare les résultats d'endommagement observés avec un maillage grossier à ceux obtenus avec le bon maillage, qui a été retenu pour la suite.

Pour des trous de la taille évoquée, il est ainsi nécessaire de définir au minimum 40 segments par demi-paroi de trou, soit une taille approximative de segment de 0.2 mm. Compte tenu de la taille du problème à modéliser, une telle finesse de maillage ne peut être appliquée partout. Une densité de maillage à progression géométrique autour du trou a donc été définie. Les paramètres de la densité sont ajustés de manière à ce que l'homogénéité géométrique des

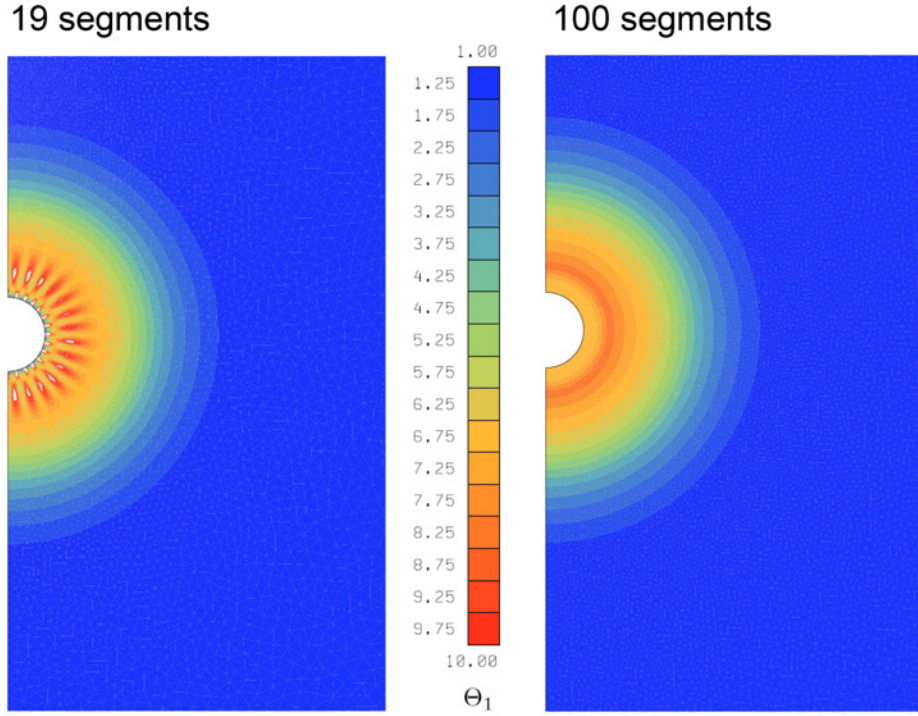


Figure III-22: Endommagement principal à $t=0.01$ ms dans le calcul $1T$ — influence de la finesse du maillage à la paroi du trou sur la localisation de l'endommagement à proximité de celui-ci.

mailles autour du trou soit respectée.

La taille de maille est bornée à 3 mm sur l'ensemble du maillage, afin de respecter les conditions suivantes, conformément aux impératifs précédemment détaillés (partie III.C.1.2):

- nombre d'éléments par longueur d'onde de choc $n_e = 10$;
- temps de montée du pic de pression $\tau = 10 \mu s$ (voir paragraphe *Conditions aux limites*);
- célérité des ondes longitudinales $c_P = \sqrt{E/\rho} = 3.7$ m/ms.

Le logiciel VIPLEF3D n'offre pas dans son état actuel la possibilité d'incorporer des frontières absorbantes aux bords du maillage. La portée de ce dernier par rapport aux trous a donc été définie de manière à éviter qu'une réflexion d'onde aux bords du maillage ne puisse perturber l'évolution des contraintes, déformations et variables d'écroutissage au sein de la zone d'intérêt.

Le pas d'intégration est fixé dans tous les cas à $\Delta t_i = 10^{-6} \mu s$.

Rhéologie

Les paramètres rhéologiques de référence choisis pour le matériau sont ceux du matériau dénommé "Lim. III" par Rouabhi dans son étude de la fragmentation d'échantillons cylindriques (2004, [133]). Il a été jugé plus pertinent de conserver pour l'étude un matériau dont les propriétés ont été intégralement décrites et appliquées avec succès au cas de la fragmentation d'éprouvettes, que de prendre les propriétés mécaniques connues pour les grès de SOMAÏR

et de postuler les valeurs des paramètres restants. Les paramètres du matériau modélisé sont inventoriés à la Table III.4.

Densité	
ρ (Kg)	2600.
Paramètres d'élasticité	
E (GPa)	35.
ν	0.20
Réponse à la traction	
R_t (MPa)	2.6
n_d	1
v_d (m/s)	1450.
Réponse à la compression	
R_c (MPa)	60.
β	2
K	3
α_c	0.1
ω_c	5000.
n_c	1
v_c (m/s)	1.42

Table III.4: Paramètres rhéologiques du matériau utilisé dans le calcul par éléments finis.

Chargements mécaniques

L'unique chargement mécanique imposé dans les calculs consiste en une pression des gaz d'explosion appliquée aux segments de la paroi des trous. La loi d'évolution de P en fonction de t est décrite par l'Equation III.12, et respecte les ordres de grandeurs utilisés dans la littérature à la fois en termes de temps de montée et de décroissance de la pression exercée par l'onde de choc incidente sur la paroi:

$$P(t) = \begin{cases} P_0 \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)^\alpha \cdot \exp\left(\alpha \cdot \left(1 - \frac{t}{t_0}\right)\right) & \text{pour } t \leq t_0 \\ P_0 \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)^\beta \cdot \exp\left(\beta \cdot \left(1 - \frac{t}{t_0}\right)\right) & \text{pour } t > t_0 \end{cases} \quad (\text{III.12})$$

Le temps de montée en pression est de $t_0 = 10 \mu s$ (Mortazavi et Salmi, 2010 [96]). Le temps de décroissance est d'un ordre de grandeur supérieur au temps de montée (Triviño et Mohanty, 2010 [163]); la valeur du paramètre β est fixée en conséquence ($\beta = 1.5$). On a choisi $\alpha = 5$ pour décrire la montée en pression. L'intensité choisie pour le pic de pression $P_0 = 250 MPa$ est affaiblie d'un ordre de grandeur par rapport aux pressions de détonation théoriques pour éviter la divergence des calculs; l'influence qualitative d'une telle diminution sera étudiée à la partie III.C.4. Certains auteurs, entre autres Rouabhi, estiment par ailleurs que la zone de broyage provoque une forte atténuation de la pression effectivement exercée sur la roche en dehors de ce domaine. L'évolution de la pression à la paroi en fonction du temps est représentée à la Figure III-23.

Conditions aux limites des maillages

Les bords du maillage sont fixés sauf pour ce qui est de la surface libre. Les déplacements

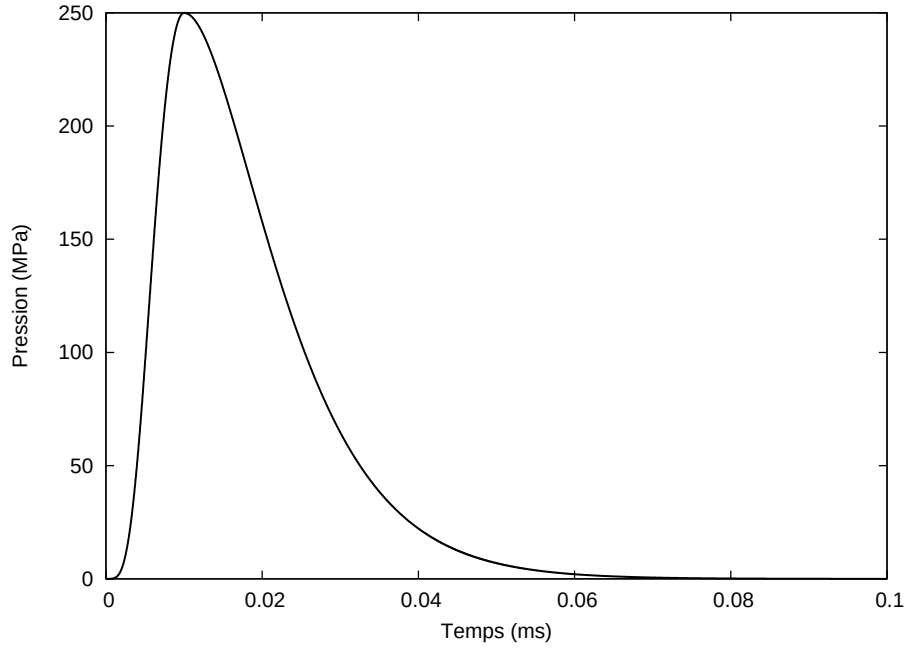


Figure III-23: Condition aux limites de référence imposée à la paroi d'un trou lors de la détonation de la charge explosive qu'il contient.

horizontaux et verticaux des noeuds correspondants sont annulés. L'axe de symétrie verticale présent dans les calculs $1T$ et $2TS$ s'exprime en annulant les déplacements des noeuds concernés selon la direction perpendiculaire à celui-ci (axe des abscisses).

III.C.2.2 Calcul $1T$

Un trou unique est mis en présence d'une surface libre idéale. La géométrie du maillage est récapitulée à la Figure III-24. On ne modélise qu'une moitié du maillage, puisque le problème possède un axe de symétrie vertical mentionné dans les paramètres du calcul. Le calcul se déroule de l'instant $t = 0$ (détonation de la charge explosive) à l'instant $t = 0.06$ ms, temps nécessaire à l'onde de choc pour parcourir la distance $2.4 \cdot B$. La portée maximale du maillage est de 180 mm autour du trou, soit 2.4 fois la banquette, afin que l'onde de choc réfléchie rencontre et dépasse le trou de mine.

III.C.2.3 Calcul $2TS$

Deux trous sont mis en présence d'une surface libre idéale. L'amorçage des deux trous est simultané. La géométrie du maillage est présentée à la Figure III-25. La banquette des trous est identique au cas du calcul $1T$ et l'espacement vaut le double de celle-ci. On modélise une seule moitié de la géométrie puisque le problème possède un axe de symétrie vertical qui est indiqué dans les paramètres du calcul. Comme pour le cas $1T$ et pour les mêmes raisons, le calcul se déroule de l'instant $t = 0$ (détonation simultanée des 2 charges) à l'instant $t = 0.06$ ms. La portée maximale du maillage, identique au cas $1T$, est de 180 mm autour des trous.

III.C.3 Analyse comparative des résultats

Le paramètre retenu pour caractériser l'endommagement dans l'analyse des résultats de simulation est la valeur propre majeure du tenseur d'endommagement $\underline{\Theta}$, qui est nommée par la suite *endommagement principal majeur* et notée Θ_1 . Ce paramètre est au tenseur

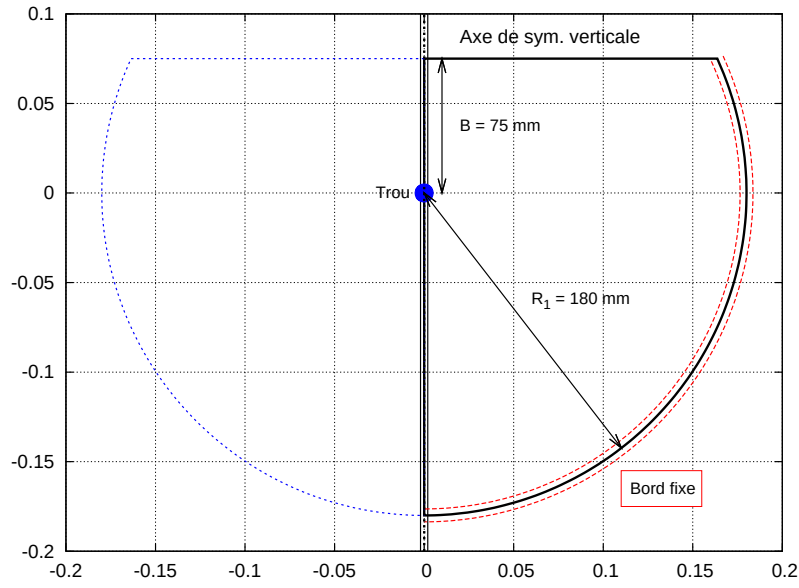


Figure III-24: Géométrie du calcul $1T$. Le trou n'est pas représenté à l'échelle pour une raison de visibilité.

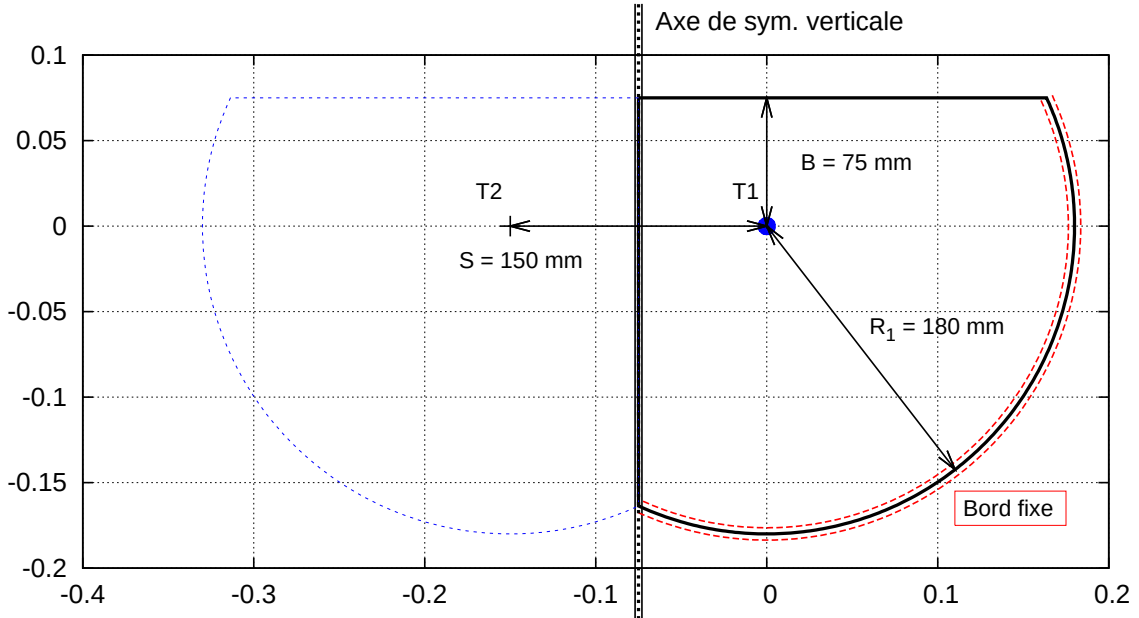


Figure III-25: Géométrie du calcul $2TS$. Les trous dessinés (trou du calcul $1T$ et premier trou T1 du calcul $2TS$) ne sont pas représentés à l'échelle pour une raison de visibilité.

d'endommagement ce que la contrainte principale majeure est au tenseur de contraintes. Son orientation sera précisée en fonction du contexte et a été vérifiée dans chacune des zones; un exemple d'une telle vérification est présenté pour la simulation $2TS$ (coupe comparative de

Θ_1 et de Θ_{yy} sur l'axe entre trous) à la Figure III-26. Les coupes comparatives ne seront pas toutes présentées afin de ne pas surcharger l'exposé. Lorsque le matériau est intact, le tenseur d'endommagement est égal au tenseur identité; on a donc $\Theta_1 = 1$ dans ce cas.

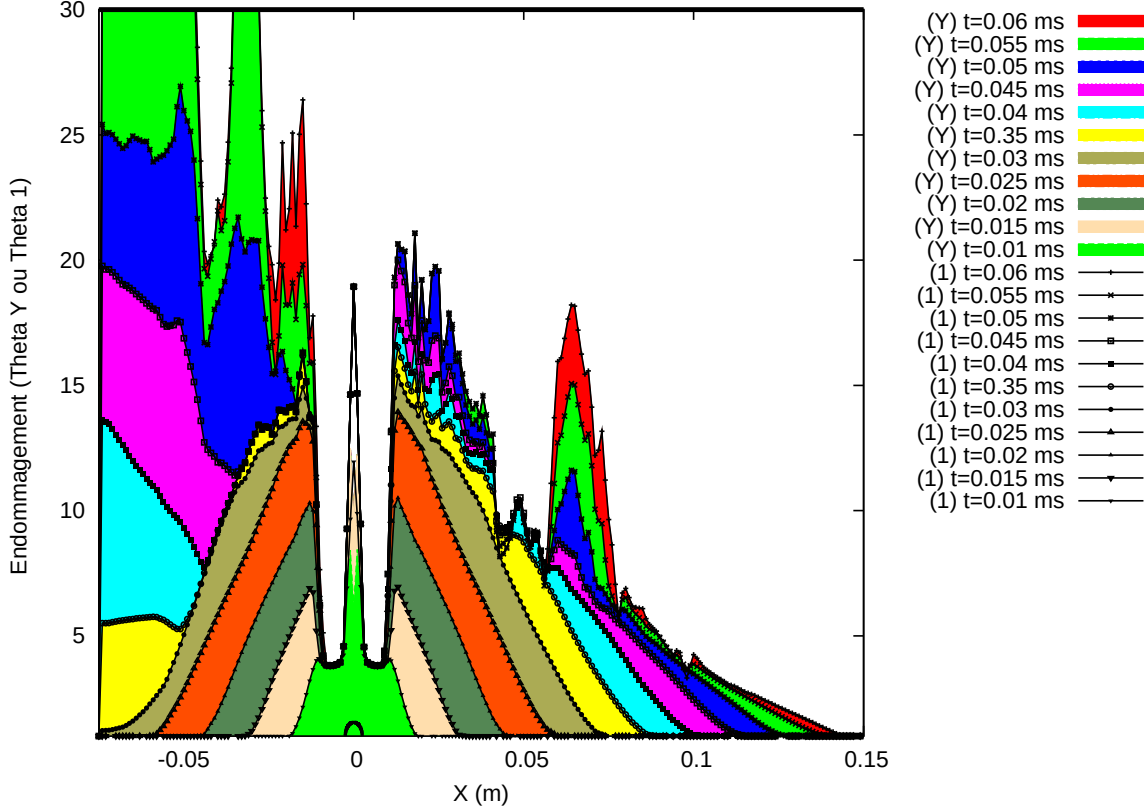


Figure III-26: Calcul *2TS*. Coupe horizontale sur l'axe trou-trou ($y = 0$) — comparaison de l'endommagement principal majeur Θ_1 (lignes noires avec points) et de l'endommagement Θ_{yy} (surfaces pleines colorées). Pour cet exemple, la composante principale majeure du tenseur d'endommagement est orientée selon $\vec{y}$ sauf dans une zone réduite autour de l'axe vertical $x = 0$.

Les cartes d'endommagement Θ_1 obtenues à la fin du calcul ($t=0.06$ ms) pour les simulations *1T* et *2TS* sont représentées à la Figure III-27. Si les résultats observés semblent faire apparaître des fissures, on notera toutefois que la concentration de l'endommagement dans certaines zones est due à des phénomènes de localisation de ce dernier, de nature numérique. La simulation réalisée ne restitue pas explicitement la formation de fissures. La localisation de l'endommagement dans les calculs est un aspect qui sera abordé au paragraphe III.C.5.

Les cartes d'endommagement obtenues pour le calcul *1T* mettent en évidence des zones d'endommagement préférentiel orientées qui sont les suivantes.

1. Endommagement parallèle à la surface libre, orientation $\vec{y}$, correspondant à une détérioration des propriétés élastiques du matériau dans le plan $(\vec{x}, \vec{z})$.
2. Endommagement le long de l'axe entre trou et surface libre, orientation $\vec{x}$, correspondant à une détérioration des propriétés élastiques du matériau dans le plan $(\vec{y}, \vec{z})$.
3. Zone de broyage (se traduisant sur les cartes présentées par un endommagement en traction réduit) autour du trou.

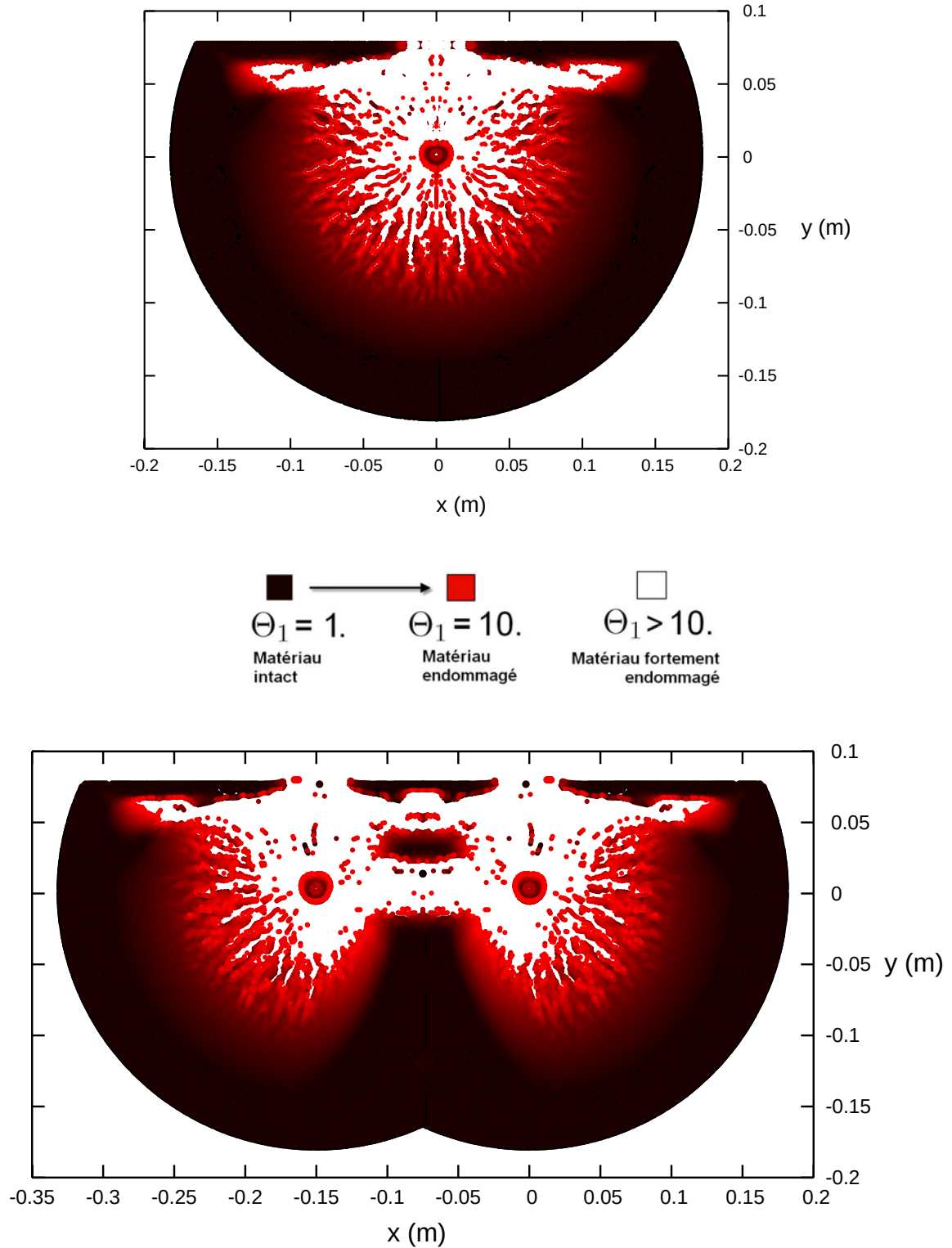


Figure III-27: Endommagement majeur à l'instant $t=0.06$ ms dans les calculs $1T$ (en haut) et $2TS$ (en bas). Chaque noeud du maillage est représenté par un disque dont la couleur, en dégradé, est proportionnelle à la valeur de Θ_1 (échelle de couleur explicitée au milieu).

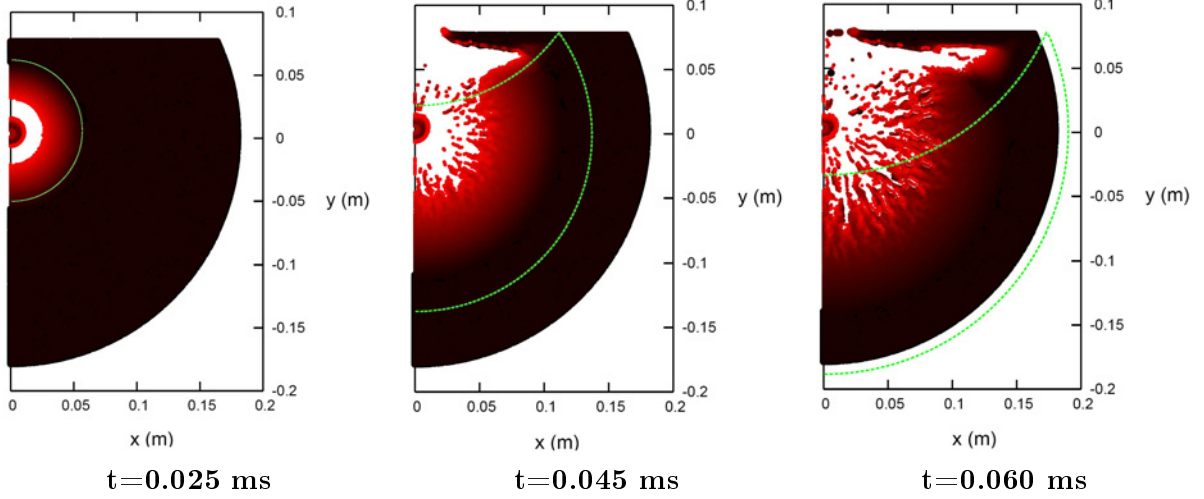


Figure III-28: Evolution de l'endommagement au cours du temps (calcul 1T).

4. Endommagement autour du trou et au delà de la zone de broyage, orientation $\vec{e}_\theta$ dans le système de coordonnées polaires centré sur le trou, correspondant à une détérioration des propriétés du matériau dans le plan $(\vec{e}_r, \vec{z})$.

La zone d'endommagement préférentiel parallèle à la surface libre est associée à un phénomène d'écaillage, lié à la réflexion des ondes incidentes. On vérifie que la formation de cet endommagement n'est pas liée au passage de l'onde incidente en observant l'évolution des cartes d'endommagement avec le temps comparée à la position théorique du front d'onde. Cette comparaison est présentée à la Figure III-28. Le fait que le front d'onde théorique dépasse très légèrement les limites du maillage défini à $t=0.06$ ms n'est pas d'importance puisque le calcul est arrêté à partir de cette date.

Dans le cas des charges amorcées simultanément (calcul 2TS), les zones d'endommagement préférentiel obtenues pour le calcul de charge unique sont retrouvées à deux différences près.

1. Endommagement le long de l'axe entre trous ($y = 0$), orientation $\vec{y}$, correspondant à une détérioration des propriétés élastiques du matériau dans le plan $(\vec{x}, \vec{z})$.
2. Etouffement partiel de l'endommagement irradié autour des trous dans la zone située entre eux.

La création de la zone d'endommagement préférentiel entre les trous ressemble au phénomène de prédécoupage qui se produit entre deux charges amorcées avec un retard faible entre elles et qui est à la base des techniques de tir mises en oeuvre lorsque le parement en arrière du tir doit être préservé (tunnels, gradins de fosse finale, tirs en roche ornementale). L'étouffement partiel de l'endommagement autour des trous est attribué à des interactions destructives entre fronts d'ondes issus des trous. Dans l'espace central entre trous et surface libre, l'absence d'endommagement peut être attribuée à un phénomène de relâchement de contraintes (invoqué en particulier par Rossmanith (2009, [130]) pour expliquer la périodicité spatiale des fissurations observées dans les tirs d'échantillons cylindriques), par la présence de zones endommagées qui encadrent toute cette zone.

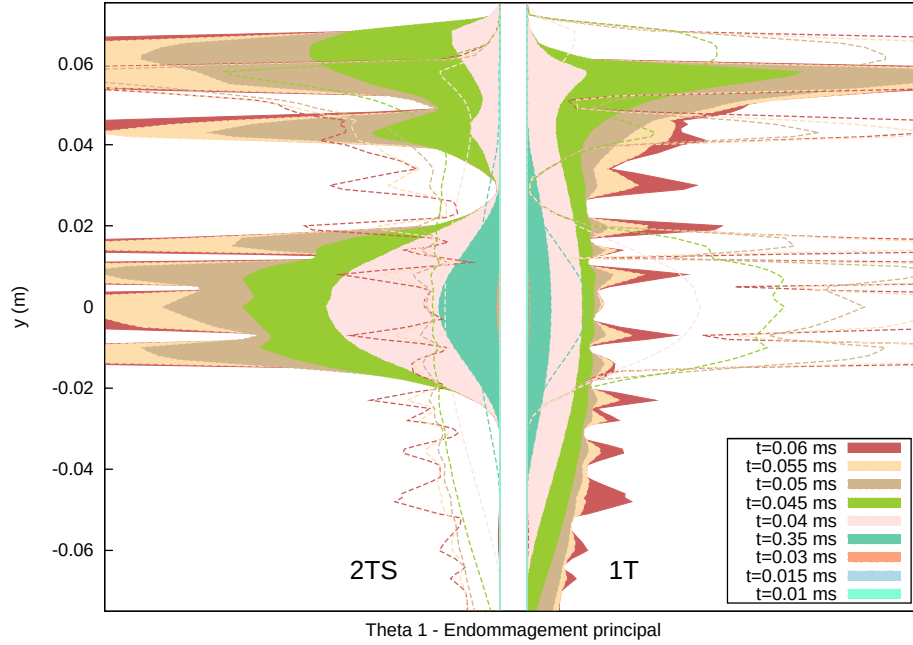


Figure III-29: Endommagement principal le long du plan médian entre trous - comparaison entre le calcul 2TS et les résultats d'endommagement obtenus au même endroit pour le calcul 1T. Θ_1 est compris pour les deux cas entre 1. et 30.

La Figure III-29 compare l'évolution de Θ_1 au cours du temps le long de l'axe vertical entre trous ($x = -S/2$) pour le calcul 2TS et l'évolution de Θ_1 à distance $S/2$ identique du trou pour le calcul 1T. Cette comparaison explicite:

- une réduction de l'endommagement par rapport au cas mono-trou autour de $y = 0.03$ et pour $y < -0.03$;
- la localisation de l'endommagement au niveau des trous ($y = 0$) et de la zone d'écaillage ($0.04 < y < 0.07$).

On remarquera les localisations de l'endommagement particulièrement apparentes dans le cas de la simulation 1T pour $t > 0.055$ ms. La croissance privilégiée de l'endommagement dans ces zones ne doit pas être attribuée à un phénomène physique particulier, mais aux imperfections numériques (même si leur formation est provoquée lors de la mise en contrainte du matériau au passage des ondes réfléchies).

Le développement d'une zone endommagée le long de l'axe entre trous est conforme à l'expérience pratique dans le domaine des tirs de prédécoupage. Cette constatation corrobore également les résultats d'essais de tir obtenus indépendamment par Gorham-Bergeron *et al.* (1987, [53]) et Miklautsch (2002, [92]). Les essais de Gorham-Bergeron ayant comporté plusieurs charges amorcées simultanément ont produit un effet de découpage entre charges, laissant la partie centrale peu ou non fragmentée. Miklautsch, pour sa part, a tiré deux charges amorcées simultanément dans un bloc d'amphibolite, et a observé la présence d'un bloc prismatique triangulaire découpé dans la zone entre les trous et la surface libre. Les illustrations relatives à ces résultats sont présentées à la Figure III-31.

Enfin, mentionnons que la présence des axes d'endommagement préférentiels orientés parallèlement au front et le long de l'axe trou-surface libre dans les résultats du calcul 1T rappelle

fortement les fissurations constatées expérimentalement par Rinehart & Pearson dans des barres de métal fragile soumises à impact explosif surfacique, quand bien même les conditions de réalisation de notre calcul soient significativement différentes de celles de l'expérience au niveau des points suivants:

- un pain d'explosif est directement posé sur la barre et à l'air libre (la pression de gaz n'est donc pas contenue);
- par ce fait, la nature de la condition aux limites imposée ainsi que son lieu d'application sont modifiés³.

Notre calcul $1T$ est comparé au cliché d'une des expériences réalisées par ces auteurs à la Figure III-30. Dans la représentation des résultats de calcul proposée, seuls les noeuds du maillage $1T$ dont l'endommagement final dépasse la valeur seuil $\Theta_s=60$, et/ou dont la variable d'écrouissage a dépassé le seuil $\xi_s = 10^{-2}$, sont représentés. Ces deux seuils n'ont pas de signification physique précise. Malgré les différences entre les deux cas, le matériau est soumis à un train d'ondes de choc qui sont réfléchies à une surface libre à proximité, et les fondamentaux physiques des deux problèmes restent donc similaires. On peut donc considérer que cette similarité est un résultat encourageant quant à la manière dont le modèle de Rouabhi traduit la rupture orientée des matériaux quasi-fragiles.

³Comme fait mitigant pour ce point, nous verrons par ailleurs dans la partie III.C.4 que modifier drastiquement l'amplitude ou les vitesses de montée et de décroissance de la condition aux limites à la paroi du trou ne change pas la nature fondamentale des résultats d'endommagement obtenus.

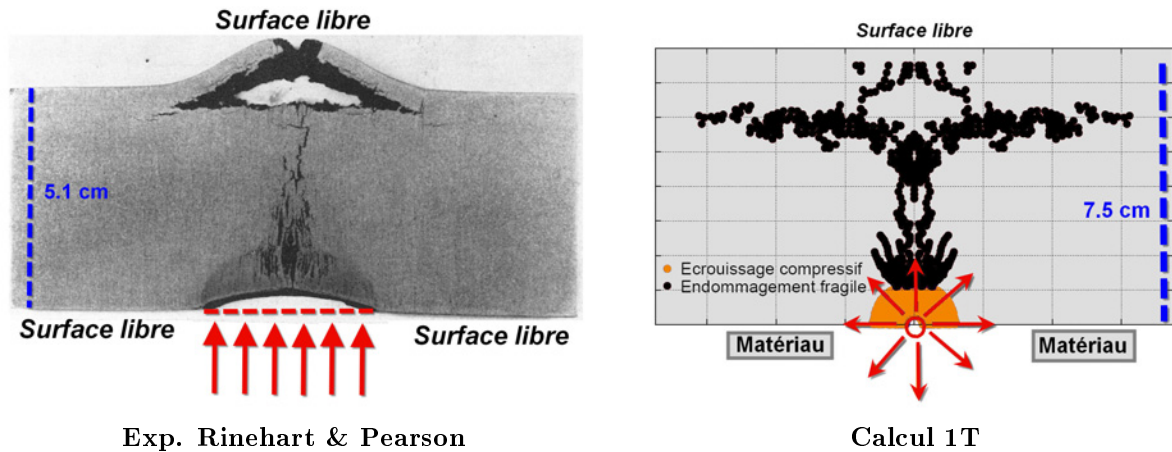
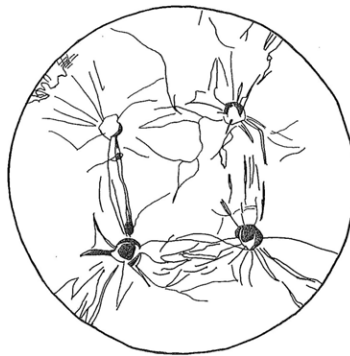


Figure III-30: Résultats d'expérience de Rinehart & Pearson (gauche) et représentation des résultats d'endommagement du calcul 1T dans la zone de banquette.

Schistes bitumineux
4 trous simultanés (Gorham-Bergeron, 1987 [53])



Amphibolite
2 trous simultanés (Miklautsch, 2002 [92])



Vue de dessus - Avant tir

Vue de dessus - Après tir, reconstitution

Figure III-31: Exemples de tirs de charges simultanées à l'échelle du laboratoire dans la littérature expérimentale. Les axes d'endommagement préférentiels trou-surface libre et trou-trou y sont observés.

III.C.4 Modification de la condition aux limites et de la rhéologie

Nous avons souligné précédemment que les deux caractéristiques fondamentales (vis-à-vis des prédictions d'endommagement) associées au modèle rhéologique mis en oeuvre sont :

- la prise en compte de la vitesse de déformation, d'une part;
- le caractère orienté de l'endommagement du matériau, d'autre part.

Nous avons par ailleurs attiré l'attention sur le fait que la description de la condition aux limites (loi d'évolution $P(t)$ à la paroi du trou) a une importance, compte tenu entre autres de la rhéologie du matériau (premier point ci-dessus). Des simulations supplémentaires ont donc été réalisées en prenant le calcul $1T$ comme cas de référence pour caractériser les changements qualitatifs dans la carte d'endommagement que provoque la modification de la condition aux limites ou de la réponse du matériau en traction; ce travail fait l'objet de la présente partie.

III.C.4.1 Modification de la condition aux limites

Trois des propriétés de la condition aux limites ont été modifiées (doublement, resp. division de moitié) :

- valeur du pic de pression P_0 ;
- rapidité de la montée en pression (modification du temps de montée τ);
- rapidité de la chute de pression des gaz dans le trou (modification du paramètre β de la loi $P(t)$).

Pour modifier la rapidité de montée en pression, le temps de montée est respectivement doublé puis divisé par deux. L'évolution de la dérivée de $P(t)$ au sein du trou pour ces deux cas est présentée et comparée au cas de référence à la Figure III-32.

Les cartes d'endommagement obtenues par modification du pic de pression, des rapidités de montée et de chute de la pression sont présentées respectivement aux Figures III-33, III-34 et III-35.

Les zones d'endommagement préférentiel mises en évidence pour le calcul $1T$ restent observées dans tous les cas. L'entourage immédiat autour du trou est moins endommagé en traction lorsque la pression de pic augmente; ceci est un effet de l'extension de la zone de broyage, dont le développement est favorisé par l'augmentation de pression dans le trou (écrouissage compressif accru). La zone relative à l'écaillage est présente dans tous les cas, avec une portée latérale variable. On observe surtout le maintien de la zone d'endommagement radial autour du trou.

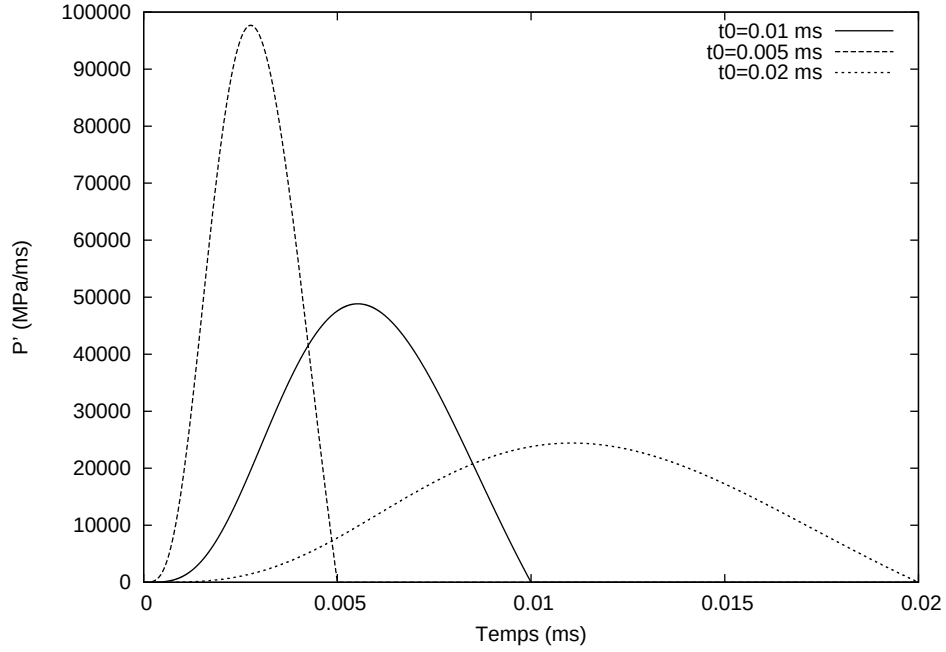


Figure III-32: Dérivée de la pression imposée à la paroi du trou en fonction du temps pour 3 temps de montée différents. Le deuxième temps de montée correspond au cas de référence.

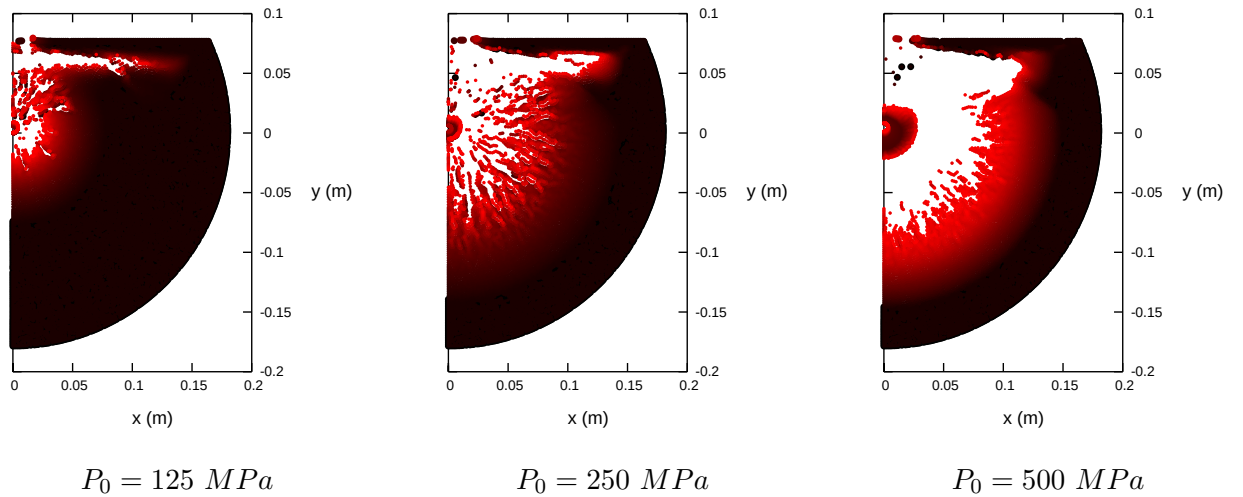


Figure III-33: Résultats de simulation pour différents pics de pression. Le cas de référence est présenté au centre.

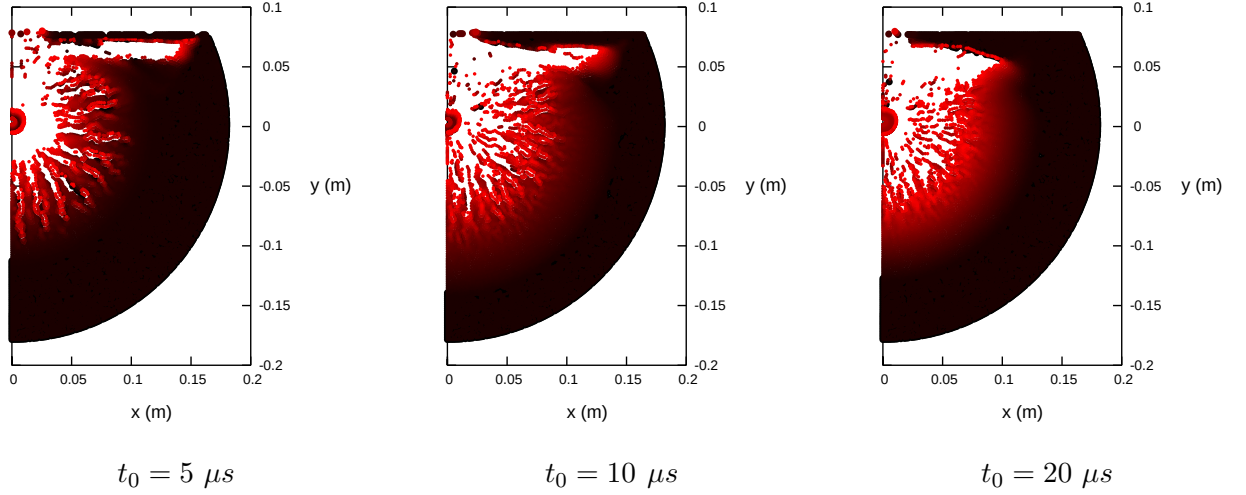


Figure III-34: Résultats de simulation pour différentes vitesses de montée en pression. Le cas de référence est présenté au centre.

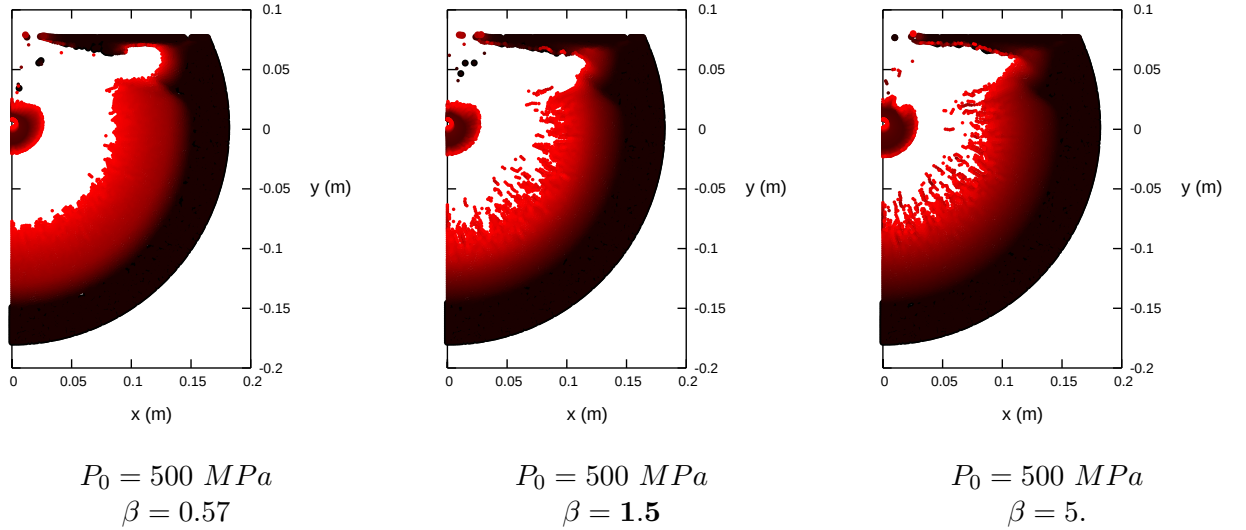


Figure III-35: Résultats de simulation pour différentes vitesses de décroissance post-pic de la pression dans le trou. Le cas de référence est présenté au centre.

Autrement dit, dans l'ensemble des cas testés, si l'amplitude des phénomènes observés varie, leur nature reste identique. La condition aux limites, et la manière dont elle est définie, ne peuvent donc pas être tenues responsables du fait que les cartes d'endommagement obtenues laissent une part non négligeable à l'endommagement à l'arrière des trous. Il reste ensuite à vérifier que les paramètres rhéologiques retenus pour décrire le comportement du matériau en traction n'ont pas un rôle crucial dans la constitution des cartes d'endommagement.

