



Le forage percussif en conditions extrêmes : expérimentations et modélisations numériques

Houssam Aldine Aldannawy

► To cite this version:

Houssam Aldine Aldannawy. Le forage percussif en conditions extrêmes : expérimentations et modélisations numériques. Ingénierie de l'environnement. Université Paris sciences et lettres, 2022. Français. ⟨NNT : 2022UPSLM043⟩. ⟨tel-03947276⟩

HAL Id: tel-03947276

<https://pastel.hal.science/tel-03947276v1>

Submitted on 19 Jan 2023

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.



HAL Authorization



THÈSE DE DOCTORAT
DE L'UNIVERSITÉ PSL

Préparée à MINES ParisTech

**Le forage percussif en conditions extrêmes :
expérimentations et modélisations numériques**

Soutenue par

Houssam ALDANNAWY

Le 25 mai 2022

École doctorale n°398

**Géosciences, ressources
naturelles et environnement**

Spécialité

Géosciences et Géoingénierie

Composition du jury :

Noël CHALLAMEL

Professeur, université de Bretagne Sud *Président*

Emmanuel DETOURNAY

Professeur, université de Minnesota *Rapporteur*

Marion LAMAZOUADE

Docteur, Drillstar industries *Examinatrice*

Pascal-Alexandre KANE

Docteur, SINTEF *Examineur*

Laurent GERBAUD

Docteur, MINES ParisTech *Co-encadrant*

Ahmed ROUABHI

Maître de recherche, MINES ParisTech *Directeur de thèse*

Remerciements

Cette thèse a été rendue possible grâce au soutien de plusieurs personnes que je souhaite ici remercier à travers ces quelques lignes.

Mes premiers remerciements vont à mon directeur de thèse Ahmed Rouabhi qui m’a témoigné sa confiance et qui m’a transmis une partie de son expérience. Je lui remercie de m’avoir encadré, orienté, aidé et conseillé.

Je remercie aussi mon co-encadrant de thèse Laurent Gerbaud pour sa disponibilité, pour son suivi régulier et pour les efforts qu’il a fait pour le volet expérimental.

Mes remerciements vont ensuite à tous les membres de jury pour l’intérêt qu’ils ont porté à mon travail de thèse. Merci à Noël Challamel qui m’a fait l’honneur de présider ce jury. Que ce dernier et Emmanuel Detournay soient assurés de ma sincère considération pour avoir accepté d’être rapporteurs de ce travail. Merci aussi à Marion Lamazoude et Pascal-Alexandre Kane d’avoir accepté d’être examinateur de cette thèse et partagé leur point de vue industriel et pratique.

Je tiens également à remercier Chantal de Fouquet et Pascal-Alexandre Kane pour leur implication dans le comité de suivi de ma thèse.

Je tiens aussi à exprimer mes remerciements aux techniciens du laboratoire, Michel, Cédric et Éric, pour leur étroite collaboration et leur aide technique lors de la réalisation de mes essais. Leur bonne humeur a toujours rendu le travail agréable. Ma gratitude va ensuite à tous les membres de l’équipe GIG pour leur gentillesse et leur bienveillance.

Enfin, j’exprime ma reconnaissance à ma famille et mes amis pour le soutien moral et affectif, notamment à ma mère, mes chers Mejda, Tassnim, Holly et Ali, pour leur appui et pour avoir toujours su me pousser au-delà de mes limites.

Table des matières

Table des matières	v
---------------------------	----------

Introduction Générale	1
------------------------------	----------

1	Contexte	1
2	Généralités sur le forage percussif	2
2.1	Système et paramètres de forage	2
2.2	Principe de fonctionnement du marteau hydraulique	4
2.3	Interaction outil-roche : mécanismes de destruction de la roche .	5
2.4	Perspective économique et performance du forage	7
3	Problématique	8
4	Plan de la thèse	13

1 Étude expérimentale	15
------------------------------	-----------

1	Introduction	16
2	État de l'art	16
2.1	Fragmentation de la roche par poinçonnement quasi statique . .	16
2.2	Fragmentation de la roche par impact dynamique	17
2.3	Dispositifs d'essai d'impact dynamique	18
2.3.1	Impact élémentaire [Li et al., 2021a]	18
2.3.2	Impact par projectile [Saadati et al., 2014]	20
2.3.3	Impact avec un marteau [Fourmeau et al., 2017]	21
2.3.4	Impact élémentaire [Han et al., 2006b]	23
2.4	Synthèse	24
3	Dispositif et protocole expérimental	24
3.1	Dispositif des essais d'impact	24
3.2	Protocole expérimental	28
3.3	Techniques des mesures	29
4	Traitements des données	29
5	Étude expérimentale	32
5.1	La roche	33
5.2	La forme d'insert	38
5.3	La pression de confinement	45
5.4	L'énergie d'impact	48
5.5	Les efforts statiques	50
5.6	La distance d'interaction	53
5.7	Discussion	57
6	Conclusion	59

2	Étude numérique	61
1	Introduction	63
2	Modélisation numérique du forage percussif	63
2.1	État de l'art	63
2.1.1	Modèle de Han et al. [2005a]	64
2.1.2	Modèle de Saksala et al. [2017]	65
2.1.3	Modèle de Saadati et al. [2014]	66
2.1.4	Synthèse	66
2.2	Laboratoire virtuel d'essais d'impact	67
2.2.1	Objectifs et outils	67
2.2.2	Modèle rhéologique	67
2.2.3	Validation du modèle rhéologique	69
2.2.3.1	Compression triaxiale	70
2.2.3.2	Compression et traction uniaxiales	71
2.2.3.3	Chargement uniaxial : traction-compression- traction	73
2.2.4	Hypothèses de modélisation	74
2.2.5	Traitement des données numériques	75
3	Simulations d'impact	77
3.1	Sensibilité au maillage	77
3.2	Courbe force-pénétration	78
3.3	Fragmentation de la roche	79
3.4	Importance de la modélisation du contact	81
3.5	Discussion	84
4	Comportement de l'outil	84
4.1	Rhéologie du carbure de tungstène cimenté	84
4.2	Usure de l'insert	85
4.3	Discussion	88
5	Études numériques paramétriques	89
5.1	La pression de confinement	89
5.2	L'énergie d'impact	92
5.3	Les efforts statiques	94
5.4	Formule empirique pour le volume abattu	96
5.5	Forme de l'insert	97
5.6	Discussion	101
6	Conclusion	102
3	Étude de l'hétérogénéité	104
1	Introduction	105
2	État de l'art	106
3	Approches implicite et explicite	108

3.1	Approche implicite	108
3.1.1	Modélisation de l'hétérogénéité de la roche	108
3.1.2	Hypothèses de simulation d'impact	110
3.1.3	Résultats	112
3.2	Approche explicite	112
3.2.1	Modélisation de l'hétérogénéité de la roche	113
3.2.2	Hypothèses de simulation d'impact	114
3.2.3	Résultats	114
3.3	Comparaison des deux approches	115
3.4	Synthèse	116
4	Seuillage d'un champ aléatoire Gaussien	116
4.1	Approche de modélisation	117
4.2	Effet de l'hétérogénéité sur les mécanismes de fragmentation . .	118
4.3	Étude sur le granite de Red Bohus	122
4.3.1	Hypothèses de modélisation	123
4.3.2	Courbes effort-pénétration	125
4.3.3	Volume abattu	126
4.3.4	Effet de l'énergie d'impact sur un matériau hétérogène	126
4.3.5	Discussion	127
5	Conclusion	128
Conclusions générales et perspectives		130
Annexes		133
A Analyse d'une base de données expérimentales existante		134
A.1	Introduction	134
A.1.1	Effet de la forme d'insert	134
A.1.2	Effet de la roche	143
A.1.3	Effet de la pression de confinement	151
A.2	Conclusion	159
B Complément de l'étude expérimentale		160
B.1	Mesures de déplacement vertical pendant les essais d'impact	160
B.1.1	Introduction	160
B.1.2	Effet de la pression de confinement	161
B.1.3	Effet de l'énergie d'impact	162
B.1.4	Effet des efforts statiques	163
B.2	Essais d'impact superposés successifs	164
B.3	Essais d'impact sur le gabbro Nero Impala	167
B.3.1	Effet de la pression de confinement	167

B.3.2 Effet de l'énergie d'impact	169
Références bibliographiques	184

Introduction générale

1 Contexte

Cette thèse s'inscrit dans une série de recherches sur les techniques de forage au Centre de Géosciences de Mines ParisTech [Sellami, 1987, Gordine, 1997, Challamel, 1999, Gerbaud, 1999, Menand, 2001, Kaplan, 2003, Boualleg, 2006, Sorlier Lefort, 2009, Pelfrene, 2010, Ezzeddine, 2013, Ben Hamida, 2013, Dao, 2014, Amri, 2016] qui concernent la compréhension et l'optimisation des processus de forage suivant leurs contextes d'utilisation et les techniques utilisées. Elle se focalise sur le forage percussif pour une application principale au forage pour la géothermie et en particulier la géothermie profonde (>3000 mètres) où le forage est l'un des postes de dépense les plus onéreux, et limite le développement de cette source d'énergie. Actuellement, les forages pour la géothermie profonde font appel à des technologies développées pour l'industrie pétrolière. Cependant, en géothermie profonde, les réservoirs recherchés sont principalement constitués de roches très dures, avec des diamètres de puits plus grands que ceux requis pour l'exploitation des hydrocarbures. Dans ce cas, les techniques traditionnelles de forage ne sont pas optimales pour détruire efficacement la roche (par poinçonnement avec un outil tricône ou par cisaillement avec un outil PDC "*Polycristaline Diamond Compact*"), et il devient nécessaire de développer de nouvelles technologies de forage mieux adaptées aux besoins et aux contraintes de la géothermie profonde.

L'utilisation de la technique percussive a pour objectif d'augmenter considérablement les vitesses d'avancement de forage (jusqu'à 300% selon Pratt [1987]). Il s'agit d'une technologie mature principalement utilisée dans des forages de subsurface (<1000 mètres) et est en cours de déploiement pour des applications dans des puits géothermiques à de plus grandes profondeurs où l'on fore des roches dures et abrasives soumises à des pressions géostatiques et hydrostatiques élevées. Ces conditions de pression augmentent la résistance des roches [Hokka et al., 2016] et compliquent le processus de forage, ce qui conduit à des baisses substantielles de la vitesse d'avancement du forage [Gnirk and Cheatham Jr, 1965, Cunningham and Eenink, 1959, Han et al., 2006a]. Le forage percussif est reconnu pour être plus efficace et plus rapide que les méthodes de forage conventionnelles dans les formations fragiles [Han et al., 2005a, Harpst and Davis, 1949, Wanamaker, 1951, Whiteley and England, 1986, Pratt, 1987, Han et al., 2005b, Souchal et al., 2017] et doit être adapté et optimisé pour ces conditions extrêmes.

2 Généralités sur le forage percussif

2.1 Système et paramètres de forage

Le forage percussif associe la percussion à haute énergie sur un outil soumis à une rotation et un effort quasi-statique appelé poids sur outil. Généralement, la rotation est générée par une table de rotation depuis la surface et transmise à l'outil par un train de tiges, alors que le poids sur l'outil est généré par une partie des tiges qui forment la garniture de forage. La garniture est soutenue par un appareil de levage constitué d'un derrick, d'un crochet de forage et d'un treuil. La percussion est générée par un marteau fond de trou. La figure 1 montre l'architecture de base utilisée pour creuser un puits avec un système percussif fond de trou. Le marteau, équipé d'un outil, est fixé à la base d'un train de tiges, d'où le nom de «marteau fond de trou» (DTH : Downhole Tool Hammer). Le marteau utilise l'énergie hydraulique du fluide de forage en circulation pour actionner la percussion. Un système de pompes hydrauliques permet, d'une part, d'alimenter le marteau hydraulique, et d'une autre part, de faire circuler la boue de forage à l'intérieur de la garniture et qui remonte à la surface, chargée de débris de roche, dans l'espace annulaire laissé entre la garniture et les parois du puits.

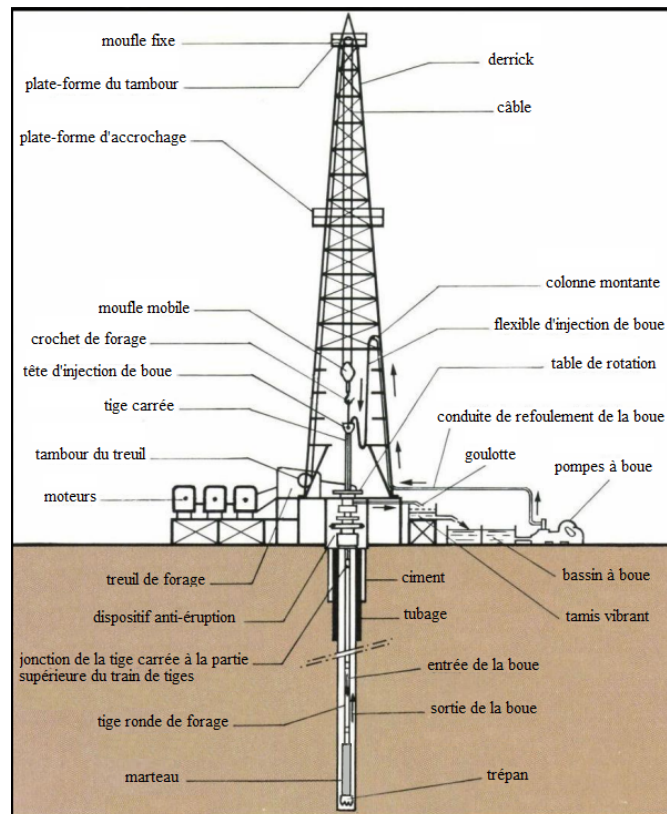


FIGURE 1. Schéma simplifié d'une installation de forage (modifié de Boualem [2017]).

Les paramètres de forage sont les différents facteurs sur lesquels on peut agir et qui conditionnent les performances des outils de forage. On peut les diviser en deux grandes catégories.

- **Les paramètres mécaniques :**

- le poids sur outil ou WOB (Weight On Bit) : il s'agit de l'effort appliqué sur l'outil selon la direction de son axe de révolution. Dans une première approximation, c'est le poids déjaugé de la garniture de forage dans le puits diminué de la tension appliquée au crochet en surface qui est réglée par le foreur en retenant plus ou moins la garniture de forage. Le WOB est généralement de 50 à 100 kN selon l'outil de forage utilisé et la roche traversée. Dans le cadre du forage percussif, il est généralement de 10 à 30 kN et il permet de garantir le maintien de l'outil en contact avec la roche ;
- la vitesse d'avancement ou ROP (Rate Of Penetration) : cette grandeur est l'indicateur de la performance du système de forage.
- la vitesse de rotation ou RPM (Revolutions Per Minute) : il s'agit de la vitesse de rotation imposée à la garniture en surface. Elle varie généralement de 60 à 300 tr/min. La vitesse de rotation de l'outil de forage peut atteindre des valeurs beaucoup plus élevées si un moteur ou une turbine est placé au-dessus de l'outil de forage (jusqu'à 1000 tr/min). La rotation sert à exposer l'outil avec de nouvelles surfaces rocheuses avant le prochain impact. Elle n'influence pas directement la rupture de la roche et l'action de forage car il y a très peu de rupture par cisaillement en forage percussif, mais elle a un rôle majeur dans l'usure associée à l'outil ;
- le couple : il correspond au moment transmis par la garniture de forage suivant son axe de révolution. Il est typiquement de l'ordre de 100-500 daNm. L'augmentation de WOB se traduit par un couple plus important, au fur et à mesure que de plus en plus de tubes de forage sont ajoutés.
- la fréquence de percussion : c'est le nombre d'impacts par seconde effectué par le piston sur l'outil. Elle est fonction de la pression du liquide dans le marteau ;
- l'énergie d'impact : c'est l'énergie transférée par le piston à l'outil à chaque impact. Elle est fonction du marteau utilisé et est corrélée à la masse et à la vitesse du piston dans le marteau.

- **Les paramètres hydrauliques :**

- la composition de la boue : le choix de la boue se fait en fonction des conditions du forage. Le rôle de la boue de forage est multiple ; éviter les problèmes

de colmatage ou de bourrage, refroidir l'outil, lubrifier le train de tiges pour faciliter la rotation, et maintenir la stabilité des parois du puits pour prévenir les venues de gaz, d'huile et d'eau grâce à la pression hydrostatique exercée sur les formations traversées ;

- le débit et la pression d'injection : Ces deux paramètres sont généralement conditionnés par le besoin hydraulique du marteau et de l'outil. Le débit est fixé en priorité pour assurer un nettoyage optimal des déblais de roche créés par l'outil et éviter tout problème de colmatage au niveau de l'outil. La pression est mesurée en temps réel pour détecter toute perte de charge dans le circuit de la boue.

2.2 Principe de fonctionnement du marteau hydraulique

Le principe du marteau à pression hydraulique est illustré dans la figure 2. L'outil étant positionné au fond du trou de forage, la tâche principale du marteau est de convertir l'énergie potentielle de l'eau sous pression, dans les chambres 1 et 2, en un mouvement oscillatoire de piston [Tuomas, 2004]. Par des impacts mécaniques, l'énergie cinétique du piston est transférée à l'outil de forage et finalement à la roche ; le piston frappe la tête de l'outil avec une vitesse relativement élevée (de 1 à 10 m/s [Haimson, 1966]).

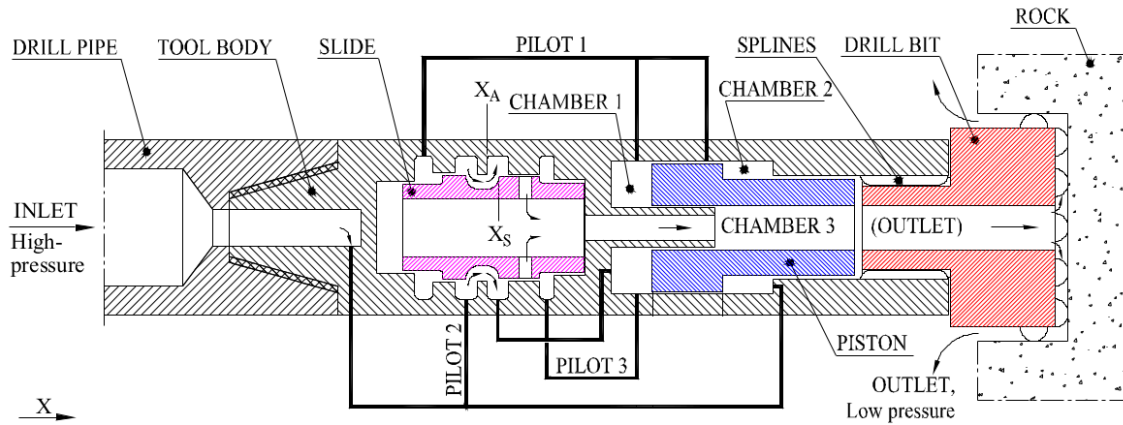


FIGURE 2. Principe et parties principales du marteau à pression hydraulique [Tuomas, 2004].

L'impact du piston induit une onde qui se propage le long de l'outil vers les inserts en contact avec la roche. L'énergie d'impact force les inserts à pénétrer dans la roche entraînant la formation d'un cratère par écrasement et par écaillage [Hartman, 1959, Lindqvist et al., 1984, Hustrulid and Fairhurst, 1972, Han et al., 2005a, Saadati et al.,

2014, Lindqvist and Lai, 1983]. En parallèle, des efforts statiques (WOB) sont appliqués sur le marteau afin de maintenir le contact avec la roche pendant le processus. La fragmentation de la roche se produit au niveau des zones de contact entre les inserts et la roche. Les débris sont évacués vers l'extérieur du puits par la circulation de boue. Il est important de noter qu'en cas de mauvais nettoyage du fond de trou, l'énergie d'impact résultante serait en grande partie dissipée dans le rebroyage des débris [Hartman, 1959] et la vitesse d'avancement de forage s'en trouverait fortement diminuée. La rotation du marteau permet de créer de nouvelles positions d'impact pour les inserts, une nouvelle partie de la roche est fragmentée et le processus de pénétration se poursuit.

2.3 Interaction outil-roche : mécanismes de destruction de la roche

On distingue deux niveaux d'analyse, le premier à l'échelle d'un insert et le deuxième à l'échelle de l'outil. La compréhension des mécanismes physiques à l'échelle de l'outil ne peut se faire sans comprendre les mécanismes élémentaires à l'échelle de l'insert. Afin de comprendre ces mécanismes lors d'un impact, nous présentons maintenant les différentes étapes qui conduisent à la destruction de la roche.

La fragmentation de la roche sous indentation et le système de fracturations associé sont examinés en détail dans plusieurs travaux dans la littérature [Mishnaevsky, 1996, Lawn and Wilshaw, 1975, Chiang et al., 1982, Lindqvist and Lai, 1983, Liu, 2004, Zhang and Subhash, 2001, Liu et al., 2002]. En se basant sur ces travaux, on peut distinguer (figure 3) :

- le cratère formé par la pénétration de l'insert ;
- une zone désintégrée et partiellement recompressée sous l'insert. Cette zone en forme de croissant (figure 3b) a été observée dans les travaux de Krivtsov et al. [2004] ;
- une zone broyée fortement microfissurée et déformée de manière non élastique. D'après Saksala [2010b], presque la totalité de l'énergie utilisée dans le processus d'indentation est consommée lors de la formation de cette zone ;
- une zone fissurée, sous la zone broyée, qui contient beaucoup de micro et de macro-fissures, mais aussi des parties intactes entre les fissures. La limite entre la zone fissurée et la zone broyée n'est souvent pas visible ;
- une fissuration conique qui débute au bord de la zone de contact entre l'insert et la roche et qui se propage perpendiculairement aux directions de la contrainte principale majeure en formant un cône, comme illustré à la figure 3c ;

- les fissures radiales et médianes qui se propagent à partir du centre d'indentation. Le premier type de fissures coupe la surface libre tandis que le second se propage dans la direction axiale de l'insert. Selon [Mishnaevsky \[1996\]](#), des fissures médianes (ou axiales) sont observées uniquement dans des roches fragiles (telles que le granite et le gabbro), mais jamais dans des roches plastiques ou poreuses. Ces fissures se forment pendant la phase de chargement de l'indentation [[Zhang and Subhash, 2001](#)];
- les fissures latérales qui apparaissent aux coins de la surface de contact et se propagent à peu près parallèlement à la surface libre. Ces fissures sont considérées comme les principales fissures responsables de l'enlèvement de matière dans le forage percussif. Le type de rupture dominant dans la formation et la propagation des fissures latérales est la rupture par traction en dehors de la zone broyée, et la rupture mixte par traction et par cisaillement autour de la zone broyée [[Lawn and Wilshaw, 1975](#)];
- la courbe force-pénétration typique associée à l'indentation est montrée dans la figure 3d. Elle est divisée en deux phases : (1) la phase de chargement et (2) la phase de déchargement. Elle est généralement caractérisée par la force maximale appliquée par l'insert (P_{\max}), la pénétration maximale (h_{\max}) et la pénétration finale après déchargement (h_f).

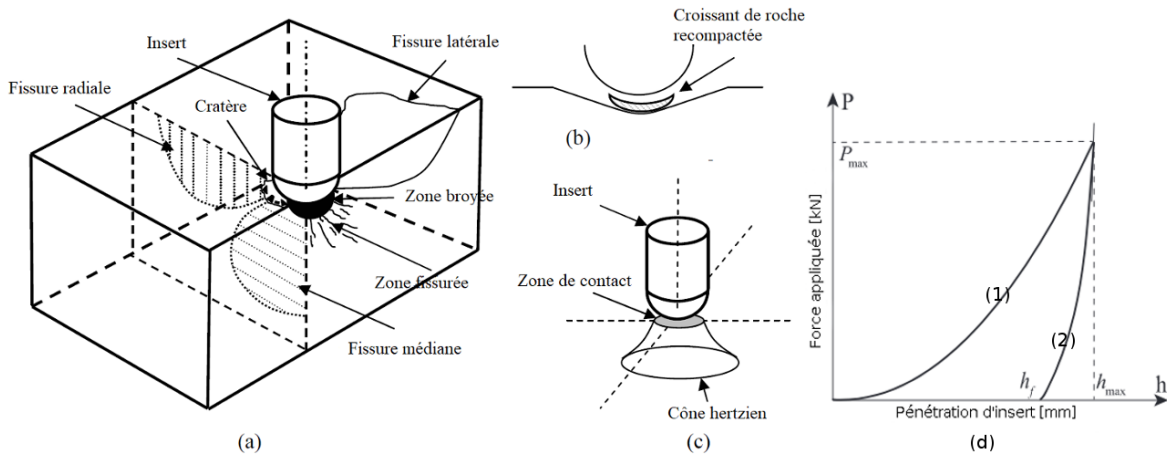


FIGURE 3. Système de fracturation typique de la roche après impact (redessiné de [Tan et al. \[1998\]](#)) (a), formation de croissant recompacté (b), principe de la fissuration conique hertzienne (c) et courbe force-pénétration typique associée (d).

Ainsi, la destruction de la roche résulte principalement de l'écrasement du matériau rocheux sous l'insert, la création de fissures axiales pendant la phase de chargement, et celle de fissures radiales et latérales qui apparaissent pendant le chargement et se propagent pendant la phase de déchargement [[Han et al., 2005a](#), [Saadati et al., 2014](#)].

Cependant, la majeure partie de l'enlèvement de matière est réalisée par la création de grands fragments de roche par des fissures radiales et latérales [Lindqvist and Lai, 1983, Saadati et al., 2014]. C'est ce qu'on appelle le processus d'écaillage, et il se produit sous les inserts et entre eux. Ce processus nécessite un minimum d'énergie d'impact et il résulte des contraintes de traction [Saksala et al., 2014].

2.4 Perspective économique et performance du forage

Les coûts de forage représentent une part importante de tout investissement pétrolier, gazier ou géothermique. La réduction des coûts de forage peut donc avoir un impact significatif sur l'économie globale de la plupart des projets.

Plusieurs facteurs influencent directement les coûts de forage, notamment la complexité du réservoir, la profondeur de forage, la trajectoire du puits, la réglementation ou l'environnement. Mais les coûts de forage étant une fonction presque directe du temps passé à forer : l'amélioration de la vitesse d'avancement (ROP) est essentielle pour les réduire. La figure 4 montre le coût net de forage pour un puits de 500 m de profondeur, en fonction du ROP. Cet exemple simple, d'après Souchal et al. [2017], est basé sur le temps de forage net (c'est-à-dire le temps passé effectivement à forer le fond) pour une plate-forme avec un taux journalier de 50 kUSD, et ne prend en compte aucun autre coût (temps de rodage et de retrait, temps non productif, autres coûts d'équipement et de services, etc.).

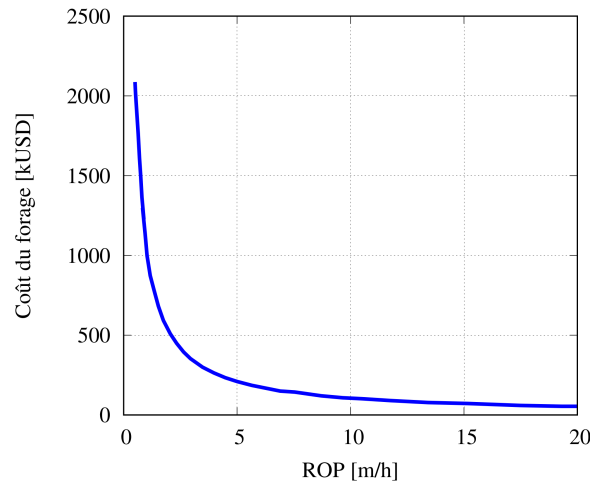


FIGURE 4. Coût du forage en fonction de la vitesse d'avancement (ROP) d'après Souchal et al. [2017].

On peut constater que les valeurs inférieures du ROP (de 0 à 5 m/s) ont un impact important sur les coûts de forage et que toute variation du ROP dans cette plage est

susceptible d’avoir un effet significatif sur les coûts globaux du projet.

Le ROP est déterminé par la moyenne du nombre des mètres creusés dans un massif rocheux pendant une heure. Il peut aussi être estimé à partir des résultats sur un seul impact. [Saksala \[2016\]](#) estime le ROP à partir du volume du cratère sous un seul impact suivant la formule :

$$\text{ROP} = f \frac{V_{\text{total}}}{A_{\text{puits}}} \quad (1)$$

où f est la fréquence d’impact, V_{total} est le volume de cratère résultant d’une expérience d’impact et A_{puits} est la section du puits de forage.

Par ailleurs, dans le domaine de la fragmentation des roches, l’énergie spécifique est utilisée comme indicateur de l’efficacité d’un processus de fragmentation [[Rabio, 1982](#)]. Elle correspond à l’énergie consommée par unité de volume de roche [[Teale, 1965](#), [Mellor, 1972](#), [Copur et al., 2001](#)] et peut s’exprimer de la manière suivante :

$$E_{\text{spécifique}} = E_{\text{impact}}/V_{\text{total}} \quad (2)$$

où E_{impact} présente l’énergie d’impact et V_{total} désigne le volume total du cratère formé par un seul impact.

Le volume de roche abattue est donc un indicateur pertinent pour l’estimation de la performance d’un forage et de la vitesse de pénétration de l’outil. Par conséquent, il sera l’indicateur principal utilisé dans cette étude pour quantifier l’efficacité du processus de percussion.

3 Problématique

Plusieurs paramètres peuvent influencer les performances du forage percussif en formations profondes. Les plus importants sont les suivants :

- **La pression de confinement**

En forage géothermique profond, on trouve généralement des roches éruptives, dures et abrasives. Ce sont des roches volcaniques (ex. : basalte et rhyolite, etc.) ou plutoniques (ex. : granite et gabbro, etc.). Elles présentent des résistances et des duretés très élevées. De plus, au fond du puits, elles sont soumises à un régime de pression comme illustré dans la figure 5 :

- les contraintes géostatiques proviennent du poids des couches supérieures des terrains autour du puits. Elles agissent horizontalement à la roche et

peuvent avoir des pressions très élevées (de l'ordre de 22 MPa par kilomètre de profondeur [Swick et al., 1992]);

- la contrainte hydrostatique est induite par le poids de la colonne de la boue. Cette pression dépend de la profondeur du puits et de la masse volumique de la boue.

Ces contraintes soumettent la roche à un régime de pressions de confinement très important. En conséquence, sa résistance augmente significativement ce qui la rend plus difficile à détruire. La figure 6 montre l'évolution des courbes contrainte-déformation pour le granite de Kuru Grey en fonction de la pression de confinement : la roche en état non confiné présente une résistance à la compression de 300 MPa, mais cette résistance dépasse 1000 MPa sous une pression de 75 MPa [Hokka et al., 2016].

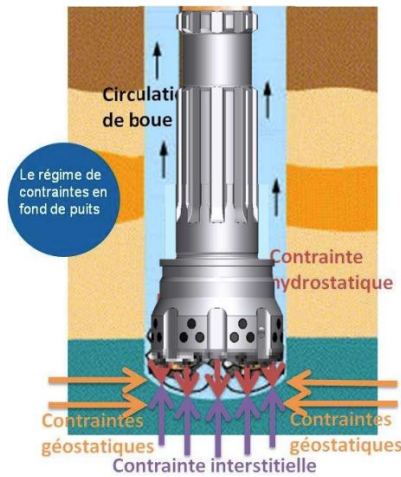


FIGURE 5. Illustration du régime de pression au fond du puits [geodenergies.com].

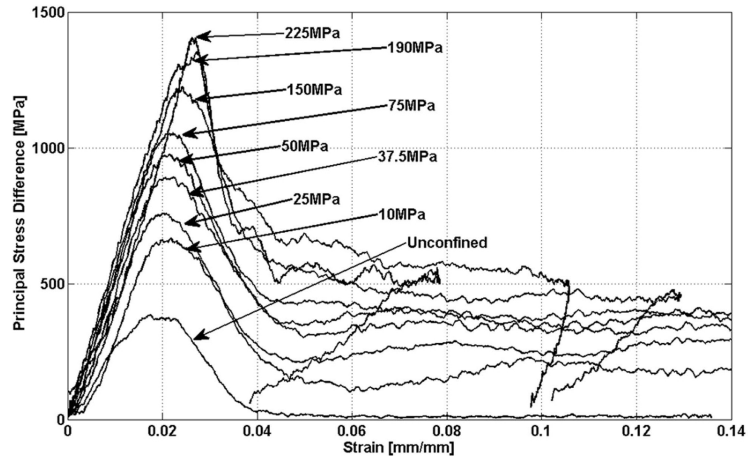


FIGURE 6. Réponse contrainte-déformation lors des essais triaxiaux ($\dot{\epsilon} = 600 s^{-1}$) pour le Granite de Kuru sous plusieurs pressions de confinement [Hokka et al., 2016].

• La dynamique

Un point important à considérer est de connaître la nature du phénomène de fragmentation de la roche lors du forage percussif, à savoir s'il est quasi statique ou dynamique. La différence est que, en dynamique, on prend en compte les forces d'inertie alors qu'elles sont négligées en quasi statique. Liu et al. [2018] ont classifié les techniques expérimentales selon la vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$ résultante ; par exemple, en cas de fluage, $\dot{\epsilon} < 10^{-5} s^{-1}$, ils considèrent l'effet des forces d'inertie comme négligeable. Ils définissent aussi le seuil séparant les deux

grands types de comportements quasi statique et dynamique à 10^{-1} s^{-1} . Or, le forage percussif présente une vitesse de déformation localisée dans l'intervalle $1 \text{ s}^{-1} < \dot{\epsilon} < 10 \text{ s}^{-1}$ [Liu et al., 2018, Haimson, 1966, Hartman, 1959], considérée comme une vitesse de déformation intermédiaire. On peut donc considérer qu'il faut prendre en compte l'aspect dynamique pour la fragmentation de la roche dans le cadre du forage percussif et prendre en considération les forces d'inertie. Le processus du forage percussif est accompagné d'une élévation de la résistance de la roche avec la vitesse de chargement comme le montre la figure 7, on constate une augmentation plus rapide en traction qu'en compression.

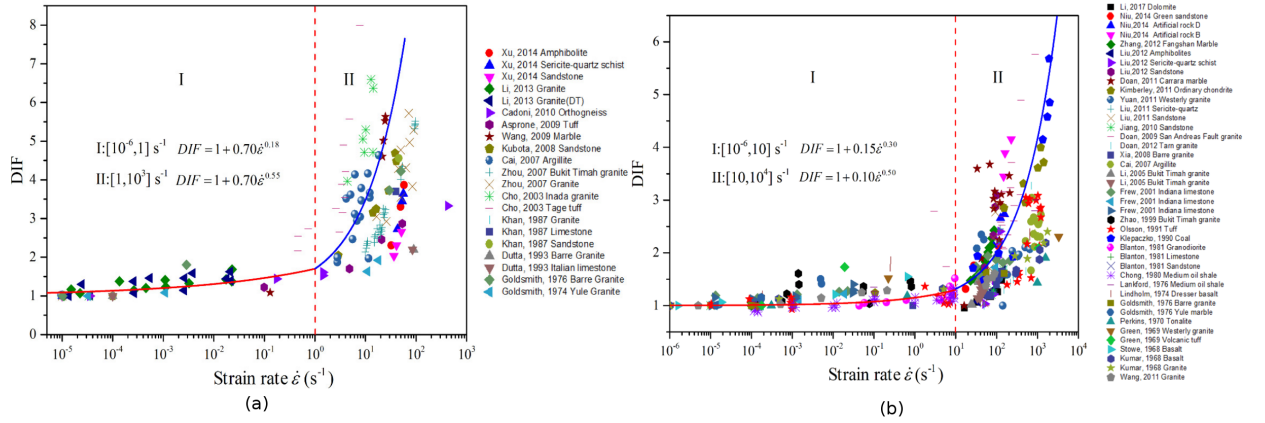


FIGURE 7. Facteurs d'augmentation dynamique (DIF) de la résistance des roches : à la traction (a) et à la compression (b) [Liu et al., 2018]. DIF est le rapport entre la résistance dynamique et la résistance quasi statique de la roche.

• L'hétérogénéité

L'étude du forage percussif à l'échelle d'un seul insert pose aussi la question de l'effet de l'hétérogénéité de la roche. En effet, la taille de la surface de contact insert-roche (de 1 à 4 mm) comme illustré dans la figure 9, est du même ordre de grandeur que celle des hétérogénéités de la roche (figure 8). En conséquence, le poinçonnement lors d'un forage percussif présente un impact local qui peut frapper un des différents minéraux constituant la roche, ce qui va conditionner la répartition et la propagation des fissures.

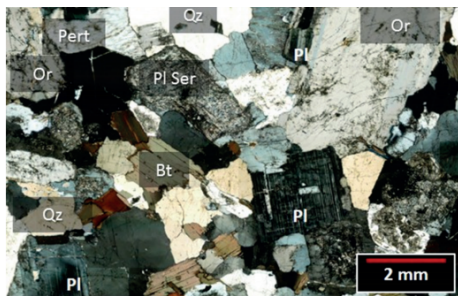


FIGURE 8. Texture granulaire du granite Alpedrete [Freire-Lista et al., 2015].

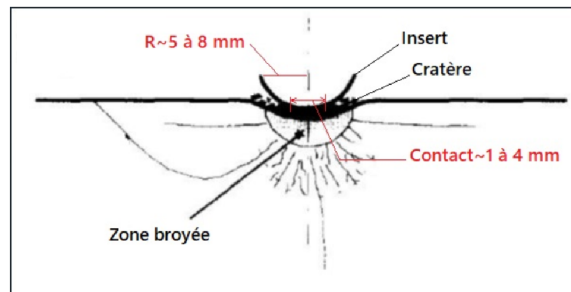


FIGURE 9. Interaction insert-roche en 2D.

- La forme et les interactions des inserts

À l'échelle élémentaire, la forme de l'insert impose des localisations différentes des fissures à la suite d'un impact [Hartman, 1959, Nguyen, 1978, Reichmuth, 1963, Lindqvist et al., 1984, Gnirk and Cheatham Jr, 1965]. La figure 10 montre un exemple d'outil de forage utilisé en percussion. On y trouve plusieurs inserts répartis sur la face d'attaque en contact avec la formation à détruire. Ces inserts peuvent être de formes différentes comme illustré sur la figure 11. D'après Hartman [1959], les cratères résultants changent de forme et de volume en changeant la forme de l'insert, comme le montre la figure 12; les mécanismes d'écaillage et d'écrasement sont contrôlés par la géométrie de la pointe de l'insert.

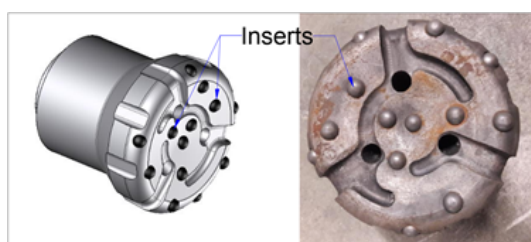


FIGURE 10. Outil de forage.



FIGURE 11. Plusieurs types d'inserts (de gauche à droite : chisel, deux différents inserts coniques et deux différents inserts hémisphériques).

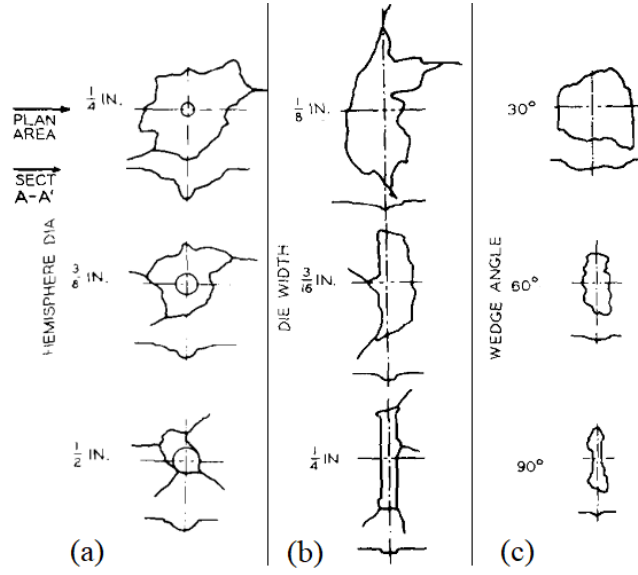


FIGURE 12. Formes typiques des cratères formés par des inserts : (a) hémisphériques avec différents diamètres, (b) aplatis avec différentes largeurs, et (c) en forme de coin avec différents angles (d'après [Hartman \[1959\]](#)).

À l'échelle du marteau, la distribution des inserts a une influence sur les performances du forage. Une distance optimale entre deux inserts voisins peut assurer la jonction des fissures latérales [\[Liu, 2004\]](#) comme le montre la figure 13, ce qui peut créer de grands copeaux de la roche. L'amélioration des performances de forage peut donc être réalisée par une optimisation de la forme des inserts et de leurs interactions.

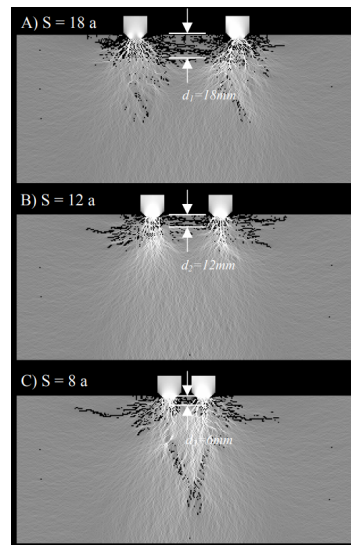


FIGURE 13. Fissurations induites par deux inserts voisins pour plusieurs distances d'interaction [\[Liu, 2004\]](#).

Le forage percussif est un processus complexe qui est influencé par plusieurs facteurs comme la pression de confinement, la vitesse de chargement, les propriétés mécaniques de la roche, la forme des inserts et leurs distances d'interaction, etc. Les objectifs principaux de la thèse sont d'étudier les phénomènes physiques régissant la destruction de la roche dans les gammes de sollicitations imposées par le contexte du forage percussif afin de contribuer à l'optimisation des outils de forage. Le travail se base sur une étude expérimentale qui vise à étudier les effets des différents paramètres de forage, et sur une étude numérique qui utilise un modèle rhéologique capable de décrire la réponse de la roche.

4 Plan de la thèse

Ce mémoire est divisé en trois chapitres. Le premier se focalisera sur le travail expérimental où nous commencerons par un état de l'art des travaux expérimentaux des essais d'impact dynamique répertoriés dans la littérature. Nous présenterons ensuite le dispositif expérimental dédié aux essais d'impacts élémentaires que nous avons mis au point durant cette thèse ainsi que le système de mesure utilisé pour évaluer les résultats des impacts. Enfin, nous finirons ce chapitre par une interprétation des résultats obtenus.

Le deuxième chapitre sera consacré à l'étude numérique. Il commencera par un état de l'art des nombreux modèles de comportement des roches dures soumises à un impact dynamique dans la littérature, ainsi que les différentes approches de modélisation de l'interaction outil-roche. L'analyse de ces travaux aura pour objectif de comprendre les approches d'élaboration des modèles rhéologiques et des critères de rupture et/ou d'endommagement choisis, et d'identifier les phénomènes physiques pris en compte. Nous présenterons ensuite notre laboratoire virtuel qui va nous permettre de réaliser des simulations d'impact. Les éléments de base de ce laboratoire et le traitement des résultats numériques seront aussi présentés. Les résultats numériques seront ensuite interprétés afin d'expliquer les observations expérimentales et évaluer plus précisément l'effet des facteurs influant sur les performances de forage. Sur la base des deux investigations, expérimentale et numérique, une loi empirique pour la prédiction du volume abattu sera également fournie.

Le troisième chapitre traitera un point important du problème : l'hétérogénéité de la roche et ses effets dans le contexte du forage percussif. Ce chapitre commencera par un état de l'art des différentes approches de modélisations de l'hétérogénéité dans la littérature. Ensuite, les travaux de modélisation de l'hétérogénéité, effectués dans cette thèse, seront présentés. Une étude comparative entre deux méthodes de modélisation,

implicite et explicite, sera réalisée et interprétée. L'hétérogénéité sera enfin modélisée à l'aide d'un seuillage d'un champ aléatoire Gaussien. L'interprétation des résultats numériques obtenus à l'aide de cette dernière méthode, permettra de fournir des explications aux observations expérimentales.

Après la conclusion générale et les perspectives, des annexes compléteront la partie expérimentale.

Chapitre 1

Étude expérimentale

Sommaire

1	Introduction	16
2	État de l’art	16
2.1	Fragmentation de la roche par poinçonnement quasi statique	16
2.2	Fragmentation de la roche par impact dynamique	17
2.3	Dispositifs d’essai d’impact dynamique	18
2.3.1	Impact élémentaire [Li et al., 2021a]	18
2.3.2	Impact par projectile [Saadati et al., 2014]	20
2.3.3	Impact avec un marteau [Fourmeau et al., 2017]	21
2.3.4	Impact élémentaire [Han et al., 2006b]	23
2.4	Synthèse	24
3	Dispositif et protocole expérimental	24
3.1	Dispositif des essais d’impact	24
3.2	Protocole expérimental	28
3.3	Techniques des mesures	29
4	Traitements des données	29
5	Étude expérimentale	32
5.1	La roche	33
5.2	La forme d’insert	38
5.3	La pression de confinement	45
5.4	L’énergie d’impact	48
5.5	Les efforts statiques	50
5.6	La distance d’interaction	53
5.7	Discussion	57
6	Conclusion	59

1 Introduction

Afin de comprendre les mécanismes physiques mis en œuvre pendant un forage percussif, les travaux expérimentaux dans la littérature concernent essentiellement l'étude d'un seul impact avec un seul insert au lieu de l'étude du processus complet avec un outil de forage [Hartman, 1959, Berry, 1959, Han et al., 2006a, Liu et al., 2002, Han et al., 2005a, Saksala, 2010b, Saadati et al., 2014, Li et al., 2021a]. En effet, le processus complet de forage percussif ne permet pas d'observer clairement la fragmentation de la roche : les informations globales (taux de pénétration, force appliquée sur l'outil...) ne permettent pas de remonter aux mécanismes physiques élémentaires. De plus, un impact élémentaire permet de mieux contrôler des paramètres comme l'énergie d'impact et les efforts statiques et de quantifier leurs effets sans interférence avec d'autres facteurs présents à l'échelle de l'outil. Dans ce chapitre, après une discussion de l'état de l'art sur les travaux expérimentaux, nous présentons le dispositif expérimental et le système de mesure mis au point durant la thèse. Les observations et les résultats expérimentaux sont ensuite détaillés et interprétés afin d'évaluer l'influence de la roche, de la forme d'insert, de la pression de confinement, de l'énergie d'impact, des efforts statiques, et de la distance d'interaction entre les impacts élémentaires.

2 État de l'art

2.1 Fragmentation de la roche par poinçonnement quasi statique

Plusieurs travaux expérimentaux ont été réalisés pour comprendre les types et les étapes de fragmentation de la roche suivant un poinçonnement quasi statique. Même si l'aspect dynamique est important dans le processus de coupe, le processus de fragmentation en quasi statique est qualitativement similaire à celui en dynamique [Mishnaevsky, 1996]. Les conclusions principales des expériences quasi statiques méritent donc d'être étudiées dans cette analyse bibliographique.

Les travaux de Lawn and Wilshaw [1975], Chiang et al. [1982], Zhang and Subhash [2001] décrivent le processus de fragmentation de la manière suivante :

- une zone de déformation inélastique est d'abord formée sous la pointe de l'insert ;
- une fissure médiane est induite lorsque l'insert pénètre dans la roche et elle se propage vers le bas le long de l'axe de symétrie ;
- la fissure médiane commence à se fermer pendant la phase de déchargement et puis les fissures latérales se propagent latéralement et se développent.
- les fissures latérales se propagent vers la surface libre lorsque le déchargement est

terminé pour provoquer des copeaux de roche (écaillage).

D'après ces travaux, les fissures latérales se forment lors du déchargement. Leur formation est attribuée à l'incompatibilité (différence de comportement) entre la zone déformée inélastiquement (écrasée) et la partie déformée élastiquement qui l'entoure. Selon [Zhang and Subhash \[2001\]](#), la déformation plastique au cours de la phase de chargement permet le développement de contraintes de traction résiduelles lors du déchargement et ces dernières entraînent les fissurations latérales (figure 1.1a). La figure 1.1b montre l'initiation et le développement des fissures pendant la phase de chargement et la phase de déchargement. [Chiang et al. \[1982\]](#) décrivent que les fissures radiales commencent à se développer au début de la phase de déchargement puis évoluent rapidement pendant cette phase.

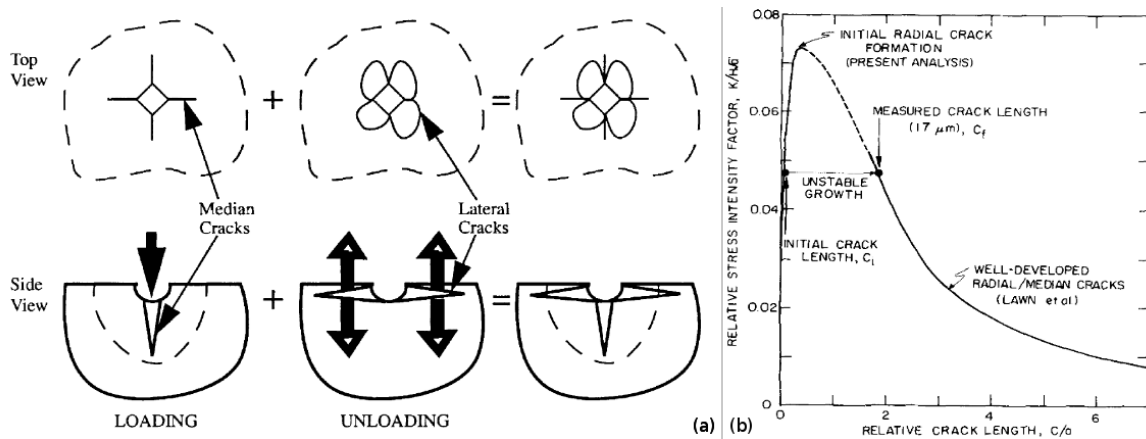


FIGURE 1.1. Fissuration pendant les phases de chargement et de déchargement [[Zhang and Subhash, 2001](#)] (a), et variation des contraintes relatives en fonction de la longueur relative de la fissure [[Chiang et al., 1982](#)] (b).

2.2 Fragmentation de la roche par impact dynamique

On trouve plusieurs travaux d'essais en dynamique dans la littérature [[Wiercigroch et al., 2005](#), [Kahraman et al., 2003](#), [Karlsson et al., 1989](#), [Han et al., 2006b](#), [Fourmeau et al., 2017](#), [Li et al., 2021a](#)]. Si la fragmentation de la roche sous un poinçonnement dynamique ou quasi statique est qualitativement similaire (types des fissurations, forme de cratère, etc.), les fissures résultantes sous la surface de l'impact dynamique sont plus longues [[Mishnaevsky, 1996](#)]. Les observations expérimentales obtenues par [Saadati et al. \[2014\]](#) montrent un exemple classique de la fissuration d'une roche suite à un impact par un projectile très rapide (150 m/s). La figure 1.2 illustre ses résultats, où l'on voit différents types de zones endommagées en termes de densité et d'orientation des fissures :

- en face du projectile se trouve une petite zone constituée d'un très grand nombre

de petites fissures dans des directions aléatoires et qui ne sont pas très visibles (zone (1) dans la figure 1.2), le matériau dans cette région peut être considéré comme broyé en raison des fortes contraintes de compression sous le projectile ;

- la deuxième zone comprend quelques fissures en forme d'arc situées à proximité de la zone d'impact (zone (2) dans la figure 1.2), qui sont probablement dues à la réflexion d'ondes sur les bords de l'échantillon de roche ;
- une troisième zone comprend de longues fissures radiales macroscopiques (zone (3) dans la figure 1.2), qui se déclenchent sous forte contrainte de traction.

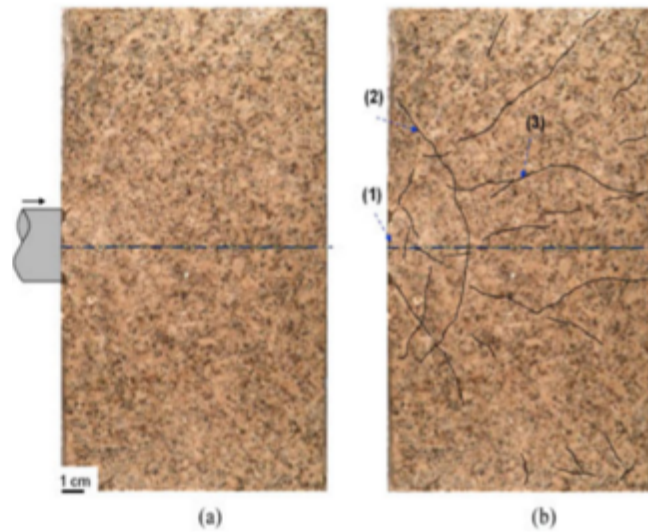


FIGURE 1.2. Spécimen de granite (a) avant et (b) après impact par un projectile de vitesse 150 m/s [Saadati et al., 2014].

2.3 Dispositifs d'essai d'impact dynamique

Plusieurs types et dispositifs d'essais d'impact ont été utilisés pour la destruction de la roche par un chargement dynamique de type percussion. Nous présentons ici des illustrations de ces types d'essais, en considérant les dispositifs utilisés par Li et al. [2021a], Saadati et al. [2014], Fourmeau et al. [2017] et Han et al. [2006b].

2.3.1 Impact élémentaire [Li et al., 2021a]

Dans le but d'étudier l'effet de la pression de confinement sur la fragmentation de la roche, Li et al. [2021a] ont développé un dispositif expérimental d'essai d'impact élémentaire. Il comprend principalement un compresseur d'air, un surpresseur, une cellule de confinement d'échantillon, un insert sphérique et une masse comme le montre la figure 1.3. L'échantillon de granite (cylindrique de 54 mm de diamètre et de 80 mm

2. État de l'art

de hauteur) est placé dans une cellule de confinement. De l'air est ensuite pompé dans la cellule par le compresseur d'air pour augmenter les pressions de confinement dans la cellule (une pression radiale sur les bords latéraux et une pression axiale sur la facette supérieure de l'échantillon, chacune pouvant atteindre 18 MPa). Enfin, la masse, étant à une hauteur précise, tombe en chute libre pour heurter le système qui tient l'insert (figure 1.3c1) avec une vitesse d'impact de 4.5 m/s, ce qui force l'insert à pénétrer dans la roche.

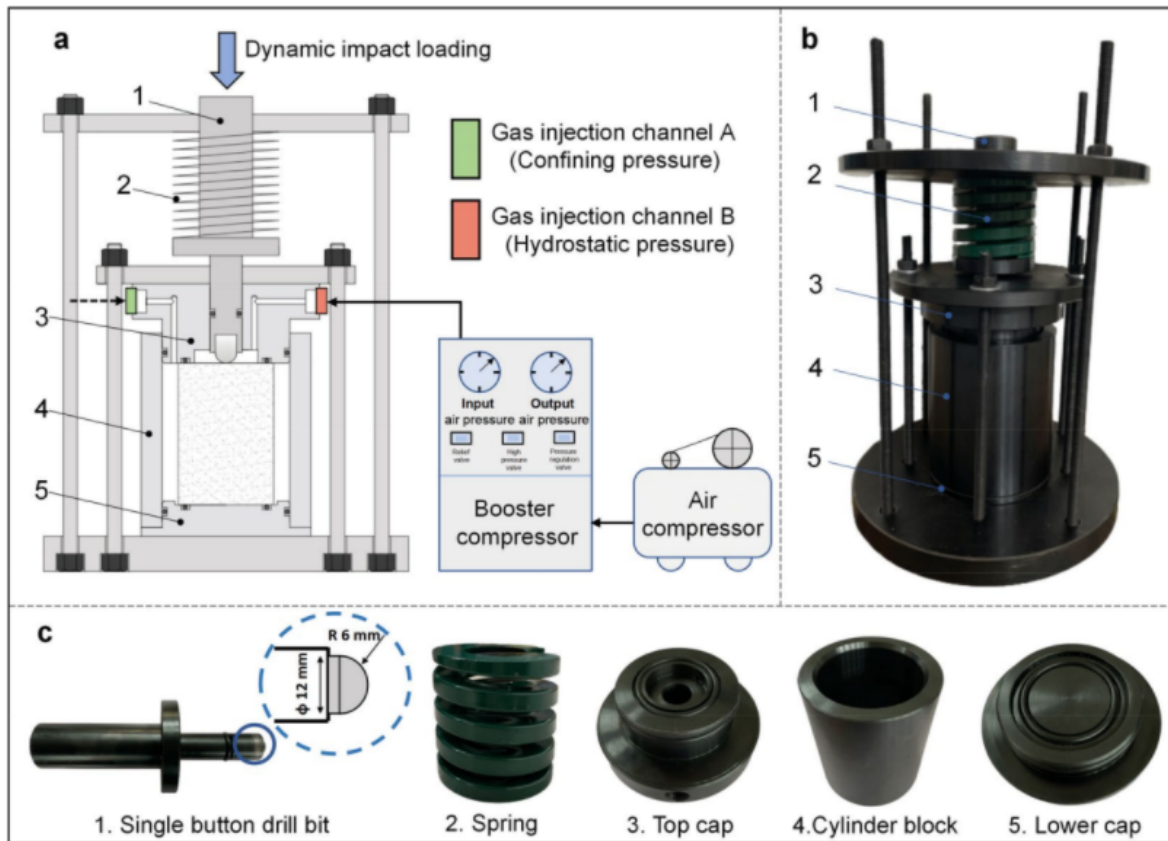


FIGURE 1.3. Schéma représentatif du dispositif expérimental d'essais d'impact élémentaire [Li et al., 2021a].

En post-traitement, Li et al. [2021a] ont utilisé une caméra pour enregistrer le profil du cratère. Ils ont ensuite utilisé le logiciel MATLAB pour calculer les résultats : la superficie et le périmètre du contour extérieur du cratère (figure 1.4a). Enfin, le cratère a été rempli de gel de silice liquide et le volume du cratère a été obtenu en calculant le volume du gel solidifié (figure 1.4b).

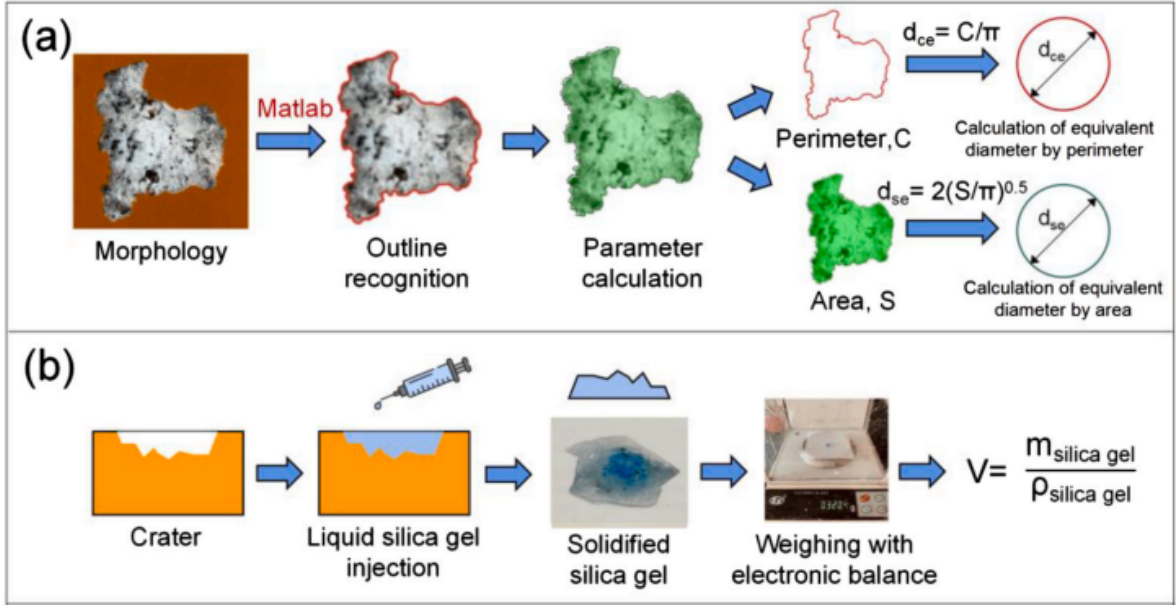


FIGURE 1.4. (a) Méthode de calcul de la surface, du périmètre du cratère résultant, (b) méthode de calcul du volume du cratère résultant [Li et al., 2021a].

Ce dispositif permet de contrôler plusieurs paramètres importants pour l'étude du forage percussif. En revanche, les efforts statiques ne sont pas contrôlés pendant l'essai d'impact puisque l'insert est maintenu en contact avec la roche grâce à un ressort métallique (figure 1.3).

2.3.2 Impact par projectile [Saadati et al., 2014]

Ce dispositif a été utilisé pour évaluer la fragmentation de la roche suite à un impact dynamique à grande vitesse. Dans cette expérience, une dalle de granite de taille $200 \times 120 \times 15 \text{ mm}^3$, subit un impact par un projectile en alliage d'aluminium (21 mm de diamètre et 40 mm de longueur) à une vitesse de 150 m/s. Dans le montage expérimental, deux pièces cylindriques en acier de 52 mm de longueur et de 60 mm de diamètre sont utilisées près du point d'impact sur les deux faces de l'échantillon de roche pour confiner la zone d'impact. Cela contribue à augmenter le niveau de pression de confinement et, en conséquence, la résistance du matériau rocheux afin de réduire l'endommagement par compression sous le projectile (figure 1.5).