III.C.4.2 Modification de la rhéologie

La dépendance du matériau vis-à-vis des sollicitations dynamiques rapides a été modifiée en influant sur le paramètre v_d^4 (augmentation, resp. réduction d'un ordre de grandeur). La réponse du matériau est radicalement modifiée; le graphe de la Figure III-36 compare l'évolution de la déformation dans un essai de traction uniaxial à vitesse de déformation $\dot{\epsilon} = 10^4 \text{ s}^{-1}$ constante pour le matériau de référence et les deux nouveaux matériaux obtenus. La Figure III-37 représente les cartes d'endommagement obtenues pour les rhéologies modifiées en comparaison avec le cas de référence. L'échelle des couleurs est inchangée par rapport aux cartes précédemment présentées.

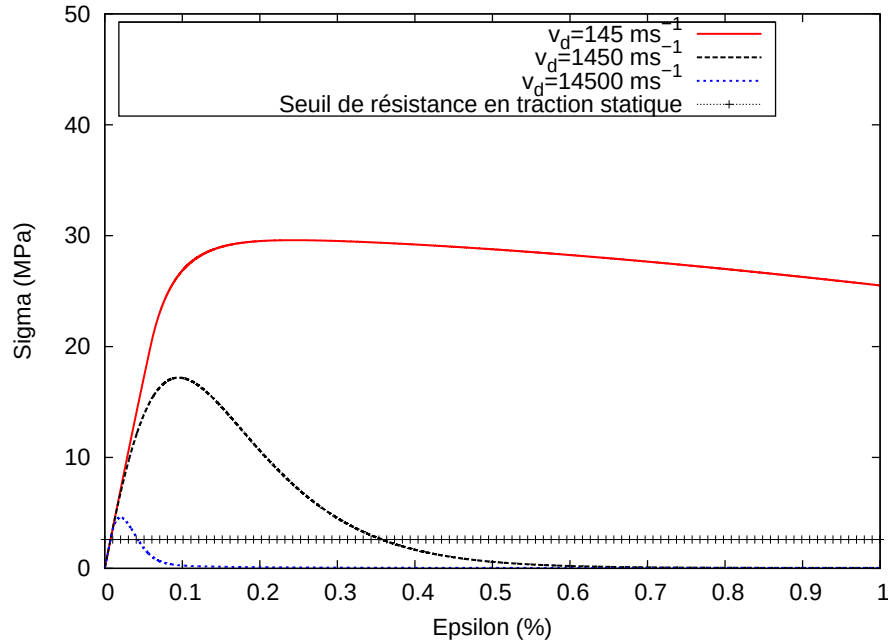


Figure III-36: Modification de la réponse du matériau par augmentation ou réduction significative de la vitesse de déformation maximale v_d .

On note que l'endommagement est réduit de manière significative pour le cas $v_d = 145 \text{ ms}^{-1}$, et que les localisations sont accentuées dans le scénario opposé.

Quoi qu'il en soit, comme pour l'étude de sensibilité à la condition aux limites, les modifications rhéologiques opérées modifient l'intensité des phénomènes restitués dans les cartes d'endommagement mais ne changent pas leur configuration globale. On peut donc considérer que les propriétés qualitatives essentielles des résultats obtenus dans les simulations sont robustes à toute modification même significative des paramètres du calcul, et qu'on ne peut espérer changer radicalement le résultat obtenu qu'en jouant de manière forte sur les hypothèses physiques faites. Aussi, nous reverrons dans le Chapitre IV le fait d'attribuer un rôle majeur aux ondes mécaniques incidentes et réfléchies dans le processus d'arrachement et de fragmentation par l'explosif.

Rappelons enfin que si l'endommagement à l'arrière des trous présent dans les simulations n'est pas conforme aux observations expérimentales (ruptures franches telles que les

⁴C'est le paramètre qui gouverne majoritairement la dépendance de la réponse du matériau aux effets de la dynamique; comme on peut le voir à la Figure III-36, plus v_d est faible, plus les effets de la dynamique (et donc le facteur d'accroissement dynamique) sont forts.

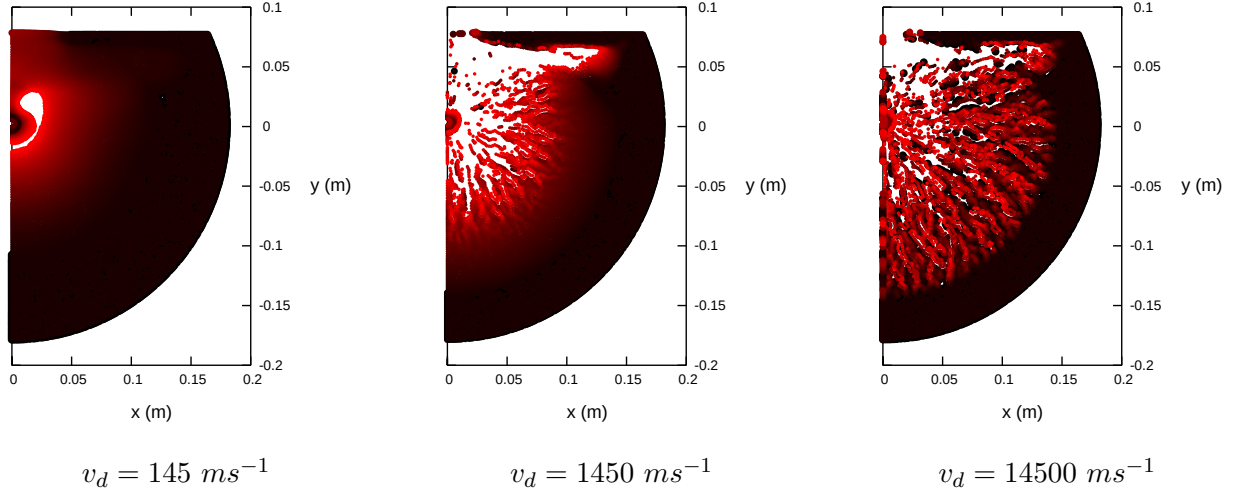


Figure III-37: Résultats de simulation pour différentes vitesses de déformation maximales. Le cas de référence est présenté au centre.

arrachements et fractures observées à l’œil nu), rien ne permet a priori de dire que les cartes d’endommagement simulées ne rendent pas compte de l’influence des interactions entre trous sur les résultats de fragmentation. On a notamment mis en évidence dans le calcul *2TS* l’existence d’une zone entre les trous où l’endommagement est étouffé, ce qui pourrait aller dans le sens de la diminution de la qualité de la fragmentation observée pour les bi-trous à amorçage simultané dans le programme expérimental. Pour cette raison, dans la dernière partie de ce Chapitre, la granulométrie totale obtenue pour les scénarios *1T* et *2TS* sera évaluée par post-traitement, ce qui permettra de comparer les deux cas et d’obtenir un éclairage supplémentaire quant aux résultats expérimentaux obtenus au Chapitre II.

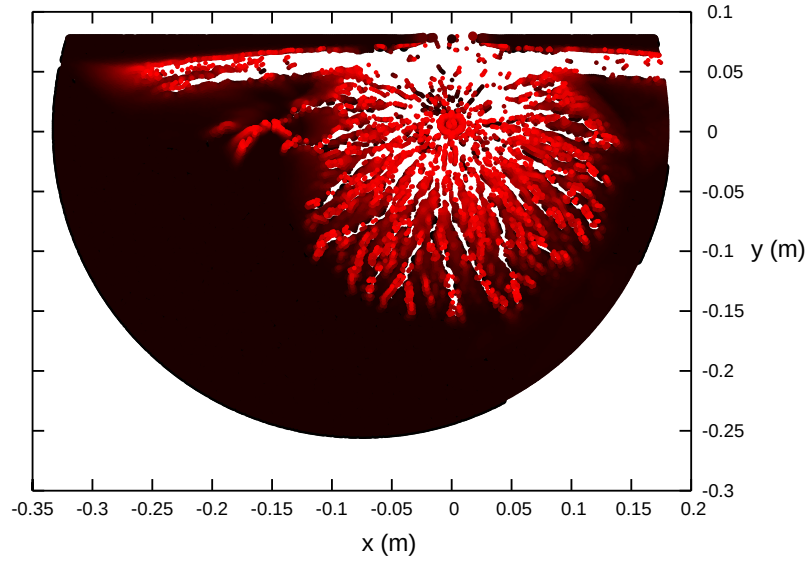
Avant de passer à cette dernière partie, on décrit dans la partie qui suit les difficultés provoquées par la localisation de l’endommagement dans les calculs réalisés.

III.C.5 Difficultés liées à la localisation de l’endommagement

La modélisation du cas où deux charges sont amorcées avec retard l’une par rapport à l’autre a été tentée (calcul *2TR*, non présenté dans les paragraphes précédents); il n’a pas été possible d’aboutir à une solution correcte en raison des phénomènes de localisation numérique associés à l’endommagement du matériau. Malgré l’absence de contraintes exercées aux parois des trous lors de la phase d’attente entre fin de la détonation du premier trou et début de la détonation du second, le tenseur d’endommagement a poursuivi son évolution à plusieurs points du maillage. On peut constater ce fait en comparant les deux cartes d’endommagement obtenues aux dates $t = 0.06 \text{ ms}$ et $t = 0.833 \text{ ms}$ (entre lesquelles aucune contrainte de niveau significatif ne devrait exister dans le maillage). Cette comparaison est présentée à la Figure III-38. Plus généralement, les imperfections de maillage jouent un rôle dans le développement de l’endommagement et sa localisation; on a précédemment mis en évidence ce point pour le cas du calcul *1T* (Figure III-29).

L’influence du maillage apparaît également si l’on compare l’endommagement Θ_1 le long de l’axe trou-surface libre dans les premiers instants des calculs *1T* et *2TR* (premier trou). Dans chacun de ces deux cas, la géométrie du problème et le chargement appliqué sont identiques aux imprécisions de maillage près (voir la comparaison des deux géométries à la Figure III-39).

Calcul $2TR$ - $t=0.1$ ms



Calcul $2TR$ - $t=0.833$ ms

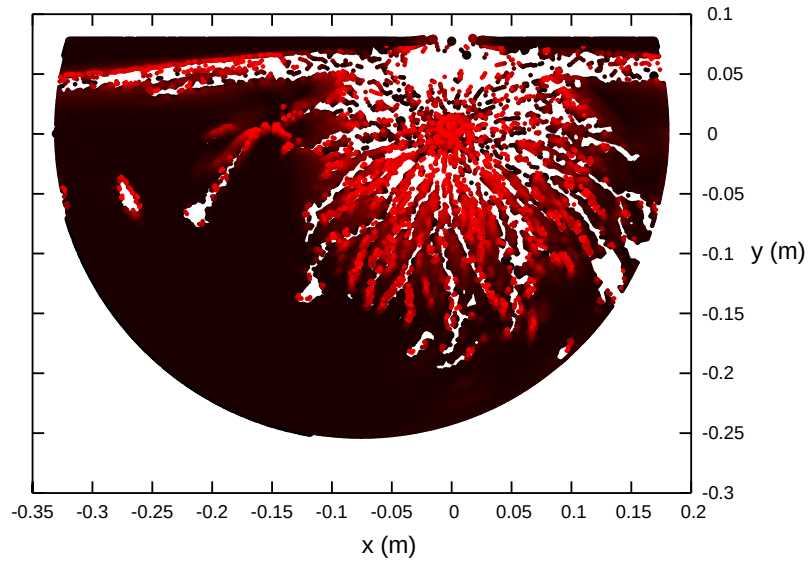


Figure III-38: Différences entre endommagement principal après la fin de la détonation du trou 1 ($t=0.1$ ms) et avant détonation du trou 2 ($t=0.833$ ms). La portée du maillage dans ce calcul est nettement supérieure à ce qui est représenté sur les schémas; on s'est assuré qu'elle était suffisante (environ 1600 mm) pour que les réflexions d'onde aux bords du calcul ne perturbent pas ce dernier.

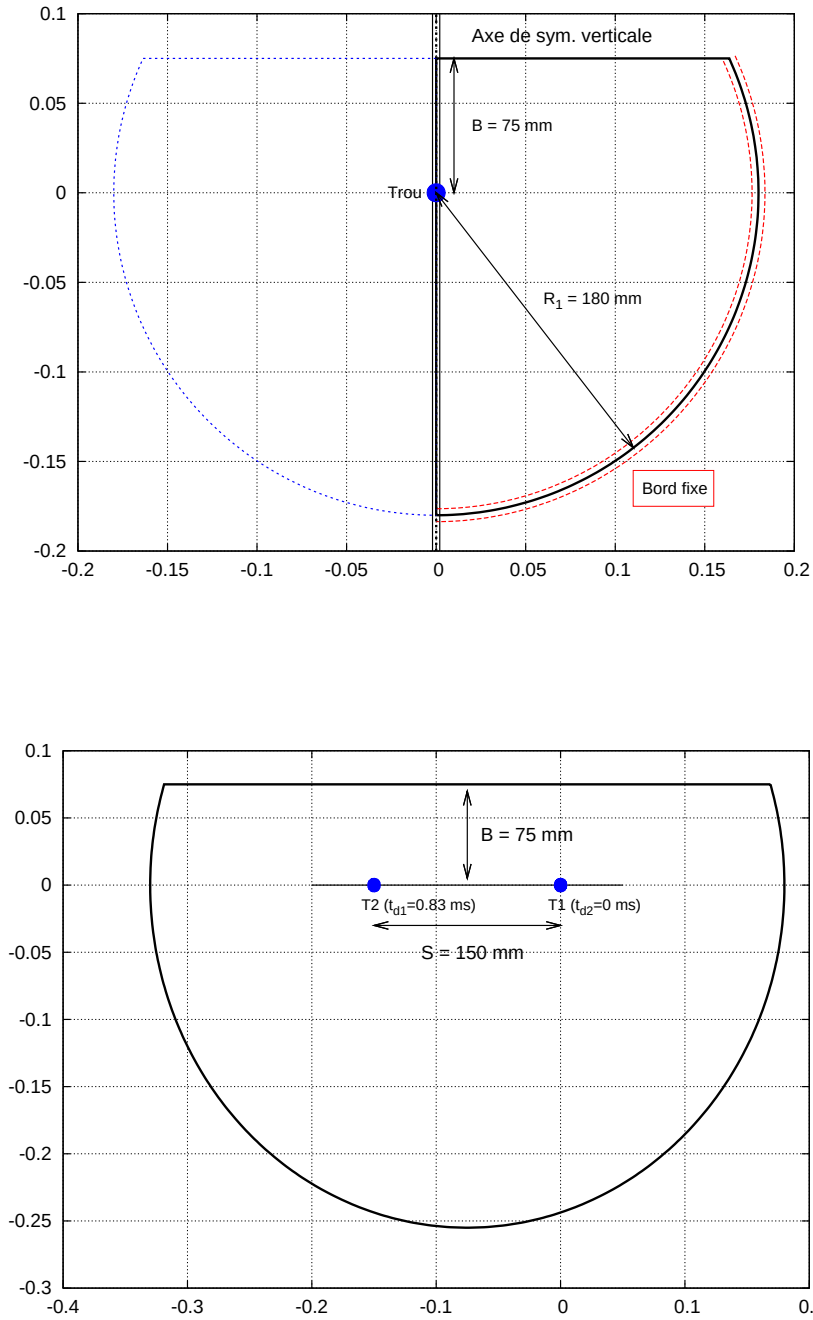


Figure III-39: Comparaison entre géométries des calculs 1T (en haut) et 2TR (en bas). Seule la zone d'intérêt est schématisée pour le calcul 2TR; le maillage possède une portée plus grande que ce qui est visible sur le schéma pour parer aux réflexions d'ondes aux bords.

Une comparaison des profils d'endommagement le long de l'axe trou-surface libre est présentée à la Figure III-40. Rappelons enfin que la définition d'un maillage trop grossier à la paroi du trou a produit des effets similaires (Figure III-22).

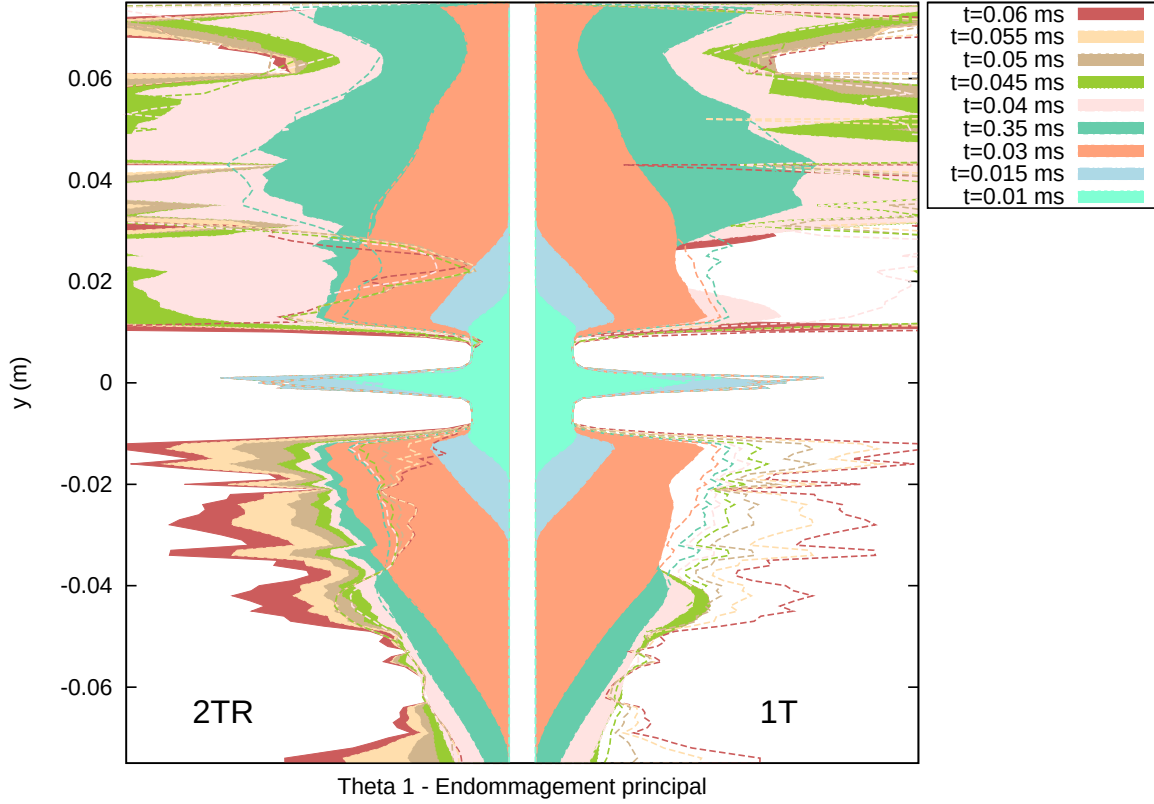


Figure III-40: Endommagement principal le long de l'axe trou - surface libre ($x = 0$). Comparaison entre les résultats du calcul 2TR (premier trou) et du calcul 1T. Θ_1 est compris pour les deux cas entre 1. et 30.

Le développement et la croissance déréglée de l'endommagement en un noeud du maillage provoquant à terme la divergence du calcul, il est particulièrement difficile de mettre en place des calculs longs avec ce modèle rhéologique, à moins d'abaisser significativement la vitesse de déformation maximale en traction pour réduire la vitesse de croissance du tenseur d'endommagement, ce qui revient à changer de problème.

III.C.6 Evaluation et comparaison des granulométries pour 1T et 2TS

A partir des cartes d'endommagement obtenues, un post-traitement est réalisé selon un principe similaire à celui mis en oeuvre par Rouabhi sur ses modélisations d'éprouvettes cylindriques, à la différence toutefois que l'on relie ici directement la taille médiane de fragment localement produite à Θ_1 en fin du calcul, au lieu de considérer comme Rouabhi l'énergie de déformation non-élastique totale (ce qui nécessite un post-traitement portant sur toute la durée du calcul). Cette démarche ayant un objectif qualitatif vise à comparer le scénario à un trou, d'une part, et le scénario à deux trous amorcés simultanément, d'autre part.

Pour simplifier le traitement des résultats de simulation, et compte tenu du fait que la résolution spatiale du maillage est fine à la base, on procède à une régularisation de la carte d'endommagement obtenue pour éviter d'avoir recours à des techniques d'interpolation sophistiquées que le niveau de précision recherché pour ce travail comparatif ne justifie pas. Le résultat de cette régularisation est un découpage de la carte d'endommagement calculée en carrés de petite taille et de dimensions partout identiques; ceci simplifie grandement l'intégration du paramètre d'endommagement sur toute la surface du calcul, qui se résume alors à une simple moyenne pondérée.

III.C.6.1 Régularisation des cartes et restriction à la partie arrachée

Dans un premier temps, on contraint l'ensemble des noeuds du maillage à rejoindre les noeuds d'un quadrillage de référence. Très simplement, contraindre le noeud (x_i, y_i) à un quadrillage de résolution 1 mm par 1 mm revient à arrondir ses coordonnées jusqu'à la troisième décimale. La résolution retenue pour le quadrillage final (2.5 mm) permet d'obtenir une résolution suffisamment fine sans laisser de trous dans la carte régularisée obtenue (c'est-à-dire que pour tout point du quadrillage, il existe au moins un noeud du maillage dont il est le plus proche voisin). Ce procédé permet d'obtenir une carte de résultats illustrée au schéma A de la Figure III-41, qui illustre le procédé pour le calcul *1T*. Les valeurs d'endommagement principal supérieures à 10 sont représentées en bleu clair pour clarifier la figure; la représentation des endommagements principaux compris entre 1 et 10 se fait par le même dégradé de couleurs que celui utilisé dans la partie III.C.3.

En appliquant le procédé de régularisation précédemment décrit, un carré de la nouvelle carte d'endommagement peut être associé à plusieurs noeuds du maillage. Il est donc nécessaire, dans un second temps, de ne retenir qu'un seul représentant pour chaque élément du quadrillage. On choisit de retenir le noeud auquel l'endommagement principal le plus fort a été atteint; ceci revient à considérer implicitement qu'un endommagement fort produit une fragmentation intense dans son très proche voisinage. On obtient ainsi la carte représentée au schéma B de la Figure III-41.

La localisation numérique mise en évidence dans les simulations a pour effet de produire des valeurs d'endommagement anormalement élevées, mais ce phénomène concerne moins d'une dizaine de noeuds du maillage (pour un total de plusieurs milliers). La valeur d'endommagement associée à ces points est par conséquent écrêtée à 100 pour ne pas déséquilibrer le calcul d'endommagement moyen sur le maillage à cause de ces points.

Pour que la comparaison soit pertinente, il est nécessaire de délimiter la partie arrachée du matériau pour évaluer la fragmentation du produit abattu uniquement dans cette zone du calcul. Comme il n'a pas été possible d'aboutir à une prédiction de cette limite d'arrachement en utilisant directement les résultats de simulation, on considérera qu'il est produit par la contribution d'autres phénomènes que les ondes de choc, et on prendra les lois d'arrachement empiriques établies dans le cadre du Chapitre II comme référence (tant pour la forme que pour la portée de l'arrachement). Compte tenu des incertitudes soulignées dans le Chapitre I liées à l'échelle des expériences de tir, on rappelle que l'utilisation de cette forme à l'échelle de la simulation reste essentiellement illustrative. Une banquette de 4 m et un espacement correspondant de 8 m ont été choisis pour prédire les aires arrachées latéralement dans le cas du mono-trou et du bi-trou simultané; les profils d'arrachement ainsi obtenus ont ensuite été réduits à l'échelle de la simulation. On considère donc finalement la carte de résultats qui est présentée au schéma C de la Figure III-41.

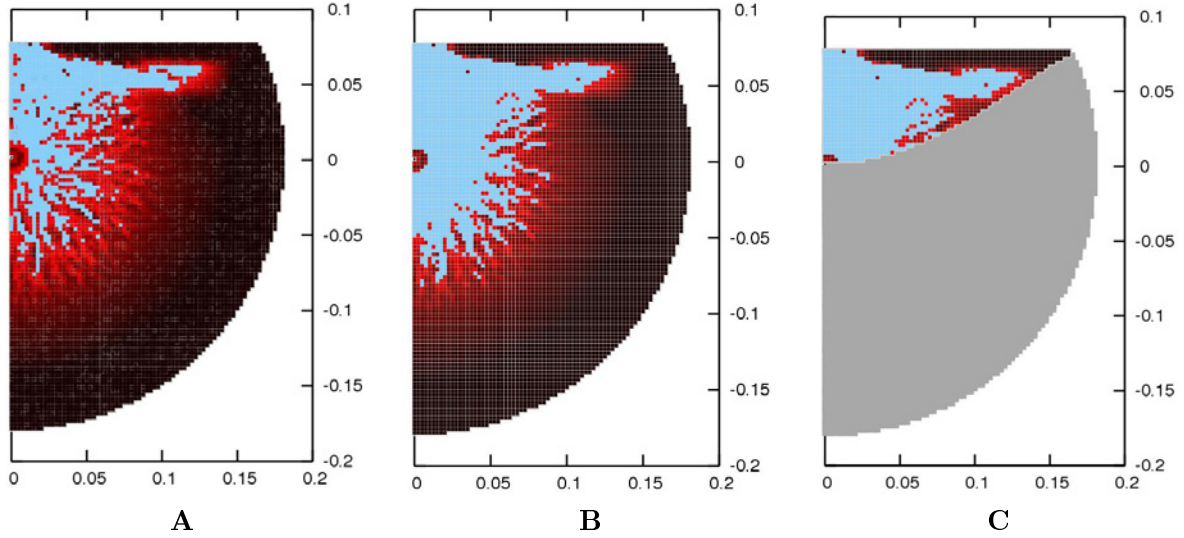


Figure III-41: Régularisation de la carte d'endommagement pour l'évaluation granulométrique du résultat de simulation et restriction à la zone arrachée concernée — calcul 1T.

III.C.6.2 Loi de fragmentation

Méthodologie

Nous employons une méthodologie de post-traitement analogue à celle suggérée par Rouabhi dans ses travaux. Sa démarche consiste à déduire localement une courbe granulométrique produite par les effets de l'explosif à partir d'une grandeur physique qui résulte de l'historique d'évolution du matériau en chaque noeud. Le calcul que nous mettons en oeuvre ici présente toutefois une différence notable car on considère l'endommagement en fin de simulation et non l'énergie de déformation non élastique totale comme grandeur physique de référence. A l'état initial, le premier vaut 1 tandis que le second vaut 0.

Une loi puissance décroissante de l'endommagement final est utilisée pour estimer l'intensité de fragmentation en chaque point du maillage (Equation III.13):

$$X_{50}(\vec{x}) = \Phi(\vec{x}, \kappa, \gamma) = \kappa \cdot \Theta_1(\vec{x})^{-\gamma} \quad (\text{III.13})$$

On postule ici en conformité avec la méthodologie retenue par Rouabhi que la courbe granulométrique se définit localement par une fonction de Rosin-Rammler unimodale (voir Equation I.7, p.57 pour rappel). Le paramètre d'uniformité n est maintenu constant pour l'ensemble du maillage.

En application à un maillage régulier tel qu'obtenu à travers la démarche mise en oeuvre dans le paragraphe précédent, le passant pour une taille de tamis x donnée, $P(x)$, s'exprime donc:

$$P(x) = \frac{\sum_{i=1}^{n_c} RR(x, \Phi(\vec{x}_i), n)}{n_c}$$

où n_c est le nombre de carrés du maillage régularisé, $\vec{x}_i$ le noeud i du calcul, et RR est la fonction de Rosin-Rammler.

L'évaluation granulométrique porte uniquement sur la portion du maillage considérée comme arrachée par le tir compte tenu des observations expérimentales.

Estimation des paramètres κ , γ et n

On se propose d'effectuer le calage des paramètres κ et γ en prenant le calcul $1T$ pour référence, et en appliquant la loi empirique de fragmentation $X_{50}^{MT}(q)$ à l'essai R1T3. Cet essai, parmi les expériences réalisées au Chapitre II, se rapproche le plus de la banquette de 4 m que nous avons prise pour référence dans le paragraphe précédent pour la délimitation de l'arrachement. La valeur de taille médiane brute prédite après tir avec cette loi est $X_{50} = 950$ mm. L'indice d'uniformité de Rosin-Rammler considéré est donné par la valeur moyenne des indices d'uniformités obtenus dans le cadre des essais mono-trous, soit 1.63.

D'après l'équation III.13, si l'on considère un matériau non endommagé ($\Theta_1=1$ sur tout le maillage), alors la taille médiane calculée par la loi de fragmentation pour l'ensemble du maillage sera κ . Il est donc logique de renseigner ce paramètre par rapport aux données de granulométrie *in situ* mesurées. Pour le tir R1T3, la taille médiane brute mesurée par analyse granulométrique avec FragScan du front avant tir est de 1630 mm. On affectera donc à κ cette valeur.

L'exposant γ et l'indice d'uniformité n à considérer pour associer une courbe granulométrique complète à la taille médiane prédite par Φ sont ensuite ajustés par la méthode des moindres carrés, en comparant la courbe granulométrique empirique et la courbe prédite par application de la loi de fragmentation sur l'ensemble du maillage. Les valeurs obtenues par ce procédé d'ajustement sont $\gamma = 0.21$ et $n = 1.79$. La Figure III-42 compare la courbe empirique à la prédiction obtenue pour le calcul $1T$; on peut constater que la précision ainsi obtenue est convenable et adaptée à l'objectif d'évaluation granulométrique pour la simulation $1T$.

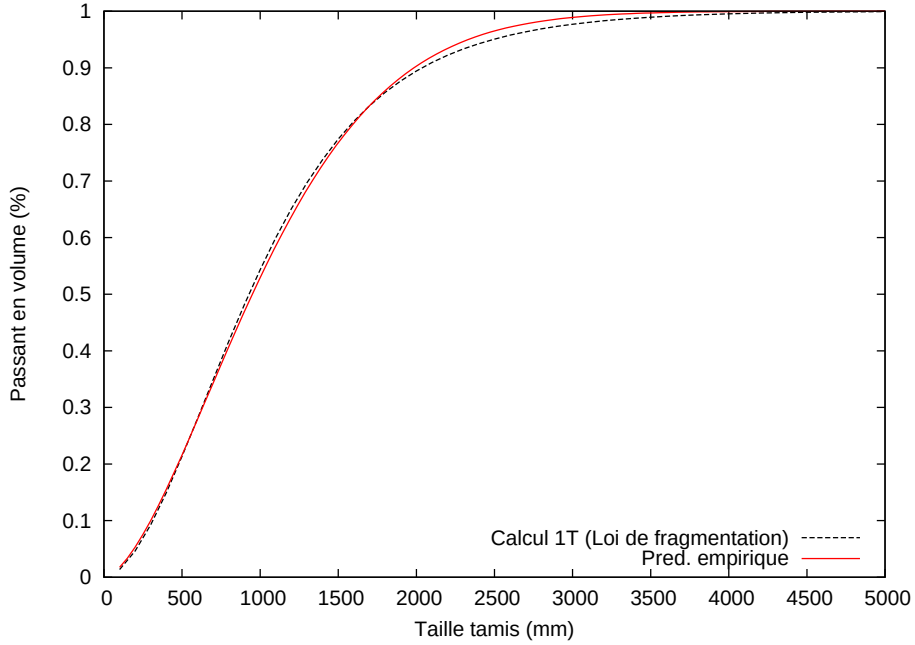


Figure III-42: Comparaison entre courbe granulométrique simulée à partir du calcul $1T$ et courbe empirique issue des résultats du programme expérimental appliqués au tir R1T3.

Courbe	1T (Emp)	1T (Sim)	2TS (Emp)	2TS (Sim)
X_{50} (mm)	950	940	700	870
n	1.63	1.58	1.52	1.61

Table III.5: Paramètres Rosin-Rammler des courbes empiriques (Emp) et estimées par rapport aux résultats de simulation (Sim) pour les cas $1T$ et $2TS$.

Comparaison des évaluations granulométriques $1T$ et $2TS$

Le travail de calage sur le calcul $1T$ ayant été réalisé, il est possible d'appliquer la même méthodologie au calcul $2TS$ et de comparer les résultats. Les deux courbes granulométriques correspondantes sont tracées à la Figure III-43. On compare également sur cette Figure la courbe obtenue pour $2TS$ à la courbe empirique, c'est-à-dire la courbe obtenue en appliquant la loi empirique $X_{50}(S)$ obtenue pour les tirs bi-trous à amorçage simultanés du programme expérimental à un espacement de 8 m (fournissant $X_{50} = 700$ mm), et en appliquant l'indice d'uniformité moyen pour ce type d'essais (1.52).

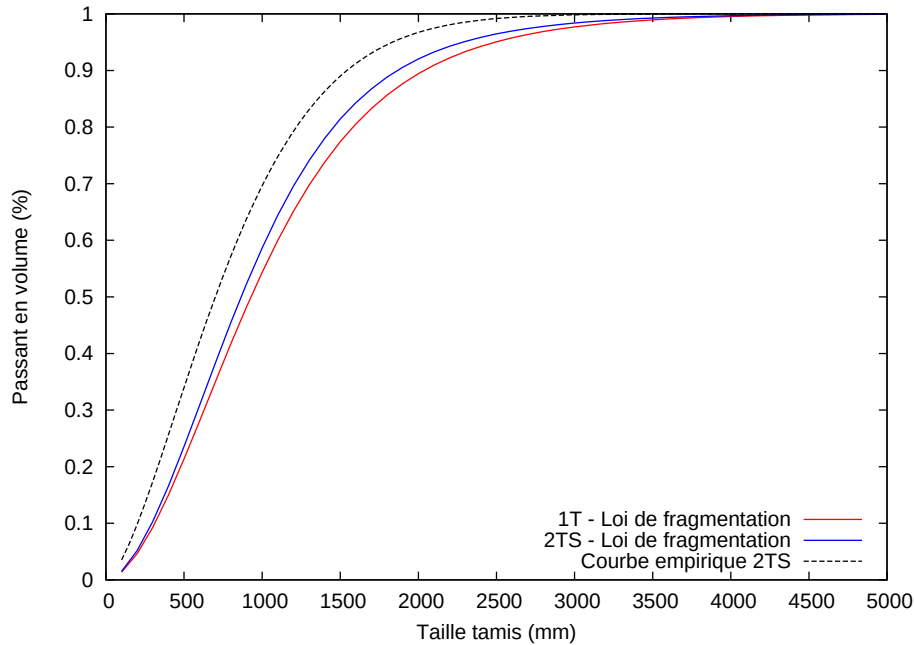


Figure III-43: Comparaison entre évaluations granulométriques des calculs $1T$ et $2TS$ et courbe construite à partir des résultats empiriques du Chapitre II appliqués à un tir bi-trou à amorçage simultané d'espacement 8 m. La courbe empirique pour le cas mono-trou n'a pas été représentée pour éviter de surcharger la figure — on a pu s'assurer à la Figure III-42 qu'elles étaient raisonnablement identiques.

Les tailles médianes et les paramètres d'uniformité de chacune des courbes (empiriques et simulées) sont indiqués à la Table III.5.

III.C.6.3 Interprétation des résultats

Dans les conditions géométriques de l'étude (rapport espacement-banquette de 2), les tendances d'évolution des granulométries empiriques et simulées sont communes: pour des géométries de banquette comparables⁵, l'expérience et la simulation prédisent toutes deux

⁵Ce qui ne signifie pas que les consommations spécifiques le sont.

une granulométrie plus fine pour le scénario bi-trous à amorçage simultané que pour le scénario mono-trou (pour des géométries de banquette comparables, non pour des consommations spécifiques comparables). Cependant, la simulation ne permet pas d'exhiber une différence aussi forte que celle obtenue par l'expérience.

Ceci peut provenir des hypothèses géométriques retenues pour le calcul 2TS, notamment le rapport espacement/banquette des deux trous, mais il est plus probable que la différence provienne d'un mécanisme physique complémentaire, tel l'action des gaz d'explosion, qui dans le cas de l'expérience vient renforcer l'intensité de la fragmentation obtenue. A ce sujet, rappelons que Langefors & Kihlström (1963, [75]), et Kutter & Fairhurst (1971, [73]) ont conclu de leurs études expérimentales en laboratoire que les ondes de choc ont un rôle fondamental dans la création de conditions initiales pour l'action des gaz. McHugh (1985, [88]) a évalué que la contribution des gaz permettait d'étendre les fissures radiales existantes autour d'un trou d'un facteur 5 à 15. En mettant les résultats obtenus par nos simulations en parallèle avec le raisonnement mené par ces auteurs, il apparaît que les phénomènes d'interaction onde-onde et onde-réseau d'endommagement dans le cas de trous amorcés simultanément contribuent effectivement à l'amélioration de la fragmentation; toutefois, s'ils sont considérés seuls, ils ne permettent pas de rendre compte de toute l'intensité du phénomène de fragmentation, qui a également pour contributeur notable les gaz d'explosion se détendant dans le massif rocheux.

Revenons de nouveau sur le fait que la partie arrière du massif (non considérée dans l'évaluation granulométrique) présente dans nos simulations des niveaux d'endommagement comparables à ceux constatés dans la partie abattue. Si les observations expérimentales (macroscopiques) paraissent en contradiction avec ce point, rien ne permet en revanche d'affirmer sur la base de nos mesures que l'action de l'onde de choc n'a pas eu d'effets microscopiques dans les zones abattue et arrière qui soient conformes qualitativement et quantitativement aux cartes d'endommagement simulées. Si cette affirmation est vraie, alors les écarts entre constatations expérimentales et simulations numériques — quantitatifs en termes de fragmentation, qualitatifs en termes d'arrachement — sont probablement liés à une même cause, qui est l'absence de phénomènes physiques supplémentaires dans les hypothèses de calcul.

Evoquons, pour terminer cette étude et en lien avec cette dernière idée, le fait considéré comme surprenant par plusieurs scientifiques que dans des échantillons parallélépipédiques tirés en laboratoire (notamment chez Rustan, 1983 [137]), il se développe fréquemment une fissure en arrière du trou qui rejoint l'arrière de l'échantillon, quand bien même la distance entre le trou et la limite arrière peut être plus de cinq fois supérieure à la banquette. La combinaison des quatre hypothèses suivantes:

- caractère orienté de la rupture;
- géométrie du problème (échantillon de taille réduite et finie);
- endommagement uniquement microscopique par la phase de propagation des ondes de choc dans l'échantillon;
- petite échelle,

permet d'envisager la possibilité que les surfaces de rupture macroscopiques observées par le tir (et parmi elles, le profil du cône d'arrachement), ont été largement dictées par la géométrie du problème par extension progressive des micro-fractures au cours d'allers-retours multiples dans l'échantillon testé.

Il est en effet indubitable que les effets de l'onde de choc dictent en petite échelle une grande partie des résultats macroscopiques observés, comme le met en évidence l'expérience comparative de Rinehart & Pearson montrée à la Figure III-44 où deux échantillons métalliques cylindriques fragiles sont chargés soit de l'intérieur (configuration de test classique dans la littérature expérimentale à l'échelle du laboratoire), soit au niveau de la paroi extérieure du cylindre. On constate sur la photographie associée à l'échantillon chargé de l'extérieur que ni une hypothèse d'infiltration des gaz d'explosion, ni une hypothèse de poussée quasi-statique provoquant une déformation suffisante de l'échantillon ne peuvent expliquer le résultat, et que seules peuvent être retenues dans ce cas les ondes se propageant au sein de l'échantillon. Selon les auteurs, le profil en rosace pour le cas du chargement extérieur est caractéristique de ruptures provoquées par des contraintes de cisaillement.

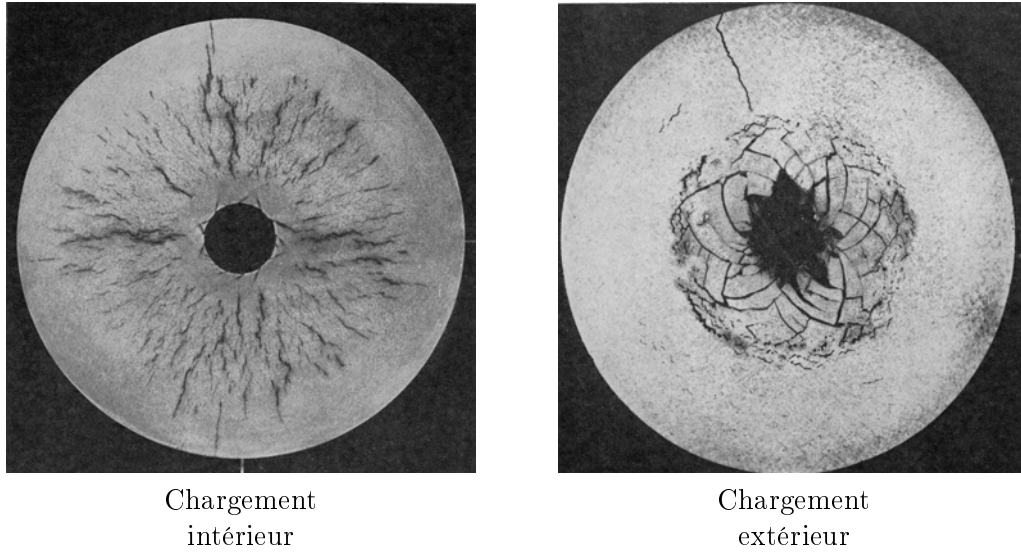


Figure III-44: Cylindres d'alliages métalliques différents soumis à impact explosif sur la paroi intérieure (gauche) et extérieure (droite).

Toutes ces remarques doivent être nuancées par le fait qu'un seul scénario géométrique a été considéré dans les simulations. Comme piste d'étude supplémentaire, nous suggérons de réaliser une étude paramétrique basée sur le scénario 2TS en variant l'espacement entre trous, d'appliquer la démarche d'estimation granulométrique mise en oeuvre ci-dessus, et d'examiner si l'évolution des courbes granulométriques suit la tendance qui a été exhibée dans le cadre du programme expérimental.

III.C.7 Applicabilité du modèle et perspectives

Les résultats de simulation obtenus avec le modèle d'endommagement utilisé soulignent l'importance de la phase de propagation des ondes de choc dans la création d'un réseau d'endommagement dissymétrique (influencé par la présence d'une surface libre). Il est en revanche impossible d'associer directement aux caractéristiques de ce réseau d'endommagement, des résultats d'arrachement conformes aux constatations expérimentales. Pour obtenir une restitution conforme des résultats expérimentaux par les cartes d'endommagement simulées, le chargement mécanique modélisé (pressurisation de la paroi du trou de mine) doit vraisemblablement être complété par la prise en compte de la pression des gaz au sein du réseau de fractures ainsi créé, lorsque ceux-ci se détendent et mettent la roche en mouvement. La

mise en oeuvre d'une simulation avec couplage hydro-mécanique apparaît donc comme une nécessité, ce qui ajoute un degré de complexité supplémentaire à un problème mécanique dont nous avons par ailleurs fait apparaître la difficulté.

Le modèle rhéologique de Rouabhi (2004, [133]) permet de rendre compte qualitativement des phénomènes de broyage autour du trou, de fracturation radiale autour d'une charge, et d'écaillage à proximité d'une surface libre qui sont constatés et rapportés dans la littérature. L'étude réalisée avait pour but parallèle de valoriser ce modèle et d'étendre sa portée au delà du cas unidimensionnel en échelle réduite. Les limites pour la mise en oeuvre du modèle (temps de calcul, problèmes de divergence, localisation de l'endommagement de nature numérique) le rendent inapplicable en l'état à une prédiction bidimensionnelle en échelle réelle. Le temps de calcul nécessaire à l'obtention des résultats présentés dans cette partie est de quelques jours par simulation réalisée.

Les fondements physiques à la base de la rhéologie développée sont indubitablement pertinents. L'étude de l'amorçage simultané de deux charges met par ailleurs en évidence l'axe d'endommagement préférentiel trou à trou à la source des techniques de prédécoupage et observé expérimentalement par Gorham-Bergeron dans ses échantillons (1987, [53]). Nous encourageons l'utilisation de ce modèle pour l'étude numérique d'essais à l'échelle du laboratoire, pourvu qu'un travail de fond soit mené pour améliorer le schéma numérique actuellement utilisé. La résolution des problèmes de localisation, qui ont empêché la réalisation d'une simulation où deux charges sont amorcées avec retard, est en tout cas une nécessité et demande un effort de recherche. Thorne *et al.* (1990, [160]) ont utilisé un modèle rhéologique aux caractéristiques similaires et affirment avoir résolu ce problème en bornant le paramètre d'endommagement; ces travaux pourraient être pris comme base.

III.D Conclusions de l'étude numérique

L'approche numérique mise en oeuvre dans le cadre de ce chapitre avait pour objectifs principaux de prédire les formes d'arrachement expérimentales ainsi que les résultats granulométriques après tir dans les essais mono-trou d'abord et dans les essais à plusieurs charges ensuite, afin d'aider à la construction du modèle prédictif trou par trou. Pour aider à la résolution de ces objectifs, on s'est par ailleurs efforcé de comprendre l'influence des conditions de confinement de la roche abattue sur la qualité de la fragmentation. Les travaux réalisés se sont toujours placés dans le cadre de la modélisation des effets de l'onde de choc explosive, en occultant tout effet de gaz autre qu'une pression exercée à la paroi du trou.

Sur la question des conditions de confinement, l'analyse de l'influence d'un matériau bloquant autour d'un échantillon abattu a permis de suggérer que la présence d'une surface libre devrait plutôt être envisagée sous le jour de l'absence d'un matériau bloquant pour contraindre le déplacement de la roche et freiner sa déformation. Les simulations réalisées indiquent que ces deux aspects intimement liés ont pour effet de limiter fortement le développement de l'endommagement au sein de l'échantillon modélisé, comme cela a été constaté dans les études expérimentales en laboratoire présentées par Miklausch (2002, [92]) et Johansson (2007, [67]).

Ce résultat ayant encouragé la poursuite des simulations pour étudier l'influence de la surface libre sur les contraintes dans le massif rocheux au passage des ondes de choc incidentes et réfléchies, l'hypothèse de l'élasticité dynamique a été maintenue dans un premier temps. L'objectif initial était en effet d'obtenir un outil numérique industriellement applicable. On a

établi que l'emploi de solutions analytiques ou semi-analytiques superposées pour la description des champs de contrainte et de déformation dans le massif, séduisant en termes de temps de calcul, n'est pas valable théoriquement bien que fréquemment utilisé. Par la modélisation de la détonation d'une charge dans un matériau élastique, il a été montré que les niveaux de contrainte atteints au passage de l'onde incidente (traction comprise) étaient supérieurs aux niveaux de contrainte atteints au passage de l'onde réfléchie dans un calcul prenant en compte une géométrie de front réelle. En conséquence, il n'a pas été possible de justifier une corrélation entre un critère mécanique simple, lié à la réflexion d'ondes à la surface libre, et les géométries d'arrachement expérimentales. Pour ce qui est de la fragmentation, il serait nécessaire au vu de ces résultats d'envisager un fort endommagement du massif tant à l'arrière qu'à l'avant; les résultats expérimentaux indiquent sur ce point l'absence de dommages directement observables et systématiques à l'arrière des trous, mais ne permettent pas toutefois d'affirmer que l'endommagement simulé ne s'exprime pas en pratique par une fissuration microscopique du massif rocheux.

Cette conclusion restait toutefois étonnante vu le rôle significatif qui est attribué aux contraintes de traction réfléchies à la surface libre dans bon nombre de sources bibliographiques. Aussi, sachant que la vitesse de déformation influence la réponse d'un matériau en dynamique rapide et que la rupture présente un caractère orienté — deux faits n'étant pas décrits par la loi de comportement élastique — le cas de la charge unique et de deux charges amorcées simultanément a été simulé avec pour rhéologie de matériau un modèle prenant en compte les deux caractéristiques précédemment évoquées, et validé avec des résultats de fragmentation expérimentaux en laboratoire (Rouabhi, 2004 [133]).

Si l'influence de la surface libre sur les cartes d'endommagement obtenues a été explicitée par la présence d'axes d'endommagement préférentiels, une zone d'endommagement diffus autour des trous causée par le passage de l'onde de choc incidente subsiste néanmoins à l'arrière du massif. Cet endommagement diffus est observé même en modifiant les paramètres rhéologiques du matériau. A ce sujet, signalons que la plupart des simulations d'endommagement à l'explosif réalisées et rapportées dans la littérature prédisent elles aussi une portée de l'endommagement arrière trop grande par rapport à ce qui est réellement observé sur le terrain. La robustesse des caractéristiques des cartes d'endommagement aux modifications des paramètres du calcul ayant été établie, ces caractéristiques communes sont selon toute vraisemblance liés à la nature des hypothèses faites. Quelles que soient les propriétés choisies pour le matériau et pour la condition aux limites, l'effet axisymétrique de l'onde incidente s'exprime de manière prédominante dans les résultats d'endommagement.

La lourdeur des calculs, due à la complexité de la rhéologie utilisée mais également liée à la nécessité de propager une onde de choc de très faible longueur d'onde sans la détériorer, rend impossible toute mise en oeuvre d'une telle simulation en dimensions réelles. De plus, les difficultés de localisation numérique rencontrées à l'utilisation du modèle rhéologique d'endommagement sont suffisamment sévères pour avoir compromis la réalisation d'une simulation où la détonation entre charges est retardée, malgré un travail approfondi sur les pas d'intégration et sur le maillage du calcul. Le modèle proposé par Rouabhi ayant été validé précédemment sur des éprouvettes cylindriques à petite échelle; les temps de calcul nécessaires à la simulation de leur fragmentation par passage des ondes de choc étaient insuffisants pour faire apparaître les problèmes de localisation.

Néanmoins, ce modèle rend compte de la zone d'endommagement radiale autour d'un trou de mine, fait apparaître le phénomène d'écaillage à la surface libre, et explicite la formation

d'un axe d'endommagement préférentiel entre deux trous amorcés simultanément, fait qui est à la base des techniques de prédécoupage. Les résultats de simulation ont été comparés qualitativement à d'autres expériences à petite échelle rapportées dans la littérature ; ils sont en accord raisonnable avec celles-ci. Nous recommandons qu'un travail soit réalisé pour adapter le schéma numérique associé à la rhéologie développée, afin d'optimiser la rapidité des calculs et résoudre les problèmes liés à la localisation numérique de l'endommagement.

Compte tenu des conclusions tirées des essais de tir présentés au Chapitre II, l'introduction des gaz d'explosion dans les simulations est nécessaire pour espérer rendre compte des résultats d'arrachement et de fragmentation obtenus. Utiliser les cartes d'endommagement obtenues dans les simulations comme conditions initiales pour un calcul d'écoulement de gaz sous pression (avec un couplage mécanique pour que l'évolution de l'endommagement puisse se poursuivre), semble à ce stade la perspective d'évolution la plus pertinente pour compléter le travail réalisé. Ce couplage peut être envisagé de manière forte (l'évolution de l'écoulement provoquant une évolution de l'endommagement), ou faible (les processus se déroulent simultanément dans le temps mais sont supposés ne pas interagir). En vertu des résultats expérimentaux rapportés dans la littérature (notamment le temps de réponse des fronts dans diverses conditions de banquette et de roche abattue), la vitesse de l'écoulement des gaz d'explosion dans le massif peut être considérée comme nettement inférieure à celle des phénomènes de choc, et l'hypothèse d'un couplage faible semble raisonnable en première approximation.

IV Analyses complémentaires

Le travail présenté dans le cadre du chapitre précédent a permis de simuler des résultats qui proposent une explication novatrice de l'influence du confinement d'un échantillon sur sa fragmentation; il a également permis de simuler les effets attendus des ondes de choc explosives en termes d'endommagement en conditions d'échelle réduite, et de les discuter. Cette discussion n'a pas pu aboutir à une explication solide des résultats expérimentaux présentés dans le Chapitre II. Les résultats du deuxième chapitre prouvent par ailleurs que les bénéfices industriels d'une approche trou par trou de la conception des plans de tir et de la prédiction correspondante de fragmentation sont réduits, au moins dans notre contexte expérimental.

Malgré cet état de fait, nous pouvons clôturer ce travail de recherche en poussant l'analyse du procédé de découpage charge par charge jusqu'au bout. Est-il possible par ce moyen de fournir une explication aux résultats expérimentaux obtenus en s'aidant d'hypothèses de découpage pertinentes, et en faisant intervenir de nouveaux paramètres ? Plus généralement, vis-à-vis des hypothèses phénoménologiques envisageables pour la fragmentation des roches par l'explosif, quels éclairages supplémentaires nos résultats expérimentaux permettent-ils d'apporter ?

L'exposé dans cet ultime chapitre s'articulera de la manière suivante. Tout d'abord, il sera nécessaire de se doter de définitions et d'une méthodologie d'analyse adaptée pour confronter les résultats à des hypothèses phénoménologiques (IV.A). Nous tenterons ensuite de reproduire les résultats expérimentaux obtenus dans les essais à deux trous ou plus, à amorçage retardé, pour l'arrachement et la fragmentation, en faisant intervenir les paramètres propres à chaque charge, notamment une version adaptée de la banquette (IV.B). Constatant que cette approche est infructueuse, la dernière partie du travail consistera à mener une analyse qualitative des résultats d'arrachement, puis de fragmentation; on utilisera alors la technique de prédiction charge par charge non plus comme une fin en soi, mais comme un outil d'étude (IV.C). On finira par y constater que la meilleure méthode prédictive à laquelle on aura pu aboutir dans les tentatives trou par trou fournit ironiquement de meilleurs résultats lorsque son principe est directement appliqué aux paramètres moyens du tir; puis, on finira en revenant sur les principaux points mis en évidence.

IV.A Définitions et méthode de travail

Cette partie a pour but d'expliciter des termes utilisés dans les raisonnements quantitatifs et qualitatifs du chapitre, et de clarifier la méthodologie utilisée pour transcrire les effets de phénomènes physiques supposés. Ceci permet d'alléger la rédaction dans les parties suivantes.

IV.A.1 Définitions

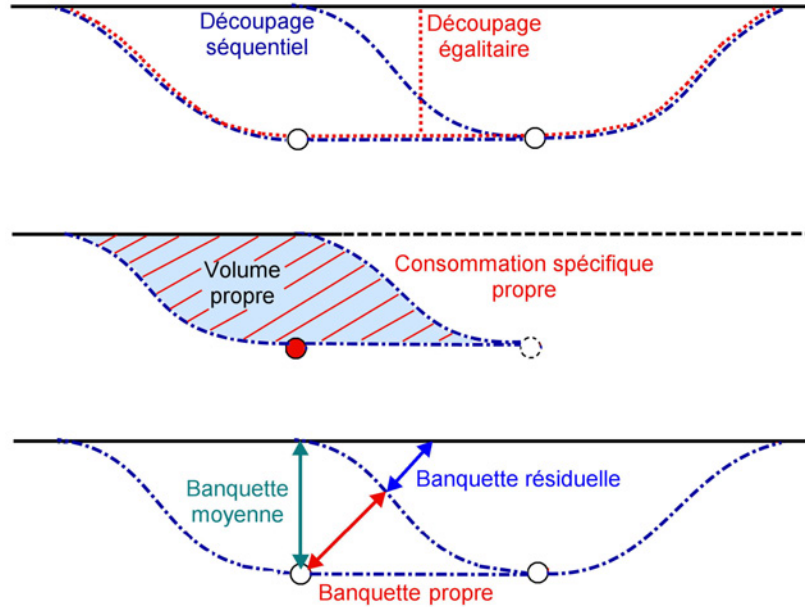


Figure IV-1: Illustration des termes définis dans le texte.

(Hypothèse de) découpage séquentiel. Formulée par Hjelmberg (1983, [62]), puis Rollins & Wang (1990, [127]), cette hypothèse consiste à stipuler que tout volume abattu par une charge initiée à un instant antérieur n'est plus pris en compte par les charges ultérieures; à l'inverse, la présence d'une charge initiée à l'instant ultérieur n'influence pas le découpage produit par une charge initiée à un instant donné. Voir le premier croquis de la Figure IV-1.

(Hypothèse de) découpage égalitaire. Cette hypothèse, invoquée pour le cas de charges amorcées simultanément par Hjelmberg (*ibid.*), consiste à répartir le volume arraché entre deux charges à chacune de celles-ci. Pour les besoins de l'étude, on sera également amené à formuler cette hypothèse pour le cas de charges amorcées avec retard. Voir le premier croquis de la Figure IV-1.

Volume propre (à une charge). Volume de roche à proximité d'une charge, pour lequel on postule que la fragmentation résulte en priorité des effets de cette dernière, ce qui n'empêche pas *a priori* l'influence d'éléments extérieurs à cette zone tels que la présence de charges adjacentes. Voir le deuxième croquis de la Figure IV-1.

Consommation spécifique propre (d'une charge). Analogue de la définition classique de la consommation spécifique q lorsque, pour une charge i donnée, on met en rapport sa

masse d'explosif avec son *volume propre*. On notera cette consommation spécifique propre $q(i)$. Voir le deuxième croquis de la Figure IV-1.

Consommation spécifique effective. *Implicitement définie à partir d'une consommation spécifique propre*, la consommation spécifique effective $q_{eff}(i)$ résulte d'une pondération de cette dernière par un paramètre visant à exprimer un effet physique renforçant ou atténuant l'action de la charge explosive au sein du volume abattu. On en testera plusieurs définitions dans la partie IV.C.

Banquette moyenne. Définition usuelle, *statique*, de la banquette $B(i)$ d'un trou i par rapport au front du gradin avant tir. Voir le troisième croquis de la Figure IV-1.

Banquette propre. On définit la *banquette propre* $B_{pr}(i)$ comme la distance la plus faible existant au moment de son amorçage entre une charge i et une surface qui est libre ou assimilée comme telle. Pour un mono-trou, la banquette propre est la banquette moyenne. Voir le troisième croquis de la Figure IV-1.

Banquette résiduelle. N'ayant de sens qu'en lien avec la *banquette propre* $B_{pr}(i)$, la banquette résiduelle $B_{res}(i)$ est l'épaisseur de roche entre le volume propre d'une charge i donnée et le front du gradin, prise le long de l'axe défini par la banquette propre. Voir le troisième croquis de la Figure IV-1.

Banquette dynamique. On propose de définir la *banquette dynamique* d'une charge i , $B_{dyn}(i)$, comme un paramètre de banquette équivalent qui restitue à la fois les effets liés à $B_{pr}(i)$ et $B_{res}(i)$:

$$B_{dyn} = \alpha_1 \cdot B_{pr} + \alpha_2 \cdot B_{res} \quad (IV.1)$$

Avec α_1 et α_2 positifs, sans autre contrainte.

Antécédent (resp. Successeur) Pour une charge donnée, se dira d'un trou voisin amorcé à une plage de retard antérieure (resp. ultérieure).

IV.A.2 Comparaison de l'efficacité des prédictions testées

Nous retiendrons le procédé suivant pour comparer la qualité des différentes méthodes testées dans la partie IV.C.

1. La première prédiction de fragmentation que nous réaliserons à partir des résultats expérimentaux en IV.B. consistera, dans l'esprit des travaux de Hjelmberg (1983, [62]) et Rollins & Wang (1990, [127]), à mettre directement en oeuvre les lois de fragmentation mono-trou appliquées charge par charge à un découpage géométrique du tir qui résulte pour sa part des lois empiriques d'arrachement obtenues. Les sommes des écarts élevés au carré entre mesure et prédiction obtenues pour X_{50} et X_{max} seront notées respectivement δ_1 et δ_2 .
2. Cette prédiction sera ensuite conservée comme référence; on notera les sommes des écarts élevés au carré pour la tentative de prédiction en cours δ_{50} et δ_{max} respectivement, et on calculera les rapports δ_{50}/δ_1 et δ_{max}/δ_2 . Si ces rapports sont supérieurs à 1, la qualité de la prédiction est dégradée.

IV.A.3 Formes analytiques utilisées

Nous traduirons dans la partie IV.C. l'influence d'un phénomène donné sur le résultat de fragmentation au moyen d'un multiplicateur adapté, appliqué à un paramètre ξ qui devient alors ξ_{eff} . En pratique, et pour des raisons qui apparaîtront dans la partie IV.B., ξ sera le plus souvent la consommation spécifique propre du trou.

Il existe plusieurs possibilités de définir le multiplicateur en question.

1. Pour le cas où la cause peut être définie de manière purement binaire, si cette cause est applicable, on multiplie ξ par une constante (ex. η, η'). Dans le cas où la cause est inapplicable, on multiplie ξ par 1, ce qui revient à définir ξ_{eff} comme suit (Equation IV.2):

$$\xi_{eff} = \begin{cases} \eta\xi & \text{si l'effet est appliqué} \\ \xi & \text{si l'effet n'est pas appliqué} \end{cases} \quad (IV.2)$$

2. Pour le cas où l'effet s'exprime proportionnellement à un paramètre λ positif ou nul (exemple: proportion du contour du volume propre étant au contact d'une surface libre), on utilisera un multiplicateur progressif, comportant 3 variables d'ajustement a, b, λ_0 positives ou nulles a, b et c , et s'exprimant comme ci-dessous (Equation IV.3):

$$\begin{aligned} M_C(\lambda) &= a - b \cdot \exp(-\frac{\lambda}{c}) & \text{(Forme croissante)} \\ M_D(\lambda) &= a' + b' \cdot \exp(-\frac{\lambda}{c}) & \text{(Forme décroissante)} \end{aligned} \quad (IV.3)$$

Ces deux fonctions sont illustrées à la Figure IV-2.

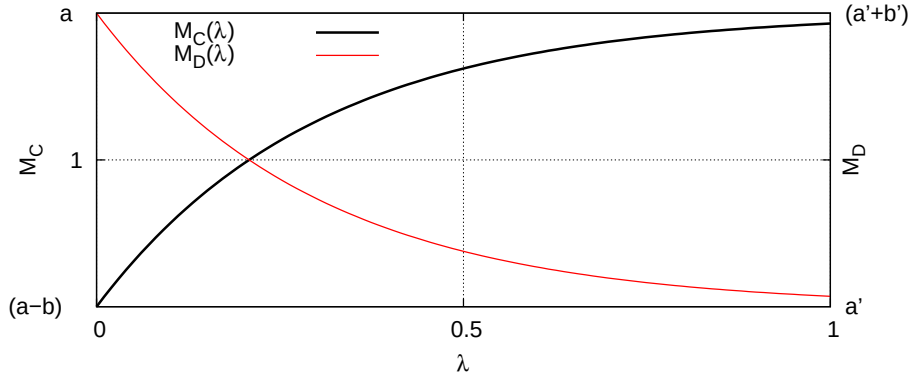


Figure IV-2: Formes croissante et décroissante $M_C(\lambda)$ et $M_D(\lambda)$. Pour cet exemple, le phénomène que quantifie λ joue en faveur de la fragmentation. On peut alors choisir d'utiliser la forme croissante pour pondérer la consommation spécifique (l'équivalent d'une charge explosive plus puissante au fur et à mesure que λ augmente), ou bien la forme décroissante pour pondérer les résultats de fragmentation X_{50} et X_{max} (réduire la taille des fragments produits au fur et à mesure que λ augmente).

Pour la forme croissante, on a $\xi_{eff} = M_C(\lambda) \cdot \xi$, avec le comportement suivant:

$$\begin{aligned} \text{si } \lambda = 0 & \rightarrow \xi_{eff} = (a - b) \cdot \xi \\ \text{si } \lambda \gg 1 & \rightarrow \xi_{eff} = a \cdot \xi \end{aligned}$$

En ce qui concerne la forme décroissante, on a $\xi_{eff} = M_D(\lambda) \cdot \xi$, avec:

$$\begin{aligned} \text{si } \lambda = 0 & \rightarrow \xi_{eff} = (a' + b') \cdot \xi \\ \text{si } \lambda \gg 1 & \rightarrow \xi_{eff} = a' \cdot \xi \end{aligned}$$

3. Pour le cas où l'effet serait optimal lorsque λ prend la valeur λ_0 , et dégradé dès que λ s'éloigne de cette valeur, on propose d'utiliser un multiplicateur comportant 3 variables d'ajustement et ayant la forme suivante (Equation IV.4):

$$M_O(\lambda) = a - \left| \frac{\lambda_0 - \lambda}{\lambda_0} \right|^b \quad (\text{IV.4})$$

Cette fonction est illustrée à la Figure IV-3.

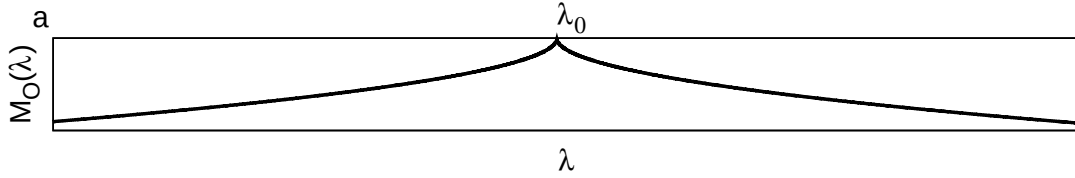


Figure IV-3: Forme de multiplicateur avec valeur optimale pour $\lambda = \lambda_0$. Dans cet exemple, si on veut associer au paramètre λ un effet positif sur la fragmentation, on pondère la consommation spécifique propre de la charge par le multiplicateur présenté ci-dessus.

Ces multiplicateurs seront mis en oeuvre dans une démarche d'analyse *qualitative* des résultats. La discussion sur la pertinence de la forme mathématique *précise* de M_C , M_D et M_O est donc hors de propos et ne sera pas menée.

IV.A.4 Mise en oeuvre des multiplicateurs

Pour faire jouer l'influence des multiplicateurs précédemment définis, nous proposons deux manières différentes qui sont expliquées ici pour l'exemple de la consommation spécifique propre.

La première, proche de l'esprit initial du travail de recherche, consiste à pondérer directement la consommation spécifique. On peut ensuite appliquer les lois empiriques dégagées dans le Chapitre II à la consommation spécifique effective ainsi définie. Cette approche nous paraît plus logique; en effet, elle laisse la possibilité de lois de fragmentation $X_{50}(q(i))$ et $X_{max}(q(i))$ qui soient valables généralement dans les conditions expérimentales testées, pourvu que la consommation spécifique puisse être adaptée de manière pertinente.

La seconde, à l'inverse, consiste à multiplier directement les paramètres de résultat $X_{50}(i)$ et $X_{max}(i)$ prédits pour chaque charge. Nous ne l'utiliserons que de manière exceptionnelle.

IV.B Prédiction charge par charge avec des paramètres directement calculables

Dans cette partie, nous mettrons en oeuvre les lois empiriques des essais mono-trous pour découper le plan de tir en fonction de la séquence d'amorçage, allouer un volume propre à chaque charge, prédire des caractéristiques de fragmentation pour chacune d'entre elles et calculer enfin les indicateurs de fragmentation pour l'ensemble du tas.

La première partie du travail consiste à se doter des contours arrachés par chacune des charges en fonction de la donnée du front initial, de la position et de la séquence des trous (allocation des volumes propres). La seconde étape consiste à proposer une prédiction de la fragmentation pour chacun des volumes propres et de rechercher des paramètres immédiatement calculables qui puissent être mis à contribution.

IV.B.1 Prédiction d'arrachement

Conformément à la logique mise en oeuvre par Hjelmberg (1983, [62]) ainsi que Rollins & Wang (1990, [127]), on retient dans un premier temps l'hypothèse séquentielle pour prédire l'arrachement produit par chaque charge. En d'autres termes, si on considère un trou donné dans le plan de tir, tout volume arraché et fragmenté par un antécédent a disparu lorsque ce trou est amorcé.

IV.B.1.1 Premier trou

Pour prédire l'arrachement associé au premier trou de l'essai, les données à considérer sont le profil moyen du front avant tir et la position du trou. A partir de ces données, il est possible de calculer la banquette moyenne et d'appliquer la loi d'arrachement empirique obtenue — ainsi qu'illustré à la Figure IV-5 pour l'exemple de l'essai bi-trou R7B3 — pour prédire les demi-surfaces arrachées de chaque côté du trou. Le contour de l'arrachement est prédit à l'aide de la fonction de forme analytique que nous avons explicitée en II.D.4.3 (Equation II.9, p. 155). La prédiction est tracée en calculant de proche en proche (voir Figure IV-4) la somme de Riemann des points du polygône délimité par :

- la forme analytique d'arrachement entre le trou et un point du front avant tir;
- le segment de banquette moyenne entre le trou et le front;
- la partie du front située entre les deux précédents contours.

On fait de cette manière intervenir la géométrie non idéale du front avant tir, ce qui a pour effet que l'arrachement à gauche et à droite ne sont pas nécessairement symétriques.

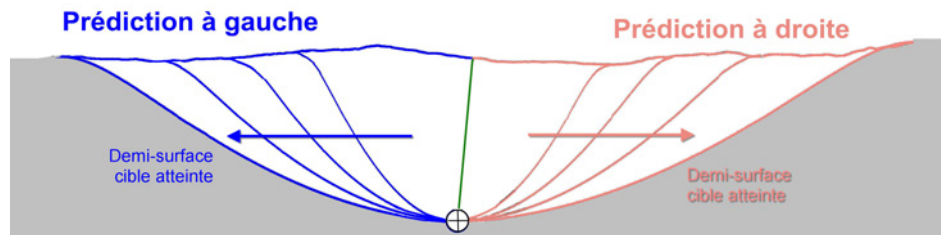


Figure IV-4: Illustration de la méthode de prédiction des volumes arrachés pour l'exemple d'une charge unique.

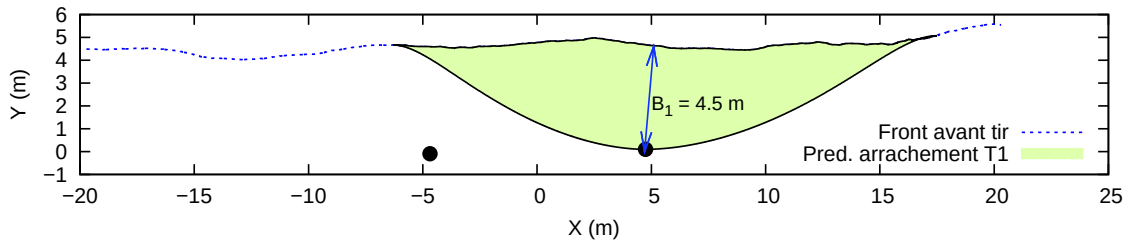


Figure IV-5: Prédiction d'arrachement - calcul de la banquette moyenne et prédiction de l'arrachement du premier trou à partir de la loi empirique mono-trou pour le cas de l'essai R7B3.

S'il compare les données de banquette dans la Table II.7 et la banquette indiquée pour le trou 1 sur la Figure IV-5, le lecteur remarquera que les deux valeurs de banquette moyenne sont légèrement différentes. Ceci provient du fait que la moyenne des banquettes minimales obtenues pour chaque profil individuel (résultat donné par l'analyse de BlastMetriX3D) est en toute généralité différente de la banquette moyenne obtenue par rapport à un profil moyen; la Figure IV-6 exacerbe le phénomène. On pourra néanmoins négliger ce problème dans ce qui suit puisque l'écart constaté entre banquette moyenne mesurée dans les essais et banquette moyenne calculée par rapport au profil moyen reste raisonnablement faible (de l'ordre de 20 % pour le cas de 3 des 45 trous impliqués dans les études d'arrachement latéral, inférieur à 10 % pour tous les autres).

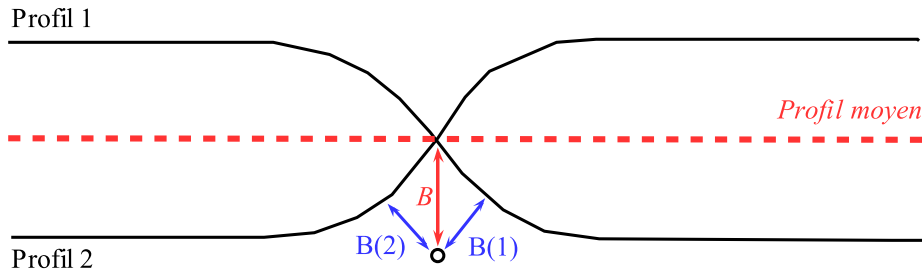


Figure IV-6: Différence entre banquette moyenne par rapport au profil moyen et valeur moyenne des banquettes minimales associées à plusieurs profils (cas théorique exagéré).

IV.B.1.2 Second trou et trous ultérieurs

Puisque nous faisons l'hypothèse d'un découpage séquentiel, nous considérons que l'arrachement produit par le premier trou a créé un nouveau front pour le second trou, et que la banquette du trou est à définir par rapport à ce nouveau front; cette notion de banquette propre est mentionnée dans nombre de références de la littérature, par exemple Ash (1963, [3]), Hagan (1983, [58]) ou encore Hustrulid (1999, [64]). On modélise l'arrachement entre les trous par une droite conformément aux conclusions tirées dans la partie II.D.4. Pour l'arrachement produit à gauche, on prédit la demi-surface arrachée à l'aide de la loi empirique. Ceci résulte en une prédiction d'arrachement pour les deux trous représentée à la Figure IV-7.

Sur cet exemple précis, l'arrachement prédit pour le second trou est sous-évalué, et c'est également le cas pour une majorité des essais bi-trous à amorçage retardé. Remarquons également que la géométrie du volume propre au deuxième trou est nettement distincte de celle du

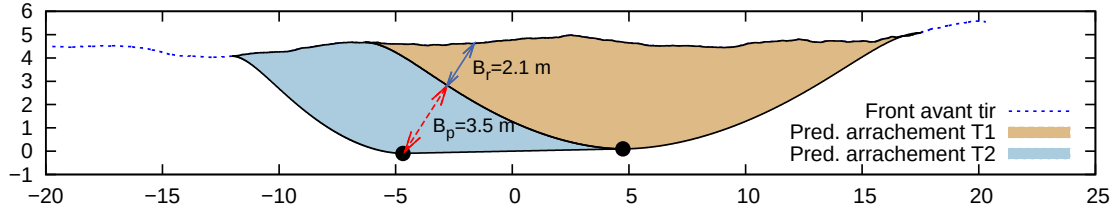


Figure IV-7: Prédiction d'arrachement pour les deux trous, comparée au profil d'arrachement moyen mesuré. Noter la différence notable de géométrie abattue pour le premier et le deuxième trou sous cette hypothèse d'arrachement séquentiel.

premier trou. Notons aussi que si l'on choisit à l'inverse de prédire l'arrachement à partir de la banquette moyenne, on ne le sur-évalue pas¹.

Si l'on poursuit la démarche de prédiction d'arrachement séquentielle pour le cas des tirs de rangées de trous, on obtient une allocation de volumes propres telle qu'illustrée à la Figure IV-8. En observant celle-ci, on peut constater que la portée de l'arrachement produit par le dernier trou de la séquence dépendra de sa parité, et on comprend que ce résultat est dû au fait que la faible portée de l'arrachement des 2^e et 4^e trous rend la banquette propre des 3^e et 5^e trous identique à leur banquette moyenne — les mettant dans une situation proche de celle du mono-trou.

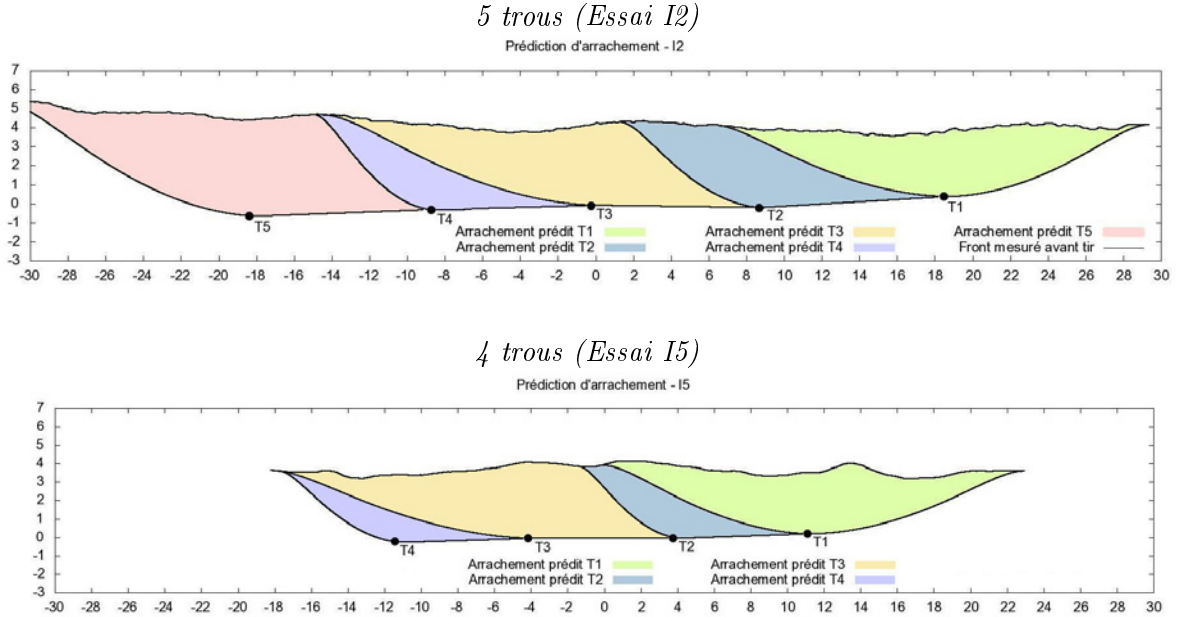


Figure IV-8: Découpage du plan de tir séquentiel obtenu par utilisation de la banquette efficace et de la loi d'arrachement mono-trou, pour l'exemple de deux tirs de rangées (I2 et I5).

Dans leur ensemble, ces résultats entraînent trois remarques. La première est que la portée d'arrachement mesurée à l'extrémité gauche d'un tir à plusieurs trous devrait être très nettement supérieure pour les essais à 5 trous (I2, I4 et I6) que pour les essais à 4 trous (I3 et

¹On a pu voir sur le graphe (A_l, B) de la Figure II-55, p. 161, que l'arrachement latéral des deuxièmes trous dans les bi-trous à amorçage retardé ne se distingue pas clairement de celui produit par les mono-trous.

I5), ce qui n'est pas le cas. La seconde est que les premiers trous de ces essais ne devraient pas avoir un arrachement différent d'un mono-trou, or nous avons vu à la fin du Chapitre II qu'au contraire ils s'en distinguent clairement (Figure II-54, p. 160). La troisième est que sans considérer l'influence des trous N°3 et plus, il n'existe aucune raison valable pour que l'arrachement produit par le premier trou d'une rangée soit clairement plus faible que celui produit par un mono-trou alors que celui produit par le premier trou d'un essai bi-trous ne l'est pas (Figure II-55, p. 161).

Le recours à l'hypothèse séquentielle pour prédire l'arrachement charge par charge pose donc plusieurs problèmes, pour lesquels on peut proposer différentes explications.

Tout d'abord, il est peut-être nécessaire d'introduire une notion de banquette dynamique plus complète, qui, en plus de la banquette propre, prenne en compte les effets de la présence d'une épaisseur de roche précédemment abattue à proximité (banquette résiduelle); en d'autres termes, assimiler la surface délimitant l'arrachement d'un trou avec son antécédent à une surface libre est peut-être une erreur. Par rapport aux résultats de simulation obtenus dans la partie III.A. pour l'échantillon cylindrique confiné, cette approche a *a priori* du sens.

Ensuite, les banquettes moyennes des essais mono-trous varient entre 3.2 et 5.9 m, tandis que les banquettes propres calculées pour les charges ayant un antécédent dans le tir sont comprises entre 1.1 m et 4.3 m: en utilisant la loi d'arrachement mono-trou appliquée à la banquette propre, on a donc peut-être extrapolé à tort une loi empirique hors de son domaine de définition.

Il reste aussi comme dernière possibilité que l'hypothèse de découpage séquentielle soit tout simplement inadaptée à la prédiction de l'arrachement, qu'il faille allouer les volumes propres à chaque charge de manière égalitaire, et qu'alors seule la banquette moyenne des trous doive être considérée.

IV.B.1.3 Banquettes propre, résiduelle et dynamique

Ayant évoqué dans le paragraphe précédent la possibilité que le volume propre arraché par un antécédent puisse avoir influencé la portée de l'arrachement d'un trou donné, on a recherché dans un premier temps une corrélation entre la banquette résiduelle B_{res} et l'arrachement produit par les bi-trous à amorçage retardé. Etant donnée la loi d'arrachement empirique $A_l^{MT}(B)$ pour les mono-trous et la logique qui y est associée (accroissement de la portée arrachée avec l'épaisseur de banquette), on a tenté d'exprimer A_l avec une loi puissance de B_{res} . Cette tentative s'avère infructueuse, puisque les deux paramètres sont peu corrélés ($R^2=0.17$).

L'hypothèse d'une erreur d'extrapolation en ayant appliqué la loi mono-trous $A_l^{MT}(B)$ aux banquettes propres est également examinée en tentant d'exprimer A_l comme une loi puissance de B_{pr} . Les deux paramètres sont nettement décorrélés ($R^2=0.01$). En guise d'illustration, le graphe représenté à la Figure IV-9 montre les demi-surfaces arrachées dans les bi-trous à amorçage retardé en fonction respectivement de la banquette propre et de la banquette résiduelle.

On tente enfin de lier l'étendue de l'arrachement des derniers trous des tirs à amorçage retardé à la banquette dynamique B_{dyn} telle que définie à la partie IV.A. (Equation IV.1, p. 224). Le fait de scinder les rôles potentiels de B_{pr} et de B_{res} est peut-être en effet trop brutal. La logique mise en oeuvre consiste à rechercher la définition de la banquette dynamique

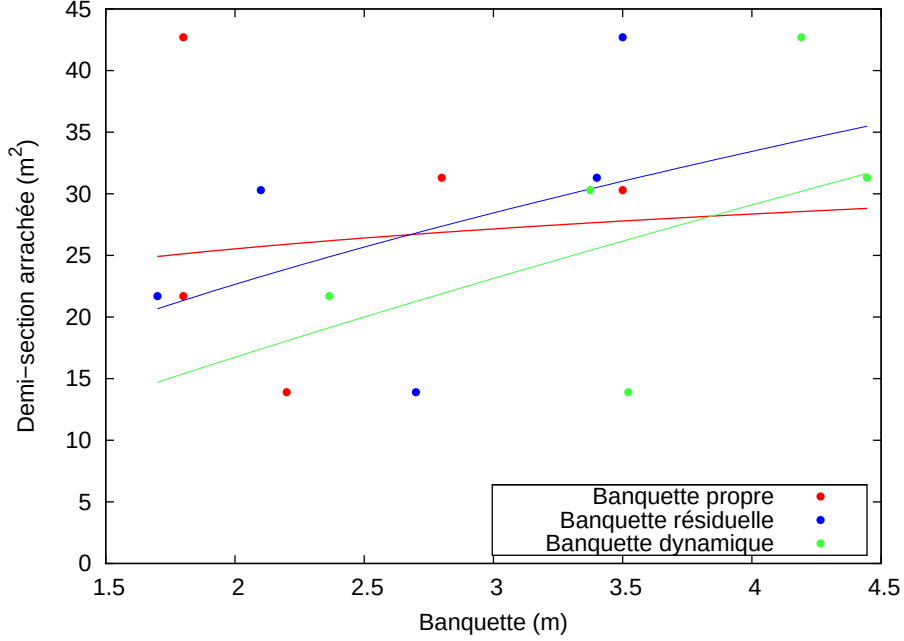


Figure IV-9: Demi-surfaces arrachées par les deuxièmes trous des essais bi-trous à amorçage retardé, en fonction de B_{pr} , B_{res} ou B_{dyn} .

qui aboutisse à la meilleure prédiction d'arrachement possible avec la loi mono-trou². Après ajustement ($\alpha_1=0.36$, $\alpha_2=1.01$), le résultat n'est pas significativement meilleur (entre B_{dyn} ainsi définie et A_l , $R^2=0.21$). Par ailleurs, lorsqu'on applique la même méthode aux arrachements des derniers trous de tirs de rangées, la prédiction n'est pas conforme à la tendance constatée.

On peut proposer deux explications différentes à ces faits. D'abord, il faut remarquer que les valeurs de B_{pr} et de B_{res} sont sensibles à la définition qui est faite du profil d'arrachement; la qualité des prédictions analytiques d'arrachement obtenues à partir des données expérimentales collectées est peut-être insuffisante pour que le calcul de B_{pr} et de B_{res} soit réellement pertinent. Ensuite, il est possible que l'hypothèse séquentielle doive être abandonnée pour les prédictions d'arrachement; il faut d'ailleurs noter que le lien entre banquette et surface latérale arrachée est nettement meilleur si l'on fait intervenir la banquette moyenne pour le cas des trous à l'extrémité d'un tir bi-trous à amorçage retardé ($R^2 = 0.66$) ou pour le cas des derniers trous dans les tirs de rangées ($R^2 = 0.70$).

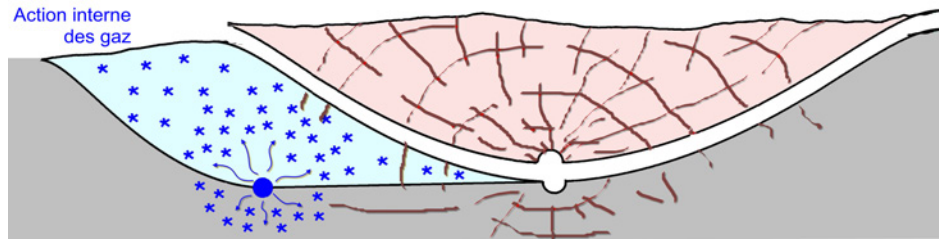
Quelle que soit l'interprétation retenue, à ce stade, nous ne jugeons plus pertinent pour les besoins de notre travail de développer une analyse plus précise des propriétés de forme des volumes propres. Dans la suite du travail, nous continuerons d'utiliser, pour prédire les arrachements latéraux produits par les charges, les corrélations empiriques $A_l^{MT}(B)$ et $A_l^{INS}(B)$ obtenues à partir des paramètres des essais.

²Pour étudier la question de la banquette dynamique, on dispose de 5 points de données qui sont les essais bi-trous à amorçage retardé. Si l'on voulait définir la banquette dynamique avec α_1 et α_2 , et que l'on ajustait ensuite une loi puissance de B_{dyn} à deux paramètres supplémentaires, on réaliserait un ajustement de 4 paramètres sur 5 points, ce qui bien sûr est peu pertinent. A l'inverse, aboutir à une définition de banquette dynamique "équivalente" à la banquette moyenne d'un mono-trou serait intéressant.

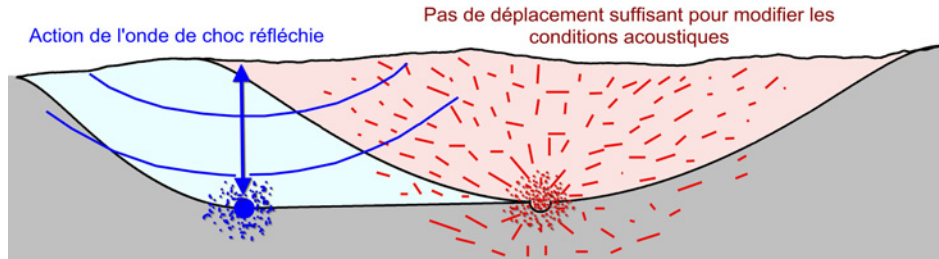
IV.B.2 Prédiction trou par trou de la fragmentation des expériences de tir

La démarche que nous mettons en oeuvre dans cette partie reste dans l'esprit initial du travail de recherche: nous cherchons toujours à faire apparaître, pour une charge prise individuellement, un paramètre qui soit pertinent pour refléter la situation particulière dans laquelle cette charge se trouve. Vis-à-vis des mécanismes d'action de l'explosif, on envisage à ce stade trois candidats potentiels:

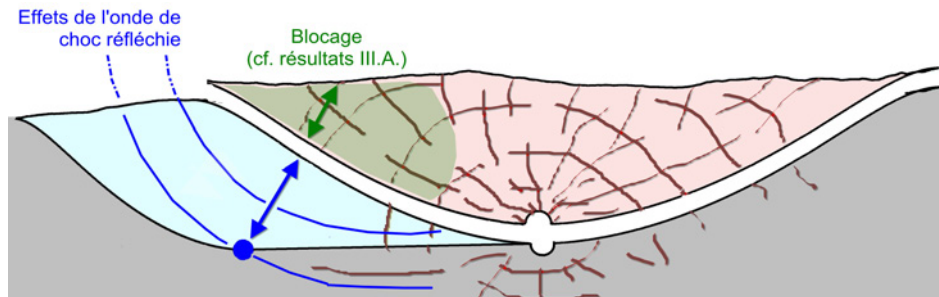
- la consommation spécifique propre $q(i)$;
- la banquette moyenne $B(i)$;
- la banquette dynamique $B_{dyn}(i)$.



Consommation spécifique propre $q(2)$ influente



Banquette moyenne $B(2)$ influente



Banquette dynamique $B_{dyn}(2)$ influente, de par le rôle de $B_{pr}(i)$ et/ou $B_{res}(i)$

Figure IV-10: Trois croquis spéculatifs différents sur le principal mécanisme d'action dans la fragmentation du volume propre au trou 2 (gauche), amorcé après le trou 1 (droite).

Le candidat le plus attirant à ce stade reste la consommation spécifique propre pour deux raisons: d'abord, c'est par rapport à la consommation spécifique moyenne des tirs que l'on a obtenu les meilleures corrélations empiriques dans le Chapitre II; ensuite, même si sa définition universelle pose des problèmes (voir par exemple Ouchterloy & Moser, 2006 [116]), elle reste un paramètre de référence dans la littérature pour quantifier les effets de l'explosif sur

la fragmentation (équation de Kuznetsov).

Nous tenterons par conséquent dans un premier temps de mettre à contribution les lois empiriques de fragmentation obtenues en fonction de q en les appliquant aux consommations spécifiques propres $q(i)$. Puis, nous appliquerons celles en fonction de B , d'abord aux banquettes moyennes $B(i)$, ensuite aux banquettes dynamiques $B_{dyn}(i)$.

Pour chaque tentative, on testera l'hypothèse de découpage séquentiel et l'hypothèse de découpage égalitaire, qui en termes d'allocation de volumes propres se traduisent respectivement de la manière illustrée à la Figure IV-11.

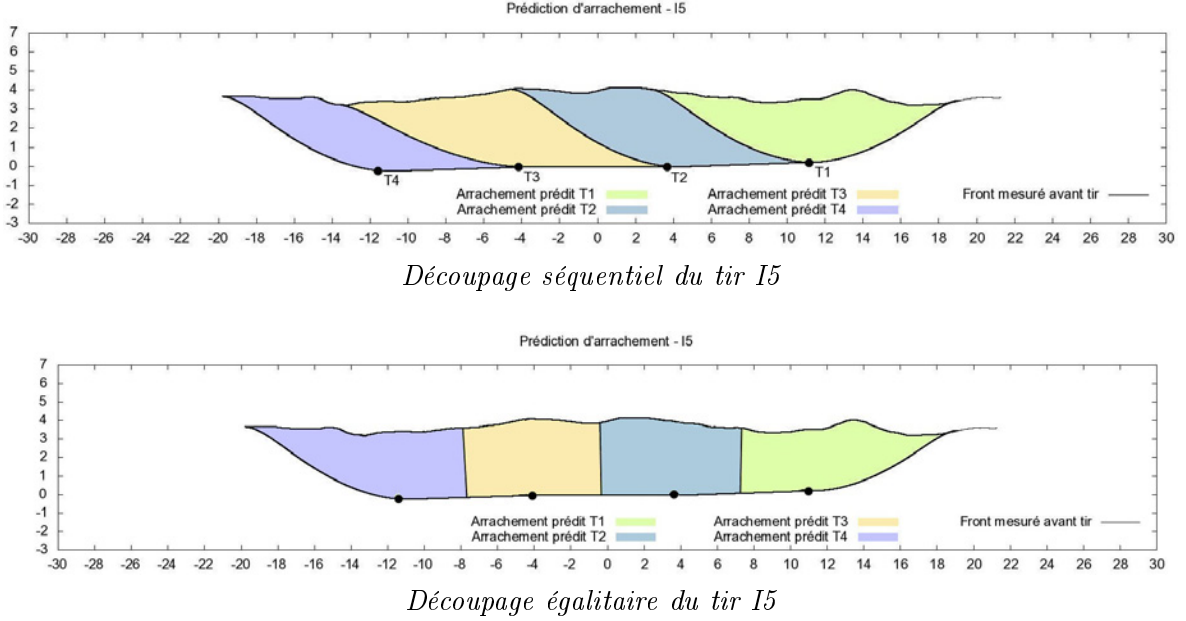


Figure IV-11: Hypothèses de découpage séquentiel et égalitaire appliquées à l'exemple du tir I5. La différence que l'on peut noter entre le découpage séquentiel présenté ici, et celui précédemment introduit à la Figure IV-8, résulte du fait qu'on considère maintenant la banquette moyenne et les corrélations empiriques associées pour réaliser les prédictions d'arrachement.

La Table IV.B.2 reprend les données utilisées dans la prédiction trou par trou, notamment: consommations spécifiques propres $q(i)$ en fonction de l'hypothèse de découpage retenue, banquettes $B(i)$, $B_{pr}(i)$ et $B_{res}(i)$.