En post-traitement, Saadati et al. [2014] ont utilisé une caméra et un microscope pour déterminer et analyser la carte de fissuration dans l'échantillon après l'impact (figure 1.6).

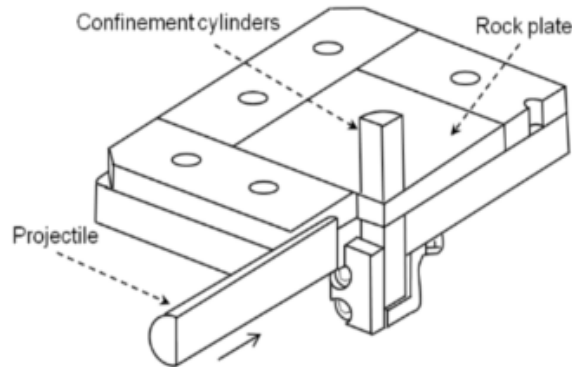


FIGURE 1.5. Dispositif expérimental d'impact par un projectile [Saadati et al., 2014].

Ce dispositif a un but unique : la visualisation de fissures résultantes après un impact sous différentes vitesses de chargement. Par contre, il ne peut être utilisé pour étudier d'autres paramètres comme la pression de confinement, les efforts statiques ou la forme de l'insert.

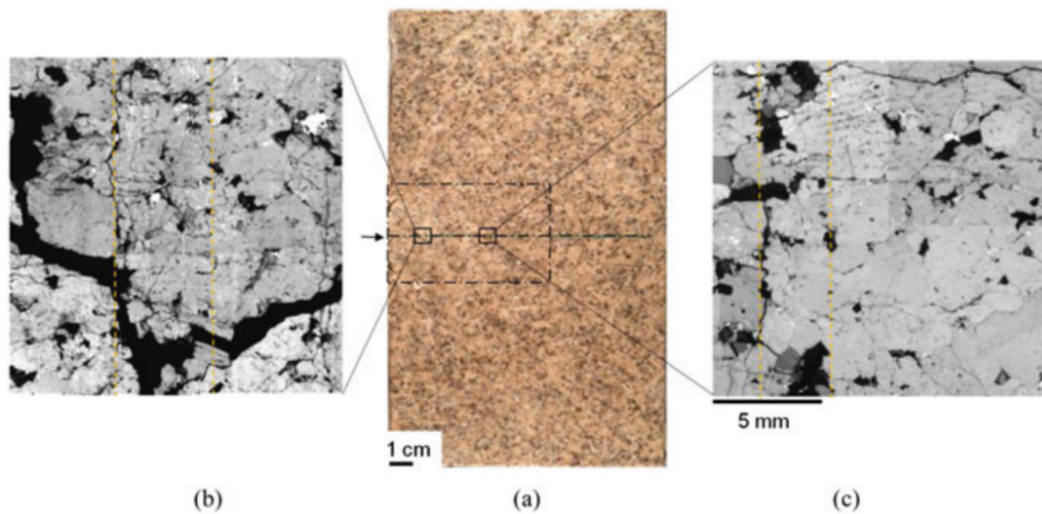


FIGURE 1.6. Échantillon de granite après impact par un projectile en aluminium (a), micrographie de l'échantillon à une distance de 25 mm (b) et 50 mm du point d'impact (c) [Saadati et al., 2014].

2.3.3 Impact avec un marteau [Fourmeau et al., 2017]

Ce dispositif a été utilisé pour étudier l'effet de l'énergie d'impact sur la courbe force-pénétration et sur le volume abattu. Pour cela, des essais d'impact avec un marteau à sept inserts ont été effectués sur un bloc de granite de Kuru avec un système d'impact

(figure 1.7a) et un outil de diamètre 33 mm équipé de sept inserts en carbure de tungstène (figure 1.7b).

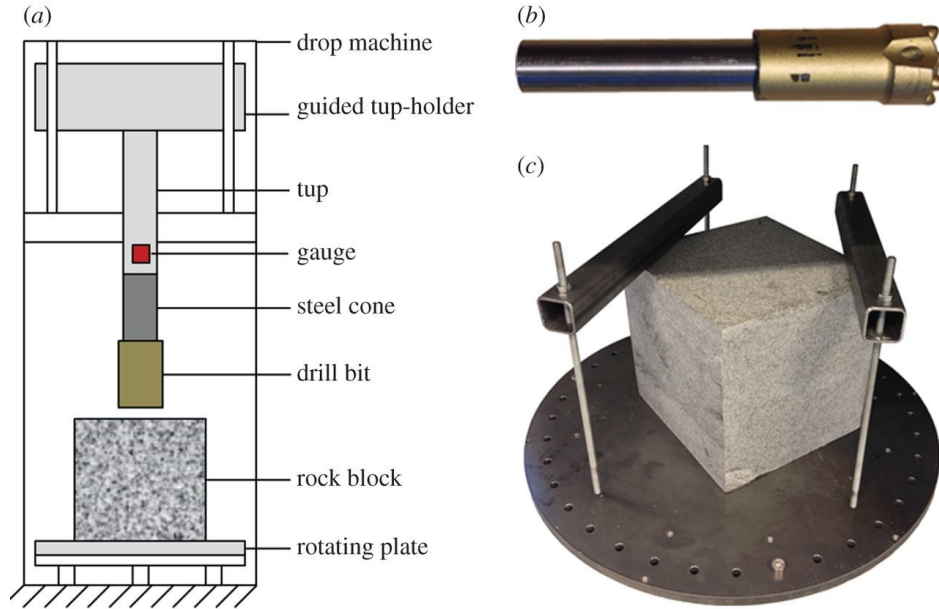


FIGURE 1.7. (a) Schéma du dispositif expérimental, (b) marteau utilisé, (c) bloc de roche posé sur un plateau rotatif [Fourmeau et al., 2017].

La rotation de l'échantillon de roche entre chaque impact a été obtenue grâce à un plateau rotatif intégré dans le dispositif d'essai d'impact (figure 1.7c). L'énergie et la vitesse d'impact sont contrôlées en ajustant la hauteur initiale de chute avant le test. Pour le traitement des résultats, Fourmeau et al. [2017] ont utilisé une jauge de déformation située à environ 5 cm au-dessus de l'outil (en rouge dans la figure 1.7) pour enregistrer les contraintes lors de l'impact avec une fréquence de 1 MHz. La force résultante de l'impact est calculée à partir des déformations mesurées. Entre chaque impact de chaque série d'essais, une mesure du volume accumulé de la roche enlevée a été obtenue à l'aide d'une réplique en caoutchouc de la surface de la roche. Les échantillons de caoutchouc ont été mesurés avec deux caméras connectées à un système de reconstruction numérique qui a fourni une discrétisation de la surface du cratère en un maillage de taille 0.1 mm.

Ce dispositif présente plusieurs avantages : le contrôle de la vitesse et de l'énergie d'impact, la possibilité d'utiliser plusieurs types de marteaux et le post-traitement simple des données expérimentales. Cependant, il ne permet pas le contrôle des efforts statiques ni l'application de la pression de confinement.

2.3.4 Impact élémentaire [Han et al., 2006b]

Ce dispositif a été utilisé pour étudier l'effet de la pression de confinement sur la pénétration d'un insert dans la roche. Dans ce travail, les essais ont été effectués à l'aide d'un dispositif d'essais d'impact élémentaire (figure 1.8). L'échantillon de roche a été placé à l'intérieur d'une cellule permettant d'appliquer une pression de boue de forage (jusqu'à 20.7 MPa). L'insert est forcé contre la roche avec une force de pré-chargement. Un piston à gaz frappe le système en acier qui tient l'insert. Cet impact envoie une onde de compression le long du système à travers l'insert pour atteindre la roche. Après chaque impact, la pression est relâchée. Ce dispositif a été utilisé afin d'interpréter la fragmentation de la roche à l'échelle d'un seul insert. Au cours des essais, Han et al. [2006b] ont mesuré la force appliquée par l'impact par un capteur situé à l'extérieur de la cellule sous pression. Le déplacement du système qui tient l'insert a été enregistré par un dispositif de mesure laser à haute fréquence positionné à l'extrémité supérieure de ce système. La profondeur et le diamètre du cratère ont été mesurés manuellement après les essais.

Ce dispositif permet le contrôle de la pression de confinement et l'obtention des courbes force-pénétration, mais la géométrie des cratères résultants n'était pas mesurée précisément et le volume abattu n'a pas été évalué.

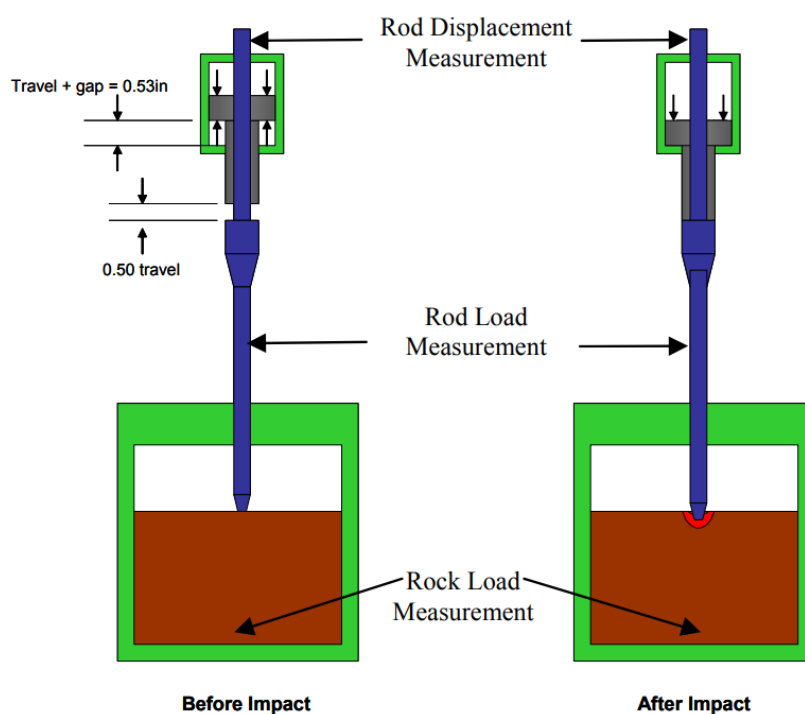


FIGURE 1.8. Représentation schématique du dispositif expérimental pour les tests d'impact élémentaire. [Han et al., 2006b]

2.4 Synthèse

Cette étude bibliographique référence certains travaux expérimentaux autour de la fragmentation de roches sous indentation quasi statique ou bien sous impact dynamique rapide. Le processus de fragmentation de roche sous percussion est situé entre ces deux catégories avec des vitesses de déformation intermédiaires. En ce qui concerne les dispositifs d'essais d'impact, cette étude montre qu'il existe une large variété de dispositifs, avec des principes de fonctionnement différents et qui prennent en compte certaines conditions. En outre, dans les post-traitements, les résultats des impacts (les cratères créés) ne sont pas toujours mesurés avec précision.

Par conséquent, afin d'étudier la fragmentation de la roche sous de différentes conditions, il a été choisi de développer un nouveau dispositif expérimental qui tient compte au mieux des conditions du forage percussif. De même, afin de permettre une analyse fine des résultats expérimentaux, nous avons développé une procédure robuste qui permet de mesurer avec précision le volume de roche abattue lors de l'impact.

3 Dispositif et protocole expérimental

3.1 Dispositif des essais d'impact

Un outil de forage percussif typique a une dizaine d'inserts [Saadati et al., 2014]. Ces inserts sont répartis sur la face d'attaque de l'outil avec des distances d'écartement différentes entre eux. Dans notre travail, on s'intéresse à la compréhension des phénomènes physiques associés à un impact à l'échelle des inserts. Il est à noter qu'un impact avec un seul insert n'est pas équivalent à un forage percussif avec un marteau complet qui consiste à appliquer une série d'impacts tout en faisant tourner le marteau. En effet, pendant le mécanisme de rotation du marteau, une forme d'insert et des angles d'indexation adaptées génèrent plus de fissures latérales et forent plus de volume de roche [Hartman, 1966, Fourmeau et al., 2015]. Cependant, pour la percussion pure et afin de mieux comprendre les mécanismes physiques à l'échelle de chaque insert, il est indispensable de réaliser des essais simples avec un seul insert.

Les essais sont menés sur des échantillons prismatiques de 12.5 cm d'arête et 5 cm de hauteur (figure 1.9) à l'aide du dispositif présenté sur la figure 1.10 et schématisé dans la figure 1.11. L'échantillon est fixé sur une plaque, placé dans une cellule, et soumis à une pression hydrostatique P pouvant atteindre 50 MPa, appliquée par l'huile de confinement. Le dispositif permet d'appliquer jusqu'à 120 J d'énergie d'impact grâce à une masse qui tombe en chute libre. Le dispositif expérimental est illustré sur la figure 1.11 et le principe de fonctionnement de test est le suivant :

3. Dispositif et protocole expérimental

- l'énergie d'impact est obtenue par la chute d'une masse de 13.8 kg jusqu'à une hauteur réglable de 1 m (soit maximum 120 J) ;
- l'onde d'impact est transmise à l'insert par un ensemble mécanique d'une longueur de 0.75 m constitué des pièces 1 et 2 sur la figure 1.11 ;
- l'insert est maintenu en contact avec la roche par un piston pneumatique à azote. La pression exercée permet à la fois de contrecarrer la pression d'huile qui s'exerce sur l'insert et qui tend à faire remonter l'ensemble et d'appliquer des efforts statiques constants sur l'insert avant et pendant l'impact. La valeur de ces efforts est contrôlée par la pression d'azote dans la chambre du gaz. À l'échelle de l'outil, les efforts statiques correspondent au poids sur l'outil (WOB). Dans la suite, l'effort statique F est la force appliquée par le gaz diminuée de la force appliquée par l'huile de confinement sur l'insert : $F = F_{\text{gaz}} - F_{\text{huile}}$.

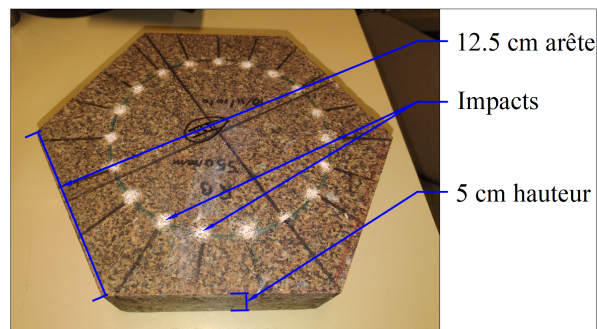


FIGURE 1.9. Photo avec dimensions d'un échantillon de roche (le granite de Red Bohus) après une série d'impacts.

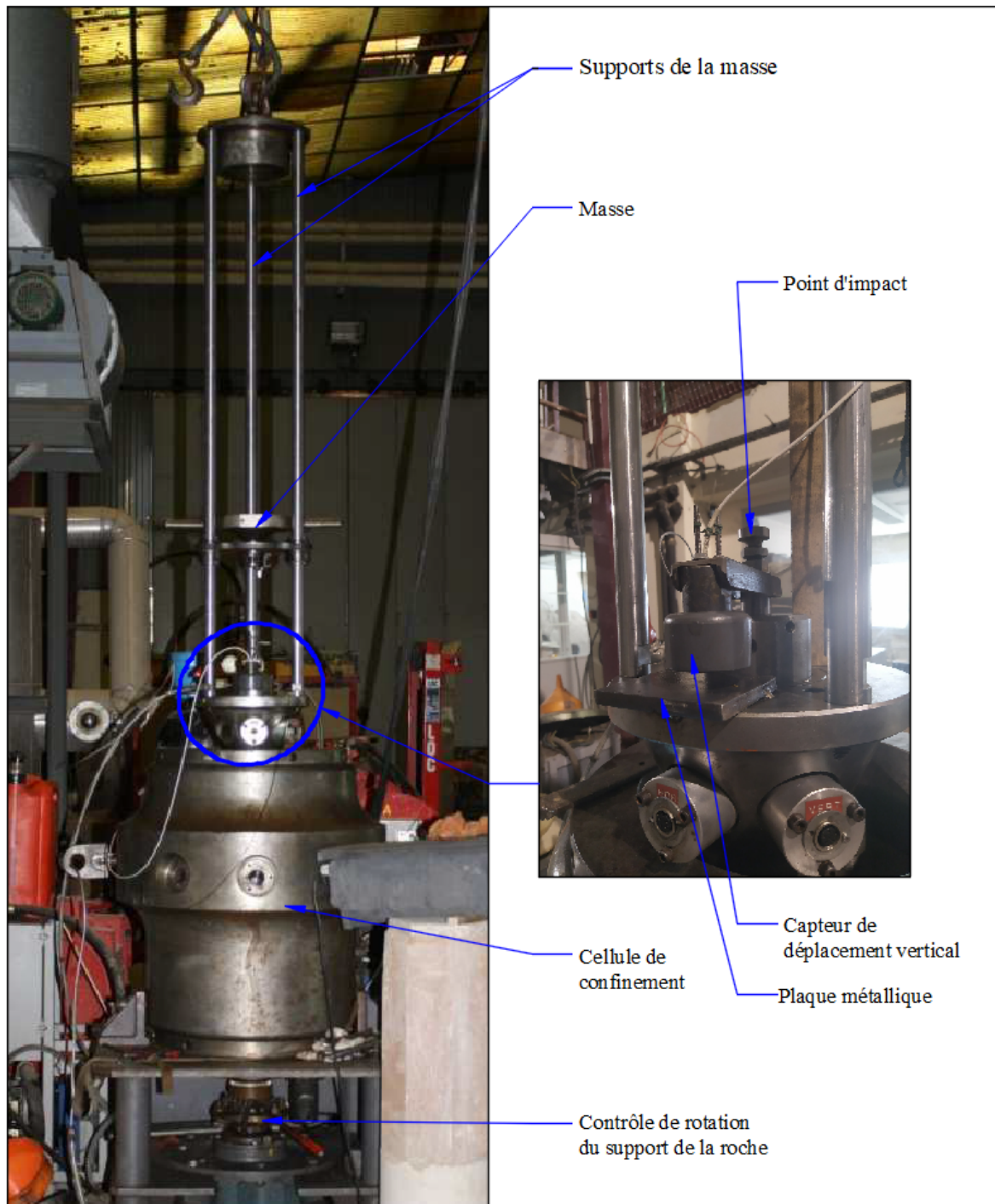


FIGURE 1.10. Dispositif d'essai d'impact.

3. Dispositif et protocole expérimental

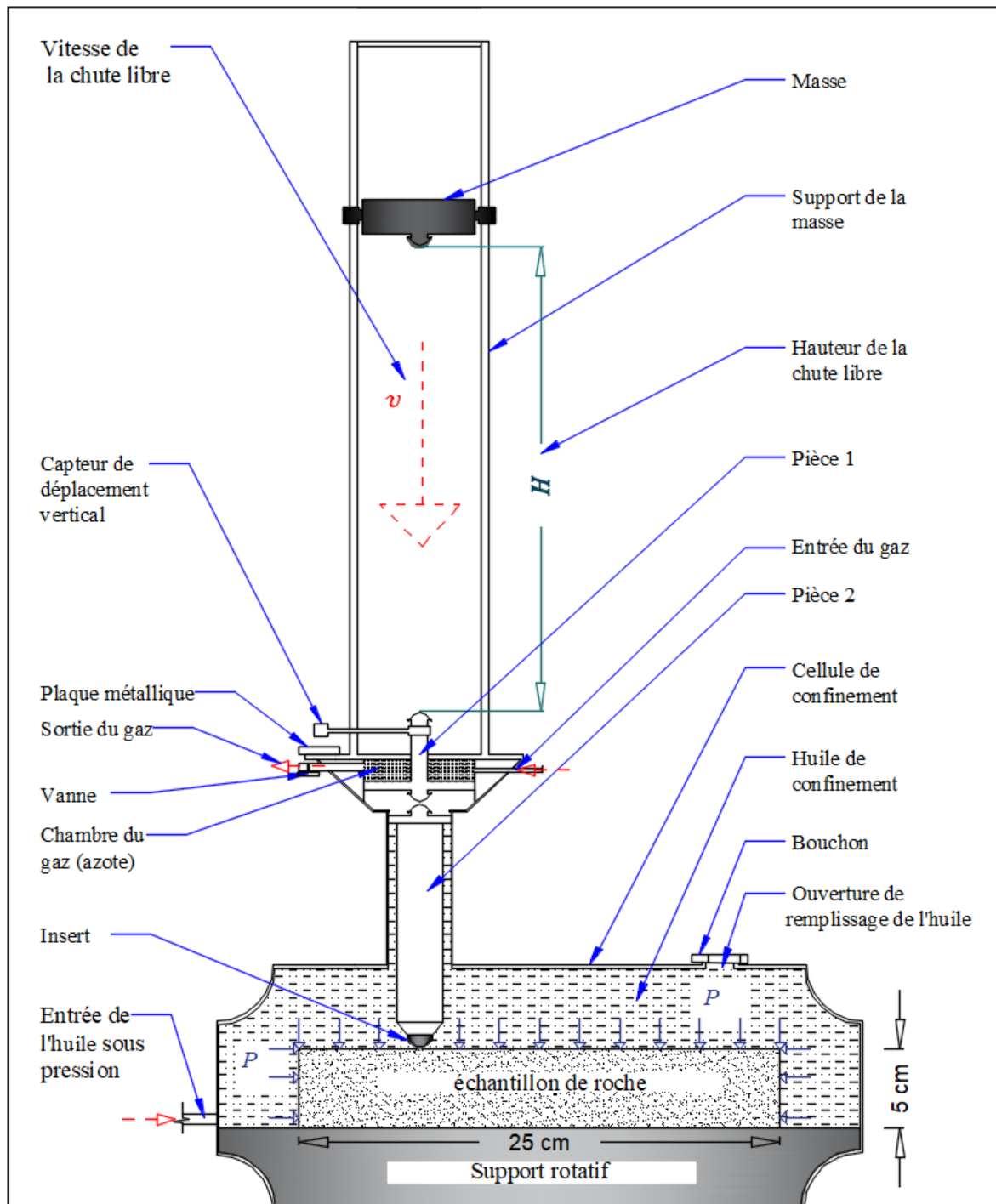


FIGURE 1.11. Représentation schématique simplifiée du dispositif d'essai d'impact présenté sur la figure 1.10.

3.2 Protocole expérimental

Préalablement au test, les emplacements d'impact sont marqués sur la surface de l'échantillon avec une distance entre les impacts suffisamment grande pour éviter toute interaction entre les impacts élémentaires (figure 1.9). L'échantillon est ensuite fixé sur une plaque pour éviter son mouvement pendant l'essai. Puis, l'ensemble est placé dans la cellule de confinement. Après le positionnement de l'insert sur l'emplacement souhaité, les pressions dans la cellule de confinement et dans la chambre à gaz sont réglées à des valeurs précises qui assurent le maintien de la pression de confinement et des efforts statiques choisis (en considérant les efforts de frottement négligeable le long de la tige qui transmet l'onde de compression). Ensuite, la masse, lâchée d'une hauteur choisie H , tombe en chute libre sans vitesse initiale et heurte le système de transmission de l'onde jusqu'à l'insert. Pendant ce processus, l'énergie d'impact est égale à l'énergie potentielle de gravité en chute libre définie par : $E = mgH$, où m est la masse du plateau de chargement et g est la constante de gravité. Cette énergie est transmise via le système de maintien de l'insert (pièces 1 et 2), et force l'insert à pénétrer dans la roche conduisant à sa fragmentation. Après un impact, les pressions du gaz et de l'huile sont ramenées à la pression atmosphérique, l'échantillon est tourné pour une nouvelle position d'impact. Après avoir effectué une série de tests, la surface de l'échantillon est nettoyée à l'aide d'une soufflette d'air comprimé afin de préparer la mesure des cratères créés. Un exemple montrant l'échantillon de roche, avant et après le nettoyage des cratères, est montré dans la figure 1.12 : l'air comprimé élimine les fragments de la roche et la partie écrasée sous la pointe de l'insert.

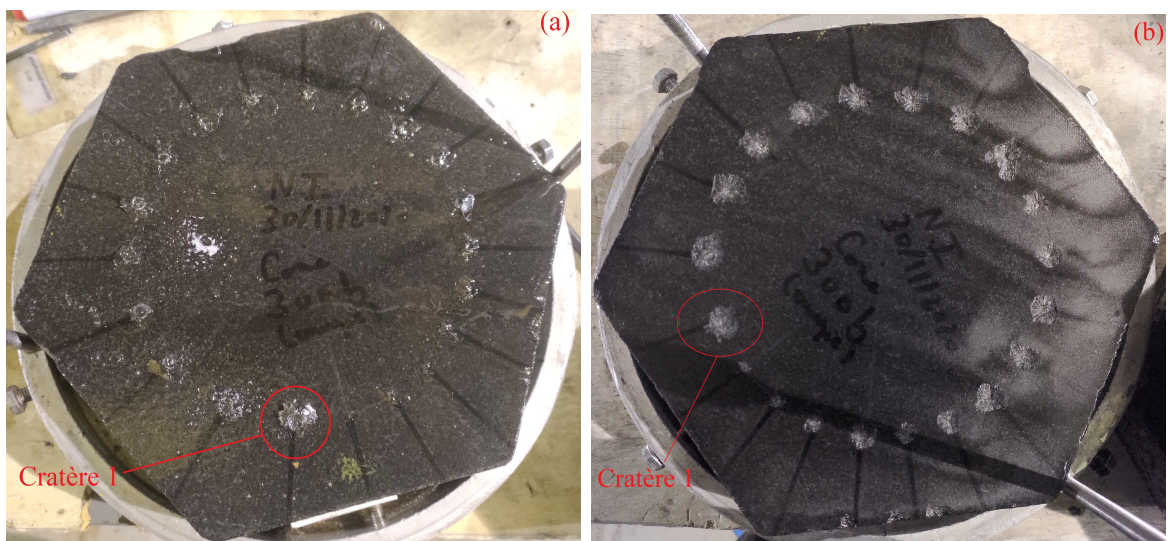


FIGURE 1.12. Échantillon de gabbro Nero Impala : (a) avant nettoyage et (b) après nettoyage.

3.3 Techniques des mesures

Le déplacement vertical de l'insert est mesuré par un capteur électromagnétique (avec une étendue de mesure de 0 à 15mm \pm 1 μ m) situé sous le point d'impact comme le montrent les figures 1.10 et 1.11. Ce déplacement mesuré correspond à la pénétration effective de l'insert dans la roche. La vitesse v de l'impact est calculée via la relation entre la hauteur de chute H et la constante de gravité g comme $v = \sqrt{2gH}$.

Une fois les tests effectués et la surface nettoyée, les cratères résultants subissent un balayage par un scanner laser 3D pour déterminer l'empreinte laissée par l'impact. Une photo du dispositif de mesure est présentée sur la figure 1.13. Le laser est appliqué perpendiculairement à la surface qui est placée sur une plaque mobile horizontale. Les capteurs laser mesurent les coordonnées Y et Z de 1280 points de données le long de la ligne de mesure du laser (en rouge sur la figure 1.13), avec une fréquence de 25 Hz. Les coordonnées X sont enregistrées par le capteur de déplacement du plateau mobile qui glisse à une vitesse constante de 0.17 mm/s.

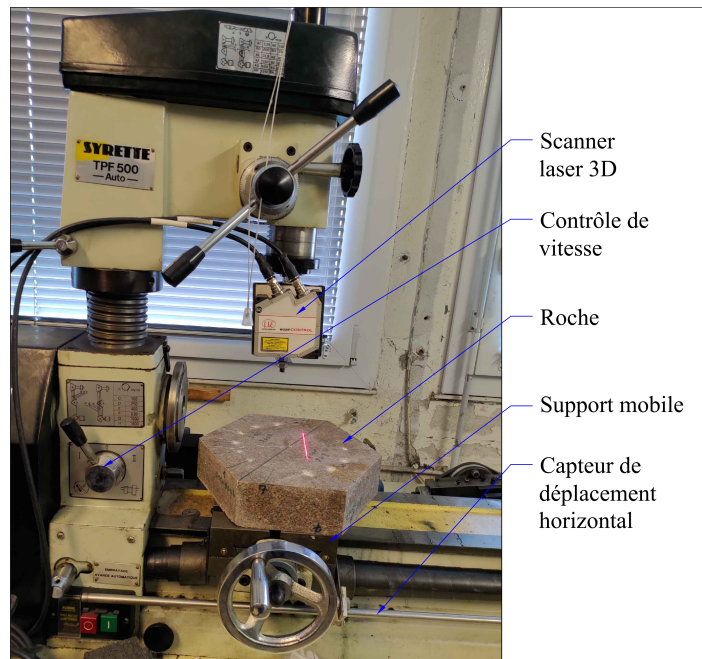


FIGURE 1.13. Dispositif de mesure de balayage laser 3D avec un échantillon de granite de Red Bohus.

4 Traitements des données

Afin de calculer le volume abattu, la superficie et la profondeur maximale du cratère scanné (voir figure 1.14), les fichiers de données sont traités avec le logiciel de modélisation COMSOL Multiphysics [COMSOL, 2020]. La géométrie du résultat d'impact

est reconstituée numériquement par interpolation. La géométrie créée est maillée avec une résolution fine de 0.01 mm (figure 1.15) et modélisée comme le montre la figure 1.16. Une valeur seuil est définie pour fournir le niveau de surface de la roche intacte et d'extraire l'empreinte d'impact comme le montrent les figures 1.17 et 1.18.

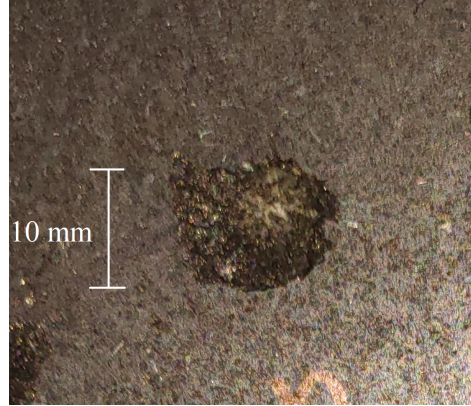


FIGURE 1.14. Photo d'un résultat d'impact sur un échantillon de roche (gabbro Nero Impala).

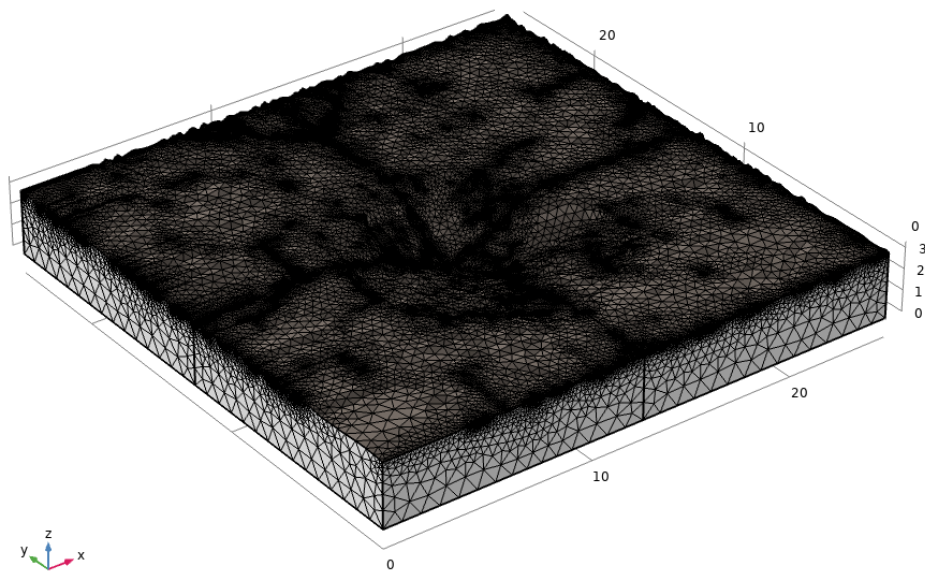


FIGURE 1.15. Maillage du cratère correspondant à la figure 1.14.

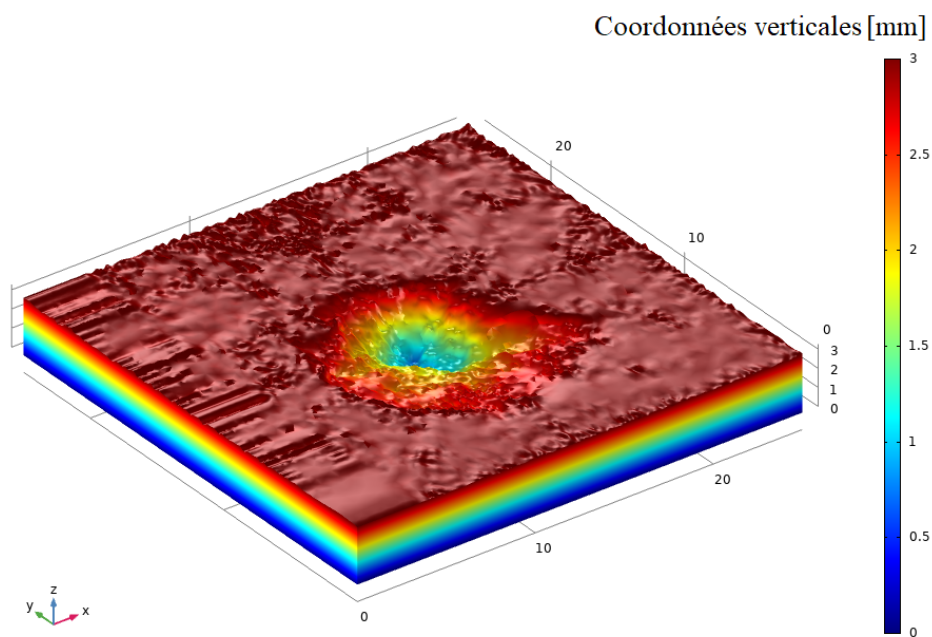


FIGURE 1.16. Le cratère modélisé.

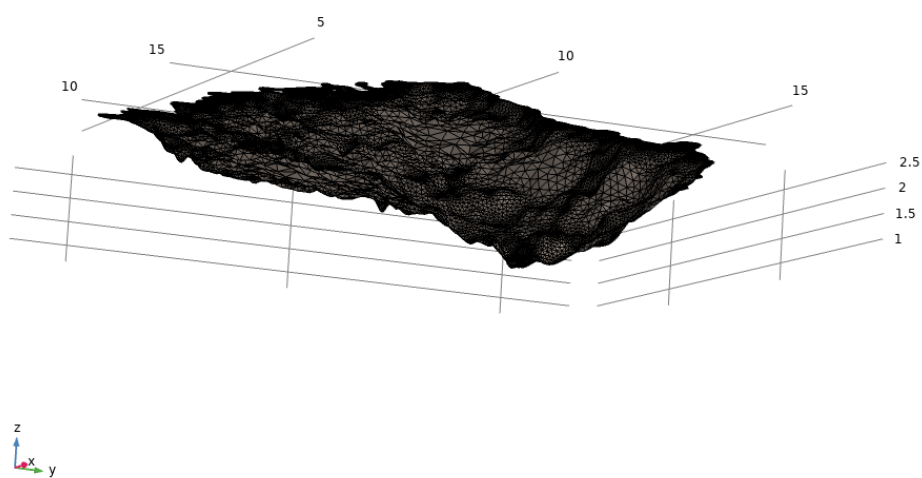


FIGURE 1.17. Maillage de l'empreinte du cratère modélisé.

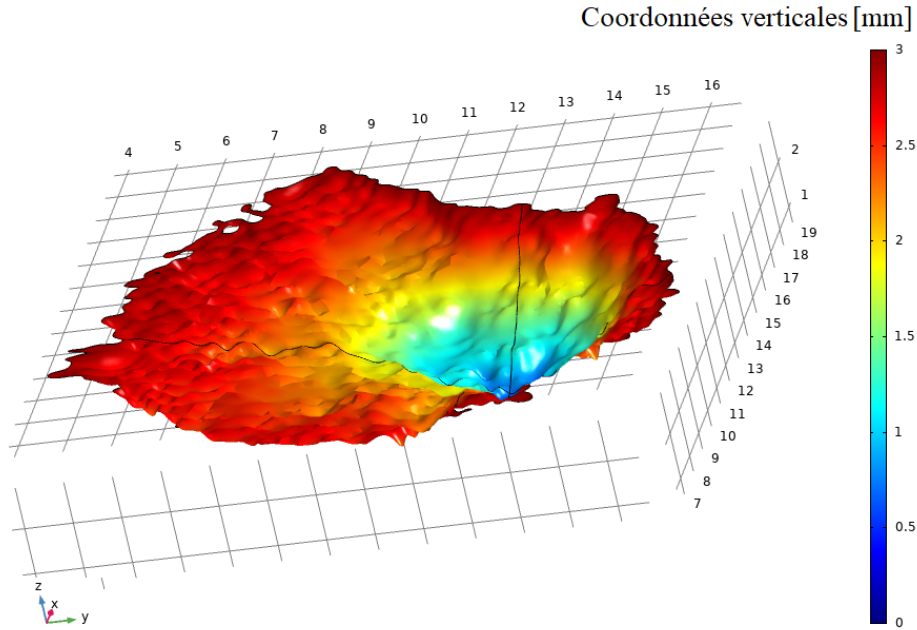


FIGURE 1.18. Empreinte du cratère modélisé.

Le volume et la superficie du cratère sont calculés par intégration numérique sur l’empreinte 3D. La profondeur est déterminée par la valeur maximale des coordonnées Z des points d’empreinte. Ces trois grandeurs sont illustrées dans la figure 1.19.

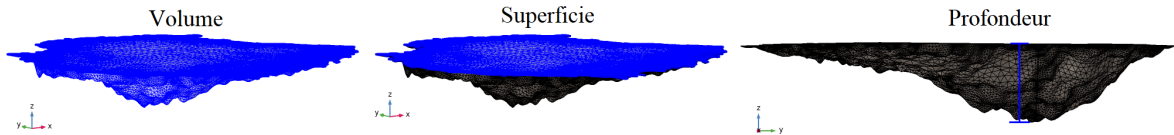


FIGURE 1.19. Le volume, la superficie et la profondeur de l’empreinte du cratère modélisé.

5 Étude expérimentale

Les principaux mécanismes physiques de l’abattage dynamique des roches sont l’écrasement sous l’insert et l’écaillage des fragments autour de l’insert [Hartman, 1959, Tuomas, 2004, Liu, 2004, Han et al., 2006b]. Ces deux mécanismes sont influencés par plusieurs facteurs comme expliqués dans l’introduction de ce mémoire. Ces facteurs sont traités dans cette section et leurs effets sur les mécanismes de destruction de la roche sont analysés expérimentalement. Pour cela, l’effet de la roche, de la forme d’insert, de la pression de confinement, de l’énergie d’impact, des efforts statiques ainsi que celui de la distance d’interaction entre les impacts sont étudiés dans la suite. Nous précisons que les essais ont été répétés plusieurs fois et que les analyses sont réalisées sur

les valeurs moyennes afin d'éviter l'effet indésirable de la dispersion sur l'interprétation des résultats. En effet, l'importance de la répétabilité des essais a été démontrée par l'analyse d'une base de données expérimentales préexistante (annexe A). Des résultats supplémentaires aux études présentées, comme les déplacements verticaux de l'insert pendant les essais d'impact et l'effet du nettoyage des cratères pendant le processus du forage percussif, sont présentés et analysés dans les annexes B.1 et B.2.

5.1 La roche

En formation profonde, plusieurs types de roches dures et abrasives peuvent être rencontrés. Ces roches présentent des résistances et des duretés très élevées et leurs réponses suite à un impact peuvent être complètement différentes. En plus du chargement externe, à l'échelle des inserts, la résistance, l'hétérogénéité, la discontinuité et l'anisotropie, sont les principaux facteurs influençant les processus de fragmentation de la roche [Whittaker et al., 1992, Krivtsov et al., 2004].

Afin d'étudier l'effet de la roche, nous avons sélectionné quatre roches avec des propriétés mécaniques et minéralogiques différentes, il s'agit de :

- GSA : le calcaire gris de Saint Anne d'origine Pyrénées-Atlantiques, France ;
- GDF : le grès de Fontainebleau d'origine Essonne, France ;
- NI : le gabbro Nero Impala d'origine Afrique du Sud, Rustenburg ;
- RB : le granite de Red Bohus d'origine Suède.

Les minéralogies de ces quatre roches sont présentées dans la figure 1.20.

- Le calcaire de Saint-Anne «GSA» contient de nombreux débris bioclastiques calcaires de tailles variables noyés dans une matrice calcaire très fine, il présente alors une hétérogénéité minérale. Ce type de roche présente aussi un aspect de brèche, où des joints sont dispersés dans la roche.
- Le grès de Fontainebleau «GDF» a une composition minérale pure (99.5% Quartz) et une granulométrie presque constante dans les grands blocs d'échantillons et présente une porosité de 8 à 22%.
- Le gabbro Nero Impala «NI», comme le montre la figure 1.20, est composé principalement de feldspath, une quantité mineure d'orthopyroxène est également présente. Ses cristaux sont très découpés et ont une taille relativement similaire.
- Le granite de Red Bohus «RB» est une roche très hétérogène. Cette roche a une composition minéralogique complexe (35% Quartz, 60% Feldspath, 5% Biotite et autres minéraux en très petites portions).

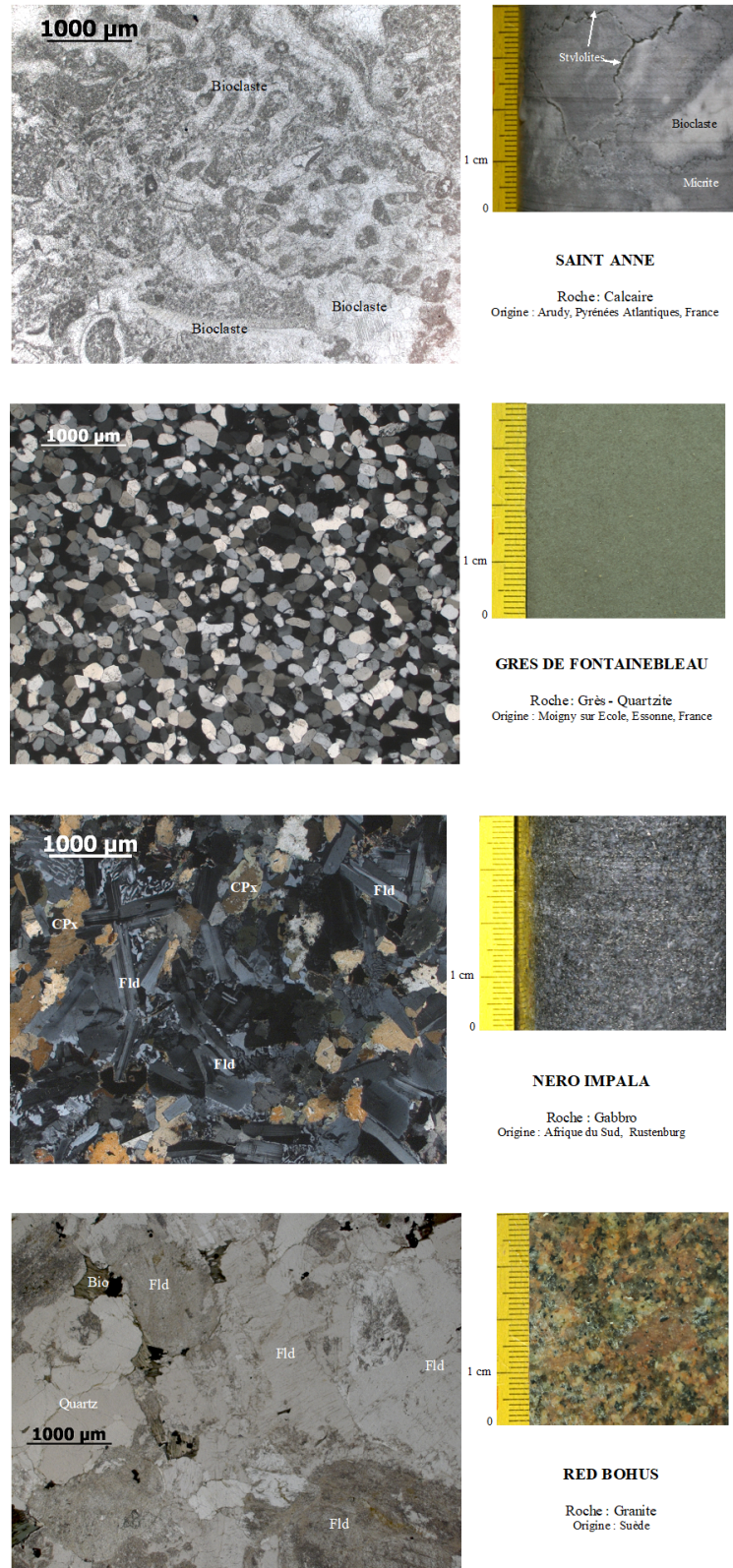


FIGURE 1.20. Photos au microscope optique en lumière polarisée analysée (LPNA) et vues des éprouvettes de roches cylindriques à l'échelle centimétrique pour les roches : GSA, GDF, NI et RB. Photos prises lors des essais classiques de laboratoire.

5. Étude expérimentale

Une caractérisation des propriétés mécaniques a été également réalisée, les propriétés des quatre roches testées sont regroupées dans le tableau 1.1.

Tableau 1.1. Propriétés mécaniques des roches testées : résistance à la compression uniaxiale «UCS», résistance à la traction uniaxiale «UTS», densité ρ , module de Young E , coefficient de Poisson ν , vitesse du son dans le matériau V_s et porosité Φ .

Roche	UCS [MPa]	UTS [MPa]	ρ [t/m ³]	E [GPa]	ν [1]	V_s [m/s]	Φ [%]
GSA	150	2.91	2.7	45	0.31	6371	5
GDF	136	4.8	2.5	32.5	0.18	4750	8-22
NI	285	18.91	3.02	70	0.26	6421	0.03
RB	196.4	8.78	2.62	52	0.25	5200	0.2

Plusieurs essais d'impact ont été effectués sur ces roches. Afin d'interpréter les observations expérimentales obtenues, nous montrons dans la figure 1.21 les cratères résultants, visualisés numériquement. Ces essais ont été réalisés à l'aide d'un insert conique, avec une énergie d'impact de 60 J, sous pression de confinement de 30 MPa et 2.88 kN d'effort statique. Le volume abattu, la superficie et la profondeur maximale des cratères obtenus sont donnés dans le tableau 1.2.

On peut remarquer que le cratère le plus large est obtenu sur la roche GSA (superficie de 499.18 mm²). Cela peut être dû à sa résistance à la traction (2.91 MPa), qui est la plus faible parmi celles des autres roches testées. Cette faible résistance facilite la fissuration de l'échantillon sur toute sa longueur comme le montre la figure 1.22. Cette fissuration a été obtenue dans la plupart des essais effectués sur la roche GSA, même si la roche était confinée. Ces observations peuvent être expliquées par la discontinuité du matériau causée par la présence des joints dispersés dans la roche (aspect de brèche). On peut également remarquer sur la figure 1.21, la formation de cratères profonds sur toutes les roches impactées sauf pour la roche GDF. Cette observation peut être due à sa minéralogie et sa porosité qui peut atteindre 22% ce qui empêche la création des fissures [Mishnaevsky, 1996]. Par ailleurs, cette roche présente une plasticité importante qui peut absorber l'énergie d'impact et empêcher l'enlèvement du matériau. La profondeur maximale obtenue après l'essai d'impact sur la roche GDF est très faible, de l'ordre de 0.35 mm (tableau 1.2). La figure 1.23 montre cette observation à l'aide d'une photo du résultat d'impact, où on peut voir la forte plastification autour de la zone d'impact. Cette plastification est marquée par la transformation de la couleur grise de la roche en couleur blanchie. Cette observation est cohérente avec les résultats

de la littérature où les fissures radiales et axiales ne sont pas observées dans les roches plastiques et/ou poreuses [Mishnaevsky, 1996].

En comparant les résultats des impacts sur les roches NI et RB, on peut constater la formation de cratères profonds et larges sur les deux roches. Les différences principales entre les deux roches sont la résistance et l'hétérogénéité. La roche RB a une résistance inférieure et est très hétérogène, tandis que NI a une résistance plus élevée et est relativement homogène. Le volume abattu dans le cas de RB (91.54 mm^3) est plus important que celui dans le cas de NI (73.08 mm^3), voir le tableau 1.2. Cette différence de volume peut être expliquée par la différence des résistances à la compression et à la traction des deux roches. On peut remarquer aussi que le cratère formé sur la roche NI est de forme plus régulière (quasiment axisymétrique) en comparaison avec celui de la roche RB. Cette observation peut être due à l'hétérogénéité très importante de la roche RB. En effet, l'hétérogénéité affecte la propagation des fissures en raison des différentes propriétés mécaniques, en particulier la résistance des cristaux sous la pointe de l'insert, ce qui peut induire un cratère de forme très irrégulière. Cette observation sera étudiée et expliquée plus en détail dans le chapitre 3.

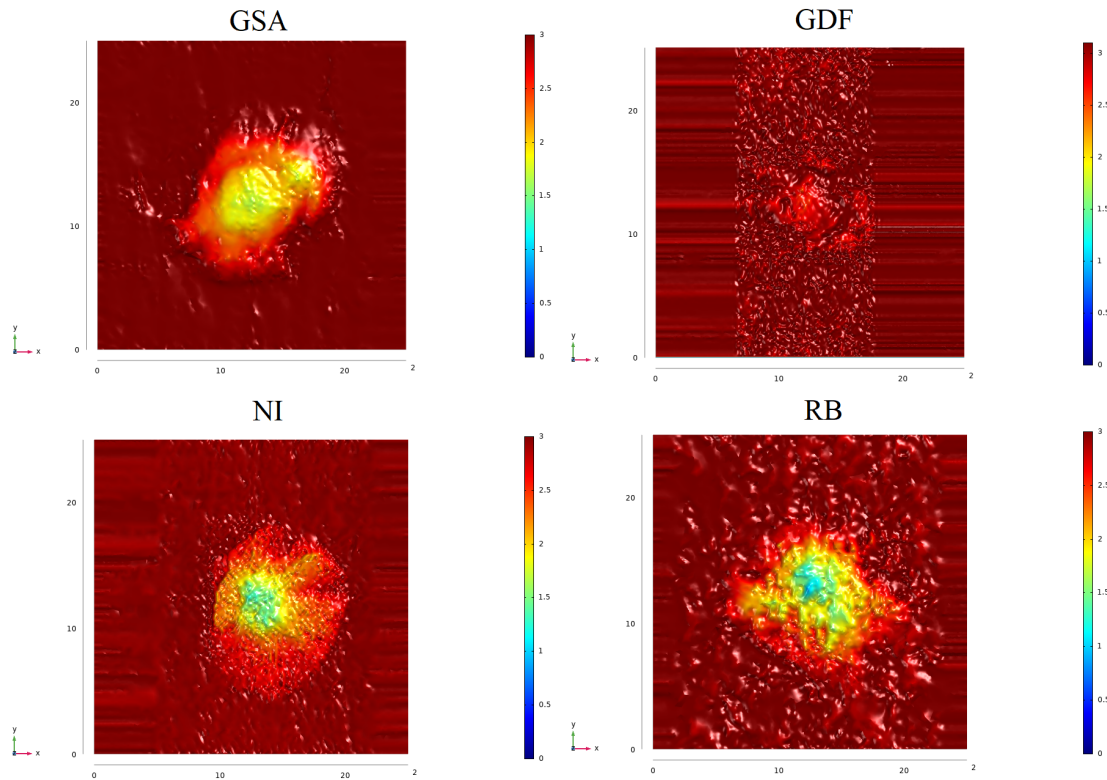


FIGURE 1.21. Visualisation numérique (vue de dessus) des cratères résultants créés par des impacts expérimentaux sur les roches GSA, GDF, NI et RB. Les grandeurs sont en mm.

5. Étude expérimentale

Tableau 1.2. Résultats des impacts expérimentaux sur les roches GSA, GDF, NI et RB. Le volume abattu, la superficie et la profondeur maximale des cratères obtenus.

Roche	Volume [mm ³]	Superficie [mm ²]	Profondeur maximale [mm]
GSA	85.86	499.08	1.54
GDF	NA	NA	0.35
NI	73.08	352.11	1.63
RB	91.54	280.27	2.23

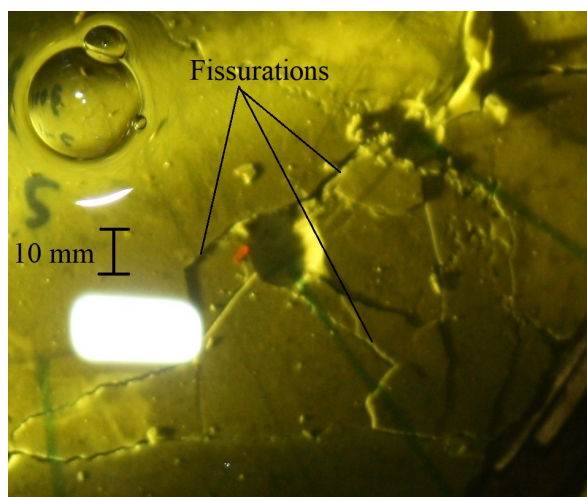


FIGURE 1.22. Photos d'un résultat d'impact sur la roche GSA.

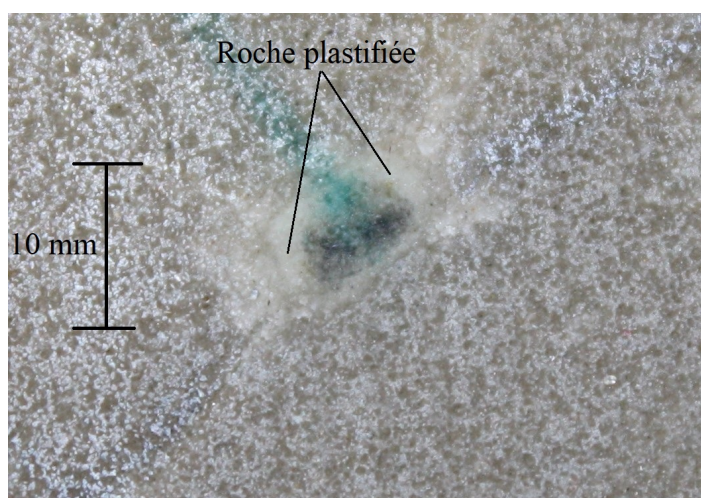


FIGURE 1.23. Photos d'un résultat d'impact sur la roche GDF.

D'après les observations ci-dessus, on peut conclure que :

- le calcaire gris de Sainte Anne est très fragile, quelque soit le niveau de confinement testé. La rupture complète de l'échantillon empêche toute étude sur cette roche. Par conséquent, le GSA ne sera plus étudié dans la suite de ce travail ;
- le grès de Fontainebleau a montré une forte plasticité et une grande difficulté à former des cratères importants avec des énergies d'impacts représentatives du forage percussif. Dans ce cas, d'autres méthodes de forage, comme le forage rotary avec des outils PDC (Polycristallin Diamond Compact), sont fortement recommandées. Le mode de coupe des roches par le forage rotary est le cisaillement [Amri, 2016] ;
- le gabbro Nero Impala et le granite Red Bohus sont des roches dures et abrasives. Les mécanismes de destruction de ces roches par des impacts sont l'écrasement et l'écaillage. Ce sont les types des roches qui nous intéressent dans cette thèse. Elles seront utilisées pour le reste de l'étude dans la suite de ce chapitre.

5.2 La forme d'insert

L'effet de la forme d'insert sur la fragmentation de la roche suite à une indentation a fait l'objet de plusieurs études [Nguyen, 1978, Gnirk and Cheatham Jr, 1965, Berry, 1959, Ajibose et al., 2015]. Ces études montrent que la géométrie de l'insert influence la distribution des contraintes pendant l'impact et que différentes formes d'insert imposent des localisations différentes des fissures. Dans le cadre d'une étude expérimentale, Nguyen [1978] a comparé les résultats d'essais de poinçonnement en quasi-statique et à pression atmosphérique avec un insert semi-sphérique et un insert tranchant. L'essai avec l'insert tranchant a montré que lorsque la force appliquée est suffisante, on obtient une courbe force-déplacement ayant la forme de dents de scie qui montre la formation de grands éclats et des ruptures successives. En outre, plus l'insert est aplati (surface de contact insert-roche plus importante), plus la roche subit une plastification, et on remarque la formation d'une couche de matériau broyé et compacté au-dessus de la zone fissurée. Les roches présentent une rigidité plus importante lorsque le rayon de courbure de l'insert augmente [Nguyen, 1978, Reichmuth, 1963, Lindqvist et al., 1984] comme le montre la figure 1.24 : pour la même pénétration, une force plus importante est obtenue en augmentant le rayon de courbure.

5. Étude expérimentale

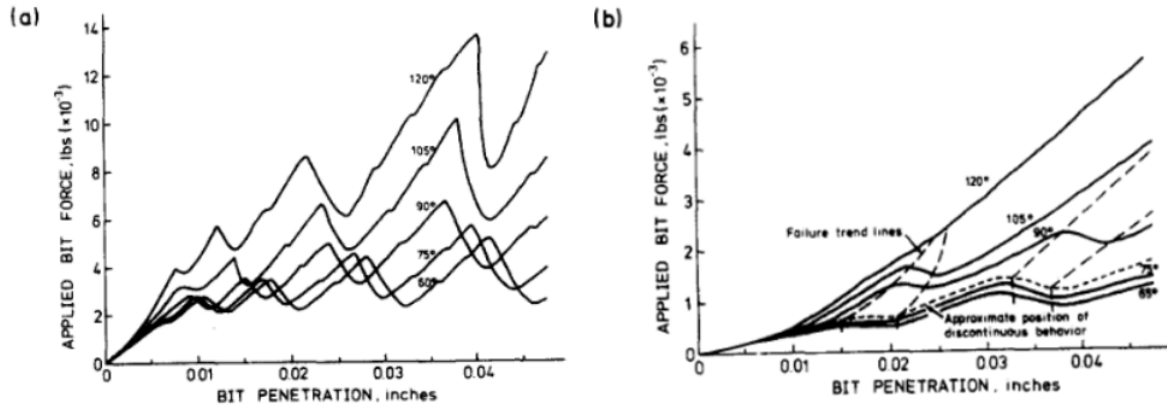


FIGURE 1.24. Courbes force-pénétration pour différents rayons de courbure de l'insert sur le granite (a) et le calcaire (b) [Lindqvist et al., 1984]

Les travaux de Gnirk and Cheatham Jr [1965] ont également montré l'importance de l'effet de la forme d'insert sur la réponse des roches confinées (jusqu'à 35 MPa) sous poinçonnement quasi statique. Les courbes force-pénétration montrent que le comportement de la roche varie en fonction de l'angle de pointe de l'insert. Plus cet angle est grand, plus la roche requiert de l'effort pour une même valeur de pénétration. Pour des angles inférieurs à 45°, la courbe de poinçonnement présente des discontinuités montrant la présence des ruptures consécutives et la pente change après chaque chute. Cependant, pour un insert plus aplati (angle supérieur à 50°), la courbe présente toujours des discontinuités, mais la pente reste la même.

Dans le cadre de cette thèse, des essais d'impact ont été réalisés en utilisant cinq différents inserts représentés sur la figure 1.25 avec leurs géométries décrites sur la figure 1.26.



FIGURE 1.25. Inserts testés, de gauche à droite : Chisel, Cône4, Cône, S16 et S16.

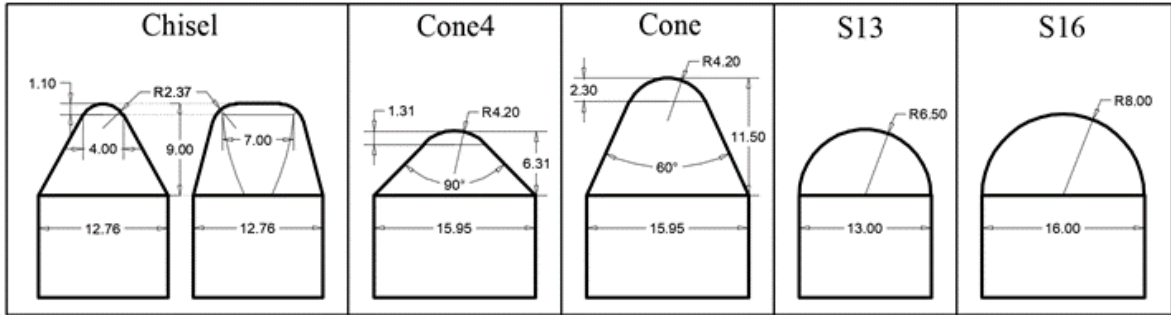


FIGURE 1.26. Représentation schématique des inserts testés avec des dimensions en millimètres.

Les essais ont été réalisés sur les deux roches RB et NI sous 30 MPa de pression de confinement. Chaque roche a été soumise à des impacts dynamiques avec des énergies d'impact de 60 J et d'efforts statiques de 2.88 kN. La campagne d'essais a été répétée sept fois dans les mêmes conditions afin de quantifier la dispersion des résultats sur chaque type de roche et d'évaluer les performances des inserts (le volume abattu, l'écaillage et la profondeur maximale du cratère) en termes des valeurs moyennes.