Nom test	Trou	q*	X ₅₀ *	X _{max} *	B(i)*	B _{pr} (i)	B _{res} (i)	D _{max} ^Δ	z ₁	S(−1)*	S(+1)*	S ^Δ (i)	S ⁼ (i)	q ^Δ (i)	q ⁼ (i)
		g/t	mm	mm	m	m	m	m	%	m	m	m ²	m ²	g/t	g/t
R1T3	R1T3	70	871	1910	4.8	4.8	0	14.4	43	—	—	56	—	—	—
R1T6	R1T6	77	867	2008	4.0	4	0	—	—	—	—	49	—	—	—
R1T9	R1T9	77	871	2262	4.1	4.1	0	13.0	39	—	—	49	—	—	—
R2T1	R2T1	108	672	1812	3.6	3.6	0	14.6	38	—	—	39	—	—	—
R2T2	R2T2	54	1088	3660	4.9	4.9	0	14.6	44	—	—	59	—	—	—
R2T3	R2T3	43	1261	2890	5.9	5.9	0	16.0	50	—	—	78	—	—	—
R2T4	R2T4	41	1680	3418	5.5	5.5	0	15.0	47	—	—	73	—	—	—
R3T1	R3T1	47	1248	2886	4.7	4.7	0	13.9	39	—	—	59	—	—	—
R3T2	R3T2	63	881	2476	5.0	5	0	14.2	43	—	—	64	—	—	—
R3T3	R3T3	81	943	2275	4.8	4.8	0	15.9	45	—	—	62	—	—	—
R3T4	R3T4	96	1151	2605	5.0	5	0	15.1	37	—	—	46	—	—	—
R6T1	R6T1	69	1115	2299	4.7	4.7	0	15.3	43	—	—	61	—	—	—
R6T2	R6T2	71	1093	2748	3.5	3.5	0	13.4	38	—	—	39	—	—	—
R6T3	R6T3	81	836	1939	3.2	3.2	0	13.4	32	—	—	33	—	—	—
R6T4	R6T4	85	577	1330	3.4	3.4	0	11.4	35	—	—	36	—	—	—
R7T2	R7T2	65	790	1893	4.8	4.81	0	15.0	43	—	—	59	—	—	—
R4B1	R4T1	—	—	—	3.6	3.6	0	17.1	36	—	9.9	58	41	67	91
	R4T2	—	—	—	3.3	1.8	1.7	9.9	26	9.9	—	18	33	214	115
<i>Global tir</i>		102	960	3594	3.5	—	—	—	—	9.9		76	74	—	—
R7B1	R7T1	—	—	—	4.6	4.6	0	10.5	60	—	5.7	44	33	106	131
	R7T2	—	—	—	3.9	2.2	2.7	9.8	29	5.7	—	24	31	194	144
<i>Global tir</i>		137	726	2912	4.3	—	—	—	—	5.7		68	64	—	—
R7B3	R7T5	—	—	—	4.5	4.5	—	13.7	47	—	9.4	63	46	64	81
	R7T6	—	—	—	5.0	3.5	2.1	12.1	42	9.4	—	43	52	93	71
<i>Global tir</i>		76	1113	3154	4.8	—	—	—	—	9.4		106	98	—	—
R8B3	R8T5	—	—	—	4.4	4.4	0	13.9	42	—	7.5	59	46	57	68
	R8T6	—	—	—	4.8	2.8	3.4	11.6	31	7.5	—	38	44	88	71
<i>Global tir</i>		69	923	2789	4.6	—	—	—	—	7.5		97	91	—	—
I2	I2T1	—	—	—	4.7	4.7	0	12.5	39	—	9.0	42	47	107	92
	I2T2	—	—	—	4.8	4.3	0	9.9	62	9.0	8.8	42	41	107	106
	I2T3	—	—	—	4.5	3.6	2	12.3	49	8.8	9.1	41	38	109	113
	I2T4	—	—	—	4.6	3	1.9	10.8	35	9.1	9.1	38	42	118	104
	I2T5	—	—	—	4.0	4.1	2.6	13.2	47	9.1	—	53	42	85	104
<i>Global tir</i>		104	993	3469	4.5	—	—	—	—	9.0		216	210	—	—
I3	I3T1	—	—	—	5.6	5.6	0	12	54	—	9.0	72	36	52	90
	I3T2	—	—	—	4.4	1.9	3.3	10.2	23	9.0	7.0	26	30	145	107
	I3T3	—	—	—	4.8	2.4	2	11.3	29	7.0	7.9	29	31	130	104
	I3T4	—	—	—	4.5	2.7	1.9	9.7	36	7.9	—	30	43	125	76
<i>Global tir</i>		96	731	2742	4.8	—	—	—	—	8.0		157	136	—	—
I4	I4T1	—	—	—	6.0	6	0	13.4	55	—	6.2	82	54	56	83
	I4T2	—	—	—	5.4	1.1	5.2	12.8	8	6.2	5.7	25	28	185	159
	I4T3	—	—	—	5.1	1.3	4.1	11.4	10	5.7	6.1	25	25	185	176
	I4T4	—	—	—	5.6	2	3.6	12.1	18	6.1	5.8	24	29	193	156
	I4T5	—	—	—	5.4	1.8	4.2	13.2	15	5.8	—	33	49	140	91
<i>Global tir</i>		122	793	2687	5.5	—	—	—	—	6.0		189	183	—	—
I5	I5T1	—	—	—	3.3	3.3	0	9.5	49	—	7.5	32	29	122	139
	I5T2	—	—	—	4.0	2.8	1.6	9.8	38	7.5	7.5	30	28	130	144
	I5T3	—	—	—	4.2	3.1	1.7	10.6	43	7.5	7.5	34	30	115	133
	I5T4	—	—	—	3.9	2.1	2.1	9.7	28	7.5	—	24	35	162	115
<i>Global tir</i>		130	560	1429	3.9	—	—	—	—	7.5		120	123	—	—
I6	I6T1	—	—	—	4.8	4.8	0	8	54	—	5.7	28	17	153	217
	I6T2	—	—	—	6.2	3.3	3.6	19.8	31	5.7	6.2	56	30	77	124
	I6T3	—	—	—	4.0	1.1	2.8	13.4	13	6.2	6.0	15	23	286	167
	I6T4	—	—	—	4.1	1.4	2.7	9.1	21	6.0	6.2	14	21	307	177
	I6T5	—	—	—	4.0	1.9	2.9	9.6	24	6.2	—	24	30	179	128
<i>Global tir</i>		157	509	1882	4.6	—	—	—	—	6.0		137	121	—	—

* : Donnée mesurée

Δ : Hypothèse de découpage séquentielle = : Hypothèse de découpage égalitaire

Table IV.1: Récapitulatif des données utilisées et calculées pour les tentatives de prédiction trou par trou.

IV.B.2.1 Prédiction charge par charge en fonction des consommations spécifiques propres $q(i)$

Etant donnés les volumes propres à chaque charge (grâce aux hypothèses qualitatives et quantitatives d'arrachement précédemment retenues), la prédiction charge par charge en fonction de la consommation spécifique se base sur les lois de fragmentation mono-trou $X_{50}^{MT}(q)$ et $X_{max}^{MT}(q)$, et s'articule autour des trois étapes suivantes:

1. détermination de la consommation spécifique propre à chaque trou $q(i)$;
2. prédiction de $X_{50}(i)$ et de $X_{max}(i)$ pour chaque volume propre en fonction de $q(i)$;
3. prédiction globale de X_{50} (moyenne pondérée par les volumes) et de X_{max} (maximum des $X_{max}(i)$).

On continuera à illustrer le travail sur la base de l'essai bi-trous à amorçage retardé R7B3.

Calcul des consommations spécifiques propres

En utilisant les lois d'arrachement empiriques obtenues pour les essais, on a délimité pour les essais bi-trous deux surfaces S_1 et S_2 propres à chaque charge. Les aires correspondantes sont S_1 et S_2 . La proportion de chacune des zones par rapport à la prédiction d'arrachement totale est:

$$s_1 = \frac{S_1}{S_1 + S_2}, s_2 = \frac{S_2}{S_1 + S_2}$$

On fera l'hypothèse simplificatrice pour ce calcul que la masse d'explosif dans les deux trous est égale, ce qui n'est pas aberrant par rapport aux valeurs réellement mesurées (dans un même essai, l'écart sur la masse d'explosif ne dépasse pas 5% d'un trou à un autre). Le tir qui a abattu un volume V a donc une consommation spécifique globale mesurée $q = 2Q/V$, où Q est la masse d'explosif par trou. Par ailleurs, il est raisonnable en première approximation d'identifier les proportions en volume de chaque trou aux proportions en surface (ceci revient à dire que toutes choses égales par ailleurs, la dimension verticale n'aura pas de rôle perturbateur dans les proportions relatives arrachées par chaque trou).

Plus généralement, pour un tir avec t trous, il est possible d'attribuer une consommation spécifique propre à chacun des trous avec la formule suivante (Equation IV.5):

$$q(i) = \frac{q}{t \cdot s_i} \tag{IV.5}$$

Prédiction des $X_{50}(i)$ et de X_{50} globale

Conformément à la logique de la littérature, la taille médiane du tas abattu entier est prédite à partir d'une moyenne, pondérée par le volume, des tailles médianes individuelles $X_{50}(1), \dots, X_{50}(t)$ prédites pour chaque volume propre (Equation IV.6).

$$X_{50} = \sum_{i=1}^t s_i \cdot X_{50}(i) \tag{IV.6}$$

On rappelle la corrélation empirique entre X_{50} et q obtenue pour les mono-trous dans le Chapitre II à la page suivante.

$$X_{50}^{MT}(q) = 1.7 \cdot 10^4 \cdot q^{-0.68}$$

Si l'on applique purement et simplement la loi mono-trou aux zones propres à chaque charge, que l'on prédit la taille médiane globale des tas abattus des essais à plusieurs trous par ce procédé et que l'on ajuste une tendance à ces prédictions, on constate que cette tendance prédit une granulométrie plus grossière que les mono-trous dans le domaine des fortes consommations spécifiques pour les tirs à plusieurs trous retardés, mais qu'elle s'approche au contraire de la tendance mono-trous lorsqu'on est dans le domaine des consommations spécifiques faibles (voir le graphe présenté à la Figure IV-12). Ce résultat est lié à un effet de volume. Dans des essais à plusieurs trous, il suffit qu'au moins un d'entre d'eux ait un volume propre élevé et que sa consommation spécifique propre soit donc notablement plus faible que celle des autres, pour que la taille médiane résultante dans ce secteur du tir soit plus grossière (alors que la zone concernée représente de plus une bonne partie du tir). Sur le graphe, la taille médiane totale prédite est reportée en fonction de la consommation spécifique *moyenne* du tir: dans ces conditions, les irrégularités de consommation spécifique *propre* sont occultées.

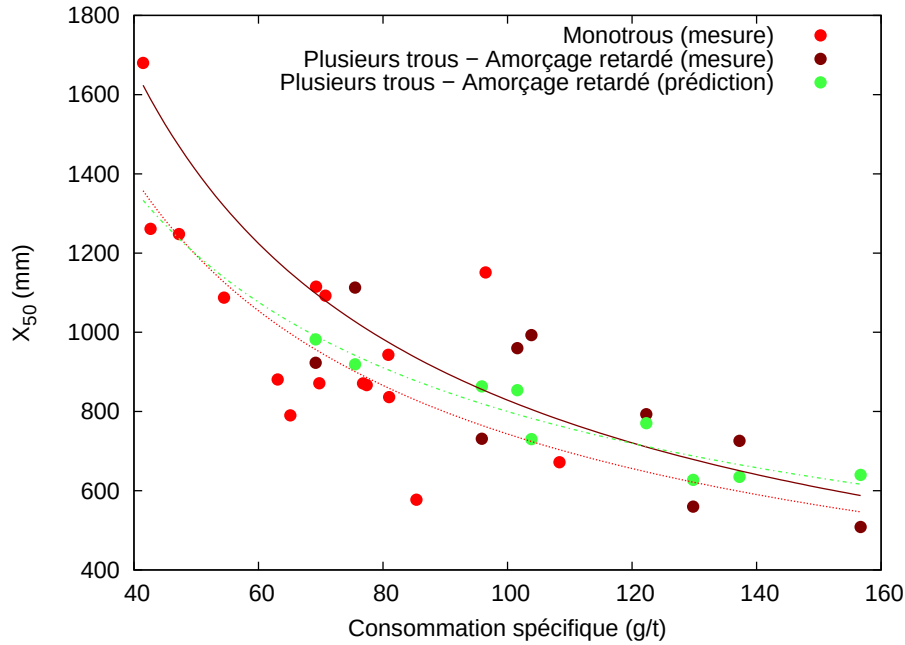


Figure IV-12: Prédiction de taille médiane appliquée au découpage séquentiel des essais à amorçage retardé, avec la loi empirique $X_{50}(q)$ obtenue pour les mono-trous. Les courbes représentent les meilleurs ajustements obtenus, par série de points, avec des lois puissance.

Nous avons souligné, en se dotant du découpage charge par charge dans la partie précédente, que la mise en oeuvre de l'hypothèse de découpage séquentielle était peut-être inadaptée. Il est donc intéressant ici de la remettre en question, et de tenter une nouvelle allocation des volumes propres qui soit égalitaire, ainsi qu'illustré à la Figure IV-13 pour l'exemple de l'essai bi-trous R9B3. Changer la répartition des volumes a un effet notable sur les valeurs de consommation spécifique propre définies pour chaque trou.

Cette modification des hypothèses de découpage ne produit toutefois cependant pas l'effet souhaité sur les tendances prédites. On pouvait s'attendre à cette conclusion: en procédant de la sorte, aucune des consommations spécifiques propres calculées ne descend aussi bas que celle des essais mono-trous — en d'autres termes, on a adouci en utilisant cette hypothèse les variations de la consommation spécifique propre. Nous prédisons alors une tendance pour

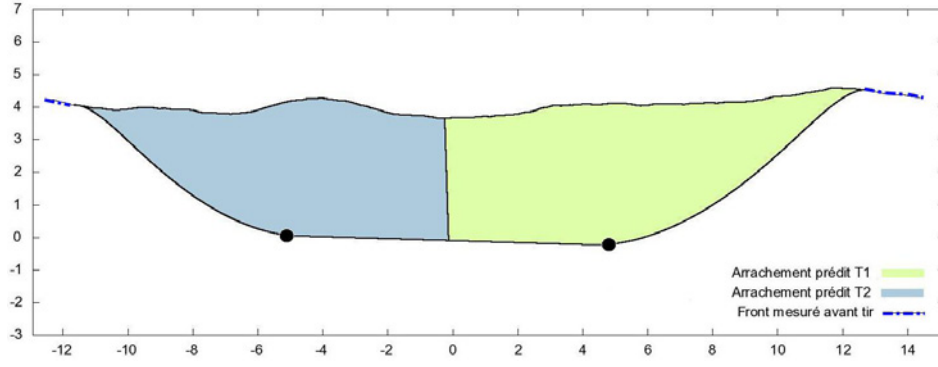


Figure IV-13: Découpage égalitaire des volumes propres, illustré sur la base de l'essai bi-trous R9B3.

la taille médiane globale du tir qui est extrêmement proche de la tendance mono-trous (Figure IV-14), ce qui ne permet pas de restituer les résultats expérimentaux obtenus.

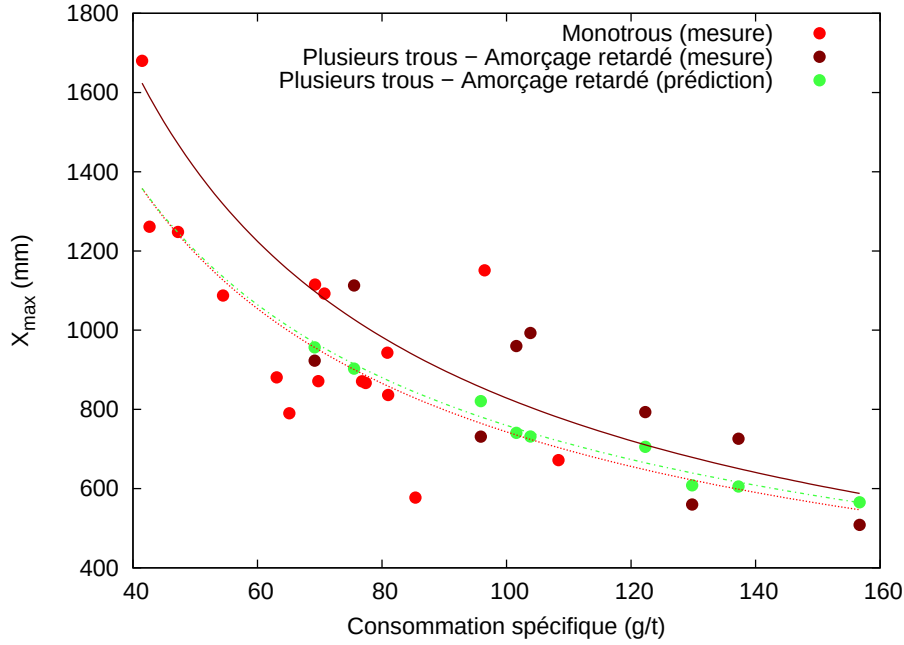


Figure IV-14: Prédiction de taille médiane appliquée au découpage trou par trou des essais à amorçage retardés, avec la loi empirique $X_{50}(q)$ obtenue pour les mono-trous, avec hypothèse de découpage égalitaire au lieu de séquentielle.

Prédiction des $X_{max}(i)$ et de X_{max} globale

On rappelle l'Equation II.3, que nous utilisons comme base pour prédire la taille maximale de bloc produite dans chaque volume propre:

$$X_{max}^{MT}(q) = 3.47 \cdot 10^4 \cdot q^{-0.64}$$

Pour un plan de tir à t trous, on conviendra que la taille de bloc maximale produite dans le tir est le maximum des tailles $X_{max}(1), \dots, X_{max}(t)$ produites au niveau de chacun des trous.

$$X_{max} = \max_{i \in [1, t]} X_{max}(i)$$

Comme on peut le voir à la Figure IV-15, il est flagrant que l'utilisation de la loi mono-trou $X_{max}^{MT}(q)$ *per se* n'est pas adaptée; mais on pouvait anticiper ce résultat *a priori*, par exemple sur le cas simple du bi-trou à amorçage retardé. En effet, comme nous l'avons explicité précédemment, la consommation spécifique prédite pour le second trou est *supérieure* à celle attribuée au premier trou. Ainsi, le plus gros bloc produit dans les essais à plusieurs trous retardés ne peut être que plus petit que le plus gros bloc produit dans un essai mono-trou à consommation spécifique égale. Il est donc clairement nécessaire dans ce cas de prendre en compte un autre paramètre ou bien d'adapter la définition de $q(i)$.

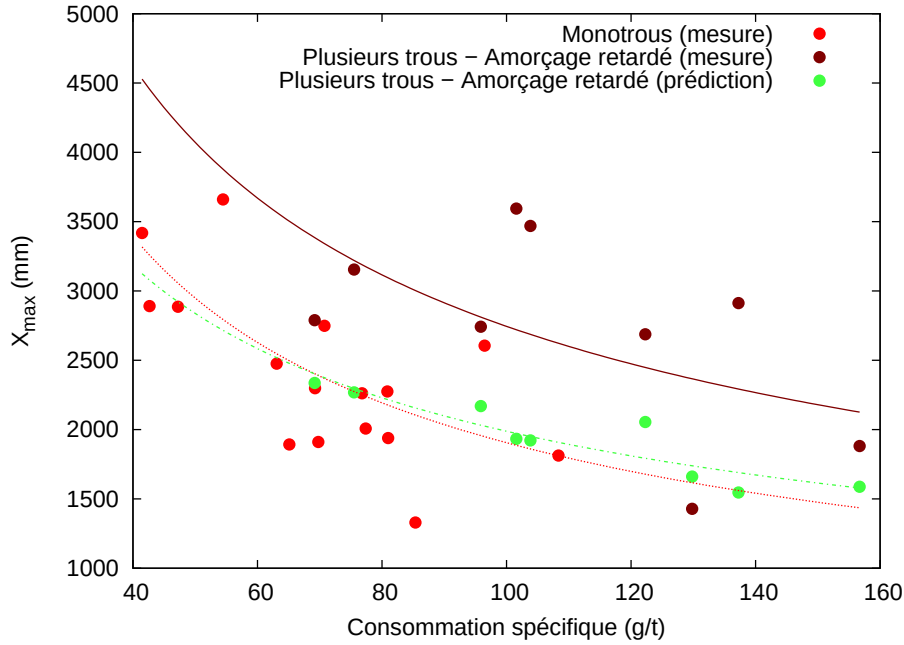


Figure IV-15: Prédiction de taille maximale appliquée au découpage trou par trou des essais à amorçage retardés, avec la loi empirique $X_{max}(q)$ obtenue pour les mono-trous.

IV.B.2.2 Prédiction charge par charge en fonction des banquettes géométriques $B(i)$

Nous avons évoqué au Chapitre II, dans la partie relative aux résultats de fragmentation, que la faible corrélation entre banquette et taille médiane dans le cas d'essais à deux trous ou plus pouvait provenir du fait qu'on observait la banquette moyenne du tir, et que par ce fait, on créait potentiellement une vision biaisée. On a également vu dans le paragraphe précédent que l'allocation séquentielle des volumes propres provoquait des variations locales de consommation spécifique propre sur un principe similaire. Une prédiction trou par trou qui utilise les banquettes $B(i)$ de chaque trou pourrait donc porter ses fruits malgré le fait que la qualité des corrélations obtenues entre B et X_{50} dans les expériences soit faible.

Un découpage du plan de tir a été réalisé avec les lois empiriques d'arrachement obtenues dans le cadre du travail sur les données expérimentales, et on a affecté à chaque zone une taille médiane et maximale de fragments sur la base de la banquette moyenne $B(i)$ associée à chacune des charges. Les lois $X_{50}^{MT}(B)$ et $X_{max}^{MT}(B)$ qui peuvent être obtenues à partir des données expérimentales mono-trou du Chapitre II sont les suivantes:

$$X_{50}^{MT}(B) = 233 \cdot B^{0.95}$$

$$X_{max}^{MT}(B) = 630 \cdot B^{0.87}$$

L'allocation de volumes propres aux charges reste importante pour le calcul de moyenne pondérée qui fournit la prédiction globale de taille médiane.

L'application directe trou par trou de la loi de fragmentation basée sur la banquette moyenne ne fournit un résultat satisfaisant ni pour la prédiction de X_{50} , ni pour la prédiction de X_{max} ($\delta_{50}/\delta_1=4.75$, $\delta_{max}/\delta_2=1.2$).

Pour X_{50} , les résultats affichent une tendance extrêmement proche de la tendance $X_{50}(B)$ mono-trou (en d'autres termes, les variations dans les volumes propres et les banquettes de chacun des trous n'expliquent pas seules la différence entre résultats des essais mono-trou et des essais à amorçage retardé; notamment, la variabilité dans les résultats de taille médiane des essais à amorçage retardé lorsqu'ils sont représentés en fonction de la banquette moyenne de l'essai n'est pas restituée) — la Figure IV-16 reprend les résultats obtenus. On obtient une conclusion similaire en observant X_{max} — voir le graphe de la Figure IV-17.

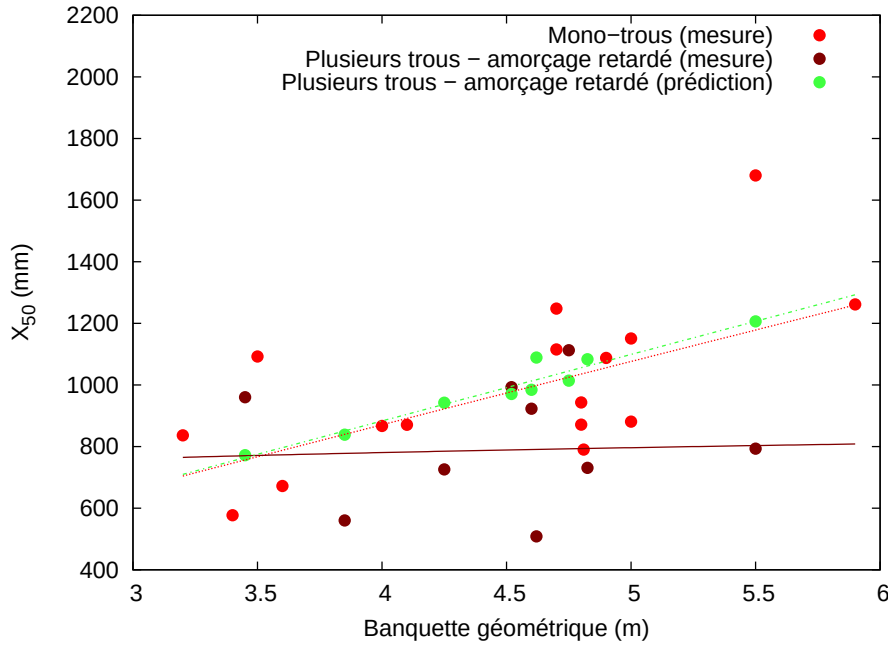


Figure IV-16: Prédiction de taille maximale appliquée au découpage trou par trou des essais à amorçage retardés, avec la loi empirique $X_{50}(B)$ obtenue pour les mono-trous.

Le fait de recourir à l'hypothèse de découpage égalitaire au lieu de l'hypothèse de découpage séquentielle n'a pas d'impact significatif sur la qualité de la prédiction obtenue ($\delta_{50}/\delta_1=3.98$, $\delta_{max}/\delta_2=1.2$). L'approche basée sur la banquette moyenne n'apporte donc pas de meilleurs résultats que celle mise en oeuvre avec la consommation spécifique propre $q(i)$, ce qui est très vraisemblablement dû à la qualité réduite des corrélations $X_{50}(B)$ et $X_{max}(B)$ des lois mono-trou.

IV.B.2.3 Prédiction charge par charge en fonction des banquettes dynamiques $B_{dyn}(i)$

L'utilisation de la banquette moyenne n'ayant pas été concluante, nous étudions la possibilité de relier la fragmentation dans un volume propre donné à la banquette dynamique, qui est toujours définie conformément à l'Equation IV.1, p. 224. Bien sûr, cette possibilité n'a de

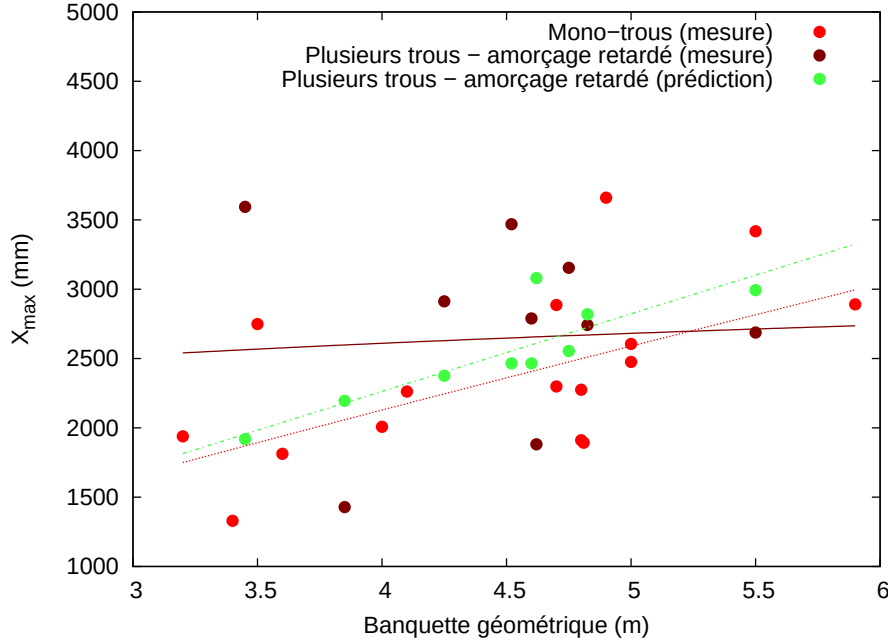


Figure IV-17: Prédiction de taille maximale appliquée au découpage trou par trou des essais à amorçage retardés, avec la loi empirique $X_{max}(B)$ obtenue pour les mono-trous.

sens que lorsque l'on se place dans le cadre de l'hypothèse séquentielle.

De même que pour l'étude de l'arrachement, on procède en recherchant les valeurs des paramètres α_1 et α_2 fournissant la définition de B_{dyn} qui minimise l'erreur de prédiction globale pour X_{50} et/ou pour X_{max} . Que l'on cherche à optimiser la prédiction pour la taille médiane ou pour la taille maximale, celle-ci est la meilleure pour $\alpha_2 = 0$; en d'autres termes, la banquette résiduelle n'a pas un rôle pertinent à jouer dans la définition de la banquette dynamique.

Par ailleurs, la prédiction obtenue par cette méthode reste de qualité comparable à celle obtenue à la partie IV.B.2.1. Si l'on optimise la valeur de α_1 vis-à-vis de la prédiction de X_{50} , on a $\delta_{50}/\delta_1=1.02$ et $\delta_{max}/\delta_2=0.91$; si on l'optimise vis-à-vis de la prédiction de X_{max} , on obtient $\delta_{50}/\delta_1=1.27$ et $\delta_{max}/\delta_2=0.85$; mais on a introduit un paramètre empirique supplémentaire pour y parvenir. L'utilisation de la banquette dynamique ne permet donc pas d'améliorer la compréhension et la prédiction charge par charge de la fragmentation des essais à amorçage retardé.

IV.B.2.4 Dédution des résultats de fragmentation du deuxième trou

Les tentatives de prédiction que nous avons réalisées dans ce qui précède intègrent par conception la logique initiale du travail de recherche, qui consiste à considérer les résultats de fragmentation d'un essai mono-trou comme une information de base à utiliser (moyennant éventuellement l'adaptation du paramètre d'entrée) pour prédire la fragmentation produite par une charge quelconque dans un tir à plusieurs trous.

Sous l'hypothèse séquentielle, lorsqu'on examine de plus près les valeurs de banquette propre et de consommation spécifique propre qui sont obtenues pour les charges ayant un antécédent, on remarque qu'elles varient sur des intervalles qui sont différents de ceux pour

lesquels les lois empiriques mono-trous ont été obtenues:

- les consommations spécifiques des essais mono-trous varient entre 41 et 108 g/t, tandis que les consommations spécifiques propres calculées pour les charges ayant un antécédent dans le tir varient entre 77 et 306 g/t;
- comme on l'avait mentionné dans la prédiction de l'arrachement, la banquette propre d'un trou ayant un antécédent est généralement plus faible que les banquettes moyennes testées dans les essais mono-trou.

Le succès mitigé jusqu'ici de nos prédictions de fragmentation pourrait donc ici aussi être lié au fait que les lois mono-trous ont été extrapolées hors de leur intervalle de définition. Peut-être est-il alors nécessaire de dégager une nouvelle loi quantitative de fragmentation $X_{50}(q)$, applicable pour les charges ayant un antécédent dans le tir, à partir des données disponibles pour ce besoin — à savoir les résultats des 4 essais bi-trous à amorçage retardé pour lesquels le résultat de fragmentation a pu être mesuré.

Pour examiner la question, on procède par déduction avec la méthode simplifiée suivante qui se limite à l'étude de la taille médiane (on ne déduit pas les classes de fragments pour l'ensemble de la courbe granulométrique: si la méthode est pertinente, elle doit nécessairement l'être pour la partie médiane de la courbe).

1. On prédit la taille médiane qui résulterait de l'abattage du premier trou, si celui-ci était un mono-trou, avec la loi empirique $X_{50}(q)$. Cette taille médiane est notée X_{50-1} ;
2. On procède à l'allocation des volumes propres à chaque charge, sous l'hypothèse d'arrachement séquentielle, à partir des lois d'arrachement empiriques obtenues dans le Chapitre II, et on note s_1 et s_2 la proportion de chaque volume propre par rapport au volume total du tir;
3. A partir de la donnée de la taille médiane du tas abattu, notée X_{50-tas} , la taille médiane produite par le second trou, notée X_{50-2} , est déduite:

$$X_{50-2} = \frac{X_{50-tas}(s_1 + s_2) - s_1 X_{50-1}}{s_2}$$

4. Le résultat prédit X_{50-2} est comparé à la consommation spécifique propre du trou 2, d'une part, et sa banquette propre, d'autre part.

Les tailles médianes X_{50-2} ainsi déduites sont représentées à la Figure IV-18 en fonction de la consommation spécifique propre du trou 2, $q(2)$, et à la Figure IV-19 en fonction de sa banquette propre $B_{pr}(2)$. Seuls 4 points de donnée sont disponibles pour étudier l'existence d'une corrélation entre X_{50-2} et $q(2)$ ou $B_{pr}(2)$. Quoi qu'il en soit, on remarque en examinant ces graphes que les valeurs prises en fonction de chacun des deux paramètres $q(2)$ et $B_{pr}(2)$ sont trop dispersées pour qu'on puisse espérer obtenir une corrélation correcte avec davantage de points de mesure ($R^2=0.18$ entre $X_{50}(2)$ et $B_{pr}(2)$, $R^2=0.03$ entre $X_{50}(2)$ et $q(2)$).

IV.B.3 Conclusion intermédiaire

Pour la taille médiane comme pour la taille maximale, les tentatives diverses d'utiliser des paramètres propres à chaque charge pour prédire les résultats d'essais à plusieurs trous ont

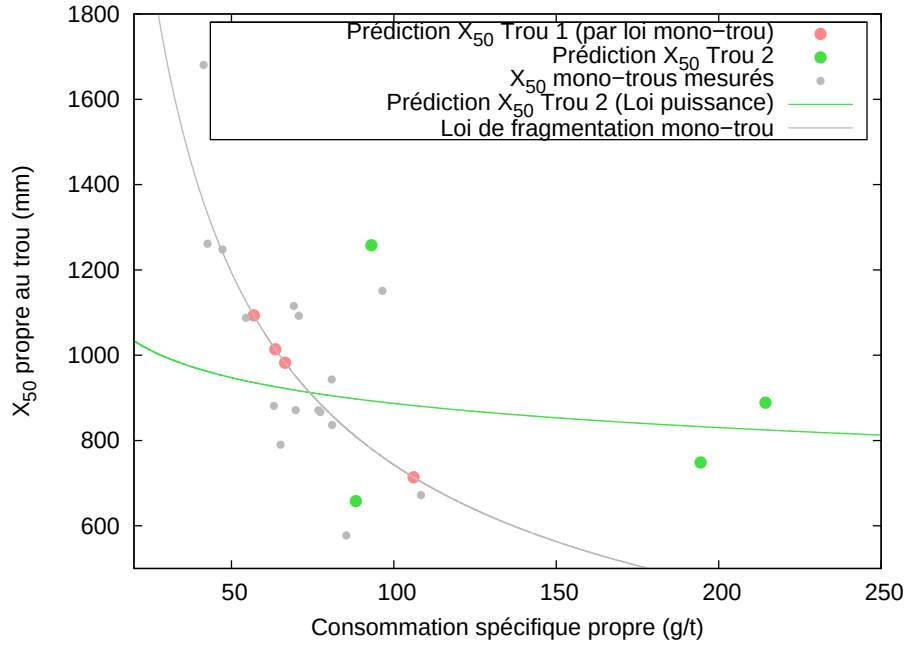


Figure IV-18: Valeur de X_{50} prédites par trou en fonction de sa consommation spécifique propre.

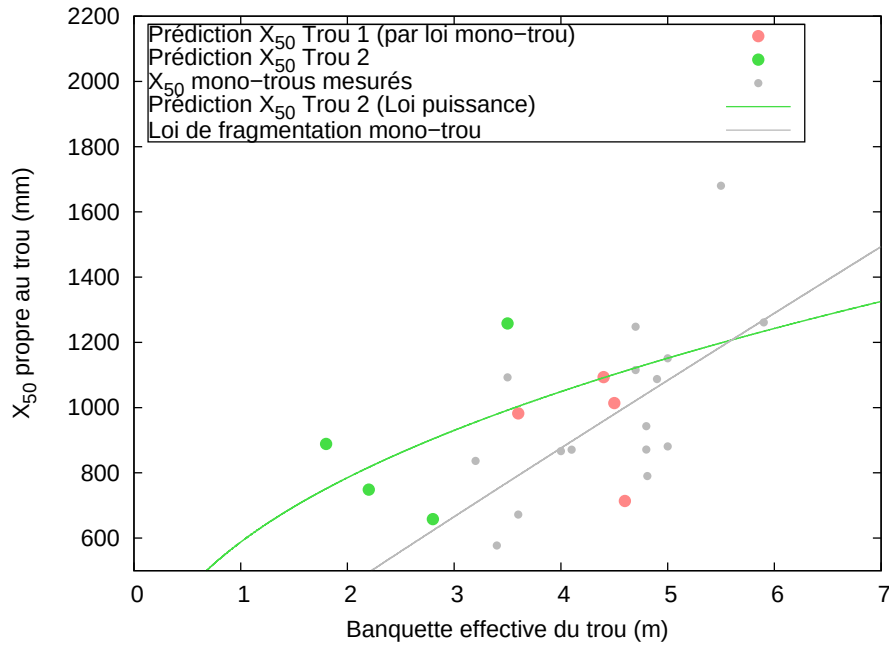


Figure IV-19: Valeur de X_{50} prédites par trou en fonction de sa banquette propre.

été infructueuses.

Tout d'abord, une loi de fragmentation mono-trou fonction d'une consommation spécifique ne peut être appliquée en l'état à une charge unique pour prédire la taille médiane de fragments obtenue dans un tir complet. Rollins & Wang (1990, [127]) dans leur article, font une utilisation des règles de découpage et d'une loi empirique qui attribue de manière implicite les variations de fragmentation dans les tas abattus aux variations locales de consommation spécifique, et on peut considérer à ce stade pour nos données expérimentales qu'une telle démarche est mise en défaut. Même en remettant en cause les suggestions de découpage de

Hjelmberg et en faisant une hypothèse de découpage égalitaire entre les volumes propres aux charges, on ne peut aboutir à un résultat satisfaisant.

Ce fait étant établi, nous avons accordé une forte attention à l'hypothèse selon laquelle le découpage du plan de tir en volumes propres par la séquence d'amorçage modifie les conditions de banquette pour chacune des charges, et que la définition de cette dernière doit être adaptée pour aboutir à une prédiction charge par charge pertinente. Ce n'est toutefois ni par l'irrégularité des banquettes géométriques dans les tirs, ni par l'utilisation d'une banquette dynamique, qu'on a pu aboutir à une prédiction significativement meilleure que celle obtenue sur la base d'une approche centrée sur la consommation spécifique.

On a fini par remettre en question le fait de pouvoir utiliser les lois empiriques mono-trou pour des intervalles de valeurs de banquette propre et de consommation spécifique propre qui sont différents de ceux qui ont servi à définir ces lois; pour cela, on a déduit dans les essais bi-trous à amorçage retardé les propriétés de taille médiane du deuxième volume propre à partir des prédictions de fragmentation du premier, et des mesures de fragmentation du tas abattu. Effet du nombre réduit de données ou non, ce travail ne permet pas de dégager une loi de fragmentation pour le second trou, qui puisse ensuite être appliquée aux charges des tirs de rangées.

Sur la base des données expérimentales dont nous disposons, nous ne pouvons donc plus espérer à ce stade aboutir à une méthode prédictive de la fragmentation charge par charge qui restitue quantitativement les résultats expérimentaux à partir de la simple connaissance des paramètres d'entrée au niveau de chaque trou. Néanmoins, nous poursuivons l'analyse à des fins qualitatives.

IV.C Analyse qualitative des résultats

Dans cette partie, nous cherchons maintenant à aboutir à des conclusions qualitatives sur l'arrachement et la fragmentation. En ce qui concerne l'arrachement, on revient sur les principaux mécanismes théoriques proposés dans la littérature et on compare aux résultats qualitatifs obtenus dans les expériences et dans les simulations numériques. Pour la fragmentation, on met en oeuvre des tentatives de prédiction trou par trou qui font intervenir des multiplicateurs reflétant l'action attendue d'un mécanisme donné, et ses conséquences sur la fragmentation produite, et on interprète les résultats ainsi obtenus.

IV.C.1 Résultats d'arrachement

On revient dans cette partie sur les résultats expérimentaux et numériques obtenus et mis en évidence pour la forme et la portée des arrachements produits par les charges. On les compare d'abord aux mécanismes qui peuvent être attribués à l'action des ondes de choc, puis à ceux induits par l'action des gaz dans le trou et le massif rocheux. Pour terminer la partie, on aborde la question de l'hypothèse de découpage à retenir pour un plan de tir: séquentielle, ou égalitaire.

IV.C.1.1 Ouverture de fissures au passage des ondes de choc incidentes puis réfléchies

Compte tenu de la nature orientée de la rupture, on rappelle que les effets dus à l'action des ondes incidentes et des ondes réfléchies au front se manifestent en théorie de la manière

attendue et représentée à la Figure IV-20 pour l'exemple d'un mono-trou.

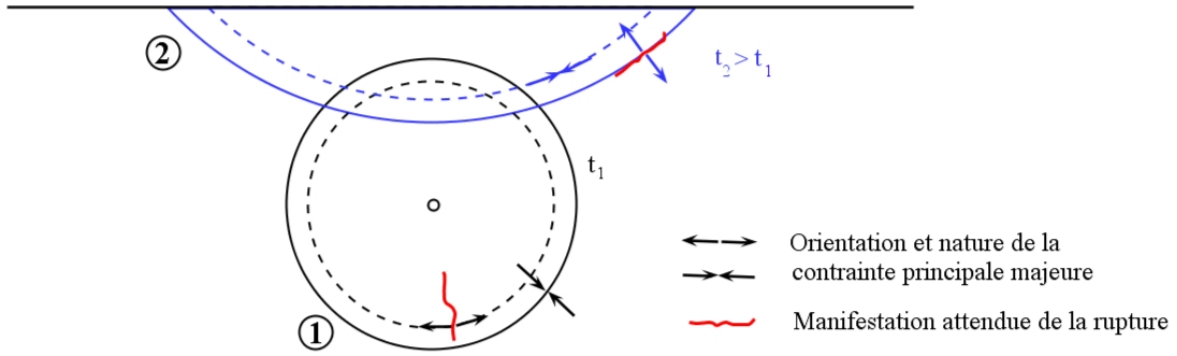


Figure IV-20: Illustration du mécanisme d'endommagement attendu des effets des ondes de choc avant et après réflexion à la surface libre.

L'onde incidente produisant à son passage à un point M donné une compression radiale suivie d'une traction tangentielle, les fissures associées à ce phénomène ne peuvent être que radiales. Les phénomènes liés à l'onde incidente doivent donc présenter une symétrie de révolution dans les manifestations de l'endommagement obtenu après tir. Nous avons vu dans le Chapitre II que les effets arrière ne présentent clairement pas cette caractéristique, tant sur le plan qualitatif³ que quantitatif⁴. Toutefois, on peut identifier des fissures radiales en arrière des trous dans au moins deux cas de tests en échelle réduite réalisés par d'autres auteurs; le premier pour du plexiglas (Langefors & Kihlström, 1963 [75]), le second pour des tests en échelle réduite dans des blocs de béton de 2 m³ (programme d'essais en cours sur le site de Eisenerz, en Autriche, par la Montanuniversität Leoben). La Figure IV-21 présente des clichés correspondants. L'étude des formes et portées d'arrachement en échelle réelle et en échelle réduite sont donc vraisemblablement deux questions distinctes.

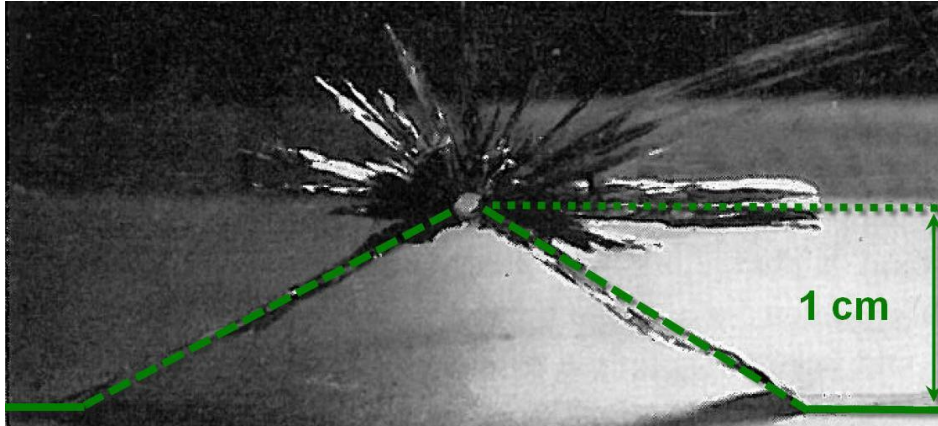
On signalera ici la photographie à vitesse rapide présentée par Langefors & Kihlström dans la deuxième page de leur livre de 1963 [75]; à travers celle-ci, les auteurs montrent pour un échantillon en plexiglas qu'en raison de la différence de vitesses de propagation des ondes de choc et des fissures créées dans le matériau, il n'est pas pertinent d'attribuer la création des fissures radiales autour du trou au premier passage de l'onde de choc incidente (voir Figure IV-22). Ce fait suggère que celles-ci sont plutôt propagées lors de la phase de pressurisation quasistatique de la paroi du trou par les gaz d'explosion (voir plus loin). On notera enfin que plusieurs sources dans la littérature limitent le rôle des fissures radiales propagées à partir du trou dans l'arrachement des tirs à grande échelle en remarquant que si ce phénomène devait être majeur, les blocs présents sur les côtés des tas abattus devraient présenter systématiquement une forme en "part de gâteau" (à la fracturation naturelle près), ce qui n'est pas le cas.

L'onde réfléchie à la surface libre produisant pour sa part durant son passage à un point M donné une traction radiale suivie d'une compression tangentielle, les fissures associées à ce phénomène ne peuvent être que tangentielles par rapport à la direction de propagation, soit sensiblement en arcs de cercles réfléchis par rapport à la surface libre. Puisque les effets arrière visibles sur la plate-forme supérieure présentent cette caractéristique qualitative de

³Dans tout le programme d'essais, on n'a observé qu'une fissure radiale, à l'arrière de l'essai mono-trou R1T6.

⁴Le maximum de portée enregistrée pour les effets arrière est plus de deux fois moindre que la plus petite longueur de demi-arrachement constatée.