Les volumes abattus résultants des expériences réalisées sur les roches RB et NI sont présentés respectivement dans les tableaux 1.3 et 1.4. Ils contiennent pour chaque essai d'impact, leur valeur moyenne, leur écart type (SD) et leur écart type relatif (SDR).

Tableau 1.3. Valeurs des volumes abattus par des impacts réalisés avec les cinq inserts testés sur la roche RB, leurs valeurs moyennes sur sept essais et leurs écarts types. Les volumes sont en mm^3 .

RB	S16	S13	Cone4	Cone	Chisel
Volume abattu	95.91	90.42	107.07	97.04	45.64
	53.92	77.96	90.64	109.24	101.67
	108.68	81.23	141.42	92.58	59.21
	56.31	69.33	64.36	94.43	89.80
	51.07	77.13	59.27	97.85	105.92
	53.25	51.58	85.95	69.52	53.74
	54.88	96.92	65.82	80.08	47.12
Valeur moyenne	67.72	77.80	87.79	91.54	71.87
SD	23.96	14.70	29.17	12.97	26.33
SDR	35.38%	18.89%	33.23%	14.17%	36.64%

Tableau 1.4. Valeurs des volumes abattus par des impacts réalisés avec les cinq inserts testés sur la roche NI, leurs valeurs moyennes sur sept essais et leurs écarts types. Les volumes sont en mm^3 .

NI	S16	S13	Cone4	Cone	Chisel
Volume abattu	42.52	67.25	70.23	96.35	66.37
	26.42	62.55	78.04	73.16	39.85
	25.28	38.98	58.12	39.49	90.77
	35.10	67.99	64.15	84.75	61.33
	38.13	56.83	58.92	76.82	58.97
	50.25	62.96	N.A.	79.68	36.50
	36.12	90.04	N.A.	61.29	83.10
Valeur moyenne	36.26	63.80	65.89	73.08	62.41
SD	8.73	15.19	8.34	18.27	20.17
SDR	24.08%	16.19%	12.66%	27.73%	32.32%

Dans ces tableaux, les valeurs de SDR obtenues sont significativement différentes. Par exemple, pour les essais d'impact réalisés sur le RB (tableau 1.3), la valeur de SDR pour S16 est plus grande que celle pour Cone, alors que pour le NI (tableau 1.4) c'est l'inverse. Par conséquent, on ne peut pas établir à ce stade une relation entre la géométrie de l'insert et la dispersion du volume abattu mesuré. Ceci peut s'expliquer par la prédominance de l'effet de l'hétérogénéité des roches par rapport à l'effet de la forme de l'insert. Nous y reviendrons plus en détail dans le chapitre 3.

Les essais réalisés sur RB montrent une dispersion plus élevée que celles réalisées sur NI pour les tests utilisant les inserts S16, Cone4 et Chisel, une dispersion proche avec le S13 et une dispersion plus faible avec l'insert Cone. En considérant les résultats d'impact globaux, la dispersion est beaucoup plus élevée pour la roche RB. Ainsi, les propriétés du matériau ont une grande influence sur la dispersion.

Afin d'évaluer et de comparer les performances des inserts, les résultats d'impact sont présentés sur la figure 1.27. Cette figure présente trois histogrammes montrant les valeurs moyennes du volume abattu, de la superficie et la profondeur maximale mesurées après des impacts effectués à l'aide des cinq inserts testés. Les inserts sont ordonnés sur l'axe des abscisses suivant leurs rayons de courbure du plus grand au plus petit (sauf le Chisel). Sur cette figure, on remarque les similitudes de performances et de classement des différents inserts sur chacune des deux roches étudiées et quelques soient l'indicateur volume, superficie ou profondeur du cratère résultant. Considérons le cas particulier de l'insert conique avec ses deux angles différents (60° pour « Cone » et 90° pour « Cone4 »), on peut observer que l'insert conique avec l'angle le plus faible a été sensiblement plus performant en termes de volume abattu (4% dans le cas de RB et 10% dans cas de NI par rapport au « Cone4 »). Si on considère que le volume abattu est l'indicateur qui renseigne sur l'efficacité du forage, on peut alors dire que l'insert conique est l'insert le plus performant d'autant plus si l'angle de cône est à 60° . Afin de généraliser cette conclusion, il faudrait tester d'autres angles de cône. De plus, si l'on se fie à la superficie du cratère résultant (figure 1.27b) pour évaluer la taille des copeaux créés, on peut dire que, dans les conditions du test, le « Cone » crée des copeaux plus larges. Cela signifie que lors de l'impact, la géométrie de l'insert «Cone» a fourni une répartition de contraintes sous et autour de l'insert qui a privilégié la création de fissures latérales. Les résultats expérimentaux présentés sur la figure 1.27c montrent la profondeur du cratère résultant. La profondeur la plus élevée a été obtenue par les inserts coniques « Cone » et « Cone4 » qui présentent la plus faible surface de contact avec la roche parmi les insert testés.

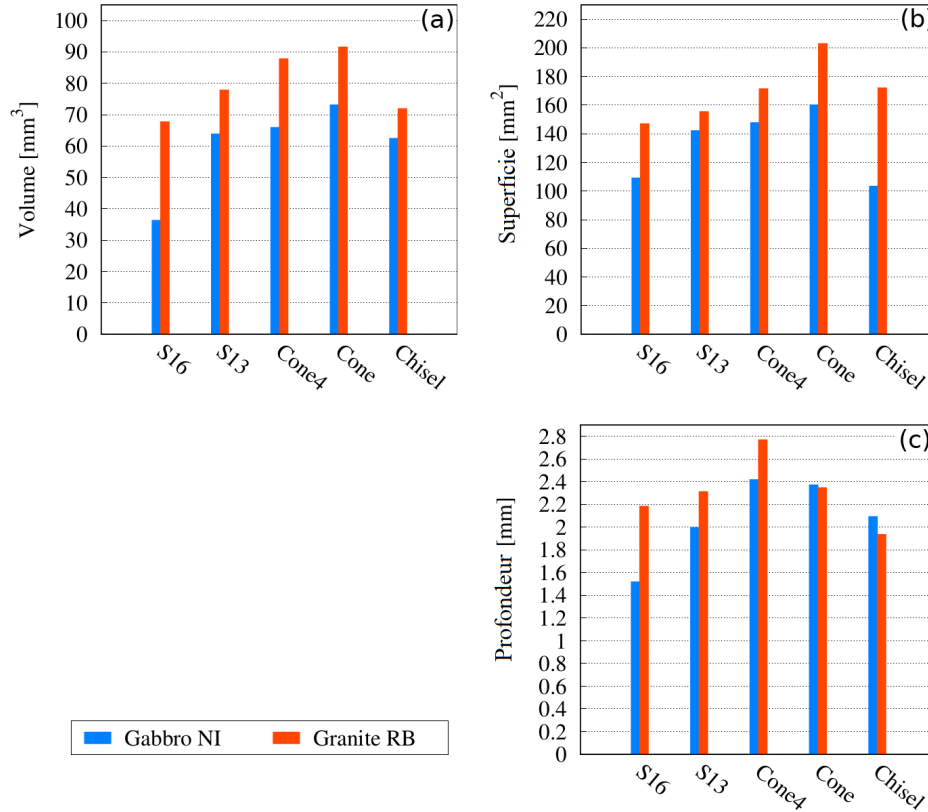


FIGURE 1.27. Histogrammes représentant les valeurs moyennes : du volume (a), de la superficie (b) et de la profondeur (c) mesurés après des impacts utilisant différents types d'inserts sur les roches NI et RB. Les impacts ont été réalisés sous une pression de confinement de 30 MPa, efforts statiques de 2.88 kN et une énergie d'impact de 60 J.

En plus des résultats présentés sur la figure 1.27, la pénétration effective de l'insert qui correspond à la dernière valeur moyenne des courbes de déplacement enregistrées par le capteur électromagnétique lors des essais d'impact, a été mesurée. Il est à noter que la pénétration de l'insert et la profondeur du cratère sont deux grandeurs différentes : la pénétration présente toujours une valeur inférieure à celle de la profondeur où cette dernière est contrôlée par la roche écrasée sous l'insert. Les valeurs moyennes de pénétration effective pour « S16 », « S13 », « Cone4 », « Cone » et « Chisel » sont respectivement de 0.135, 0.168, 0.812, 0.72 et 0.692 mm pour la roche NI. Ces résultats sont en cohérence avec les valeurs de profondeur de cratère et montrent que les inserts qui présentent de faibles rayons de courbure (« Cone » et « Cone4 ») assurent une meilleure pénétration comme l'ont conclu précédemment Gnirk and Cheatham Jr [1965] lorsqu'ils ont étudié la pénétration quasi-statique de plusieurs inserts dans une roche. En effet, plus le rayon de courbure est faible, plus la zone de contact insert-roche est petite, plus la concentration de contraintes sous l'insert est importante. Par

conséquent, l'utilisation d'un insert ayant une pointe plus fine réduit la zone de roche influencée par l'impact. D'autre part, un insert avec un rayon de courbure très important compacte considérablement la roche [Nguyen, 1978, Gnirk and Cheatham Jr, 1965], ce qui entraîne une diminution des performances.

Les cratères créés sur des échantillons de roche NI sont présentés sur la figure 1.28. Pour chaque insert, nous avons choisi de montrer le cratère d'impact qui a la valeur de volume abattu la plus proche de la valeur moyenne présentée dans l'histogramme de volume de la figure 1.27a. Pour chaque insert, la figure 1.28 présente trois colonnes qui contiennent respectivement les vues 3D avec la géométrie de l'insert correspondant, les vues de dessus du carter XY et les plans de coupe YZ avec visualisation de l'insert.

Pour les inserts hémisphériques « S16 » et « S13 », les résultats montrent que l'insert « S13 », qui présente un rayon de courbure plus faible, a pu pénétrer dans la roche et créer plus de copeaux que « S16 », qui a peu pénétré la roche. Cela confirme que les inserts ayant un grand rayon de courbure consolident la roche dans la zone d'impact, qui sous l'indentation montre une réponse plus ductile et consomme l'énergie [Berry, 1959, Ajibose et al., 2015], alors qu'une partie de cette énergie est nécessaire pour initier et propager le processus d'écaillage [Saksala, 2010b].

Pour les inserts coniques, « Cone4 » et « Cone », la figure 1.28 confirme visuellement les données du tableau 1.4 avec de meilleurs résultats d'impact comparés aux autres types d'inserts. Les cratères donnés par les impacts en utilisant ces inserts présentent plus de profondeur et des copeaux plus grands. Ces résultats prouvent les bonnes performances des inserts coniques, bien que l'insert conique à 60° « Cone » présente des performances légèrement meilleures comme le montre la figure 1.27a. Les résultats expérimentaux pour les deux inserts coniques étant si proches, la comparaison dans de telles conditions est délicate. Cela peut s'expliquer par le fait que le rapport entre la pénétration de l'insert (inférieure à 1 mm) et la longueur de la pointe de l'insert (voir figure 1.26) est faible et que la partie supérieure de l'insert n'est pas complètement engagée lors de l'impact. Cette hypothèse sera étudiée numériquement dans le chapitre suivant.

Pour le « Chisel », un petit éclat a été observé en direction du grand profil de l'insert. Mais, aucun copeau n'a été créé lors de l'impact, ce qui n'est pas le cas du « Cone » où la pointe "fine" a facilité la création du cratère sous l'insert.

La majeure partie de l'enlèvement de matière est réalisée par le processus d'écaillage, par conséquent, la forme d'insert optimale ne doit être ni trop grande ni excessivement mince : la forme optimale est probablement une combinaison d'une pointe (faible rayon de courbure) pour favoriser la pénétration axiale et une forme qui permet de générer des copeaux par propagation de fissures latérales. Pour la présente étude, sous

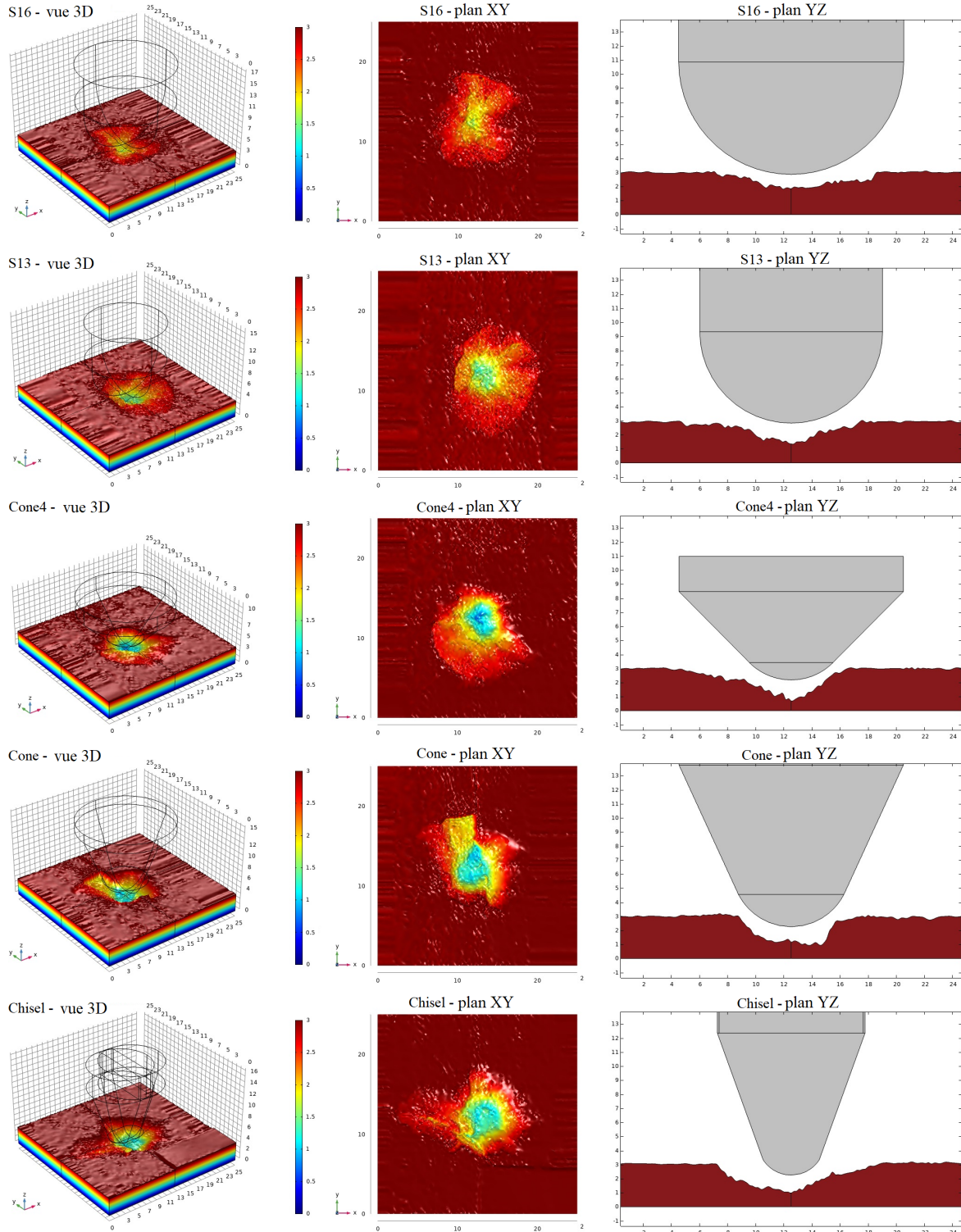


FIGURE 1.28. Visualisation numérique des cratères résultants par des essais d'impact sur la roche NI en utilisant cinq inserts différents. Pour chaque insert (S16, S13, Cone4, Cone et Chisel), trois graphiques sont présentés : le premier est une vue 3D du cratère créé (à gauche), le deuxième est une vue de dessus du plan XY (au milieu) et le troisième est une vue du plan de coupe YZ (à droite).

une pression de confinement de 30 MPa et une énergie d'impact de 60 J, le rayon de courbure optimal est de 4.2 mm.

L'étude de l'effet de la forme d'insert a servi à déterminer la forme optimale parmi les inserts à notre disposition. À la vue des résultats, la forme conique sera utilisée dans la suite de cette étude expérimentale.

5.3 La pression de confinement

Dans l'introduction de ce mémoire, nous avons déjà évoqué la pression de confinement et son effet sur le comportement de la roche. L'influence de cette pression sur le forage percussif a été étudiée expérimentalement dans les travaux de [Cunningham and Eenink \[1959\]](#) et [Han et al. \[2006a\]](#) sur des roches peu résistantes et perméables. [Liu et al. \[2002\]](#) a réalisé une étude numérique sur l'effet de la pression de confinement à l'aide d'un modèle quasi-statique 2D en contraintes planes. L'utilité de leurs résultats est limitée, car l'interaction insert-roche est un problème transitoire dynamique qui doit être étudié en 3D ou en axisymétrie. Dans [Saksala \[2016\]](#), une étude numérique sur l'effet de la pression de confinement sur la vitesse de pénétration dans le granite gris de Kuru a été réalisée. Malgré la qualité des résultats obtenus, le travail manque d'observations expérimentales et de validations empiriques. Dans cette partie, nous avons étudié cet effet sur des roches dures, comme le granite de Red Bohus et le gabbro Nero Impala. Seuls les résultats obtenus sur le granite de Red Bohus seront montrés ci-après ; ceux relatifs au gabbro Nero impala seront présentés dans l'annexe B.3.1.

Pour tester l'influence de la pression de confinement, nous avons réalisé les essais d'impact avec une énergie de 60 J et des efforts statiques de 2.88 kN sous plusieurs pressions de confinement de 0, 5, 10, 15, 20, 25 et 30 MPa.

Les volumes abattus mesurés après la série d'essais sont tracés en fonction de la pression de confinement sur la figure 1.29. On peut remarquer que le volume abattu moyen diminue avec l'augmentation de la pression de confinement. De plus, le taux de décroissance est plus élevé pour des valeurs de pression plus faibles, où les volumes abattus diminuent rapidement entre 0 et 10 MPa, puis diminuent lentement pour des pressions de confinement plus importantes. Cette évolution semble en accord avec d'autres études [[Han et al., 2005a](#), [Saksala, 2016](#)].

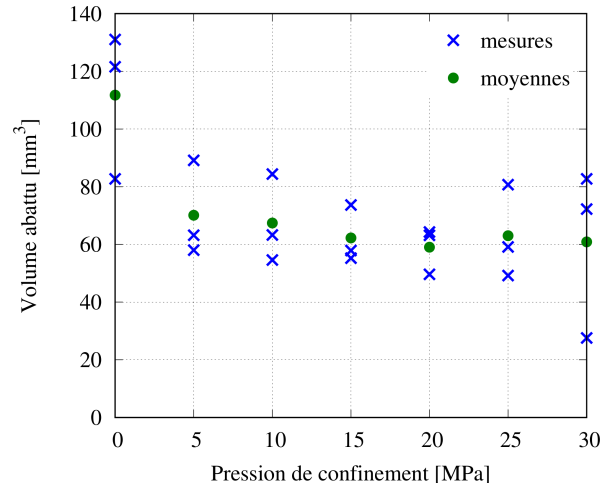


FIGURE 1.29. Mesures expérimentales des volumes des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction de la pression de confinement, par des impacts sous 60 J d'énergie d'impact et 2.88 kN d'efforts statiques.

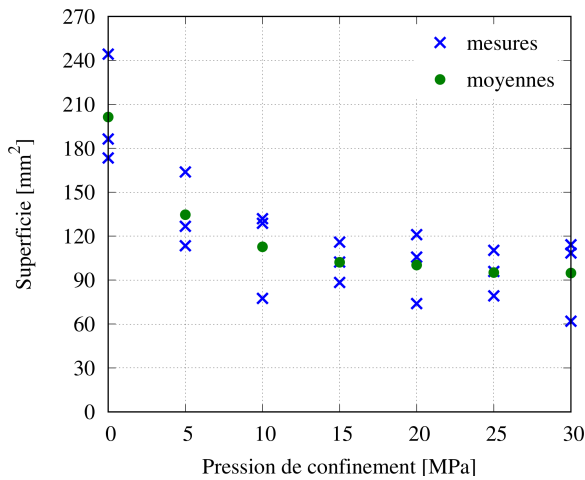


FIGURE 1.30. Mesures expérimentales des surfaces des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction de la pression de confinement, par des impacts sous 60 J d'énergie d'impact et 2.88 kN d'efforts statiques.

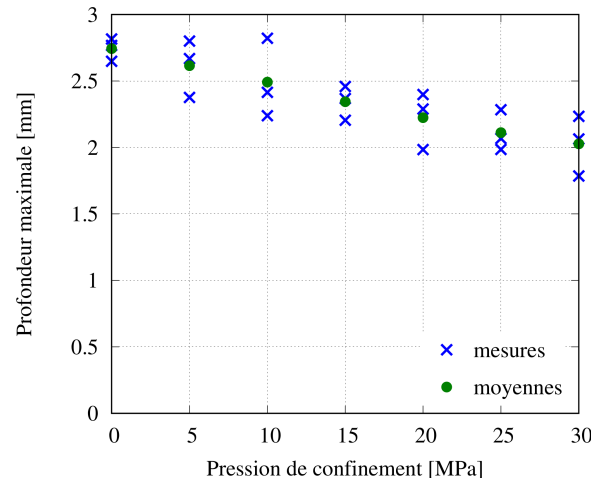


FIGURE 1.31. Mesures expérimentales des profondeurs des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction de la pression de confinement, par des impacts sous 60 J d'énergie d'impact et 2.88 kN d'efforts statiques.

Les figures 1.30 et 1.31 montrent l'évolution de la superficie et la profondeur des cratères créés en fonction de la pression de confinement. On peut remarquer que l'évolution de la superficie est très semblable à celle du volume abattu (figure 1.29) : la superficie du cratère, qui renseigne sur le mécanisme d'écaillage, diminue rapidement en fonction de la pression de confinement pour des pressions inférieures à 10 MPa. Après cette valeur

5. Étude expérimentale

de pression, la surface n'est que très peu affectée par l'augmentation de la pression de confinement. La figure 1.31 montre que la profondeur du cratère diminue avec une tendance linéaire quand la pression de confinement augmente. Ceci est probablement dû à l'augmentation de la résistance à la compression du granite en fonction de la pression de confinement pour des pressions inférieures à 50 MPa [Hokka et al., 2016]. Cette augmentation de la résistance rend la pénétration de l'insert et l'écrasement de la roche sous l'insert plus difficiles.

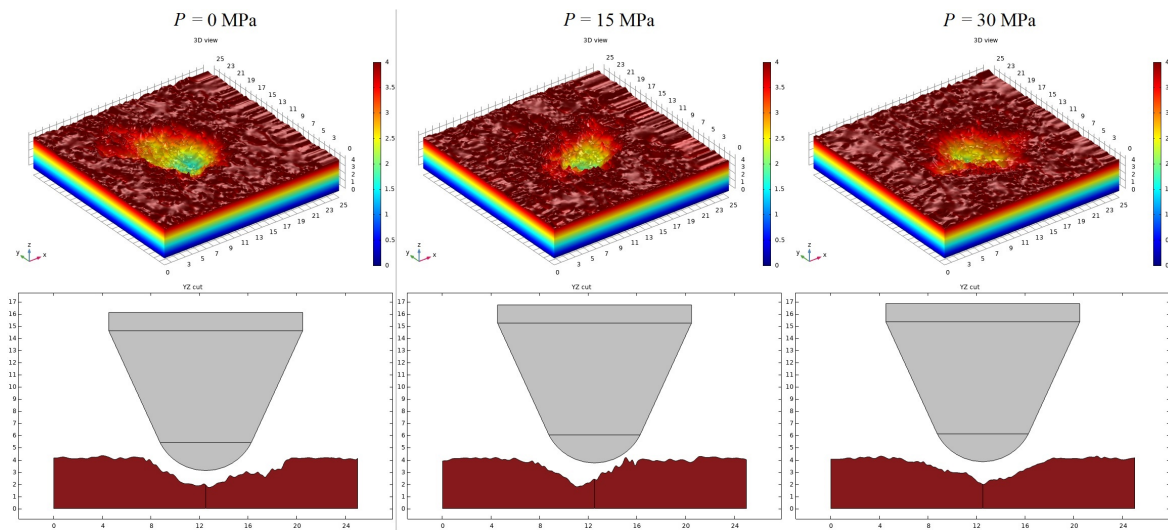


FIGURE 1.32. Visualisation numérique des cratères résultants par des impacts expérimentaux sur la roche RB en utilisant un insert conique sous 60 J d'énergie d'impact et 2.88 kN d'efforts statiques. Trois colonnes de sous-figures sont présentées, chacune correspond à une valeur de pression de confinement (0 MPa, 15 MPa et 30 MPa de gauche à droite). Chaque colonne contient une vue 3D de la zone du cratère créé (en haut) et une vue du plan de coupe YZ (en bas).

Trois résultats d'essais d'impact sous 0, 15 et 30 MPa de pression de confinement sont illustrés à la figure 1.32. On observe la diminution de la profondeur et de la taille des copeaux avec l'augmentation de la pression. On retrouve les résultats de Han et al. [2005a] où la pression de confinement augmente la résistance de la roche ce qui conduit à un cratère moins profond, et elle consolide la surface rocheuse autour de la zone d'impact, qui empêche la propagation des fissures radiales et latérales [Han et al., 2006a, Liu et al., 2002], ce qui conduit à un écaillage moins important. Toutes ces observations sur le granite de Red Bohus s'appliquent également sur le gabbro Nero Impala, mais avec une dispersion moins importantes (voir l'annexe B.3.1).

5.4 L'énergie d'impact

Une série de tests visant à évaluer l'effet de l'énergie d'impact a été réalisée sur le granite de Red Bohus sous 30 MPa de pression de confinement avec des efforts statiques de 2.88 kN et des énergies d'impact de 30, 40, 50, 60, 74, 94 et 114 J. Les résultats correspondant aux essais effectués sur le gabbro Nero Impala sont présentés dans l'annexe B.3.2.

La figure 1.33 montre l'évolution du volume abattu en fonction de l'énergie d'impact. Malgré la dispersion observée dans ces résultats, le volume abattu moyen montre une augmentation rapide avec une tendance linéaire en fonction de l'énergie d'impact. On peut remarquer un seuil approximatif de 20 J pour que l'impact soit capable de créer un cratère. D'autre part, en comparant les volumes abattus moyens pour 20 J et 60 J ; 16.83 mm^3 et 60.86 mm^3 respectivement, un facteur d'augmentation d'environ 3.62 est obtenu, ce qui est supérieur au facteur d'augmentation de l'énergie d'impact. En d'autres termes, pour la gamme d'énergies étudiée, le taux de pénétration du forage peut être augmenté en utilisant une énergie d'impact plus élevée. De plus, l'évolution peut être considérée comme linéaire pour les valeurs moyennes des volumes abattus, ce qui est en accord avec les lois empiriques conclues dans d'autres études [Berry, 1959, Fourmeau et al., 2015].

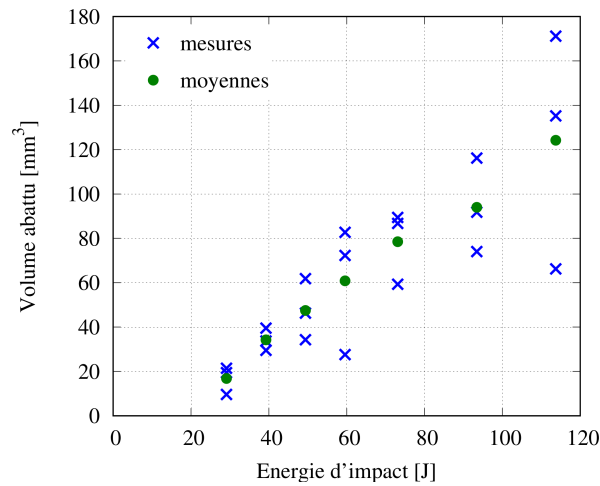


FIGURE 1.33. Mesures expérimentales des volumes des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction de l'énergie d'impact, par des impacts sous 30 MPa de pression de confinement et 2.88 kN d'efforts statiques.

Les figures 1.34 et 1.35 montrent l'évolution de la superficie et de la profondeur des cratères créés en fonction de l'énergie d'impact. Les évolutions sont croissantes avec une tendance linéaire. Ce qui montre que les deux mécanismes d'écaillage et d'écrasement

5. Étude expérimentale

sont accentués avec l'augmentation de l'énergie d'impact.

Il faut noter qu'aucune diminution de performances n'a été observée avec l'application des énergies d'impact élevées. Cependant, dans ce type d'essai, l'augmentation de l'énergie d'impact passe par l'augmentation de la hauteur de la chute de la masse imposant l'impact, ce qui augmente également la vitesse. La roche répond à cette augmentation de vitesse par une augmentation dynamique de sa résistance (voir figure 7 [Liu et al., 2018]). Dans la gamme des vitesses d'impact testées, suivant la capacité maximale du dispositif expérimental actuel de 2.08 m/s à 4.06 m/s, la roche se semble pas avoir présenté une rigidité et/ou une résistance supplémentaire aux vitesses élevées. Cela peut être dû au fait que la gamme des vitesses testées n'est pas suffisamment large pour voir une différence entre les augmentations dynamiques de la résistance associées aux différentes vitesses.

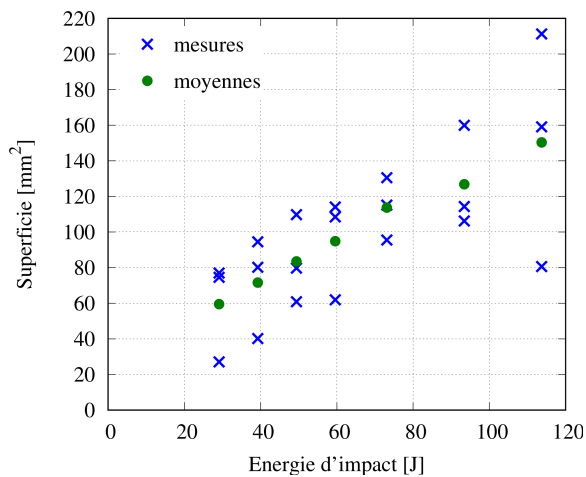


FIGURE 1.34. Mesures expérimentales des superficies des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction de l'énergie d'impact, par des impacts sous 30 MPa de pression de confinement et 2.88 kN d'efforts statiques.

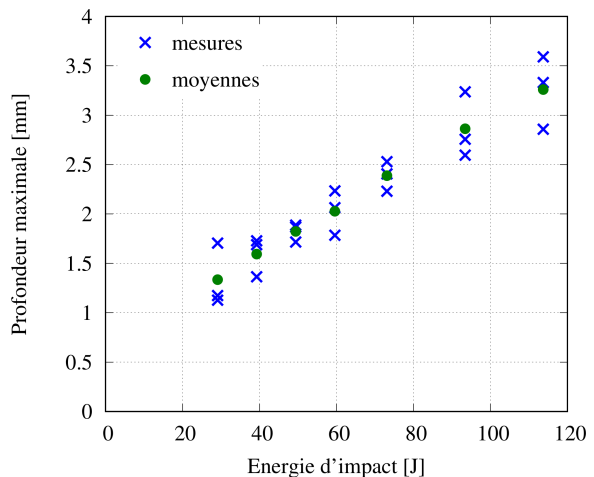


FIGURE 1.35. Mesures expérimentales des profondeurs des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction de l'énergie d'impact, par des impacts sous 30 MPa de pression de confinement et 2.88 kN d'efforts statiques.

Les résultats d'impacts montrés sur la figure 1.36 correspondent aux trois essais effectués sous 30, 60 et 114 J en fixant la pression de confinement à 30 MPa et les efforts statiques à 2.88 kN. Ces observations montrent l'importance d'appliquer suffisamment d'énergie à l'impact. En effet, comme le montre la figure 1.36, sous 30 MPa de pression de confinement, une énergie d'impact inférieure ou égale à 30 J n'est pas suffisante pour créer un cratère ni pour initier le mécanisme d'écaillage. On peut remarquer, en comparant les résultats d'impact à 60 J et 114 J, qu'en fournissant plus d'énergie à l'impact, le cratère créé devient plus profond et les copeaux créés deviennent plus gros

et plus épais. De ces observations expérimentales, on peut conclure qu'il est recommandé d'appliquer l'énergie d'impact maximale dans le processus de forage percussif, tout en tenant compte de la résistance du système de forage et de l'usure des inserts et de l'outil.

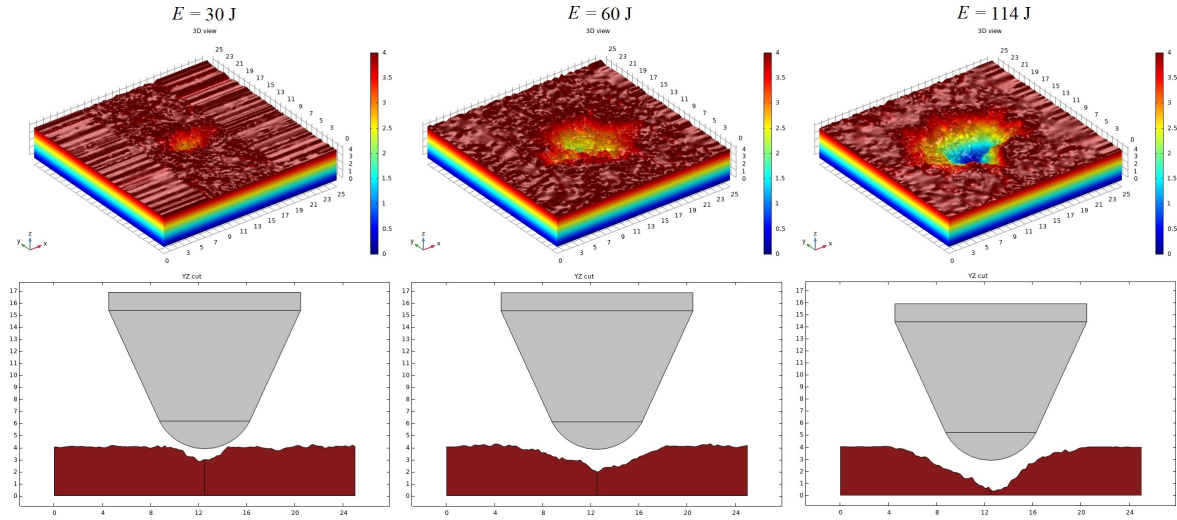


FIGURE 1.36. Visualisation numérique des cratères résultants des impacts expérimentaux sur la roche RB en utilisant un insert conique sous 30 MPa de pression de confinement et 2.88 kN d'efforts statiques. Trois colonnes de sous-figures sont présentées, chacune correspond à une valeur d'énergie d'impact (30 J, 60 J et 114 J de gauche à droite). Chaque colonne contient une vue 3D de la zone du cratère créé (en haut) et une vue du plan de coupe YZ (en bas).

5.5 Les efforts statiques

L'effet du poids sur outil (WOB) a été étudié dans plusieurs travaux de recherches [Lundquist, 1968, Hustrulid and Fairhurst, 1972, Muhammad, 1996, Bruno, 2005, Depouhon, 2014, Ghosh et al., 2017, Song et al., 2020]. Ces études ont montré que le taux de pénétration du forage peut être maximisé pour certaines combinaisons de paramètres, dont le WOB. Il est à noter que les études expérimentales et numériques dans les références citées n'ont pas pris en compte l'état confiné de la roche qui peut influencer les conclusions finales. Pour Hartman [1959, 1966], les principales raisons de l'application du WOB sont d'appliquer un préchargement à la roche et de garder les inserts en contact avec la surface de la roche en contrecarrant la pression du liquide de forage et en appliquant suffisamment de forces pour briser plus de matériau rocheux par cisaillement tout en faisant tourner le marteau.

Afin d'évaluer l'effet des efforts statiques sur les mécanismes de fragmentation d'une

5. Étude expérimentale

roche confinée, une série d'essais d'impact a été réalisée sur le granite de Red Bohus sous 30 MPa de pression de confinement et 60 J d'énergie d'impact avec différentes valeurs d'efforts statiques de 0, 1.44, 2.88, 4.32 et 8.64 kN.

La figure 1.37 montre les volumes abattus après chaque impact et leurs valeurs moyennes en fonction des efforts statiques. Sur cette figure, avec l'augmentation de la valeur d'efforts statiques appliquée, le volume abattu augmente lentement. L'évolution des volumes moyens semble monotone pour les conditions testées. La forte dispersion ne permet pas de déterminer clairement la forme et la tendance de l'évolution du volume contrairement à d'autres études [Hustrulid and Fairhurst, 1972, Lundquist, 1968] où la roche n'était pas confinée et les efforts statiques appliqués étaient beaucoup plus faibles que dans notre étude.

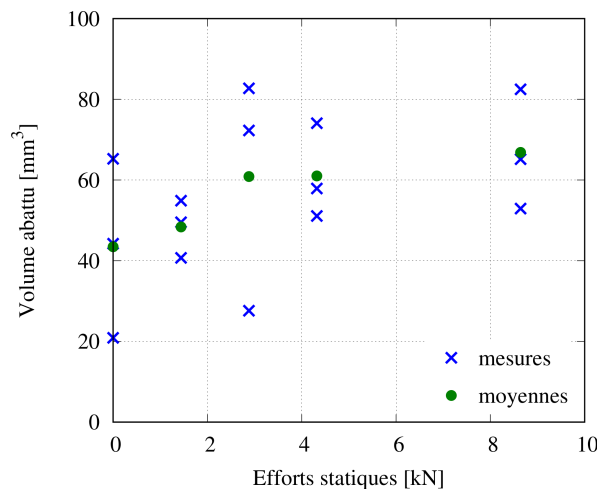


FIGURE 1.37. Mesures expérimentales des volumes des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction des efforts statiques, essais sous 60 J d'énergie d'impact et 30 MPa de pression de confinement.

Les figures 1.38 et 1.39 montrent l'évolution des superficies et des profondeurs des cratères créés en fonction des efforts statiques. D'après la figure 1.38, les superficies des cratères n'ont pas changé, ce qui implique que les efforts statiques n'ont visiblement pas d'effet sur le mécanisme d'écaillage. En revanche, d'après la figure 1.39, la profondeur du cratère augmente, suivant une fonction linéaire croissante, avec l'augmentation des efforts statiques. Ceci peut être expliqué par le fait que les efforts statiques appliquent un pré-chargement statique sollicitant seulement la partie au-dessous de l'insert. Ce pré-chargement favorise la pénétration et l'écrasement de la roche sous l'insert, mais il n'intervient pas dans le développement de fissures latérales et d'écaillage.

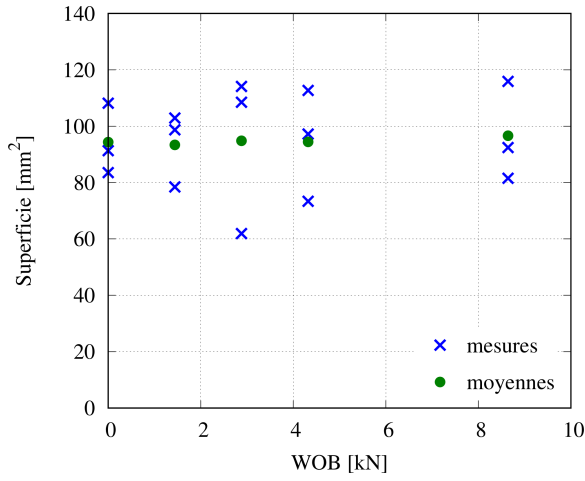


FIGURE 1.38. Mesures expérimentales des superficies des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction des efforts statiques, essais sous 30 MPa de pression de confinement et 60 J d'énergie d'impact.

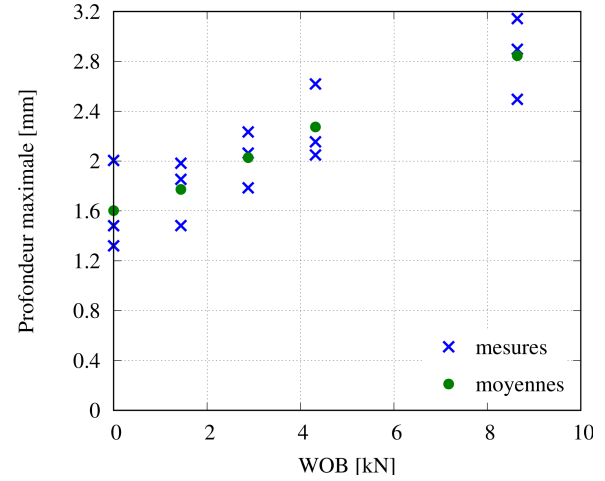


FIGURE 1.39. Mesures expérimentales des profondeurs des cratères créés, et leurs valeurs moyennes en fonction des efforts statiques, essais sous 30 MPa de pression de confinement et 60 J d'énergie d'impact.

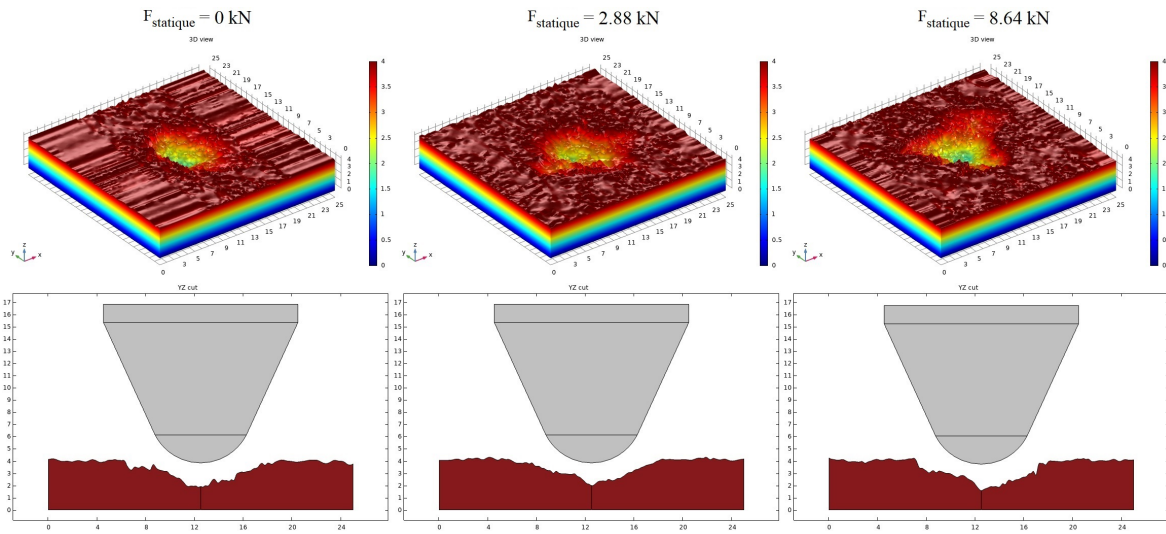


FIGURE 1.40. Visualisation numérique des cratères résultants par des impacts expérimentaux sur la roche RB en utilisant un insert conique sous 30 MPa de pression de confinement et 60 J d'énergie d'impact. Trois colonnes de sous-figures sont présentées, chacune correspond à une valeur d'efforts statiques (0 kN, 2.88 kN et 8.64 kN de gauche à droite). Chaque colonne contient une vue 3D de la zone du cratère créé (en haut) et une vue du plan de coupe YZ (en bas).

Trois résultats d'impact ont été reconstruits numériquement sur la figure 1.40. Pour

des efforts statiques de 0, 2.88 et 8.64 kN, aucune différence majeure n'est observée entre le premier et le deuxième cas, tandis qu'un cratère plus profond est obtenu pour la valeur plus élevée d'efforts statiques. Malgré les différentes formes observées, aucun changement notable dans la taille des copeaux autour du cratère n'est observé. On constate que la forme générale reste la même et seule la profondeur du cratère change.

5.6 La distance d'interaction

L'impact élémentaire doit être complété par l'étude d'interaction entre les inserts, car la distribution des inserts sur l'outil a un rôle crucial. Comme nous l'avons vu précédemment, la destruction de la roche sous l'impact se fait principalement par l'écrasement, dans la direction de l'impact, et par l'écaillage, dans la direction latérale ou radiale de l'impact. Afin d'optimiser les performances du forage percussif, il convient donc de placer les inserts sur l'outil de telle sorte que deux impacts voisins soient suffisamment proches pour permettre la jonction des fissures radiales et ainsi augmenter significativement le volume de roche abattu par ces deux impacts.

Dans la littérature, on trouve plusieurs études visant à identifier la distance d'interaction optimale sous différentes conditions [Howarth and Bridge, 1988, Phillips et al., 1978, Cheatham Jr and Gnirk, 1966, Liu, 2004]. Howarth and Bridge [1988] ont réalisé des essais quasi statique et à pression atmosphérique pour étudier la distance optimale entre les inserts voisins et ont constaté que l'interaction significative des fissures latérales se produit pour une distance allant jusqu'à 42 mm pour le granit et 30 mm pour la microsyénite. La distance optimale entre les inserts voisins dépend également de la forme des inserts et des conditions de forage : le rayon de courbure de la pointe de l'insert Phillips et al. [1978] et la pression de confinement [Cheatham Jr and Gnirk, 1966]. Ces études ont montré que la distance optimale diminue quand la pression de confinement augmente et quand le rayon de courbure de la pointe de l'insert diminue. Liu [2004] a proposé une relation entre la distance d'interaction optimale entre des inserts et d'autres facteurs. Cette relation montre que la distance optimale dépend du diamètre et du rayon de courbure de l'insert et de la résistance à la compression de la roche.

Toutes ces études ont été réalisées en quasi statique et la littérature est moins fournie lorsqu'il s'agit d'étudier ce phénomène en dynamique et sous pression de confinement. En étudiant l'effet de la pression de confinement, Li et al. [2021b] ont utilisé un outil qui comprend plusieurs inserts : leurs résultats ne montrent aucune interaction entre les cratères résultants (figure 1.41).

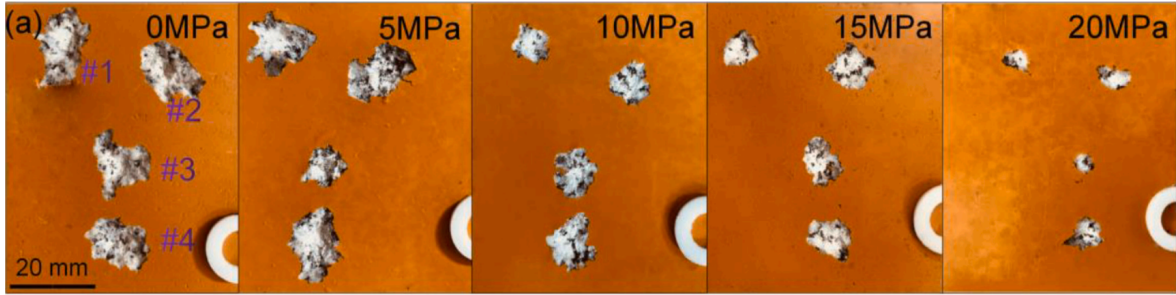


FIGURE 1.41. Cratères résultants sur le granite avec un outil à quatre inserts sous plusieurs pressions de confinement [Li et al., 2021b].

Pour quantifier l'influence de la distance d'interaction entre deux impacts successifs sur la performance, nous avons réalisé des essais d'interaction qui consistent, toutes choses égales par ailleurs, à faire varier la distance entre deux impacts. Dans chaque configuration, nous avons mesuré le volume soit en additionnant les deux cratères résultants, s'il n'y a pas eu d'interaction, soit en mesurant la cavité unique créée par les deux impacts.

Dans un premier temps, nous avons choisi de tester quatre inserts (Cone, Cone4, S13 et S16) sur le granite de Red Bohus sous une pression de confinement de 30 MPa, 2.88 kN d'efforts statiques et 60 J d'énergie d'impact. Il faut noter que l'insert Chisel n'a été pas testé à cause de sa forme irrégulière qui rend son positionnement, dans ses directions longue ou courte, délicat à contrôler. Dans un deuxième temps, une autre série d'essais a été réalisée avec l'insert Cone, sur la roche RB, avec 60 J d'énergie d'impact et 2.88 kN d'efforts statiques, sous différentes pressions de confinement : pression atmosphérique, 10 et 30 MPa. Tous les essais ont été répétés deux fois et seulement la moyenne de mesures est présentée.

La figure 1.42 présente un résultat typique de l'effet de la distance d'interaction. Elle montre des cratères formés avec plusieurs distances d'interaction. Le mécanisme principalement influencé par cette interaction est l'écaillage ; l'écrasement de la roche sous l'insert semble être non affecté. Pour une distance d'interaction faible (5 mm), les deux impacts ont donné un seul cratère sans créer des copeaux supplémentaires contrairement à une distance élevée (12.5 mm) où on observe deux cratères plus ou moins connectés par des copeaux supplémentaires entre les deux impacts. Pour une distance intermédiaire (7.5 mm), les deux impacts ont formé un seul grand cratère en maximisant le mécanisme d'écaillage entre eux. Ces observations montrent l'importance de l'optimisation de la distance d'interaction entre les impacts pour avoir des performances optimales.

5. Étude expérimentale

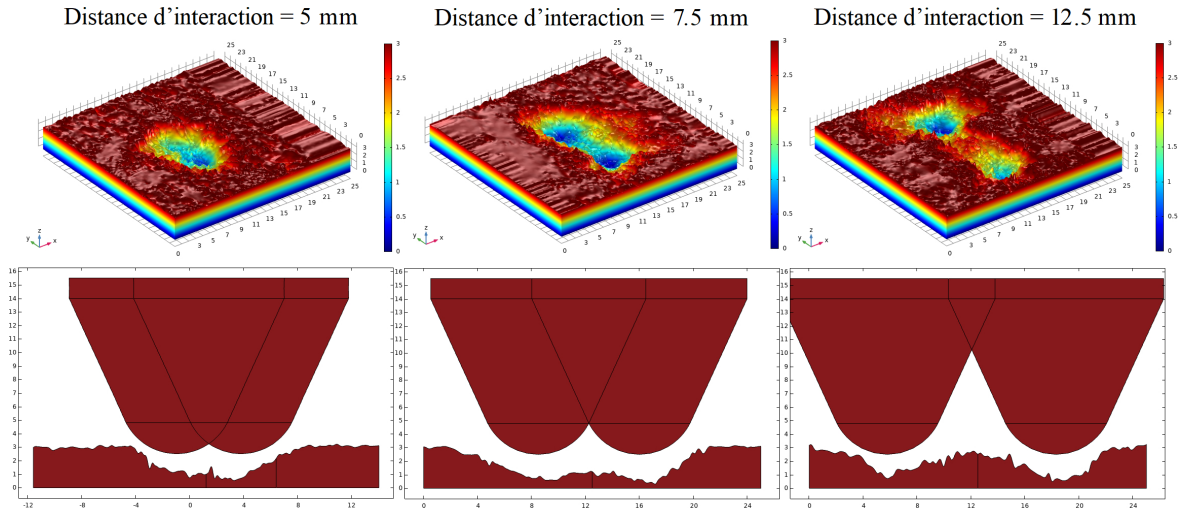


FIGURE 1.42. Visualisation numérique des cratères résultants des essais d'impacts interactifs sur la roche RB en utilisant un insert Cone sous 30 MPa de pression de confinement et 60 J d'énergie d'impact. Trois colonnes de sous-figures sont présentées, chacune correspond à une distance d'interaction entre les impacts (5 mm, 7.5 mm et 12.5 mm de gauche à droite). Chaque colonne contient une vue 3D de la zone des cratères créés (en haut) et une vue du plan de coupe YZ (en bas).

Nous allons dans la suite déterminer les distances d'interaction optimales pour différents inserts et sous plusieurs pressions de confinement.

La figure 1.43 présente l'évolution du volume de roche abattu en fonction de la distance d'interaction entre les impacts dans le Red Bohus sous 30 MPa de pression de confinement avec les différents inserts ; Cone4, Cone, S13 et S16. On constate que celle-ci a une importance significative sur les performances et qu'il existe une distance d'interaction optimale différente pour chaque insert. On remarque également que le gain de performance dépend de l'insert. Par exemple, pour les inserts semi-sphériques S16 et S13, en comparant les résultats pour des distances d'interaction nulle et 10 mm, le volume de la roche abattue a évolué de 51.08 mm³ et 104.21 mm³ à 197.48 mm³ et 167.31 mm³ respectivement.

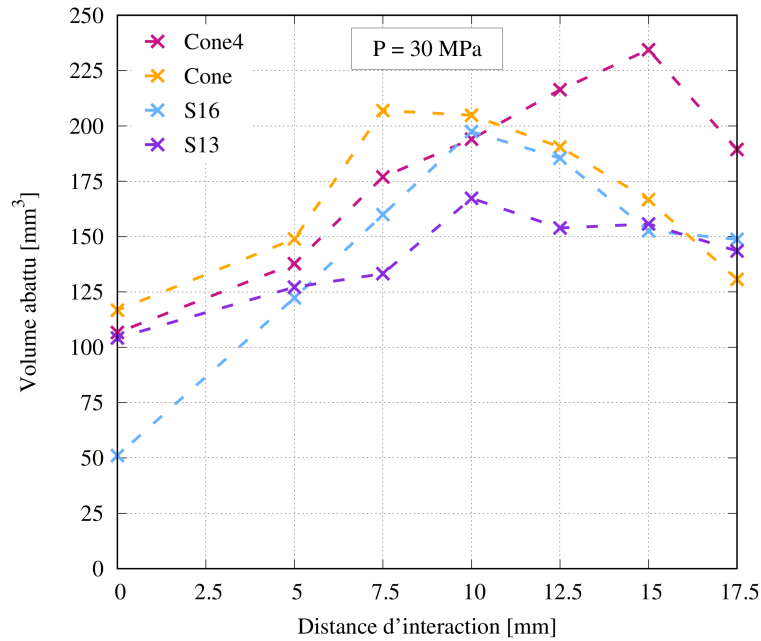


FIGURE 1.43. Évolution du volume de roche abattu en fonction de la distance d'interaction dans le Red Bohus sous une pression de confinement de 30 MPa et une énergie d'impact de 60 J avec les différents inserts Cone4, Cone, S16 et S13

D'autre part, à l'instar des essais élémentaires, la meilleure performance est obtenue pour les inserts coniques Cone et Cone4. En revanche, on trouve une différence importante entre les valeurs optimales des distances d'interaction pour ces deux inserts (figure 1.43). Cette différence peut être due à la différence géométrique. En effet, l'angle du cône est de 60° pour Cone, alors qu'il est de 90° pour Cone4. Ayant un angle plus large, l'insert Cone4 a maintenu l'interaction entre les impacts pour des distances plus large. Ces résultats montrent que les performances de forage à l'échelle de l'outil complet peuvent être améliorées en optimisant l'interaction entre les inserts. Il conviendra alors d'optimiser leurs emplacements en fonction du type d'insert et des conditions de forage.

La deuxième série d'essais consiste à évaluer l'effet de la pression de confinement sur la distance d'interaction entre les impacts et déterminer les distances optimales en fonction de cette pression. La figure 1.44 montre l'évolution du volume de roche abattu en fonction de la distance d'interaction sous trois pressions de confinement, pression atmosphérique, 10 MPa et 30 MPa. On peut remarquer, comme dans le cas de l'essai d'impact isolé, une diminution du volume avec l'augmentation de la pression et la diminution de la distance d'interaction. Par interpolation, les distances optimales sont de l'ordre de 13 mm, 12 mm et 8 mm pour des pressions de 0 MPa, 10 MPa et 30 MPa respectivement. Ceci est cohérent avec les résultats d'impact pour un insert isolé où on avait observé une diminution de la superficie (et donc de l'écaillage) avec l'augmentation

de la pression de confinement. En effet, la pression limite la propagation des fissures latérales ce qui diminue la distance d'interaction optimale. Cependant, et contrairement à ce qu'on avait observé sur un impact élémentaire avec une superficie quasi constante au delà de 10 MPa de pression de confinement, on a toujours un optimum et ceci même à 30 MPa.

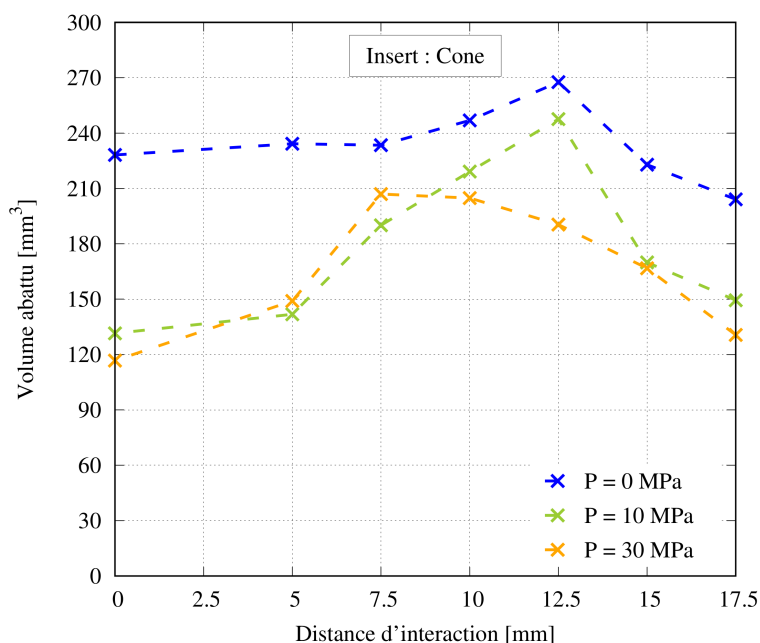


FIGURE 1.44. Évolution du volume de roche abattu en fonction de la distance d'interaction pour le Red Bohus avec l'insert Cone et une énergie d'impact de 60 J sous des confinements de 0, 10 et 30 MPa.

5.7 Discussion

L'analyse des données expérimentales et des observations présentées dans ce chapitre nous a fourni des éléments de compréhension précieux concernant le volume abattu et les principaux mécanismes physiques de la fragmentation de la roche (l'écaillage et l'écrasement) à l'échelle de l'insert. Ci-après un résumé des principales conclusions qu'on a pu tirer de cette analyse.

- La roche a un effet important sur la performance du forage percussif. Chaque type de roches présente une réponse différente à l'impact et présente un système de fracturation différente. Parmi les roches testées, le calcaire gris de Sainte Anne a montré une fragilité importante, ce qui n'induit pas de difficulté particulière pour sa destruction. Le grès de fontainebleau a montré un comportement très ductile : les essais d'impact, même sous pression atmosphérique et avec plusieurs types d'inserts, n'ont pas permis de générer des copeaux de roches, mais seulement de

la déformer d'une manière plastique. Pour ce type de roche, une autre méthode de forage (rotary à outil PDC) serait probablement plus efficace. Pour le granite de Red Bohus et le gabbro de Nero Impala, qui sont des roches dures et abrasives, leurs réponses aux impacts se sont traduites par la formation d'un cratère. Ce cratère est formé essentiellement par deux mécanismes : l'écrasement de la roche sous l'insert et l'écaillage en formant des copeaux autour de l'insert.

- La forme de l'insert conditionne les contraintes et la propagation des fissures. Nous avons montré qu'un insert avec un rayon de courbure trop grand, l'insert S16, donne des copeaux superficiels et un cratère ayant une profondeur très faible. Dans le cas contraire, un insert très pointu (avec un faible rayon de courbure de la pointe), l'insert Chisel, ne donne presque pas de copeaux et crée un cratère de profondeur moyenne. Par conséquent, afin d'obtenir de meilleures performances de forage percussif, une forme optimale de l'insert, ayant un rayon de courbure optimal de sa pointe, est nécessaire pour obtenir des copeaux conséquents un cratère profond et volumineux ; c'est le cas des inserts coniques.
- Les performances diminuent avec l'augmentation de la pression de confinement. Pour des pressions de confinement inférieures à 10 MPa, le taux de diminution du volume abattu est supérieur à celui lorsque la pression de confinement est supérieure à 10 MPa (voir Figure 1.29). L'évolution du volume abattu a une forme inversée de l'évolution de la résistance à la compression de la roche en fonction de la pression de confinement rapportée dans [Hokka et al., 2016]. L'augmentation de la résistance à la compression diminue le taux de pénétration. Cependant, le taux de diminution du volume abattu est beaucoup plus élevé que le taux d'augmentation de la résistance à la compression. Ceci peut s'expliquer par le fait que la zone d'impact est non seulement consolidée par la pression de confinement, mais aussi par les niveaux de contraintes élevés induits par l'insert suite à un impact. Nous avons vu que l'écrasement de la roche sous l'insert diminue linéairement, et l'écaillage diminue rapidement en fonction de la pression de confinement.
- Les expériences ont montré une augmentation monotone du volume abattu en fonction de l'énergie d'impact (voir Figure 1.33). L'augmentation de l'énergie d'impact s'est traduite par une augmentation de la pénétration de l'insert dans la roche et la création de plus de copeaux autour de l'insert. Cependant, comme le rappellent Swick et al. [1992], l'usure de l'outil peut être amplifiée par les énergies d'impact élevées. Ainsi, conclure que des énergies d'impact plus élevées amélioreront le processus de forage percussif peut ne pas être toujours vérifié. Néanmoins, l'étude expérimentale a montré l'importance d'appliquer suffisamment d'énergie afin de garantir et amplifier les mécanismes physiques de destruction de la roche, puisque l'écrasement et l'écaillage augmentent linéairement avec l'énergie appliquée. D'autre part, l'augmentation de la vitesse de chargement n'a pas entraîné

une diminution de performance.

- Les efforts statiques ont un rôle important dans le processus de forage percussif. En plus de maintenir les inserts en contact avec la roche, une valeur plus élevée peut assurer l'enlèvement supplémentaire de roche par écrasement et par une meilleure pénétration de l'insert. Cependant, cela ne semble pas affecter le processus d'écaillage. De plus, aucune valeur optimale d'efforts statiques n'a pu être observée dans cette étude. L'augmentation de WOB peut compacter la zone écrasée sous l'insert ce qui peut accentuer l'usure des outils de forage [Nordlund, 1989] et conduire à un mauvais nettoyage des débris dans la zone du cratère [Maurer, 1962, Tkalich et al., 2017].
- Les essais ont clairement montré l'importance de la distance d'interaction sur les performances du forage percussif. Une distance optimale assure la jonction des fissures latérales et radiales favorisant par la suite le mécanisme d'écaillage. L'interaction entre les impacts n'a aucun effet sur le mécanisme d'écrasement. Les essais ont montré aussi l'effet de la forme d'insert et de la pression de confinement sur cette interaction : la distance optimale est différente pour chaque type d'insert et elle diminue avec l'augmentation de la pression. Ces résultats sont en accord avec les travaux de Liu [2004] en considérant l'équation de l'espacement optimal fournit. D'après Liu [2004], la distance optimale est directement liée à la forme de l'insert, aux efforts appliqués et aux propriétés mécaniques de la roche.
- Une forte dispersion a été observée lors de l'analyse des résultats expérimentaux. Cela est probablement dû à l'hétérogénéité de la roche. En effet, la longueur caractéristique moyenne de ces hétérogénéités est de l'ordre de 1 à 4 mm alors que la taille caractéristique de la zone de contact insert-roche est de l'ordre de 3 mm. Par conséquent, dans les mêmes conditions, les impacts peuvent être appliqués sur différents minéraux conduisant à des résultats d'impact différents : la répétition des essais permet de travailler avec des moyennes, mais pour cela l'essai doit être répété un très grand nombre de fois, ce qui n'est pas généralement le cas en pratique.

Enfin, il est à noter que les inserts n'ont subi aucune usure pendant la campagne expérimentale.

6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le travail expérimental qui a été effectué durant la thèse. Ce travail a commencé par la mise au point d'un dispositif expérimental qui permet d'effectuer des essais d'impacts élémentaires dans des conditions similaires à celles rencontrées pendant le processus de forage percussif en formations profondes. Un

système de mesure a été également développé afin de mesurer les résultats des impacts avec précision. Ces moyens expérimentaux ont été par la suite utilisés pour réaliser une campagne d'essais visant à comprendre les mécanismes physiques de la destruction de la roche à l'échelle d'un insert et à étudier l'effet de plusieurs facteurs : la nature de la roche, la forme d'insert, la pression de confinement, l'énergie d'impact, les efforts statiques et la distance d'interaction entre les impacts.

Après l'interprétation et l'analyse des résultats expérimentaux, plusieurs conclusions intéressantes ont été tirées telles que l'existence d'une forme optimale d'insert ainsi qu'une distance optimale entre deux inserts voisins sur l'outil, l'augmentation de la performance avec l'énergie d'impact... Cependant, on s'est rendu compte que la dispersion des mesures expérimentales était relativement importante. L'hétérogénéité des roches testées peut être à l'origine de cette dispersion.

Ces éléments nous ont conduit à construire un laboratoire virtuel qui utilise des outils de modélisation et simulation numériques. Au sein de ce laboratoire virtuel, nous utiliserons un matériau homogène équivalent afin d'éviter toute conséquence de variabilité naturelle d'échantillons et d'hétérogénéité. Cet outil nous permettra de comprendre les mécanismes de fragmentation de la roche puisqu'il offre la possibilité de suivi détaillé de l'essai virtuel. Dans un tel laboratoire, nous étudierons les conditions d'impacts en dehors des limitations des moyens expérimentaux. Ce travail fera l'objet du chapitre suivant.

Chapitre 2

Étude numérique

Sommaire

1	Introduction	63
2	Modélisation numérique du forage percussif	63
2.1	État de l'art	63
2.1.1	Modèle de Han et al. [2005a]	64
2.1.2	Modèle de Saksala et al. [2017]	65
2.1.3	Modèle de Saadati et al. [2014]	66
2.1.4	Synthèse	66
2.2	Laboratoire virtuel d'essais d'impact	67
2.2.1	Objectifs et outils	67
2.2.2	Modèle rhéologique	67
2.2.3	Validation du modèle rhéologique	69
2.2.4	Hypothèses de modélisation	74
2.2.5	Traitement des données numériques	75
3	Simulations d'impact	77
3.1	Sensibilité au maillage	77
3.2	Courbe force-pénétration	78
3.3	Fragmentation de la roche	79
3.4	Importance de la modélisation du contact	81
3.5	Discussion	84
4	Comportement de l'outil	84
4.1	Rhéologie du carbure de tungstène cimenté	84
4.2	Usure de l'insert	85
4.3	Discussion	88
5	Études numériques paramétriques	89
5.1	La pression de confinement	89
5.2	L'énergie d'impact	92

5.3	Les efforts statiques	94
5.4	Formule empirique pour le volume abattu	96
5.5	Forme de l'insert	97
5.6	Discussion	101
6	Conclusion	102

1 Introduction

Lors du travail expérimental, il était difficile d'étudier finement les mécanismes physiques de la fragmentation de la roche lors des essais d'impact en raison d'absence d'équipements adéquats (tel qu'une caméra rapide, un capteur de force, etc.). Il était par conséquent impossible de suivre l'évolution de la fragmentation et de quantifier le volume abattu résultant de chaque mécanisme à part.

Pour cela, nous avons décidé de mener une étude numérique pour simuler les essais d'impact sur un matériau homogène tout en suivant l'évolution de la fragmentation de la roche. Ce travail est réalisé au sein d'un laboratoire virtuel dans lequel une loi rhéologique adaptée est utilisée et le contact dynamique entre l'insert et la roche est pris en compte.

Dans ce chapitre, nous commençons par une étude bibliographique dans laquelle on présente des travaux qui ont été effectués sur la modélisation et la simulation des impacts dans le contexte du forage percussif. Ensuite, nous présentons notre laboratoire virtuel : le modèle de comportement utilisé pour la roche est présenté et est validé sur des mesures expérimentales et les hypothèses des simulations d'impact et la méthode de calcul du volume abattu sont détaillées. Enfin, les simulations effectuées sont présentées et leurs résultats sont interprétés à la lumière des observations expérimentales.

2 Modélisation numérique du forage percussif

2.1 État de l'art

Dans la littérature, des efforts considérables ont été déployés pour élaborer des méthodes numériques visant à étudier le forage percussif. On peut trouver des modèles en 2D [Liu, 2004, Liu et al., 2002, Camacho and Ortiz, 1996, Denoual and Hild, 2000, Krivtsov et al., 2004, Thuro and Schormair, 2008, Saksala, 2010b] comme en 3D [Han et al., 2005a, Rossmann et al., 1996, Saksala, 2013, Saksala et al., 2014, 2018]. Le problème du forage percussif a été étudié à l'aide de différentes lois de comportement pour la roche, différentes approches de modélisation de l'interaction outil-roche et différentes conditions aux limites.

En ce qui concerne la modélisation du comportement de la roche, plusieurs modèles de comportement avec des niveaux de complexités différents sont proposés dans la littérature [Saksala, 2013, Saksala et al., 2014, Saksala, 2010a, Han et al., 2005a, Luciano and Dante, 2008, Saadati et al., 2014, Zhu et al., 2011, Bu et al., 2009a, Fourmeau et al., 2017] et une multitude a été introduite. Selon notre analyse bibliographique, les modèles de comportement s'accordent à la décomposition du tenseur des vitesses des

déformations totales $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}$ en une partie élastique $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{el}}$ et une partie inélastique $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{in}}$:

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}} = \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{el}} + \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{in}} \quad (2.1)$$

Le tenseur des vitesses des déformations élastiques est donné par une généralisation de la loi de Hooke, faisant introduire d la variable d'endommagement pour décrire la dégradation des propriétés élastiques du matériau, suivant :

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{el}} = \frac{1 + \nu}{(1 - d)E}(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}}_0) - \frac{\nu}{(1 - d)E} \text{tr}(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}}_0) \underline{\underline{1}} \quad (2.2)$$

avec ν le coefficient de Poisson, E le module d'Young, $\underline{\underline{\sigma}}$ le tenseur des contraintes de Cauchy et $\underline{\underline{1}}$ le tenseur unité. Le tenseur des vitesses des déformations inélastiques se réfère à la plasticité ou à la viscoplasticité. Il est généralement fonction de l'état thermodynamique $(\underline{\underline{\sigma}}, T, \xi)$ où T désigne la température et ξ représente l'ensemble des variables d'écrouissage dont la vitesse est également fonction de l'état thermodynamique :

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{in}} = \underline{\underline{\mathcal{R}}}(\underline{\underline{\sigma}}, T, \xi); \quad \dot{\xi} = \underline{\underline{\mathcal{F}}}(\underline{\underline{\sigma}}, T, \xi) \quad (2.3)$$

C'est sur les définitions de d , de $\underline{\underline{\mathcal{R}}}$, de ξ et de $\underline{\underline{\mathcal{F}}}$ que les modèles de comportement divergent. Parmi les diverses théories constitutives appropriées pour la viscoplasticité, Perzyna, Duvaut–Lions et Wang [Simo et al., 1988, Loret and Prevost, 1990, Duvaut and Lions, 1972, Wang et al., 1997] sont les modèles les plus utilisés.

Dans la suite de cette section, les trois modèles numériques pour l'étude du forage percussif, les plus cités au cours des dernières années sont présentés et discutés.

2.1.1 Modèle de Han et al. [2005a]

Objectif : ce travail a pour objectif de simuler en 3D le processus complet du forage percussif pour interpréter les mécanismes en jeux et estimer la vitesse de pénétration de l'outil dans un massif rocheux [Han et al., 2005a].

Modélisation de la roche : dans ce travail, la roche est considérée comme un matériau homogène, son comportement est basé sur le modèle plastique de Mohr-Coulomb prédéfinie dans le logiciel Flac3D.

Modélisation de l'interaction outil-roche : aucun mécanisme de contact entre l'outil de forage et la roche n'était modélisé. Cette interaction a été simplifiée par l'application d'une série de chargements sous forme des vitesses imposées (de 5 m/s) sur la surface supérieure de la roche.

Discussion : ce travail considère les phénomènes essentiels de rupture de la roche et prend en compte l'effet de la pression de confinement. Par contre, il s'agit d'un modèle

élastoplastique qui ne prend pas en compte l'augmentation dynamique des résistances de la roche en fonction de la vitesse de déformation. En plus, la modélisation du problème d'interaction outil-roche par une vitesse imposée sur la surface de la roche pose un problème puisque la forme des inserts sur l'outil peut changer complètement la distribution des contraintes et par la suite la réponse de la roche.

2.1.2 Modèle de Saksala et al. [2017]

Objectif : ce travail vise à simuler l'interaction outil-roche en 3D pour un ou plusieurs inserts pour étudier l'effet de plusieurs facteurs sur le processus du forage percussif [Saksala et al., 2017].

Modélisation de la roche : la roche est considérée hétérogène en se basant sur le modèle de Weibull qui consiste à distribuer les résistances mécaniques aléatoirement dans la roche. Son comportement est basé sur un modèle de consistance viscoplastique de Wang et al. [1997] couplé à un modèle d'endommagement isotrope des propriétés élastiques. Ce modèle exige, comme pour la plasticité, que les contraintes soient toujours sur la surface de charge, mais pour traduire l'effet de la viscosité, la surface de charge dépend non seulement des contraintes et des variables d'écrouissage mais également des taux de variation (vitesses) des variables d'écrouissage. L'endommagement du tenseur d'élasticité de Hook est type plastique basé sur une surface en terme des déformations.

Modélisation de l'interaction outil-roche : cette interaction est modélisée par un mécanisme de contact surface à noeud où l'insert est considéré comme un corps rigide.

Discussion : ces travaux sont des versions développées des modèles précédents [Saksala, 2008, 2010b, 2013, Saksala et al., 2014] toujours comportant une partie viscoplastique avec écrouissage couplé à un modèle d'endommagement du module d'Young et un mécanisme de contact outil-roche. Toutefois, il est à noter que le mécanisme de contact développé et utilisé dans leurs travaux peut être critiqué. En effet, l'approche noeud à noeud exige un maillage conforme pour que les noeuds de l'insert soient toujours alignés avec les noeuds de la roche, ce qui n'est pas le cas générale : pendant la simulation d'impact, les noeuds de l'insert peuvent se projeter d'une manière quelconque sur les éléments de la surface de la roche.

2.1.3 Modèle de Saadati et al. [2014]

Objectif : ce travail a pour objectif d'étudier la fragmentation de la roche suite à un impact dynamique dans le contexte du forage percussif [Saadati et al., 2014].

Modélisation de la roche : le comportement de la roche dans ce travail est basé sur un modèle élastoplastique introduit par Krieg [1978] et Swenson and Taylor [1983] couplé à un modèle d'endommagement anisotrope des propriétés élastiques en traction développé par Denoual and Hild [2000] et Forquin and Hild [2010]. concernant le modèle de fragmentation dynamique, il est basé sur une approche probabiliste qui consiste à associer, selon la loi de distribution de Weibull, des valeurs aléatoires à la résistance à la traction.

Modélisation de l'interaction outil-roche : l'interaction insert-roche a été modélisée avec un mécanisme de contact tangentiel surface à surface fourni par le logiciel Abaqus.

Discussion : ce travail est basé sur les travaux de Forquin and Hild [2010] qui ont étudié la fragmentation dynamique des matériaux quasi-fragiles en général sous l'effet d'un chargement rapide en utilisant une approche probabiliste pour décrire le comportement de la roche. Le modèle a été utilisé pour les simulations numériques d'impact dans le logiciel d'éléments finis Abaqus. Cependant, le modèle décrit de la même manière la réponse de la roche en compression et en traction, ce qui n'est pas le cas du granite.

2.1.4 Synthèse

Dans la littérature, on trouve une vaste variété des modèles numériques visant à étudier le forage percussif en modélisant la réponse de la roche et sa fragmentation sous différents types de chargement. Comme discuté ci-dessus, chaque modèle a ses atouts et ses lacunes. On peut trouver des modèles adaptés à l'étude du forage percussif, mais souvent ces modèles sont basés sur des codes maison que nous ne pouvons pas utiliser. Pour cela, nous avons besoin de trouver un modèle rhéologique adéquat et un logiciel pour la modélisation de l'interaction insert-roche. Ces deux éléments, ainsi que la possibilité d'application des conditions aux limites et des chargements qui nous intéressent, constituent le laboratoire virtuel que nous avons cherché à créer afin d'étudier numériquement notre problème.

2.2 Laboratoire virtuel d'essais d'impact

2.2.1 Objectifs et outils

Dans le but d'effectuer une étude numérique des essais d'impact permettant de suivre l'évolution de la fragmentation de la roche et de quantifier les différents mécanismes en jeu en dehors des effets de l'hétérogénéité naturelle des roches, nous avons construit un laboratoire virtuel basé sur :

- la modélisation géométrique du problème ;
- un modèle rhéologique adéquat ;
- un mécanisme de contact outil-roche.

Ces trois éléments sont disponibles dans le logiciel [Abaqus \[2020\]](#). Dans ce qui se suit, nous allons présenter et valider le modèle rhéologique employé pour décrire le comportement de la roche. Ensuite, les hypothèses de modélisation ; la géométrie, le maillage et les conditions aux limites sont présentés. Enfin, la méthode numérique de calcul du volume abattu en post-traitement est expliquée.

2.2.2 Modèle rhéologique

Dans la littérature, des efforts considérables ont été déployés pour développer des modèles précis qui prédisent la réponse des roches sous diverses conditions de chargement. La plupart d'entre eux utilisent une approche phénoménologique qui reproduit macroscopiquement les relations contrainte-déformation pour différentes conditions de chargement, sans chercher à expliquer le mécanisme microscopique derrière ce comportement. La plasticité/viscoplasticité et les approches d'endommagement entrent dans cette catégorie [[Rouabhi et al., 2005](#)].

Afin d'estimer la fracturation induite par les impacts rapides, un modèle d'endommagement-élasto-viscoplastique prédéfini pour les matériaux quasi-fragiles dans [Abaqus \[2020\]](#) a été utilisé. Le modèle est un dérivé d'un modèle d'endommagement-plastique en utilisant une généralisation de la régularisation Duvaut-Lions [[Duvaut and Lions, 1972](#)]. Il vise à décrire le comportement irréversible associé aux mécanismes de rupture des matériaux quasi-fragiles. Ce comportement se manifeste par les propriétés macroscopiques suivantes :

- des limites d'élasticité différentes en traction et en compression, la limite élastique initiale en compression étant généralement supérieure à la limite élastique initiale en traction ;

- comportement durcissant-radoucissant en traction et en compression ;
- dégradation différente de la rigidité élastique en traction et en compression ;
- recouvrement de la rigidité pendant le chargement cyclique ;
- sensibilité à la vitesse, en particulier une augmentation de la résistance maximale avec la vitesse de déformation.

Le modèle d'endommagement viscoplastique est résumé dans la suite et il est détaillé dans [Abaqus \[2020\]](#).

Les principales équations du modèle rhéologique sont données comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} = \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^{\text{el}} + \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^{\text{vp}} \\ \underline{\underline{\varepsilon}}^{\text{el}} = \frac{1+\nu}{(1-d_{\text{vp}})E}(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}}_0) - \frac{\nu}{(1-d_{\text{vp}})E} \text{tr}(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}}_0) \underline{\underline{1}} \\ \underline{\underline{\sigma}} = (1 - d_{\text{vp}}) \bar{\underline{\underline{\sigma}}} \\ \dot{d}_{\text{vp}} = \frac{1}{\mu}(d - d_{\text{vp}}) \\ d = r(\bar{\underline{\underline{\sigma}}}) d_t \\ \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^{\text{vp}} = \frac{1}{\mu}(\underline{\underline{\varepsilon}}^{\text{pl}} - \underline{\underline{\varepsilon}}^{\text{vp}}) \\ \underline{\underline{\varepsilon}}^{\text{pl}} = \dot{\lambda} \partial_{\bar{\underline{\underline{\sigma}}}} G(\bar{\underline{\underline{\sigma}}}) , \quad G = \sqrt{(\epsilon \sigma_{t0} \tan \psi)^2 + \bar{q}^2} - \bar{p} \tan \psi \\ \dot{\lambda} F = 0; \dot{\lambda} \geq 0; F \leq 0 , \\ F(\underline{\underline{\sigma}}, \xi_t, \xi_c) = \frac{1}{1-\alpha}(\bar{q} - 3\alpha \bar{p} + \beta(\xi_t, \xi_c) \langle \bar{\sigma}_{\text{max}} \rangle - \gamma \langle -\bar{\sigma}_{\text{max}} \rangle) - \sigma_c(\xi_c) \\ \dot{\xi}_t = r(\bar{\underline{\underline{\sigma}}}) \cdot \dot{\varepsilon}_1^{\text{vp}} \\ \dot{\xi}_c = (r(\bar{\underline{\underline{\sigma}}}) - 1) \cdot \dot{\varepsilon}_3^{\text{vp}} \end{array} \right. \quad (2.4)$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{p} = -\frac{1}{3} \underline{\underline{\sigma}} : \underline{\underline{1}} \\ \bar{q} = \sqrt{\frac{3}{2}} (\bar{p}\underline{\underline{1}} + \underline{\underline{\sigma}}) : (\bar{p}\underline{\underline{1}} + \underline{\underline{\sigma}}) \\ \beta(\xi_t, \xi_c) = \frac{\sigma_c(\xi_c)}{\sigma_t(\xi_t)} (1 - \alpha) - (1 + \alpha) \\ \bar{\sigma}_{\max} = \max[\bar{\sigma}_1, \bar{\sigma}_2, \bar{\sigma}_3] \\ r(\underline{\underline{\sigma}}) = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \bar{\sigma}_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\bar{\sigma}_i|}; \quad 0 \leq r(\underline{\underline{\sigma}}) \leq 1 \\ \sigma_c(\xi_c) = \begin{cases} \sigma_{cl0} & \text{si } \xi_c \leq 0 \\ \sigma_{cl0} + \frac{\sigma_{c0} - \sigma_{cl0}}{\xi_{c0}} \xi_c & \text{si } 0 < \xi_c \leq \xi_{c0} \\ \sigma_{c0} + \frac{\sigma_{cr0} - \sigma_{c0}}{\xi_{cr0} - \xi_{c0}} (\xi_c - \xi_{c0}) & \text{si } \xi_{c0} < \xi_c \leq \xi_{cr0} \\ \sigma_{cr0} & \text{si } \xi_c > \xi_{cr0} \end{cases} \\ \sigma_t(\xi_t) = \begin{cases} \sigma_{t0} & \text{si } \xi_t \leq 0 \\ \sigma_{t0} + \frac{\sigma_{tr0} - \sigma_{t0}}{\xi_{tr0}} \xi_t & \text{si } 0 < \xi_t \leq \xi_{tr0} \\ \sigma_{tr0} & \text{si } \xi_t > \xi_{tr0} \end{cases} \end{array} \right. \quad (2.5)$$

où $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}$ est le tenseur vitesse de déformation totale, $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{el}}$ est le tenseur vitesse de déformation élastique, $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{vp}}$ est le tenseur vitesse de déformation viscoplastique, E est le module de Young intact/initial, ν est le coefficient de Poisson, d_{vp} est la variable d'endommagement viscoplastique, d_t est le paramètre qui détermine la valeur maximale de la variable d'endommagement, $\underline{\underline{\sigma}}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy, $\underline{\underline{\epsilon}}$ est le tenseur des déformations, μ est le paramètre de viscosité, $\underline{\underline{\epsilon}}^{\text{pl}}$ est le tenseur de déformation plastique, $\dot{\lambda}$ est un multiplicateur positif, G est le potentiel d'écoulement, ϵ est le paramètre d'excentricité, ψ est l'angle de dilatation, F est la fonction de charge, α et γ sont des constantes du matériau, $\dot{\epsilon}_1^{\text{vp}}$ et $\dot{\epsilon}_3^{\text{vp}}$ sont respectivement les valeurs propres maximale et minimale de $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^{\text{vp}}$, $\underline{\underline{1}}$ est le tenseur d'identité, \bar{p} est la pression hydrostatique, \bar{q} est la contrainte équivalente de Von-Mises, $\sigma_t(\xi_t)$ et $\sigma_c(\xi_c)$ sont les contraintes de cohésion respectivement en traction et compression, et $\bar{\sigma}_i$ sont les valeurs propres de $\underline{\underline{\sigma}}$. La parenthèse de Macauley $\langle \cdot \rangle$ est définie par $\langle x \rangle = \frac{1}{2}(|x| + x)$. σ_{cl0} , σ_{c0} , σ_{cr0} , σ_{t0} , σ_{tr0} , ξ_{c0} , ξ_{cr0} , ξ_{tr0} sont des paramètres décrivant le comportement uniaxial quasi-statique du matériau. Les états d'endommagement en compression et en traction sont caractérisés indépendamment par deux variables internes, ξ_c et ξ_t . L'écrasement et la microfissuration dans la roche sont représentés par des valeurs croissantes de ces variables qui sont directement liées à l'énergie dissipée pour générer des microfissures.

2.2.3 Validation du modèle rhéologique

Les performances du modèle utilisé sont démontrées par des simulations numériques comparées à des résultats expérimentaux. Les principaux paramètres utilisés pour le

modèle dans toutes les simulations sont donnés dans le tableau 2.1. Les constantes élastiques E et ν , la densité ρ , les résistances σ_{c0} et σ_{t0} , l'angle de dilatance ψ , l'excentricité ϵ et les constantes de matériau α et γ , ont été obtenues à partir des essais de laboratoire faits à MINES ParisTech. Le paramètre de viscosité μ a été calibré pour correspondre aux données expérimentales rassemblées par [Liu et al. \[2018\]](#). Les simulations de validation du modèle ont été effectuées à l'aide d'un élément quadratique rectangulaire, axisymétrique à 8 nœuds et d'élancement 2. Dans la présente étude, aucun endommagement de rigidité en compression n'est pris en compte, seul l'endommagement en traction est pris en compte.

Tableau 2.1. Jeu de paramètres utilisé.

Paramètre	Symbole	Valeur	Unité
Module de Young	E	52 000	MPa
Coefficient de Poisson	ν	0.25	-
Densité	ρ	$2.62 \cdot 10^{-9}$	T/mm ³
Angle de dilatance	ψ	35	°
Excentricité	ϵ	0.1	-
Constante α	α	0.12	-
Constante γ	γ	3	-
Paramètre de viscosité	μ	$5 \cdot 10^{-5}$	s
Résistance à la compression uniaxiale	σ_{c0}	196.4	MPa
Résistance à la traction uniaxiale	σ_{t0}	8.78	MPa
Paramètre d'endommagement	d_t	0.98	-

Dans la première série de simulations, des essais de compression triaxiale sont simulés (figure 2.1). La deuxième série de simulations est réalisée pour démontrer l'effet de la vitesse de déformation en compression et traction uniaxiales (figures 2.3 et 2.4). Dans la troisième série de simulations, nous montrons la réponse du modèle suite à un chargement de type traction-compression-traction (figure 2.7).

2.2.3.1 Compression triaxiale

La figure 2.1 montre la réponse du modèle à la compression triaxiale pour différentes

pressions de confinement. En augmentant la pression, la résistance maximale ainsi que la résistance résiduelle augmentent avec la pression de confinement.

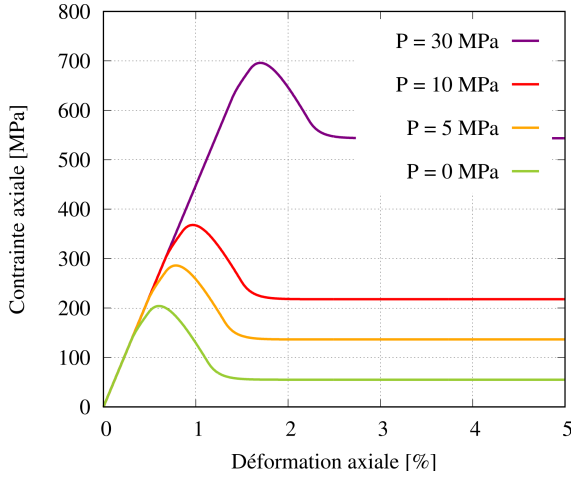


FIGURE 2.1. Réponse du modèle sous forme de courbes contrainte-déformation sous plusieurs pressions de confinement.

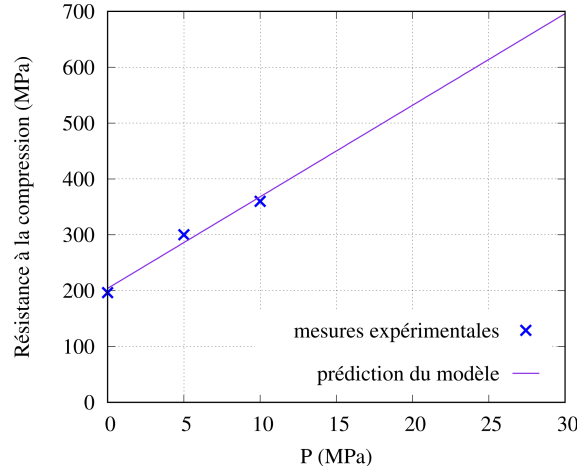


FIGURE 2.2. Évolution de la résistance à la compression en fonction de la pression de confinement : comparaison expérimentale et numérique. Données expérimentales recueillies à partir d'essais de laboratoire à MINES ParisTech.

À partir de la réponse du modèle montrée sur la figure 2.1, on observe que la contrainte maximale augmente linéairement en fonction de la pression de confinement. Cette évolution correspond aux données expérimentales comme le montre la figure 2.2.

2.2.3.2 Compression et traction uniaxiales

Les figures 2.3 et 2.4 montrent la réponse du modèle en compression et en traction uniaxiales sous plusieurs vitesses de déformation. Lorsque la vitesse de déformation tend vers zéro (par exemple pour $\dot{\epsilon} = 10^{-6}$), on retrouve le comportement plastique. En augmentant la vitesse de déformation, le matériau subit un écrouissage positif (le durcissement), qui augmente sa résistance à la compression et à la traction, puis un écrouissage négatif. Notons que l'écrouissage positif dans les essais de traction n'existe qu'avec l'effet de la viscosité.

Les facteurs d'augmentation dynamique en compression (DIF_c) et en traction (DIF_t) sont rapportés, dans un tracé semi-log, en fonction de la vitesse de déformation dans la figure 2.5. Les expressions analytiques identifiées par Liu et al. [2018] pour les maté-

riaux quasi-fragiles en général, et des mesures expérimentales sur des granites trouvées dans la littérature, sont également présentées sur cette figure. Les résultats du modèle sont en accord avec les mesures expérimentales.

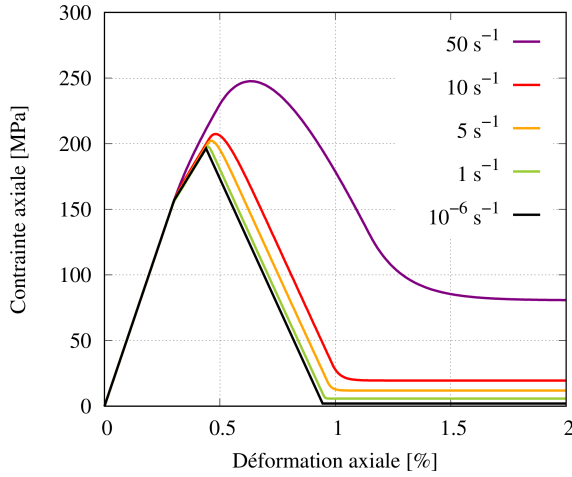


FIGURE 2.3. Réponse du modèle en compression sous plusieurs vitesses de déformation.

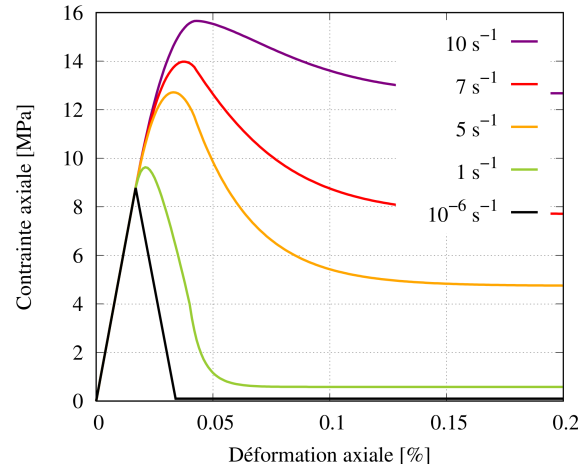


FIGURE 2.4. Réponse du modèle en traction sous plusieurs vitesses de déformation.

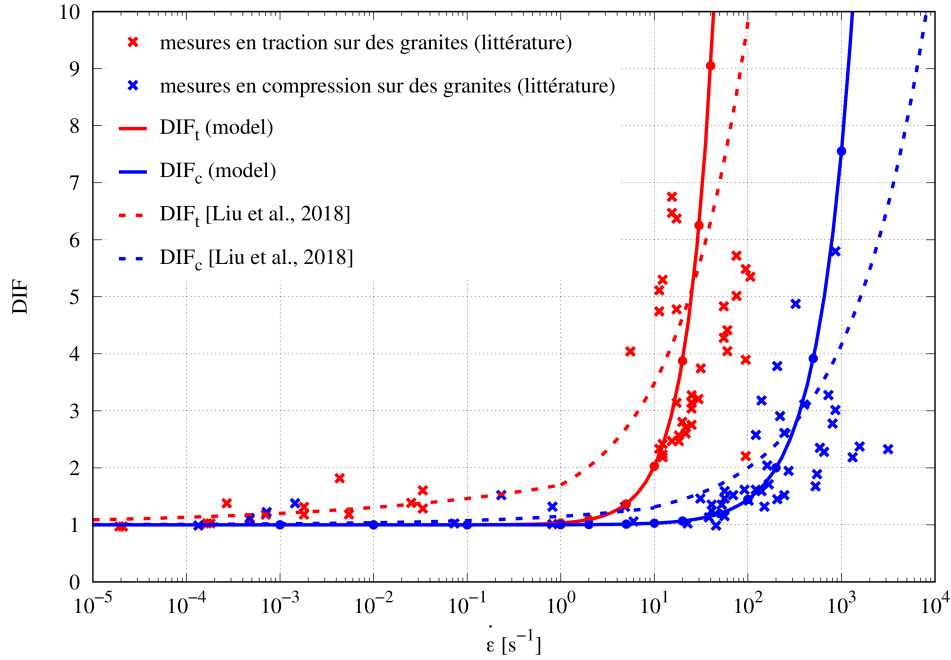


FIGURE 2.5. Facteur d'augmentation dynamique de la résistance à la compression (DIF_c) et de la résistance à la traction (DIF_t) en fonction de la vitesse de déformation. Les lois empiriques, d'après Liu et al. [2018] concernent divers matériaux quasi fragiles. Les mesures expérimentales d'après Doan and Hour [2012], Cho et al. [2003], Goldsmith et al. [1976], Kumar [1968], Khan and Irani [1987], Li et al. [2013, 2005], Zhao et al. [1999], Wang et al. [2009], Zhou et al. [2014], Dutta and Kim [1993], Green and Perkins [1969], Xu and Sun [2014], concernent plusieurs types de granite.

2.2.3.3 Chargement uniaxial : traction-compression-traction

La figure 2.6 montre la déformation imposée en fonction du temps : avec des cycles charge-décharge qui passent la contrainte axiale de la traction à la compression puis à la traction. Le résultat obtenu par ce chargement est rapporté dans les figures 2.7 et 2.8. La variable d'endommagement ne croît qu'en traction, en réduisant le module d'Young du matériau. En passant de la traction à la compression, le matériau retrouve sa rigidité initiale et se comporte comme un matériau intact en ignorant les microfissures existantes créées lors du radoucissement en traction. De retour au chargement en traction, le matériau se comporte à nouveau suivant sa rigidité endommagée, simulant la réouverture des microfissures existantes et continuant à les faire croître [Rouabhi et al., 2005].

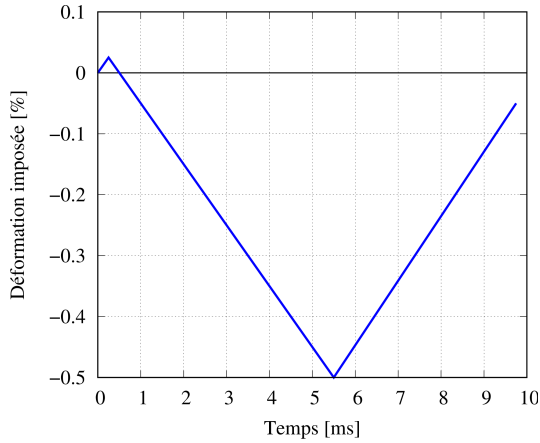


FIGURE 2.6. Déformation imposée pour la simulation du chargement traction-compression-traction.

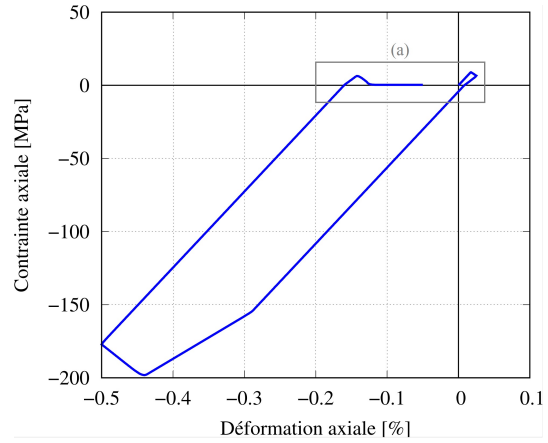


FIGURE 2.7. Courbe contrainte-déformation en traction-compression-traction.

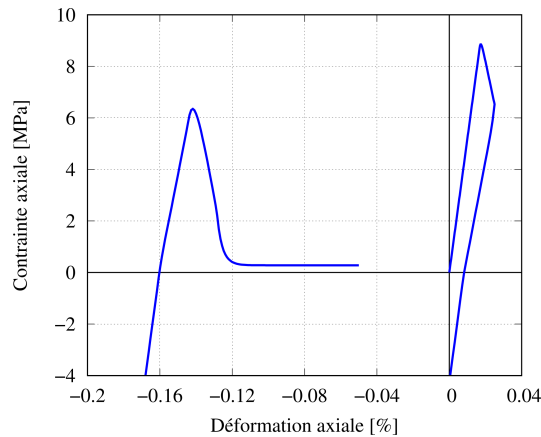


FIGURE 2.8. Vue agrandie (a) de la figure 2.7.

2.2.4 Hypothèses de modélisation

On cherche à reproduire numériquement les essais d'impact sur nos échantillons. La roche est considérée comme un matériau quasi-fragile auquel est associé le modèle de comportement expliqué dans la section 2.2.2. L'insert est modélisé comme un corps rigide. L'interaction entre l'insert et la roche est modélisée par un mécanisme de contact tangentiel surface à surface sans frottement. Le principe de modélisation d'impact et les conditions aux limites sont illustrés sur la figure 2.9, où P est la pression de confinement appliquée à la roche et F est l'effort statique appliqué sur l'insert. Une masse m et une vitesse initiale v_0 ont été attribuées à l'insert afin d'appliquer l'énergie d'impact souhaitée. La pression de confinement est appliquée uniquement sur la roche puisque la

force appliquée par l'huile de confinement sur l'insert est incluse dans l'effort statique F , comme expliquée dans la section 3.1.

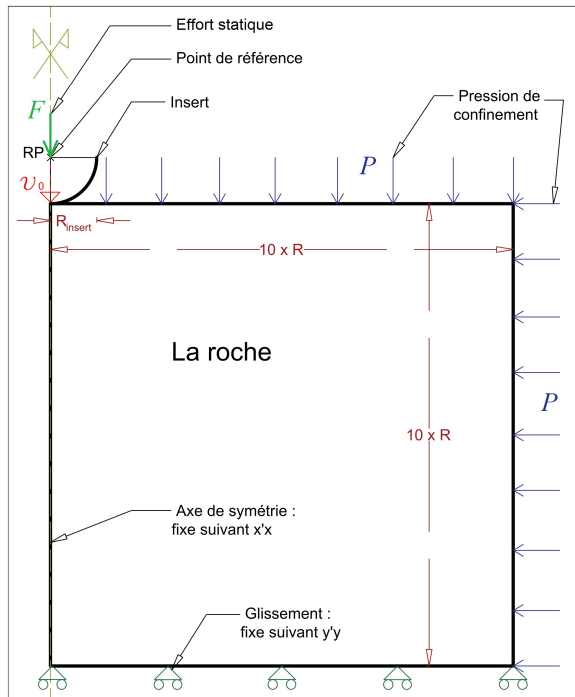


FIGURE 2.9. Structure simulée et conditions aux limites.

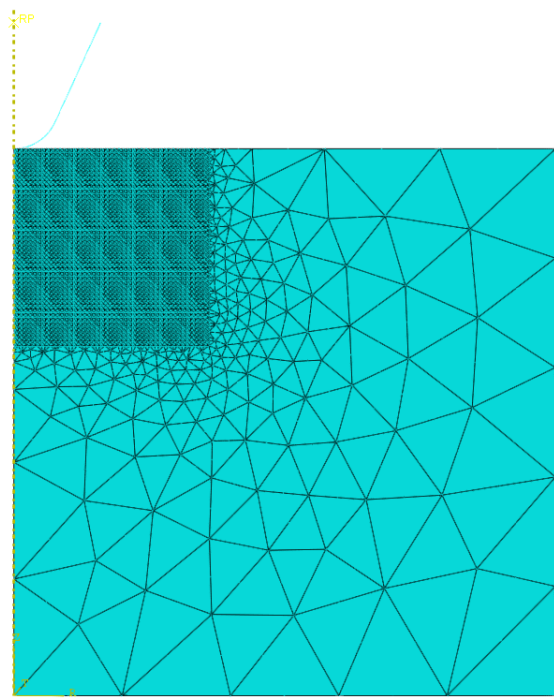


FIGURE 2.10. Maillage utilisé.

L'insert peut avoir une des géométries utilisées dans les expériences (voir figure 1.26). La roche est un cylindre de rayon 50 mm et d'élancement 0.5. Ces dimensions sont choisies pour correspondre au mieux aux échantillons de roches testés au laboratoire (voir figure 1.9). Le domaine de calcul de la roche a été maillé avec des éléments quadrilatères axisymétriques à 4 nœuds. Plusieurs simulations avec plusieurs tailles de maillage ont été réalisées et leurs résultats sont présentés dans la section 3.1. Il a été constaté que pour une taille inférieure à 20 fois le rayon de courbure de l'insert, les résultats de calcul obtenus sont les mêmes. En conséquence, dans la zone d'intérêt, c'est-à-dire dans la zone d'impact, une taille caractéristique de 0.2 mm a été utilisée. Cette taille de maille est 21 fois plus petite que le rayon de courbure de l'insert (4.2 mm).

2.2.5 Traitement des données numériques

En post-traitement, le volume abattu est calculé en prenant en compte les mécanismes d'écaillage et d'écrasement. L'écaillage concerne tous les éléments abattus dus aux contraintes de traction et l'écrasement concerne tous les éléments abattus dus aux contraintes de cisaillement. Un élément peut être considéré comme abattu lorsque la

valeur moyenne de la déformation plastique équivalente de tous ses points de Gauss est supérieure à une valeur seuil.

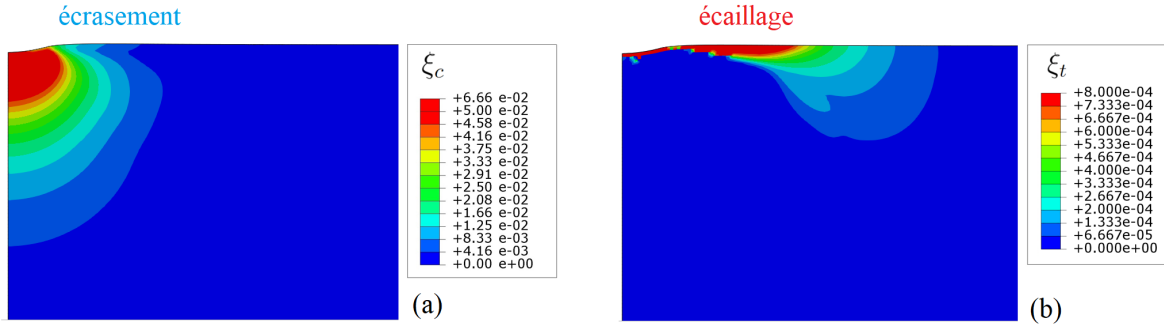


FIGURE 2.11. Exemple de résultats de simulation pour un essai d'impact montrant la distribution de la variable d'écroutissage en compression ξ_c (a) et en traction ξ_t (b).

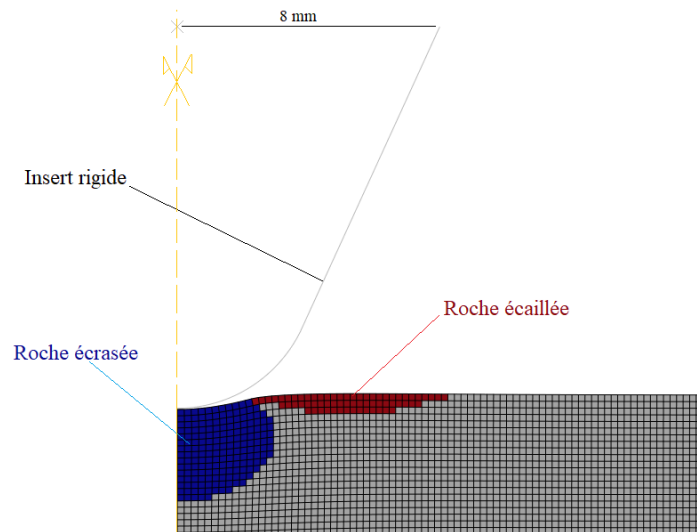


FIGURE 2.12. Exemple de résultats de simulation pour un essai d'impact montrant les différentes parties abattues de la roche.

Comme le modèle constitutif décrit la rupture de la roche par traction et compression, le problème posé est de savoir quand un élément peut être interprété comme abattu et ainsi contribuer à la formation du cratère. Une solution a été trouvée en ajustant les données numériques aux mesures expérimentales. Cet ajustement est basé sur des valeurs seuils des déformations viscoplastiques : un élément peut être interprété comme abattu si l'une des valeurs de déformation viscoplastique équivalente en traction (ξ_t) ou en compression (ξ_c) dépasse $8 \cdot 10^{-4}$ ou $6 \cdot 10^{-2}$ respectivement. À noter que dans le calcul du volume, les éléments abattus par traction et compression ensemble ne sont pas calculés deux fois. Les figures 2.11 et 2.12 montrent un exemple de résultats de

simulation d'impact présentant la répartition des éléments défailants et leur classement comme abattus par écaillage (dû à la traction) ou par écrasement (dû à la compression) autour et sous l'insert.

3 Simulations d'impact

3.1 Sensibilité au maillage

La modélisation numérique des impacts dynamiques dans ce travail a pour objectif de reproduire les résultats expérimentaux en termes de volume abattu. Afin d'éviter l'effet de la sensibilité au maillage, nous avons effectué des simulations en changeant la taille caractéristique du maillage dans la zone d'impact. La figure 2.13 montre quelques maillages utilisés où on peut voir la différence entre les tailles des éléments. Les résultats de ces simulations sont montrés dans la figure 2.14 : les volumes résultants dépendent fortement de la taille du maillage. Cependant, ces volumes se stabilisent à partir d'un seuil qui est de 0.21 mm ($=R_{courbure}/20$). Donc, pour éviter l'influence de la taille de maillage sur les résultats des simulations, nous avons besoin d'utiliser un maillage de taille caractéristique inférieure ou égale à $R_{courbure}/20$.

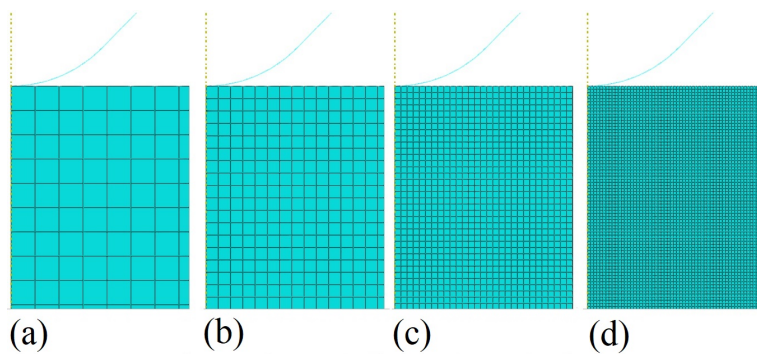


FIGURE 2.13. Maillages de tailles caractéristiques de (a) 0.8, (b) 0.4, (c) 0.2 et (d) 0.1mm.

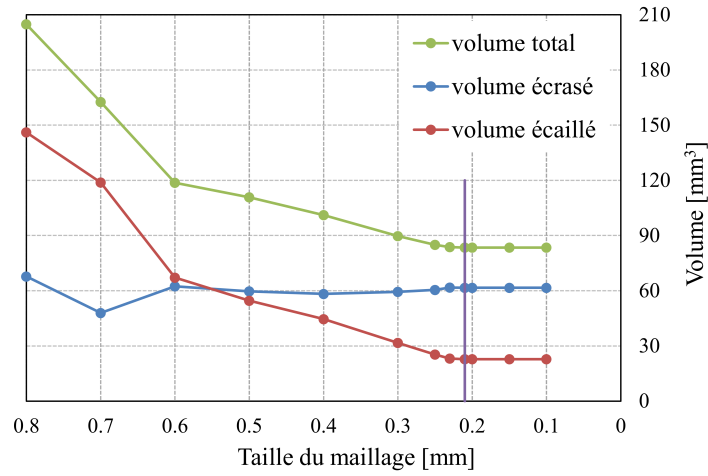


FIGURE 2.14. Évolution du volume abattu total, écrasé et écaillé en fonction de la taille caractéristique du maillage.

3.2 Courbe force-pénétration

La simulation d'impact donne une réponse globale définie sous le nom de la loi BRI «Bit-Rock Interaction» : la loi d'interaction outil-roche qui correspond à la courbe de la force appliquée par l'insert sur la roche en fonction de la pénétration de l'insert. Une simulation, suivant les hypothèses expliquées dans la section 2.2.4, a été réalisée pour interpréter la courbe force-pénétration associée.

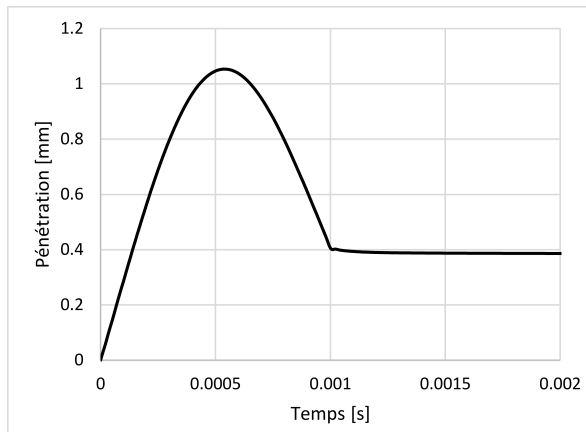


FIGURE 2.15. Évolution de la pénétration de l'insert dans la roche pendant l'impact.

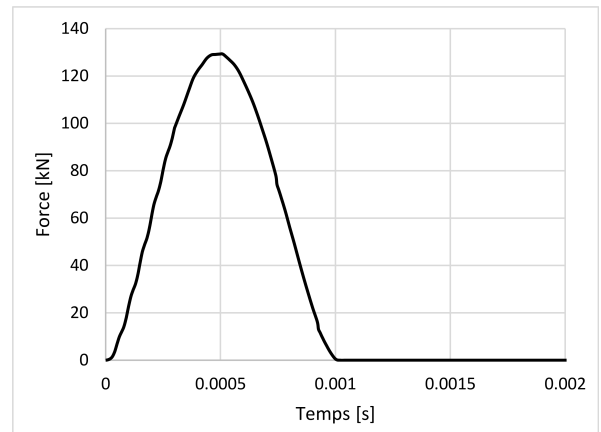


FIGURE 2.16. Évolution de la force résultante pendant l'impact.

La figure 2.15 montre l'évolution de la pénétration de l'insert dans la roche en fonction du temps. On peut remarquer sur cette figure que l'insert était capable de pénétrer la roche jusqu'à 1.04 mm. Après atteindre la pénétration maximale, l'insert est poussé

vers le haut grâce aux déformations élastiques de la roche pendant le déchargement, pour revenir à une pénétration finale de 0.39 mm. Cette pénétration finale, qui n'est pas nulle, est due à la déformation irréversible de la roche sous l'insert. La figure 2.16 montre l'évolution de la force en fonction du temps : la force atteint une valeur maximale de 129.3 kN avant de revenir à une valeur nulle à la fin de la phase de déchargement de l'impact. La courbe force-pénétration est donnée dans la figure 2.17. Cette courbe présente une forme typique de la loi d'interaction insert-roche qui est obtenue dans d'autres travaux dans la littérature [Qayyum, 2003, Fourmeau et al., 2015, Ajibose et al., 2015, Song et al., 2019, Bu et al., 2009b].

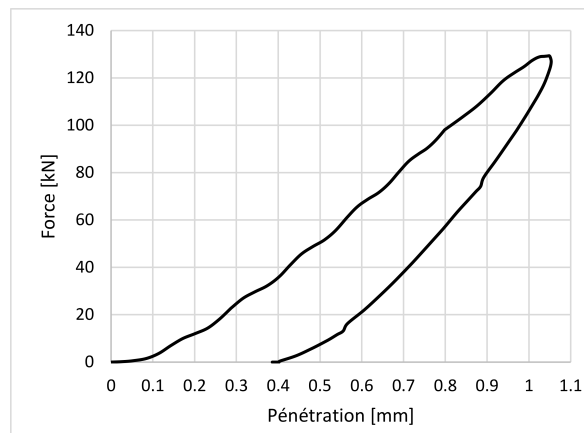


FIGURE 2.17. Courbe force-pénétration lors d'une simulation d'impact.

3.3 Fragmentation de la roche

La fragmentation de la roche pendant un impact comprend plusieurs phases : début de chargement, fin de chargement, début de déchargement et le déchargement. D'après la figure 2.16, on peut dire que la phase de chargement se termine à $t = 5 \cdot 10^{-4} s$, et la phase de déchargement se termine à $t = 1 \cdot 10^{-3} s$. Pour évaluer la fragmentation de la roche due à la traction, nous présentons dans la figure 2.18 la distribution de la contrainte majeure principale dans le matériau à plusieurs instants de l'impact. La distribution des contraintes de traction est donnée par les couleurs rouge et gris clair. Les contraintes positives se localisent exclusivement dans la zone très proche de l'insert. Pendant la phase de chargement, les contraintes positives évoluent légèrement pour initier les fissures latérale et radiale, puis, pendant le déchargement, elles évoluent rapidement pour accroître les fissures existantes. Cela peut être dû aux déformations élastiques dans le matériau pendant la phase déchargement, induisant ensuite des contraintes de tractions dans la zone d'impact et autour de celle-ci. Ces résultats sont en cohérence avec des observations expérimentales obtenues par Lawn and Wilshaw [1975], Chiang et al. [1982], Zhang and Subhash [2001], Saadati et al. [2014].

La figure 2.19 montre la distribution de la contrainte mineure principale dans le matériau à plusieurs instants de l'impact. Les contraintes de compression sont données par les couleurs bleu et gris foncé. On trouve que ces contraintes évoluent seulement pendant la phase de chargement et après décroissent pendant la phase de déchargement. À partir de ces observations, on peut conclure que :

- le mécanisme d'écaillage s'initie pendant la phase de chargement et évolue rapidement pendant la phase de déchargement ;
- le mécanisme d'écrasement évolue seulement pendant la phase de chargement.

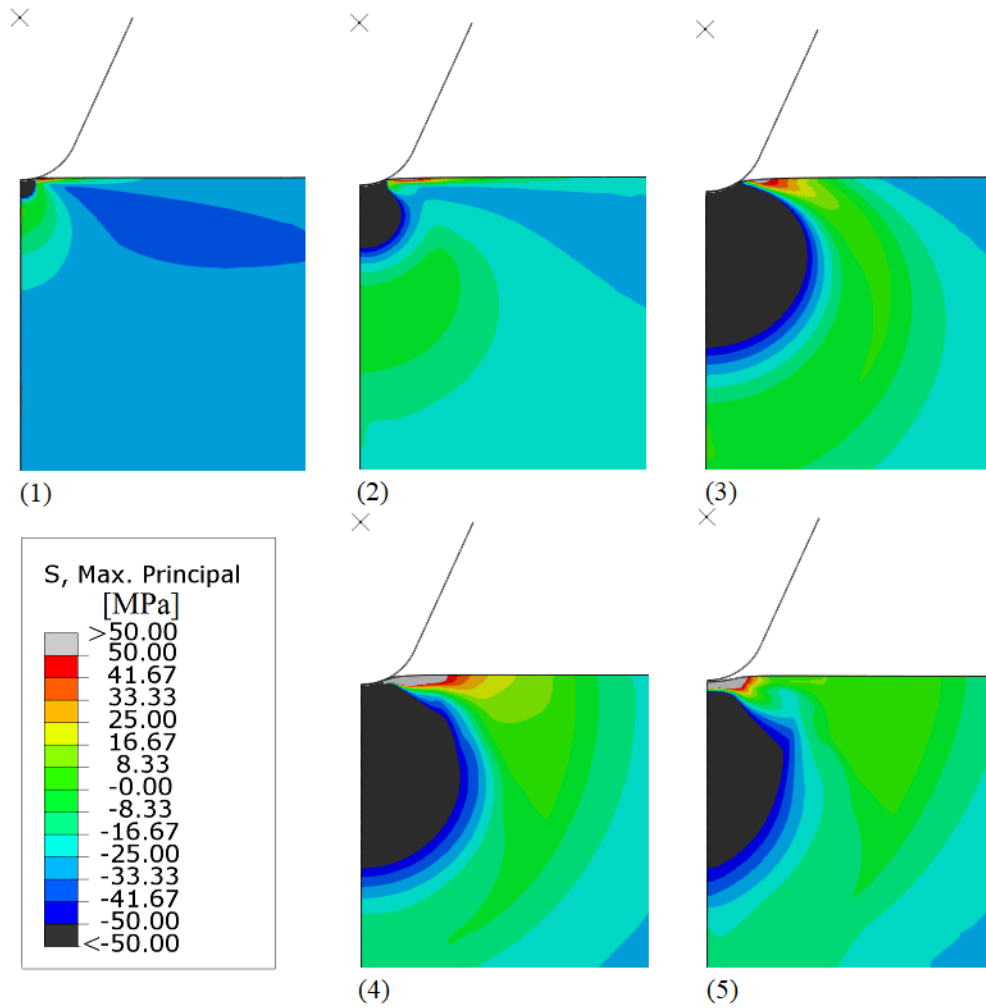


FIGURE 2.18. Distribution de la contrainte majeure principale dans le matériau pendant l'impact à plusieurs instants : (1) $t = 6 \cdot 10^{-5}$; (2) $t = 2.1 \cdot 10^{-4}$; (3) $t = 5.61 \cdot 10^{-4}$; (4) $t = 8.61 \cdot 10^{-4}$ et (5) $t = 1.062 \cdot 10^{-3}$ s.

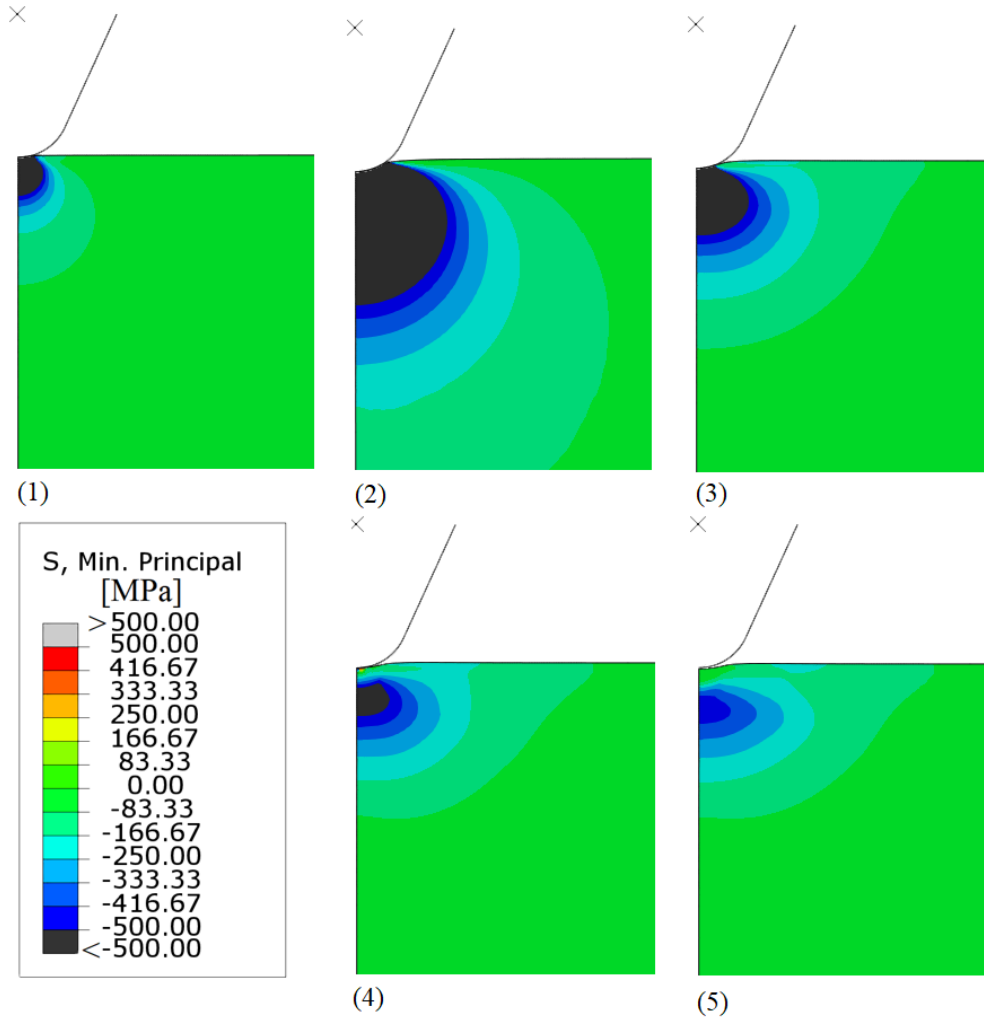


FIGURE 2.19. Distribution de la contrainte mineure principale dans le matériau pendant l'impact à plusieurs instants : (1) $t = 6 \cdot 10^{-5}$; (2) $t = 6.24 \cdot 10^{-4}$; (3) $t = 9.01 \cdot 10^{-4}$; (4) $t = 1.1 \cdot 10^{-3}$ et (5) $t = 2 \cdot 10^{-3}$ s.