Plaque de plexiglas (Langefors & Kihlström, 1963)



Blocs de béton, Eisenerz (cliché personnel, 2011)

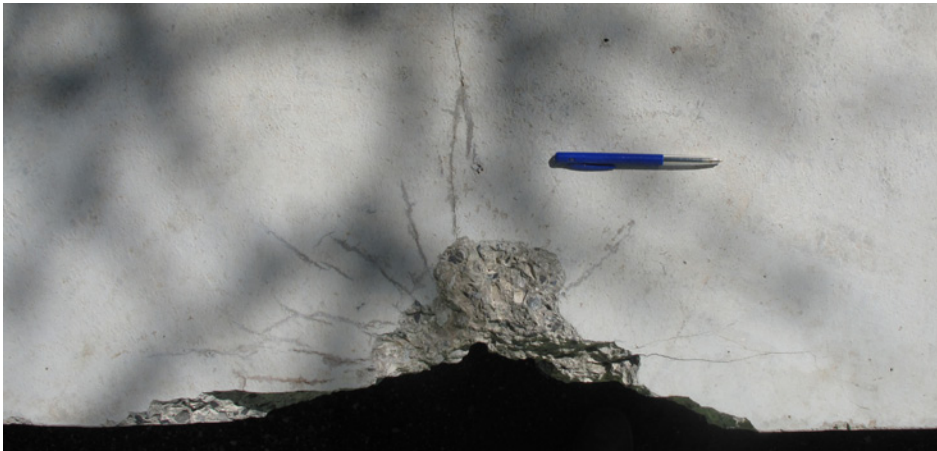


Figure IV-21: Fissures radiales arrière dans des essais en échelle réduite réalisés dans le cadre d'autres travaux de recherche.

manière apparente pour les essais mono-trou (et à supposer qu'il s'agisse d'une manifestation équivalente de la rupture), on peut penser qu'on tient là une explication plausible du processus d'arrachement. Toutefois, si les ondes de choc réfléchies doivent être considérées comme seules responsables de ce dernier, alors la portée arrière des fissures observées devrait présenter une corrélation visible avec la banquette: à l'atténuation géométrique doit être associée une distance limite à partir de laquelle de telles fissures ne peuvent plus être ouvertes. Nous avons pu voir au Chapitre II (Figure II-31, p.132) que cela n'était pas le cas. Cette absence de dépendance entre portée des effets arrière et banquette a été également observée par Rustan & Nie (1987, [136]) et Bilgin et al. (1993, [9]) dans des calcaires. Bilgin (1991, [8]) a pour sa part constaté une corrélation de cette nature dans de l'hématite, ce qui pourrait être un effet de site mais aussi une différence liée à la nature du massif rocheux testé.

Rappelons que dans les tirs de rangées de trous, l'arrachement latéral a porté moins loin que dans le cas des bi-trous; si les ondes réfléchies étaient responsables des arrachements obtenus dans ces expériences — qu'elles soient réfléchies au niveau du front initial, ou au niveau d'une nouvelle surface libre créée par l'arrachement d'un antécédent — on devrait au contraire observer des portées d'arrachement cohérentes entre les deux cas. De plus, les arrachements mesurés dans nos expériences passent tous par le trou où à sa proximité immédiate — ce que l'on observe aussi sur la plupart des photographies de front après tir présentées

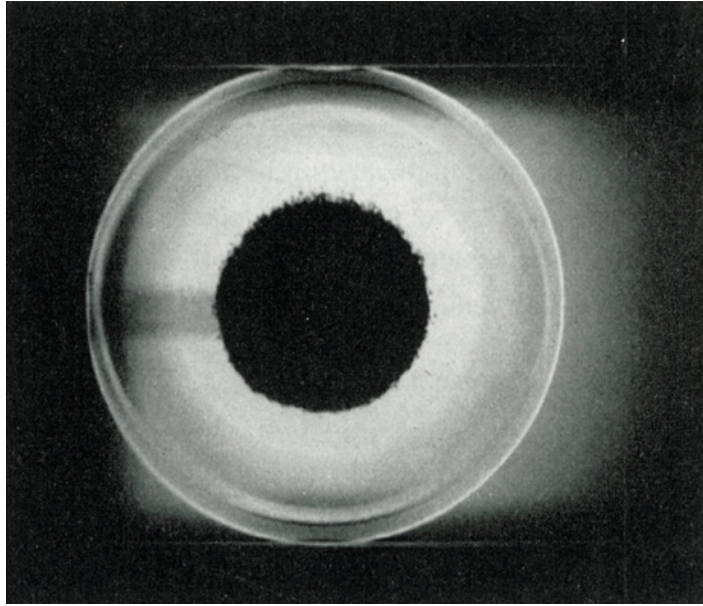


Figure IV-22: Photographie de la détonation d'une charge cylindrique dans une plaque de plexiglass rétro-éclairée (Langefors & Kihlström, 1963 [75]).

dans la littérature. Si les ondes de choc réfléchies étaient principalement responsables des profils d'arrachement constatés, l'arrachement engloberait le trou pour les faibles valeurs de banquette et le laisserait au contraire en place dans le massif pour des valeurs d'arrachement fortes. On citera de nouveau ici le résultat observé par Rustan & Nie (1987, [136]) dans leurs expériences mono-trou : aux fortes valeurs de banquette, la seule manifestation de rupture observée est une fissure verticale allant du trou au front.

Le travail réalisé dans le cadre de l'approche numérique fournit d'autres arguments allant à l'encontre de ce mécanisme. Rappelons qu'en simulant dans la partie III.B du mémoire la propagation d'une onde de choc dans un massif élastique, homogène et isotrope par la méthode des éléments finis, on avait montré que l'intensité des contraintes de traction *radiales* reçues dans la zone de banquette au passage des ondes de choc réfléchies était comparable à celle des contraintes de traction *tangentielles* imposées par les ondes de choc incidentes dans la zone arrière — et ce jusqu'à bonne distance en arrière du trou. Les simulations avec loi rhéologique d'endommagement réalisées en III.C., bien qu'elles mettent en évidence à proximité de la surface libre un résultat similaire à l'écaillage, ont confirmé cette tendance. Face à ce constat, on a vérifié en dernier recours qu'en accentuant les effets de la dynamique rapide par un changement de comportement complet du matériau, on ne limitait pas l'endommagement créé lors de la phase d'action de l'onde incidente; les résultats qualitatifs n'en ont pas été fondamentalement modifiés.

Par conséquent, une explication globalement cohérente des phénomènes de rupture macroscopiques observés en échelle réelle par nos expériences (profils de rupture définitifs et fracturation arrière) nous paraît impossible si on considère les ondes de choc comme principales actrices. La conclusion n'est pas aussi définitive à ce stade en ce qui concerne les phénomènes d'endommagement *microscopiques*, qui pourraient avoir une influence sur la fragmentation finale; nous reviendrons sur ce point dans la partie IV.C.2.1.

IV.C.1.2 Propagation de fissures radiales et production d'effets arrière par l'effet de la pression quasi-statique des gaz d'explosion

Nous avons évoqué dans la partie précédente comme argument contre le rôle des ondes réfléchies sur l'arrachement que les profils de front après tir intersectaient systématiquement les trous de mine ou leur proche voisinage. Cette constatation est, à l'inverse, un argument en faveur d'un phénomène d'arrachement dû à des fissures radiales se propageant depuis le trou vers la surface libre.

La différence de ce mécanisme par rapport aux ondes de choc est que le temps d'action des gaz est plus long de plusieurs ordres de grandeur. Dans ce cas, l'ouverture des fissures radiales se propageant du trou vers la surface libre pourrait être facilitée au fur et à mesure que la roche de banquette se met en mouvement. Si toutefois les fissures évoluent suffisamment lentement⁵ pour que la roche de banquette puisse se dégager dans le même temps, et si on suit la théorie invoquée par Bhandari (1997, [7]) selon laquelle les fissures se propagent en suivant le gradient de contrainte dans un massif pressurisé de manière quasi-statique, on peut envisager la formation progressive d'un arrachement en forme de baquet proche de celui qui est observé sur le terrain (voir Figure IV-23). Rétrospectivement, on estime qu'il aurait été intéressant de résoudre dans une simulation de mécanique des fractures le cas de la progression itérative d'une fissure, s'éloignant d'un trou sous pression dans un massif élastique et homogène, avec différentes hypothèses de vitesse de propagation, et de comparer les résultats à l'expérience.

Dans tous les cas, si les fissures se propagent beaucoup plus rapidement que la roche de banquette ne se met en mouvement, alors le raisonnement développé pour discuter des effets de l'onde incidente reste largement applicable : l'absence de fissures radiales systématiques à l'arrière du trou dans les expériences en échelle réelle est aussi contradictoire avec le principe du mécanisme.

IV.C.1.3 Discussion des mécanismes

On a vu en examinant les différents mécanismes possibles pour expliquer nos résultats d'arrachement (et d'effets arrière) que les interprétations simplifiées liées aux effets des ondes de choc incidentes ou réfléchies sont largement contradictoires avec les résultats expérimentaux; ce fait est renforcé par les résultats numériques obtenus dans le Chapitre III, qui montrent que même les influences de la dynamique rapide sur la rhéologie ne permettent pas d'infléchir le résultat et de délimiter franchement la zone abattue de la zone intacte.

L'action des gaz, pour sa part, doit elle aussi s'exprimer dans un contexte (et par des effets) fortement axisymétriques. Dans le cadre de l'étude de sensibilité menée au Chapitre III, on avait prolongé le temps d'action de la pression exercée à la paroi du trou — ceci revenait à laisser une part plus importante à la phase de pressurisation quasi-statique du trou de mine — sans modification qualitative du résultat. On en revient donc aux préconisations de Langefors & Kihlström (1963), puis de Kutter & Fairhurst (1971), qui tendent à décrire l'action de l'onde de choc et des gaz sous pression comme deux mécanismes étroitement dépendants dans la propagation des fractures; chaque action infime produite par l'un pouvant influencer l'autre et vice-versa. Les choix faits dans la conduite de l'approche numérique et dans l'instrumentation des expériences de terrain ne nous permettront pas d'entrer davantage

⁵On considère généralement pour simplifier les problèmes de fracturation que la vitesse de propagation d'une fissure dans un matériau donné est constante. La réalité est plus complexe; les travaux expérimentaux dans ce domaine montrent que la propagation d'une surface de rupture se fait généralement de manière instable, et que les fissures peuvent se propager à une vitesse inférieure à ce que prédit la théorie.

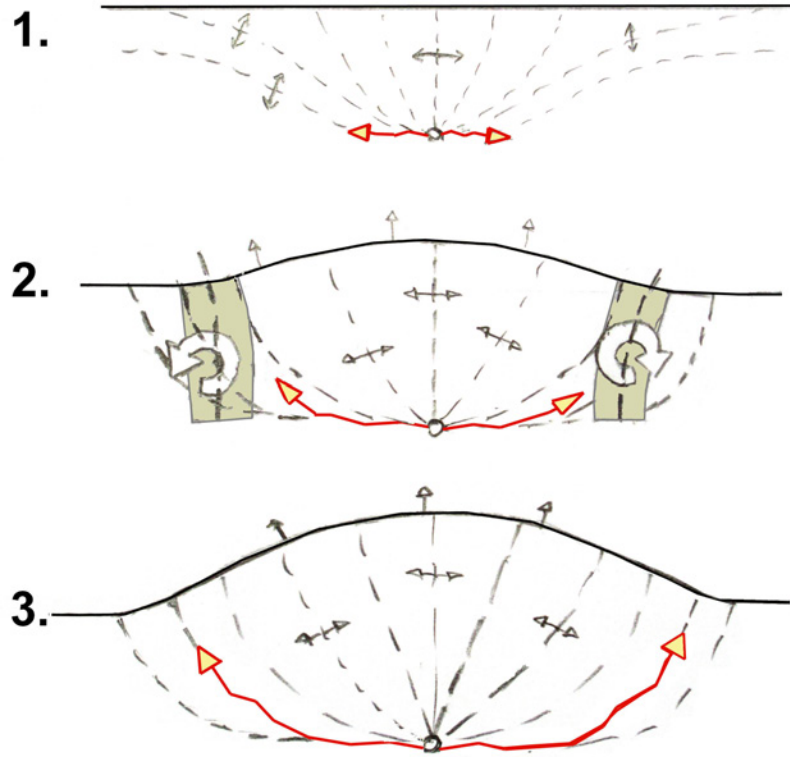


Figure IV-23: Illustration spéculative d'un mécanisme d'arrachement de la roche de banquette combinant mouvement de la roche et propagation des fissures radiales. Le gradient de contrainte est modifié aux bords par la mise en flexion.

dans ce débat. On mentionnera à ce sujet que la méconnaissance de la vitesse réelle de propagation des plans de fracture dans la roche est particulièrement handicapante et que l'étude détaillée de cette dernière avec une instrumentation appropriée apporterait probablement des éclaircissements importants dans notre recherche.

Mais même une telle interaction entre ondes de choc et gaz d'explosion est en partie insuffisante pour expliquer les résultats d'arrachement de terrain. Du côté des ondes de choc, le seul mécanisme ayant le potentiel de produire des schémas d'endommagement semblables aux constatations expérimentales est l'endommagement orienté lié aux passages des ondes de choc réfléchies à la surface libre; or, d'après les simulations réalisées, celui-ci s'exprime de manière plus discrète que l'endommagement lié aux ondes incidentes. Ainsi, avec une action des gaz elle aussi axisymétrique par nature en bonne partie, comment expliquer⁶ un rôle si fort de la surface libre ?

Revenons ici sur les résultats obtenus lors de l'étude numérique de l'échantillon cylindrique confiné, qui indiquent que la réduction de mobilité à l'interface béton-acier joue un rôle déterminant sur la croissance de l'endommagement à l'interface et au sein de l'échantillon. On peut envisager de faire intervenir ce phénomène qui modifie progressivement les conditions dans lesquelles les fractures issues du trou de mine peuvent se propager; on obtient alors un système dont l'évolution fait qu'il se redéfinit en permanence. En introduisant le rôle de la mise en mouvement, on doit nécessairement prendre en compte une vitesse de propagation des

⁶Le fait d'envisager les effets arrière visibles sur la plate-forme supérieure comme la manifestation du tassement mécanique d'un massif fracturé resterait cependant une explication plausible.

fractures qui soit comparable en ordre de grandeur, sinon inférieure, à la vitesse à laquelle la roche de banquette se met en mouvement; dans le cas contraire, les deux processus ne pourraient pas dialoguer. Dans ce cas, prédire l'arrachement au moyen d'une corrélation simple aux paramètres géométriques de l'essai, même dans des conditions de matériau homogène, sera chose difficile. Et si dans ce système à évolution "incrémentale" nous admettons qu'un infime changement causé à l'avant du tir par la présence de la surface libre peut déterminer de manière forte le résultat final, on doit alors reconnaître une forte sensibilité de la prédiction aux discontinuités de la matrice rocheuse. On rappelle à ce sujet que les asymétries d'arrachement constatées dans les tirs n'ont pas d'autre explication logique envisageable, puisque les imperfections d'azimut des trous forés ne sont pas corrélées avec ces dernières.

IV.C.1.4 Découpage séquentiel ou égalitaire?

Par rapport aux incertitudes qui subsistent, une question pourtant essentielle relative à l'affectation des volumes propres reste en suspens. Faut-il privilégier l'hypothèse égalitaire ou séquentielle? Il faut reconnaître que l'on attendait initialement de nos résultats — pour les bi-trous à amorçage retardé surtout — qu'ils fournissent une réponse beaucoup plus claire sur l'influence de la présence du premier trou sur l'arrachement mesuré en bordure du second. Cela n'a pas été le cas, et le fait que les portées de l'arrachement aux bords des essais à amorçage retardé aient été moindres que pour les autres types d'essais, *même pour ce qui est du premier trou*⁷, est venu compliquer d'autant l'interprétation.

A nouveau, l'hypothèse séquentielle ne prend de sens que si la vitesse de propagation des plans de fracture est suffisamment élevée, et on aimerait avoir des données quantitatives à ce sujet et dans notre contexte expérimental précis pour confirmer ou infirmer ce point. Même si le dispositif à mettre en place pour ce faire serait à la fois complexe, coûteux et risqué pour les équipements de mesure, nous sommes convaincus qu'observer le tir avec une caméra à vitesse rapide depuis le *dessus* d'une plate-forme bien nettoyée, en utilisant un bourrage suffisamment important pour éliminer les risques d'endommagement du matériel, apporterait à la fois de l'information qualitative et quantitative précieuse pour résoudre cette question qui est un véritable pilier central de l'approche de découpage trou par trou. L'observation des fractures dans des échantillons abattus a déjà été réalisée à l'échelle du laboratoire, notamment par Wilson & Holloway (1987, [167]), mais pour les raisons évoquées au Chapitre I mais aussi dans les paragraphes précédents, la propagation des fractures en échelle réelle pourrait se faire de manière notablement différente.

Un certain nombre de faits relatifs à l'arrachement dans les résultats expérimentaux parlent cependant en défaveur de l'hypothèse séquentielle:

- la prédiction d'un arrachement basée sur la banquette propre⁸ sous-estime les arrachements obtenus et déséquilibre fortement l'allocation des zones propres, laissant au premier trou la quasi-totalité du travail d'arrachement et de fragmentation d'un tir bi-trous;
- le fait que la diminution des arrachements dans le cas des tirs de rangée s'applique aux deux bords des essais, et pas seulement au bord où la dernière charge est amorcée, invite plutôt à envisager l'hypothèse de découpage égalitaire;
- toujours sur ce point, quelque soit la définition de la banquette à retenir pour une charge donnée, on ne peut expliquer que le premier trou d'un tir d'une rangée ait tendance à

⁷Dont on concevait pourtant *a priori* qu'il devait agir seul et à la manière d'un mono-trou.

⁸Seule définition de banquette acceptable si on ôte entièrement la roche abattue par le trou précédent, comme cela est préconisé dans les règles de découpage séquentielles.

arracher sur le côté un volume plus réduit qu'un mono-trou sans devoir accepter un rôle de son successeur dans la rangée, ce qui est une idée contraire à l'hypothèse séquentielle.

Il faut enfin noter un dernier point. Si on choisit l'hypothèse séquentielle et que l'on base donc la prédiction d'arrachement sur la banquette propre des trous, alors dans un tir à plusieurs trous, les étendues des arrachements produits par les trous pairs sont inférieures aux étendues des arrachements produits par les trous impairs (voir de nouveau la Figure IV-8 précédemment présentée, p.229). Ceci résulte du fait qu'une portée faible de l'arrachement pour les trous pairs augmente considérablement la banquette propre des trous impairs. En conséquence, les volumes propres aux charges impaires sont importants, leurs consommations spécifiques propres faibles, et on s'attend à une granulométrie plus grossière dans les tirs où les charges sont en nombre impair : la proportion des zones à consommation spécifique faible y sera en effet plus grande que dans le cas des tirs où les charges sont en nombre pair.

Dans nos résultats expérimentaux, les tirs de rangées à nombre de trous impairs (I2, I4 et I6) ont une granulométrie plus grossière que la tendance globale, tandis que les autres (I3 et I5) ont au contraire une granulométrie plus faible. Mais les tirs I3 et I5, à part le fait d'avoir des charges en nombre pair, présentent aussi un espacement moyen qui s'approche d'une valeur optimale (voir paragraphe IV.C.2.2) et on considère que cette explication plus simple est plus plausible.

Pour conclure, aucun des indices récoltés n'est suffisamment fort pour trancher définitivement en faveur de l'hypothèse de découpage égalitaire ou de l'hypothèse séquentielle. En conséquence, nous conservons les deux hypothèses pour l'analyse qualitative des résultats de fragmentation présentée dans la partie suivante.

IV.C.2 Résultats de fragmentation

Nous menons dans cette partie de nouvelles tentatives de prédiction de la fragmentation trou par trou, dans lesquelles le rôle des mécanismes d'action de l'explosif sont formalisés de manière analytique simplifiée⁹.

Nous attirons l'attention du lecteur sur le fait que dans toutes les tentatives réalisées, on cherchera essentiellement à définir une consommation spécifique équivalente par trou, et à prédire X_{50} et X_{max} à partir de cette même donnée. On aurait pu procéder de manière différente en scindant à chaque fois la prédiction des deux paramètres. Mais si nous avons abandonné à ce stade l'idée de mettre en oeuvre une prédiction trou par trou avec des paramètres directement calculables pour chaque charge, en revanche, nous ne voulons pas encore refuser de considérer les lois quantitatives de fragmentation mono-trous comme des descripteurs de l'interaction roche/explosif dans notre contexte expérimental, et nous aimerions toujours aboutir à une adaptation phénoménologique de la définition de q .

⁹Il s'agit de voir si l'un ou l'autre de ces mécanismes peuvent expliquer les tendances constatées expérimentalement; même si nous scindons de manière claire les mécanismes les uns des autres, nous sommes convaincus que la phénoménologie de la fragmentation ne s'explique que par une collaboration complexe entre eux. Compte tenu du fait que nous ne disposons que de 9 points de données pour référence, une formulation analytique composite du mécanisme de fragmentation nécessiterait plus de paramètres que le jeu de données ne le permet.

IV.C.2.1 Actions dues aux ondes de choc

Les simulations numériques du Chapitre III ont mis en évidence que les niveaux de contrainte maximale et d'endommagement produits au sein du massif rocheux par l'onde de choc s'expriment de manière essentiellement axisymétrique autour des charges. La portée des effets arrière constatés après les tirs n'étant par ailleurs ni constante (phénomène axisymétrique), ni dépendante de la banquette (phénomène lié à l'onde réfléchie), on a conclu dans la partie précédente qu'il était impossible d'associer les résultats d'arrachement à l'onde de choc produite par la détonation d'une charge, qu'il s'agisse de l'onde incidente ou de l'onde réfléchie. *A priori*, si on considère que la fragmentation exprime au même titre que l'arrachement une rupture macroscopique franche, on aura tendance pour cet aspect des résultats expérimentaux à tirer directement la même conclusion.

Les résultats numériques obtenus ne nous permettent toutefois pas de conclure que les effets de l'onde incidente, dans la zone de banquette, n'ont pas été déterminants dans l'action d'autres mécanismes en créant un endommagement *microscopique*, axisymétrique conformément aux résultats simulés mais inobservable sur le terrain, qui préconditionnerait l'action de mécanismes ultérieurs¹⁰. Une étude plus approfondie apparaît donc nécessaire avant d'écarter également cette hypothèse; on élargira ensuite l'étude aux ondes réfléchies.

Démarche analytique simplifiée

Pour examiner le rôle potentiel des ondes incidentes sur la fragmentation, on a développé dans un premier temps une approche axisymétrique basée sur les deux hypothèses suivantes:

- l'intensité de fragmentation (ex. taille médiane) à attribuer à une zone donnée de la roche de banquette ne dépend que de la distance à la charge qui lui est associée;
- compte tenu des atténuations physiques et géométriques, les indicateurs de fragmentation sont localement une fonction décroissante du rayon, fait que l'on pourra exprimer comme suit et toujours pour la taille médiane:

$$X_{50}(\vec{x}) = A \cdot r^\alpha \quad (\text{IV.7})$$

Avant d'envisager l'influence des ondes de choc réfléchies il est à noter dès à présent que cette démarche analytique simplifiée leur est également applicable (si l'on suppose à l'inverse que seuls ses effets comptent et que ceux de l'onde incidente sont négligeables pour la fragmentation de la roche abattue). La taille de fragments produite en un point $(M, \vec{x})$ donné est alors à associer à la distance d parcourue par le front d'onde depuis sa naissance au niveau du trou de mine (Equation IV.8) jusqu'à ce qu'il atteigne ce point après réflexion à la surface libre:

$$X_{50}(\vec{x}) = A' \cdot d^{\alpha'} \quad (\text{IV.8})$$

On a utilisé des paramètres différents par rapport à l'Equation IV.7 puisque les plages de variation pour d et r sont différentes, et qu'il ne sera donc pas possible de restituer un même degré de fragmentation en maintenant les valeurs de A et α .

¹⁰Rappelons que le préconditionnement du matériau abattu par les ondes de choc influençant l'action des gaz est l'élément fondamental de l'argumentaire de Kutter & Fairhurst (1971, [73])

Afin de simplifier le propos, on considère le milieu rocheux comme homogène et la fragmentation comme localement uniforme (à une distance donnée de la charge, une taille de fragment donnée et une seule est produite, ce qui revient à écrire $X(r)=X_{50}(r)$). Par construction de ce modèle, on déduit que toutes les tailles de fragments inférieures à $X(r)$ sont contenues dans le cylindre centré sur le trou et de rayon r . Corollaire: le passant à la taille $X(r)$ est le rapport entre la surface représentée par l'intersection entre ce cylindre et la surface totale arrachée par le tir. Ceci est schématisé à la Figure IV-24. Ce modèle ne peut être appliqué au cas de plusieurs trous amorcés simultanément ou avec retard à moins de négliger les interactions entre antécédents et successeurs; par ailleurs, si l'on considère le massif rocheux comme homogène en première approximation, les valeurs de A et α (resp. A' et α') doivent être intrinsèques au contexte expérimental.

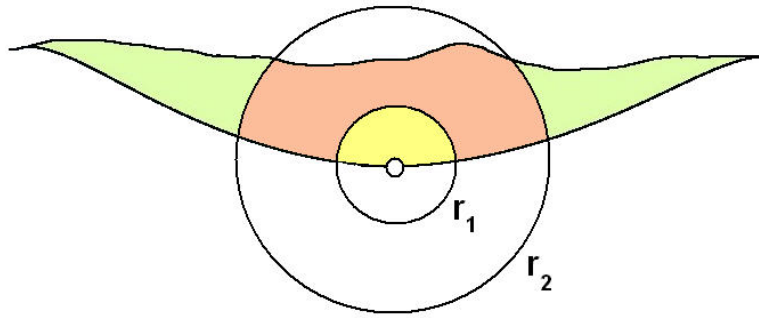


Figure IV-24: Illustration d'une hypothèse de fragmentation homogène due à l'action axisymétrique de l'onde de choc incidente.

On a mis en application l'approche basée sur l'onde incidente pour les résultats mono-trou, pour vérifier si les hétérogénéités granulométriques, et plus généralement l'allure des courbes de fragmentation mesurées, pouvaient être attribuées aux asymétries d'arrachement s'exprimant par des variations de forme dans les volumes arrachés mesurés. L'ajustement des paramètres A et α a été réalisé par rapport à une courbe granulométrique mono-trou arbitrairement choisie (R2T3).

L'application du modèle est illustrée à la Figure IV-25. On a constaté que prédire fidèlement toutes les courbes granulométriques nécessitait de faire varier les paramètres A et α . Par conséquent, la méthode ne permet pas de conclure que les asymétries d'arrachement ont un rôle marqué dans les hétérogénéités granulométriques constatées pour les essais.

Un autre point allant à l'encontre de son utilisation (tant pour l'onde incidente que pour l'onde réfléchie) est la faible portée de l'arrachement latéral dans les tirs de rangées¹¹; la méthode présentée dans ce paragraphe lie la plus grande taille de fragment à la portée latérale de l'arrachement, et il est contradictoire selon ce modèle que des tirs arrachant moins loin produisent des blocs plus gros.

¹¹Nous venons de dire que le modèle n'est pas applicable dans ce cas; néanmoins, on pourra considérer en première approximation que le point le plus éloigné d'une charge amorcée à proximité d'une charge amorcée à une étape antérieure était suffisamment éloigné lors de la détonation de cette dernière pour que les effets d'endommagement associés y soient négligeables — à moins de considérer que l'endommagement produit par les effets de la détonation d'un antécédent puisse causer une détérioration de la granulométrie dans la zone entre les trous. Il s'agit d'une hypothèse contraire à l'idée communément admise, mais qui sera examinée dans la partie IV.C.2.1.

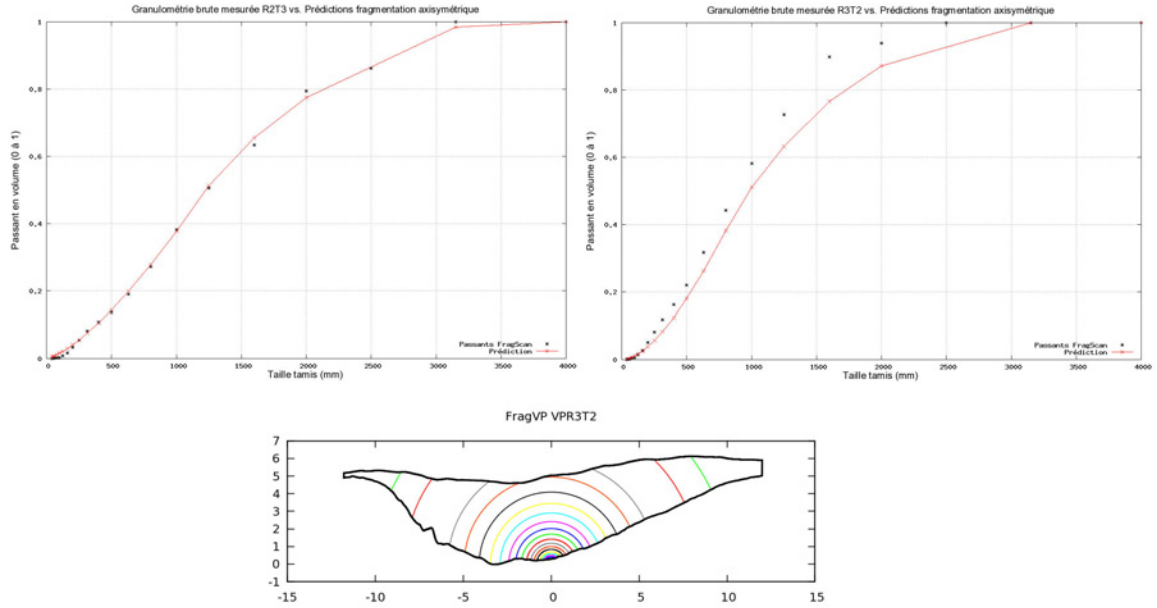


Figure IV-25: Mise en oeuvre de l'approche prédictive axisymétrique sur l'exemple des essais mono-trou R2T3 et R3T2.

Avant de clore le propos au sujet de cette méthode, il faut garder à l'esprit qu'en associant une et une seule taille de fragment à une distance au trou, chacun des deux modèles simplifiés que nous avons formulés (onde incidente, onde réfléchie) est trop épuré pour réellement coller à la réalité. Dans le cas des ondes incidentes, il faudrait que la majeure partie des fines soit produite autour du trou de mine; Svahn a prouvé dans ses travaux en laboratoire de 2003 [158] que cette conception était erronée. Dans le cas des ondes réfléchies, il faudrait que les fronts des tirs soient visiblement pulvérisés, et ce n'est clairement pas le cas dans les vidéos associées à nos tests.

Distance maximale à la charge dans un volume propre

Dans le paragraphe précédent, nous avons expliqué que vis-à-vis du mécanisme d'action de l'onde de choc incidente, la distance maximale d_{max} entre le trou et un point du volume qu'il arrache doit avoir un rôle dans la détermination de la taille maximale de bloc. Noter que ce raisonnement s'applique aussi à tout mécanisme dont on attend que son intensité décroît au fur et à mesure que l'on s'éloigne du trou de mine: pression quasi-statique exercée dans le massif par les gaz d'explosion, propagation d'un réseau de fissures radiales pressurisées. Il est donc intéressant de s'intéresser à ce paramètre; Hjelmberg avait également suggéré dans son article de 1983 que le paramètre d_{max} soit envisagé en tant que quantificateur de la fragmentation des volumes propres.

Le graphe présenté à la Figure IV-26 compare la taille maximale de bloc dans les essais à la plus forte valeur de d_{max} pour les trous du tir¹². Dans l'essai I6, la configuration du front combinée à une anomalie de banquette pour un des trous fournit pour celui-ci une valeur de d_{max} aberrante (19 m), aussi, cet essai n'est pas considéré dans cette partie de l'étude. On

¹²Dans le cadre d'une prédiction d'arrachement réalisée en prenant la banquette moyenne pour paramètre de référence, ainsi qu'illustré au premier croquis de la Figure IV-11

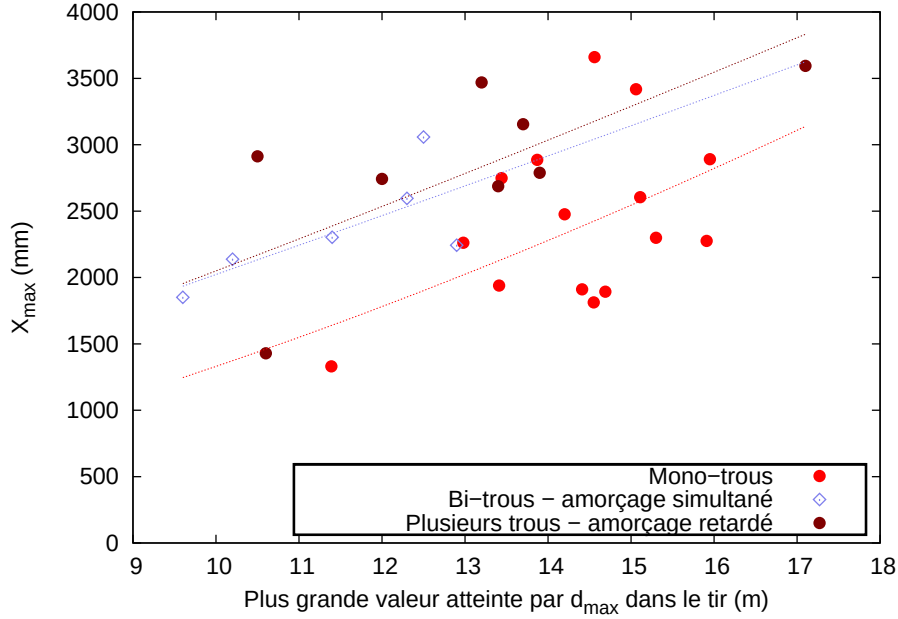


Figure IV-26: Taille maximale de bloc dans les essais, par type de tir et en fonction du maximum atteint par le paramètre d_{max} sur l'ensemble des trous du tir.

constate que la taille maximale de bloc, dans chaque type d'essai, tend à augmenter avec d_{max} , ce qui est conforme à la logique que nous avons envisagée.

Si pour les mono-trous la corrélation entre X_{max} et d_{max} est de moins bonne qualité ($R^2=0.27$) qu'entre X_{max} et B ($R^2=0.37$) ou X_{max} et les tonnes abattues par trou et par mètre de gradin ($R^2=0.55$), on constate que pour les autres familles d'essais, la corrélation est améliorée par rapport aux paramètres que nous avons considérés jusqu'à présent ($R^2=0.57$ pour les bi-trous à amorçage simultané, $R^2=0.42$ pour les essais à amorçage retardé). Si X_{max} paraît dépendre davantage de d_{max} que de B ou même de q , ceci peut signifier que les blocs ont pour origine préférentielle les extrémités latérales des tirs; nous n'avons malheureusement pas étudié ce point au cours des expériences pour pouvoir valider cette hypothèse.

Comme cela avait été le cas pour la consommation spécifique des essais, on constate ici qu'à valeurs égales pour d_{max} , le plus gros bloc produit dans un tir à plusieurs trous dépasse en taille celui produit dans un tir mono-trou.

Mettons ce résultat en perspective par rapport à la théorie des ondes acoustiques, en considérant tout d'abord l'influence de potentielles fractures dans le massif comme négligeable. Sous cette hypothèse, vis-à-vis de l'onde incidente, lorsque plusieurs trous sont présents, il n'y a pas de raison que la taille de bloc produite à une distance d_{max} du trou soit détériorée par rapport au cas mono-trou. Vis-à-vis de l'onde réfléchie, deux possibilités sont à envisager selon que l'on retient l'hypothèse de découpage égalitaire ou l'hypothèse de découpage séquentielle. Si c'est cette dernière que l'on privilégie, la banquette *propre* associée aux trous possédant des antécédents est plus faible que la banquette *statique*, provoquant une réflexion des ondes au front plus précoce par rapport au cas de la charge unique, et l'absence de matériau bloquant à droite du trou devrait, conformément aux conclusions tirées dans la partie III.A, jouer de manière favorable sur la fragmentation au sein du volume propre. Si l'on retient l'hypothèse de découpage égalitaire, alors les conditions de propagation pour l'onde de choc d'un trou

ayant un antécédent sont comparables au cas de l'essai mono-trou.

La théorie des ondes de choc ne peut donc expliquer la tendance mise en évidence par le graphe de la Figure IV-26, à moins qu'on envisage de remettre en question le fait que les conditions de propagation des ondes dans les volumes propres ne puissent pas être dégradées par la détonation d'antécédents¹³. Même dans ce cas, il faut trouver une explication au fait que la taille maximale de bloc produite dans les essais bi-trous à amorçage simultané soit également plus importante que celle produite dans les essais mono-trou à valeur de d_{max} égale. Dans ce scénario, l'onde de choc associée à chaque charge parvient en effet aux bords du tir avant que le massif n'ait pu subir les effets éventuels de l'onde de choc du trou voisin, et la fragmentation devrait donc se dérouler conformément au scénario où seul un trou est tiré (à moins de considérer que l'action ultérieure des ondes de choc incidentes provenant du voisin ne puisse détériorer la fragmentation au bord du tir, fait a priori illogique). Sur ce point, on rappelle que les résultats mis en évidence dans le Chapitre II (amélioration de la fragmentation avec l'augmentation de l'espacement), ainsi que les résultats de simulation obtenus au Chapitre III (étouffement partiel de l'endommagement constaté entre les trous dans ce scénario), invitent communément à envisager comme possibilité supplémentaire que les plus gros blocs soient dans ce cas générés non pas aux bords du tir, mais dans la partie centrale. Ici encore, rétrospectivement, la localisation des blocs dans le tas abattu aurait pu apporter un indice supplémentaire.

Compte tenu des éléments mis en évidence dans ce qui précède, l'influence des ondes de choc est très vraisemblablement négligeable en ce qui concerne la fragmentation des gros blocs dans les tirs. Par rapport aux cartes d'endommagement obtenues dans les simulations du Chapitre III, qui sont pour bonne partie axisymétriques autour d'un trou chargé d'explosif, et par le fait que l'arrachement latéral porte moins loin dans un tir de rangée que dans les tirs mono-trous, le volume arraché par un tir de rangée doit comparativement comporter plus de zones à endommagement marqué qu'un essai mono-trous, et donc on s'attendrait à ce que la taille médiane globale reste comparable, ou baisse, par rapport à ce cas, or nos résultats présentent la caractéristique contraire.

Notons enfin en ce qui concerne X_{50} que ce paramètre, contrairement à X_{max} , est peu corrélé¹⁴ à d_{max} , sachant qu'on a examiné dans ce cas non pas la valeur la plus forte pour d_{max} sur tout le tir, mais la valeur moyenne de ce paramètre pour tous les trous. On n'obtient donc pas d'enseignement particulier sur la taille médiane en examinant la distance maximale.

Il n'en reste pas moins que la fragmentation du massif rocheux par les ondes de choc est considérée comme un mécanisme majeur par de nombreux auteurs. Bhandari (1979, [6]) a mis en évidence dans des expériences à petite échelle une décroissance des fines par rapport à un cas de référence en utilisant soit un explosif déflagrant, soit un dispositif de piégeage des ondes (*wavetrap*). Johansson (2008, [67]) et Miklautsch (2002, [92]), dans leurs tirs en laboratoire d'échantillons cylindriques confinés, ont attribué la détérioration de la fragmentation aux modifications des conditions acoustiques à l'interface entre l'échantillon et son entourage. Le fait que les tirs d'abattage en ciel ouvert ont besoin d'une surface de dégagement pour fonctionner de manière optimale est bien connu des carriers; la nécessité d'un bouchon dans les tirs de galeries est bien connue du mineur de fond.

¹³Cela reviendrait à prêter au paramètre α de l'Equation IV.7 explicité dans les équations précédentes une valeur dépendant du contexte de détonation de la charge, supérieure dans le cas d'un trou qui possède un antécédent par rapport au cas de la charge unique.

¹⁴Entre X_{50} et d_{max} , $R^2=0.32$ pour essais les mono-trous (moins bon qu'avec la banquette moyenne), $R^2=0.12$ pour les bi-trous à amorçage simultané, $R^2=0.09$ pour les essais à amorçage retardé

Hypothèse d'une dégradation de la fragmentation par l'action d'un antécédent

Dans une logique d'abattage séquentiel, comme nos résultats expérimentaux indiquent qu'un tir à deux charges amorcées avec retard produit à consommation spécifique égale une fragmentation plus grossière que celle résultant d'une charge unique, il paraît logique que les ondes de choc issues de la détonation d'un trou de mine ne peuvent favoriser la fragmentation du volume propre à ce successeur, ce qui est pourtant conforme à l'idée générale.

Mais à l'inverse, pour un trou donné, est-il envisageable que les ondes issues d'un antécédent, en endommageant le massif, puissent *défavoriser* la fragmentation de son volume propre lors de sa détonation ? Pour étudier cette question, on a essayé d'appliquer une prédiction trou par trou sur la base des lois empiriques mono-trou, en affectant un facteur dégradant à la consommation spécifique de toute charge possédant un antécédent (voir Figure IV-27 pour illustration).

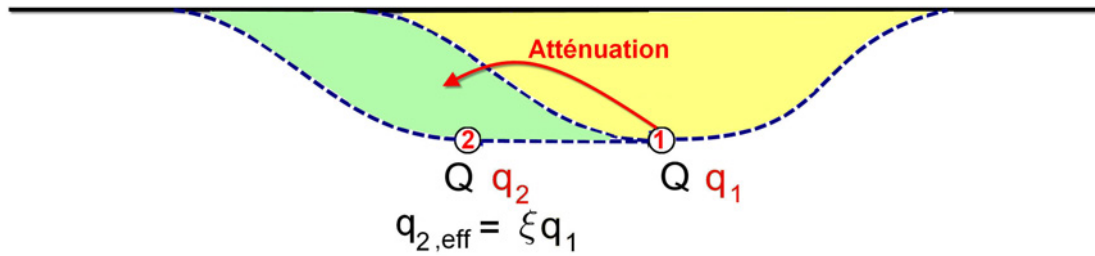


Figure IV-27: Utilisation d'un paramètre d'atténuation, ξ , pour détériorer la consommation spécifique du trou 2 par les effets de la détonation antérieure du trou 1.

Dans un premier temps, on a utilisé un multiplicateur constant ainsi qu'explicité en IV.A. (Equation IV.2, p. 225), noté ξ . Pour l'hypothèse égalitaire, le facteur d'atténuation minimisant l'erreur de prédiction globale pour la taille médiane des tirs est $\xi = 45\%$; dans le cas de l'hypothèse séquentielle, on a $\xi = 91\%$. Dans le premier cas comme dans le second, la prédiction de fragmentation n'est pas, ou très peu, améliorée par rapport au cas de référence¹⁵.

Si on décide d'appliquer le multiplicateur non plus à la consommation spécifique, mais à la prédiction de taille médiane/maximale elle-même, les résultats ne sont pas meilleurs¹⁶.

Dans un second temps, on a estimé que compte tenu des effets d'atténuation géométrique de l'intensité des ondes, un tel facteur atténuant pourrait être inversement proportionnel à l'espacement entre charges. On utilise donc la version de multiplicateur décroissante présentée en IV.A. (Equation IV.3, p. 225), avec $a=1$, dont l'expression devient donc:

$$M_D(S) = 1 - b \cdot \exp\left(-\frac{S}{S_0}\right)$$

L'ajustement réalisé pour minimiser l'erreur globale de prédiction de taille médiane pour les essais à amorçage retardé prête une valeur très grande à S_0 . En d'autres termes, l'ajustement n'est pas amélioré si l'on introduit l'influence de S . Pour conclure, les résultats obtenus par application de cette hypothèse ne sont pas fondamentalement meilleurs que la prédiction initiale. Les résultats issus de notre campagne d'essais ne permettent donc pas de soutenir l'idée

¹⁵Hyp. égalitaire: $\delta_1/\delta_{50} = 0.89$, $\delta_2/\delta_{max} = 1.22$; hyp. séquentielle: $\delta_1/\delta_{50} = 0.97$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.97$

¹⁶Hyp. égalitaire: $\delta_1/\delta_{50} = 0.96$, $\delta_2/\delta_{max} = 1.32$; hyp. séquentielle: $\delta_1/\delta_{50} = 0.97$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.97$

d'une dégradation de la fragmentation par l'action d'un antécédent.

IV.C.2.2 Actions dues aux gaz d'explosion

Avant d'examiner plusieurs hypothèses basées sur les mécanismes dûs aux gaz d'explosion, il convient de vérifier si, dans nos résultats expérimentaux, les débourrages ont un effet clair sur la fragmentation: sans préjuger du (ou des) phénomènes en jeu parmi les trois précédemment cités, on peut en effet se demander si les débourrages observés dans les tirs de rangées n'ont pas été responsables localement, pour chacune des charges concernées, d'une perte d'énergie gazeuse, et donc d'une détérioration du résultat granulométrique qui expliquerait la tendance mise en évidence dans nos résultats.

Effet potentiel des débourrages

Pour étudier l'effet potentiel des débourrages, on se place *a priori* dans une logique de diffusion des gaz dans un massif en mouvement lent, et on retient dans un premier temps l'hypothèse de découpage égalitaire. On fait pour hypothèse supplémentaire que le débourrage provoque une perte d'énergie représentée par un multiplicateur binaire tel que défini en IV.A. (Equation IV.2, p. 225). Nous utilisons toujours ici les lois empiriques de fragmentation mono-trou pour prédire le résultat de fragmentation dans la zone associée à chacune des charges en fonction de leur consommation spécifique effective.

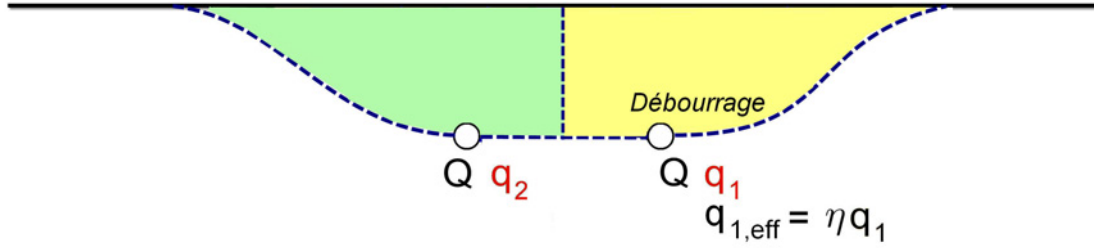


Figure IV-28: Utilisation d'un paramètre d'atténuation η pour prendre en compte l'effet d'un débourrage.

Le paramètre η a été ajusté afin de minimiser la somme des écarts (élevés au carré) entre mesure et prédiction, pour tous les essais comportant deux trous ou plus à amorçage retardé, et pour les deux paramètres principaux X_{50} et X_{max} . La valeur optimale de η est de 0.87 pour la prédiction de X_{50} , et de 0.59 pour la prédiction de X_{max} . Les résultats que l'on a constatés sont les suivants.

1. D'une part, il n'est pas possible de fournir une prédiction correcte à la fois valable pour X_{50} et pour X_{max} ¹⁷. Les valeurs optimales pour η dans ces deux cas étant différentes, si l'on choisit de retenir la première, les tailles maximales de bloc obtenues sont sensiblement sous-estimées, tandis que si l'on choisit de retenir la seconde, on surestime les tailles médianes à faible consommation spécifique (trop de déperdition d'énergie), et à l'inverse, on sous-estime la taille médiane dans le domaine des fortes consommations spécifiques.