3.4 Importance de la modélisation du contact

Plusieurs approches de modélisation de l'interaction outil-roche sont utilisées dans la littérature. On trouve une approche qui consiste à imposer des déplacements ou des vitesses sur la surface de la roche pour simuler la pénétration de l'outil [Liu, 2004, Han et al., 2005a]. Une deuxième approche consiste à appliquer des contraintes normales sur une petite surface de la roche pour simuler les efforts appliqués par l'outil [Franca, 2011]. Une troisième approche consiste à modéliser l'interaction outil-roche par un mécanisme de contact [Saksala et al., 2017, Saadati et al., 2014].

Afin de comprendre la différence entre ces trois approches, nous avons réalisé trois simulations avec les différentes approches citées ci-dessus. Dans la première simulation, le

contact entre l'insert et la roche est modélisé comme expliqué dans la section 2.2.4. La deuxième simulation consiste à imposer un déplacement sur un disque de rayon 1 mm. Ce déplacement imposé correspond à la pénétration obtenue par l'interaction insert-roche dans la figure 2.15. La troisième simulation consiste à appliquer des contraintes normales sur un disque de rayon 2 mm et elles sont calées afin de fournir la même force obtenue par l'interaction insert-roche (figure 2.16).

Les courbes force-pénétration obtenues par ces trois simulations sont présentées dans la figure 2.20. Plusieurs différences peuvent être remarquées :

- une force maximale plus importante est obtenue par le déplacement imposé : dans ce cas, le chargement sollicite un volume de roche plus important ce qui demande plus de force ;
- une pénétration moins importante est obtenue par les contraintes imposées : une surface plus importante est sollicitée et ensuite la force imposée (résultante des contraintes imposées) n'est plus suffisante pour déplacer toute la surface jusqu'à la pénétration maximale obtenue dans le cas de contact ;
- évolution de la pente de la courbe force-pénétration pendant le chargement dans le cas de contact. Cela est dû à la surface d'interaction insert-roche, qui évolue en cas de la modélisation du contact, mais reste constante en appliquant des contraintes ou un déplacement.

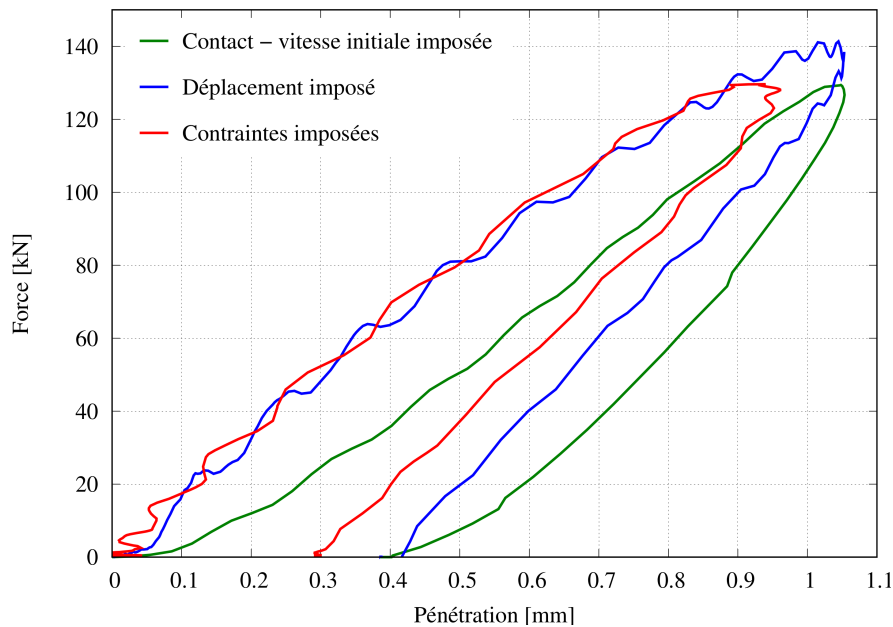


FIGURE 2.20. Courbes force-pénétration pour les différentes approches de modélisation de l'interaction insert-roche.

La figure 2.21 montre les différentes distributions de la norme du champ des déplacements après les impacts pour les trois simulations. Chaque approche de modélisation de l'interaction conduit à déformer différemment la roche. On peut remarquer que les déplacements imposés ont créé une forte discontinuité entre la surface impactée et la surface autour d'elle (figure 2.21b). Les contraintes imposées (figure 2.21c) ont déformé la roche d'une manière plus ou moins semblable à celle dans le cas du contact (figure 2.21a). Par contre, la pointe de l'insert pénètre plus loin dans la roche que dans le cas des contraintes imposées.

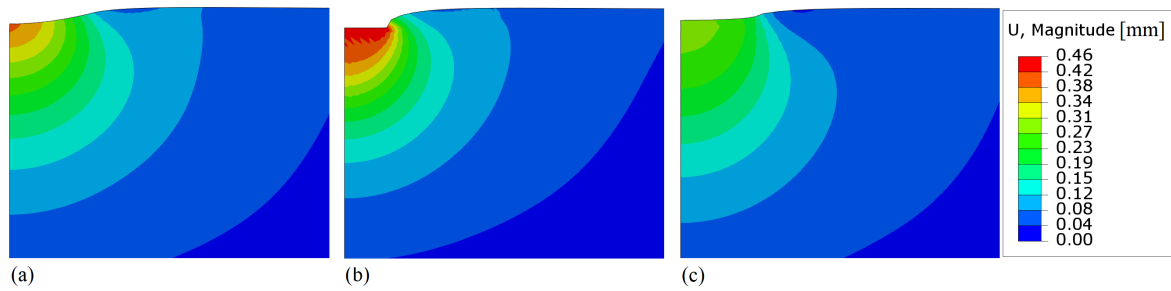


FIGURE 2.21. Norme de déplacements après impacts pour les trois approches de modélisation de l'interaction insert-roche : (a) Contact insert-roche, (b) déplacement imposé et (c) contraintes imposées.

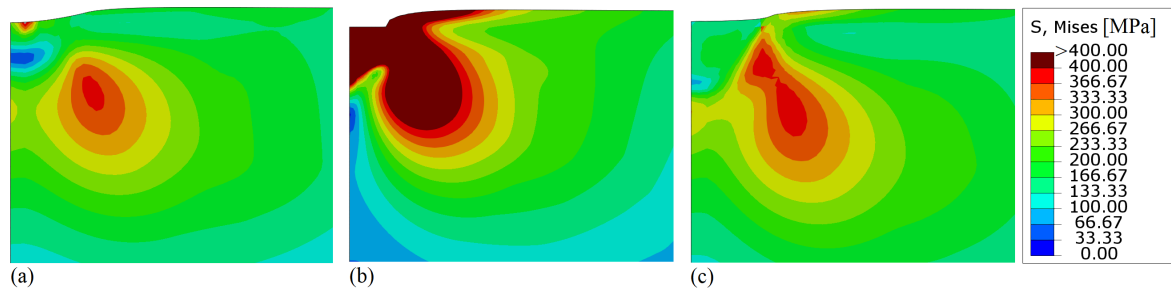


FIGURE 2.22. Distribution des contraintes de Von-Mises à la fin de la phase de déchargement des impacts pour différentes approches de modélisation de l'interaction insert-roche : (a) Contact insert-roche, (b) déplacement imposé et (c) contraintes imposées.

En termes de contraintes, nous présentons dans la figure 2.22 les distributions des contraintes de Von-Mises obtenues à la fin de la phase de déchargement pour les trois simulations. En comparant les résultats obtenus, on trouve une différence significative entre les trois distributions obtenues. On remarque une forte concentration des contraintes dans la zone d'impact dans le cas des déplacements imposés (figure 2.22b). Cette concentration est due à la forte discontinuité de la déformation du matériau. D'autre part, en comparant les résultats des simulations 1 et 3, figures 2.22a et 2.22c,

on remarque que la concentration des contraintes de Von-Mises est plus large dans le cas des contraintes imposées que dans le cas du contact insert-roche.

Ces résultats montrent l'importance de la modélisation du contact insert-roche. En effet, les différentes approches conduisent à des réponses différentes de la roche suite à un impact, ce qui conduit à des résultats très différents en termes d'endommagement et de rupture.

3.5 Discussion

Les simulations d'impact ont montré que les contraintes positives, qui sont responsables du mécanisme d'écaillage, sont localisées exclusivement autour de la zone d'interaction insert-roche proche de la surface de la roche. La formation des copeaux (l'écaillage) débute légèrement pendant la phase de chargement et se développe principalement pendant la phase de déchargement, ce qui est en cohérence avec d'autres travaux [Zhang and Subhash, 2001, Saadati et al., 2014]. D'autre part, les contraintes négatives, qui sont responsables du mécanisme d'écrasement, se localisent sous la zone d'interaction insert-roche et évoluent seulement pendant la phase de chargement [Lawn and Wilshaw, 1975, Chiang et al., 1982].

Nous avons montré l'importance de la modélisation du contact insert-roche. En effet, la simplification du problème d'interaction insert-roche par des méthodes alternatives qui imposent soit des déplacements soit des contraintes normales sur une petite surface de la roche, conduit à des mécanismes de déformation très différents. De plus, la modélisation du contact permet une meilleure maîtrise de l'énergie d'impact (une masse et une vitesse initiale), ce qui n'est pas le cas avec les autres approches. Elle permet aussi de faciliter la modélisation des inserts avec plusieurs formes.

4 Comportement de l'outil

4.1 Rhéologie du carbure de tungstène cémenté

Le forage percussif nécessite l'utilisation d'outils résistants pour s'adapter à la dureté des roches. Pour cela, les inserts sont généralement en carbure de tungstène cémenté. Les propriétés de ce matériau ont été déterminées par une approche semi-empirique en utilisant plusieurs tests de nano-indentation avec différentes géométries d'insert [Kermouche, 2005]. La courbe contrainte-déformation à température ambiante est présentée dans la figure 2.23 [Outeiro, 2007].

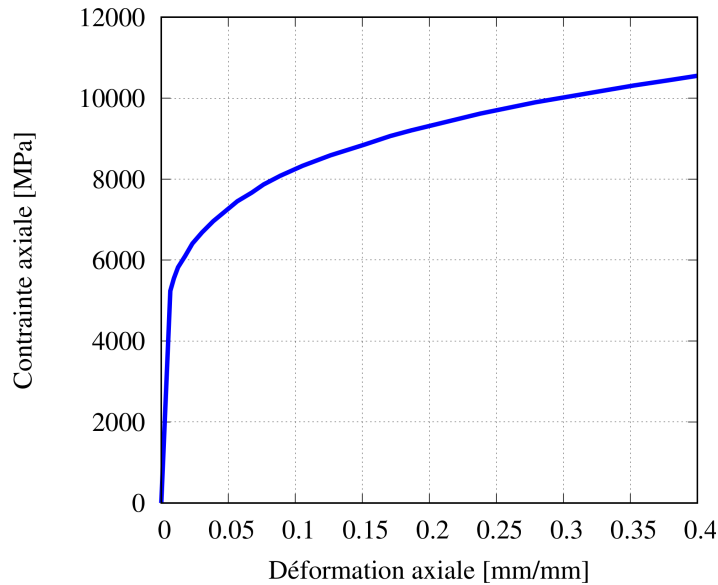


FIGURE 2.23. Courbe contrainte-déformation pour le carbure de tungstène cimenté sous compression axiale d'après [Outeiro \[2007\]](#).

Le carbure de tungstène cimenté présente une limite élastique très élevée (de l'ordre de 5500 MPa) et un module de Young également élevé ($E = 630$ GPa, $\nu = 0.22$) par rapport à un acier très dur. Il présente aussi une densité de 12.8 t/m^3 . En comparant le module de Young à celui du granite de Red Bohus par exemple, on trouve que celui du carbure de tungstène cimenté est environ 12 fois plus grand.

4.2 Usure de l'insert

Pendant la réalisation de notre campagne expérimentale, les inserts n'ont subi aucune usure visible. Cependant, la littérature montre que l'usure des inserts peut être amplifiée par plusieurs facteurs, par exemple les propriétés mécaniques des roches et le WOB [[Swick et al., 1992](#), [Tkalich et al., 2017](#), [Miyazaki et al., 2018](#)]. Afin d'identifier d'autres facteurs, nous allons simuler l'impact avec un insert élasto-plastique suivant le critère de plasticité de Von-Mises. Dans un premier temps, une simulation d'impact est réalisée pour montrer la distribution des déformations plastiques et des contraintes dans l'insert. Dans un second temps, des séries de simulations d'impact sont réalisées sous différentes conditions pour identifier l'effet de plusieurs facteurs sur l'usure de l'insert.

La première simulation est réalisée en appliquant à la roche une pression de confinement de 30 MPa et à l'insert une d'énergie d'impact de 60 J et 2.88 kN d'efforts statiques. Les résultats de cette simulation sont montrés dans les figures 2.24, 2.25 et 2.27. D'après la

figure 2.24, on trouve qu'à la fin de la phase de chargement de l'impact, les contraintes sont principalement concentrées directement au-dessus de la pointe de l'insert et dépassent même la limite élastique du matériau fixée à 5500 MPa, ce qui engendre des déformations plastiques. La distribution de l'intensité de ces déformations est montrée dans la figure 2.25. La figure montre que la partie au-dessus de la pointe de l'insert a subi une déformation plastique de l'ordre de 1.58%. Cette déformation plastique n'est pas synonyme de rupture puisque le matériau présente une grande ductilité avant la rupture comme le montre la figure 2.23.

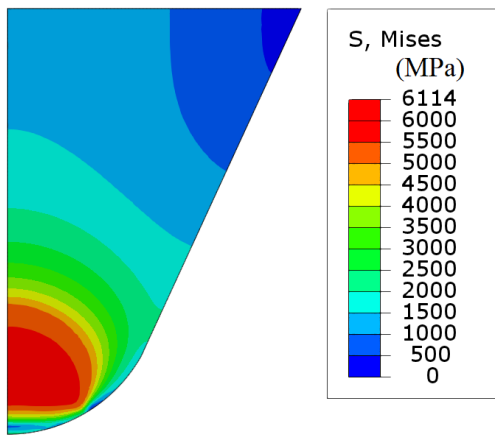


FIGURE 2.24. Distribution de la contrainte équivalente de Von Mises dans l'insert à la fin de la phase de chargement pendant la simulation d'impact.

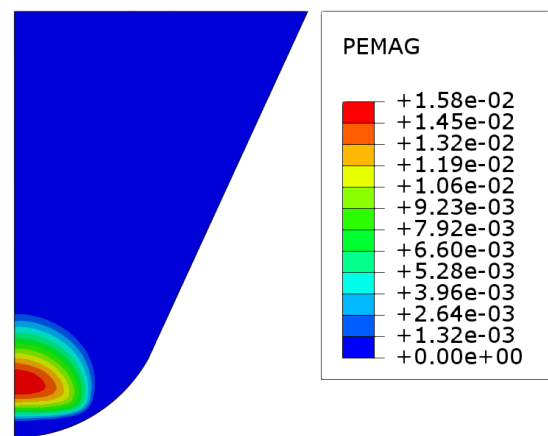


FIGURE 2.25. Normes des déformations plastiques dans l'insert à la fin de la simulation d'impact.

Afin de comprendre l'évolution des contraintes dans l'insert pendant l'impact, nous présentons dans la figure 2.27 l'évolution de la contrainte équivalente de Von Mises en quatre nœuds en fonction du temps. Les positions des nœuds en question sont indiquées sur la figure 2.26. D'après la figure 2.27, on trouve que les contraintes sont minimales dans les nœuds C et D. Cela veut dire que la partie supérieure d'insert, qui est la partie la plus large, est légèrement sollicitée pendant l'impact. Cette partie reste intacte puisqu'elle est déformée d'une manière élastique. En revanche, la partie inférieure de l'insert est fortement sollicitée. En effet, les nœuds A et B subissent des contraintes élevées ; la limite élastique est dépassée dans le nœud A. Les contraintes résiduelles présentes dans l'insert après l'impact sont dues aux efforts statiques appliqués.

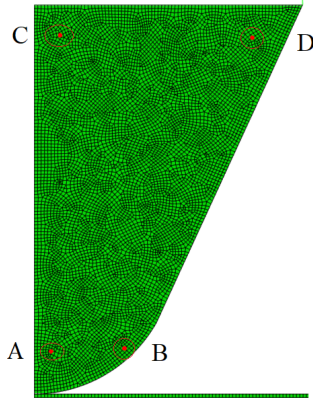


FIGURE 2.26. Positions des nœuds A, B, C et D sur l'insert.

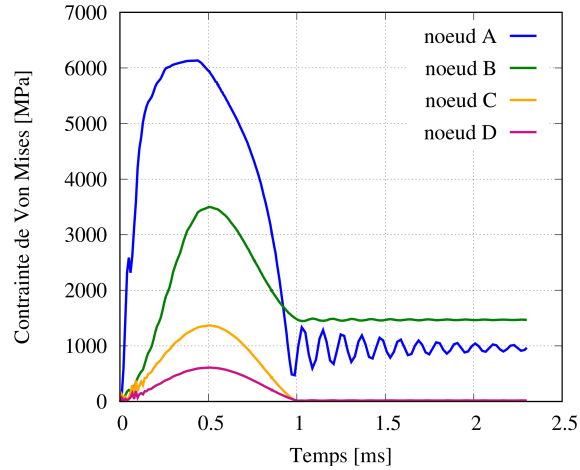


FIGURE 2.27. Évolution de la contrainte équivalente de Von Mises en fonction du temps dans les quatre nœuds montrés dans la figure 2.26.

Une série de simulations visant à étudier l'évolution de l'usure de l'insert en fonction de l'énergie d'impact a été réalisée. Les résultats de ces simulations sont montrés dans les figures 2.28 en termes de la distribution des déformations plastiques dans l'insert. L'énergie d'impact a un effet considérable sur l'usure de l'insert d'après la figure 2.28. En effet, en augmentant l'énergie d'impact, les déformations plastiques augmentent largement et leur distribution devient plus étendue ce qui peut conduire à endommager une partie plus grande de l'insert. Ceci peut être expliqué par l'augmentation de la force appliquée quand on augmente l'énergie d'impact. Il est à noter que la forme de l'insert est un autre facteur important à prendre en compte. En effet, un insert très fin est plus susceptible à l'usure puisque cela augmente la concentration des contraintes dans le matériau.

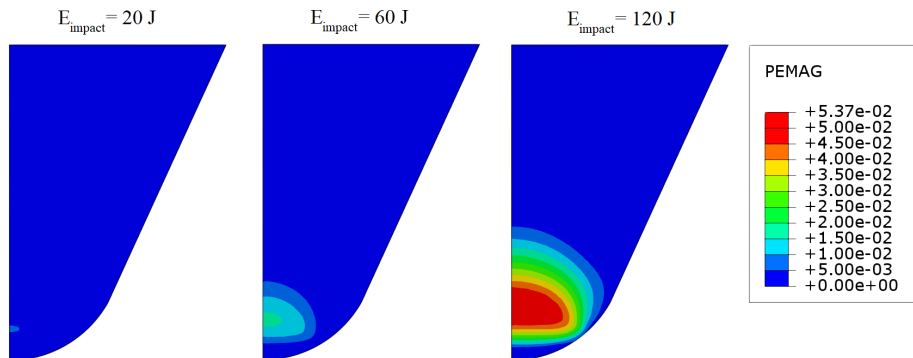


FIGURE 2.28. Champ des déformations plastiques dans l'insert à la fin des simulations d'impact avec plusieurs énergies. $P = 30 \text{ MPa}$ et $F_{\text{statique}} = 2.88 \text{ kN}$.

4.3 Discussion

Dans notre campagne expérimentale, nous avons utilisé des inserts constitués de carbure de tungstène cimenté. Ce matériau présente une résistance et une dureté très élevées comparées à celles de la roche en question. Néanmoins, ces inserts peuvent subir de l'usure et ce phénomène peut être amplifié par plusieurs facteurs : les propriétés mécaniques de la roche, la forme de l'insert, l'énergie d'impact et les efforts statiques. Toutefois, un nombre limité d'impacts n'est pas suffisant pour identifier expérimentalement l'usure d'un insert : aucune usure n'a été observée pendant nos essais de laboratoire.

Les déformations élastiques maximales de l'insert sont de l'ordre de 0.87% et ses déformations plastiques, qui dépendent des conditions de chargement, ne dépassent pas les 1.7% dans des conditions moyennes (60 J d'énergie d'impact). Pour montrer l'effet de ces déformations sur les réponses globales de la roche pendant un impact élémentaire (courbe force-pénétration et volumes abattus), nous avons réalisé deux simulations d'impact ; la première en considérant l'insert comme un corps rigide et la deuxième en le considérant comme un corps élasto-plastique.

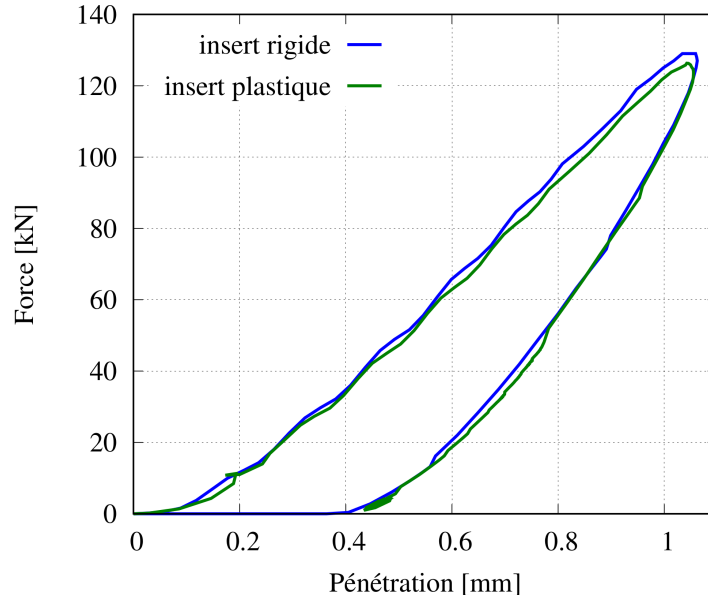


FIGURE 2.29. Courbes force-pénétration résultantes des simulations d'impact avec un insert rigide et un autre élasto-plastique.

La figure 2.29 montre les courbes force-pénétration résultantes de ces deux simulations. On peut voir que les deux réponses sont quasiment identiques. D'ailleurs, le volume abattu total calculé après les deux simulations est le même (53.33 mm³). Par consé-

quent, et vu les propriétés mécaniques très élevées du carbure de tungstène cimenté, l'insert sera considéré comme un corps rigide dans la suite de ce chapitre.

5 Études numériques paramétriques

Afin d'étudier indépendamment l'effet de chacun des facteurs rencontrés depuis le début (la pression de confinement, l'énergie d'impact, les efforts statiques et la forme d'insert), nous avons effectué des études numériques paramétriques. Cela consiste à réaliser des séries de simulations sous des conditions précises en faisant varier uniquement la valeur d'un seul facteur. Toutes les simulations sont effectuées suivant les hypothèses expliquées dans la section 2.2.4.

Les résultats des simulations sont présentés premièrement en termes de la distribution de la variable d'écrouissage en traction ξ_t et de la variable d'écrouissage en compression ξ_c pour plusieurs valeurs différentes du facteur étudié. Deuxièmement, les prédictions du modèle de l'évolution du volume de roche abattue en fonction de la pression de confinement, de l'énergie d'impact et des efforts statiques, sont présentées dans les figures 2.32, 2.36 et 2.40 respectivement. Ces figures contiennent aussi les mesures expérimentales ainsi que les évolutions des volumes abattus par écrasement et par écaillage. Troisièmement, les figures 2.41, 2.33 et 2.37 montrent les courbes force-pénétration pour de multiples simulations afin d'évaluer l'effet des trois facteurs étudiés sur la force appliquée et la pénétration de l'insert lors des simulations d'impact.

5.1 La pression de confinement

Nous avons réalisé une série de simulations visant à évaluer l'effet de la pression de confinement. Dans cette série, l'énergie d'impact a été fixée à 60 J et les efforts statiques à 2.88 kN tandis que la pression de confinement change pour chaque simulation. D'après les figures 2.30 et 2.31, on peut remarquer la diminution de la variable d'écrouissage en traction et de la variable d'écrouissage en compression avec l'augmentation de la pression de confinement. Cependant, la diminution de ξ_t est considérablement plus importante que celle de ξ_c . La diminution de ξ_c peut être expliqué par l'augmentation de la résistance de la roche en fonction de la pression de confinement. D'ailleurs, tandis que cette pression n'a aucun effet sur la résistance à la traction du matériau, elle agit à la surface de la roche en réduisant les contraintes de traction, ce qui limite ensuite le mécanisme d'écaillage.

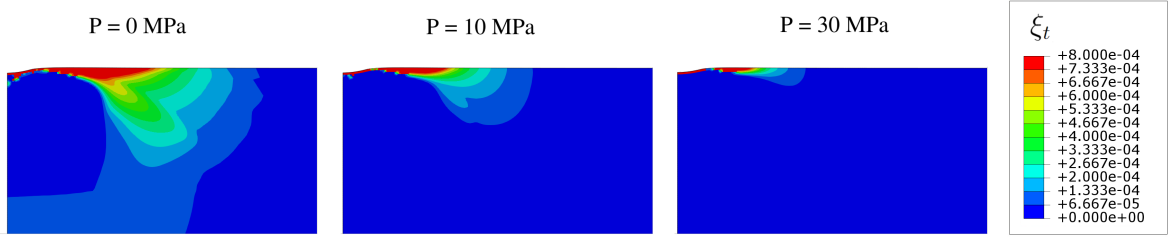


FIGURE 2.30. Distribution de la variable d'écroissage ξ_t sous trois différentes pressions de confinement.

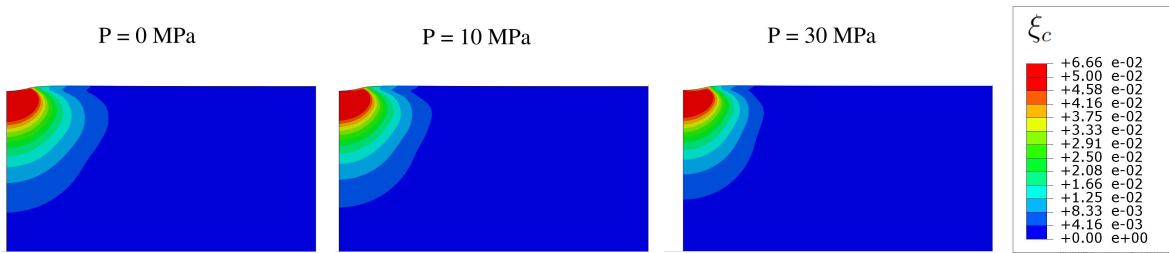


FIGURE 2.31. Distribution de la variable d'écroissage en compression ξ_c sous trois différentes pressions de confinement.

En fonction de la pression de confinement, le volume abattu suit une évolution exponentielle décroissante qui correspond bien aux données expérimentales (voir Figure 2.32). On voit également sur cette figure que le volume écrasé a une évolution linéaire décroissante et le volume de copeaux a une évolution exponentielle décroissante rapide. À partir de cette figure, on voit comment le volume abattu suit l'évolution du volume de copeaux. Ceci peut expliquer le taux de diminution élevé du volume abattu pour des pressions de confinement inférieures à 10 MPa. En effet, en augmentant la pression de confinement de 0 à 15 MPa, le volume écaillé est considérablement limité et diminué jusqu'à sa valeur minimale comme le montre la figure 2.32.

La forme d'évolution du volume de copeaux en fonction de la pression de confinement correspond bien à celle de la superficie des cratères obtenue expérimentalement (voir figure 1.30). De la même manière, on trouve que l'évolution du volume écrasé est proportionnelle à celle de la profondeur maximale obtenue expérimentalement (voir figure 1.31), puisque les deux grandeurs ont diminué de 25% en augmentant la pression de 0 à 30 MPa.

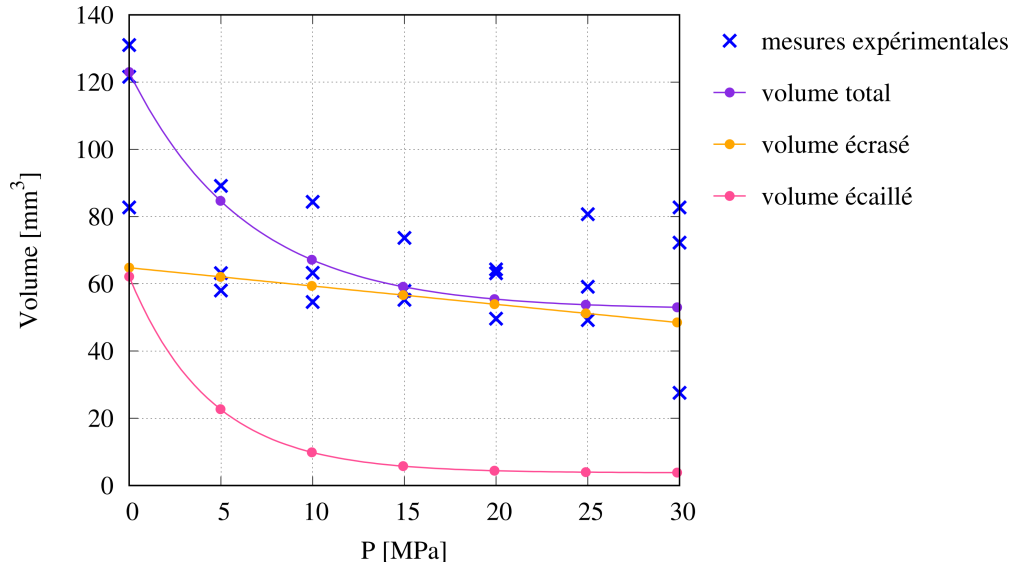


FIGURE 2.32. Volume de roche abattue, d'écaillage et d'écrasement en fonction de la pression de confinement sous 60 J d'énergie d'impact et 2.88 kN d'efforts statiques.

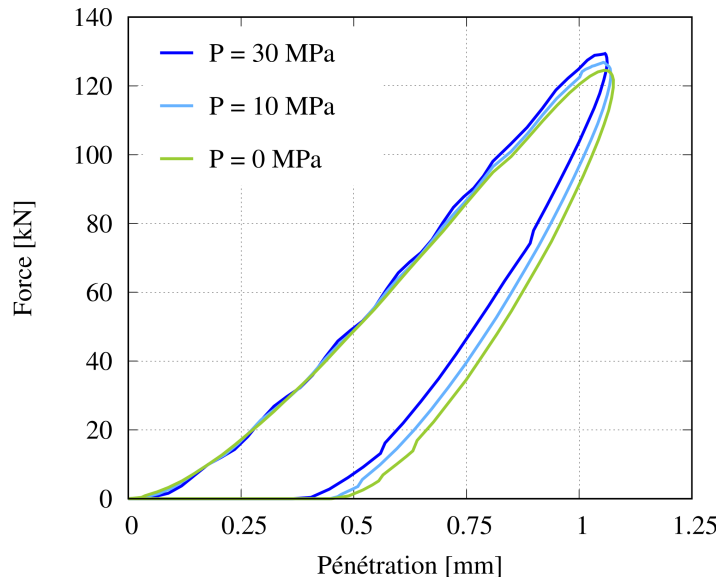


FIGURE 2.33. Courbes force-pénétration sous différentes pressions de confinement.

La figure 2.33 montre les courbes force-pénétration pour trois simulations sous 0, 10 et 30 MPa. Sur cette figure, on remarque la très légère augmentation de la force appliquée, et la légère diminution de la pénétration de l'insert lors de l'augmentation de la pression de confinement. Cela veut dire que la pression de confinement n'affecte pas significativement la réponse force-pénétration de la roche. En outre, la variation très faible de la pénétration en fonction de la pression de confinement ne signifie pas

que l'écrasement de la roche sous l'insert ne varie pas. En effet, entre des pressions de confinement de 0 à 30 MPa, le volume écrasé a diminué de 65.50 mm³ à 49.11 mm³ (figure 2.32).

5.2 L'énergie d'impact

Afin d'évaluer l'effet de l'énergie d'impact, nous avons effectué une série de simulations avec plusieurs énergies d'impact. Cette série est réalisée sous 30 MPa de pression de confinement et 2.88 kN d'efforts statiques.

La figure 2.34 montre la distribution de la variable d'écrouissage ξ_t résultante des simulations d'impact réalisées avec trois différentes énergies d'impact. D'après cette figure, on remarque une faible différence entre les trois simulations. En effet, la distribution de ξ_t change légèrement en termes d'étendue, mais aucune évolution considérable ne peut être conclue en fonction de l'énergie d'impact.

La figure 2.35 montre la distribution de la variable d'écrouissage en compression ξ_c sous trois différentes énergies d'impact. On peut remarquer sur cette figure l'augmentation considérable de ξ_c avec l'énergie.

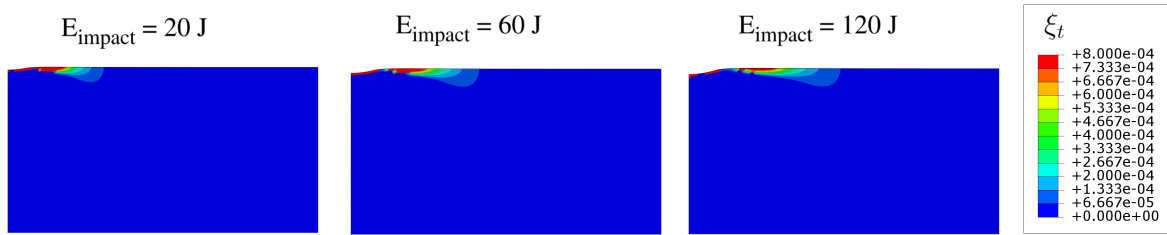


FIGURE 2.34. Distribution de la variable d'endommagement $d(\xi_t)$ sous trois différentes énergies d'impact.

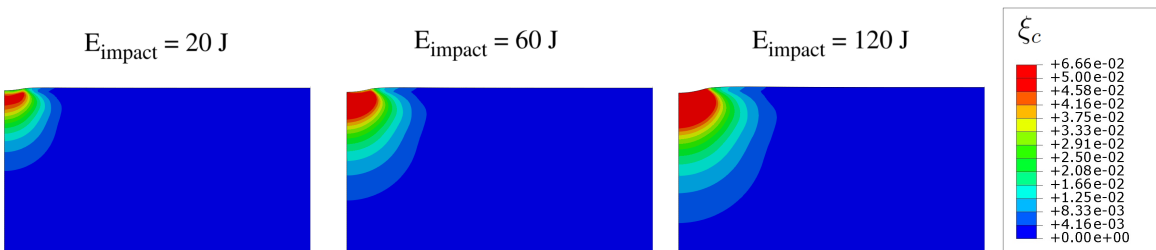


FIGURE 2.35. Distribution de la variable d'écrouissage en compression ξ_c sous trois différentes énergies d'impact.

La figure 2.36 montre l'évolution linéaire croissante du volume abattu en fonction de l'énergie d'impact, qui correspond bien à l'évolution expérimentale, mais avec une pente

plus faible. Cependant, le volume de copeaux n'a pas augmenté avec l'énergie d'impact tandis que la superficie du cratère a augmenté dans les essais (figure 1.34). En effet, l'hétérogénéité du matériau, qui n'est pas prise en compte dans l'étude numérique dans ce chapitre, peut induire des contraintes de traction supplémentaires [Azabou et al., 2021]. Cela signifie que l'hétérogénéité peut aider à créer plus de copeaux même lorsque la roche est confinée. Cette question sera étudiée davantage dans le chapitre 3.

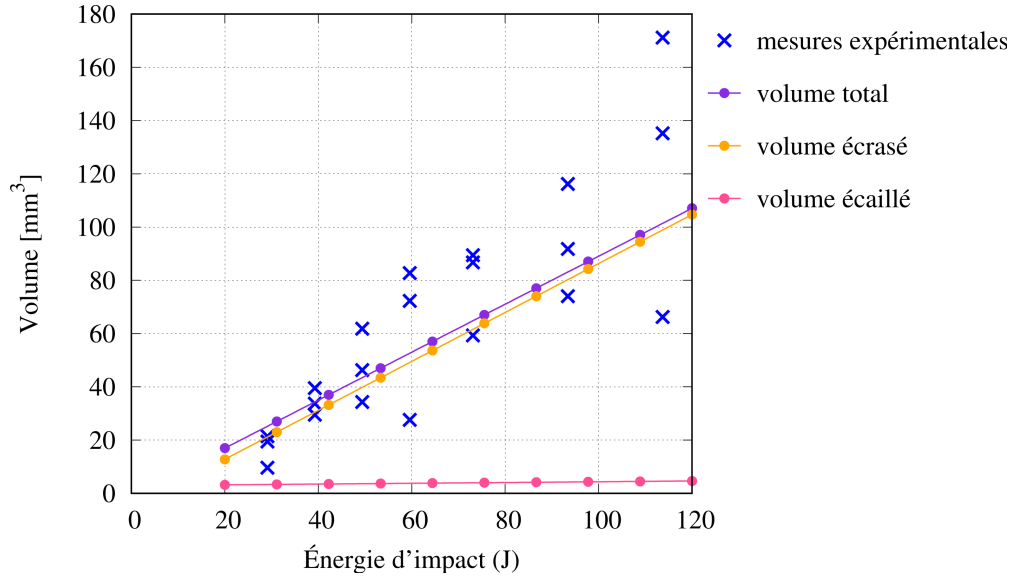


FIGURE 2.36. Volume de roche abattue, d'écaillage et d'écrasement en fonction de l'énergie d'impact sous 30 MPa de pression de confinement et 2.88 kN d'efforts statiques.

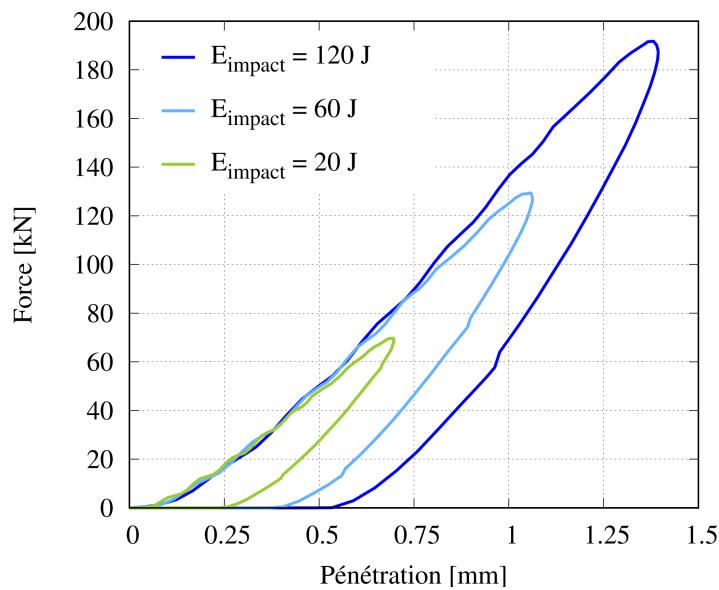


FIGURE 2.37. Courbes force-pénétration sous différentes énergies d'impact.

La figure 2.37 montre les courbes force-pénétration pour les simulations sous des énergies d'impact de 20, 60 et 120 J. On remarque que les pics de force appliquée et de la pénétration de l'insert augmentent considérablement avec l'augmentation de l'énergie d'impact. Après déchargement, la pénétration résiduelle est plus importante pour une énergie plus élevée : la roche subit plus de déformation viscoplastique sous l'insert en augmentant l'énergie d'impact.

5.3 Les efforts statiques

L'effet des efforts statiques a été évalué à l'aide d'une série de simulations d'impact sous 30 MPa de pression de confinement et 60 J d'énergie d'impact en variant la valeur des efforts statiques entre 0 et 12 kN. Les résultats de ces simulations sont donnés en termes de la distribution de la variable d'écrouissage en traction ξ_t et l'écrouissage en compression ξ_c sous trois différentes valeurs d'efforts statiques dans les figures 2.38 et 2.39, en termes des volumes abattus en fonction des efforts statiques dans la figure 2.40 et en termes des courbes force-pénétration dans la figure 2.41.

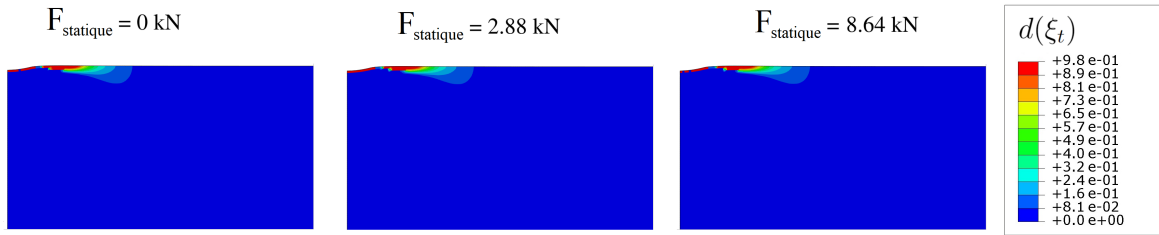


FIGURE 2.38. Distribution de la variable d'écrouissage ξ_t sous trois différentes valeurs d'efforts statiques.

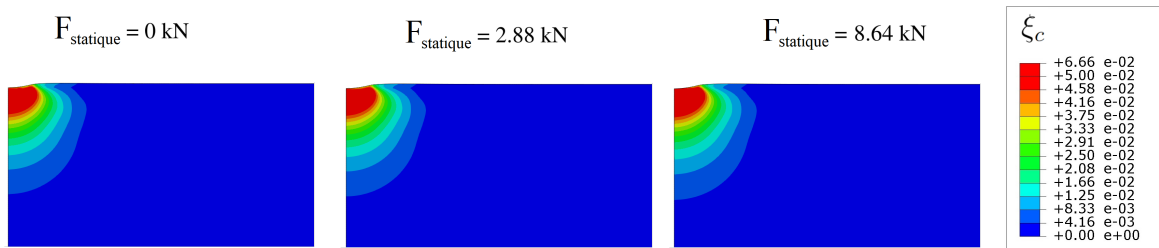


FIGURE 2.39. Distribution de la variable d'écrouissage en compression ξ_c sous trois différentes valeurs d'efforts statiques.

La distribution de ξ_t ne montre aucune différence remarquable avec le changement des efforts statiques, d'après la figure 2.38. Cependant, d'après la figure 2.39, la distribution de la variable ξ_c montre une faible évolution avec les efforts statiques.

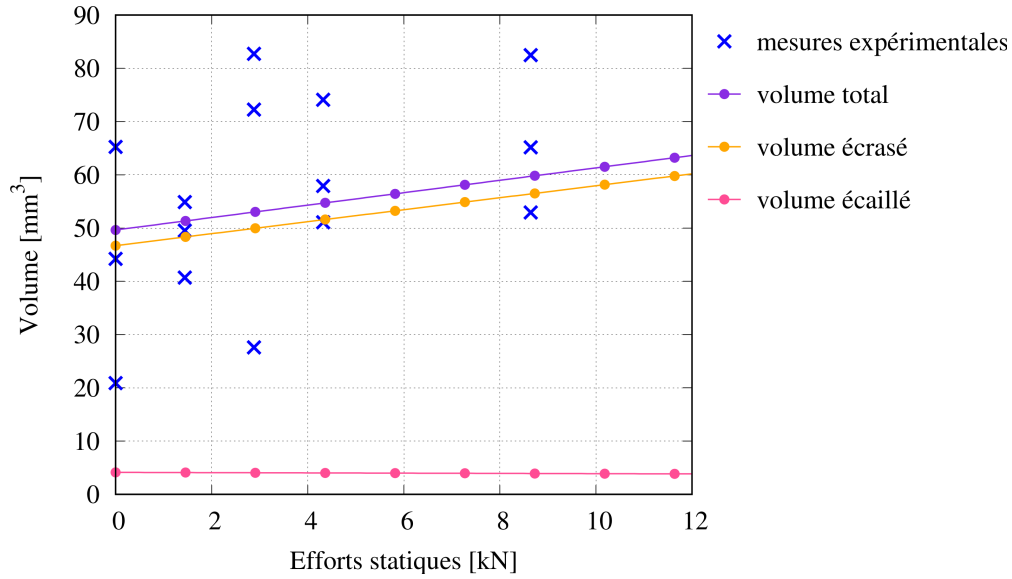


FIGURE 2.40. Volume de roche abattue, d'écaillage et d'écrasement en fonction des efforts statiques sous 60 J d'énergie d'impact et 30 MPa de pression de confinement.

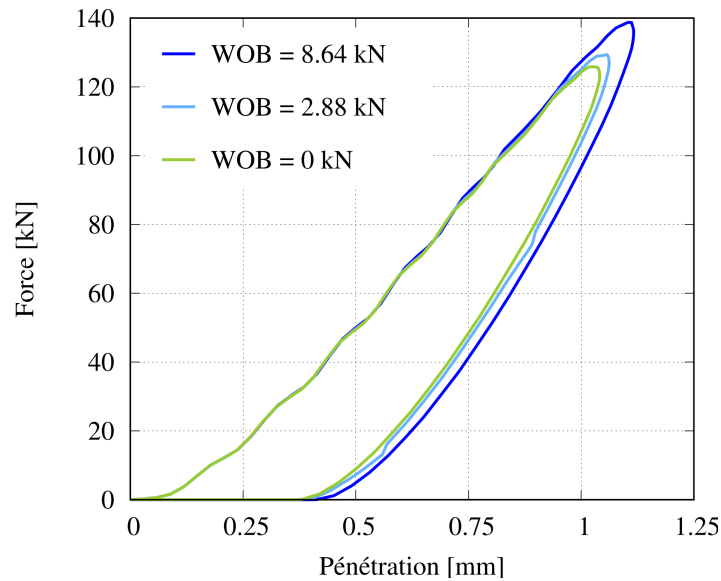


FIGURE 2.41. Courbes force-pénétration sous différentes valeurs d'efforts statiques.

D'après la figure 2.40, on trouve qu'à l'instar des observations expérimentales (figure 1.37), l'évolution du volume abattu est une fonction linéaire des efforts statiques. On peut également remarquer que le volume des copeaux reste constant et que le volume écrasé augmente légèrement avec l'augmentation des efforts statiques. Ceci confirme les observations expérimentales où la superficie de cratère n'était pas affectée par ces efforts (figure 1.38), mais la profondeur du cratère augmente (figure 1.38) ce qui aug-

mente le volume de roche écrasée.

En termes des courbes force-pénétration, on remarque que le pic de la force résultante ainsi que la pénétration d'insert augmente avec les efforts statiques, comme la montre la figure 2.41. En effet, l'augmentation des efforts statiques ajoute de la force à l'impact ce qui augmente le pic de la force résultante, favorisant ensuite la pénétration de l'insert dans la roche.

5.4 Formule empirique pour le volume abattu

La prédiction du volume de roche abattue par des impacts peut être exprimée par une loi empirique des efforts statiques (W en kN), de la pression de confinement (P en MPa) et de l'énergie d'impact (E en J), $V(W, P, E)$ en mm^3 . D'après les courbes d'évolution du volume abattu en fonction de W (figure 2.40), de P (figure 2.32) et de E (figure 2.36), on peut écrire les équations suivantes :

$$V(W, P_0, E_0) = V_0 \left[a(W - W_0) + 1 \right] \quad (2.6)$$

$$V(W_0, P, E_0) = V_0 \left[b(e^{-c(P-P_0)} - 1) + 1 \right] \quad (2.7)$$

$$V(W_0, P_0, E) = V_0 \left[d(E - E_0) + 1 \right] \quad (2.8)$$

avec $V_0 = 53 \text{ mm}^3$, $W_0 = 2.88 \text{ kN}$, $P_0 = 30 \text{ MPa}$, $E_0 = 60 \text{ J}$, $a = 0.022$, $b = 0.012$, $c = 0.157$ et $d = 0.017$. Afin d'obtenir une expression unique pour le volume de roche abattue en fonction des trois facteurs étudiés, les équations 2.6, 2.7 et 2.8 pourraient être combinées comme suit :

$$V(W, P, E) = V_0 \left[a(W - W_0) + 1 \right] \left[b(e^{-c(P-P_0)} - 1) + 1 \right] \left[d(E - E_0) + 1 \right] \quad (2.9)$$

Afin d'évaluer la précision de cette loi empirique, deux simulations supplémentaires ont été réalisées pour le cas où les résultats des essais expérimentaux ne sont pas disponibles. Les résultats des simulations, suivant la méthode de calcul expliqué dans la section 2.2.5, ont ensuite été comparés au volume prédit par l'équation 2.9. La première simulation a été réalisée avec W de 4.5 kN, P de 22 MPa et E de 85 J. Le volume abattu obtenu est de 80.30 mm^3 , tandis que l'équation 2.9 donne 80.57 mm^3 avec une erreur de 0.342%. La deuxième simulation a été réalisée avec W de 6 kN, P de 18 MPa et E de 75 J. Le volume abattu obtenu est de 75.84 mm^3 , tandis que l'équation 2.9 donne 75.70 mm^3 avec une erreur de 0.185%. Par conséquent, cette équation pourrait être utilisée pour estimer rapidement le volume de roche abattu, au cas où le laboratoire virtuel proposé serait difficile à utiliser.

5.5 Forme de l'insert

L'effet de la forme d'insert est étudié à l'aide de deux séries de simulations d'impact avec différentes géométries d'insert. La première série consiste à simuler les impacts réalisés expérimentalement à l'aide des inserts dont les géométries sont montrées dans la figure 1.26. Ces simulations sont réalisées sous les mêmes conditions étudiées expérimentalement (30 MPa de pression de confinement, 2.88 kN d'efforts statiques et 60 J d'énergie d'impact). Elles visent à comprendre l'effet de la forme d'insert sur les mécanismes de fragmentation de la roche et sur les courbes de force-pénétration. La deuxième série de simulations consiste à réaliser une étude paramétrique pour déterminer numériquement la valeur optimale du rayon de courbure de la pointe d'insert. Cette étude est réalisée sous 30 MPa de pression de confinement puisque les performances du forage percussif subissent un changement très faible pour des pressions élevées comme le montre la figure 2.32. Pour cela, une forme d'insert optimale pour une pression de confinement de 30 MPa peut être considérée comme une forme optimale pour toute pression plus grande que 15 MPa.

Les figures 2.42 et 2.43 montrent les résultats des simulations d'impact réalisées avec les inserts S16, S13, Cone4, Cone et Chisel en termes de la distribution de la variable d'écrouissage en traction ξ_t et de la variable d'écrouissage en compression ξ_c respectivement. Pour le Chisel, nous avons réalisé deux simulations avec ses profils long et court. D'après la figure 2.42, on remarque que l'écrouissage en traction diminue lorsque la surface de contact insert-roche diminue. On peut dire alors qu'un insert large favorise le mécanisme d'écaillage. Cependant, d'après la figure 2.43, on trouve que l'écrouissage en compression augmente avec la diminution de la surface de contact insert-roche, ce qui favorise le mécanisme d'écrasement. On remarque sur ces deux figures que les inserts très larges, comme le bord long du Chisel et le S16, ont été capables de fournir un maximum d'endommagement en traction, mais aucun écrasement n'est obtenu. Inversement, le bord court de Chisel, qui est le plus mince, a fourni un maximum d'écrasement de la roche, mais n'était pas capable de former des copeaux.

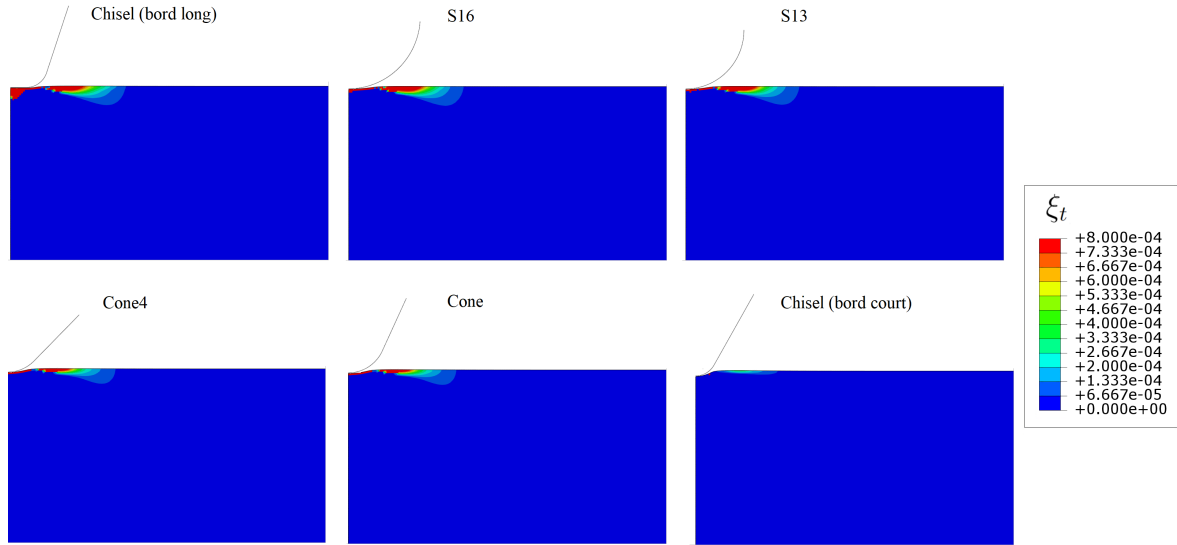


FIGURE 2.42. Distribution de la variable d'écouissage en traction ξ_t sous différentes formes d'insert.

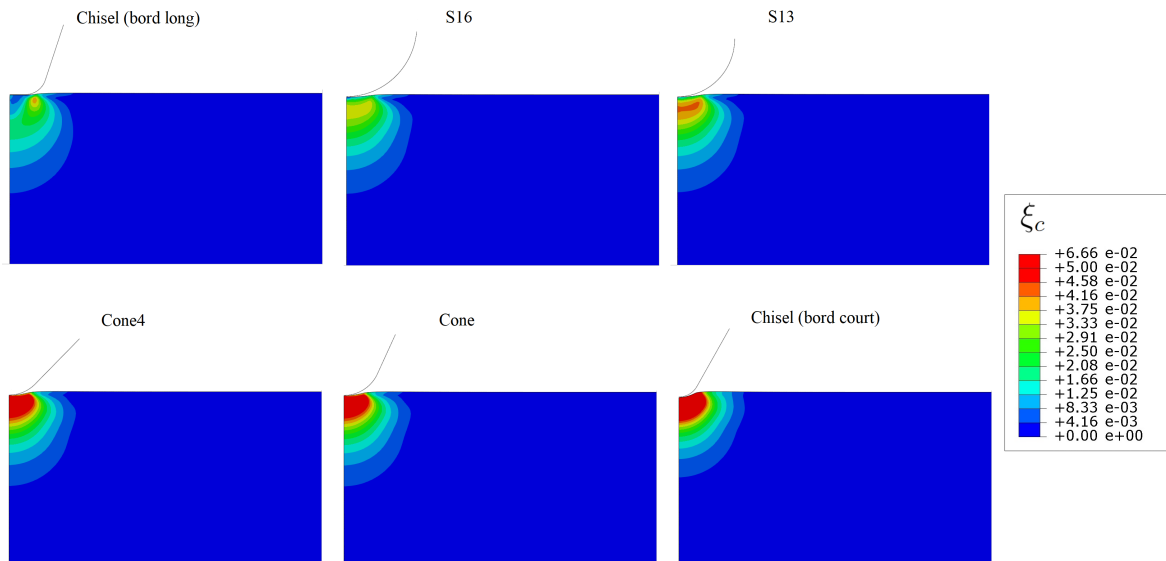


FIGURE 2.43. Distribution de la variable d'écouissage en compression ξ_c sous différentes formes d'insert.

La figure 2.44 montre les courbes force-pénétration obtenues pour les différentes formes d'inserts modélisées. Sur cette figure, on peut voir que les efforts appliqués augmentent pour un insert plus large, mais les pénétrations diminuent. Ces résultats sont en accord avec d'autres travaux expérimentaux dans la littérature [Nguyen, 1978, Reichmuth, 1963, Lindqvist et al., 1984, Gnirk and Cheatham Jr, 1965]. Les mêmes courbes force-pénétration sont obtenues pour les inserts Cone et Cone4 malgré leurs différents angles

5. Études numériques paramétriques

de cône (60° et 90° respectivement). Cela veut dire que ces courbes sont contrôlées uniquement par la forme de la pointe de l'insert. Par conséquent, un faible rayon de courbure favorise la pénétration de l'insert dans la roche avec moins d'efforts.

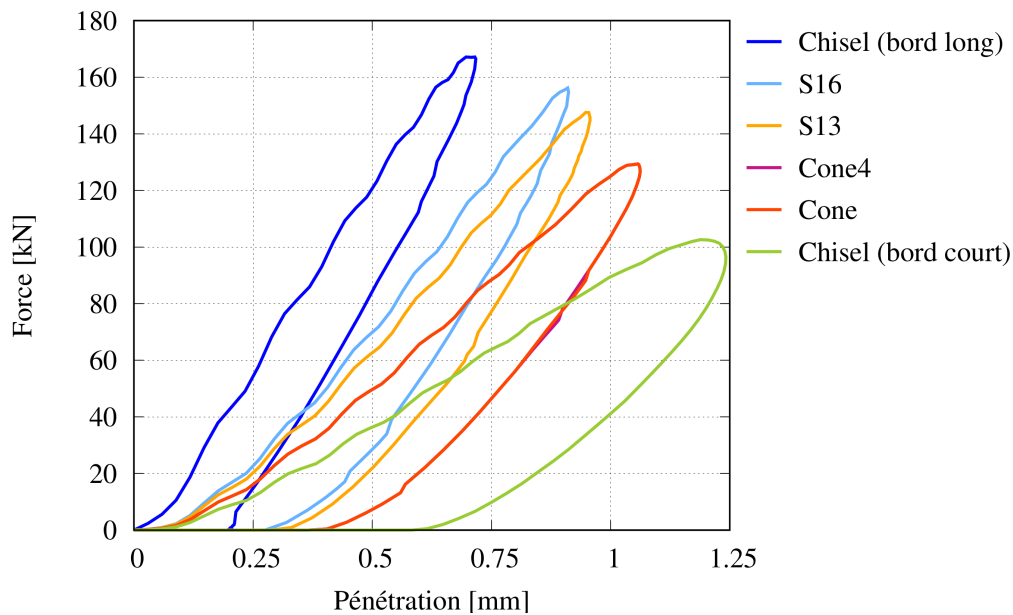


FIGURE 2.44. Courbes force-pénétration pour différentes formes d'insert.

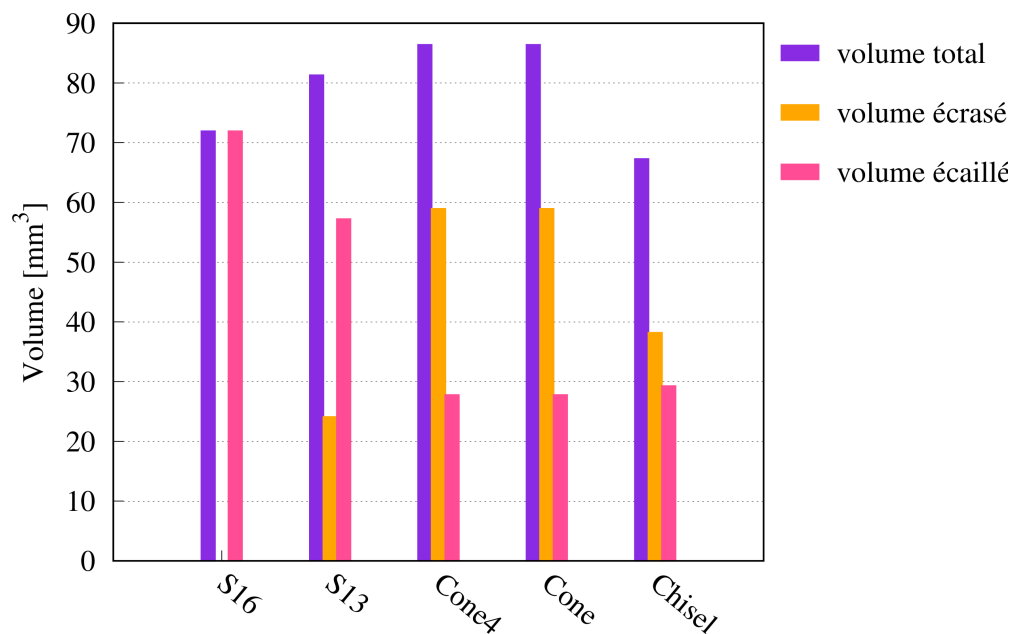


FIGURE 2.45. Histogramme montrant les résultats des simulations d'impact en termes du volume abattu total, écrasé et écaillé pour les différentes formes d'insert.

Les volumes résultants de ces simulations sont donnés dans un histogramme dans la figure 2.45. Pour le Chisel, nous avons associé la valeur moyenne des volumes résultants des simulations réalisées avec les deux géométries ; Chisel bord long et Chisel bord court. Les résultats obtenus par les inserts testés numériquement sont en accord avec les résultats expérimentaux montrés dans la figure 1.27, où les inserts coniques ont donné les meilleurs volumes abattus parmi les autres inserts testés. D'autre part, les inserts Cone et Cone4 ont donné les mêmes volumes totaux, écrasés et écaillés. Par conséquent, et de la même façon que la courbe force-pénétration, la réponse à l'échelle élémentaire est déterminée principalement par la forme de sa pointe et non pas par toute sa géométrie puisque la partie supérieure de l'insert n'est pas engagée pendant le processus d'impact. Afin de déterminer la valeur optimale du rayon de courbure de la pointe, une série de simulations est réalisée avec plusieurs rayons de courbure. Les résultats de cette étude paramétrique sont montrés dans la figure 2.46.

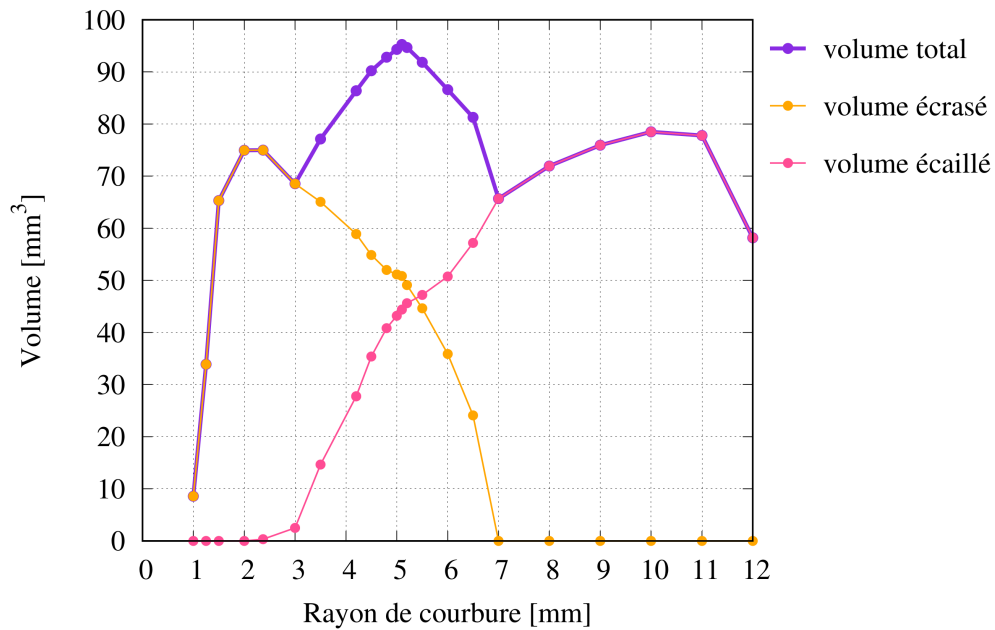


FIGURE 2.46. Volume de roche abattue totale, d'écaillage et d'écrasement en fonction du rayon de courbure de la pointe de l'insert.

Cette figure montre l'évolution des volumes totaux, écrasés et écaillés en fonction du rayon de courbure. La figure montre que le volume écaillé commence à évoluer à partir d'un rayon supérieur à 2 mm, puis il croît avec le rayon jusqu'à une valeur maximale (10 mm) avant de décroître. La diminution du volume écaillé pour des rayons élevés (>10 mm) peut être due à la faible pénétration de l'insert dans la roche, ce qui réduit considérablement la phase de déchargement, pendant laquelle les fissures radiales se sont développées [Lawn and Wilshaw, 1975, Chiang et al., 1982, Zhang and Subhash, 2001].

D'un autre côté, le volume écrasé montre une évolution inverse à celle du volume écaillé : à partir d'un rayon supérieur à 2 mm, l'écrasement décroît avec le rayon de courbure jusqu'à une valeur nulle pour un rayon supérieur à 8 mm. Cependant, la courbe montre que l'écrasement diminue avec la diminution du rayon pour des valeurs inférieures à 2 mm. Ceci peut être expliqué par le fait que pendant l'impact, un insert très fin sollicite une très petite surface sous la pointe de l'insert.

Par ailleurs, d'après l'évolution du volume total, on peut remarquer que le volume abattu peut être maximisé pour des rayons de courbure moyenne (entre 4 et 6 mm). On remarque aussi un pic correspondant à la valeur optimale du rayon de courbure, qui a une valeur de 5.1 mm pour le cas étudié.

5.6 Discussion

L'étude numérique a permis d'avoir des informations importantes sur les mécanismes physiques associés à l'interaction insert-roche. Elle a permis aussi d'établir une loi empirique donnant le volume abattu en fonction de la pression de confinement, de l'énergie d'impact et des efforts statiques.

Plusieurs conclusions peuvent être tirées de cette étude :

- l'équation 2.6 donne une évolution linéaire du volume abattu en fonction des efforts statiques sous 60 J d'énergie d'impact et 30 MPa de pression de confinement. Comme discuté dans la section 5.7, une valeur optimale d'efforts statiques ne peut être obtenue que lorsque son augmentation entraîne une usure de l'outil de forage [Nordlund, 1989] ou lorsqu'elle provoque un mauvais nettoyage des débris dans la zone du cratère [Maurer, 1962, Pearse, 1985]. Par conséquent, cette loi semble pertinente ;
- sous 2.88 kN d'efforts statiques et 60 J d'énergie d'impact, la courbe du volume abattu en fonction de la pression de confinement est donnée dans l'équation 2.7. L'évolution est une fonction exponentielle décroissante, de forme assez similaire aux expériences rapportées dans [Cunningham and Eenink, 1959, Han et al., 2006a, Li et al., 2021a] et au travail numérique rapporté dans [Saksala, 2016] ;
- pour l'effet d'énergie d'impact, sous 2.88 kN d'efforts statiques et 30 MPa de pression de confinement, l'évolution du volume abattu est donnée par une fonction linéaire croissante dans l'équation 2.8. Afin de valider cette évolution linéaire, nous avons simulé un impact ayant une énergie de 200 J ($V_0 = 5.38$ m/s). Après avoir ajouté la valeur du volume abattu de cette simulation à la figure 2.36, la linéarité de l'évolution a été maintenue. Pour cela, on peut dire que le volume abattu évolue linéairement en fonction de l'énergie d'impact pour toute la gamme d'énergies imposées dans le forage percussif. Cette évolution est la même que celle obtenue dans d'autres travaux dans la littérature [Berry, 1959, Fourneau et al.,

2015];

- la combinaison des trois évolutions a donné une loi empirique unique pour la prédiction du volume abattu en fonction des efforts statiques, de la pression de confinement et de l'énergie d'impact (équation 2.9). Il est à noter que cette équation ne vise pas à remplacer les études expérimentales/numériques, mais à prédire rapidement le volume abattu, dans le cas où les moyens expérimentaux/numériques ne sont pas disponibles.

Concernant l'influence de la forme de l'insert, nous avons vu que la pointe de l'insert influence considérablement les efforts et les pénétrations pendant un impact : plus d'efforts et moins de pénétration pour un insert ayant une pointe plus large. Elle affecte aussi les mécanismes d'écaillage et d'écrasement : le mécanisme d'écaillage est amplifié et le mécanisme d'écrasement est réduit par un insert plus large. Par conséquent, les mécanismes de destruction de la roche à l'échelle élémentaire sont contrôlés par le rayon de courbure de la pointe de l'insert. Nous avons alors déterminé numériquement le rayon optimal de l'insert pour une roche dure qui subit des pressions de confinement élevées.

6 Conclusion

Ce chapitre concerne une partie importante du travail numérique qui a été effectué durant cette thèse et qui a été motivé suite au travail expérimental par deux raisons principales : la première est l'impossibilité de suivi et de quantification des mécanismes de fragmentation de la roche lors d'un essai d'impact, et la deuxième est la dispersion des résultats expérimentaux dont la cause pourrait être l'hétérogénéité naturelle des roches testées.

Concernant l'étude numérique, plusieurs travaux de recherche ont été trouvés dans la littérature. Nous avons commencé par une analyse de ces études. Ensuite, nous avons détaillé l'approche numérique utilisée pour simuler des essais d'impact sur un matériau homogène : nous avons présenté le modèle de comportement de la roche ainsi que sa validation sur des données expérimentales, la méthode de modélisation de l'interaction insert-roche ainsi qu'une comparaison avec les autres méthodes trouvées dans la littérature, et la démarche en post-traitement de calcul du volume abattu.

Au sein de ce laboratoire virtuel ainsi construit, nous avons effectué des séries de simulations pour comprendre les étapes de fragmentation de la roche et pour étudier l'effet des trois facteurs suivants : la pression de confinement, l'énergie d'impact et les efforts statiques. Nous avons été capables de tirer des conclusions sur l'initiation et

le développement des mécanismes responsables de l'abattage de la roche (l'écaillage et l'écrasement), qui étaient en accord avec d'autres travaux de recherches. En ce qui concerne l'étude paramétrique, nous avons trouvé des résultats similaires aux observations expérimentales et qui sont également en accord avec d'autres travaux dans la littérature. Ceci nous a permis d'élaborer des lois empiriques pour l'évolution du volume abattu en fonction de la pression de confinement, de l'énergie d'impact et des efforts statiques. Ces lois ont été ensuite combinées pour proposer une expression unique capable de donner une estimation du volume abattu. Nous précisons que cette loi n'est pas un remplacement du travail expérimental/numérique, il s'agit plutôt d'un outil rapide et assez pratique pour estimer le volume abattu au cas de besoin et d'impossibilité de faire un travail expérimental/numérique.

Nous avons mentionné auparavant que l'hétérogénéité des roches testées au laboratoire pourrait être à l'origine de la dispersion observée dans les résultats expérimentaux du chapitre 1. Dans notre tentative d'étudier l'effet de l'énergie d'impact au sein de notre laboratoire virtuel, nous avons constaté une incohérence entre une observation expérimentale et numérique : le mécanisme d'écaillage (alimenté par la traction) n'a montré aucune évolution, tandis que les essais ont montré une augmentation de la superficie du cratère avec l'augmentation de l'énergie d'impact. Nous soupçonnons également que l'hétérogénéité soit à l'origine de ce résultat expérimental, surtout que d'autres travaux de recherches ont montré que cette hétérogénéité peut induire des contraintes de traction.

Pour ces raisons, nous avons décidé d'étudier de plus près les différents effets de l'hétérogénéité sur la fragmentation dynamique de la roche suite à un impact. Cette étude fera l'objet du prochain chapitre.

Chapitre 3

Étude de l'hétérogénéité

Sommaire

1	Introduction	105
2	État de l'art	106
3	Approches implicite et explicite	108
3.1	Approche implicite	108
3.1.1	Modélisation de l'hétérogénéité de la roche	108
3.1.2	Hypothèses de simulation d'impact	110
3.1.3	Résultats	112
3.2	Approche explicite	112
3.2.1	Modélisation de l'hétérogénéité de la roche	113
3.2.2	Hypothèses de simulation d'impact	114
3.2.3	Résultats	114
3.3	Comparaison des deux approches	115
3.4	Synthèse	116
4	Seuillage d'un champ aléatoire Gaussien	116
4.1	Approche de modélisation	117
4.2	Effet de l'hétérogénéité sur les mécanismes de fragmentation	118
4.3	Étude sur le granite de Red Bohus	122
4.3.1	Hypothèses de modélisation	123
4.3.2	Courbes effort-pénétration	125
4.3.3	Volume abattu	126
4.3.4	Effet de l'énergie d'impact sur un matériau hétérogène	126
4.3.5	Discussion	127
5	Conclusion	128

1 Introduction

La roche est un agrégat composé d'un grand nombre de minéraux. Chaque minéral a ses propres propriétés mécaniques. L'étude du forage percussif à l'échelle d'un seul insert accentue l'effet de l'hétérogénéité puisque la taille de la surface de contact insert-roche (de 1 à 4 mm) est du même ordre de grandeur que celle des hétérogénéités de la roche. En conséquence, un impact local peut frapper un des différents minéraux constituant la roche et ceci peut donc conditionner la répartition et la propagation des fissures. Dans les travaux de [Lan et al. \[2010\]](#), il a été démontré que les hétérogénéités contrôlent la distribution des contraintes de traction et des fissures associées.

L'étude expérimentale effectuée dans le chapitre 1 a montré une forte dispersion des résultats des essais d'impact, mais la répétition des essais nous a permis d'avancer notre étude en nous basant sur les moyennes. Néanmoins, la compréhension de l'origine de cette dispersion nous semble indispensable. Dans la section 5.2, nous avons vu que la dispersion, pour les essais d'impact effectués sur le granite de Red Bohus, est plus importante que celle sur le gabbro Nero Impala. Une différence majeure entre ces deux roches c'est l'hétérogénéité ; le Red Bohus est considérablement plus hétérogène que le gabbro Nero Impala, ce qui est très probablement à l'origine de cette grande dispersion. La figure 3.1 montre les cratères résultants des trois essais effectués sur le granite de Red Bohus sous les mêmes conditions (insert conique, 30 MPa de pression de confinement, 60 J d'énergie d'impact et 2.88 kN d'efforts statiques).

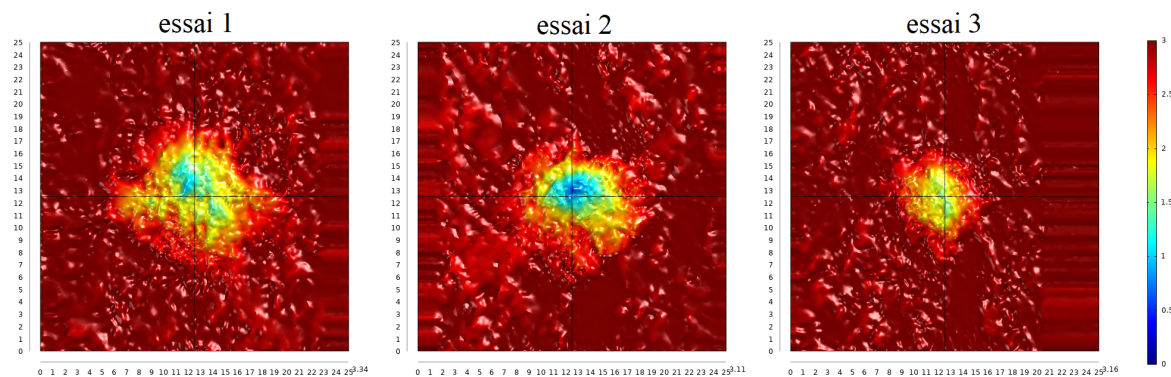


FIGURE 3.1. Résultats de trois essais d'impact réalisés sur le granite Red Bohus sous les mêmes conditions.

On peut clairement remarquer que les impacts n'ont pas donné les mêmes cratères. On trouve que les cratères résultants présentent une différence importante en termes de leurs profondeurs, leurs volumes et leurs superficies. Cette observation expérimentale donne l'impression que les essais ne sont pas effectués sur le même matériau. Effecti-

vement, ces impacts sont peut-être appliqués sur de différents minéraux constituant le granite de Red Bohus.

Par ailleurs, le travail numérique sur un matériau homogène dans le chapitre 2 a donné un résultat qui n'est pas en cohérence avec l'observation expérimentale. En effet, en augmentant l'énergie d'impact, le mécanisme d'écaillage n'a pas évolué tandis qu'il a augmenté expérimentalement. Nous rappelons que ce mécanisme est alimenté par les contraintes de traction ; or un impact sur un matériau homogène génère moins des contraintes de traction qu'un impact sur un matériau hétérogène. [Azabou et al. \[2021\]](#) ont montré que l'hétérogénéité peut induire des contraintes de traction, ce qui peut amplifier le mécanisme d'écaillage dans notre cas.

L'étude de l'hétérogénéité est très délicate à faire expérimentalement. En effet, on ne maîtrise pas la nature des hétérogénéités présentes dans chaque échantillon de roche testé, encore moins sa microstructure complexe. Par conséquent on ne pourra pas attribuer une observation précise à un aspect spécifique de l'hétérogénéité. Pour cela, il est plus judicieux d'étudier l'effet de l'hétérogénéité sur les impacts numériquement.

Dans ce chapitre, nous commençons par une brève analyse bibliographique des approches de modélisation de l'hétérogénéité des roches en général et dans le contexte du forage percussif en particulier. Ensuite, nous comparons deux approches de modélisation de l'hétérogénéité, implicite et explicite, pour déterminer leurs atouts et leurs limitations. Cette comparaison nous a conduits à privilégier une modélisation avec un seuillage d'un champ aléatoire Gaussien qui permet de représenter l'hétérogénéité de la roche en question. En se basant sur cette approche, des simulations d'impact sont réalisées et leurs résultats sont analysés dans le but d'expliquer les observations expérimentales en lien avec l'hétérogénéité des roches testées.

2 État de l'art

Dans la littérature, on peut trouver les trois catégories de matériaux hétérogènes : (i) les polycristaux (ii) les composites bicontinus et (iii) les composites de types matrice-inclusion. Chaque type d'hétérogénéité peut être modélisé numériquement par trois méthodes :

- la méthode basée sur la reconstruction de mesures expérimentales : dans cette approche le matériau est généré numériquement en se basant sur des techniques d'imagerie microscopique, on vise donc à reconstruire la microstructure d'une éprouvette donnée [[Zaefferer et al., 2008](#), [Kral et al., 2000](#), [Adachi et al., 2010](#)] ;

- la méthode basée sur la description de la physique derrière la formation des différents constituants du matériau hétérogène : il s'agit de simuler le processus de formation de grains dans le cas des matériaux polycristallins [Kawasaki et al., 1989] et la cinétique de séparation de phases pour les composites bicontinus [Cahn and Hilliard, 1998]. Pour les composites de type matrice-inclusions, les processus physiques réels sont rarement modélisés à cause de leur complexité. À la place de ceci, des méthodes plutôt inspirées des processus physiques sont mises en place, notamment les simulations de croissance [Bargmann et al., 2018].
- la méthode dite géométrique qui se préoccupe seulement de la génération de la morphologie du matériau et ses constituants, sans chercher à reproduire la physique derrière la formation de la microstructure [Lebensohn et al., 2009, Carolan et al., 2015, Widom, 1966].

Dans le contexte du forage percussif, l'hétérogénéité est essentiellement modélisée suivant la méthode géométrique [Liu, 2004, Saksala, 2013]. Elle consiste à distribuer les propriétés mécaniques dans le matériau suivant des distributions aléatoires, par exemple la distribution de Weibull [Weibull, 1939].

Le granite est un matériau géologique naturel, la présence d'hétérogénéités, microscopiques ou macroscopiques, est inévitable. Les différents minéraux peuvent être visibles sur l'éprouvette sous forme des taches multicolores comme la montre la figure 3.2.

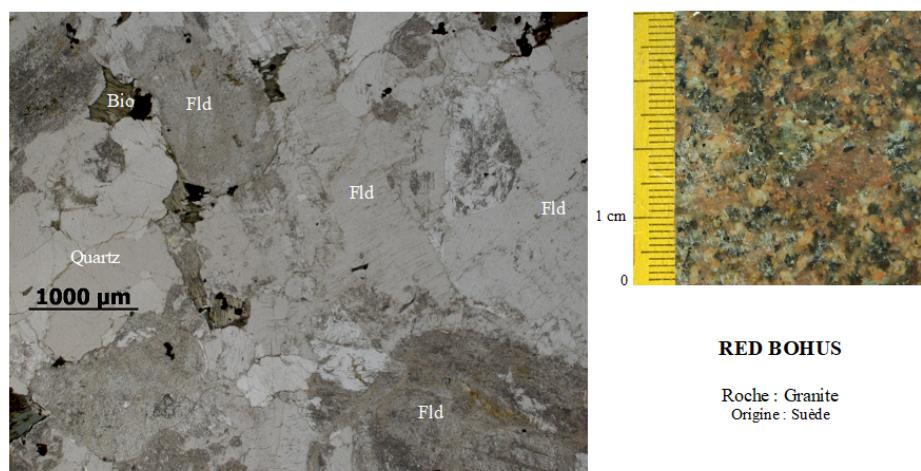


FIGURE 3.2. Photo au microscope optique en lumière polarisée analysée (LPNA) et vue d'échantillon de roche cylindrique à l'échelle centimétrique pour le granite de Red Bohus.

Les méthodes basées sur la reconstruction de la microstructure ou sur les processus physiques de formation de cette microstructure sont plutôt adaptées aux études où un

échantillon précis est en question. Cependant, comme nous visons une compréhension générale de l'effet de l'hétérogénéité et que nous ne cherchons pas à reproduire la microstructure exacte d'un échantillon particulier, nous avons opté dans notre étude pour les méthodes géométriques et nous avons fait l'hypothèse que la roche est un matériau multiphasique constitué de plusieurs phases solides (minéraux).

3 Approches implicite et explicite

Pour reproduire l'hétérogénéité de la roche, dans un premier temps, nous avons développé deux méthodes : une explicite et une autre implicite. La méthode implicite est couramment utilisée dans le contexte de modélisation du forage percussif et elle est basée sur la distribution de Weibull. Il s'agit de modéliser un seul matériau équivalent avec une distribution aléatoire des propriétés mécaniques. La méthode explicite consiste à générer un matériau composé d'une matrice avec des inclusions ayant des propriétés mécaniques différentes. L'approche explicite permet plus de contrôle sur la structure modélisée ; on peut choisir la forme exacte et l'emplacement précis des inclusions ce qui n'est pas le cas avec la méthode implicite. Cette dernière est plutôt adaptée à des calculs sur des matériaux qui ont beaucoup de minéraux de taille inférieure aux dimensions de l'échantillon étudié. Cette section est dédiée à la présentation et la comparaison de ces deux approches.

3.1 Approche implicite

[Tang \[1997\]](#) a utilisé l'approche RFPA (Rock Failure Process Analysis) pour la simulation d'une rupture quasi-statique de la roche lors d'un poinçonnement par un insert. Dans cette approche, une méthode statistique basée sur la distribution de Weibull a été développée, elle permet de décrire l'hétérogénéité de la roche au niveau mésoscopique. Cette approche a été également utilisée pour des simulations d'impact pour étudier le forage percussif [[Liu et al., 2002](#), [Liu, 2004](#), [Liu et al., 2008](#), [Saksala, 2013](#), [Saksala et al., 2014, 2017, 2018](#)]. Nous nous sommes inspirés de ces travaux et nous avons utilisé cette méthode pour modéliser une roche hétérogène.

3.1.1 Modélisation de l'hétérogénéité de la roche

On associe à une propriété mécanique quelconque une variable aléatoire X . Le problème est le suivant : soit $F(x)$ la fonction de répartition de X , on souhaite obtenir une suite de réalisation de X . On utilise pour cela la méthode de la transformée inverse applicable pour toute fonction de répartition continue et strictement croissante. Cette méthode permet de produire des nombres aléatoires d'une distribution donnée à partir d'un tirage aléatoire uniforme sur $[0,1]$. En appliquant cette méthode à la fonction de

répartition de Weibull dont l'expression est donnée par

$$F(x) = \begin{cases} 1 - \exp\left(-\left(\frac{x-L}{x_0}\right)^m\right) & \text{pour } x \geq L \\ 0 & \text{pour } x < L \end{cases} \quad (3.1)$$

il vient :

$$X = F^{-1}(u) \quad (3.2)$$

où u est la variable aléatoire de la loi uniforme sur $[0,1]$ telle que :

$$F^{-1}(u) = L + x_0 \left[\ln\left(\frac{1}{1-u}\right) \right]^{\frac{1}{m}} \quad (3.3)$$

dont m et u_0 sont le paramètre de forme et le paramètre d'échelle respectivement. Le paramètre L est la valeur minimale de X . Le paramètre x_0 peut être exprimé par :

$$x_0 = \frac{\mu - L}{\Gamma(1 + \frac{1}{m})}, \text{ avec } \Gamma(x) = \int_{t=0}^{\infty} t^{x-1} e^{-t} dt \quad (3.4)$$

Où μ est la moyenne de la propriété en question. Il faut noter que le paramètre de forme m , dit aussi degré d'homogénéité, détermine le niveau d'hétérogénéité du matériau. Lorsque m tend vers l'infini, le matériau devient homogène et inversement si la valeur de m est très petite, le matériau devient très hétérogène.

Comme exemple d'application, nous prenons le cas du granite de Red Bohus, qui est une roche minérale dont les principaux minéraux sont le Feldspath, le quartz et la Biotite, ayant des fractions volumiques totales respectives 60%, 35% et 5% et qui pressentent des modules de Young 60 GPa, 80 GPa et 20 GPa respectivement, en posant $\mu = 65$, $m = 3$ et $L = 30$, on obtient la distribution du module de Young montrée dans la figure 3.3.

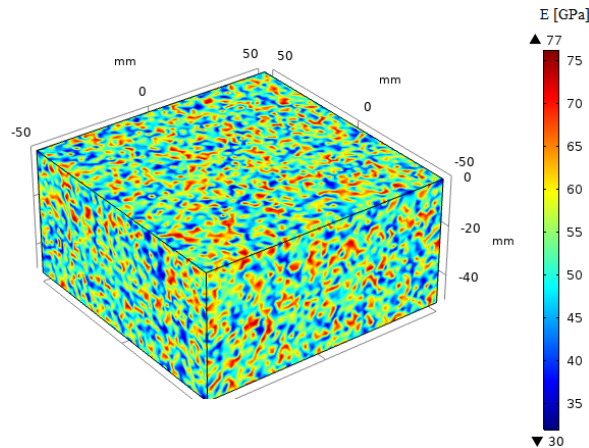


FIGURE 3.3. Distribution du module de Young suivant la distribution de Weibull.

3.1.2 Hypothèses de simulation d'impact

Pour la simulation d'impact, nous avons simulé une pénétration d'un insert sphérique de rayon 5 mm dans un matériau viscoplastique hétérogène dans le logiciel COMSOL MULTIPHYSICS en considérant les hypothèses suivantes :

- la roche est représentée par un volume de dimensions 50x100x100 mm³ (figure 3.4a) ;
- le maillage comporte 260 000 éléments en le raffinant dans la zone d'impact (figure 3.4b) ;
- l'insert est considéré comme un corps rigide ;
- le déplacement imposé de l'insert est représenté dans la figure 3.4c.
- l'interaction insert-roche est modélisée suivant un mécanisme de contact tangentiel surface à surface sans frottement ;

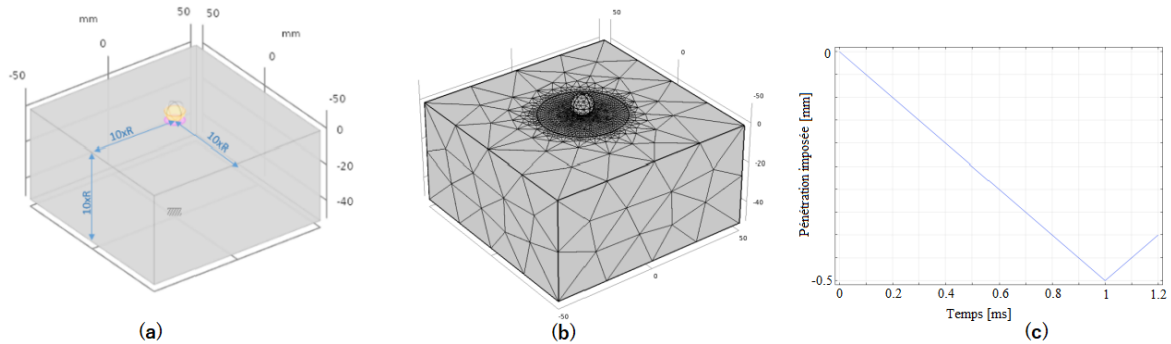


FIGURE 3.4. Géométrie et structure utilisées pour la simulation d'impact (a), maillage associé (b) courbe de pénétration imposée (c).

- le modèle de comportement utilisé pour la roche dans ces simulations est un modèle élasto-viscoplastique de type Norton :

$$\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{vp} = \dot{\varepsilon}_{vp} \frac{\partial q}{\partial \underline{\underline{\sigma}}}; \quad \dot{\varepsilon}_{vp} = A \left\langle \frac{q - C}{q_{ref}} \right\rangle^n \quad (3.5)$$

où A , n et C sont des paramètres du matériau, q_{ref} est une contrainte de référence et q est la contrainte équivalente de Von-mises. Ce modèle, prédéfini dans le logiciel COMSOL où les approches implicite et explicite sont introduites, est utilisé ici à titre d'illustration.

Afin de pouvoir qualifier l'effet de l'hétérogénéité en utilisant cette approche, nous avons fait cette simulation sur un matériau homogène et sur trois autres hétérogènes

3. Approches implicite et explicite

avec différentes valeurs du paramètre m (1.5, 3 et 6) où l'hétérogénéité est appliquée à la limite élastique C . On considère ici que $\mu = 80$ et $L = 0$. La figure 3.5 montre fonction inverse de Weibull et la figure 3.6 montre la distribution de la limite élastique dans le matériau pour les différentes valeurs de m : la gamme de variation de la limite élastique devient plus large quand m diminue.

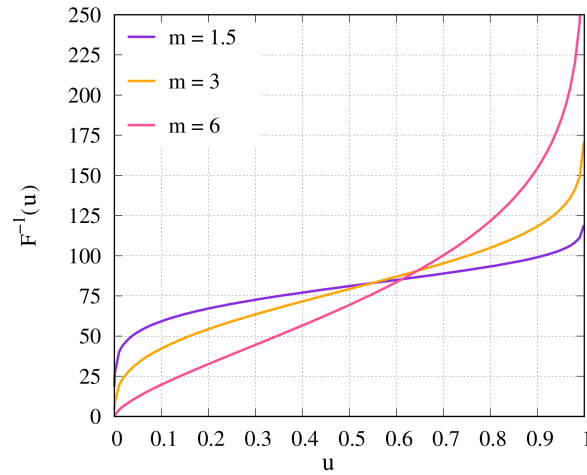


FIGURE 3.5. Fonction inverse de Weibull pour plusieurs valeurs du paramètre m .

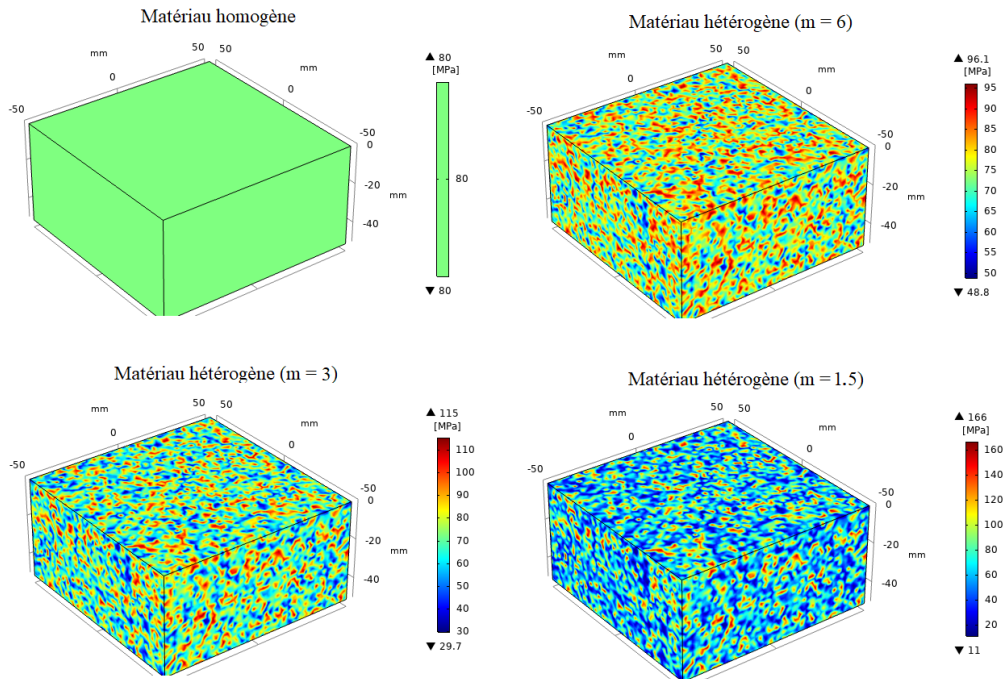


FIGURE 3.6. Distribution de la limite élastique (en MPa) pour plusieurs valeurs de paramètre de forme m .

3.1.3 Résultats

Les résultats des simulations d'impact sont présentés dans la figure 3.7. Cette figure présente la distribution de la contrainte principale majeure obtenue à la fin de la phase de déchargement de l'impact pour identifier l'effet de l'hétérogénéité sur la distribution des contraintes de traction, généralement responsables de la fissuration de la roche.

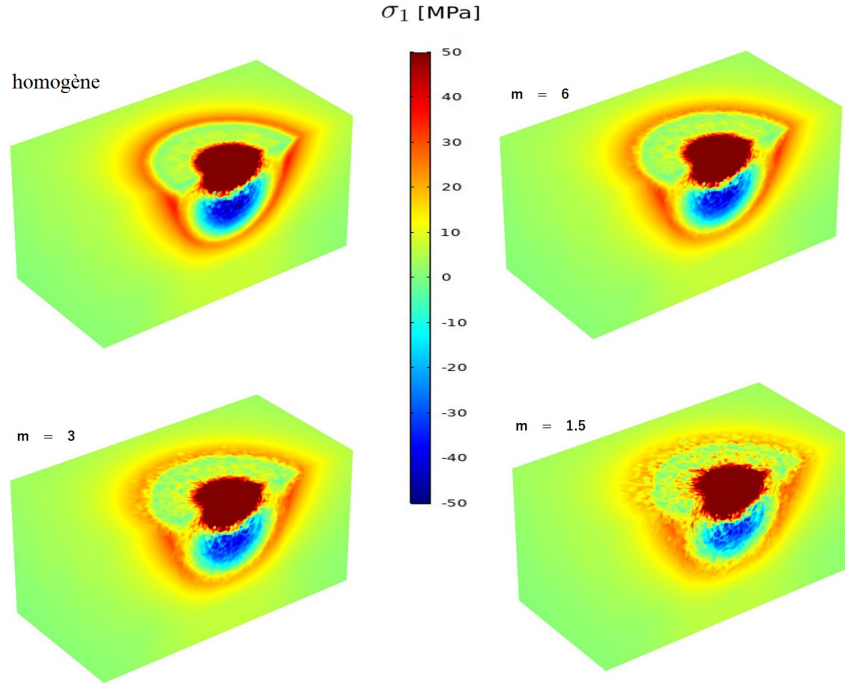


FIGURE 3.7. Distribution de la contrainte principale σ_1 dans le matériau élasto-viscoplastique pour plusieurs indices d'homogénéité m après impact.

D'après cette figure, on trouve que la distribution de σ_1 est similaire en termes d'étendue pour tout degré d'hétérogénéité modélisée. Cependant, plus la structure est hétérogène plus on voit de discontinuité. Pour m faible ($m = 1.5$), on peut remarquer la présence des contraintes autour de la zone d'impact en forme de ramifications. Ces dernières sont très limitées pour les autres valeurs de m . En fait, la distribution de Weibull consiste à distribuer les propriétés mécaniques dans les nœuds et ensuite, ces propriétés sont moyennées dans les éléments ; ce n'est pas le cas d'une roche naturelle où l'on peut avoir deux minéraux voisins ayant des propriétés mécaniques significativement différentes. Pour cela, une approche explicite a été développée et testée par la suite.

3.2 Approche explicite

Dans cette section, nous visons à modéliser un volume contenant des inclusions sphériques ayant des propriétés mécaniques différentes que celles du matériau principal.

Dans ce but, une méthode géométrique très connue et couramment utilisée pour modéliser les matériaux composites de type matrice-inclusion a été utilisée.

3.2.1 Modélisation de l'hétérogénéité de la roche

Cette méthode, basée sur un algorithme d'adsorption séquentielle aléatoire [Moussaddy et al., 2011, Bargmann et al., 2018], est la plus utilisée pour générer des matrices avec des inclusions. La démarche utilisée est expliquée dans l'algorithme 1.

Algorithme 1 : génération d'inclusions sphériques dans une matrice.

Entrées : limites et position d'un volume ; fraction volumique d'inclusions désirée φ ; limites supérieure et inférieure des rayons des inclusions ; condition sur le chevauchement.

Sorties : coordonnées et rayons d'inclusions sphériques dans le volume défini en respectant la fraction volumique donnée et la condition sur le chevauchement des sphères.

```
tant que fraction volumique inférieure à  $\varphi$  faire
|   utiliser un générateur de nombres aléatoires uniformes pour le rayon et la
|   position du centre d'une sphère dans le volume
|   si condition sur le chevauchement n'est pas remplie alors
|   |   ne pas positionner la sphère
|   sinon
|   |   calculer la nouvelle fraction volumique
|   |   si fraction volumique inférieure à  $\varphi$  alors
|   |   |   positionner la sphère et actualiser la fraction volumique
|   |   sinon
|   |   |   ne pas positionner la sphère
|   |   fin
|   fin
fin
```

Nous avons utilisé cette démarche pour générer des boules dans une matrice. Ces boules ont la taille de granulats existants dans le matériau rocheux. À titre d'exemple, les principaux minéraux du granite de Red Bohus sont le quartz avec 0.9 mm, le feldspath avec 0.83 mm et la biotite avec 0.43 mm de granulométrie moyenne [Xia et al., 2008]. Dans ce cas, chaque boule a un diamètre aléatoire entre 0.4 et 1 mm. Plusieurs outils de programmation sont utilisés afin d'automatiser la procédure de création de la géométrie demandée dans le logiciel COMSOL MULTIPHYSICS en déterminant la gamme de diamètres et la proportion volumique de ces inclusions par rapport au volume total de la roche.

3.2.2 Hypothèses de simulation d'impact

Dans cette application la géométrie créée contient un nombre limité de boules afin de réduire le temps de calcul et de visualiser l'effet de ces inclusions. Nous avons utilisé les mêmes conditions de chargement que pour la première application avec distribution implicite de l'hétérogénéité. Les boules sont considérées comme des matériaux parfaitement élastiques ayant une rigidité plus forte que celle du matériau qui les entoure : le module de Young du matériau élasto-viscoplastique (équation 3.5) est de 62 GPa et celui des boules élastiques est de 82 GPa. La structure et la géométrie utilisées pour la simulation d'impact sont illustrées dans la figure 3.8.

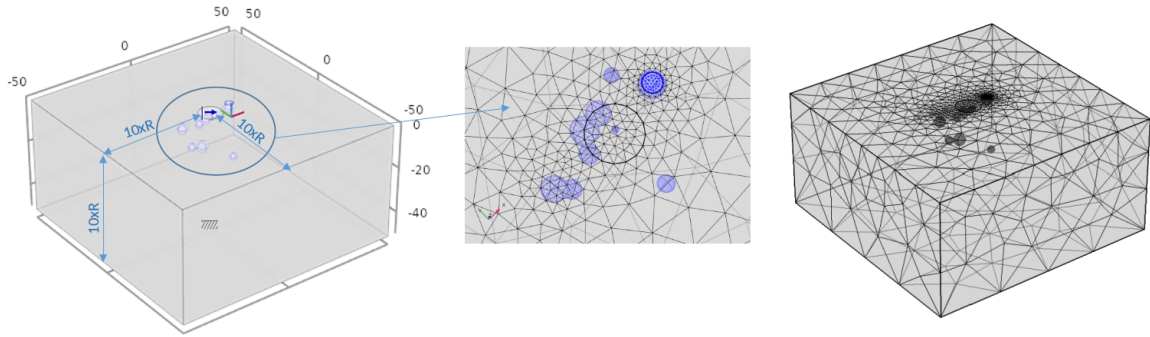


FIGURE 3.8. Géométrie et structure utilisées pour la simulation d'impact en présence des inclusions et maillage associé de 78 000 éléments.

3.2.3 Résultats

La figure 3.9 montre les résultats de la simulation d'impact sous forme de la distribution de la contrainte principale majeure σ_1 dans le matériau élasto-viscoplastique à la fin de la phase de chargement et à la fin de la phase de déchargement. À la fin de la phase de chargement, la figure 3.9a montre des contraintes de traction autour des inclusions au niveau de l'interface entre les matériaux. Ces contraintes sont développées même dans la partie sous compression de la roche. Elles résultent de la discontinuité du matériau ; les inclusions sont déformées différemment de la matrice qui les entoure. À la fin de l'impact (figure 3.9b), les contraintes de traction se sont développées dans la direction normale à la zone d'interaction insert-matériau.

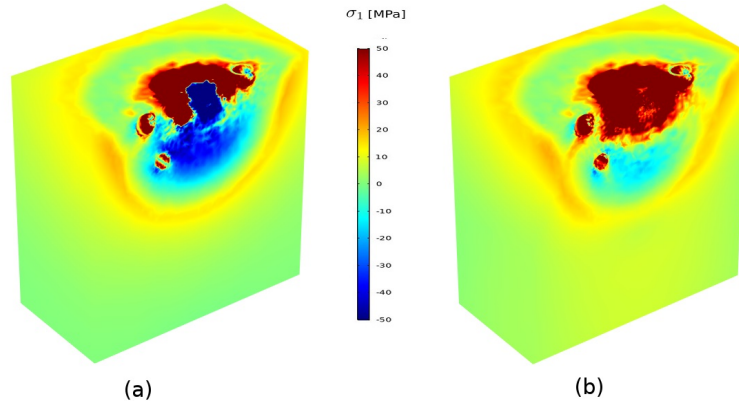


FIGURE 3.9. Distribution de contrainte principale majeure σ_1 : à la fin de la phase de chargement (a) et de déchargement (b).

3.3 Comparaison des deux approches

Après avoir étudié l'effet de chaque type d'hétérogénéité sur la réponse d'une roche impactée, nous comparons leurs résultats avec un matériau de référence homogène. Pour cela, la même simulation précédente est réalisée avec les trois types de matériau : homogène, hétérogène implicite et hétérogène explicite. Les résultats de ces simulations à la fin de l'impact sont montrés sur la figure 3.10.

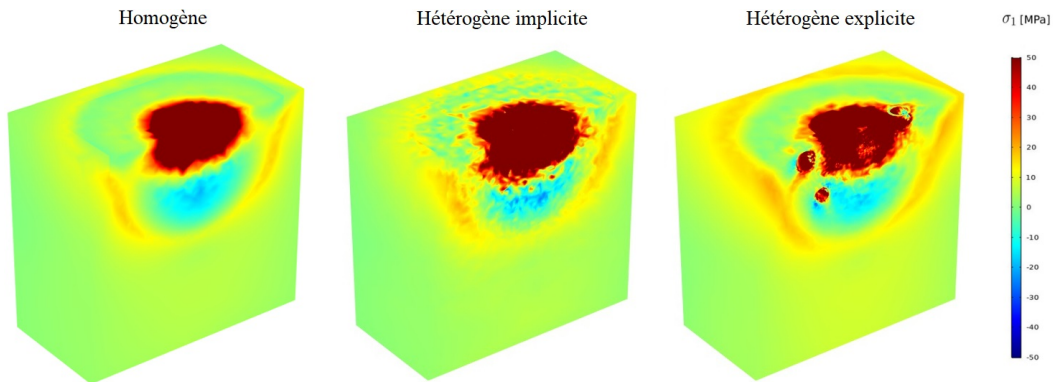


FIGURE 3.10. Distribution de la contrainte principale majeure σ_1 dans les matériaux homogène, hétérogène implicite et hétérogène explicite à la fin des simulations d'impact.

Ces résultats montrent une différence considérable en termes de la réponse du matériau à l'impact. Lorsque l'hétérogénéité du matériau est modélisée suivant l'approche implicite, la distribution des contraintes de traction, ensuite la forme et la propagation des fissures, seront globalement similaires au cas où le matériau est considéré homogène. Cette similarité des résultats homogène et hétérogène est obtenue dans le travail de [Saksala \[2010c\]](#) où aucune différence significative n'a été observée entre les résultats

d'impacts sur des matériaux homogène et hétérogène suivant la distribution de Weibull. Cependant, on peut voir sur la figure 3.10 que lorsque l'approche utilisée pour modéliser l'hétérogénéité est explicite, la distribution de σ_1 est significativement différente du cas du matériau homogène. Ceci implique que la disposition et la propagation des fissures résultantes seront également différentes du cas du matériau homogène.

3.4 Synthèse

Deux approches de modélisation de l'hétérogénéité ont été étudiées ci-dessus. Nous avons vu que la présence d'hétérogénéité dans le matériau peut causer la création de contraintes de traction en dehors de la zone d'impact, surtout quand deux éléments voisins ont des propriétés mécaniques très différentes, comme c'est le cas du matériau hétérogène explicite. Nous avons vu aussi que l'approche implicite, suivant la distribution de Weibull, consiste à associer des propriétés mécaniques différentes dans tout le matériau, mais cela attribue des valeurs très proches pour les éléments voisins, ce qui conduit à atténuer la discontinuité et ensuite à éviter la création des fissures supplémentaires pendant un impact.

Il est à noter que la modélisation de ces hétérogénéités et du comportement de la roche a été simplifiée pour des raisons de temps de calcul trop longs. Néanmoins, les résultats obtenus sont suffisants pour évaluer qualitativement chaque approche.

Cette étude a montré que la méthode implicite seule ne suffit pas pour modéliser l'hétérogénéité d'une roche naturelle. D'un autre côté, la méthode explicite a besoin d'un maillage extrêmement fin dans toutes les zones d'interfaces inclusion-matrice. Ceci rend la modélisation de l'hétérogénéité intégrale d'une roche naturelle impossible puisqu'il y existe au moins trois minéraux qui y sont distribués partout. Dans ce cas, un nombre énorme d'inclusions de différentes tailles doit être introduit dans la matrice, conduisant à des calculs lourds, voire non faisables. Pour cela, nous avons besoin d'une approche alternative capable de reproduire l'hétérogénéité en compromettant entre les approches implicite et explicite. Une méthode basée sur le seuillage d'un champ aléatoire Gaussien est capable d'offrir ce compromis, elle fera l'objet de la suite de ce chapitre.

4 Seuillage d'un champ aléatoire Gaussien

Dans ce qui suit, nous modélisons la roche comme étant un matériau composite qui comporte plusieurs minéraux ayant des propriétés mécaniques différentes. Les interfaces entre ces minéraux sont définies par des seuillages d'un champ aléatoire Gaussien, de covariance Gaussienne. C'est l'une des méthodes les plus reconnues pour générer des microstructures aléatoires [Erlebacher et al., 2001, Torquato, 2002, Bargmann et al.,

2018] et pour reproduire des matériaux hétérogènes naturels [Lantuéjoul, 2002]. Cette méthode n'a pas été utilisée auparavant dans le contexte du forage percussif.

4.1 Approche de modélisation

Notre démarche de modélisation de l'hétérogénéité est la suivante :

1. génération d'un champ aléatoire gaussien sur un domaine donné :
on commence par modéliser un volume de roche, ce volume doit être maillé finement de sorte que la taille maximale des éléments soit inférieure à la taille caractéristique des hétérogénéités. Un champ scalaire aléatoire Gaussien est ensuite généré dans les nœuds du maillage. Le champ choisi est celui couramment utilisé dans la littérature [Cahn, 1965, Lantuéjoul, 2002, Soyarslan et al., 2018, Liu et al., 2019], il est obtenu par superposition de fonctions sinusoïdales qui ont toutes la même longueur d'onde, mais des phases et des directions aléatoires. L'expression de ce champ est la suivante :

$$f(\vec{X}) = \sqrt{\frac{2}{N}} \sum_{i=1}^N \cos(\vec{\mathcal{Q}}_i \cdot \vec{X} + \phi_i) \quad (3.6)$$

où \vec{X} est le vecteur de position d'un point, N représente le nombre d'onde, et $\vec{\mathcal{Q}}_i$ et ϕ_i désignent respectivement la direction et la phase des ondes de la i ème vague, et sont donnés comme suit :

$$\vec{\mathcal{Q}}_i = \frac{\sqrt{2}}{a} N_i(0, 1) \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad ; \quad \phi_i = 2\pi U_i(0, 1) \quad (3.7)$$

où a est la taille caractéristique des hétérogénéités, $N_i(0, 1)$ est la distribution normale standard et $U_i(0, 1)$ est la distribution aléatoire uniforme dans l'intervalle 0 à 1. Le champ obtenu est celui d'un champ aléatoire Gaussien isotrope stationnaire de moyenne nulle et de variance unitaire. Pour deux points \vec{X} et \vec{Y} , la fonction de covariance pour ce champ est une covariance gaussienne et isotrope :

$$\rho(\vec{X}, \vec{Y}) = \exp\left(-\frac{\|\vec{X} - \vec{Y}\|}{a^2}\right) \quad (3.8)$$

2. réaliser des seuillages sur le champ avec des seuils fixés $\{\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_i\}$: si la valeur du champ d'un élément est inférieure au premier seuil, l'élément est marqué comme minéral 1 (M1), si elle est comprise entre le premier et le second seuil

alors il s'agit du minéral 2 (M2) et ainsi de suite :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \vec{X} \in M1 & \text{si } f(\vec{X}) \leq \xi_1 \\ \vec{X} \in M2 & \text{si } \xi_2 < f(\vec{X}) \leq \xi_2 \\ . & \\ . & \\ \vec{X} \in Mm & \text{si } \xi_m < f(\vec{X}) \end{array} \right. \quad (3.9)$$

où m désigne le nombre de minéraux dans le matériau hétérogène. Ces seuils peuvent être appliqués sur des nœuds ou sur des éléments (la valeur affectée à l'élément correspond à la moyenne des valeurs de ses nœuds).

Dans toute cette section, la taille caractéristique de l'hétérogénéité est fixée à $a = 1$ mm et le seuillage est effectué sur les éléments, nous aurons donc des éléments qui sont marqués comme des minéraux distingués. Cette approche est introduite dans le logiciel ABAQUS afin d'utiliser le modèle de comportement expliqué et validé dans la section 2.2.2 pour les simulations d'impact.

4.2 Effet de l'hétérogénéité sur les mécanismes de fragmentation

Dans cette partie, nous considérons la roche comme un matériau biphasique constituée de deux minéraux. Il s'agit d'une étude préliminaire pour qualifier l'effet de l'hétérogénéité sur la fragmentation de la roche confinée suite à un impact dynamique. Pour cela, un bloc de roche de volume $20 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$, très finement maillé (la taille de l'élément est de 0.2 mm), est modélisé et une pression de confinement de 30 MPa est appliquée. Une étude comparative a été réalisée sur ce bloc. En plus du cas hétérogène biphasique, un calcul 3D avec un matériau homogène a été effectué. Les deux volumes modélisés, homogène et hétérogène, sont montrés dans la figure 3.11.

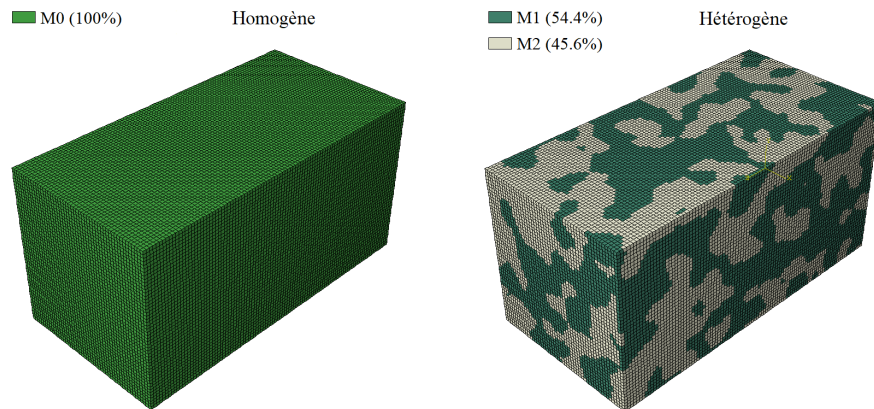


FIGURE 3.11. Visualisation des blocs des matériaux homogène et hétérogène.

4. Seuillage d'un champ aléatoire Gaussien

Nous avons besoin de trois modèles de comportement : un pour le minéral du matériau homogène (M0), et un pour chacun des minéraux du matériau hétérogène (M1 et M2). Dans ce travail, nous avons utilisé un seul modèle de comportement (le modèle élasto-viscoplastique des matériaux quasi-fragiles présenté dans la section 2.2.2) et un jeu de paramètre différent pour chaque minéral. Autrement dit, la rhéologie du matériau homogène et de chaque minéral constituant le matériau hétérogène est décrite par la même formulation mathématique, mais pas par le même jeu de paramètres. Les différents jeux de paramètres sont montrés dans le tableau 3.1. Nous avons choisi d'associer des différents modules de Young et résistances pour chaque minéral.

Tableau 3.1. Jeu de paramètres utilisé.

Symbole	M0	M1	M2	Unité
φ	100	54.4	45.6	%
E	52 000	35 000	72 000	MPa
ν	0.25	0.25	0.25	-
ρ	$2.62 \cdot 10^{-9}$	$2.62 \cdot 10^{-9}$	$2.62 \cdot 10^{-9}$	t/mm ³
ψ	35	35	35	°
ϵ	0.1	0.1	0.1	-
α	0.12	0.12	0.12	-
γ	3	3	3	-
μ	$5 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$	s
σ_{c0}	196.4	120	285	MPa
σ_{t0}	8.78	5	11.5	MPa
d_t	0.98	0.98	0.98	-

Pour simplifier l'étude, l'impact est modélisé en imposant des contraintes normales sur une petite surface de la roche de rayon 2 mm. Ces contraintes sont données en fonction du temps dans la figure 3.12.

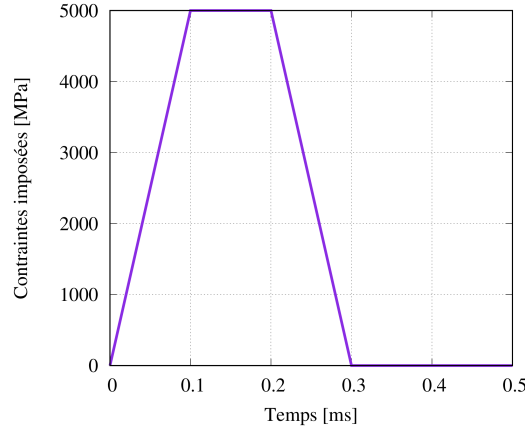


FIGURE 3.12. Contraintes imposées en fonction du temps.

Deux simulations d'impact sont réalisées, une sur un matériau homogène et une autre sur un matériau hétérogène biphasique. Les simplifications dans ces simulations (taille du bloc, modélisation de l'impact suivant un palier de contrainte et seulement deux minéraux dans le matériau hétérogène) sont adoptées pour réduire le temps de calcul.

Les résultats de ces deux simulations sont montrés dans la suite en termes de l'écroutissage en compression pour représenter le mécanisme d'écrasement du matériau sous l'impact, et en termes de l'écroutissage en traction pour représenter le mécanisme d'écaillage autour de l'impact.

La figure 3.13 montre la distribution de la variable d'écroutissage ξ_c après impact sur les matériaux homogène et hétérogène. La face du bloc marquée en bleu correspond à la partie où la distribution de ξ_c est montrée. Le petit cercle en rouge dessiné sur la face supérieure du bloc correspond à la surface où les contraintes normales sont imposées. D'après ces résultats, on trouve une distribution régulière dans le matériau homogène, ce qui n'est pas le cas dans le matériau hétérogène où la distribution est modifiée. Cela veut dire que la partie de roche écrasée sous l'insert change de forme et de taille quand il s'agit d'un matériau hétérogène. De plus, dans le cas du matériau hétérogène, on remarque une augmentation de ξ_c sous l'impact à l'interface entre M1 et M2, où la présence du minéral à faible résistance (M2) a facilité l'écrasement.

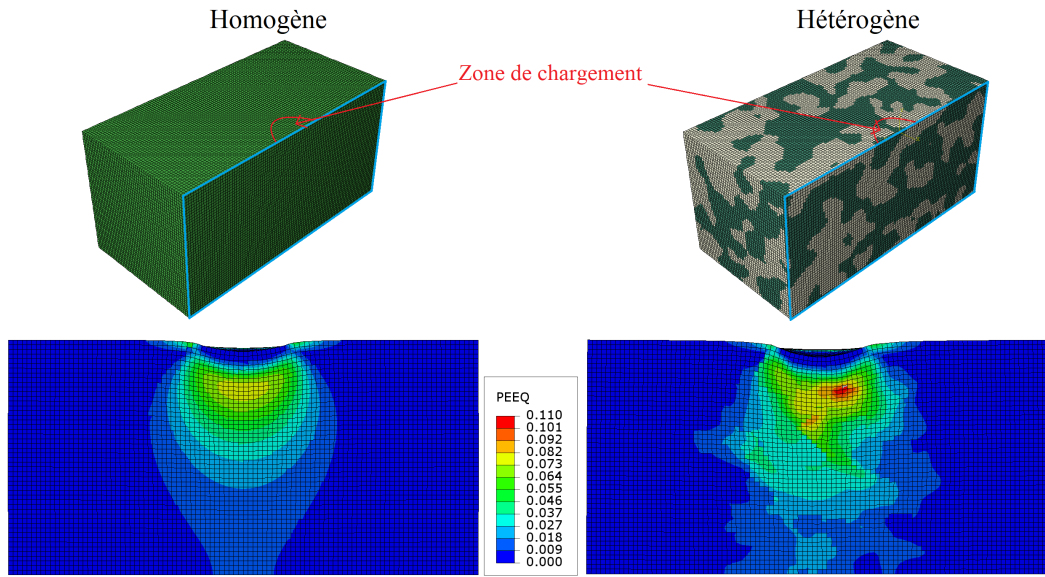


FIGURE 3.13. Distribution de la variable d'écroutissement en compression ξ_c dans les matériaux homogène et hétérogène suite aux simulations d'impact.

La figure 3.14 montre les résultats des simulations d'impact sur les deux types de matériau en termes de la distribution de la variable d'écroutissement en traction ξ_t . Dans le cas du matériau homogène, on peut remarquer la distribution régulière de ξ_t , en forme d'anneau, et qui reste de faible intensité autour de la zone d'impact, ce qui signifie que le mécanisme d'écaillage est très limité dans le matériau homogène confiné. En revanche, la réponse du matériau hétérogène est très différente où le minéral à faible résistance a facilité l'évolution de ξ_t . On trouve également des endroits où ξ_t est très élevée et des endroits intacts autour de la zone d'impact.

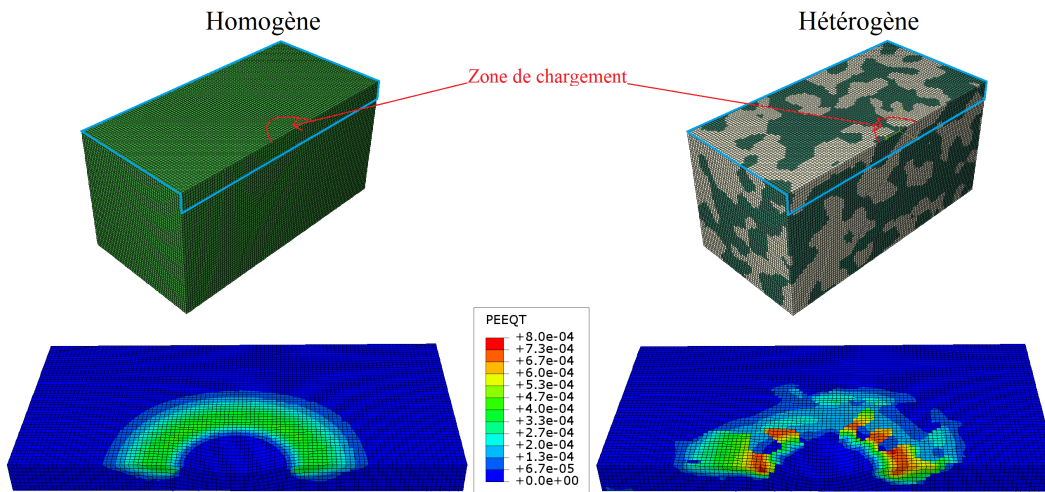


FIGURE 3.14. Distribution de la variable d'écroutissement en traction ξ_t dans les matériaux homogène et hétérogène suite aux simulations d'impact.

D'après les résultats de ces simulations, en comparant la réponse d'un matériau homogène avec l'hétérogène on peut conclure que l'hétérogénéité :

- provoque une perturbation de la distribution de la variable d'écroutissage en compression ce qui conduit à changer la forme et la taille de la roche écrasée ;
- modifie la distribution de la variable d'écroutissage en traction, ce qui conduit à changer la forme et l'emplacement des copeaux créés ;
- augmente l'écroutissage en traction ce qui peut conduire à la création des fissures supplémentaires.

Ainsi, l'hétérogénéité est capable de changer significativement la réponse de la roche suite à un impact et de favoriser la création des copeaux même si la roche est confinée. Nous allons dans la suite passer à la modélisation de l'hétérogénéité du granite de Red Bohus. Ce travail aura pour objectif d'expliquer la forte dispersion des résultats expérimentaux obtenus dans le chapitre 1, et d'étudier le lien entre l'hétérogénéité et l'évolution du mécanisme d'écaillage avec l'augmentation de l'énergie d'impact.

4.3 Étude sur le granite de Red Bohus

Les investigations expérimentales et numériques dans les chapitres 1 et 2 sont réalisées sur le granite de Red Bohus. Pour cela, dans cette section nous allons travailler sur l'hétérogénéité de cette roche et ses effets sur sa réponse aux impacts dynamiques. Les principaux minéraux constituant le granite de Red Bohus sont le quartz, le feldspath et la biotite dont les proportions volumiques et les propriétés mécaniques sont données dans le tableau 3.2. On considère que le même modèle de comportement (le modèle élasto-viscoplastique des matériaux quasi-fragiles présenté dans la section 2.2.2) est utilisé pour tous les minéraux en question, mais avec différents jeux de paramètres. L'hétérogénéité est appliquée sur plusieurs propriétés mécaniques : chaque minéral possède ses propres masse volumique ρ , module d'Young E , coefficient de Poisson ν , résistance à la compression et résistance à la traction.