¹⁷ $\delta_1/\delta_{50} = 1.13$, $\delta_2/\delta_{max} = 1.46$ pour l'ajustement de η par rapport à X_{50} ; $\delta_1/\delta_{50} = 1.47$, $\delta_2/\delta_{max} = 1.15$ pour l'ajustement de η par rapport à X_{max}

2. D'autre part, même en ajustant η pour optimiser la prédiction de X_{max} dans les essais, l'écart entre tendance prédite et tendance mesurée pour X_{max} est significatif.

Si l'on choisit d'avoir recours à l'hypothèse de découpage séquentielle pour allouer les volumes propres et calculer les consommations spécifiques propres, la valeur optimale de η passe à 0.91 vis-à-vis du paramètre X_{max} , et à 0.87 vis-à-vis du paramètre X_{50} (en d'autres termes, puisqu'on a accentué la faiblesse de la consommation spécifique propre à la zone du premier trou, il est essentiel d'envisager une déperdition moindre d'énergie pour aboutir à un résultat optimal). On observe néanmoins un résultat tout à fait comparable à celui retenu dans le cas de l'hypothèse égalitaire, qui ne sera donc pas détaillé.

On notera enfin qu'en considérant seulement ce phénomène de perte d'énergie par débouillage, et quelle que soit l'hypothèse de découpage retenue, il n'est pas possible d'expliquer pourquoi les essais bi-trous à amorçage retardé devraient produire une granulométrie plus grossière que les essais mono-trou à consommation spécifique égale, puisqu'aucun débouillage n'y est constaté non plus.

Chargement quasi-statique du massif par le trou de mine pressurisé

Considéré de manière isolée, ce mécanisme est essentiellement axisymétrique et peut à ce titre être traité de manière identique à celle invoquée précédemment pour l'étude des effets de l'onde de choc incidente. Les remarques déjà faites au sujet des résultats numériques restent applicables dans cette partie également. Pour cela, on n'a pas réalisé d'étude plus détaillée sur ce point.

Pressurisation interne de la matrice rocheuse fracturée (hypothèse séquentielle)

On aborde maintenant les effets que peuvent avoir les gaz d'explosion pressurisés au fur et à mesure qu'ils s'infiltrent dans le réseau de fractures à la fois naturel et créé lors de la phase de propagation des ondes de choc; on y examine si des pertes d'énergie gazeuse, dans les volumes propres aux charges qui ont des antécédents, sont possibles d'une manière qui permette de restituer les résultats expérimentaux obtenus. En postulant que le découpage est séquentiel¹⁸ et en envisageant la propagation d'un réseau de fissures radiales pressurisées autour d'une charge donnée, nous proposons le scénario suivant:

- la pression globale au sein du réseau de fissures pressurisées, à la fois par atténuation géométrique et par extension du réseau de fissures (donc du volume occupé par les gaz) tend à décroître dans le massif au fur et à mesure que l'on s'éloigne de la charge;
- si un réseau de fissures pressurisé intersecte une surface libre ou une limite pouvant être assimilée comme telle, alors les gaz peuvent s'échapper vers l'extérieur au lieu de dépenser leur énergie mécanique dans la création de nouvelles surfaces de rupture au sein du massif.

¹⁸On a mentionné avant que la vitesse de propagation des fissures aura un rôle sur la question; il faut d'ailleurs probablement envisager un scénario intermédiaire où le réseau de fractures issu d'une charge donnée n'est ni totalement terminé, ni quasi-inexistant au moment où la détonation de la charge voisine se produit. Pour ne pas compliquer davantage la discussion, nous conserverons néanmoins un point de vue radical de "tout ou rien".

En fonction de la distance entre trous et du scénario d'amorçage, ces deux effets pourraient se combiner de manière négative. Si on examine de nouveau la Figure IV-29, on constate que la deuxième charge est proche de la limite du volume propre de la première; aussi, les gaz du second trou pourraient s'échapper de son volume propre plus rapidement que les gaz du premier trou.

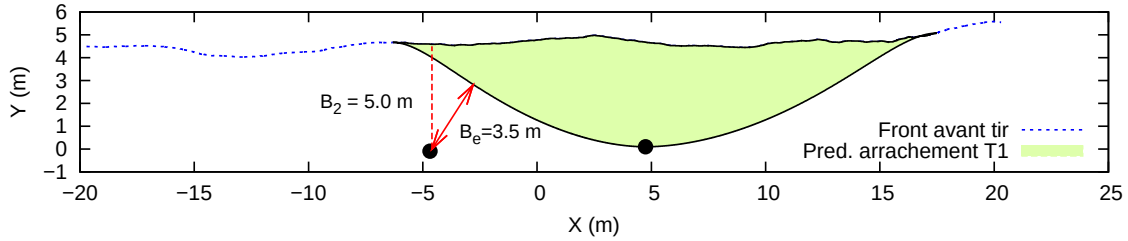


Figure IV-29: Rappel de la prédiction d'arrachement séquentielle pour le cas de l'essai R7B3.

Aussi, on propose de définir pour une charge donnée différentes *zones* du volume propre où l'efficacité de la fragmentation sera différente:

- la zone d'action du gaz sans possibilité de fuite vers l'extérieur (que l'on nommera Z1);
- la zone d'action du gaz où il peut y avoir fuite d'énergie gazeuse vers l'extérieur (que l'on nommera Z2).

La Figure IV-30 illustre ces définitions, toujours pour le cas de l'essai R7B3. Pour le deuxième trou, on propose de définir un troisième type de zone (que l'on nommera Z3), qui traduit un mode d'action des gaz encore plus défavorable: dans cette zone, on envisage que non seulement les gaz ont la possibilité de s'échapper à l'interface entre les deux volumes propres, mais aussi ils peuvent en même temps s'échapper simultanément au niveau du front¹⁹. A partir de la donnée des contours des volumes propres, il est possible de calculer la proportion de chaque zone (z_1 , z_2 et z_3) par rapport à la surface totale arrachée prédite.

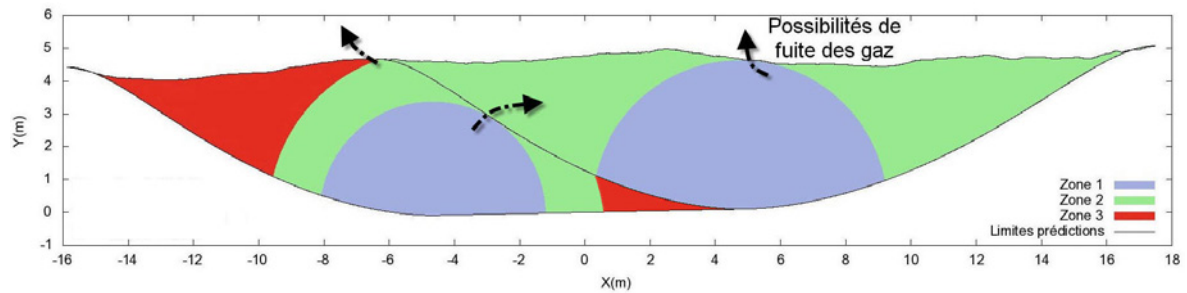


Figure IV-30: Illustration des zones de fragmentation proposées et étudiées, pour le cas de l'essai R7B3.

Selon la logique de la définition de ces zones, un tir dans lequel la proportion z_1 est élevée devrait produire un tas de fragments dont la taille médiane est plus petite qu'un tir où la

¹⁹Puisque d'après nos résultats les portées arrachées du côté du deuxième trou sont comparables à celles arrachées dans le cas du mono-trou, introduire une zone Z3 différente de Z2 est indispensable pour espérer restituer la création de blocs plus volumineux dans les essais à amorçage retardé que dans les mono-trous à valeur de d_{max} égale.

proportion z_1 est faible. Or, les données expérimentales ne vont pas dans ce sens, et ce sur plusieurs points:

- la proportion z_1 calculée pour les mono-trous varie notablement d'un essai à un autre²⁰; néanmoins, il s'avère qu'il n'y a aucune influence de z_1 sur la fragmentation produite dans ces essais²¹;
- même en occultant ce fait et en étudiant plus en avant la possibilité d'une influence de z_1 dans les essais à plusieurs trous, en introduisant une pondération de la consommation spécifique propre de chaque trou par le multiplicateur croissant $M_C(z_1)$ défini à la p. 225, le résultat n'est pas concluant²².

Pour la fragmentation globale du tas, l'idée des zones d'action différenciées telles que nous les avons proposées n'est donc pas adaptée pour restituer avec cohérence tous les résultats que nous avons obtenus. Pour la production de blocs, en revanche, envisager un déroulement de la fragmentation particulièrement dégradé dans la zone Z_3 est en accord logique avec les tendances $X_{max}(d_{max})$ présentées dans la partie précédente. Remarquons alors qu'il faudrait, dans les essais bi-trous, que les plus gros blocs soient produits à l'extrémité du volume propre abattu pour le deuxième trou. Nos photographies du tas abattu et la manière dont les déblayages ont été organisés ne nous permettent pas d'apporter d'éléments de réponse sur ce point.

La définition de ces zones n'a de sens que si l'on considère l'hypothèse séquentielle. Le caractère globalement infructueux de cette démarche est peut-être dû au fait qu'il faudrait lui préférer l'hypothèse égalitaire, ce que nous allons examiner dans le paragraphe suivant.

Pressurisation interne de la matrice rocheuse fracturée (hypothèse égalitaire)

Supposer un découpage égalitaire entre trous amorcés avec retard implique que les fractures se propagent à des vitesses suffisamment faibles pour que le retard entre trous devienne négligeable dans le processus. Dans ce cas, il n'y a aucune raison de penser que le développement des réseaux de fractures pressurisées autour des charges se fasse de manière fondamentalement différente pour un trou et pour l'autre. L'influence des gaz dans les fissures sur la fragmentation, si elle existe, doit alors s'exprimer de manière identique pour deux charges adjacentes.

De manière analogue à ce qui avait été proposé dans la partie précédente, lorsque les deux réseaux de fissures pressurisées adjacents se rencontrent, on envisage la possibilité que le déroulement de la fragmentation soit altéré. On propose, dans un souci de simplification, de restituer cette altération à travers une consommation spécifique effective définie de manière binaire, ainsi qu'expliqué à la p. 225, avec l'intervention d'une constante η lorsqu'il y a présence d'une charge adjacente. Puisque les résultats expérimentaux ont montré tant pour X_{50} que pour X_{max} une tendance à une fragmentation plus grossière dans les essais à amorçage retardé que dans les essais mono-trou, cette constante ne pourra que traduire une atténuation (voir la Figure IV-31). L'atténuation pourrait par exemple provenir d'une déperdition d'énergie en pertes de charge lorsque les deux réseaux pressurisés se rencontrent, compte tenu du fait que les gaz circulent en sens contraires.

²⁰Exemple: 32 % pour R6T3, 50 % pour R2T3.

²¹Si $X_{50,mes}$ est la valeur de taille médiane mesurée, et $X_{50,pred}$ la valeur prédite par la loi $X_{50}^{MT}(q)$, alors le rapport $X_{50,pred}/X_{50,mes}$ doit afficher une claire dépendance à z_1 pour que ce paramètre puisse être identifié comme influent. Ce n'est pas le cas.

²²La prédiction est optimisée pour $b = 0$, ce qui revient à annuler l'influence de z_1 .

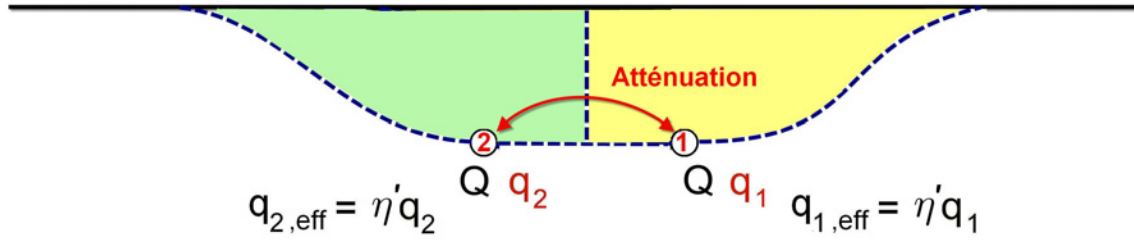


Figure IV-31: Utilisation d'un paramètre d'atténuation η' pour prendre en compte une interaction négative des gaz d'explosion sous l'hypothèse de découpage égalitaire.

Les résultats obtenus en tentant une prédiction charge par charge utilisant ce principe sont peu concluants:

- comme c'était le cas lorsqu'on avait envisagé un effet des déboussages, fixer η' pour optimiser la prédiction d'un des deux indicateurs de fragmentation X_{50} ou X_{max} a pour effet de produire une prédiction erronée de l'autre indicateur;
- on peut obtenir une prédiction légèrement améliorée en ajustant η' pour prédire X_{max} ($\delta_2/\delta_{max} = 0.92$), mais ce n'est pas le cas lorsqu'on essaie de prédire la taille médiane.

Cette explication n'est donc pas satisfaisante, et nous poursuivons l'étude d'autres mécanismes.

Rupture flexurale

Selon cette théorie suggérée à l'origine par Ash (1973, [3]), la détente des gaz d'explosion dans le massif abattu provoque un gonflement de la roche et une mise en flexion de la roche selon deux modes illustrés à la Figure IV-32. Dans le premier mode (plan vertical "XZ"), les plans de rupture créés sont orientés horizontalement; dans le second mode (plan horizontal "XY"), les plans de rupture se créent perpendiculairement à la surface libre si l'on considère une mise en flexion dans le plan horizontal "XY". Cette théorie a notamment été soutenue dans la littérature par les constatations que:

- des fissures verticales, radiales, apparaissent au niveau du front du gradin après la phase de propagation des ondes de choc (environ 2 fois le temps nécessaire au parcours de la banquette par l'onde de choc), mais avant le moment où les fissures radiales pourraient atteindre le front (éléments présentés dans Winzer, Anderson & Ritter, 1983 [169]);
- selon les mêmes auteurs, l'apparition de fissures radiales au niveau des fronts n'est que rarement accompagnée d'un dégagement de gaz à travers ces dernières;
- dans certains cas, et en petite échelle, Bhandari (1979, [6]) a observé par reconstruction que des fissures radiales partent du front et sont interrompues par des fissures d'écaillage, ce qui signifie à la fois que l'écaillage (à associer aux ondes de choc en traction réfléchies au front) s'est formé avant ces fissures, et que ces dernières ne proviennent pas non plus du trou.

Un paramètre fréquemment invoqué dans la littérature pour introduire l'effet de ce mécanisme dans le plan XZ est la notion de facteur de rigidité (*stiffness ratio*) défini comme le

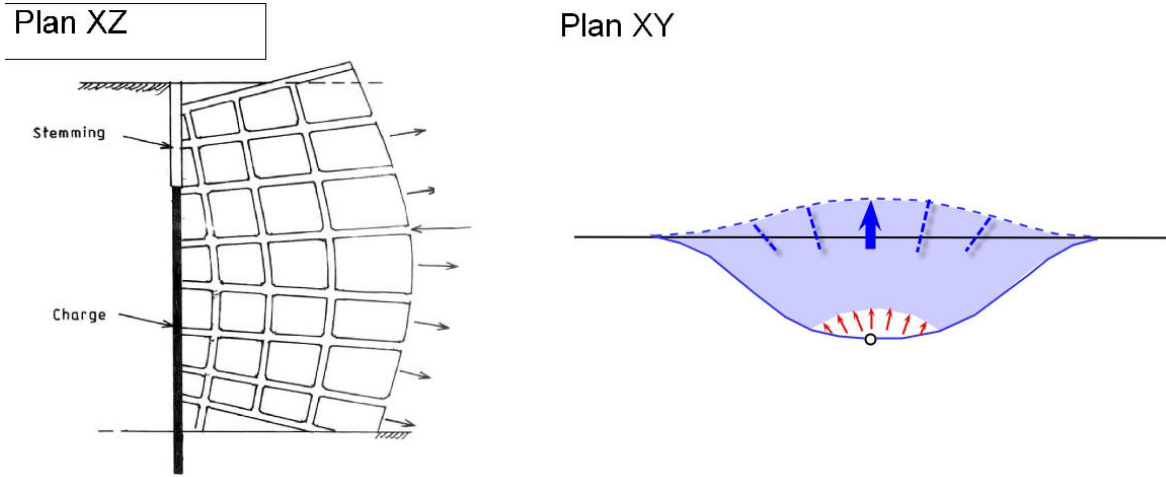


Figure IV-32: Théorie de la rupture flexurale illustrée dans les plans XZ et XY respectivement.
L'illustration du mode de flexion dans le plan XZ est empruntée à Rai, 2005 [124].

rapport entre la hauteur de gradin et la banquette (H/B). Un équivalent de ce concept dans le plan XY est le ratio espacement/banquette (S/B). Le paramètre H/B peut être écarté d'office pour expliquer les différences entre essais mono-trou et essais à amorçage retardé, puisque dans les conditions expérimentales, il n'y a pas eu de variation systématique de H/B d'une famille d'essai à une autre. Quant au paramètre S/B , il n'est pas possible de comparer directement un essai mono-trou à un essai multi-trou puisque dans le premier cas, la définition de S est impossible. On envisage en revanche que le mécanisme de flexion (vertical ou horizontal) puisse être inhibé, pour une charge donnée et dans l'hypothèse d'un arrachement séquentiel, par la présence de roche abattue à proximité par un antécédent (conformément aux résultats de simulation obtenus dans la partie III.A. sur le rôle du confinement). Le blocage exercé par le premier trou sur le second serait alors tel qu'illustré à la Figure IV-33.

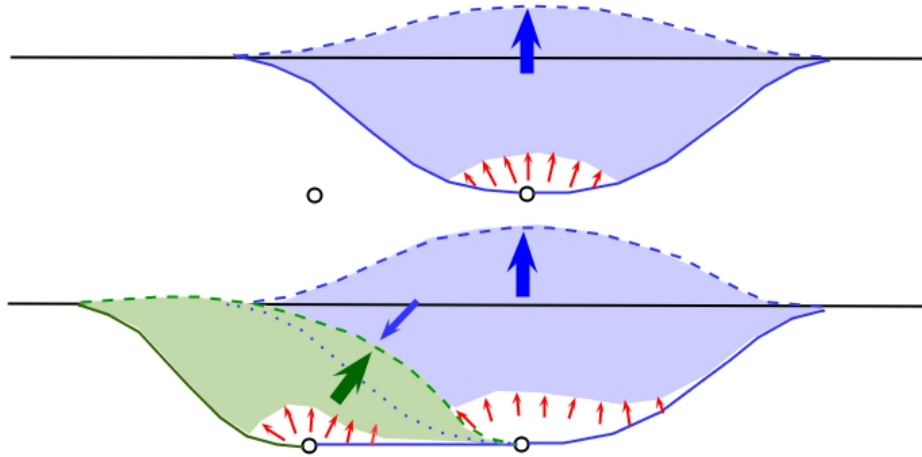


Figure IV-33: Illustration comparative d'un essai mono-trou et d'un essai bi-trous mettant en évidence l'hypothèse d'une fragmentation inhibée pour le deuxième trou (contribution de la rupture flexurale à la fragmentation).

Pour examiner cette possibilité, on a adopté une approche simplificatrice, en considérant que plus le contour d'un volume propre est au contact de la surface libre, moins il subit l'influence d'un blocage. On a donc calculé pour l'ensemble des trous des tirs expérimentaux

le pourcentage du périmètre de leur surface propre qui appartient effectivement au front (le reste étant en présence de matériau bloquant à l'interface). La consommation spécifique effective pour chaque volume propre est établie à l'aide d'un multiplicateur décroissant $M_C(\%l(i))$, formulé pour tenir compte de l'effet précédemment décrit.

L'ajustement des paramètres du multiplicateur est réalisé en respectant le fait que dans les conditions moyennes²³ d'un essai mono-trou, $M_C=1$; en d'autres termes, seuls deux paramètres sur les trois sont libres dans l'ajustement. La meilleure prédiction possible réalisée avec une telle loi fournit toutefois des valeurs pour les paramètres a , b et c qui rendent M_C sensiblement constant pour la plage de valeurs que couvre $\%l$ dans les essais, avec une valeur de 0.94 si on ajuste en optimisant la prédiction de X_{50} , et de 0.76 si on ajuste en optimisant la prédiction de X_{max} ²⁴.

En d'autres termes, le changement pourtant systématique dans les conditions d'entourage des trous possédant un antécédent, tel que nous l'avons décrit de manière simplifiée, ne peut être mis à contribution dans une prédiction globalement cohérente et meilleure que la prédiction initiale. On note l'amélioration de la prédiction par rapport au cas de référence en atténuant la consommation spécifique par un facteur constant à appliquer pour tous les trous, obtenue en optimisant l'erreur de prédiction pour X_{50} . On n'a pas étudié la possibilité de l'hypothèse de découpage égalitaire ici, puisque la formulation qui a été faite pour la rupture flexurale n'est plus pertinente si on considère que les deux charges agissent en même temps.

Hypothèse de rétroactivité des gaz d'explosion dans le plan de tir

Lors de notre étude des résultats expérimentaux, la présence de débourrages systématiques dans les tirs de rangées (qui n'apparaissent ni dans les essais bi-trous à amorçage simultané, ni dans les essais bi-trous à amorçage retardé) a attiré notre attention — nous avons évoqué à plusieurs reprises ce résultat dans les parties précédentes.

On a notamment remarqué qu'il était difficile d'expliquer pourquoi les débourrages sont présents dans les tirs de rangées tandis qu'ils ne sont pas présents dans les essais bi-trous à amorçage retardé. Remarquons par ailleurs que les tas compacts et difficiles à déblayer constatés pour les essais mono-trou à fortes banquettes ne sont pas observés dans les tirs de plusieurs trous, quand bien même les banquettes de certains des trous sont comparables²⁵. Si l'action d'arrachement et de fragmentation du premier trou devait être considérée comme pleinement indépendante de celle des suivants, il n'est pas logique que les tas, dans la partie relative à ces trous, ne soient pas aussi compacts.

En poussant à l'extrême l'idée d'une interaction entre les gaz d'explosion contenus dans les volumes propres de deux charges adjacentes, on finit par envisager — bien que l'idée soit inhabituelle — que les gaz dégagés dans un trou de mine ayant un antécédent pourraient se transférer au volume propre de l'antécédent pour aider à sa fragmentation, au lieu d'être purement perdus. En d'autres termes, on se propose ici de postuler qu'un trou amorcé à une plage de retard donnée peut bénéficier d'une partie de l'énergie explosive gazeuse relâchée lors de la détonation de son successeur. Aussi, la charge i fournit une proportion $\alpha(i)$ de son

²³ $\%l=48.5$ % en moyenne, sachant que ce paramètre varie peu d'un essai mono-trou à l'autre (47.1-49.2).

²⁴ $\delta_1/\delta_{50} = 0.95$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.88$ pour l'ajustement de η par rapport à X_{50} ; $\delta_1/\delta_{50} = 1.85$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.68$ pour l'ajustement de η par rapport à X_{max}

²⁵Par exemple, les premiers trous amorcés dans les tirs I3 et I4 ont pour banquettes moyennes 5.1 et 5.7 m respectivement, alors que les banquettes des essais mono-trou R2T3 et R2T4 sont de 5.5 et de 5.2 m respectivement.

énergie de gaz à la charge $i - 1$, et reçoit une proportion $\alpha(i + 1)$ de l'énergie de gaz associée à la charge $i + 1$. Si t est le nombre de trous du tir, on a $\alpha(1) = \alpha(t + 1) = 0$, c'est-à-dire que la première charge ne fournit pas d'énergie à un antécédent et la dernière charge n'a pas de successeur dont elle reçoit l'énergie.

Comme dans les cas précédents, on se base sur les lois de fragmentation $X_{50}^{MT}(q)$ et $X_{max}^{MT}(q)$ associées à la charge unique. Pour la charge i , on notera $S^+(i)$ l'espacement moyen de la charge $i + 1$ par rapport à elle et $S^-(i)$, l'espacement moyen de la charge $i - 1$ par rapport à elle. On suppose dans un premier temps que le découpage des volumes propres se fait de manière séquentielle²⁶. On posera enfin dans un premier temps $\alpha(i) = \alpha$ constant pour tout i . Le principe de la méthode est illustré à la Figure IV-34.

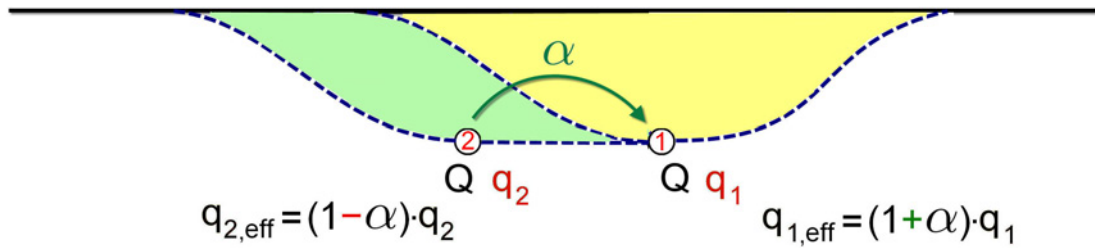


Figure IV-34: Illustration du principe de transfert rétroactif d'une partie de l'énergie du trou 2 vers son antécédent, pour le cas d'un essai bi-trous à amorçage retardé.

Conformément à la logique proposée, la consommation spécifique effective pour la charge i se définit à partir de sa consommation spécifique propre comme suit:

$$q_{eff}(i) = q(i) \cdot (1 + \alpha_{i+1} - \alpha_i)$$

On prédit ensuite la taille médiane $X_{50}(i)$ produite dans la zone tributaire à la charge i en appliquant la loi de fragmentation associée aux charges uniques:

$$X_{50}(i) = X_{50}^{MT}(q_{eff}(i))$$

Supposons dans un premier temps et pour fixer les idées $\alpha=50\%$. Le graphe de la Figure IV-35 compare avec les valeurs mesurées les résultats de la prédiction de taille médiane ainsi réalisée, pour les tirs de bi-trous retardés et les tirs de rangées du programme expérimental. Les données mono-trou et la loi empirique associée sont représentées pour comparaison. Si un écart entre les valeurs mesurées et les valeurs prédites est présent, on constate toutefois que les tendances d'évolution de X_{50} en fonction de la consommation spécifique sont relativement correctement approchées (voir Figure IV-35 pour la taille médiane), et que la qualité globale des prédictions de X_{50} et de X_{max} est améliorée²⁷. La valeur optimale pour α , après ajustement, est de 42 % (ce qui ne produit pas de forts changements dans les prédictions montrées au graphe précédent).

En formulant l'hypothèse d'interaction des gaz d'un trou avec son antécédent, on prête implicitement un rôle à la distance qui sépare les trous l'un de l'autre (en fonction du temps que mettent les deux réseaux de fractures pressurisés à se rencontrer et de la rapidité du processus de fragmentation et d'arrachement dans une zone donnée, l'espacement viendra modifier

²⁶On examinera plus loin l'hypothèse de découpage égalitaire et on discutera les résultats obtenus.

²⁷ $\delta_1/\delta_{50} = 0.98$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.91$

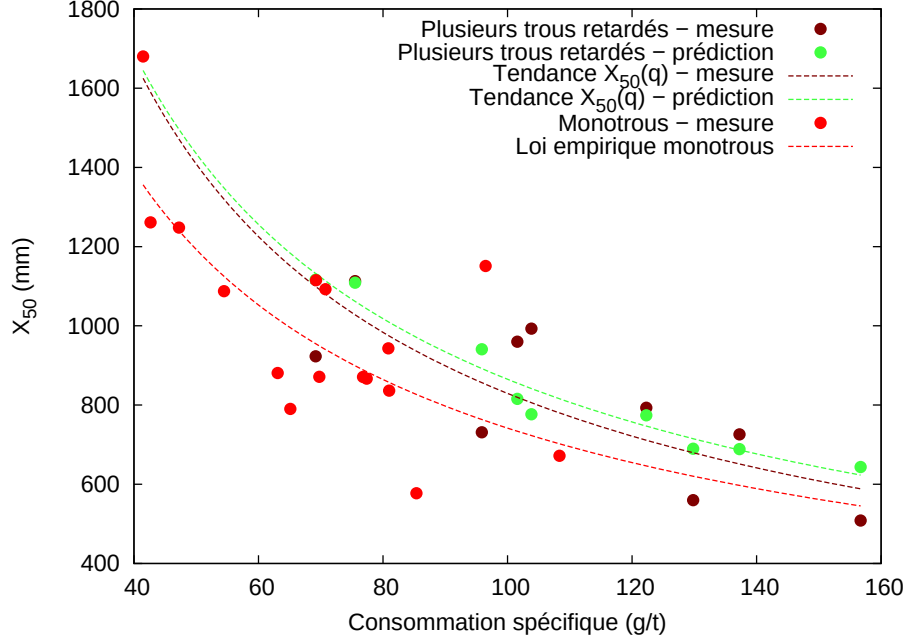


Figure IV-35: Prédiction pour X_{50} avec terme d'échange α en comparaison avec les valeurs mesurées.

le fonctionnement du mécanisme). Dans la littérature, plusieurs auteurs envisagent un effet néfaste si les trous sont trop rapprochés, par un prédécoupage et une connexion prématurée des réseaux de fractures (notamment Langefors & Kihlström, 1963 [75] et Bhandari, 1997 [7]); d'autre part, on a pu remarquer au Chapitre II que la fragmentation tendait à se détériorer dans les essais à amorçage retardé lorsque l'espacement augmente (voir Figure II-42, p.146). Aussi, on applique à la consommation spécifique effective un multiplicateur $M_O(S)$ avec pour optimum S_0 , et défini comme en IV.A. (Equation IV.4, p. 226).

Pour un trou qui possède à la fois un successeur et un antécédent, on considère comme espacement $S(i)$ la moyenne des valeurs $S_+(i)$ et $S_-(i)$. On constate que l'introduction de ce multiplicateur, après ajustement des paramètres ($a = 1.42$, $b = 0.50$, $S_0 = 7.43$ m), permet une réduction significative de l'erreur de prédiction²⁸, à la fois pour X_{50} et pour X_{max} . Par ailleurs, les tendances des prédictions en fonction de la consommation spécifique globale q des tirs approchent correctement celles mesurées. Les Figures IV-36 et IV-37 comparent les valeurs prédites aux valeurs mesurées dans les essais pour X_{50} et X_{max} respectivement.

Pour finir l'analyse du mécanisme envisagé, on a utilisé la même technique prédictive en appliquant cette fois l'hypothèse de découpage séquentielle; l'ajustement du paramètre d'échange α et des paramètres du multiplicateur M_O fournit une prédiction nettement moins bonne que celle obtenue dans le cadre de l'hypothèse égalitaire²⁹. L'hypothèse égalitaire est donc préférable ici.

Imaginer que le volume propre au premier trou dans un tir d'une rangée de trous a hérité d'énergie mécanique supplémentaire d'un successeur contredit *a priori* le fait que les arrachements latéraux des tirs de rangées ont porté comparativement moins loin que ceux des mono-

²⁸ $\delta_1/\delta_{50} = 0.44$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.47$ pour optimiser la prédiction de X_{50} ; $\delta_1/\delta_{50} = 0.51$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.43$ pour optimiser la prédiction de X_{max} .

²⁹ $\delta_1/\delta_{50} = 0.91$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.88$ pour optimiser la prédiction de X_{50} ; $\delta_1/\delta_{50} = 2.49$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.63$ pour optimiser la prédiction de X_{max} .

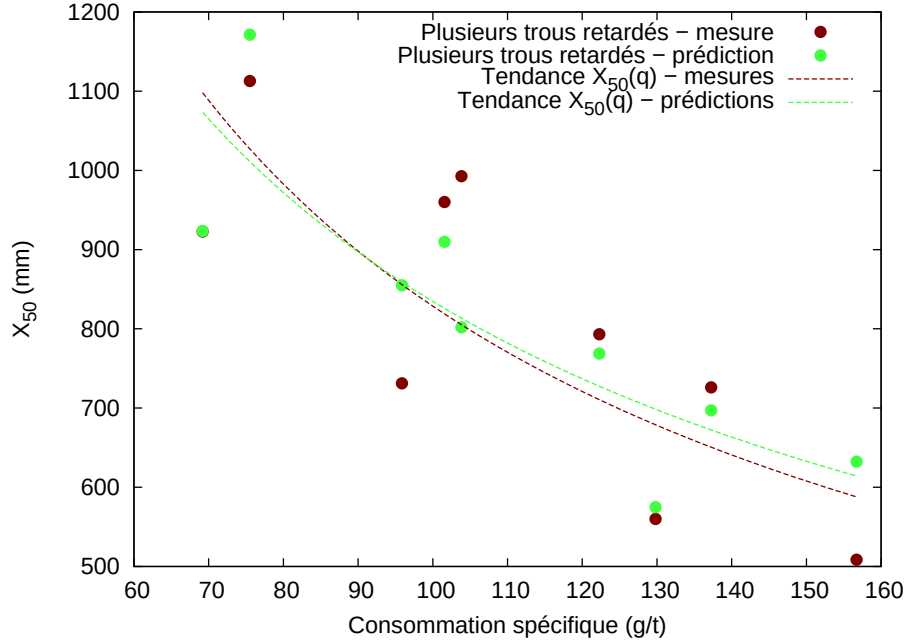


Figure IV-36: Prédiction pour X_{50} avec terme d'échange α et multiplicateur $M_O(S)$, en comparaison avec les valeurs mesurées.

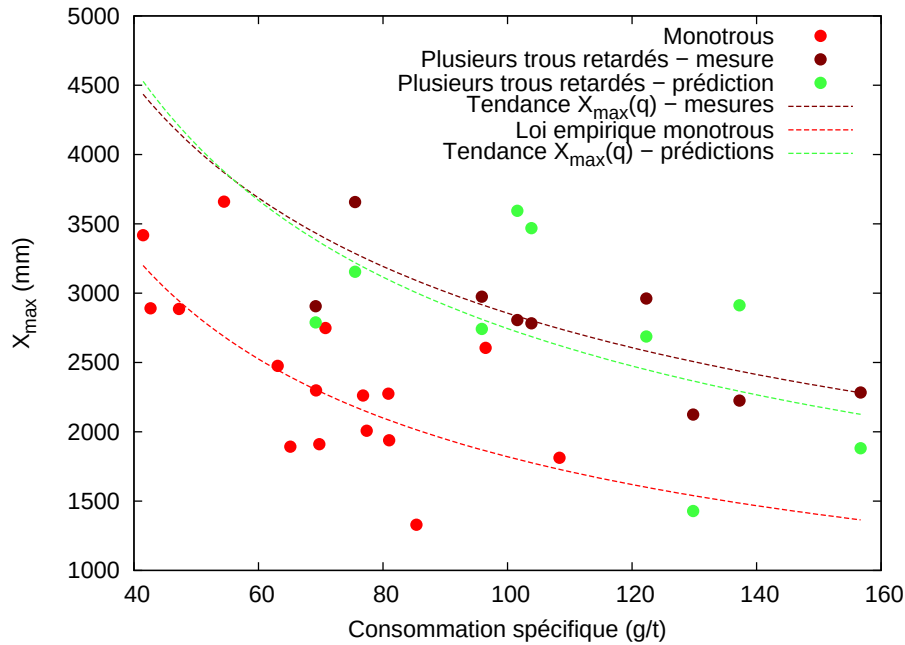


Figure IV-37: Prédiction pour X_{max} avec terme d'échange α et multiplicateur $M_O(S)$, en comparaison avec les valeurs mesurées.

trous: on s'attendrait au contraire à ce que le surplus d'énergie contribue à étendre cette portée pour le premier trou en prolongeant l'action des gaz et en facilitant la propagation des fractures. On peut proposer pour résoudre cette contradiction le raisonnement suivant (mais on conviendra qu'il représente, au vu des données dont nous disposons et du nombre limité de preuves directes à notre connaissance dans la littérature, une hypothèse forte). Si le processus de propagation des plans de rupture responsables de l'arrachement final est suffisamment lent

par rapport à l'écoulement des gaz dans la masse rocheuse fracturée, on peut alors envisager que la contribution gazeuse dans la zone du premier trou pourrait s'exprimer dans un premier temps par une action prolongée et renforcée des gaz sur la zone de bourrage du premier trou, faisant céder cette dernière et créant ainsi un obstacle à la propagation des gaz dans la zone latérale après que le débouillage a eu lieu — une inversion du sens de circulation des gaz pourrait alors même être envisagée comme représenté au croquis de la Figure IV-38.

Pour clore le propos au sujet de cette possibilité, il est bon de mentionner que plusieurs travaux dans la littérature (LeJuge *et al.*, 1994 [79], Ouchterlony, 1996 [118], Brent, 2000 [16] et Lee, Rodgers & Whitaker, 2000 [78]) mentionnent que les pics de pression enregistrés en arrière des tirs et à proximité immédiate de ceux-ci sont fréquemment *négatifs*, ce qui tend à indiquer un phénomène d'aspiration. Cet effet, en revanche, n'est pas mesuré pour les tirs de prédécoupage où l'amorçage des trous est quasi-simultané, mettant en évidence un rôle de la séquence d'amorçage. De nouveau, le cas des trous amorcés simultanément apparaît comme un cas particulier dans le déroulement du mécanisme de fragmentation.

Pour expliquer pourquoi les premiers trous des tirs de rangée ont systématiquement débouillé alors que les premiers trous des essais bi-trous ne l'ont pas fait, on peut également proposer une interprétation liée aux ondes de choc. Si celles issues des successeurs de la première charge viennent fragiliser le bourrage de cette dernière alors que les gaz d'explosion issus de la détonation poussent dessus, il est possible que par l'action successive des deuxième et troisième charges, le débouillage du premier trou soit provoqué.

IV.C.2.3 Discussion des mécanismes

Dans la mise en oeuvre de diverses tentatives de prédiction trou par trou, on a eu l'occasion d'obtenir des résultats qualitatifs supplémentaires sur l'efficacité des hypothèses séquentielle et égalitaire. Plusieurs des méthodes fournissent de meilleurs résultats quantitatifs (minisation de δ_{50}/δ_1 et δ_{max}/δ_2 pour le cas de l'hypothèse égalitaire. En combinaison avec les analyses d'arrachement, ceci met fortement en doute le fait qu'une méthode d'allocation des volumes propres qui réactualise le front à chaque plage de retard soit pertinente — ce qui était suggéré dans les travaux présentés par Hjelmberg en 1983 [62].

En étudiant les diverses possibilités liées au mécanisme d'action des ondes de choc, on a pu voir qu'il n'était pas possible d'expliquer le changement de tendance mono-trou / essais à amorçage retardé sans supposer que les effets liés à la détonation d'un antécédent puissent dégrader la fragmentation dans un volume propre donné; on a développé une définition de la consommation spécifique qui tienne compte de cette possibilité, et les résultats obtenus n'ont pas été concluants. Les courbes granulométriques évaluées dans le Chapitre III à partir des cartes d'endommagement simulées suivent une tendance conforme à l'expérience quand on les compare (mono-trou *vs.* bi-trou à amorçage simultané), mais comme nous avons pu alors le souligner, la différence quantitative n'est pas aussi marquée pour la simulation que pour l'expérience. L'endommagement provoqué par le passage des ondes pourrait donc avoir un rôle à une échelle essentiellement microscopique. Ceci a pour conséquence que toute simulation numérique du type suggéré en conclusion du Chapitre III, complétant le calcul mécanique par une prise en compte de la détente quasi-statique des gaz dans le massif endommagé par les ondes de choc, devrait en toute rigueur considérer que la roche de banquette présente une carte d'endommagement dictée par la réalisation du tir précédent. Le fait de prendre en compte une carte d'endommagement initiale donnée dans un calcul mécanique n'est pas possible compte tenu de la structure actuelle du logiciel VIPLEF3D; ceci est un aspect qui pourrait être développé dans le cadre de futurs travaux.

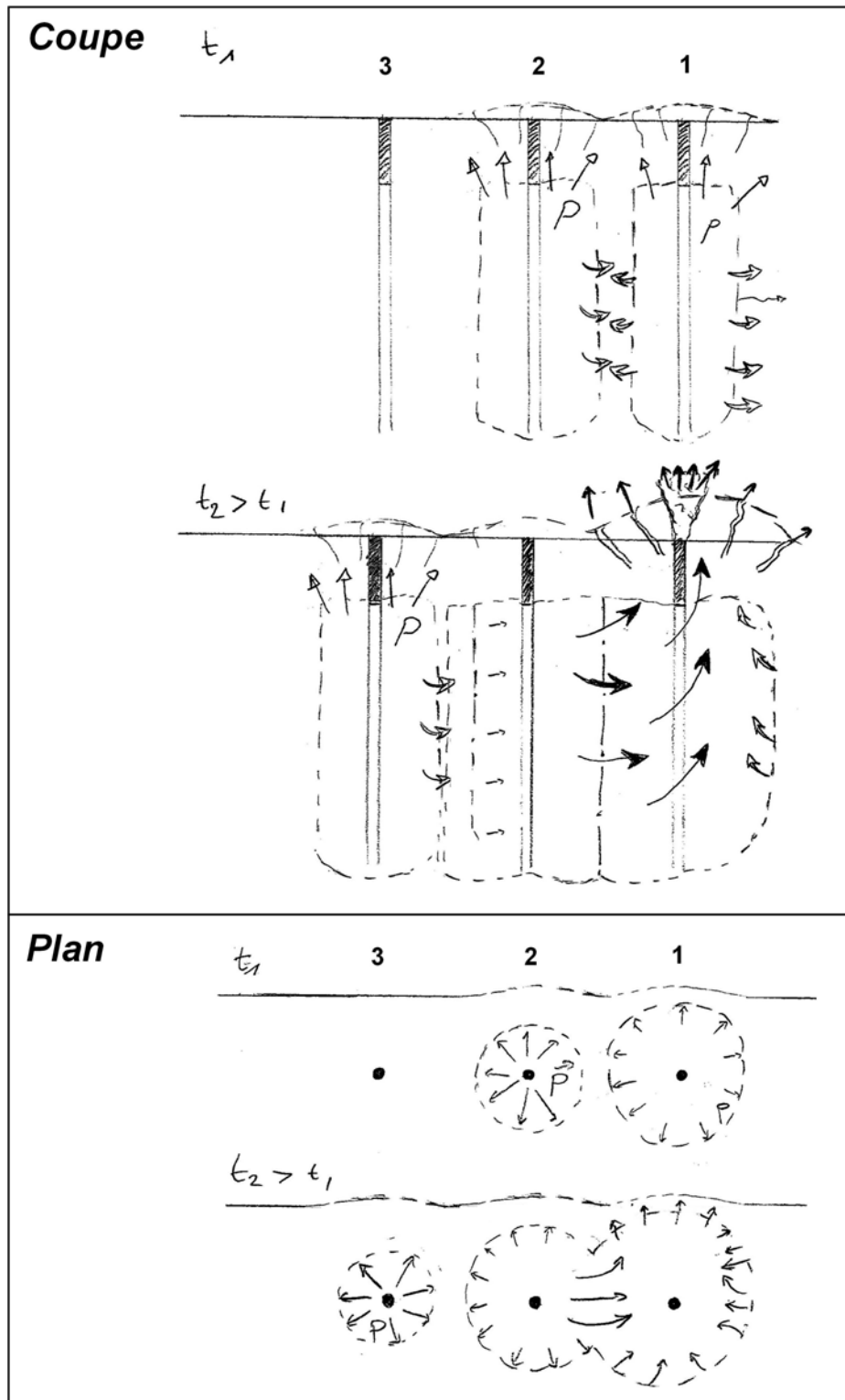


Figure IV-38: Illustration de l'hypothèse de circulation des gaz d'explosion formulée pour expliquer les débouillages des premiers trous et la diminution de la portée latérale de l'arrachement dans les tirs à plusieurs trous amorcés avec retard.

Pour terminer la discussion sur les ondes de choc, on désire insister sur un possible effet d'échelle, car plusieurs travaux dans la littérature indiquent en échelle réduite un rôle incon-

testable des ondes de choc. Field & Ladegaard-Pedersen (1971, [45]) explicitent l'influence de la géométrie de la surface libre en avant des trous sur les résultats d'arrachement et de fragmentation obtenus dans leurs tests; on peut aussi revenir aux cylindres métalliques soumis à impacts explosifs internes ou externes en laboratoire par Rinehart & Pearson (1963, [126], Figure III-44 présentée p. 216 au Chapitre III) qui montrent aussi clairement que le rôle des ondes de choc ne peut être négligé dans le processus.

Dans l'étude des mécanismes de fragmentation qu'on pourrait attribuer à l'action des gaz d'explosion, on a proposé plusieurs méthodes, dont une qui proposait l'introduction de *zones de fragmentation* ainsi que suggéré dans les travaux de Rollins & Wang de 1990, mais avec une définition et une délimitation différentes (sans que les résultats correspondants soient convaincants). En envisageant l'hypothèse de pressurisation interne du massif rocheux, et en introduisant différentes zones y étant associées, on cherchait à justifier la meilleure fragmentation à consommation spécifique égale des mono-trous par un temps d'action plus long des gaz dans la masse rocheuse. Parallèlement à l'examen de cette idée, on a examiné trois photographies provenant d'un essai en échelle réduite réalisé à la mine d'Eisenerz par Moser *et al.* en 2010, qui sont présentées à la Figure IV-39. Sans entrer dans les détails des paramètres de ces essais, précisons qu'il s'agit de trois trous de mine équivalents en diamètre et en chargement, abattus puis déblayés l'un après l'autre en commençant par le trou central. En observant les culots des trous, on peut remarquer que celui du premier trou comporte de nettes marques de brûlure, tandis que les culots des deuxième et troisième trous ne sont pas brûlés de la même manière. On ne conçoit pas que ces brûlures puissent être créées autrement que par l'action des gaz à haute température dans les trous; il paraît donc probable au vu de ces photographies que le temps d'action des gaz au contact du trou dans le cas du premier trou, seul, a été significativement plus long que dans le cas des trous suivants, abattus avec une banquette inférieure à celle du trou individuel. Sans disposer des données de fragmentation relatives à cet essai et pour les trois trous, nous pouvons néanmoins suggérer qu'on tient ici un indice en faveur de la différence de temps d'action des gaz dans le massif en fonction du scénario de banquette.

On a fini l'étude de l'action des gaz d'explosion par envisager une méthode tenant compte de la possible interaction entre réseaux de fractures pressurisés associés à deux trous voisins; en introduisant alors un terme d'échange énergétique α et un multiplicateur pour $q(i)$ fonction de l'espacement, on a pu améliorer significativement les prédictions réalisées. Le multiplicateur $M_O(S)$ proposé a une forme qui met en évidence une valeur optimale de S , $S_0 = 7.4m$. Ce résultat a un intérêt opérationnel pour la mine de SOMAÏR: il est clair que dans le domaine des banquettes qui ont été testées, cette valeur d'espacement est préconisée pour minimiser la taille maximale de bloc produite et réduire la taille médiane des fragments dans les tas abattus. La sensibilité de cette valeur optimale à une franche variation de la banquette ne peut en revanche pas être établie sur la base des données que nous avons collectées.

Revenons enfin à la forme de ce multiplicateur $M_O(S)$. Le fait que la fragmentation se dégrade progressivement lorsque les charges s'éloignent les unes des autres ($S > S_0$) est sensé vis-à-vis de l'ensemble des mécanismes envisagés qui ont alors de moins en moins la possibilité de collaborer dans la zone entre les trous (ondes de choc incidentes et réfléchies, pression quasi-statique exercée par les gaz dans les trous de mine, propagation de fissures radiales, échanges gazeux de trou à trou). En revanche, le fait que la consommation spécifique doive être minorée lorsque l'espacement se réduit en deça de la valeur optimale est plus délicat à interpréter à première vue.

Trou 1



Trou 2



Trou 3



Figure IV-39: Premier, deuxième et troisième trous abattus dans l'essai à échelle réduite PHM-15-1,2/1,2-03 réalisé à la mine de Eisenerz (photographie: Moser & Maierhofer, 2010).

Comme évoqué précédemment dans le texte, Bhandari (1997, [7]) propose qu'un rapprochement démesuré entre charges provoque un effet de prédécoupage dont les conséquences sont néfastes sur la fragmentation globale du tas abattu. Il faut aussi remarquer qu'au cas où l'interaction entre effets explosifs de deux charges adjacentes et ses effets sur la fragmentation ne pourraient s'accroître indéfiniment, alors il sera logique de minorer la consommation spécifique pour tenir compte de la situation. Pour l'expliquer, envisageons deux charges à banquette identique, ayant un espacement optimal S_0 , rapprochons les progressivement l'une de l'autre et supposons simplement que la fragmentation conférée au massif entre trous et sur les côtés reste constante. Dans ce cas, X_{50} et X_{max} restent constants, mais la consommation spécifique étant inversement proportionnelle à l'espacement, elle continue d'augmenter. Prédire une fragmentation conforme à la réalité au moyen d'une consommation spécifique effective nécessite alors de l'étouffer artificiellement pour tenir compte du fait que l'augmentation de la consommation spécifique géométrique n'a aucun effet sur les tailles de fragments produites.

IV.C.2.4 Pertinence du terme d'échange énergétique

Si l'on examine en détail la méthode de prédiction précédemment mise en oeuvre, on note que c'est le multiplicateur $M_O(S)$ qui permet l'amélioration notable de la qualité des prédictions de X_{50} et de X_{max} , plus que le terme d'échange α .

Prédire correctement à la fois X_{50} et X_{max} avec le même jeu de paramètres a , b et S_0 n'est possible que si l'on conserve le terme d'échange α . Si on annule ce terme, on peut améliorer l'ajustement soit pour l'un, soit pour l'autre des paramètres, mais pas de manière simultanée pour les deux³⁰. Il est cependant notable qu'on puisse, par chaque ajustement séparé, diviser l'erreur de prédiction par 3 à 4 pour les deux indicateurs.

Faut-il absolument attendre que les changements des résultats de fragmentation du cas mono-trou au cas des essais à amorçage retardé, traduits jusqu'à maintenant à travers une consommation spécifique effective fonction de l'espacement et d'un échange d'énergie explosive, s'appliquent identiquement pour toutes les classes de taille ? Encouragés par la relation empirique observée dans le Chapitre II entre X_{50} et X_{max} , nous avons tenu à développer une méthode prédictive qui, intrinsèquement, fasse un lien entre les deux paramètres. Or, il existe par ailleurs dans le massif rocheux à petite et grande échelle des tailles caractéristiques (grains, fractures naturelles) qui ont un rôle dans le mécanisme, et le rapport de taille entre la classe de fragments que l'on cherche à prédire et ces tailles caractéristiques a probablement une influence (pour les fines, voir par exemple les travaux de Michaux *et al.*(2008)).

On a donc envisagé d'adapter la méthode en annulant la contribution du facteur d'échange α , et en introduisant en contrepartie un facteur constant β qui adapte la loi de fragmentation mono-trou $X_{max}(q)$ pour l'appliquer aux volumes propres dans les tirs à plusieurs charges (Equation IV.9):

$$X_{max}^{\Delta T}(q) = \beta \cdot X_{max}^{MT}(q) \quad (IV.9)$$

On obtient par ce procédé une prédiction globalement améliorée³¹ par rapport au cas précédent, avec des tendances prédites toujours conformes à la tendance mesurée et le même nombre de paramètres empiriques (valeur ajustée pour $\beta=1.29$). Cette méthode est préférable à la précédente, et de par sa simplicité, elle porte à croire que la prédiction conjointe de X_{50}

³⁰ $\delta_1/\delta_{50} = 0.29$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.93$ pour optimiser la prédiction de X_{50} ; $\delta_1/\delta_{50} = 3.87$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.26$ pour optimiser la prédiction de X_{max} .

³¹ $\delta_1/\delta_{50} = 0.29$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.30$

et X_{max} par un même mécanisme n'est peut-être pas une solution adaptée.

IV.C.2.5 Pertinence de la prédiction trou par trou

La meilleure prédiction de nos résultats expérimentaux obtenue parmi les hypothèses testées fait intervenir:

- pour X_{50} , la loi empirique $X_{50}(q)$ établie dans le cas mono-trou et un multiplicateur pour la consommation spécifique fonction de l'espacement;
- pour X_{max} , la loi empirique $X_{max}(q)$ établie pour le cas mono-trou et pondérée par un coefficient constant.

Elle suppose également que l'allocation des volumes abattus se fait de manière égalitaire, et non séquentielle.

Il faut noter que dans l'hypothèse d'un découpage égalitaire, les disparités dans les valeurs de consommations spécifiques propres d'un trou à l'autre sont moindres par rapport au cas de l'hypothèse de découpage séquentielle. Aussi, il est incontournable pour boucler l'étude de la prédiction empirique trou par trou de nous interroger sur l'amélioration qu'a permis — ou non — d'obtenir une prédiction qui fait intervenir les espacements et les consommations spécifiques à l'échelle de chaque charge, au lieu de faire intervenir les paramètres moyens du tir.

On revient donc ici à la prédiction de la taille médiane et de la taille maximale en fonction de la consommation spécifique *moyenne* et de l'espacement entre charges *moyen* à partir des lois empiriques mono-trou, et on reprend l'ajustement des paramètres a , b , S_0 et β . Les valeurs optimales pour les paramètres ne sont pas fondamentalement modifiées ($a=1.29$, $b=0.44$, $S_0=7.28$ et $\beta=1.38$), et on constate que la prédiction ainsi obtenue est encore meilleure que celle appliquée charge par charge avec la méthode équivalente³². Les Figures IV-40 et IV-41 comparent de nouveau les prédictions aux valeurs mesurées pour X_{50} et X_{max} respectivement.

En d'autres termes, l'introduction de l'information mesurée pour chaque charge se fait en réalité, dans notre cas, au détriment de la qualité globale de la prédiction. Les conditions de réalisation du programme expérimental présenté au Chapitre II peuvent être intrinsèquement responsables de ce résultat, soit en raison d'une trop grande variabilité des mesures réalisées, soit par la nature du terrain. Sur le premier point, il n'est pas raisonnable d'espérer dans des conditions de production minière une qualité nettement meilleure pour un prix ne compromettant pas les coûts opératoires d'une mine à ciel ouvert. Sur le second point, il serait pertinent de mettre en oeuvre un programme de recherche expérimentale similaire dans des roches de nature très différente pour fournir plus d'éléments de preuve, et confirmer éventuellement notre conclusion.

Pour discrétiser un plan de tir charge par charge, même si de nombreux indices font pencher en faveur de l'hypothèse de découpage égalitaire, le présent travail de recherche n'apporte pas de réponse définitive sur la question; on rappelle que l'hypothèse de découpage a un rôle non négligeable sur la définition de la consommation spécifique propre à chaque charge. Pour poursuivre l'avancée sur les méthodes prédictives charge par charge, il faudra donc axer également les travaux expérimentaux futurs sur la résolution de cette question; et comme on a pu insister sur la difficulté d'extrapoler les résultats d'essais en échelle réduite, on souligne également qu'il est fortement recommandé de poursuivre dans des conditions d'échelle réelle.

³² $\delta_1/\delta_{50} = 0.22$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.28$ au lieu de $\delta_1/\delta_{50} = 0.29$, $\delta_2/\delta_{max} = 0.30$.

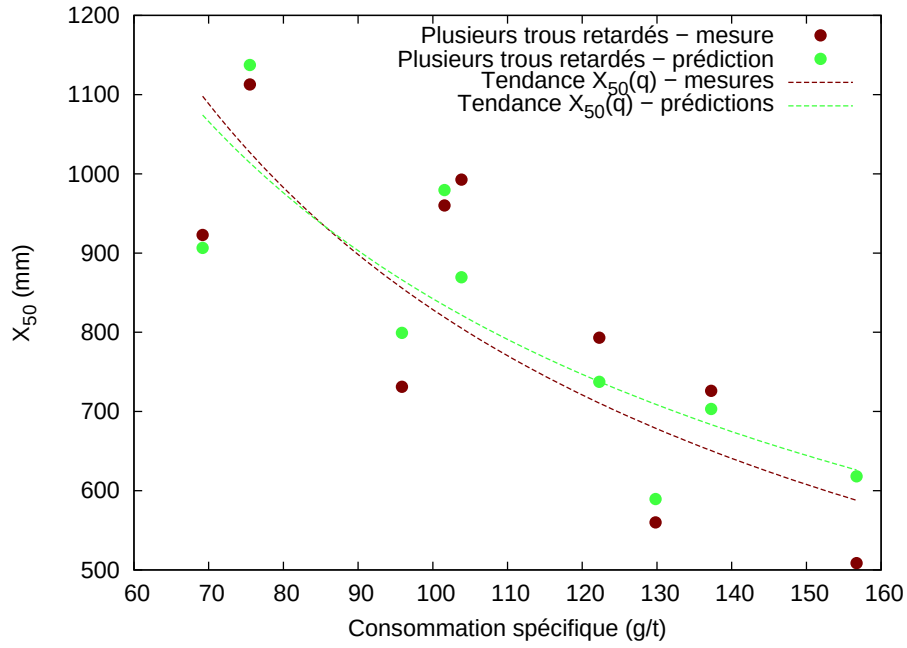


Figure IV-40: Prédiction pour X_{50} avec multiplicateur m_i de la consommation spécifique, établie sur la base des valeurs moyennes q et S pour chaque essai.

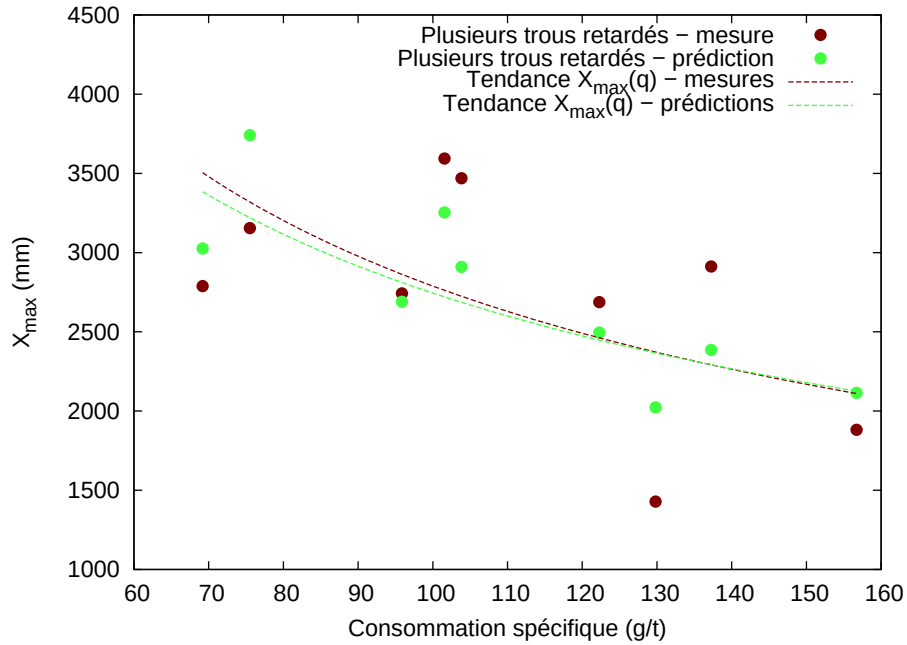


Figure IV-41: Prédiction pour X_{max} avec multiplicateur m_i de la consommation spécifique et facteur β de pondération de taille maximale, établie sur la base des valeurs moyennes q et S pour chaque essai.

IV.C.3 Récapitulatif

L'analyse qualitative des résultats en testant diverses hypothèses, en dehors de la problématique de prédiction trou par trou, a mis en évidence plusieurs points que nous voulons rappeler ici.

1. *Arrachement.* Tout d'abord, une forte majorité des résultats que nous avons obtenus par nos tentatives de prédiction et les réflexions qualitatives associées, indiquent que l'idée d'un découpage charge par charge des tirs en séquence est inadaptée et qu'on doit lui préférer une allocation égalitaire des volumes abattus, même pour deux charges retardées entre elles. L'impossibilité d'établir un lien entre la portée des arrachements et la banquette dynamique des charges en est un bon exemple; l'arrachement plus réduit aux côtés des tirs de rangées par rapport aux cas mono-trou et bi-trous — résultat qui à notre connaissance n'a pas été mis en évidence dans la littérature jusqu'ici — est un argument fort pour indiquer que la logique séquentielle est difficilement applicable en toute généralité. Ensuite, pour expliquer les résultats obtenus et notamment ce dernier, il est nécessaire d'accorder un rôle important aux mécanismes liés à l'action des gaz d'explosion, même si le déroulement de ces derniers est tributaire de l'endommagement produit autour des charges lors de la phase de propagation des ondes de choc.
2. *Taille médiane de fragments X_{50} .* Faire intervenir des phénomènes liés à l'action des gaz d'explosion, tels que les déboussages ou leur travail à l'intérieur du massif rocheux par pressurisation interne du réseau de discontinuités, n'est pas concluant pour prédire la taille médiane. Faire intervenir un espacement optimal entre charges dans une définition de la consommation spécifique effective permet d'atteindre un niveau de prédiction correct; le fait qu'un espacement faible ne soit pas optimal peut provenir du fait que les interactions entre le travail explosif de charges voisines ne se font pas jusqu'au point de compenser l'augmentation de q que crée le rapprochement des charges. A l'inverse, la dégradation de la fragmentation accrue au delà de l'espacement optimal peut résulter d'une atténuation géométrique des effets de l'onde de choc, de la décroissance de la pression des gaz au fur et à mesure qu'ils s'éloignent des trous de mine, voire de ces deux effets cumulés.
3. *Relation X_{max}/X_{50} .* Nous avons constaté une relation entre ces deux paramètres dans nos conditions expérimentales, ce qui a encouragé le fait d'utiliser les lois de fragmentation mono-trou pour ces deux indicateurs granulométriques de manière simultanée. L'analyse qualitative montre qu'il est plus avantageux de désolidariser les deux paramètres pour obtenir une prédiction de qualité. Ceci minore la pertinence de la suggestion faite au Chapitre II concernant la surveillance de la qualité des tirs sur la base uniquement de X_{max} . Par ailleurs, notre démarche de réflexion au sujet du rôle des mécanismes pour les résultats de fragmentation a été fortement influencée par l'existence de cette relation. Notre façon d'analyser les résultats repose en bonne partie sur l'idée que toute conclusion obtenue au sujet de X_{max} doit être également applicable à X_{50} et inversement. Nous considérons, rétrospectivement, que ce choix n'est pas nécessairement judicieux et que de futures analyses bénéficieraient probablement davantage d'une approche séparée.
4. *Taille maximale de blocs X_{max} .* Les raisonnements qualitatifs menés par rapport aux effets des ondes de choc incidente et réfléchie ont amené des conclusions en opposition avec les résultats expérimentaux observés. La génération de blocs pourrait avoir lieu préférentiellement aux extrémités du tir, puisque X_{max} est mieux corrélée à la distance maximale arrachée par rapport au trou, d_{max} , qu'aux autres paramètres testés. Ce

point reste à confirmer expérimentalement. Quoi qu'il en soit, on parvient à fournir une prédiction correcte sur la base d'une loi $X_{max}^{\Delta T}(q)$, adaptée de la loi $X_{max}^{MT}(q)$ via une constante, appliquée à la consommation spécifique effective définie pour la prédiction de X_{50} .

Nous voulons finalement attirer l'attention sur un dernier point. Pour étudier l'évolution de la fragmentation, nous avons examiné la taille médiane X_{50} et la taille maximale X_{max} des tas abattus. L'indice d'uniformité a rapidement été écarté de l'étude en raison de sa variabilité non expliquée par les paramètres d'essai; l'étude de pourcentage de fines optiques, paramètre par nature aux limites du système de mesure granulométrique, n'a pas été poussée. Quelle peut être la richesse des enseignements tirés de l'évolution de tels indicateurs au niveau du mécanisme de fragmentation par l'explosif ? Le concept des *Natural Breakage Characteristics* (Moser & Grasedieck, 2003 [100]) n'est valable que dans le domaine d'une activité de comminution optimale — dans laquelle l'énergie mécanique fournie est équitablement répartie entre les classes de fragments — ce que la fragmentation par l'explosif dans un tir en ciel ouvert n'est clairement pas. Il existe bien ce que certains nomment la “première étape de fragmentation” naturelle, qui par les tailles des grains, les fissures et fractures provenant de l'histoire géologique définissent pour le matériau abattu une distribution blocométrique *in situ*; en revanche, l'apport d'énergie ne se fait ni en quantités identiques (endommagement par broyage autour du trou *vs.* découpage des plus gros blocs du tir par quelques nouveaux plans de rupture), ni même par un mécanisme identique. La micro-fissuration de la roche constatée notamment par Hamdi (2006, [60]) ne peut résulter de l'infiltration des gaz dans la matrice rocheuse, de même que les ondes de choc ne peuvent être responsables de fissures plus longues puisque leur temps de passage dans le massif est extrêmement court.

En observant deux indicateurs différents, on cherche donc très probablement à analyser des résultats provenant chacun d'une combinaison propre entre les différentes manières de travailler de l'explosif; ceci signifie que les décryptages des courbes de fragmentation des matériaux abattus et du mécanisme de fragmentation en lui-même sont interdépendants. De fait, les informations fournies par une fonction de granulométrie empirique avec un nombre réduit de paramètres (2 pour la fonction Rosin Rammler, 3 pour la fonction Swebrec) sont relativement pauvres; en même temps, accroître le nombre de paramètres complique non seulement les procédés d'ajustement, mais aussi l'interprétation de chaque paramètre en fonction des données d'essai. Le fait d'avoir des mesures granulométriques de terrain dont les conditions de mise en oeuvre varient d'un site et d'un programme de recherche à un autre, freine d'autant plus l'aboutissement de démarches interprétatives englobant l'ensemble des résultats de la littérature expérimentale sur le tir à l'explosif.

Conclusion

L'objectif du travail de recherche présenté était de développer une méthodologie prédictive de la fragmentation des tirs à l'explosif en ciel ouvert appliquée charge par charge, pour améliorer la maîtrise des résultats de fragmentation dans les opérations de minage industrielles. Cette démarche supposait d'une part l'expression de paramètres pertinents à l'échelle de la charge isolée dans un plan de tir, et d'autre part l'énoncé d'une loi de fragmentation qui s'applique à la zone d'influence de cette charge, en fonction des paramètres sus-mentionnés.

Au niveau des deux points sur lesquels on attendait des bénéfices industriels tangibles, les conclusions du travail sont très clairement décourageantes, tout du moins dans notre contexte expérimental.

- On a envisagé que l'hétérogénéité granulométrique des tas abattus était due aux variations, dans tout le plan de tir, des paramètres associés à chacune des charges; et que si une fragmentation comparativement plus homogène que celle de l'ensemble du tas était produite par une charge donnée, alors adapter la charge explosive trou par trou eût permis de mieux cibler la granulométrie résultante. Nous avons montré que cet argument est mis en défaut dans notre contexte expérimental puisque les hétérogénéités granulométriques constatées pour les tas des tirs mono-trou sont comparables à celles de tirs comportant plusieurs charges.
- On a postulé, en accord avec les préconisations de la littérature, que les variations locales des paramètres géométriques usuels tels que la banquette et l'espacement avaient un rôle notable sur les résultats de fragmentation et pouvaient être utilisées comme un levier d'amélioration dans le cadre d'une instrumentation systématique de l'abattage. D'une part, dans l'analyse directe des résultats expérimentaux du deuxième chapitre, on n'a pas pu mettre en évidence leur effet; d'autre part, on a pu constater qu'il vaut mieux pour prédire les résultats de fragmentation considérer les paramètres moyens du tir que les mêmes paramètres pris charge par charge.

Il resterait bien sûr à prouver que la relative inutilité d'une prédiction trou par trou que notre travail a démontré n'est pas uniquement un effet du terrain expérimental.

Nous voulons toutefois revenir sur deux détails mis en évidence par l'expérience dans le cadre de ce travail:

- les tas abattus par des mono-trous à forte banquette se sont avérés compacts et extrêmement difficiles à déblayer, tandis qu'on n'a pas eu ce genre de difficulté dans les deux tirs de rangée où les banquettes des premiers trous étaient comparables;
- les premiers trous des tirs de rangées ont systématiquement débourré, même aux valeurs de banquette les plus faibles, alors qu'aucun des essais mono-trou et bi-trous à amorçage retardé n'a débourré.

Ces faits — dont nous ne pensons pas qu'ils soient une conséquence des conditions expérimentales — sont en totale contradiction avec la logique initiale de notre travail, qui consistait à considérer le déroulement d'un tir en ciel ouvert comme une *séquence* d'étapes bien dissociables dont la charge unique est un constituant de base. Pour les expliquer, il faut au

contraire introduire l'idée que l'action d'une charge à un instant donné est modifiée par les effets *ultérieurs* d'autres charges. De plus, vu les résultats d'arrachement observés pour les charges uniques, si l'on discrétise les tirs à amorçage retardé de manière séquentielle, on attribue aux trous N°2 et ultérieurs une consommation spécifique plus forte; le fait que les tirs à deux trous et plus aient produits des granulométries moins bonnes à valeur de consommation spécifique moyenne égale est alors contraire à la logique de l'équation de Kuznetsov.

Dans le cadre de l'approche numérique mise en oeuvre, les simulations d'endommagement axisymétriques réalisées pour pousser l'étude des résultats en laboratoire obtenus par Miklautsch ont permis de démontrer que l'absence de fragmentation des cylindres confinés s'explique de manière satisfaisante par un blocage physique de la déformation à l'interface. *A contrario*, une simple modification acoustique de la donnée initiale du problème ne permet pas de restituer convenablement les effets observés dans ces essais. Par conséquent, nous encourageons spécifiquement les démarches expérimentales qui se focalisent sur l'étude de la mise en mouvement de la roche dans les tirs à l'explosif.

La tentative infructueuse de lier l'arrachement et la fragmentation produits dans les tirs aux effets des ondes de choc explosives, par des simulations de plus en plus complexes, souligne par ailleurs plusieurs faits.

- La connaissance réduite de la phénoménologie de la fragmentation en conditions de terrain réelles, mise en rapport avec la puissance des calculateurs à disposition de l'industriel minier, ne permet pas à ce dernier d'espérer aujourd'hui se doter d'un outil numérique pertinent.
- Dissocier l'action des ondes de choc de celle des gaz d'explosion pour modéliser la fragmentation des tirs s'avère être une approche périlleuse: nous avons constaté les insuffisances de la piste *onde de choc*, et on peut attendre une conclusion similaire en mettant en oeuvre une piste qui mette, à l'opposé, uniquement l'action des gaz d'explosion en exergue.
- Conséquence des deux premiers points, on encourage la poursuite de travaux numériques qui combinent les deux phénomènes, mais il faudra encore du temps avant qu'on puisse espérer une rentabilité industrielle directe de tels travaux dans le contexte minier (ce qui n'ôte rien à la nécessité de les réaliser).
- Dans la suite logique de notre approche numérique, il serait probablement intéressant de poursuivre l'effort de modélisation en couplant les composantes du tenseur d'endommagement obtenu dans les simulations par éléments finis avec celles du tenseur de perméabilité, en faisant cette fois intervenir une simulation avec couplage hydro-mécanique.

Dans le déroulement de ce travail, nous nous sommes heurtés à plusieurs difficultés dont l'existence n'était probablement plus à démontrer, mais que nous tenons à rappeler ici en tant qu'axes de travail à poursuivre afin de faciliter la conduite de futurs travaux de recherche similaires.

- *Outils de mesure et de description des granulométries de tir.* Il n'est de comparaison scientifique rigoureuse que dans un cadre strictement établi. A notre connaissance, il n'existe pas aujourd'hui de standard international pour mettre en oeuvre des mesures de granulométrie par analyse d'images, mais seulement des préconisations. Il serait donc

bénéfique de créer une norme internationale afférente, portant sur une forme mathématique — même partiellement discutable — à retenir pour décrire les tas, mais aussi sur la configuration de l’installation de prises de vue des échantillons analysés. Ceci permettrait non seulement de faciliter l’analyse croisée de travaux expérimentaux différents présentés dans la littérature, mais aussi d’inciter les industriels à mettre en oeuvre les moyens nécessaires et suffisants pour que le niveau de qualité de la mesure réalisée ne puisse être mis en doute.

- *Déroulement de l’abattage.* On a vu qu’une des questions clés pour la modélisation du déroulement d’un tir est de savoir si le découpage peut être considéré comme séquentiel ou non. Les éléments que nous avons obtenus ne nous permettent pas de conclusion définitive; si on avait disposé d’un protocole expérimental qui permette l’observation à vitesse lente de nos tirs *depuis le dessus*, nous aurions pu lever en partie l’incertitude au niveau de la vitesse de propagation effective des plans de rupture créés à proximité des trous. Nous aurions également pu avoir des informations complémentaires sur la chronologie des mécanismes d’arrachement.
- *Thermodynamique et mécanique des roches.* La réussite de toute démarche d’analyse et de modélisation dépendra toujours du niveau de compréhension que l’on a des phénomènes physiques en jeu dans la fragmentation des roches par l’explosif. La propagation des fractures en régime ultra-rapide dans les matériaux anisotropes, les effets associés à la dynamique sur la résistance des roches, la description physique du couplage explosif/roche et le développement de techniques expérimentales pour étudier ces aspects sont autant d’axes de recherche dont nous encourageons vivement le développement.
- *Géologie.* L’importance du rôle de la géologie sur les résultats de tir est universellement reconnue, et il est possible que l’échec de la démarche de mesure et de prédiction trou par trou dans notre contexte expérimental en soit une conséquence. Il est donc essentiel que la communauté scientifique poursuive les efforts sur les méthodes de caractérisation géologique des gradins, et de modélisation équivalente des massifs rocheux.

Enfin, notons deux points parallèles à notre problématique de recherche.

- Le travail présenté au Chapitre II a permis de constituer une base de données expérimentale riche qui pourrait être réutilisée pour mener des analyses à but différent de celui qui a été poursuivi dans ce travail; pour exemples, on pourrait envisager de pousser l’analyse des données d’arrachement dans le plan vertical, mais aussi de s’intéresser de plus près au cas des essais à amorçage simultané.
- Malgré les limitations mises en évidences au cours de l’étude numérique du Chapitre III (difficultés liées à la localisation de l’endommagement), la physique sous-jacente aux lois rhéologiques du modèle de Rouabhi est clairement pertinente pour modéliser les effets d’une onde de choc. La résolution de ces problèmes numériques pourrait faire l’objet d’un travail spécifique, afin de valoriser ce modèle dont la portée ne se limite pas à la discipline de la fragmentation par l’explosif.

Bibliographie

- [1] Afeni T.B. – Optimization of drilling and blasting in an open pit mine — The SOMAÏR experience. In *Mining Science and Technology (China)*, volume 16 (9), pages 736–739, 2009.
- [2] Allen F., Hawkes P., Noy M. – Bucket Fill Factors – A Laboratory and Field Study with Implications for Blasting. In *Proceedings of the Explo '99 Conference*, pages 43–46, 1999.
- [3] Ash R.L. – The mechanics of rock breakage — Part II : Standards for blasting design. In *Pit and Quarry 56(3)*, pages 118–122, 1963.
- [4] Bauer F., Moser P., Chiappetta F., Diaj S. – Practical experiences with the use of air-decks in quarry blasting. In *Proceedings of the 35th ISEE Annual Conference*, 2009.
- [5] Bergmann O.R., Riggle J.W. and Wu F.C. – Model rock blasting — Effect of explosives properties and other variables on blasting results. In *International J Rock Mechanics & Mining Sciences*, volume 10 (6), pages 585–612, 1973.
- [6] Bhandari S. – On the role of stress waves and quasi-static gas pressure in rock fragmentation by blasting. In *Acta Astronautica*, volume 6, pages 365–383, 1979.
- [7] Bhandari S. – *Engineering Rock Blasting Operations*. A.A. Balkema, 1997.
- [8] Bilgin H.A. – Single hole test blasting at an open pit mine in full scale: A case study. In *International Journal of Surface Mining and Reclamation*, volume 5 (4), pages 191–194, 1991.
- [9] Bilgin H.A., Paşamehmetoğlu A.G., Äzkahraman H.T. – Optimum burden determination and fragmentation evaluation by full scale slab blasting. In *Proceedings of the 4th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 337–344, 1993.
- [10] Blair D., Minchinton A. – On the damage zone surrounding a single blasthole. In A.A. Balkema/Rotterdam, Brookfield., editor, *Proceedings of the 5th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 121–130, 1996.
- [11] Blair D.P. – Limitations of electronic delays for the control of blast vibration and fragmentation. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 171–184, 2010.
- [12] Bobet A., Fakhimi A., Johnson S., Morris J., Tonon F., Ronald Yeung M. – Numerical Models in Discontinuous Media: Review of Advances for Rock Mechanics Applications. In *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, pages 1547–1561, 2009.
- [13] Bohloli B., Hoven E. – A laboratory and full-scale study on the fragmentation behavior of rocks. In *Engineering Geology*, volume 89 (1–2), pages 1–8, 2007.

- [14] Braithwaite M., Sharpe G.J., Chitombo G.P. – Simulation of real detonations as an energy source term for the Hybrid Stress Blasting Model. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 327–334, 2010.
- [15] Brent G.F. – Greenhouse gas implications of explosives and blasting. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 673–682, 2010.
- [16] Brent G.F., Smith G.E. – The detection of blast damage by borehole pressure measurement. In *FRAGBLAST - International Journal of Blasting and Fragmentation*, volume 1 (1), pages 3–25, 2000.
- [17] Brinkmann J.R. – An experimental study of the effects of shock and gas penetration in blasting. In *Proceedings of the 3rd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*.
- [18] Calvez A.-L., August 2010. Personal communication.
- [19] Centre Interdisciplinaire d'Etudes Urbaines (CIEU). – L'explosion de l'usine AZF à Toulouse, une catastrophe inscrite dans la ville. In *Mappemonde*, 65, 2002.
- [20] Chavez R., Cheimanoff N., Schleifer J. – Sampling problems during grain size distribution measurements. In *Proceedings of the 5th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 245–252, 1996.
- [21] Chi G., Fuerstenau M.C., Bradt R.C. & Ghosh A. – Improved comminution through controlled blasting during mining. In *Int. J. Mineral Processing*, volume 47, pages 93–101, 1996.
- [22] Chiappetta R.F. – Blast Monitoring Instrumentation and Analysis Techniques, With an Emphasis on Field Applications. In *FRAGBLAST-International Journal of Blasting and Fragmentation*, volume 2, No. 1, pages 79–122, 1998.
- [23] Chiappetta R.F., Sept. 2009. Presentation at 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting.
- [24] Cho S.H., Nakamura Y., Mohanty B., Yang H.S., Kaneko K. – Numerical study of fracture plane control in laboratory-scale blasting. In *Engineering Fracture Mechanics* 75.
- [25] Christmann W. – Le mécanisme du tir au rocher. In *Revue de l'Industrie Minérale – Mines*, pages 134–145, 1971.
- [26] Clay R.B., Cook M.A., Cook V.O. – Shock coupling, loading density and the efficiency of explosives in commercial blasting. In *American Chemical Society - Fuels Division Reports*, volume 7 (3), pages 195–217, 1963.
- [27] Cook B.K., Noble D.R., Preece D.S., Williams J.R. – Direct simulation of particle-laden fluids. In *Pacific Rocks 2000*, pages 279–286, 2000.
- [28] Cunningham C.V.B. – The Kuz-Ram model for prediction of fragmentation from blasting. In *Proceedings of the 1st International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 439–454, 1983.
- [29] Cunningham C.V.B. – Fragmentation estimations and the Kuz-Ram model : four years on. In *Proceedings of the 2nd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 475–487, 1987.

- [30] Cunningham C.V.B. – Evaluation of the need for electronic detonator systems for blasting operations. In *Proceedings of the 3rd European Federation of Explosive Engineers (EFEE) Conference*, pages 157–164, 2003.
- [31] Cunningham C.V.B. – The Kuz-Ram fragmentation model — 20 years on. In *Proceedings of the 4th European Federation of Explosive Engineers (EFEE) Conference*, pages 201–210, 2005.
- [32] Daehnke A., Rossmannith H.P., Schatz J.F. – On dynamic gas pressure induced fracturing. In *FRAGBLAST - International Journal of Blasting and Fragmentation*, volume 1, pages 73–97, 1997.
- [33] Day P.R. – Controlled Blasting to Minimize Overbreak with Big Boreholes Underground. In *Proceedings 8th Conference on Explosives and Blasting Technique*, pages 264–271, 1982.
- [34] Delille F. – Rapport d’avancement de thèse 2009-1 (Année 2009 - 3^{ème} trimestre), 2009.
- [35] Delille F., Gaich A., Poetsch M., May 2010. Personal communication.
- [36] Dingxiang Z. – A three dimensional mathematical model in calculating the rock fragmentation distribution of bench blasting in the open pit. In *Proceedings of the 2nd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 436–444, 1987.
- [37] Dingxiang Z. – Experimental study of computer simulation of bench blasting in production scale. In *Proceedings of the 3rd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 171–174, 1990.
- [38] Djordjevic N. – Two-component model of blast fragmentation. In *Proceedings of the 6th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 213–219, 1999.
- [39] Donzé F.V., Bouchez J., Magnier S.A. – Modeling fractures in rock blasting. In *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, volume 34 (8), pages 1153–1163, 1997.
- [40] Drukovyani M.F., Kravisov V.S., Chernyavskii Y.E., Shelenok V.V., Reva N.P., Zver’kov, S.N. – Modelling the size of the crushed zone around a blasthole. In *Soviet Mining Science*, pages 292–295, 1976.
- [41] Du Mouza J., Aler J. – Optimisation de la fragmentation des massifs rocheux à l’explosif: apports de la modélisation tridimensionnelle des discontinuités. In *Proceedings of the Alès International Summer School on Rock Blasting*, pages 456–469, 1993.
- [42] Duvall W.I., Atchinson T.C. – Rock Breakage by Explosives - R.I. 5356. Technical report, U.S. Bureau of Mines, 1957.
- [43] Esen S., Onederra I., Bilgin H.A. – Modelling the size of the crushed zone around a blasthole. In *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, pages 485–495, 2003.
- [44] Favreau R.F. – Generation of Strain Waves in Rock by an Explosion in a Spherical Cavity. In *Journal of Geophysical Research*, volume 74 (17), pages 4267–4280, 1969.
- [45] Field J.E., Ladegaard-Pedersen A. – The importance of the reflected stress wave in rock blasting. In *Int. Journ. Rock Mech. Min. Sci.*, volume 8, pages 213–226, 1971.

- [46] Flotté N. – Géomodélisation et étude tectonosédimentaire du gisement de Tamgak. Technical report, AREVA NC Niger, December 2007.
- [47] Fournery W.L., Dick R.D., Simha K.R.Y. – Model study of crater blasting. In *Rock Mechanics and Rock Engineering*.
- [48] Fuerstenau M.C., Chi G., Bradt R.C. & Ghosh A. – Increased ore grindability and plant throughput with controlled blasting. In *Mining Engineering*, volume 49, pages 70–75, 1997.
- [49] Furtney J.K., Cundall P.A., Chitombo G.P. – Developments in numerical modeling of blast induced rock fragmentation: Updates from the HSBM project. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 335–342, 2010.
- [50] Ghosh A., Daemen J.J.K. – Rock fragmentation in bench blasting - A numerical study. In *Rock Mechanics, Daemen & Schultz (Eds.)*, pages 553–558, 1995.
- [51] Goodman R.E. – *Introduction to Rock Mechanics*. Wiley, 1989.
- [52] Gordine D. – Essais mécaniques sur la roche de Tagora. Technical report, Centre de Géotechnique et d'Exploitation du Sous-Sol - ARMINES, October 2004.
- [53] Gorham-Bergeron E., Kuzsmaul J.S., Bickel T.C., Shirey D.L. – Confined volume blasting experiments – Description and analysis. In *Proceedings of the 2nd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, 1987.
- [54] Grange S. – *Expérimentation et modélisation de l'endommagement sous chargements dynamiques de deux roches calcaires*. PhD thesis, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2007.
- [55] Grundstrom C., Kanchibotla S.M., Jankovich A. and Thornton D. – Blast fragmentation for maximizing the SAG mill throughput at Porgera gold mine. In *Proceedings of the 27th International Society of Explosives Engineers' Annual Conference on Explosives and Blasting Techniques*, volume I, pages 383–399, 2001.
- [56] Hadj-Hassen F., Tijani S.M. – A comparative study of stress states induced by spherical and cylindrical charges. 1995, (*Article non publié*).
- [57] Hafsaoui A., Korichi T. – Influence of joint direction and position of explosive charge on fragmentation. In *Arabian Journal for Science and Engineering*, volume 34, pages 125–132, 2009.
- [58] Hagan T.N. – The influence of Controllable Blast Parameters on Fragmentation and Mining Costs. In *Proceedings of the 1st International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, 1983.
- [59] Hamdi E. – *Contribution à l'étude de l'interaction énergie explosive-massif rocheux en vue de la maîtrise de la fragmentation liée aux tirs*. PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2003.
- [60] Hamdi E., Du Mouza J., Le Cléac'h J.-M. – Micro-fragmentation energy evaluation in rock blasting. In *Proceedings of the 8th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 134–139, 2006.

- [61] Hino K. – Theory of blasting with concentrated charge. In *J. Ind. Explos. Soc. Japan*, volume 15, pages 233–249, 1954.
- [62] Hjelmberg H. – Some ideas on how to improve calculations of the fragment size distribution in bench blasting. In *Proceedings of the 1st International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, volume No.2, pages 469–494, 1983.
- [63] Hustrulid W. – A gas pressure-based drift round blast design methodology. In *Proceedings of the 5th International Conference & Exhibition on Mass Mining*, pages 657–669, 2008.
- [64] Hustrulid W.A. – *Blasting Principles for Open Pit Mining*, volume I–II. Taylor & Francis, 1999.
- [65] Jimeno C.L., Jimeno E.L., Ayala Carcedo F.J. – *Drilling and blasting of rocks*. Balkema, 1995.
- [66] Jing L. – A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modelling for rock mechanics and rock engineering. In *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, volume 40, pages 283–353, 2003.
- [67] Johansson D. – Fragmentation and waste rock compaction in small scale confined blasting. Master’s thesis, Luleå University of Technology, 2008.
- [68] Johansson D., Ouchterlony F., Edin J., Martinsson L. and Nyberg U. – Blasting against confinement, fragmentation and compaction in model scale. In *Proceedings of the 5th International Conference & Exhibition on Mass Mining*, Luleå Sweden 9–11 June 2008, pages 681–690, 2008.
- [69] Kantchibotla S.S., Valery W., Morell S. – Modelling fines in blast fragmentation and its impact on crushing and grinding. In *Proceedings of the 1999 Explo Conference*, pages 137–144, 1999.
- [70] Katsabanis P.D., Kunzel G., Pelley C., Kelebek S. – Small scale study of damage due to blasting and implications on crushing and grinding. In *Proceedings of the 29th ISEE Annual Conference*, volume II, pages 355–363, 2003.
- [71] Kemeny J., Girder K., Bobo T., Norton B. – Improvements for fragmentation measurement by digital imaging: Accurate estimation of fines. In *Proceedings of the 6th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 103–109, 1999.
- [72] Kou S., Rustan A. – Computerized design and result prediction of bench blasting. In *Proceedings of the 4th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*.
- [73] Kutter H.K., Fairhurst C. – On the fracture process in blasting. In *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Vol 8*, pages 181–202, 1971.
- [74] Kuznetsov V.M. – The mean diameter of fragments formed by blasting rock. In *Soviet Mining Science*, volume 9 (2), pages 144–148, 1973.
- [75] Langefors U. and Kihlström H. – *The Modern Technique of Rock Blasting*. John Wiley & Sons Inc., 1963.
- [76] Larsson B., Hemgren W., Brohn C.-E. – Styckefallsutredning (in Swedish). Technical report, Skanska Cementgjuteriet, 1973.

- [77] Latham J.P., Kemeny J., Maerz N. et al. – A blind comparison between results of four image analysis systems using a photo-library of piles of sieved fragments. In *FRAGBLAST — International Journal of Blasting and Fragmentation*, volume 7, pages 105–132, 2004.
- [78] Lee R.A., Rodgers J.A. & Whitaker K.C. – The origins and effects of inter-deck pressure in decked blasts. In *Explosives & Blasting Technique*, Holmberg (ed.), pages 347–354, 2000.
- [79] LeJuge G.E., Lubber E., Sandy D.A., McKenzie C.K. – Blast damage mechanisms in open cut mining. In *Open Pit Blasting Workshop '94*, pages 96–103, 1994.
- [80] Lilly P. – An empirical method of assessing rock mass blastability. In *Proc. Large Open Pit Mining Conference (AusIMM)*, pages 89–92, 1986.
- [81] Liu L., Katsabanis P.D. – Development of a Continuum Damage Model for Blasting Analysis. In *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, volume 34 (2), pages 217–231, 1997.
- [82] Livingston, C.W. – Fundamentals of Rock Failure. In *Quarterly of the Colorado School of Mines*, volume 51, No. 3, pages 1–11, 1956.
- [83] Lownds C.M. – Computer Modelling of Fragmentation from an Array of Shotholes. In *Proceedings of the 1st International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*.
- [84] Lu Y.B., Li Q.M., Ma G.W. – Numerical investigation of the dynamic compressive strength of rocks based on split Hopkinson pressure bar tests. In *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, pages 829–838, 2010.
- [85] Lundborg N. – Dataprogram för laddningsberäkning vid pallsprängning (in Swedish) — Report DS 1971:18. Technical report, SveDeFo, 1971.
- [86] Maerz N.H., Zhou W. – Optical digital fragmentation measuring systems — inherent sources of error. In *FRAGBLAST — International Journal of Blasting and Fragmentation*, pages 415–431, 1998.
- [87] Malvard L.J., Crawford E. – Dynamic increase factors for concrete. In *28th DDESB Seminar*, pages 702–708, 1998.
- [88] McHugh S. – Crack extension caused by internal gas pressure compared with extension caused by tensile stress. In *Int J. Fracture N°21*, pages 163–167, 1983.
- [89] McKenzie A.S. – Cost of explosives — do you evaluate it properly ? In *Mining Congress Journal 52*, volume 5, pages 32–41, 1966.
- [90] McKenzie A.S. – Optimum Blasting. In *Proceedings of the 28th Annual Minnesota Mining Symposium*, pages 181–188, 1967.
- [91] Meyer J.-L. – Article 6.1.3. Foration. In *Les Techniques de l'Industrie Minérale*, volume N° 14 "TIRS" — Tome 2: Applications et implications, pages 14–22, Juin 2002.
- [92] Miklautsch A. – Experimental investigation of the blast fragmentation behaviour of rocks and concrete - In the frame of European Project Less Fines. Master's thesis, Montanuniversität Leoben, 2002. In the frame of European Project Less Fines.
- [93] Minchinton A., Lynch P.M. – Fragmentation and heave modelling using a coupled discrete element gas flow code. In *Proceedings of the 5th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 71–80, 1996.

- [94] Mohammadi S., Bebamzadeh A. – Analysis of Fractured Rock and Gas Flow Interaction in Explosion Simulations. In *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, volume 34 (2), pages 482–491, 2007.
- [95] Monaghan J.J. – Smoothed particle hydrodynamics. In *Annu. Rev. Astron. Astrophys.*, volume 30, pages 543–574, 1992.
- [96] Mortazavi A., Salmi E.F. – A numerical investigation of the effect of blasthole delay in rock fragmentation. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 363–370, 2010.
- [97] Moser P. – Less fines in aggregate and industrial minerals production - results of a European research project. In *Proceedings of the 4th European Federation of Explosive Engineers (EFEE) Conference*, 2005.
- [98] Moser P., Dec. 2008. Personal communication.
- [99] Moser P., Sept. 2010. Personal communication.
- [100] Moser P. and Grasedieck A., Du Mouza J. and Hamdi E. – Breakage energy in rock blasting. In *Proceedings of the 3rd European Federation of Explosive Engineers (EFEE) Conference*, pages 323–334, 2003.
- [101] Munjiza A., Latham J.P., Andrews, K.R.F. – Detonation gas model for combined finite-discrete element simulation of fracture and fragmentation. In *Int. J. Num. Methods Eng.*, volume 49, pages 1495–1520, 2000.
- [102] Neville A.M. – *Properties of Concrete*. Wiley, 2000.
- [103] Nielsen K. – Economic effects of blasting on the crushing and grinding of ores. In *Proceedings of the 6th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 251–256, 1999.
- [104] Nilson R.H., Proffer W.J., Duff R.E. – Modeling of gas-driven fractures induced by propellant combustion within a borehole. In *Int. J. Rock Mech. Min. & Geomech. Abstr.*, volume 22 (1), pages 3–19, 1985.
- [105] Nourry D. – *Utilisation de réseaux de neurones pour examiner la fragmentation des roches à l'explosif et établir son influence sur la rentabilité de l'exploitation dans les carrières*. PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2002.
- [106] Olsson M., Ouchterlony F. – New damage zone formula for cautious blasting - SveBeFo Report 65. Technical report, Stockholm: Swedish Rock Engineering Research, 2003.
- [107] Olsson M., Ouchterlony F., Nyberg U., Bergqvist I., Granlund L., Grind H. – On the Energy Balance of Production Blasts at Nordkalks Klinthagen Quarry. In *Proceedings of the 3rd European Federation of Explosive Engineers (EFEE) Conference*, pages 332–344, 2003.
- [108] Onederra I. and Esen S. – Selection of inter-hole and inter-row timing for surface blasting - an approach based on burden relief analysis. In *Proceedings of the 3rd European Federation of Explosive Engineers (EFEE) Conference*, 2003.
- [109] Onederra I., Chitombo G.P., Cundall P.A., Furtney J.K. – Towards a complete validation of the lattice scheme in the Hybrid Stress Blasting Model (HSBM). In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 343–352, 2010.