Tableau 3.2. Proportions volumiques et jeux de paramètres des minéraux composants le granite de Red Bohus. Les propriétés mécaniques (E , ν , ρ , σ_{c0} et σ_{t0}) des minéraux (Feldspath, Quartz et Biotite) sont d'après [Mahabadi et al. \[2012\]](#).

Paramètre	Équivalent	Feldspath	Quartz	Biotite	Unité
φ	100	60	35	5	%
E	52 000	45 000	80 000	20 000	MPa
ν	0.25	0.29	0.17	0.2	-
ρ	$2.62 \cdot 10^{-9}$	$2.6 \cdot 10^{-9}$	$2.6 \cdot 10^{-9}$	$2.8 \cdot 10^{-9}$	t/mm ³
ψ	35	35	35	35	°
ϵ	0.1	0.1	0.1	0.1	-
α	0.12	0.12	0.12	0.12	-
γ	3	3	3	3	-
μ	$5 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$	s
σ_{c0}	196.4	120	285	125	MPa
σ_{t0}	8.78	5	10	7	MPa
d_t	0.98	0.98	0.98	0.98	-

4.3.1 Hypothèses de modélisation

On considère un bloc rectangulaire de volume 100x100x50 mm³, maillé avec 120 000 éléments. Seule la zone d'impact est finement maillée avec une taille d'élément de 0.3 mm. Un insert rigide de forme conique «Cone» est modélisé pour impacter la roche avec des efforts statiques de 2.88 kN et un confinement de 30 MPa. Pour réduire le temps de calcul, la moitié de la géométrie est modélisée (figure 3.15). Afin de générer les trois minéraux dans le granite de Red Bohus, nous avons fixé deux seuils pour le champ aléatoire Gaussien. Les valeurs de ces seuils sont choisies de manière à obtenir la bonne proportion volumique pour chaque minéral.

Afin de pouvoir quantifier l'effet de l'hétérogénéité, les simulations d'impact sont effectuées sur un matériau homogène comme référence et sur trois matériaux hétérogènes ayant des distributions différentes des minéraux qui les composent, surtout en gardant les mêmes proportions volumiques. La figure 3.16 montre ces distributions dans la zone d'intérêt (la zone d'impact). Ces distributions ont été choisies afin de réaliser les simulations d'impact sur plusieurs configurations des minéraux sous les inserts. Par

exemple, dans le cas de la distribution 1, l'impact tombera principalement sur le Feldspath tandis que dans le cas de la distribution 2, il tombera en grande partie sur le Quartz. Les résultats de ces simulations sont montrés dans la suite.

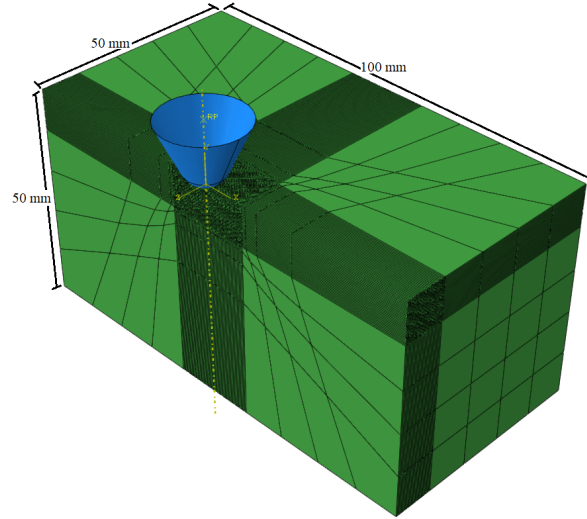


FIGURE 3.15. Géométrie et maillage employés pour les simulations d'impact.

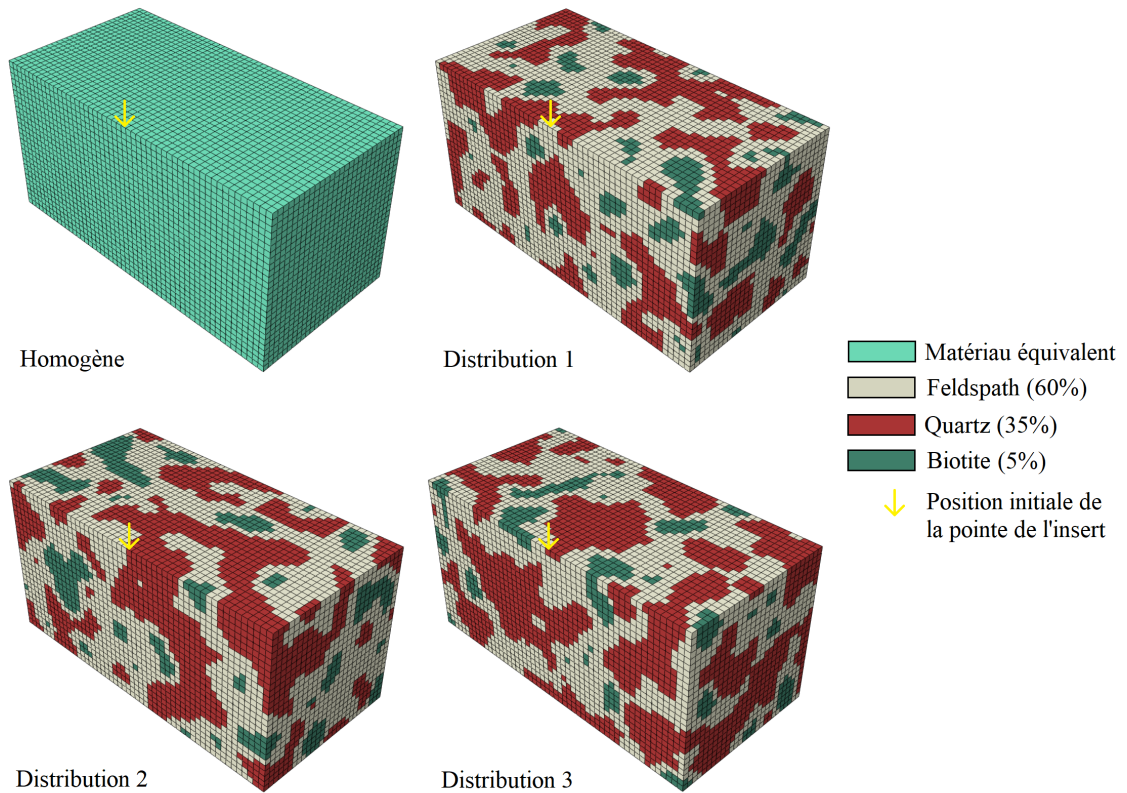


FIGURE 3.16. Matériau homogène et trois distributions de minéraux avec les mêmes fractions volumiques.

4.3.2 Courbes effort-pénétration

Sous les mêmes conditions et avec 60 J d'énergie d'impact, quatre simulations d'impact ont été réalisées sur les quatre distributions testées. La figure 3.17 montre les courbes force-pénétration résultantes de ces simulations.

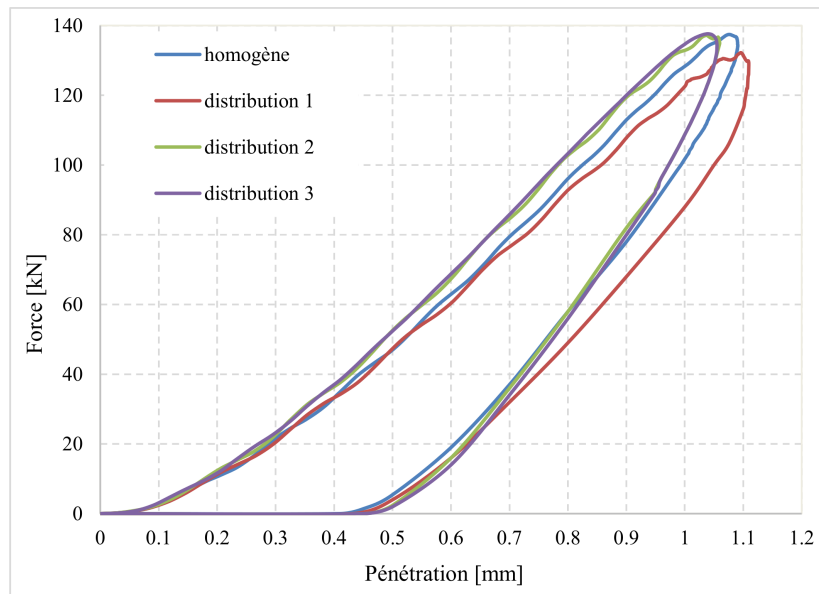


FIGURE 3.17. Courbes force-pénétration résultantes des simulations d'impact pour plusieurs distributions de l'hétérogénéité.

Globalement, aucune différence majeure ne peut être observée entre ces courbes. Effectivement, toutes les simulations ont donné des pénétrations maximales entre 1.06 et 1.11 mm et des forces maximales entre 132 et 137 kN qui sont des valeurs très proches ; une différence maximale de 4.5% pour les pénétrations et de 3.6% pour les forces. Néanmoins, on peut remarquer sur cette figure des petites différences qui peuvent renseigner de l'effet de l'hétérogénéité sur l'évolution de la courbe force-pénétration. En effet, la pente ainsi que le pic de la courbe changent légèrement en fonction du matériau impacté. On trouve que la pente la plus faible est obtenue pour la distribution 1 dans laquelle le Feldspath est sous la pointe de l'insert (voir figure 3.16 Distribution 1). On trouve aussi, les mêmes pentes et les mêmes pics des courbes obtenues des simulations sur les distributions 2 et 3 dans lesquelles la pointe de l'insert est localisée en partie sur le Quartz (voir figure 3.16 Distribution 2 et Distribution 3). En comparant la courbe du matériau homogène avec celles des matériaux hétérogènes, on trouve que celle de l'homogène est située entre celles des hétérogènes : le minéral à faible résistance a facilité la pénétration de l'insert avec moins d'effort tandis que la présence du minéral à haute résistance dans la zone d'impact a causé un effet inverse.

4.3.3 Volume abattu

Les volumes abattus résultants des quatre simulations sont mesurés suivant la méthode expliquée dans la section 2.2.5. La figure 3.18 montre ces résultats sous forme d'un histogramme des volumes totaux, écrasés et écaillés pour les différents matériaux simulés. En comparant les résultats des matériaux hétérogènes, on peut remarquer une dispersion importante des volumes résultants. Par exemple, pour la distribution 1, le volume abattu total est de 78,11 mm³ tandis que celui obtenu par la distribution 2, est de 47.38 mm³. On trouve aussi des distributions hétérogènes qui ont donné des volumes plus grands que le volume abattu dans le matériau homogène, comme les distributions 1 et 3, tandis que la distribution 2 a donné un volume plus petit (figure 3.18). Cela peut être expliqué par la forte présence du Quartz dans la zone d'impact et autour de celle-ci dans le cas de la distribution 2 (voir figure 3.16 Distribution 2). Par effet inverse, dans la distribution 1 (voir figure 3.16 Distribution 1), la forte présence du Feldspath et de la Biotite sous la zone d'impact a assuré l'abattage d'un volume important (figure 3.18). De même pour la distribution 3, malgré la présence du Quartz en partie sur la surface de roche directement sous la pointe de l'insert, un grand volume a été abattu à cause de la présence en grande quantité du Feldspath et de la Biotite sous la zone d'impact et autour de celle-ci (voir figure 3.16 Distribution 3).

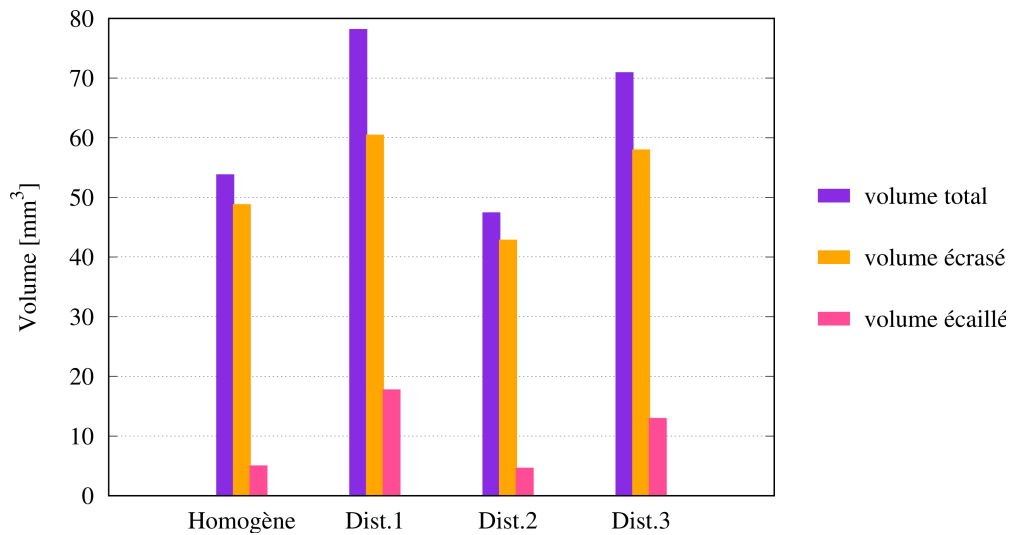


FIGURE 3.18. Histogramme montrant les résultats des simulations d'impact en termes du volume abattu total, écrasé et écaillé pour les distributions d'hétérogénéité montrées dans la figure 3.16.

4.3.4 Effet de l'énergie d'impact sur un matériau hétérogène

Trois simulations d'impact ont été réalisées sur le matériau hétérogène, correspondant à la distribution 1 de la figure 3.16, sous plusieurs énergies d'impact afin de quantifier

l'effet de cette énergie sur un matériau hétérogène sous confinement. Pour cela, ces simulations ont été faites sous 30 MPa de pression de confinement, 2.88 kN d'efforts statiques et avec trois énergies d'impact de 20, 60 et 120 J. Les résultats sont donnés dans la figure 3.19 en termes des volumes (abattu total, écrasé et écaillé) en fonction de l'énergie d'impact. D'après cette figure, on trouve une évolution linéaire croissante des volumes calculés en fonction de l'énergie d'impact. Ceci est en accord avec les résultats expérimentaux présentés antérieurement dans les figures 1.33, 1.34 et 1.35, où les mesures du volume abattu total, de la superficie et de la profondeur du cratère ont également montré des évolutions croissantes linéaires en fonction de l'énergie d'impact. D'autre part, on rappelle que les résultats numériques obtenus sur un matériau homogène n'ont montré aucune évolution du volume écaillé en fonction de l'énergie d'impact (voir figure 2.36). La seule différence entre ces deux études numériques, autre que la modélisation en axisymétrique et en 3D, est l'hétérogénéité. Par conséquent, cette dernière est bien la responsable d'accroître le mécanisme d'écaillage avec l'augmentation de l'énergie d'impact sur un matériau confiné.

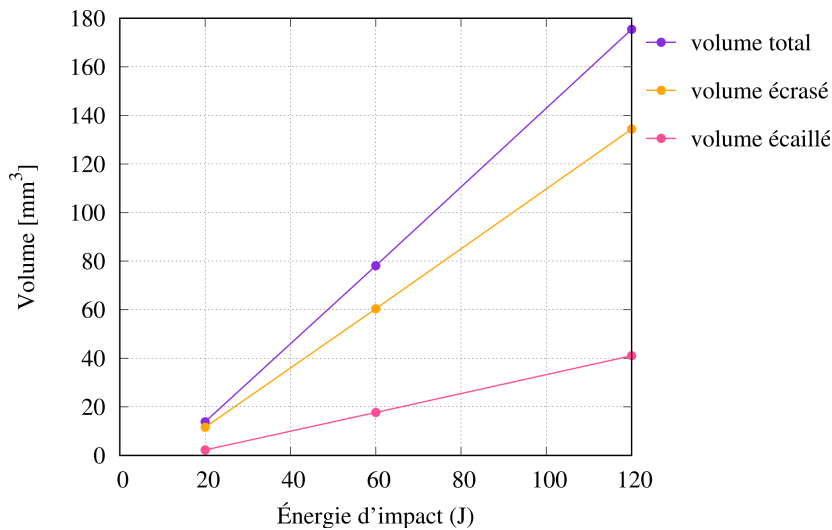


FIGURE 3.19. Évolution du volume abattu total, écrasé et écaillé en fonction de l'énergie d'impact. Résultat correspondant à la distribution 1 de la figure 3.16.

4.3.5 Discussion

L'étude de l'effet de l'hétérogénéité suivant le seuillage d'un champ aléatoire Gaussien sur le granite de Red Bohus a permis de fournir plusieurs éléments de discussion.

- Le minéral présent directement sous la pointe de l'insert contrôle légèrement la pente et le pic de la courbe force-pénétration d'un impact. Mais malgré ces petites différences, cette réponse globale reste très similaire pour toutes les configurations du granite de Red Bohus.

- Une forte dispersion des volumes abattus sur les différentes configurations du granite de Red Bohus a été obtenue. Cela explique la forte dispersion des mesures expérimentales obtenues dans le chapitre 1 par l'hétérogénéité du granite de Red Bohus.
- On ne peut pas quantifier le processus du forage percussif seulement par l'interprétation des lois d'interaction outil-roche («BRI Laws» ou les courbes force-pénétrations). En effet, on peut obtenir pour deux impacts différents des courbes confondues, mais des volumes abattus complètement différents. C'est le cas des impacts simulés sur les matériaux ayant les distributions 2 et 3 (voir figure 3.17 et 3.18).
- L'apparence visuelle de la surface de la roche ne détermine pas forcément la performance d'un impact. En effet, même si sur la surface on a un minéral ayant une forte résistance, le volume abattu peut être important si ce minéral est superficiel et d'autres minéraux moins résistants sont présents dans la roche au-dessous et/ou autour de la zone d'impact. C'est le cas de la distribution 3 (voir figures 3.16 et 3.18).
- L'hétérogénéité est à l'origine de l'évolution croissante du mécanisme d'écaillage en fonction de l'énergie d'impact sur une roche sous forte pression de confinement (voir figure 3.19). Il est à noter que le travail numérique effectué dans le chapitre 2 reste valable puisque les prédictions des volumes abattus totaux sont validées contre les mesures expérimentales. En plus, pour les études paramétriques, le travail numérique sur un matériau homogène équivalent reste la seule solution possible pour prédire les performances des impacts élémentaires. En effet, si on opte pour la modélisation de l'hétérogénéité dans toutes ces études, on doit répéter les simulations sur un nombre très important de distributions puisque chaque distribution prédit une réponse différente de l'autre, comme le montre la figure 3.18.

5 Conclusion

Ce chapitre concerne une deuxième partie du travail numérique qui a été effectué durant cette thèse. Il traite la problématique de l'hétérogénéité de la roche dans le contexte du forage percussif à l'échelle élémentaire. Ce travail a été essentiellement motivé par la dispersion des résultats expérimentaux et par une observation expérimentale qui n'a pas été expliquée par le travail numérique sur un matériau homogène équivalent.

Dans la littérature, il existe une grande diversité des approches de modélisation de l'hétérogénéité des roches. Par contre, dans le contexte du forage percussif, une seule

approche a été utilisée principalement ; la distribution de Weibull. Nous avons employé cette approche implicite dans notre étude, mais elle a montré ses limitations. En effet, nous avons montré que cette distribution ne correspond pas à l'hétérogénéité naturelle des roches dans laquelle les minéraux voisins peuvent avoir des propriétés mécaniques complètement différentes. Pour cela, une nouvelle approche explicite a été développée ; matrice avec des inclusions. Elle consiste à modéliser un matériau contenant des inclusions sphériques ayant des propriétés mécaniques différentes de celles de la matrice. Cette approche a montré son efficacité à modéliser des discontinuités dans le matériau conduisant à des fissurations supplémentaires. Par contre, pour reproduire l'hétérogénéité de la roche en question ; le granite de Red Bohus, nous avons besoin de modéliser un nombre très important d'inclusions et d'employer un maillage extrêmement fin autour de chaque inclusion, ce qui requière une capacité de calcul très importante et non disponible. Pour cela, nous avons décidé de travailler avec une autre approche qui est plus pratique et bien capable de reproduire l'hétérogénéité des roches ; le seuillage d'un champ aléatoire Gaussien.

Dans un premier temps, des simulations d'impact ont été réalisées sur un matériau homogène et sur un autre hétérogène suivant le seuillage du champ aléatoire Gaussien. Leurs résultats ont été interprétés afin d'expliquer l'effet de l'hétérogénéité sur la fragmentation de la roche. Ces résultats ont montré que l'hétérogénéité change la forme et la taille du cratère résultant et elle amplifie le mécanisme d'écaillage. Dans un second temps, l'hétérogénéité du granite de Red Bohus a été modélisée. Les trois minéraux composants cette roche ont été pris en compte en respectant leurs proportions volumiques ainsi que leurs propriétés mécaniques. Ensuite, nous avons réalisé des simulations d'impact sur les matériaux homogène et hétérogène avec plusieurs configurations. Les résultats obtenus ont montré l'effet de l'hétérogénéité sur la dispersion des volumes résultants des impacts ainsi que sur l'évolution du mécanisme d'écaillage dans une roche sous forte pression de confinement. Ce qui nous a permis de fournir des explications aux observations expérimentales et de montrer l'importance de la prise en compte de l'hétérogénéité pour la modélisation du processus du forage percussif à l'échelle de l'insert.

Conclusions générales et perspectives

L'optimisation des systèmes de forage nécessite une meilleure compréhension des mécanismes physiques de la fragmentation de la roche, surtout lorsque cette dernière est soumise à de fortes sollicitations. En formation profonde, plusieurs facteurs contribuent à limiter les performances des techniques de forage conventionnelles, par exemple le forage rotatif à outil PDC (*Polycrystallin Diamond Compact*). Ainsi, une autre technique de forage, prouvée plus efficace et plus performante dans ces conditions, est en cours de développement : le forage percussif. Plusieurs travaux, expérimentaux et numériques, ont été menés ces dernières années pour comprendre le comportement de la roche pendant ce processus de forage. La mise au point d'un dispositif expérimental capable de recréer toutes les conditions *in situ* n'est pas facile, et la compréhension des mécanismes de fragmentation de roche ne peut se faire qu'à partir d'une expérimentation adéquate. En outre, comme la fragmentation globale est le résultat des mécanismes élémentaires à l'échelle des inserts, une bonne compréhension des phénomènes physiques ne peut se faire qu'à partir de l'échelle élémentaire ; la complexité du processus complet empêche de distinguer les mécanismes physiques en jeu.

Dans ce but, nous avons mis au point un dispositif expérimental d'essais d'impacts élémentaires qui nous a permis de réaliser une campagne expérimentale visant à étudier plusieurs facteurs influençant la fragmentation de roche pendant un impact dynamique. Un dispositif de mesure a été également développé afin de mesurer avec précision les cratères résultants après chaque série d'impacts. Le traitement d'une base de données préexistante a montré l'effet indésirable de la dispersion des résultats, pour cela chaque essai a été répété plusieurs fois et l'interprétation a été faite sur la moyenne obtenue. En conséquence, nous étions capables de quantifier les effets de la roche, de l'insert, de la pression de confinement, de l'énergie d'impact, des efforts statiques et de la distance d'interaction entre les impacts élémentaires sur l'abattage de la roche. Cette étude a permis de tirer des conclusions très importantes et elle a fourni des éléments primordiaux à l'optimisation de l'outil de forage, comme la forme d'insert ainsi que la distance d'interaction optimale. Cependant, l'indisponibilité d'autres moyens expérimentaux a rendu impossible le suivi ainsi que la quantification en volume des mécanismes de fragmentation pendant un impact. Pour cela, un laboratoire virtuel d'essais d'impact a été construit.

Les éléments de base de construction du laboratoire virtuel ont été expliqués et détaillés. Le comportement de la roche a été modélisé à l'aide d'un modèle rhéologique validé sur des essais de laboratoire, et l'interaction insert-roche a été modélisée par un mécanisme de contact. Au sein du laboratoire virtuel, nous avons réalisé des séries

de simulations d'impact en axis-symétrique. L'interprétation des résultats numériques nous a permis de comprendre les étapes de fragmentation de la roche et de quantifier la performance et les mécanismes de fragmentation en fonction de principaux facteurs d'influence. En plus, cette étude a permis de fournir des explications à des observations expérimentales et d'élaborer une loi empirique pour estimer le volume abattu par un impact sous différentes conditions. Cependant, cette étude numérique a été effectuée en considérant la roche comme un matériau homogène équivalent. Cela n'a pas pu fournir des explications à la dispersion des résultats expérimentaux ni à une observation expérimentale concernant l'effet de l'énergie d'impact sur une roche confinée. Pour cela, nous avons entamé une investigation sur l'effet de l'hétérogénéité de la roche au sein de notre laboratoire virtuel.

Avant de tirer des conclusions sur l'effet de l'hétérogénéité sur la fragmentation de la roche suite à un impact dynamique, il était indispensable de choisir une approche adéquate pour la modélisation de l'hétérogénéité. Nous avons alors évalué deux approches : implicite et explicite. En dépit de leurs avantages, ces deux approches avaient des limitations qui ont fait qu'elles soient inadaptées à notre étude. Pour cela, une autre approche, plus adaptée à la modélisation de l'hétérogénéité d'une roche naturelle, a été adoptée. Cette approche utilise le seuillage d'un champ aléatoire Gaussien pour générer des minéraux ayant différentes propriétés mécaniques dans la roche. À l'aide de cette approche, des simulations d'impact sur des matériaux hétérogènes ont été réalisées en 3D. Les résultats de ces simulations ont montré l'effet considérable de l'hétérogénéité sur la réponse de la roche impactée. En effet, en comparant les résultats d'un matériau hétérogène à ceux d'un matériau homogène, les cratères et les copeaux résultants ont montré une grande différence en termes de taille et d'étendue. Après avoir montré l'efficacité de cette approche, l'hétérogénéité du granite du Red Bohus a été modélisée et étudiée. Cette étude a permis de tirer des conclusions intéressantes et d'expliquer la dispersion des résultats expérimentaux ainsi que l'observation expérimentale sur l'augmentation du mécanisme d'écaillage avec l'énergie d'impact qui n'a pas été justifiée par l'étude numérique sur un matériau homogène.

Le travail de recherche réalisé dans le cadre de la thèse a permis de comprendre les mécanismes de fragmentation de la roche à l'échelle élémentaire ainsi que les effets des principaux facteurs sur ces mécanismes. Cette compréhension, basée sur des investigations numériques et expérimentales approfondies, a fourni des éléments clés pour l'optimisation du processus du forage percussif. Cependant, les moyens expérimentaux et numériques restent à développer afin d'améliorer davantage la compréhension du comportement de roches pendant le processus du forage percussif. Nous proposons donc quelques perspectives à cette recherche quant à l'expérimentation en laboratoire

et à la modélisation numérique.

D'un point de vue expérimental, nos essais d'impact ont été réalisés sur une roche fixe sans prendre en compte la rotation de l'outil. Toutefois, pendant le forage percussif, le marteau tourne à une vitesse constante, ce qui peut probablement entraîner l'enlèvement de la matière par des efforts de cisaillement. Faire des essais d'impact en tournant l'outil serait alors une piste intéressante pour explorer ce phénomène.

Par ailleurs, l'utilisation d'une caméra ultra-rapide et d'un capteur de force serait judicieuse pour suivre les étapes de fragmentation et l'évolution des efforts appliqués pendant un impact et ensuite comparer ces observations aux résultats numériques.

D'un point de vue modélisation, il est important de remonter à l'échelle du marteau en modélisant un outil à plusieurs inserts et en simulant l'avancement du marteau dans le massif rocheux (par exemple, en tournant le marteau et en appliquant des séries d'impacts à une fréquence de 30 Hz). Ce travail permettrait d'estimer la vitesse d'avancement de forage, de capturer tous les mécanismes en jeu et de fournir plus d'éléments d'optimisation de l'outil de forage. Un tel travail nécessite une modélisation en 3D en prenant en compte l'hétérogénéité de la roche, puisque nous avons montré que l'hypothèse d'homogénéité conduit à la sous-estimation de l'écaillage.

L'étude effectuée durant la thèse est purement mécanique, mais, pour des profondeurs importantes, la température devient élevée et présente un effet considérable sur le comportement des roches. De plus, pendant le processus du forage, la boue de forage peut refroidir la roche ce qui peut entraîner un choc thermique. Il convient donc d'enrichir cette étude par la prise en compte l'effet de la température et du choc thermique.

Annexes

Annexe A

Analyse d'une base de données expérimentales existante

A.1 Introduction

Nous avons commencé notre étude par l'analyse d'une base de données existante réalisées juste avant le démarrage de cette thèse. Le but de cette analyse est d'avoir des interprétations préliminaires afin de nous aider dans la planification d'un programme expérimental adéquat. Notons que les interprétations présentées dans cette section sont effectuées en se basant seulement sur ces résultats préliminaires. Les éléments importants pour notre étude ainsi que les conclusions seront discutés dans A.2 à la fin de cette section.

Il s'agit de séries d'essais d'impact visant à étudier les effets de plusieurs facteurs sur la performance du forage percussif à l'échelle élémentaire. Les résultats sont présentés sous forme de figures composées chacune de trois graphes qui sont, dans l'ordre, l'évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact. Les énergies d'impact testées sont 34, 44, 54, 64, 74 et 98 J.

A.1.1 Effet de la forme d'insert

Pour voir l'effet de la forme d'insert, les résultats que nous montrons dans chaque figure correspondent à la même roche étudiée sous la même pression de confinement, toute chose égale par ailleurs, seule la forme de l'insert change.

La figure A.1 montre les résultats sur le granite de Red Bohus sous 10 MPa de confinement. Ces résultats montrent que l'insert S16 a une performance meilleure, en termes du volume abattu et de la superficie, pour une énergie d'impact supérieure à 60 J. Mais, pour une énergie inférieure à 60 J, l'insert S13 présente la meilleure performance. En termes de la profondeur maximale, l'insert S13 est généralement le meilleur. L'insert sphérique de rayon 16 mm, qui a la surface de contact la plus grande, a besoin de beaucoup d'énergie pour enlever du matériau et pour présenter la meilleure performance.

La figure A.2 montre les résultats sur le granite de Red Bohus sous 30 MPa de confinement. Ces résultats montrent que l'insert de forme conique est généralement le meilleur.

Pour une pression de confinement plus élevée, l'insert S16 n'est plus efficace même avec une grande énergie d'impact. Cela est dû à la forte pression qui réduit fortement la destruction de la roche autour de l'insert, empêchant ensuite le mécanisme d'écaillage.

Les figures A.3 et A.4 montrent les résultats sur l'effet de forme d'insert sur le calcaire de Sainte Anne sous 10 et 30 MPa de confinement respectivement. Dans ces figures, les résultats présentés sont très limités puisque la plupart des données expérimentales pour les essais effectués sur le calcaire de Sainte Anne GSA ne sont pas exploitables à cause de sa forte fragilité. La figure A.5 montre les grandes fracturations de l'échantillon de GSA sous les inserts S13 et S16. On peut dire que les inserts coniques et chisels ont une performance très faible.

Les figures A.7 et A.6 montrent les résultats sur l'effet de forme d'insert sur le grès de Fontainebleau sous 10 et 30 MPa de confinement respectivement. D'après ces résultats, l'insert S13 présente la meilleure performance en termes de volume abattu, de superficie et de profondeur maximale. Donc, pour la roche GDF sous toute pression de confinement, l'insert sphérique de rayon 13 mm est le plus adapté.

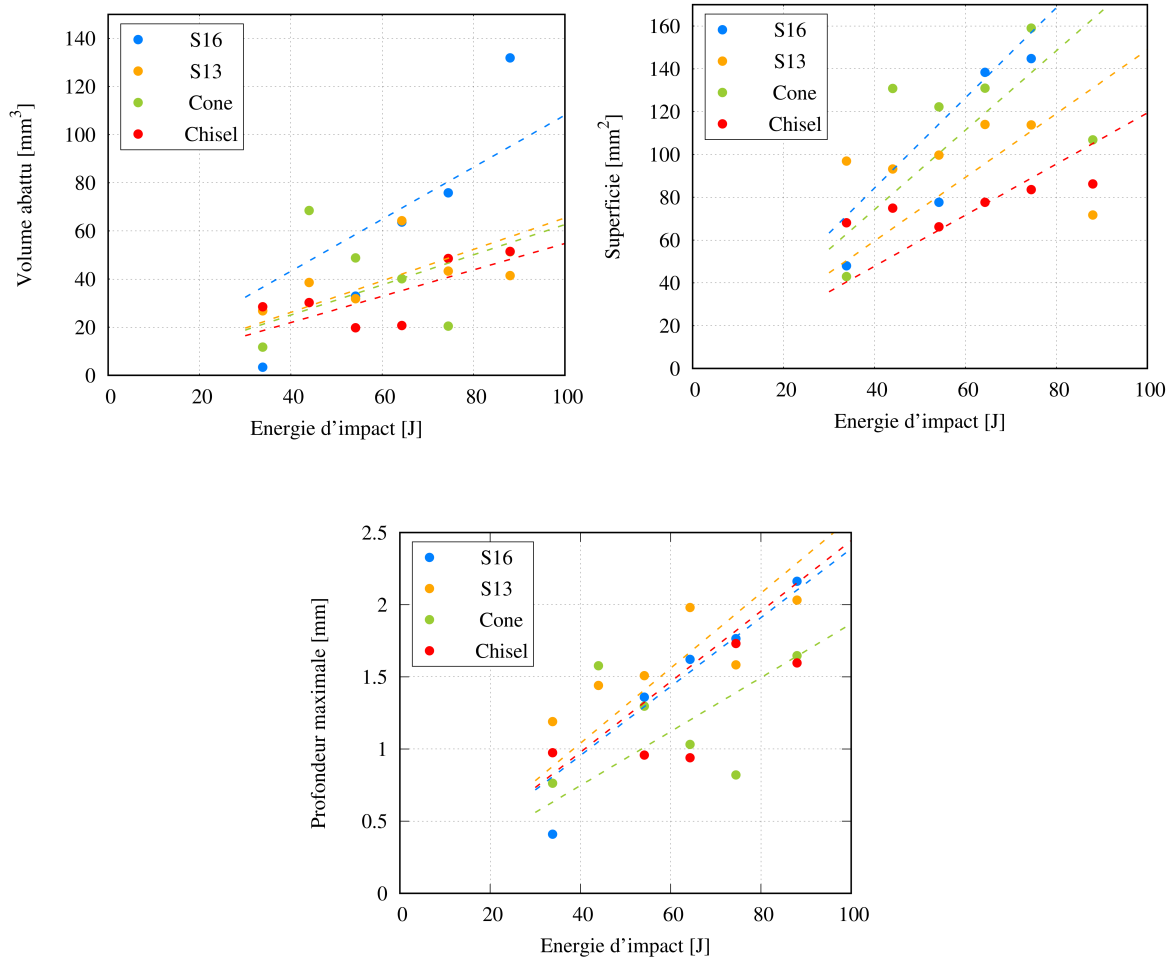


FIGURE A.1. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour la roche RB sous 10 MPa de confinement.

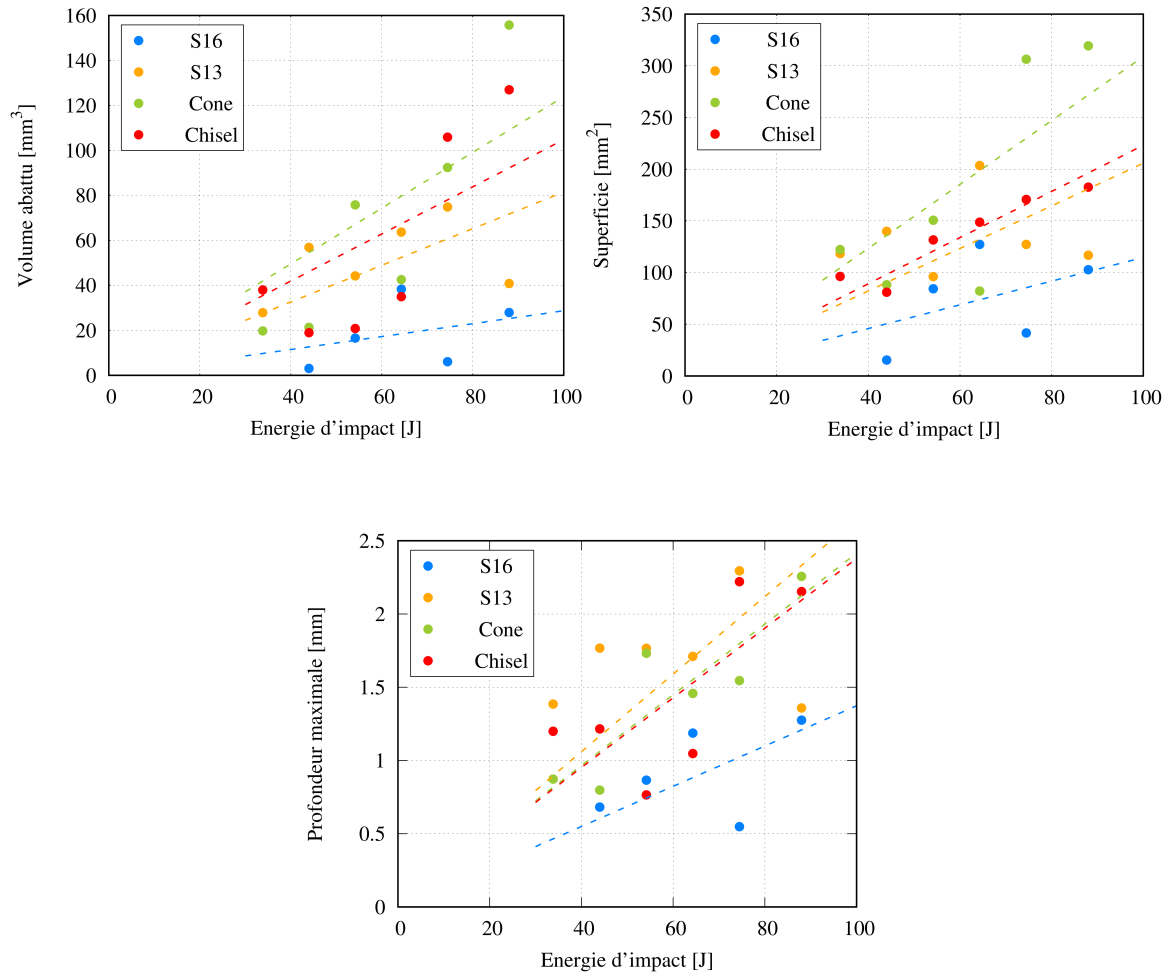


FIGURE A.2. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour la roche RB sous 30 MPa de confinement.

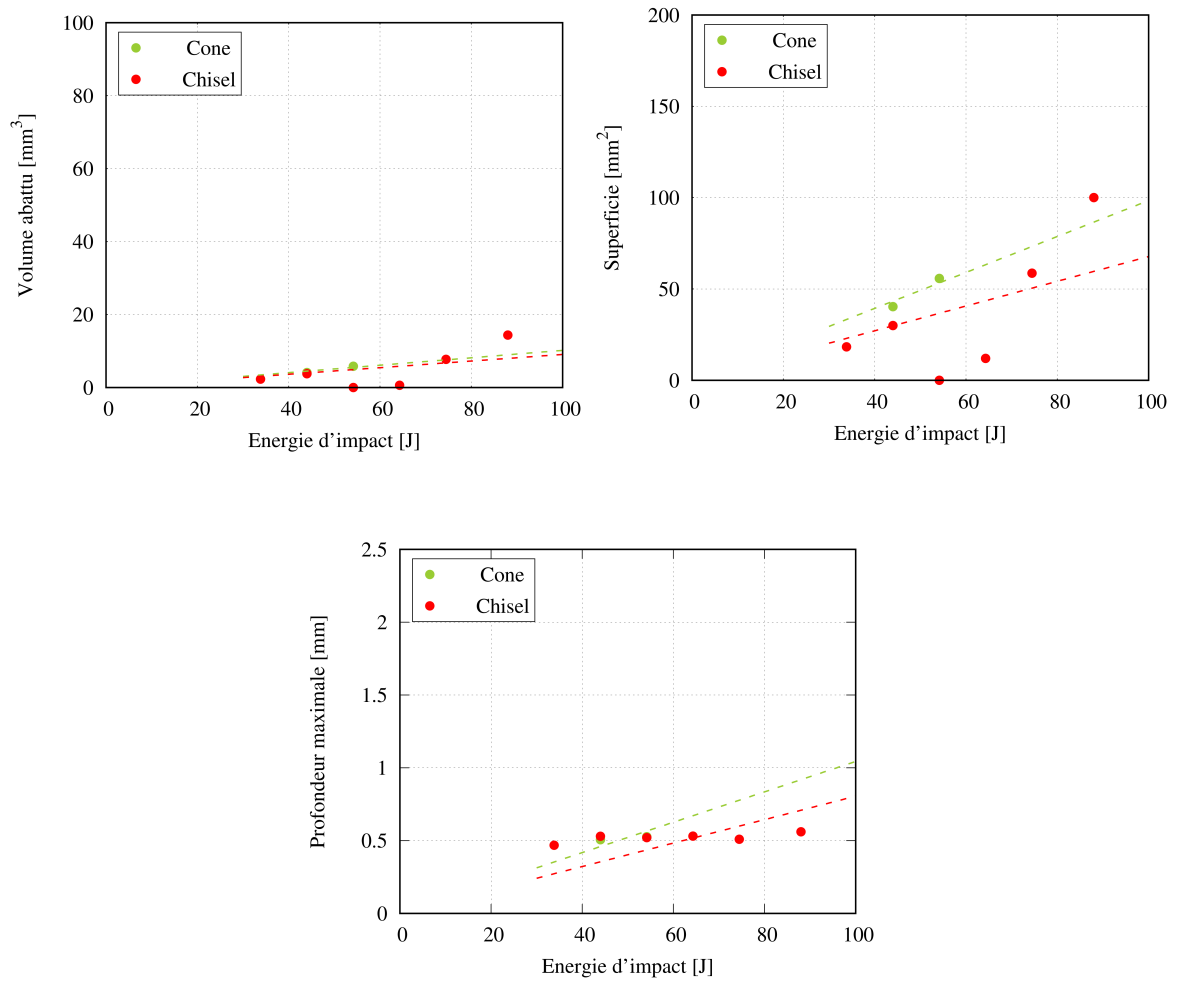


FIGURE A.3. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour la roche GSA sous 10 MPa de confinement.

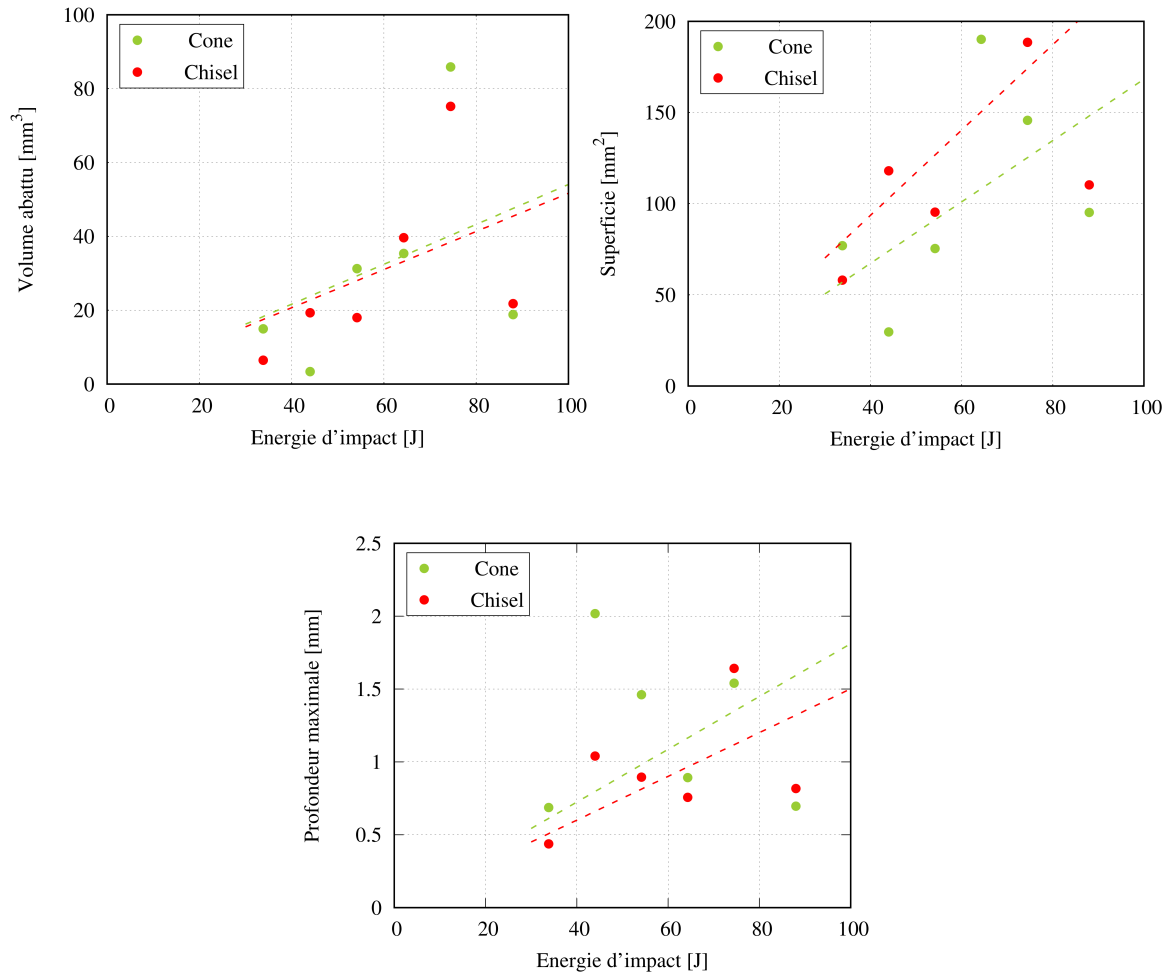


FIGURE A.4. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour la roche GSA sous 30 MPa de confinement.

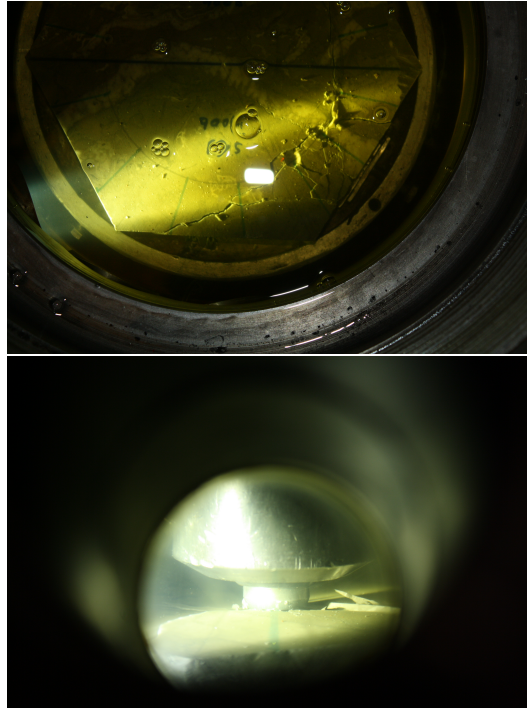


FIGURE A.5. Fracturation des échantillons de GSA sous S13 et S16.

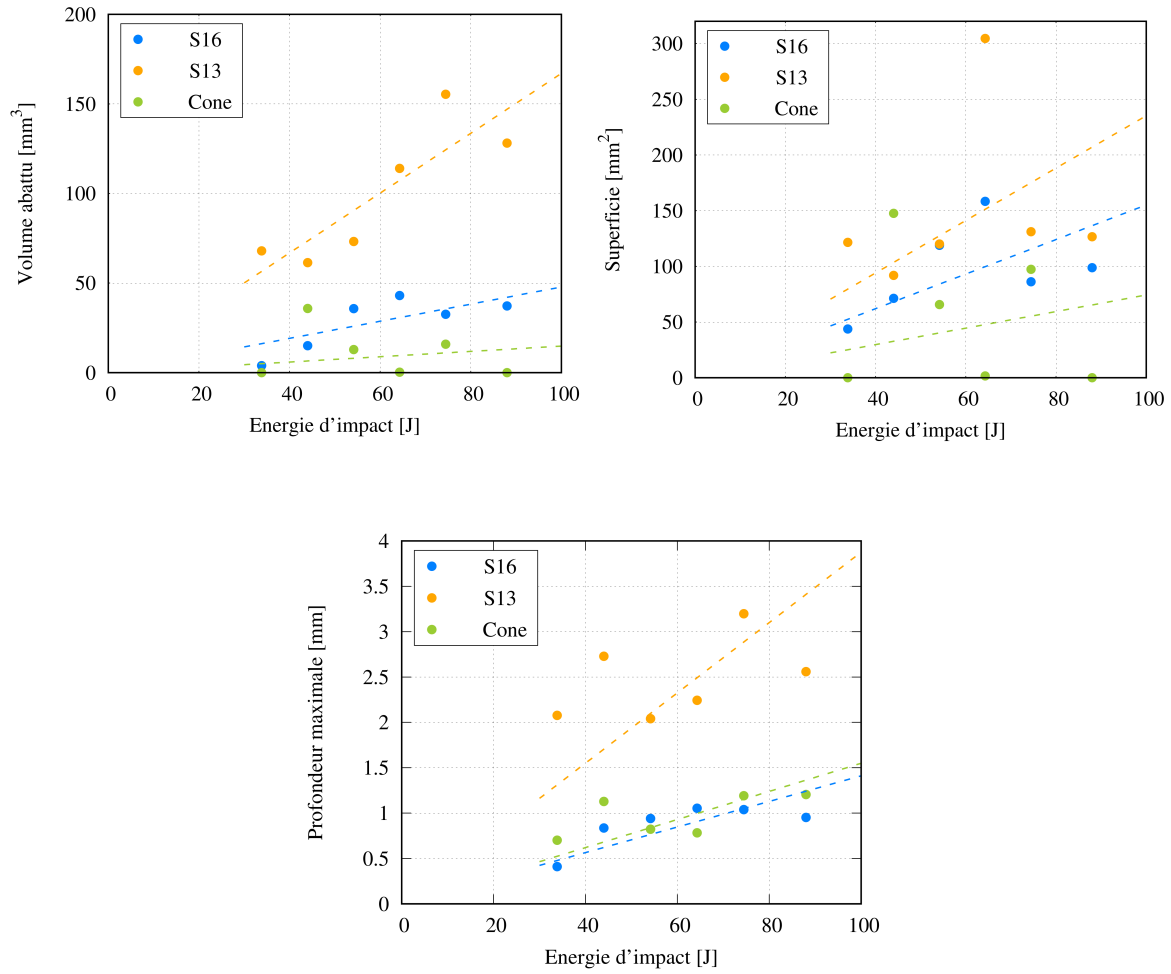


FIGURE A.6. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour la roche GDF sous 30 MPa de confinement.

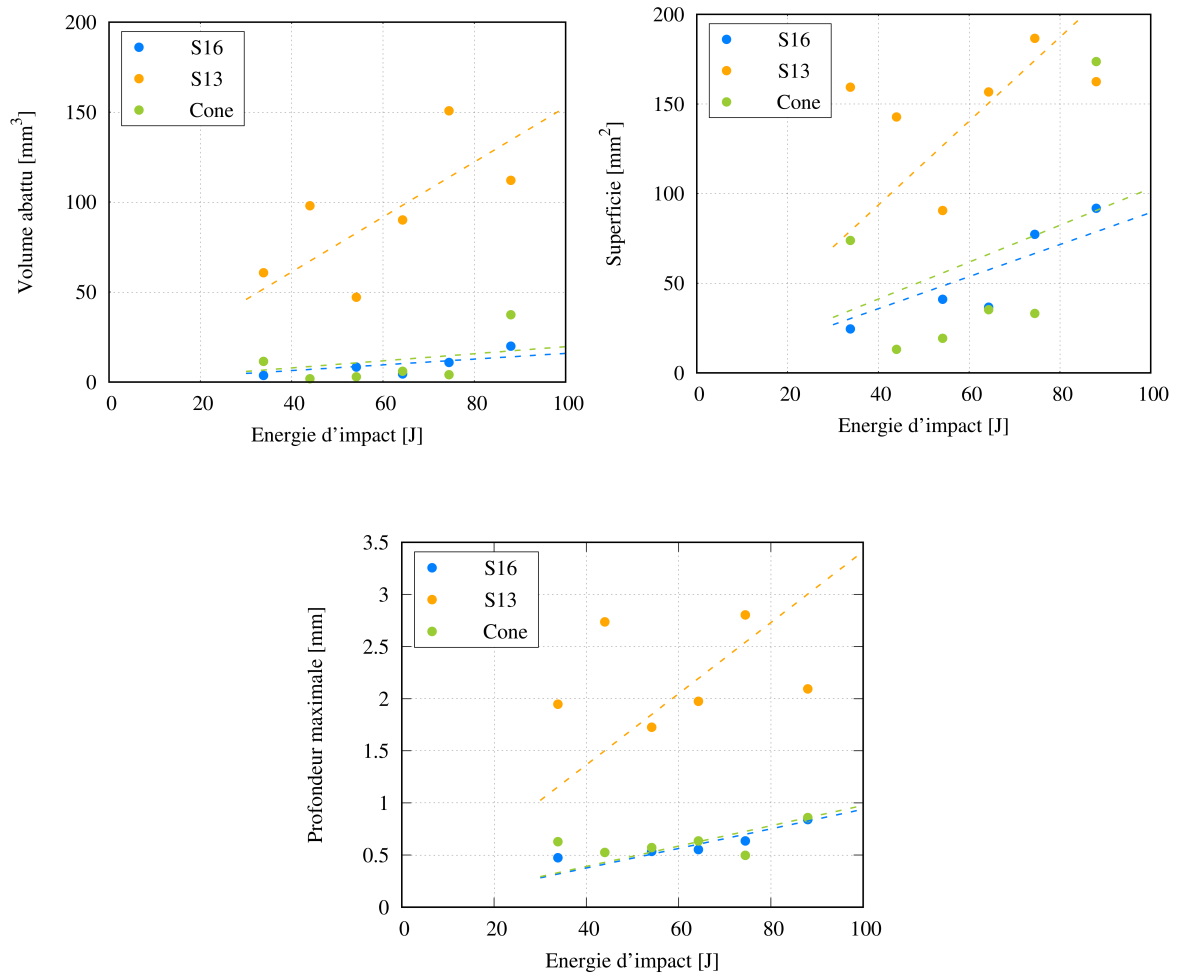


FIGURE A.7. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour la roche GDF sous 10 MPa de confinement.

A.1.2 Effet de la roche

Les figures A.8 à A.15 montrent les résultats sur l'effet de la roche. On peut voir que la roche a un effet sur les performances, ces figures montrent que la dispersion des résultats est plus forte pour les essais effectués sur le granite de Red Bohus, à cause de sa forte hétérogénéité.

Dans tous les essais sur l'effet de la roche (figure A.8 à A.15), la roche RB a présenté une forabilité plus élevée que la roche GDF, sauf les essais effectués avec l'insert S16 à 30 MPa (figure A.9) et les essais avec S13 (figures A.10 et A.11) où la roche GDF a présenté la meilleure réponse. La roche GSA a montré sa forte fragilité même sous forte pression de confinement. Mais, il convient aussi d'indiquer que cette roche présente une très faible performance sous des inserts de forme chisel (figures A.14 et A.15).

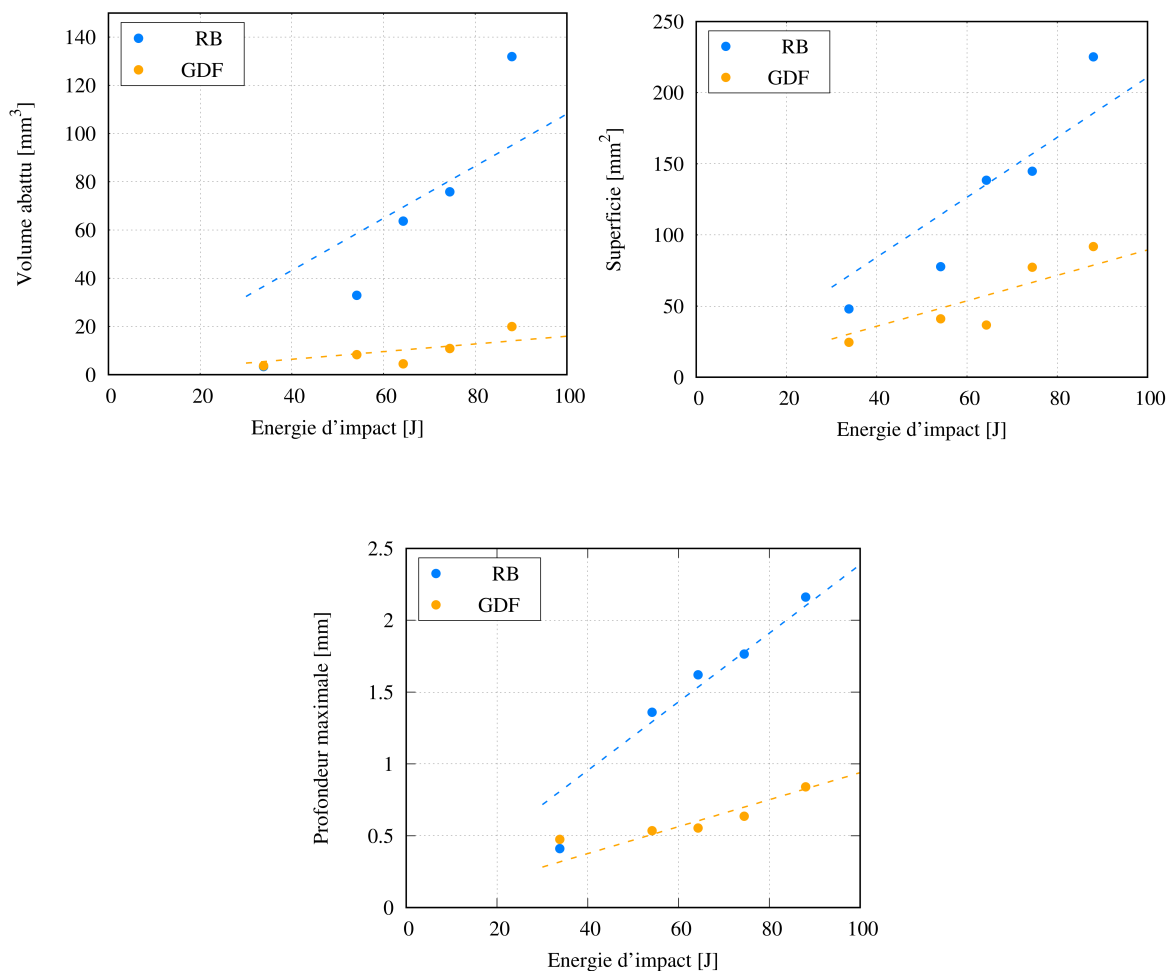


FIGURE A.8. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert S16 sous 10 MPa de confinement.

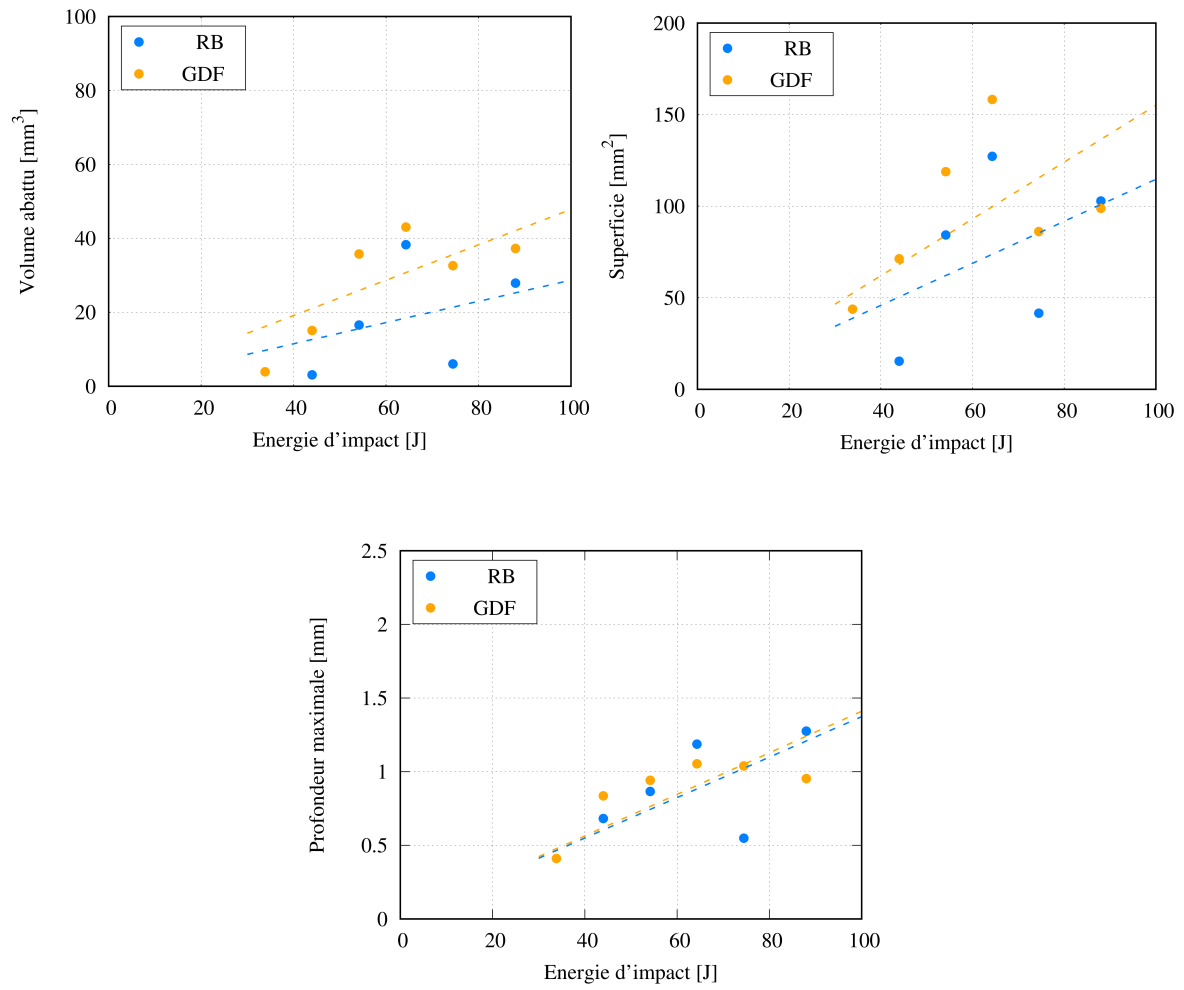


FIGURE A.9. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert S16 sous 30 MPa de confinement.