- [110] Oppeneau T. – Géomodélisation et étude tectonosédimentaire du gisement de Tamgak. Technical report, AREVA NC B.U. Mines, Direction des Géosciences, January 2009.
- [111] Ouchterlony F. – Influence of blasting on the size distribution and properties of muckpile fragments, a state-of-the-art review. Technical report, Swedish Blasting Research Centre (SWEBREC) - Luleå University of Technology, December 2002. MinFo Project P2000-10 : Energioptimering vid netbrytning / Energy optimization in comminution.
- [112] Ouchterlony F. – The Swebrec[©] function : linking fragmentation by blasting and crushing. In *Mining Technology (Trans. Inst. Min. Metall. A)*, volume 114, pages A29–A44, 2005.
- [113] Ouchterlony F. – What does the fragment size distribution of blasted rock look like ? In *Proceedings of the 4th European Federation of Explosive Engineers (EFEE) Conference*, pages 189–199, 2005.
- [114] Ouchterlony F. – A common form for fragment size distributions from blasting and a derivation of a generalized Kuznetsov's x_{50} -equation. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 199–208, 2010.
- [115] Ouchterlony F. – Fragmentation characterization; the Swebrec function and its use in blast engineering. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 3–22, 2010.
- [116] Ouchterlony F. and Moser P. – Likenesses and differences in the fragmentation of full-scale and model-scale blasts. In *Proceedings of the 8th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 207–220, 2006.
- [117] Ouchterlony F., M. Olsson & J. Svärd. – Crack lengths or blast damage from string emulsion and electronic detonators. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 469–480, 2010.
- [118] Ouchterlony F., Nie S., Nyberg U., Deng J. – Monitoring of large open cut rounds by VOD, PPV and gas pressure measurements. In *FRAGBLAST - International Journal of Blasting and Fragmentation*, volume 1 (1), pages 3–25, 1996.
- [119] Paine A.S., Please C.P. – An improved model of fracture propagation by gas during rock blasting — some analytical results. In *Int. J. Rock Mech. Min. & Geomech. Abstr.*, volume 31 (6), pages 699–706, 1994.
- [120] Persson P.-A. – The relationship between strain energy, rock damage, fragmentation and throw in rock blasting. In *Proceedings of the 5th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 113–120, 1996.
- [121] Persson P.-A., Holmberg R. and Lee J. – *Rock Blasting and Explosives Engineering*, chapter 6. Principles of Charge Calculation For Surface Blasting, pages 184–185. CRC Press, 1994.
- [122] Persson P.A., Ladegaard-Pedersen A., Kihlström B. The influence of borehole diameter on the rock blasting capacity of an extended explosive charge. In *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, pages 277–284, 1969.
- [123] Potyondy D.O., Cundall P.A. – A bonded-particle model for rock. In *Int. Rock Mech. Min. Sci.*, volume 41, pages 1329–1364, 2004.

- [140] Sanchidrián J.A., Segarra P. and López L.M. – A practical procedure for the measurement of fragmentation by blasting by digital image analysis. In *Rock Mechanics and Rock Engineering*), pages 359–382, 2006.
- [141] Sanchidrián J.A., Segarra P. and López L.M. – Is it possible to assess fragmentation by blasting using image analysis ? In *Proceedings of the 8th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting (Santiago, Chile)*, pages 73–79, 2006.
- [142] Sanchidrián J.A., Segarra P., López L.M. – Energy components in rock blasting. In *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. (44-1)*, pages 130–147, 2007.
- [143] Sanchidrián J.A., Segarra P., López L.M., Ouchterlony F., Moser P. – Evaluation of some distribution functions for describing rock fragmentation data. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 239–248, 2010.
- [144] Scott A. – Effective Blast Engineering. In *Proceedings of the Explo '99 Conference*, pages 57–63, 1999.
- [145] Scott, A. – *Open Pit Blast Design*. Julius Kruttschnitt Mineral Research Centre, 2001.
- [146] Scott A., Cameron A. – The Field Evaluation of Explosives Performance. In *Proceedings of the Explo '88 Conference*, pages 50–58, 1988.
- [147] Scott A., Kantchibotla S., Morrell S. – Blasting for Mine to Mill Optimisation. In *Proceedings of the Explo '99 Conference*, pages 3–8, 1999.
- [148] Segarra P., Sanchidrián J.A., Moser P., Grasedieck A., Smöch B., Pascual J.A. – Energy-controlled blasting for less fines production. In *Proceedings of the 4th European Federation of Explosive Engineers (EFEE) Conference*, pages 535–543, 2005.
- [149] Segui J.B. – Asymmetric Blasting: A Rock Mass Dependent Blast Design Method. In *Proceedings of the Explo '01 Conference*, pages 437–446, 2001.
- [150] Sellers E.J., Kotze M., Dipenaar L., Ruest M. – Large scale concrete cube blasts for the HSBM model. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 389–398, 2010.
- [151] Singh D.P., Sarma K.S. – Influence of joints on rock blasting – A model case study. In *Proceedings of the 1st International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 533–554, 1983.
- [152] Song J., Kim K. – Blasting induced fracturing and stress field evolution at fracture tips. In *Rock Mechanics, Daemen & Schultz (Eds.)*, pages 547–552, 1995.
- [153] Spathis A.T. – On the energy efficiency of blasting. In *Proceedings of the 6th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, 1999.
- [154] Stagg M.S., Rholl S.A., Otterness R.E., Smith N.S. – Influence of shot design parameters on fragmentation. In *Proceedings of the 3rd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 311–317, 1990.
- [155] Starfield A.M., Pugliese J.M. – Compression waves generated in rock by cylindrical explosive charges: A comparison between a computer model and field measurements. In *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, volume 5 (1), pages 65–77, 1968.

- [156] Steiner H.J. – The Significance of the Rittinger Equation in Present-day Comminution Technology. In *Proceedings of the XVIIth International Mineral Processing Congress, Dresden 1991*, volume I, pages 177–188, 1991.
- [157] Steiner H.J. – Zerkleinerungstechnische Eigenschaften von Gesteinen. In *Felsbau (Sonderdruck aus –)*, volume 16, Nr.5, pages 320–325, 1998.
- [158] Svahn V. – Generation of fines in bench blasting - Dept of Geology publ A104. Master's thesis, Chalmers University of Technology, Sweden, 2003.
- [159] Tessier B., Jan. 2009. Personal communication.
- [160] Thorne B.J., Hommert P.J., Brown B. – Experimental and computational investigation of the fundamental mechanisms of cratering. In *Proceedings of the 3rd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*.
- [161] Thurley M.J. – Fragmentation size measurement using 3D surface imaging. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, 2010.
- [162] Ting J.M., Khwaja M., Meachum, L.R., Rowell J.D. – An ellipse-based discrete element model for granular materials. In *Int. J. Numer. Analyt. Meth. Geomech.*, volume 31 (14), pages 603–623, 1993.
- [163] Triviño L.F., Mohanty B., Munjiza A. – Seismic radiation patterns from cylindrical explosive charges by analytical and combined finite-discrete element method. In *Proceedings of the 9th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 415–426, 2010.
- [164] U.S. Bureau of Reclamation. – *Engineering Geology Field Manual*. 2001.
- [165] Wang S.W. – *A method for predicting rock fragmentation and blast casting*. PhD thesis, West Virginia University, 1991.
- [166] Wild, W. – *Sprengtechnik im Bergbau, Tunnel und Stollenbau sowie in Tagebauen und Steinbrüchen*. Verlag Glückauf GmbH., 1984.
- [167] Wilson W.H. & Holloway D.C. – Fragmentation studies in instrumented concrete models. In *Proceedings of the 6th IRSM Congress*, pages 735–741, 1987.
- [168] Wimmer M., Moser P. and Ouchterlony F. – Experimental investigation on blastability. In *5th International Conference and Exhibition on Mass Mining*, pages 645–655, 2008.
- [169] Winzer S.R., Anderson D.A., Ritter A.P. – Rock Fragmentation by Explosives. In *Proceedings of the 1st International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 225–250, 1983.
- [170] Wittke W. – *Rock Mechanics : Theory and Applications with Case Histories*. Springer, 1990.
- [171] Yang Z.G., Rustan A. – The influence from primary structure on fragmentation. In *Proceedings of the 1st International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, 1983.
- [172] Zeng Q., Navidi P., Zarka J. – An optimized design of blasting. In *Proceedings of the 5th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, pages 45–54, 1996.
- [173] Zhang G.J. – A study of free toe-space explosive loading and its application in open pit blasts. In *Proceedings of the 5th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*.

Liste des figures

I-1	Formes de tas idéales pour chargeuse à pneus et pelle hydraulique, respectivement (Scott <i>et al.</i> , 1988).	21
I-2	A gauche : tas abattu mal fragmenté (hauteur de gradin 18 m). A droite : l'ingénieur minier Ousmane M. posant à proximité du bloc hors gabarit. Mine de la SOMAÏR, 2008. Cliché personnel.	22
I-3	Pan de roche en place après un tir mal réussi. Mine de la SOMAÏR, 2010. Cliché personnel.	22
I-4	Evolution des coûts unitaires individuels des process du cycle minier en fonction du degré de fragmentation obtenu dans les tirs. Hustrulid (1999 [64]), d'après McKenzie (1967, [90]).	23
I-5	Différentes conditions de fracturation in-situ (Scott, 1999).	26
I-6	Abattage de conglomérats à blocs massifs (d'après Bhandari, 1997 [7]).	26
I-7	Deux mailles de foration différentes confrontées à un même réseau de discontinuités. Illustration d'après l'U.S. Bureau of Reclamation, [164], 2001.	27
I-8	Partie inférieure d'un gradin non arrachée en raison de la présence d'un joint subhorizontal. Mine de la SOMAÏR, 2008 (clichés personnels).	28
I-9	Formes d'arrachement produites en fonction de l'orientation des plans de discontinuité dans le massif, vue en plan (Jimeno <i>et al.</i> , 1995 [65]).	29
I-10	Formes d'arrachement produites en fonction de l'orientation des plans de discontinuité dans le massif, vue en coupe (Wild, 1984 [166]).	29
I-11	Principaux types d'explosifs regroupés par familles. D'après Persson, Holmberg & Lee (1994, [121]).	30
I-12	Principaux types de maille utilisés pour les tirs en ciel ouvert.	34
I-13	Effet du choix des retards entre lignes sur le dégagement des rangées abattues. Illustration d'après l'U.S. Bureau of Reclamation, [164], 2001.	34
I-14	Endommagement anormal de l'arrière d'un tir, absence de fragmentation visible et de dégagement de la dernière ligne en raison de ratés dans les premières lignes. La faille visible au premier plan correspond à la dernière ligne de trous du plan de tir. Mine de la SOMAÏR, 2008 (cliché personnel).	35
I-15	Temps de réponse T_{min} pour différentes roches et rapports banquette/diamètre de trou. Onederra & Esen (2003 [108]), d'après les données de Chiappetta (1998, [22]).	36
I-16	Exemple d'une situation de projection excessive causée par une inclinaison non maîtrisée. En haut, à gauche : profil de trou mesuré et représenté avec le logiciel BlastMetriX3D. En haut, à droite : vue de la reconstitution 3D du gradin avec position des trous à l'endroit du tir où la projection a été observée. En bas : capture d'écran du film de tir. Mine de la SOMAÏR, 2010.	39
I-17	Déviation naturelle des forages causée par les strates du terrain (à gauche: avec tige guide pour limiter les déviations; à droite: sans tige guide). D'après Meyer, 2002 [91].	40
I-18	Influence d'une surforation irrégulière sur la qualité de la plate-forme inférieure après tir.	40

I-19	Détente isentropique de deux explosifs aux régimes de détonation rapide (en haut) et lent (en bas). D'après Brinkmann (1990, [17]).	42
I-20	Zones d'endommagement et de fissuration radiale autour d'un trou de mine. D'après Bhandari (1997, [7]).	43
I-21	Impact avec un pointeau métallique au centre d'une plaque de verre standard de format A4, épaisseur 3 mm (grossissement autour de l'impact). Cliché personnel, 2009.	44
I-22	Ecaillage d'une barre métallique soumise à l'impact en surface d'un explosif brisant. Christmann (1970, [25]), d'après Rinehart & Pearson (1954, [126]). . .	44
I-23	Lignes de champ mécanique dues à la pression quasistatique au sein d'un trou de mine lors de la phase de détente des gaz (Bhandari, 1997 [7])	45
I-24	Proportion des énergies sismique (SE), cinétique (KE) et de fragmentation (FE) consommées dans le processus de tir pour différents types d'explosifs testés, en fonction de l'énergie chimique (CE) initiale. D'après Spathis (1999, [153]). . . .	46
I-25	Distribution de l'énergie explosive libérée dans les tirs à l'explosif sous diverses formes. D'après Bhandari (1997, [7]). Annotations en couleur et coloration des éléments par le présent auteur.	47
I-26	Impacts successifs avec un pointeau métallique sur une plaque de verre standard (épaisseur 3 mm), en commençant par l'impact central. Les bords de la plaque sont libres. Cliché personnel, 2009.	48
I-27	Relation entre énergie par unité de volume et création de surface par unité de volume pour 6 types de roches testées (Moser & Grasedieck, 2003 [100]).	50
I-28	Quelques exemples de lois d'évolution de la pression des gaz d'explosion à la paroi d'un trou de mine utilisées dans la littérature. D'après Saharan (2008, [138])	53
I-29	Description qualitative d'une loi d'évolution pression-temps à la paroi d'un trou de mine. D'après Saharan (2008, [138]).	53
I-30	Facteur d'acroissement dynamique en traction pour des bétons. D'après Malvard & Crawford (1988, [87]).	55
I-31	Facteur d'acroissement dynamique pour différentes conditions de roches et vitesses de déformation imposées. D'après Lu (2010, [84]).	56
I-32	Illustration des concepts de densité de probabilité des classes de fragments (vert) et de fonction de répartition granulométrique (bleu), pour l'exemple d'une masse de roche M_T passée dans une série de n tamis de mailles $x_1, \dots, x_n$.	58
I-33	Exemple de distribution granulométrique théorique (fonction de Rosin-Rammler).	58
I-34	Echantillons de taille réduite avec reconstitution de discontinuités artificielles (respectivement Singh <i>et al.</i> , 1983 [151] et Yang & Rustan, 1983 [171]).	66
I-35	Expérience de tir en échelle réduite PHM-15-1,2/1,2-03 à la mine de Eisenerz (Moser & Maierhofer, 2010). 3 trous verticaux abattus un par un (photographie de droite) en commençant par le trou central (photographie de gauche). Diamètre des trous 7 mm. Dimension de bloc $1,96 \cdot 1,00 \cdot 1,00$ m. Photographies présentées avec l'aimable autorisation des auteurs de l'étude en cours.	67
I-36	Cellule de confinement utilisée par Gorham-Bergeron <i>et al.</i> pour les tirs expérimentaux (Gorham-Bergeron <i>et al.</i> , 1987).	67
I-37	Croquis de l'endommagement observé pour le test à trous multiples CVB-7 (Gorham-Bergeron <i>et al.</i> , 1987). L'endommagement inhomogène de l'échantillon a conduit les auteurs à interrompre ce type de tests.	68
I-38	Profil d'arrachement après tir pour l'échantillon à bords fixes CVB-5 (Gorham-Bergeron <i>et al.</i> , 1987).	68
I-39	Cylindres MBC 100-1 et MBC 100-2 vus de côté (Miklautsch <i>et al.</i> , 2002 [92]).	69
I-40	Résultats de l'essai confiné MBC 100-2 (Miklautsch <i>et al.</i> , 2002 [92]).	69

I-41	Un exemple d'essai confiné par Johansson <i>et al.</i> (Johansson <i>et al.</i> , 2008).	70
I-42	Facteur de forme de l'arrachement produit selon la définition de Wimmer (2008, [168]).	71
I-43	Plan de chargement à l'explosif adaptatif en fonction du type de roche (Segui, 2001 [149]).	76
I-44	Plan d'amorçage adaptatif en fonction du type de roche (Segui, 2001 [149]).	76
I-45	Exemples de découpages de plans de tir selon les règles énoncées par Hjelmberg. En haut: maille parallèle, amorçage ligne par ligne. En bas: maille décalée, amorçage ligne par ligne.	77
I-46	Illustration du découpage en zones de fragmentation principale, secondaire et arrière par Rollins <i>et al.</i>	79
II-1	Carte géologique de la région de l'Aïr, Nord du Niger. D'après Oppeneau (2009, [110]).	88
II-2	Alternance stratigraphique de la bordure Est du bassin de Tim Mersoï. D'après Oppeneau (2009, [110]).	89
II-3	Positions des gradins expérimentaux comparées au contour final de la fosse Tamgak. Représentation translatée par rapport aux coordonnées GPS réelles.	91
II-4	Vues de la fosse Tamgak.	92
II-5	Contexte géologique de la fosse Tamgak. D'après Oppeneau (2009, [110]).	93
II-6	Engins de foration/minage utilisés à la SOMAÏR et mis à disposition pour le programme expérimental (clichés personnels, 2009).	94
II-7	Chargeuses et tombereaux utilisés à la SOMAÏR et mis à disposition pour le programme expérimental (clichés personnels, 2009).	95
II-8	Diagramme des opérations de mesure et des liens entre elles. Les cadres signalés en jaune correspondent aux paramètres prioritaires qui font l'objet du programme expérimental. Ces paramètres sont soumis à une analyse à la fois qualitative et quantitative. Les cadres signalés en vert correspondent à des paramètres de contrôle dont l'analyse ne sera pas développée dans le cadre de ce travail.	97
II-9	Principe de la mesure stéréophotogrammétrique avec le système BlastMetriX3D (3G Software & Measurement, 2007).	99
II-10	Protocole de prise de vues BlastMetriX utilisé pour limiter les risques de perte de mesures.	99
II-11	Sonde Pulsar et principe de la mesure de trou. Le nombre de points de mesure n'est pas fixe; il dépend de la profondeur du trou et de l'intervalle de mesure choisi.	100
II-12	Chargement d'un trou expérimental (volée R8) et prélèvement d'échantillon de nitrate-fuel par les boute-feux en vue des mesures de densité et de pourcentage gasoil.	102
II-13	Photographie de l'installation FragScan implantée à Tamgak. Mine de la SOMAÏR (Cliché personnel, 2010).	104
II-14	Photographie d'un chargement de tombereau enregistré avec l'installation de prises de vues FragScan.	104
II-15	Délimitation de la zone d'intérêt dans le logiciel FragScan.	105
II-16	Représentations 3D assistées par ordinateur des structures géologiques des gradins abattus dans les essais mono-trou R6T2 et R7T2.	107
II-17	Courbe granulométrique brute expérimentale et lois ajustées - exemple de l'essai bi-trou R4B3.	117

II-18	Comparaison entre valeurs de taille médiane de fragments pour les courbes granulométriques brutes et les courbes granulométriques corrigées. Le facteur moyen entre les deux cas est environ de 3.	118
II-19	Comparaison entre valeurs d'indices d'uniformité pour les courbes granulométriques brutes et les courbes granulométriques corrigées. Le facteur moyen entre les deux cas est environ de 3.	119
II-20	Comparaison des tonnages abattus mesurés pour les tirs expérimentaux au moyen des deux méthodes (payload <i>vs.</i> différence géométrique entre parois avant et après tir).	120
II-21	Nuages de points 3D de l'essai R3T3 après normalisation et sectionnement horizontal (avant et après tir).	121
II-22	Vue d'une section horizontale de la volée expérimentale R1 comprenant les essais R1T3, R1T6 et R1T9.	123
II-23	Distribution des mesures de chargements de camions SOMAÏR au cours du mois de juillet 2010 (Calvez, 2010 [18]).	124
II-24	Elagage vertical des nuages de points verticalisés pour limiter l'analyse des profils moyens à la zone non perturbée.	125
II-25	Adaptation de la borne inférieure d'elagage (cas de l'essai I5).	126
II-26	Calcul d'un profil moyen à partir de S lignes orientées, avec une résolution de N points. Pour ce cas illustratif, $S = 2$ et $N = 12$	127
II-27	Taille maximale de bloc produite dans l'ensemble des essais en fonction de la consommation spécifique; distinction entre essais réalisés sur le Front 1 (NS) et sur le Front 2 (EW).	129
II-28	Effets arrière constatés pour les essais mono-trou R1T6 et R2T4. La fissure radiale constatée pour l'essai R1T6 est la seule de tout le programme d'essais — si elle était déjà existante dans le massif, elle n'a été détectée ni lors de la réalisation de l'expérience, ni <i>a posteriori</i> en examinant les photos de la plate-forme avant le tir.	130
II-29	Effets arrière constatés pour les essais bi-trous R7B3 et R8B2, ainsi que pour l'essai multi-trous I6.	131
II-30	Attribution des effets arrière d'un tir aux ondes de traction réfléchies à la surface libre du gradin.	132
II-31	Portée des effets arrière mesurés sur la plate-forme supérieure en fonction de la banquette minimale moyenne des trous.	132
II-32	Hypothèse d'un mécanisme d'endommagement diffus produisant des manifestations arrière associées à une loupe de glissement.	133
II-33	Captures vidéo des volées expérimentales R3 et R8. Aucun débouillage observés pour les mono-trous R3T2 ($B_{min}=4.7$ m), R3T3 ($B_{min}=4.6$ m) et R3T4 ($B_{min}=3.6$ m). Débouillages observés pour les trous 1, 2 et 3 du tir I5 ($B_{min}=3.1$, 3.7 et 4.0 m) et pour le trou 1 du tir I6 ($B_{min}=3.5$ m).	134
II-34	Photographies de tas abattus obtenus par type d'essai dans le programme expérimental. Les valeurs de banquette et d'espacement données ici sont des valeurs moyennes pour tout le tir.	136
II-35	Indices d'uniformité des granulométries expérimentales, par type d'essai, en fonction de la consommation spécifique.	139
II-36	Comparaison des courbes granulométriques des essais multi-trous I2, I4 et I5 (lignes pleines) avec les courbes granulométriques des essais mono-trou R2T2, R3T2 et R6T4 (pointillés).	139
II-37	Taille médiane de fragments en fonction de la banquette moyenne (par type d'essai).	141

II-38	Taille médiane de fragments en fonction de la consommation spécifique (par type d'essai).	141
II-39	Taille maximale de blocs produite dans les tirs en fonction de la consommation spécifique (par type d'essai).	142
II-40	Taille maximale de blocs produite dans les tirs en fonction de la banquette moyenne (par type d'essai).	143
II-41	Comparaison des tailles maximales de bloc mesurées avec les tailles médianes de fragments brutes mesurées selon la nature des essais.	144
II-42	Tailles médianes X_{50} mesurées dans les essais bi-trous à amorçage simultané et dans les essais de plusieurs trous à amorçage retardé, en fonction de l'espacement moyen entre trous.	146
II-43	Pourcentages de fines optiques, par type d'essai, en fonction de la consommation spécifique.	147
II-44	Définition des demi-surfaces arrachées mesurées dans les expériences et analysées dans cette partie (de haut en bas, cas du mono-trou, du bi-trous et du tir multi-trous). Les profils moyens présentés ici sont illustratifs, et fictifs.	149
II-45	Photographies des arrachements observés dans le programme d'essais.	150
II-46	Illustration de la méthode analytique utilisée pour décrire les arrachements avec des fonctions de forme quelconques.	152
II-47	Calcul des surfaces moyennes latérales arrachées par les trous, pour l'exemple de l'essai bi-trous à amorçage retardé R7B3. Lorsqu'on évoque les demi-sections d'un essai bi-trous ou d'un essai multi-trous, il s'agit uniquement des deux arrachements aux bords du tir. L'arrachement médian n'est pas étudié pour des raisons qui apparaîtront clairement plus loin dans l'exposé.	153
II-48	Illustration des asymétries d'arrachement communément observées dans les résultats de tir mono-trou du programme expérimental.	154
II-49	Demi-arrachements normalisés mesurés pour les essais mono-trou et forme d'arrachement analytique ajustée.	155
II-50	Arrachements évasés observés dans la littérature pour des charges uniques et en échelle réduite. A gauche: Persson, Ladegaard-Pedersen & Kihlström, [122], granit, $B=0.7$ m. A droite: Bhandari, béton, 1997 [7], $B= 0.02-0.05$ m.	156
II-51	Demi-sections planes arrachées par les essais mono-trou du programme expérimental. Les arrachements ayant été perturbés ont été écartés du procédé d'ajustement et ne sont pas représentés sur ce graphe.	157
II-52	Comparaison des arrachements produits par, de haut en bas: un tir bi-trous à amorçage retardé (R7B3 — $B_{min}=4.3$ m, $S=9.0$ m), un tir bi-trous à amorçage simultané (R8B2 — $B_{min}= 4.3$ m, $S=7.9$ m), un tir à une rangée amorcée de droite à gauche avec retard (I3 — B_{min} de droite à gauche: 5.1, 3.8, 4.2, 4.1 m, S trou à trou de droite à gauche: 9.0, 7.0, 7.9 m).	159
II-53	Résultats d'arrachement latéral en fonction de la banquette minimale B (comparaison entre tirs mono-trou et tirs multi-trous).	160
II-54	Arrachement latéral produit dans les tirs de rangée: distinction entre les premiers et derniers trous.	160
II-55	Arrachement latéral produit dans les tirs bi-trous à amorçage retardé: distinction entre le premier et le deuxième trou.	161
II-56	Illustration d'un découpage des tirs bi-trous et à une rangée à amorçage retardé selon les concepts usuels de la littérature. Le schéma en haut à droite est extrait de Ouchterlony, 2010 [114].	163
II-57	Illustration d'un découpage des tirs bi-trous et à une rangée à amorçage retardé en prenant en compte les résultats d'arrachement obtenus dans nos expériences.	164

III-1	Cylindre de béton confiné par un anneau d'acier abattu en laboratoire (Miklautsch, 2002 [92]). Diamètre du cylindre: 120 mm	167
III-2	Schéma du calcul 1D axisymétrique réalisé.	168
III-3	Contrainte à l'interface en présence d'acier et pour une liaison parfaite (collage entre béton et acier).	171
III-4	Contrainte à l'interface en présence d'acier et pour une liaison sans traction entre béton et acier.	172
III-5	Déplacements du béton et de l'acier à l'interface pour une liaison sans traction entre béton et acier.	172
III-6	Evolution de la contrainte radiale (normalisée) σ_r/P_0 à l'interface (ondes cylindriques, élasticité dynamique), cas de la liaison béton-acier parfaite.	173
III-7	Evolution de la contrainte radiale (normalisée) σ_r/P_0 à l'interface (ondes cylindriques, élasticité dynamique), cas de la liaison béton-acier sans traction.	174
III-8	Evolution de la contrainte tangentielle (normalisée) σ_θ/P_0 à l'interface (ondes cylindriques, élasticité dynamique) pour les 3 scénarios étudiés.	174
III-9	Déplacements du béton et de l'acier à l'interface (ondes cylindriques, élasticité dynamique); mise en évidence des phases de contact et de décollement.	175
III-10	Evolution des déplacements u à l'interface, pour les 3 scénarios envisagés. Le fait d'observer comparativement les déplacements du béton et de l'acier dans le cas de la liaison sans traction permet de mettre en évidence des phases de décollements qui sont coloriées sur la figure.	176
III-11	Evolution à l'interface de la contrainte radiale (normalisée) σ_r/P_0 pour les 3 scénarios étudiés.	177
III-12	Evolution à l'interface de la contrainte tangentielle (normalisée) σ_θ/P_0 pour les 3 scénarios étudiés.	178
III-13	Evolution à la paroi du trou de mine de la contrainte tangentielle (normalisée) σ_θ/P_0 pour les 3 scénarios étudiés.	178
III-14	Evolution de l'endommagement principal Θ_1 à l'interface, pour les 3 scénarios étudiés.	179
III-15	Evolution de l'endommagement principal Θ_1 à la paroi du trou de mine, pour les 3 scénarios étudiés.	179
III-16	Comparaison entre superposition de solutions semi-analytiques irradiées charge + anti-charge avec un calcul par éléments finis en élasticité dynamique.	182
III-17	Lignes d'isovaleur de la contrainte principale majeure et du déviateur de contrainte de Von Mises à l'instant $t = 4.0 \text{ ms}$ après détonation de la charge. Les valeurs représentées en échelle indiquent la valeur de contrainte rapportée à l'amplitude du pic de pression atteint à la paroi du trou.	183
III-18	Instants auxquels les maxima de contrainte sont atteints dans le maillage. Le maillage étant très fin pour pouvoir propager l'onde acoustique, les instants d'édition des résultats de calcul sont espacés afin de ne pas générer un fichier de résultats trop volumineux. Ceci explique la présence des anneaux. Le résultat constaté pour le déviateur de contraintes est qualitativement identique mais quantitativement modifié par le fait que les ondes longitudinales et les ondes de cisaillement se propagent dans un matériau à des vitesses différentes.	184
III-19	Compression uniaxiale à vitesse de déformation imposée constante: influence du pas d'intégration (ms) sur la convergence de la solution.	187
III-20	Illustration de la rhéologie développée sur un exemple de cycle de charges et décharges en configuration uniaxiale (Rouabhi, 2004 [133]). Annotations et colorations ajoutées par le présent auteur.	191

III-2	Illustration de la dépendance de la réponse du matériau à la vitesse de déformation par l'exemple d'une traction uniaxiale à vitesse de déformation constante.	192
III-22	Endommagement principal à $t=0.01$ ms dans le calcul $1T$ — influence de la finesse du maillage à la paroi du trou sur la localisation de l'endommagement à proximité de celui-ci.	193
III-23	Condition aux limites de référence imposée à la paroi d'un trou lors de la détonation de la charge explosive qu'il contient.	195
III-24	Géométrie du calcul $1T$. Le trou n'est pas représenté à l'échelle pour une raison de visibilité.	196
III-25	Géométrie du calcul $2TS$. Les trous dessinés (trou du calcul $1T$ et premier trou T1 du calcul $2TS$) ne sont pas représentés à l'échelle pour une raison de visibilité.	196
III-26	Calcul $2TS$. Coupe horizontale sur l'axe trou-trou ($y = 0$) — comparaison de l'endommagement principal majeur Θ_1 (lignes noires avec points) et de l'endommagement Θ_{yy} (surfaces pleines colorées). Pour cet exemple, la composante principale majeure du tenseur d'endommagement est orientée selon $\vec{y}$ sauf dans une zone réduite autour de l'axe vertical $x = 0$	197
III-27	Endommagement majeur à l'instant $t=0.06$ ms dans les calculs $1T$ (en haut) et $2TS$ (en bas). Chaque noeud du maillage est représenté par un disque dont la couleur, en dégradé, est proportionnelle à la valeur de Θ_1 (échelle de couleur explicitée au milieu).	198
III-28	Evolution de l'endommagement au cours du temps (calcul $1T$).	199
III-29	Endommagement principal le long du plan médian entre trous - comparaison entre le calcul $2TS$ et les résultats d'endommagement obtenus au même endroit pour le calcul $1T$. Θ_1 est compris pour les deux cas entre 1. et 30.	200
III-30	Résultats d'expérience de Rinehart & Pearson (gauche) et représentation des résultats d'endommagement du calcul $1T$ dans la zone de banquette.	202
III-31	Exemples de tirs de charges simultanées à l'échelle du laboratoire dans la littérature expérimentale. Les axes d'endommagement préférentiels trou-surface libre et trou-trou y sont observés.	202
III-32	Dérivée de la pression imposée à la paroi du trou en fonction du temps pour 3 temps de montée différents. Le deuxième temps de montée correspond au cas de référence.	204
III-33	Résultats de simulation pour différents pics de pression. Le cas de référence est présenté au centre.	204
III-34	Résultats de simulation pour différentes vitesses de montée en pression. Le cas de référence est présenté au centre.	205
III-35	Résultats de simulation pour différentes vitesses de décroissance post-pic de la pression dans le trou. Le cas de référence est présenté au centre.	205
III-36	Modification de la réponse du matériau par augmentation ou réduction significative de la vitesse de déformation maximale v_d	206
III-37	Résultats de simulation pour différentes vitesses de déformation maximales. Le cas de référence est présenté au centre.	207
III-38	Différences entre endommagement principal après la fin de la détonation du trou 1 ($t=0.1$ ms) et avant détonation du trou 2 ($t=0.833$ ms). La portée du maillage dans ce calcul est nettement supérieure à ce qui est représenté sur les schémas; on s'est assuré qu'elle était suffisante (environ 1600 mm) pour que les réflexions d'onde aux bords du calcul ne perturbent pas ce dernier.	208

III-39	Comparaison entre géométries des calculs 1T (en haut) et 2TR (en bas). Seule la zone d'intérêt est schématisée pour le calcul 2TR; le maillage possède une portée plus grande que ce qui est visible sur le schéma pour parer aux réflexions d'ondes aux bords.	209
III-40	Endommagement principal le long de l'axe trou - surface libre ($x = 0$). Comparaison entre les résultats du calcul 2TR (premier trou) et du calcul 1T. Θ_1 est compris pour les deux cas entre 1. et 30.	210
III-41	Régularisation de la carte d'endommagement pour l'évaluation granulométrique du résultat de simulation et restriction à la zone arrachée concernée — calcul 1T.	212
III-42	Comparaison entre courbe granulométrique simulée à partir du calcul 1T et courbe empirique issue des résultats du programme expérimental appliqués au tir R1T3.	213
III-43	Comparaison entre évaluations granulométriques des calculs 1T et 2TS et courbe construire à partir des résultats empiriques du Chapitre II appliqués à un tir bi-trou à amorçage simultané d'espacement 8 m. La courbe empirique pour le cas mono-trou n'a pas été représentée pour éviter de surcharger la figure — on a pu s'assurer à la Figure III-42 qu'elles étaient raisonnablement identiques.	214
III-44	Cylindres d'alliages métalliques différents soumis à impact explosif sur la paroi intérieure (gauche) et extérieure (droite).	216
IV-1	Illustration des termes définis dans le texte.	223
IV-2	Formes croissante et décroissante $M_C(\lambda)$ et $M_D(\lambda)$. Pour cet exemple, le phénomène que quantifie λ joue en faveur de la fragmentation. On peut alors choisir d'utiliser la forme croissante pour pondérer la consommation spécifique (l'équivalent d'une charge explosive plus puissante au fur et à mesure que λ augmente), ou bien la forme décroissante pour pondérer les résultats de fragmentation X_{50} et X_{max} (réduire la taille des fragments produits au fur et à mesure que λ augmente).	225
IV-3	Forme de multiplicateur avec valeur optimale pour $\lambda = \lambda_0$. Dans cet exemple, si on veut associer au paramètre λ un effet positif sur la fragmentation, on pondère la consommation spécifique propre de la charge par le multiplicateur présenté ci-dessus.	226
IV-4	Illustration de la méthode de prédiction des volumes arrachés pour l'exemple d'une charge unique.	227
IV-5	Prédiction d'arrachement - calcul de la banquette moyenne et prédiction de l'arrachement du premier trou à partir de la loi empirique mono-trou pour le cas de l'essai R7B3.	228
IV-6	Différence entre banquette moyenne par rapport au profil moyen et valeur moyenne des banquettes minimales associées à plusieurs profils (cas théorique exagéré).	228
IV-7	Prédiction d'arrachement pour les deux trous, comparée au profil d'arrachement moyen mesuré. Noter la différence notable de géométrie abattue pour le premier et le deuxième trou sous cette hypothèse d'arrachement séquentiel.	229
IV-8	Découpage du plan de tir séquentiel obtenu par utilisation de la banquette efficace et de la loi d'arrachement mono-trou, pour l'exemple de deux tirs de rangées (I2 et I5).	229
IV-9	Demi-surfaces arrachées par les deuxièmes trous des essais bi-trous à amorçage retardé, en fonction de B_{pr} , B_{res} ou B_{dyn}	231
IV-10	Trois croquis spéculatifs différents sur le principal mécanisme d'action dans la fragmentation du volume propre au trou 2 (gauche), amorcé après le trou 1 (droite).	232

IV-11	Hypothèses de découpage séquentiel et égalitaire appliquées à l'exemple du tir I5. La différence que l'on peut noter entre le découpage séquentiel présenté ici, et celui précédemment introduit à la Figure IV-8, résulte du fait qu'on considère maintenant la banquette moyenne et les corrélations empiriques associées pour réaliser les prédictions d'arrachement.	233
IV-12	Prédiction de taille médiane appliquée au découpage séquentiel des essais à amorçage retardé, avec la loi empirique $X_{50}(q)$ obtenue pour les mono-trous. Les courbes représentent les meilleurs ajustements obtenus, par série de points, avec des lois puissance.	236
IV-13	Découpage égalitaire des volumes propres, illustré sur la base de l'essai bi-trous R9B3.	237
IV-14	Prédiction de taille médiane appliquée au découpage trou par trou des essais à amorçage retardés, avec la loi empirique $X_{50}(q)$ obtenue pour les mono-trous, avec hypothèse de découpage égalitaire au lieu de séquentielle.	237
IV-15	Prédiction de taille maximale appliquée au découpage trou par trou des essais à amorçage retardés, avec la loi empirique $X_{max}(q)$ obtenue pour les mono-trous.	238
IV-16	Prédiction de taille maximale appliquée au découpage trou par trou des essais à amorçage retardés, avec la loi empirique $X_{50}(B)$ obtenue pour les mono-trous.	239
IV-17	Prédiction de taille maximale appliquée au découpage trou par trou des essais à amorçage retardés, avec la loi empirique $X_{max}(B)$ obtenue pour les mono-trous.	240
IV-18	Valeur de X_{50} prédites par trou en fonction de sa consommation spécifique propre.	242
IV-19	Valeur de X_{50} prédites par trou en fonction de sa banquette propre.	242
IV-20	Illustration du mécanisme d'endommagement attendu des effets des ondes de choc avant et après réflexion à la surface libre.	244
IV-21	Fissures radiales arrière dans des essais en échelle réduite réalisés dans le cadre d'autres travaux de recherche.	245
IV-22	Photographie de la détonation d'une charge cylindrique dans une plaque de plexiglass rétro-éclairée (Langefors & Kihlström, 1963 [75]).	246
IV-23	Illustration spéculative d'un mécanisme d'arrachement de la roche de banquette combinant mouvement de la roche et propagation des fissures radiales. Le gradient de contrainte est modifié aux bords par la mise en flexion.	248
IV-24	Illustration d'une hypothèse de fragmentation homogène due à l'action axisymétrique de l'onde de choc incidente.	252
IV-25	Mise en oeuvre de l'approche prédictive axisymétrique sur l'exemple des essais mono-trou R2T3 et R3T2.	253
IV-26	Taille maximale de bloc dans les essais, par type de tir et en fonction du maximum atteint par le paramètre d_{max} sur l'ensemble des trous du tir.	254
IV-27	Utilisation d'un paramètre d'atténuation, ξ , pour détériorer la consommation spécifique du trou 2 par les effets de la détonation antérieure du trou 1.	256
IV-28	Utilisation d'un paramètre d'atténuation η pour prendre en compte l'effet d'un débouillage.	257
IV-29	Rappel de la prédiction d'arrachement séquentielle pour le cas de l'essai R7B3.	259
IV-30	Illustration des zones de fragmentation proposées et étudiées, pour le cas de l'essai R7B3.	259
IV-31	Utilisation d'un paramètre d'atténuation η' pour prendre en compte une interaction négative des gaz d'explosion sous l'hypothèse de découpage égalitaire.	261
IV-32	Théorie de la rupture flexurale illustrée dans les plans XZ et XY respectivement. L'illustration du mode de flexion dans le plan XZ est empruntée à Rai, 2005 [124].	262

IV-33	Illustration comparative d'un essai mono-trou et d'un essai bi-trous mettant en évidence l'hypothèse d'une fragmentation inhibée pour le deuxième trou (contribution de la rupture flexurale à la fragmentation).	262
IV-34	Illustration du principe de transfert rétroactif d'une partie de l'énergie du trou 2 vers son antécédent, pour le cas d'un essai bi-trous à amorçage retardé.	264
IV-35	Prédiction pour X_{50} avec terme d'échange α en comparaison avec les valeurs mesurées.	265
IV-36	Prédiction pour X_{50} avec terme d'échange α et multiplicateur $M_O(S)$, en comparaison avec les valeurs mesurées.	266
IV-37	Prédiction pour X_{max} avec terme d'échange α et multiplicateur $M_O(S)$, en comparaison avec les valeurs mesurées.	266
IV-38	Illustration de l'hypothèse de circulation des gaz d'explosion formulée pour expliquer les débouffrages des premiers trous et la diminution de la portée latérale de l'arrachement dans les tirs à plusieurs trous amorcés avec retard.	268
IV-39	Premier, deuxième et troisième trous abattus dans l'essai à échelle réduite PHM-15-1,2/1,2-03 réalisé à la mine de Eisenerz (photographie: Moser & Maierhofer, 2010).	270
IV-40	Prédiction pour X_{50} avec multiplicateur m_i de la consommation spécifique, établie sur la base des valeurs moyennes q et S pour chaque essai.	273
IV-41	Prédiction pour X_{max} avec multiplicateur m_i de la consommation spécifique et facteur β de pondération de taille maximale, établie sur la base des valeurs moyennes q et S pour chaque essai.	273

Liste des tables

I.1	Equivalents carbone émis par tonne de minerai abattue dans les différentes étapes du cycle minier (Brent, 2010).	24
I.2	Propriétés de plusieurs explosifs français commercialisés. D'après Grange (2007, [54]). La SOMAÏR utilise comme cartouche d'amorce l'Explus.	31
I.3	Calcul du Rock Mass Factor A (Lilly, 1986).	60
I.4	Tableau récapitulatif des paramètres des tests mono-trous en échelle réelle réalisés par Rustan <i>et al.</i> , 1987 [136], Bilgin, 1991 [8] et Bilgin <i>et al.</i> , 1993 [9]. Données publiées par les auteurs.	72
II.1	Paramètres mécaniques mesurés et rapportés pour les couches de grès de l'Izegouandane.	96
II.2	Problèmes de mesure rencontrés dans le programme expérimental (1/2)	111
II.3	Problèmes de mesure rencontrés dans le programme expérimental (2/2)	112
II.4	Matrice de corrélation entre consommations spécifiques avec/hors pied et principaux résultats de fragmentation. Les coefficients de corrélation R^2 s'entendent par rapport à une loi puissance $A \cdot x^\alpha$	115
II.5	Matrice de corrélation entre banquettes minimale/directe et paramètres principaux liés à l'arrachement et à la fragmentation. Les coefficients de corrélation R^2 s'entendent par rapport à une loi puissance $A \cdot x^\alpha$	115
II.6	Récapitulatif des données de fragmentation obtenues en fonction des paramètres des essais réalisés dans le cadre du programme expérimental, par type d'essai.	137

II.7	Récapitulatif des données d'arrachement obtenues en fonction des paramètres des essais réalisés dans le cadre du programme expérimental, par type d'essai. B_L et B_R : banquettes minimales des trous aux extrémités gauche et droite. U : surforation. H_g : hauteur de gradin.	151
III.1	Données géométriques et paramètres élastiques utilisés pour la modélisation de l'essai cylindrique bloqué de Miklautsch.	168
III.2	Célérités et impédances acoustiques des deux matériaux de l'échantillon cylindrique composite.	170
III.3	Paramètres utilisés dans les calculs en élasticité dynamique.	180
III.4	Paramètres rhéologiques du matériau utilisé dans le calcul par éléments finis.	194
III.5	Paramètres Rosin-Rammler des courbes empiriques (Emp) et estimées par rapport aux résultats de simulation (Sim) pour les cas $1T$ et $2TS$	214
IV.1	Récapitulatif des données utilisées et calculées pour les tentatives de prédiction trou par trou.	234

Recherche d'une prédiction de fragmentation charge par charge pour les tirs à ciel ouvert

RESUME : Pour contribuer à la compréhension des processus d'arrachement et de fragmentation de la roche par l'explosif en ciel ouvert, le travail de recherche présenté dans ce mémoire vise à affiner les techniques empiriques de prédiction de fragmentation existantes.

Un programme expérimental conséquent réalisé en échelle réelle sur site minier apporte des données ainsi que de nouveaux éléments par rapport à l'existant dans la littérature. En particulier, une comparaison entre résultats de tirs de charge unique et résultats de tirs à plusieurs charges est faite. Dans le contexte roche/explosif du site test, les résultats démontrent que le bénéfice industriel d'une prédiction charge par charge est limité.

Une approche numérique a été mise en œuvre en parallèle du travail expérimental ; elle met à contribution un modèle rhéologique d'endommagement développé spécifiquement pour l'étude de la fragmentation par l'explosif (Rouabhi, 2004). Des calculs 2D avec réduction d'échelle ont été réalisés ; l'utilisation d'un tel modèle d'endommagement s'avère indispensable, et la nécessité de coupler dans le futur les effets des ondes de choc et des gaz d'explosion dans la modélisation est soulignée. On explique par ailleurs de manière originale les résultats d'une étude expérimentale en laboratoire (Miklautsch *et al.*, 2002).

En fin de mémoire, plusieurs méthodologies de prédiction charge par charge aisément reproductibles sont testées et ajustées aux résultats du programme expérimental.

Mots clés : Abattage, explosif, arrachement, fragmentation, mine à ciel ouvert, programme expérimental, instrumentation, mesure, simulation, numérique, endommagement, modèle, prédiction, empirique.

Search for a hole-by-hole fragmentation prediction method in application to open pit blasts

ABSTRACT: To contribute in the understanding of rock breakage and fragmentation processes in open pit blasting, the herein presented research aims at refining existing empirical fragmentation prediction techniques.

A comprehensive full-scale experimental program has been conducted in an open pit mine and analyzed. The experiments yield data as well as enlightenments with respect to existing literature on blasting experiments. In particular, single-hole and multiple-hole blasting results are compared. In the test site's rock/explosives context, results demonstrate that industrial benefits from a hole-by-hole prediction are limited.

A numerical approach has been developed in parallel to experimental work; it takes advantage of a damage behaviour law specifically designed for fragmentation by explosives (Rouabhi, 2004). 2D calculations with scale reduction are made; the use of such a behaviour law is shown to be essential, and it is outlined that coupling shock wave & explosive gases effects should be sought in future modelling work. Moreover, results observed in a laboratory scale experimental study (Miklautsch, 2002) are explained in an original way.

At the end of the thesis, several hole-by-hole prediction methods – which can easily be reproduced – are tested and fitted with results from the full-scale blasting experiments.

Keywords : Blasting, explosives, breakage, fragmentation, open pit mine, experimental program, instrumentation, measure, numerical, simulation, damage, behaviour law, model, prediction, empirical.