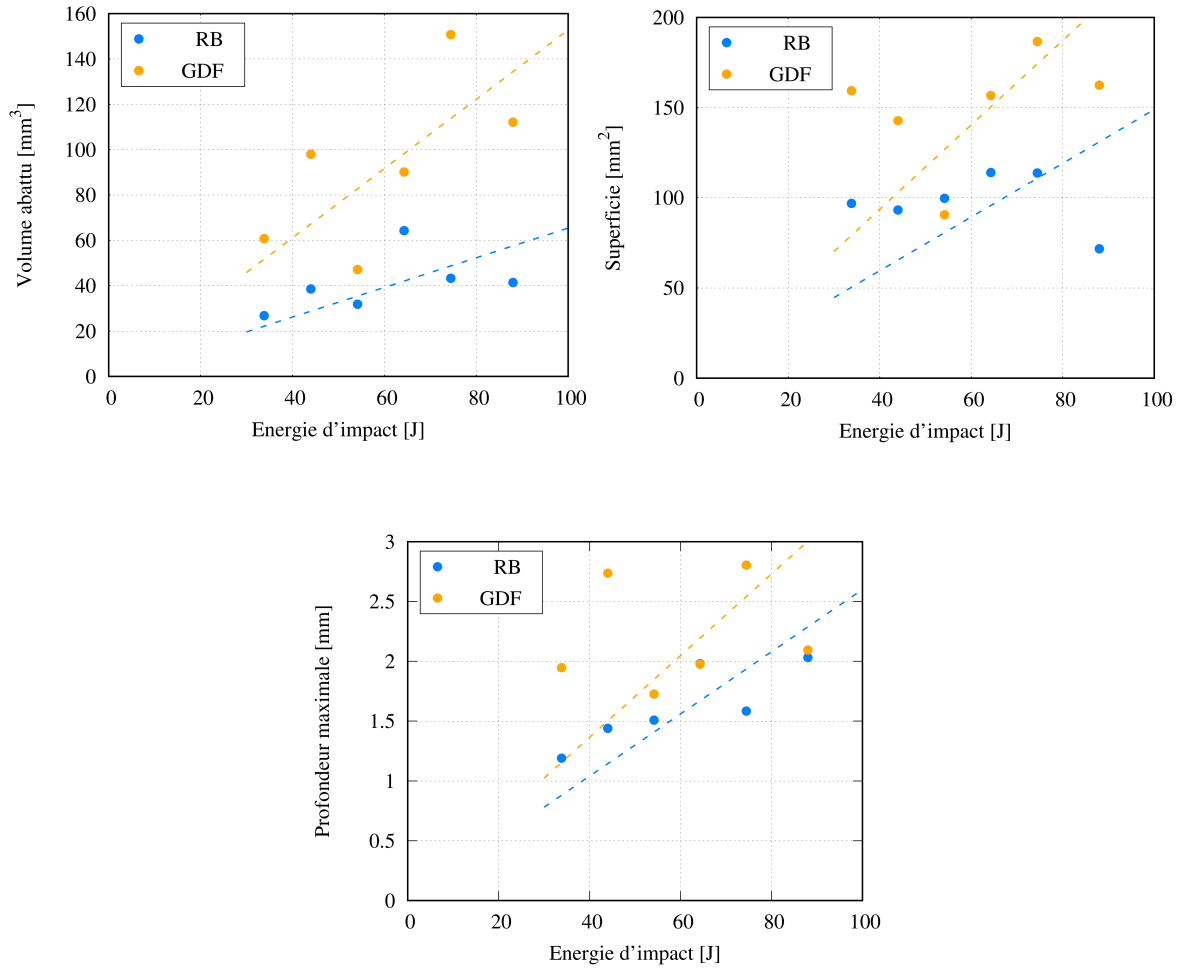


FIGURE A.10. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert S13 sous 10 MPa de confinement.

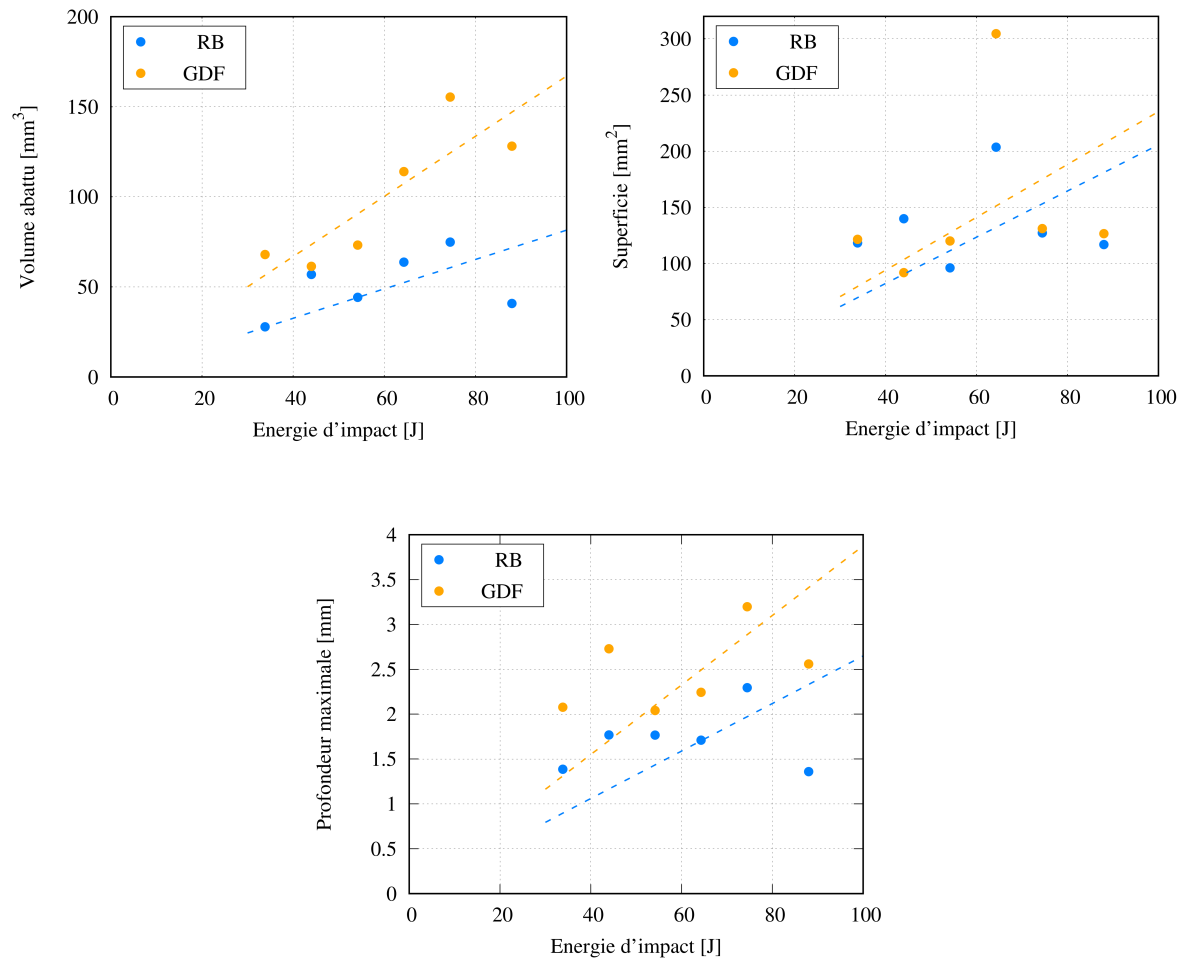


FIGURE A.11. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert S13 sous 30 MPa de confinement.

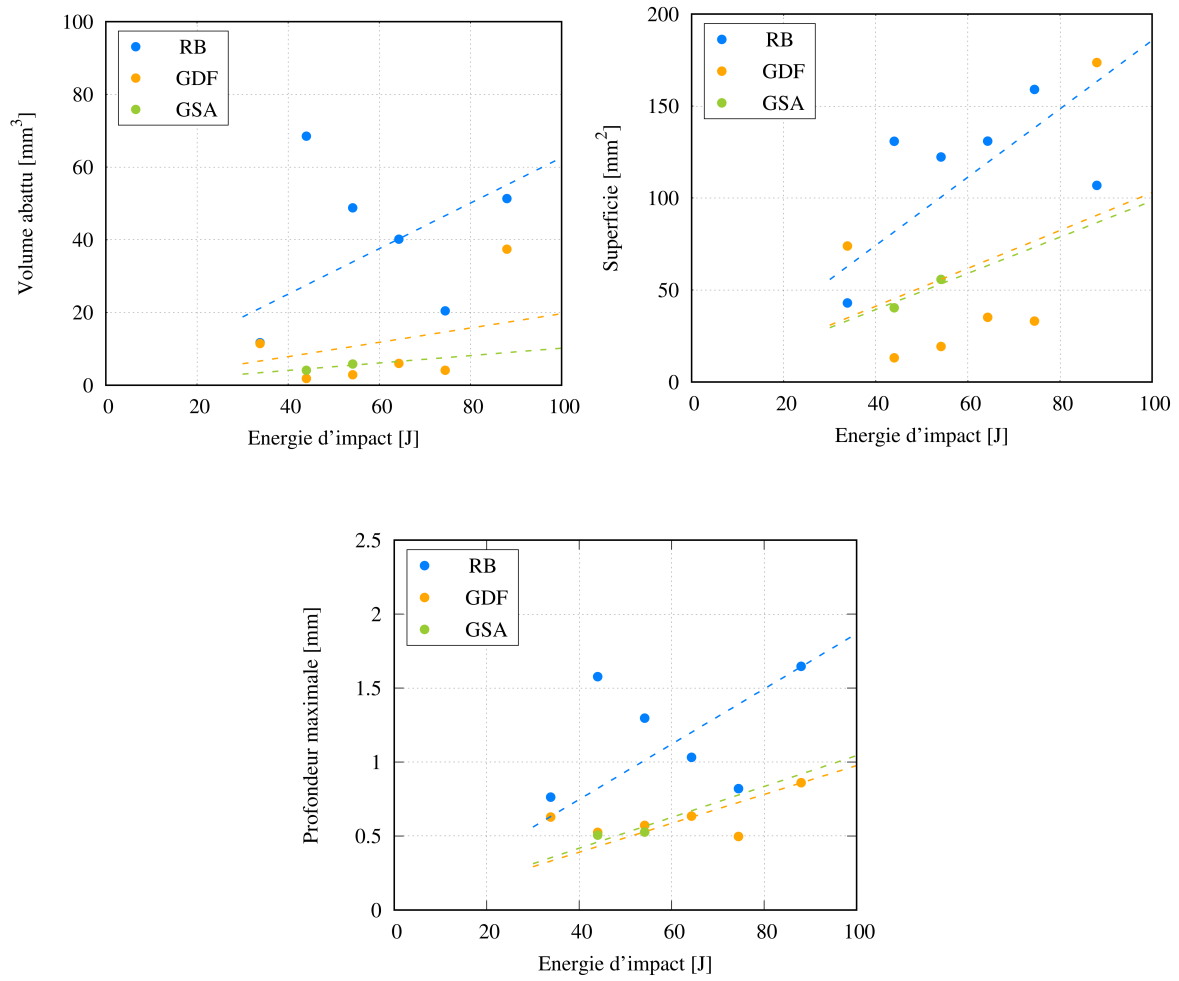


FIGURE A.12. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert conique sous 10 MPa de confinement.

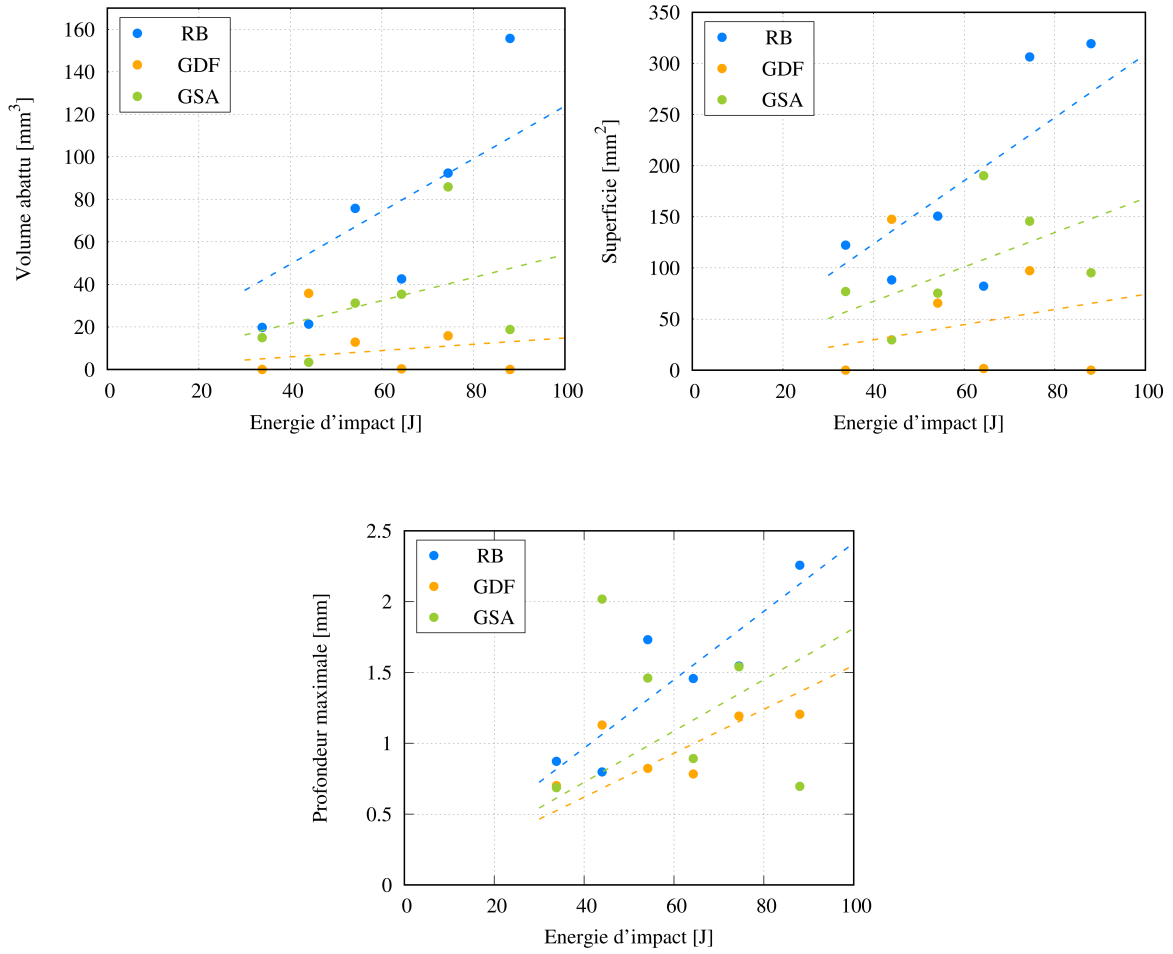


FIGURE A.13. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert cône sous 30 MPa de confinement.

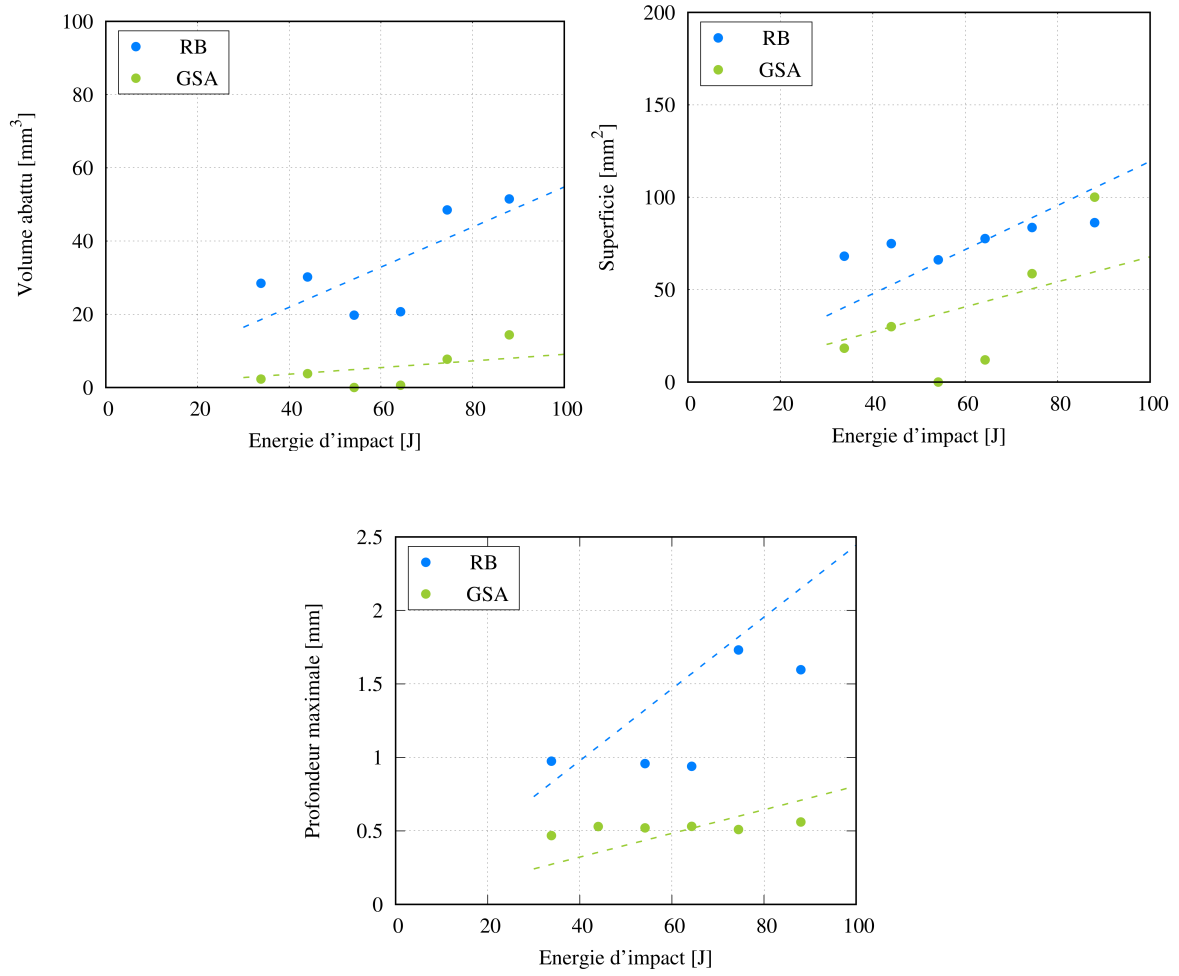


FIGURE A.14. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert chisel sous 10 MPa de confinement.

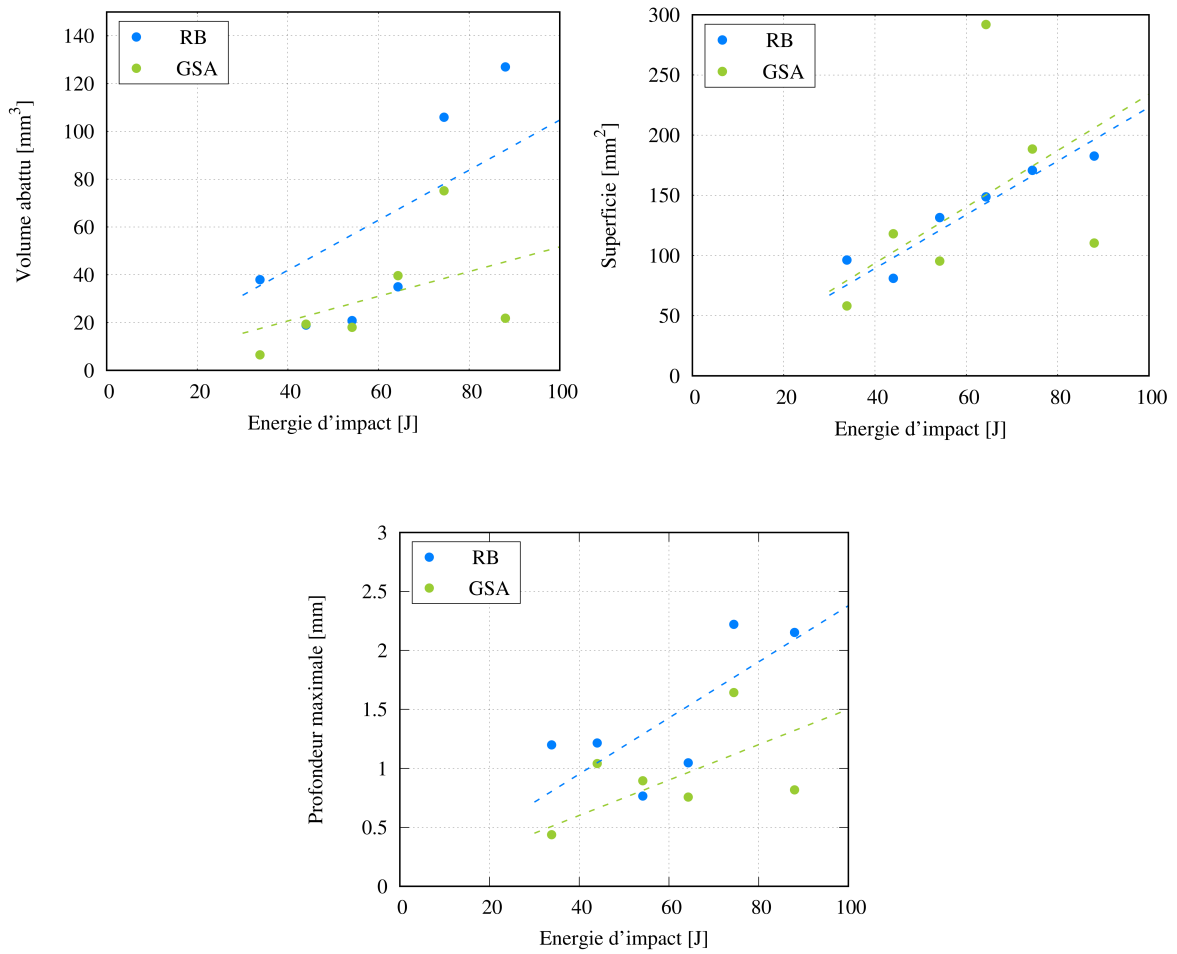


FIGURE A.15. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert chisel sous 30 MPa de confinement.

A.1.3 Effet de la pression de confinement

Les figures A.16 à A.22 montrent les résultats sur l'effet de la pression de confinement pour les roches RB, GSA et GDF. La figure A.16 correspond aux essais effectués sur le granite de Red Bohus avec l'insert demi-sphérique S16. Nous avons vu, dans la section portant sur l'effet de forme d'insert, que l'insert S16 est très performant sous faible pression de confinement sur cette roche. Par contre, il perd toute sa performance sous forte pression. C'est ce qu'on peut voir sur la figure A.16 où le volume abattu, la superficie et la profondeur diminuent avec l'augmentation de la pression de confinement. Dans ce cas, la pression confine la roche en empêchant son abattage.

La figure A.17 correspond aux essais effectués sur le granite de Red Bohus avec l'insert demi-sphérique S13. On remarque une meilleure performance sous pression de confinement plus élevée. On trouve aussi que la différence en termes de profondeur maximale n'existe pas, et en termes de volume et de superficie est très faible. Ainsi, on ne voit pas clairement l'effet de la pression de confinement sur la roche RB en utilisant l'insert S13. Cet effet est clairement visible dans les essais effectués avec les inserts coniques (figure A.18) et chisels (figure A.19).

En ce qui concerne l'influence de la pression de confinement sur la roche GDF, les figures A.20, A.21 et A.22 montrent que cette influence est très faible dans le cas des inserts S13 et cône. Cependant, on peut dire qu'en termes de volume abattu, les performances sont très semblables. En termes de superficie, la performance est meilleure sous une pression plus faible, cela indique que, dans ces conditions, la pression réduit la propagation des fissures radiales et latérales dans la roche testée. Par contre, en termes de profondeur maximale, la profondeur du cratère augmente avec la pression. En ce qui concerne l'influence de la pression avec l'insert S16, la figure A.20 montre que la roche présente une meilleure forabilité sous une pression de confinement plus élevée.

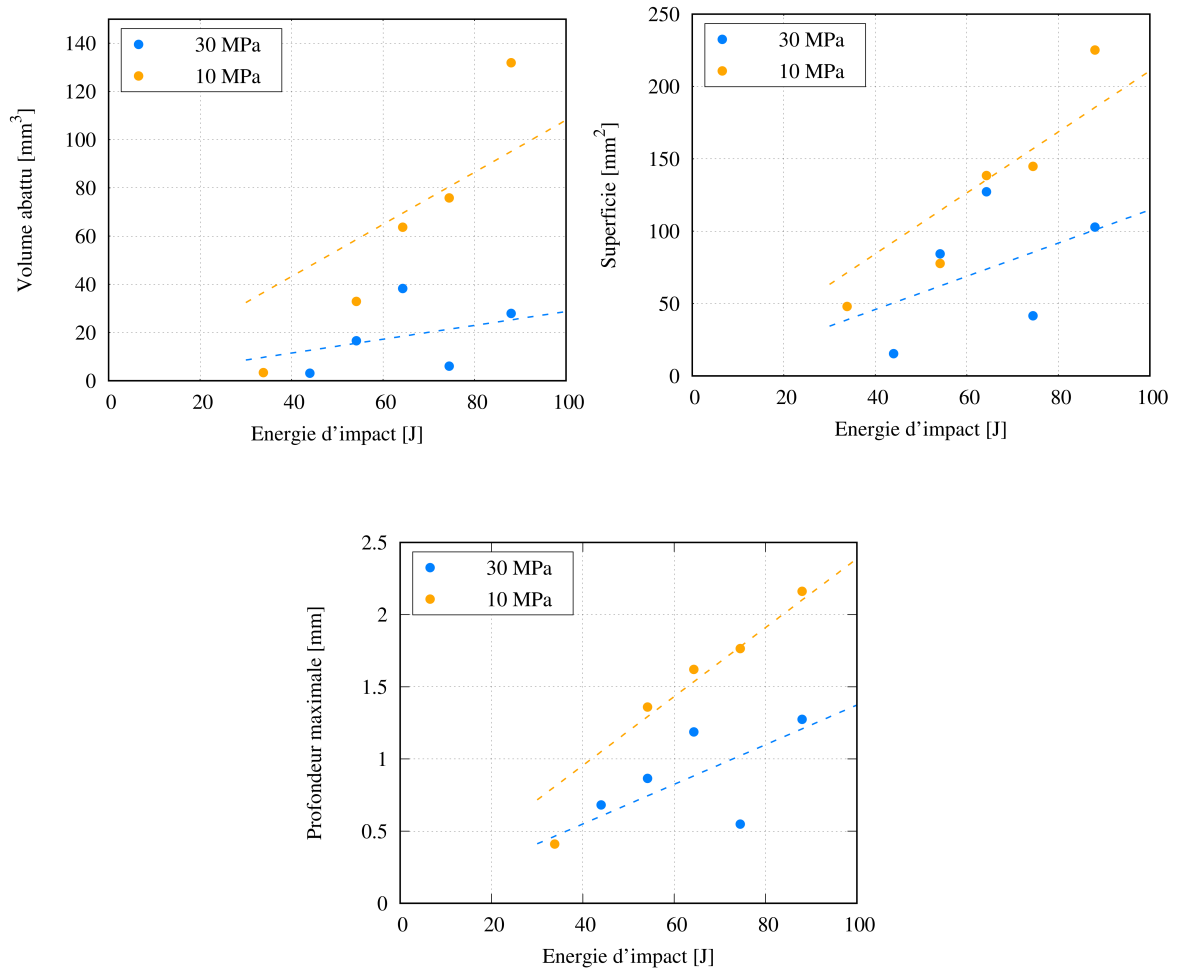


FIGURE A.16. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert S16 et la roche RB.

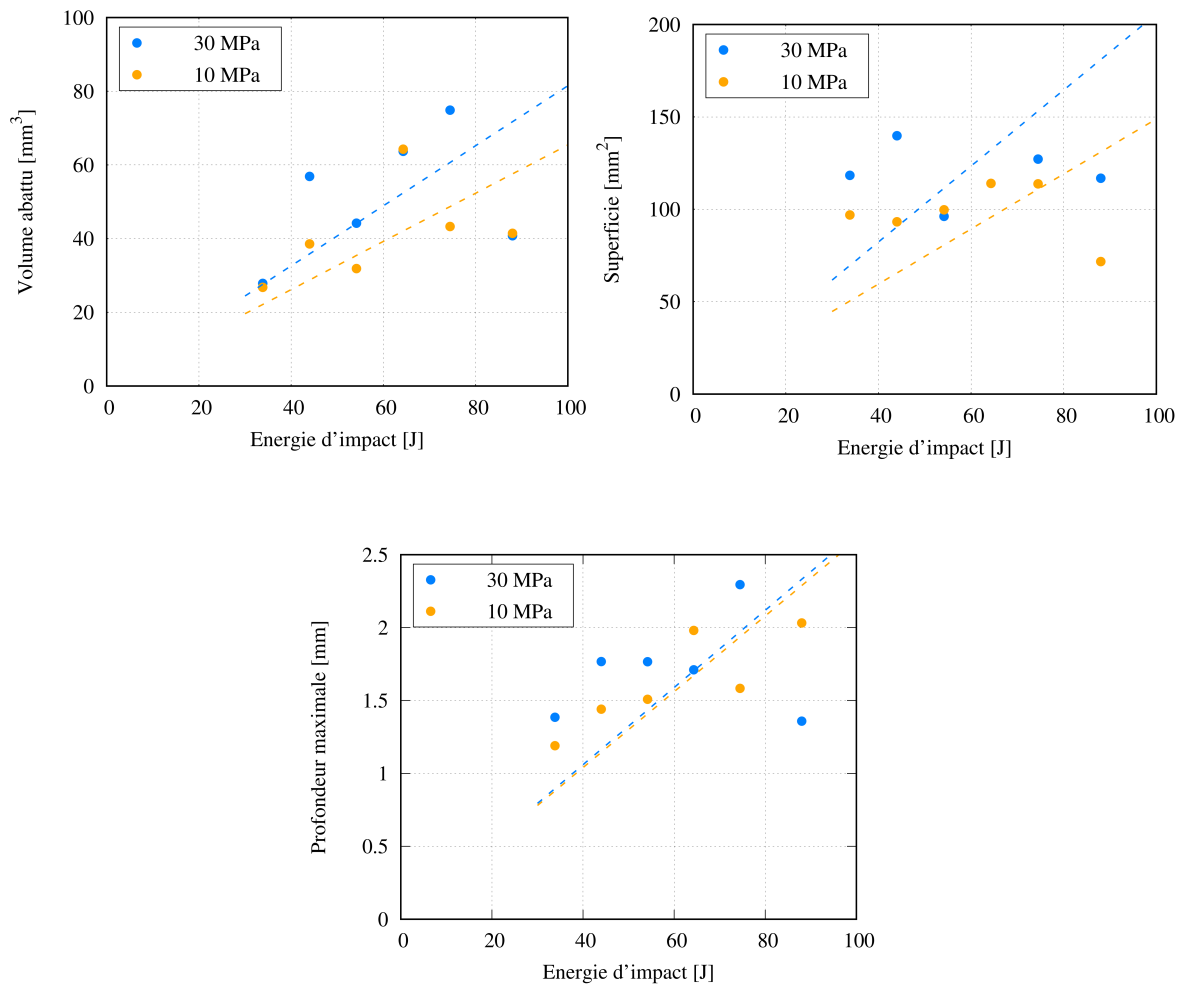


FIGURE A.17. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert S13 et la roche RB.

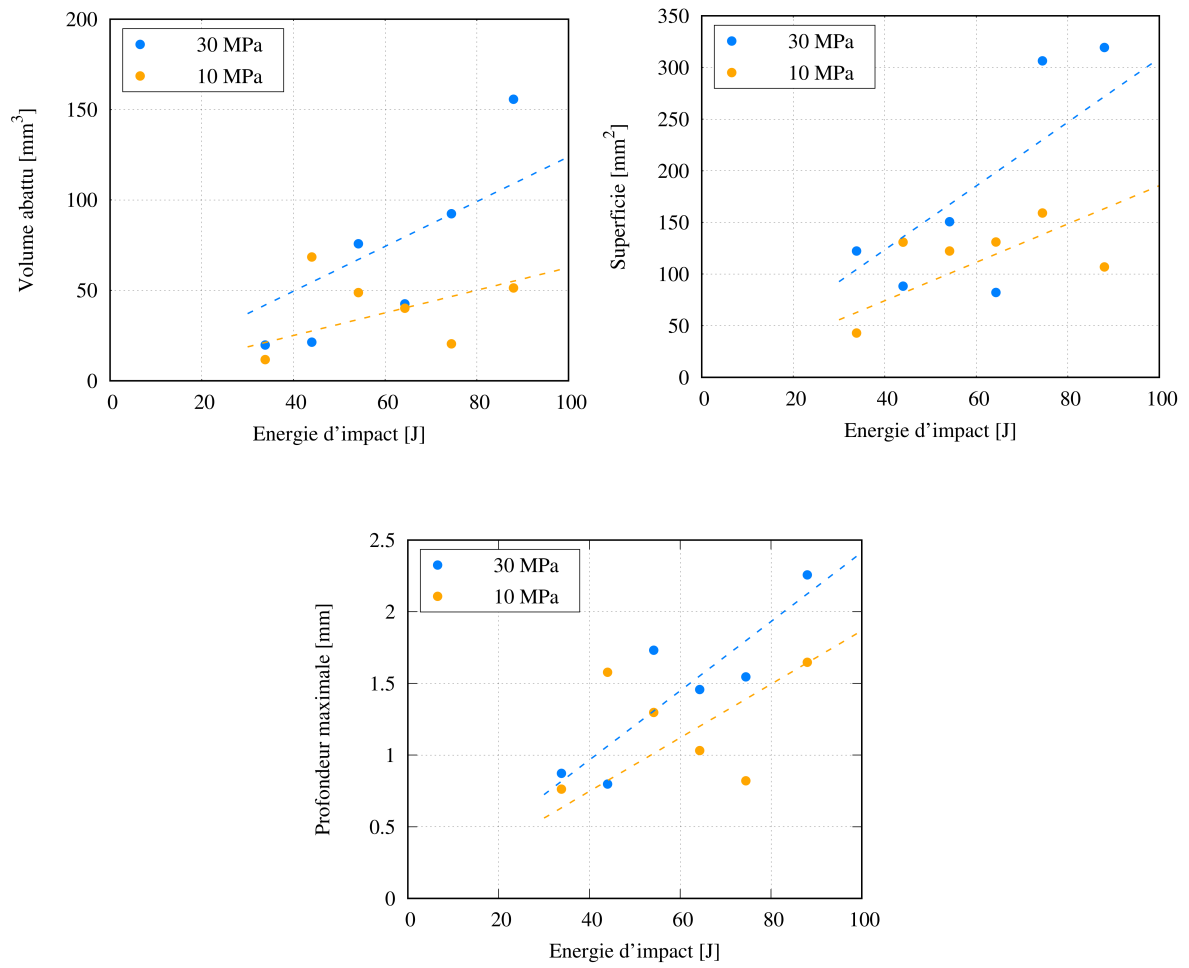


FIGURE A.18. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert cône et la roche RB.

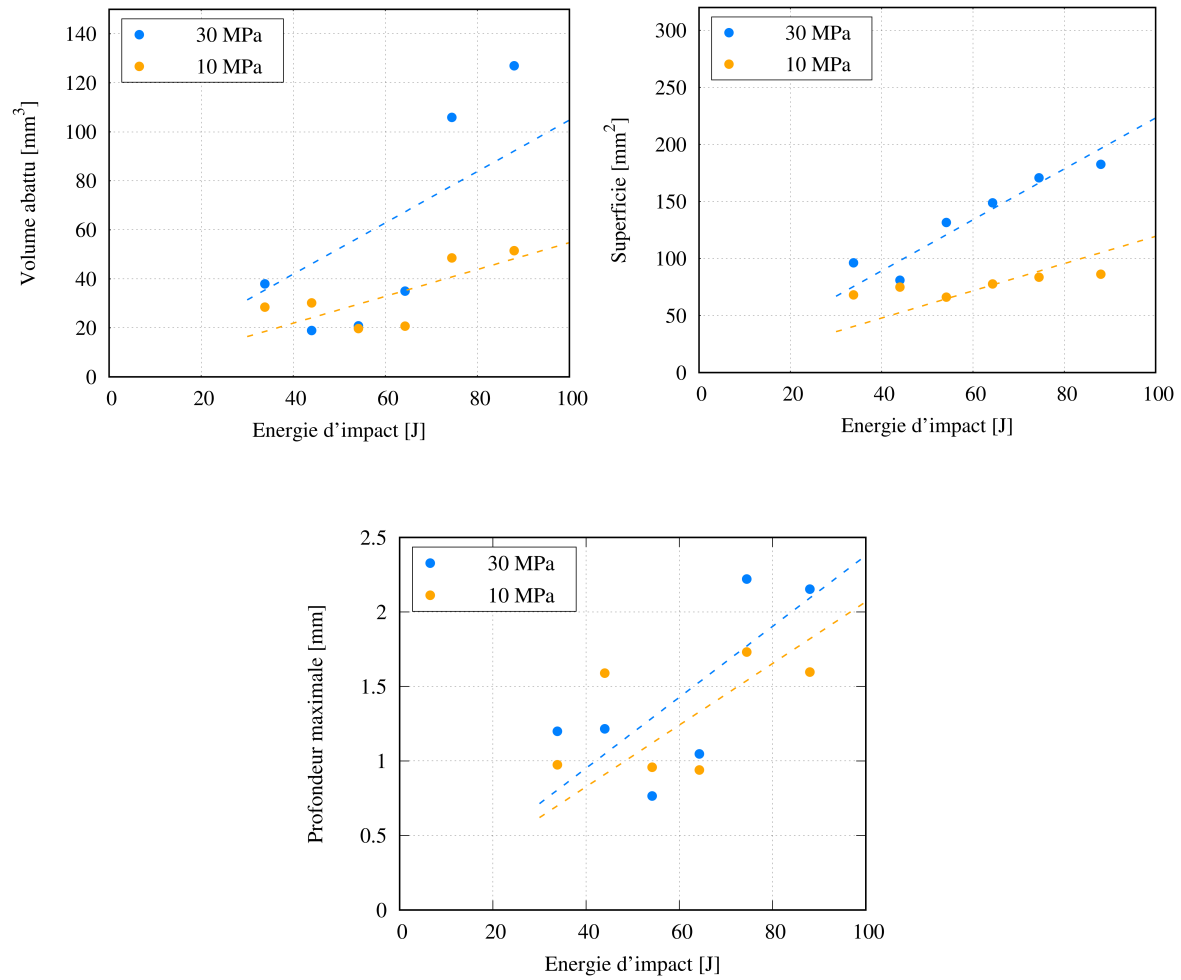


FIGURE A.19. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert chisel et la roche RB.

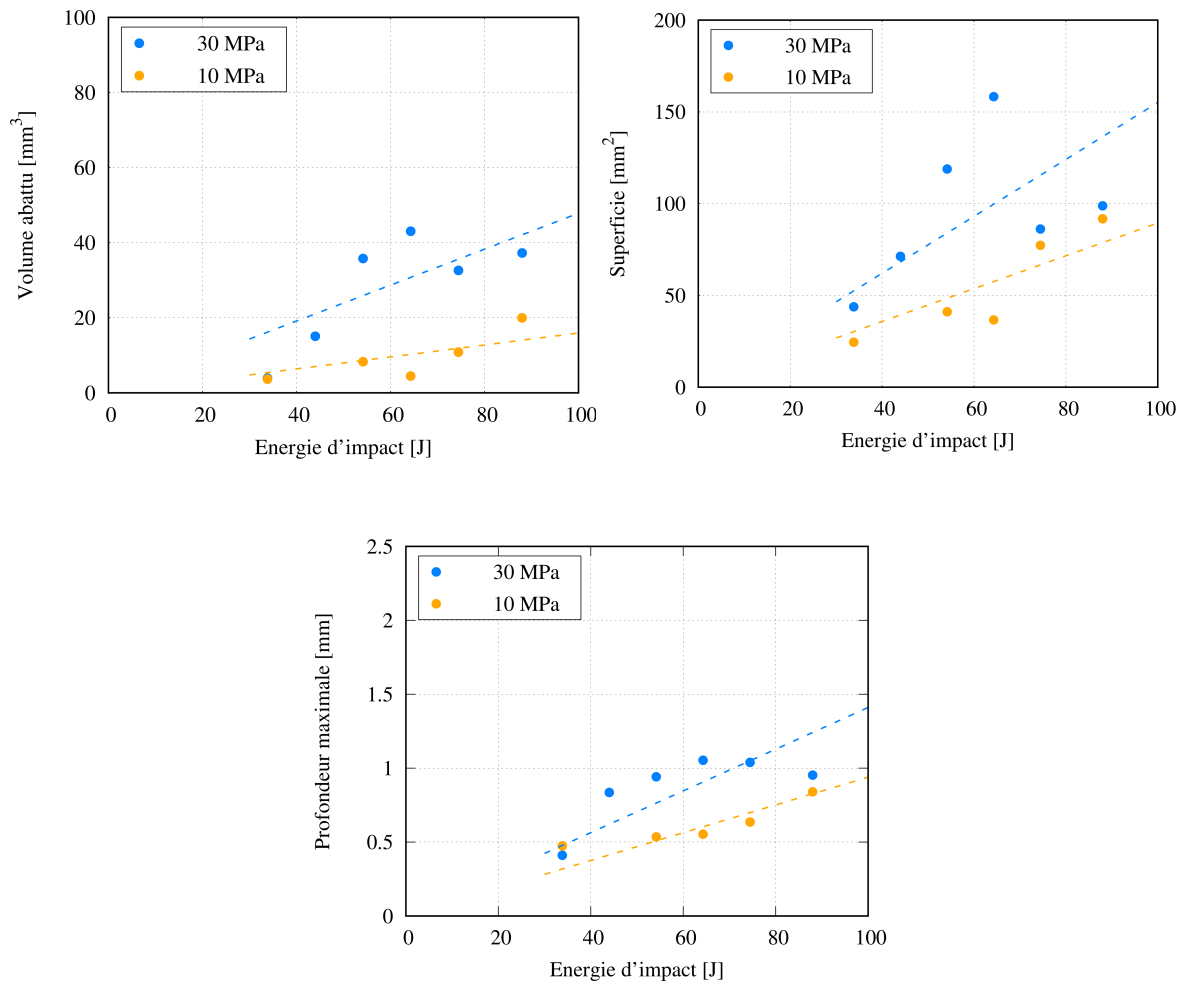


FIGURE A.20. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert S16 et la roche GDF.

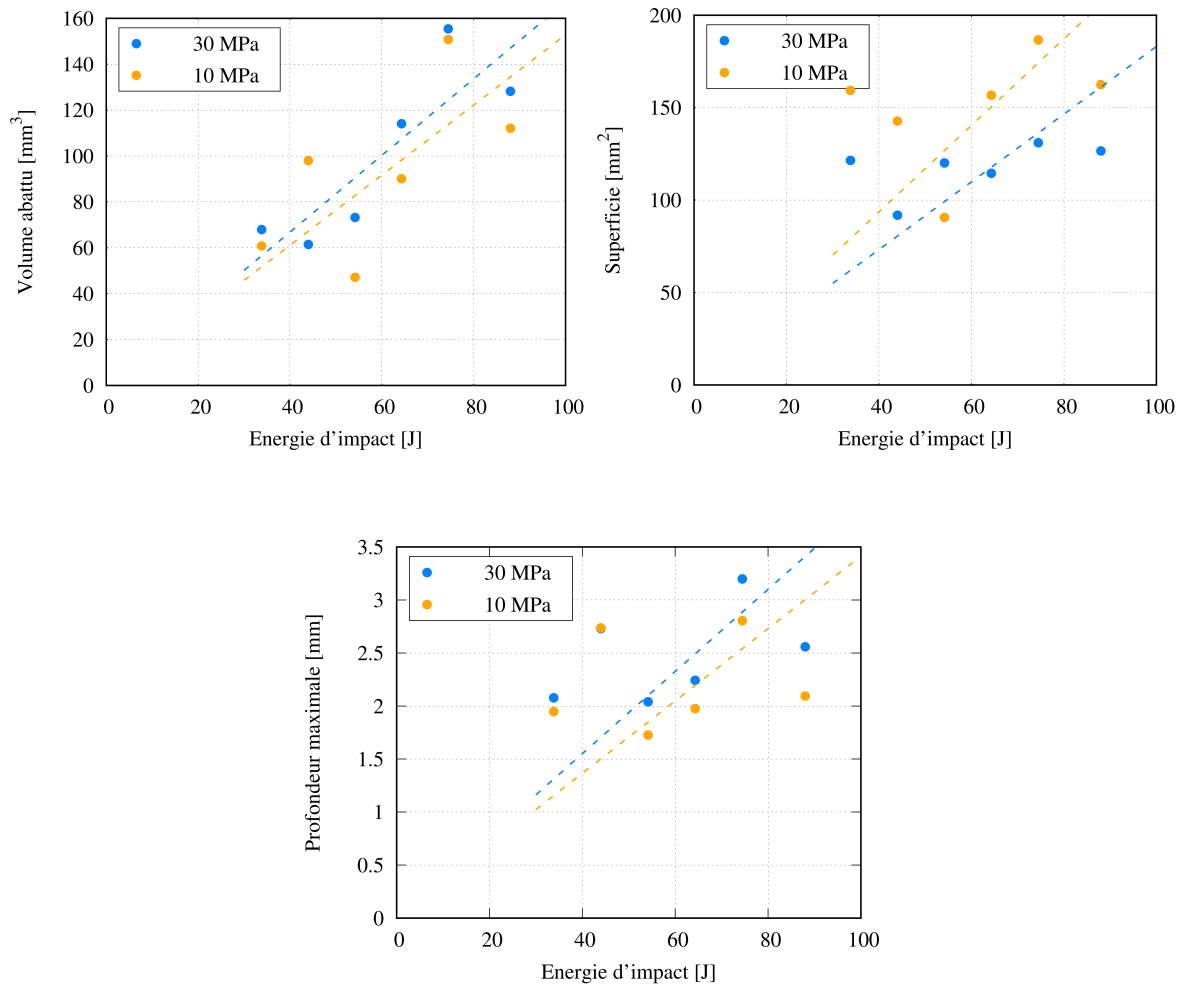


FIGURE A.21. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert S13 et la roche GDF.

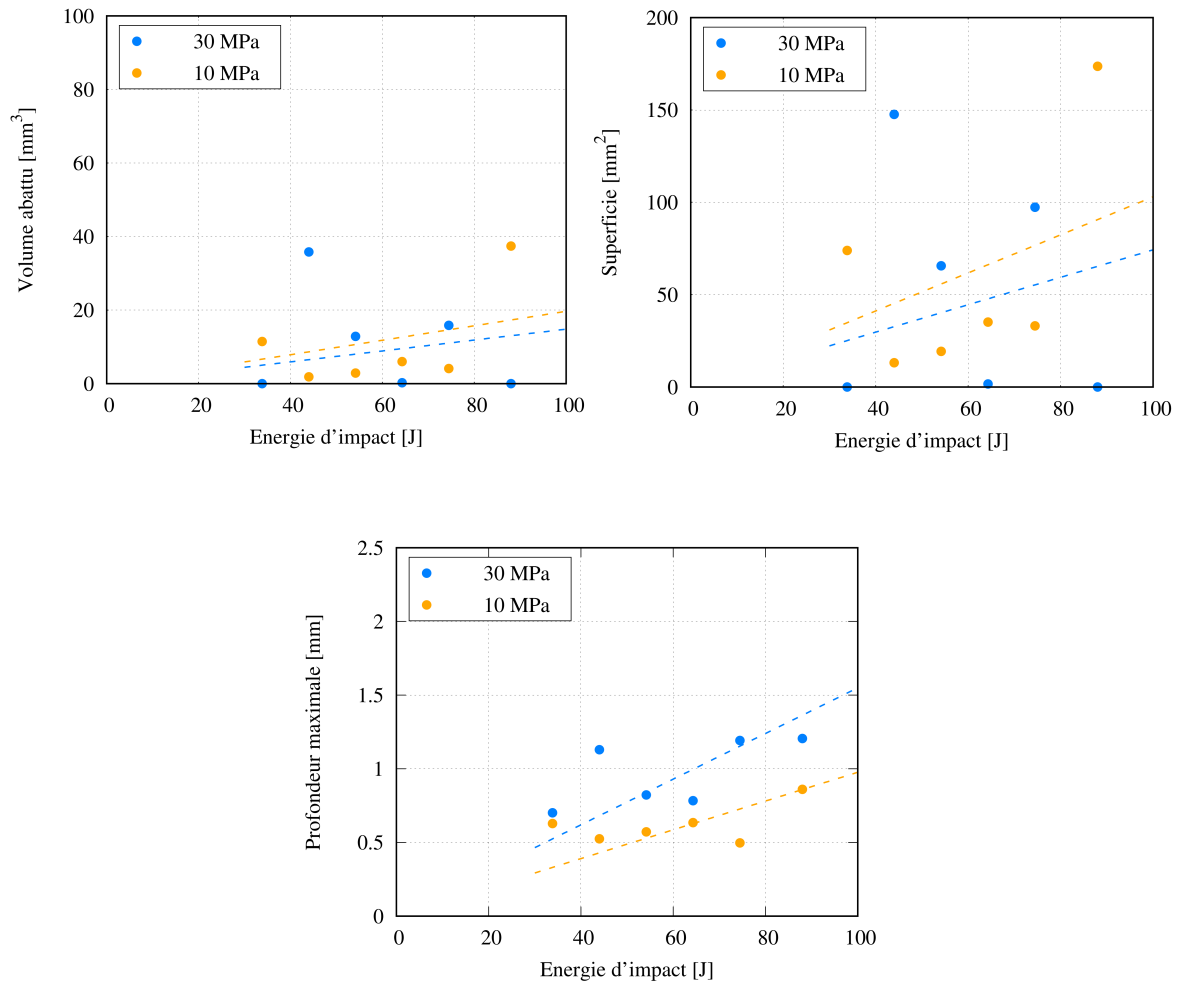


FIGURE A.22. Évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur maximale en fonction de l'énergie d'impact pour l'insert cône et la roche GDF.

A.2 Conclusion

Nous avons montré dans cette section les résultats d'une campagne expérimentale réalisée auparavant et qui sont analysés pendant la thèse. Leurs interprétations ont conduit à plusieurs conclusions préliminaires. Par exemple, un insert ayant une surface de contact importante avec la roche permet d'enlever plus de matériau en superficie pour une faible pression de confinement. Par contre, sous forte pression, ce type d'insert n'est plus efficace. Ainsi, la forme d'insert optimale dépend de la roche testée et de la pression appliquée. Par ailleurs, les résultats ont montré que la roche a un effet sur les performances, mais ces dernières sont fonction de l'insert utilisé. Par conséquent, les performances dépendent du duo insert-roche. Par ailleurs, les résultats sur l'effet de la pression de confinement n'étaient pas cohérents, puisque les essais sur les différentes roches en utilisant différents inserts ont montré des résultats en contradiction. En effet, les performances ont diminué dans certains cas et ont augmenté dans d'autres en fonction de la pression de confinement.

Cependant, la forte dispersion de ces résultats rend leurs interprétations très discutables et non concluantes. En effet, les essais d'impact ont été réalisés sur des roches qui présentent soit des propriétés mécaniques hétérogènes soit des aspects de discontinuité. Dans ce cas, un seul essai d'impact sur une petite zone de la roche n'est plus représentatif de la réponse de la roche testée. Il est donc nécessaire de s'affranchir de cette non-représentativité par la répétition des essais plusieurs fois sous les mêmes conditions et ensuite juger suivant les valeurs moyennes des résultats obtenus.

D'autre part, dans la campagne expérimentale ainsi présentée, les séries d'essais sont toutes réalisées en changeant plusieurs paramètres à la fois, ce qui a rendu l'interprétation de l'effet de chaque paramètres délicate. Donc, il sera judicieux d'étudier chaque facteur en variant la valeur d'un seul paramètre tout en maintenant les autres paramètres fixes.

Ainsi, ces résultats ont contribué à bien planifier le programme expérimental réalisé pendant la thèse, en se basant principalement sur deux facteurs primordiaux : la répétabilité des essais et l'étude de chaque facteur d'influence indépendamment.

Annexe B

Complément de l'étude expérimentale

B.1 Mesures de déplacement vertical pendant les essais d'impact

B.1.1 Introduction

Les moyens expérimentaux employés pour la réalisation de la campagne expérimentale pendant la thèse étaient équipés par un capteur de déplacement positionné sous le point d'impact de la masse après sa chute libre. Ce capteur est montré en photo dans la figure B.1 et illustré dans une représentation schématique dans la figure 1.11 correspondant au dispositif d'essai d'impact montré dans la figure 1.10. Il sert à mesurer la distance entre le capteur et une plaque métallique fixée par dessous, avec une plage de mesure de 0 à 15mm ($\pm 1\mu\text{m}$). Il est attaché au système maintenant l'insert par un support métallique en forme de U. Cette forme en U sert à atténuer les vibrations résultantes des impacts. Toutefois, les écrous fixant ce support risquent de se desserrer après une série d'essais, ce qui peut entraîner des vibrations supplémentaires. Nous montrons dans la suite de cette annexe les résultats des essais d'impact sur le granite de Red Bohus en termes de déplacement vertical en fonction du temps.

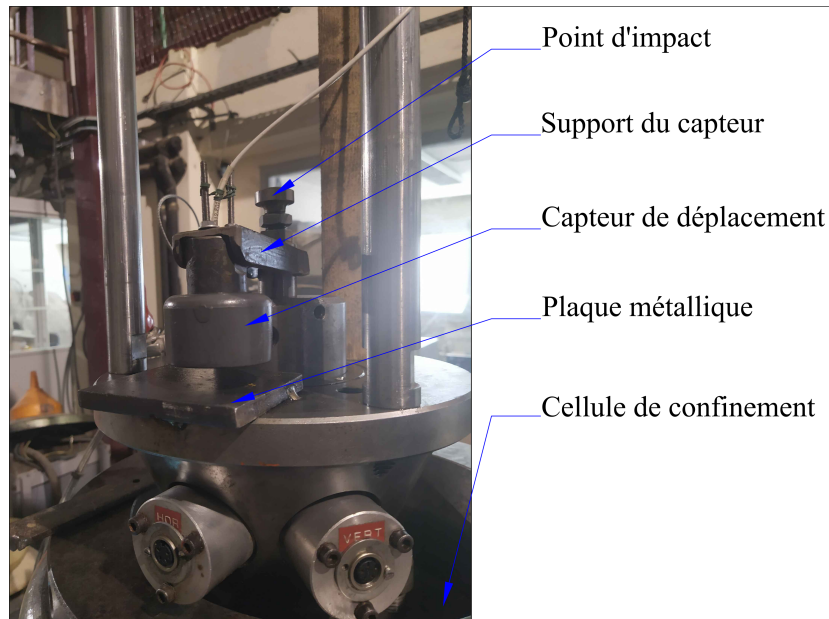


FIGURE B.1. Montage du capteur de déplacement vertical.

B.1.2 Effet de la pression de confinement

La figure B.2 montre l'évolution en fonction du temps des déplacements mesurés par le capteur pour chaque essai d'impact de la série visant à étudier l'effet de la pression de confinement (0, 5, 10, 15, 20, 25 et 30 MPa). Les essais ont été réalisés avec l'insert «Cone», avec 60 J d'énergie d'impact et 2.88 kN d'efforts statiques et ils ont été répétés trois fois. On peut voir sur ces figures que chaque courbe présente des oscillations. Ces dernières résultent de la vibration du capteur de déplacement pendant et après chaque impact. Différents pics, avec des amplitudes qui diminuent en fonction du temps, peuvent être observés sur ces courbes. Plusieurs ondes de vibration sont alors mesurées par le capteur. Cela peut être expliqué par le rebond de la plaquette de chargement (la masse qui tombe en chute libre) sur le point d'impact plusieurs fois imposant plusieurs petits chocs et ensuite de nouvelles vibrations/mouvement oscillatoire au capteur.

D'autre part, en comparant les valeurs finales des déplacements, on remarque qu'ils diminuent (en valeur absolue) en fonction de la pression de confinement. Une diminution importante est obtenue lorsque la pression augmente de la pression atmosphérique à une pression de 5 MPa. Après 5 MPa, les déplacements continuent plus lentement, pour enfin se stabiliser après une pression de 15 MPa. On peut dire alors que la pression de confinement réduit la pénétration de l'insert dans la roche.

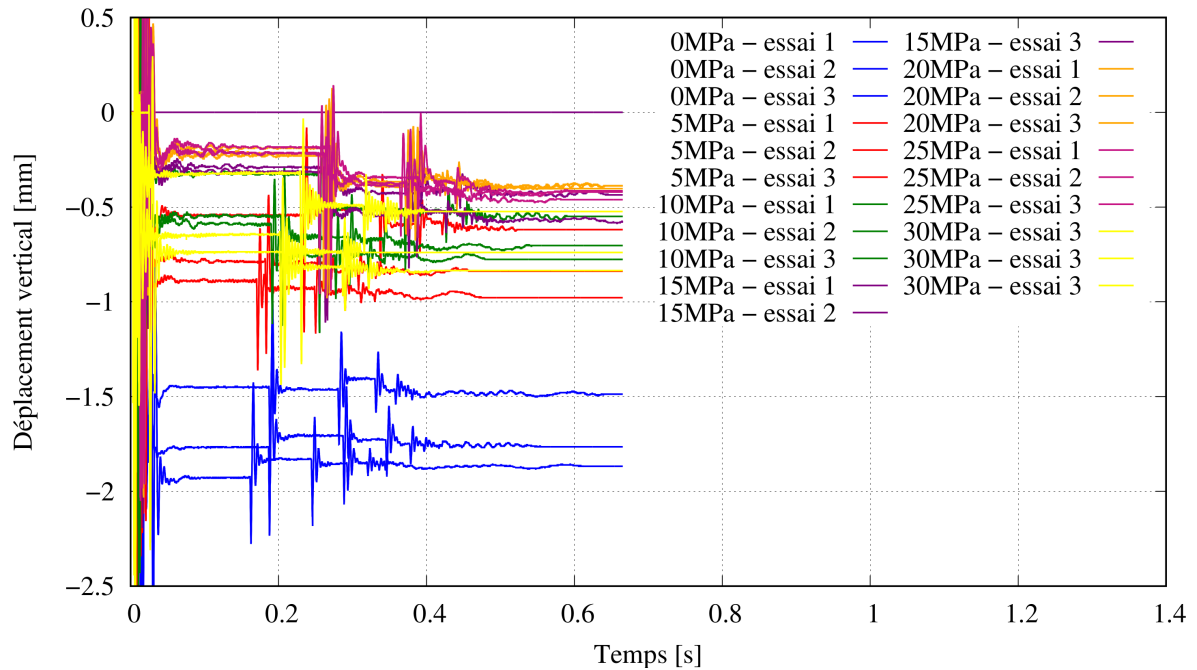


FIGURE B.2. Évolution en fonction de temps de la valeur de déplacement vertical mesuré par le capteur pendant et après les essais d'impact sous différentes pressions de confinement.

B.1.3 Effet de l'énergie d'impact

La figure B.3 montre l'évolution en fonction du temps des déplacements mesurés par le capteur pour chaque essai d'impact de la série visant à étudier l'effet de l'énergie d'impact (30, 40, 60, 74, 94 et 94 J). Les essais ont été réalisés avec l'insert «Cone», 2.88 kN d'efforts statiques et sous 30 MPa de pression de confinement et ils ont été répétés trois fois. D'après ces figures, les valeurs finales des déplacements montrent une augmentation (en valeur absolue) avec l'énergie d'impact. Cela veut dire que l'énergie d'impact favorise la pénétration de l'insert dans la roche. D'ailleurs, on remarque sur quelques courbes une chute brutale du déplacement après les impacts. Il est à noter que l'impact dure quelques millisecondes et ces chutes arrivent dans au moins une seconde après la fin de l'impact. Néanmoins, c'est la valeur finale qui détermine la position/pénétration verticale de l'insert après l'impact.

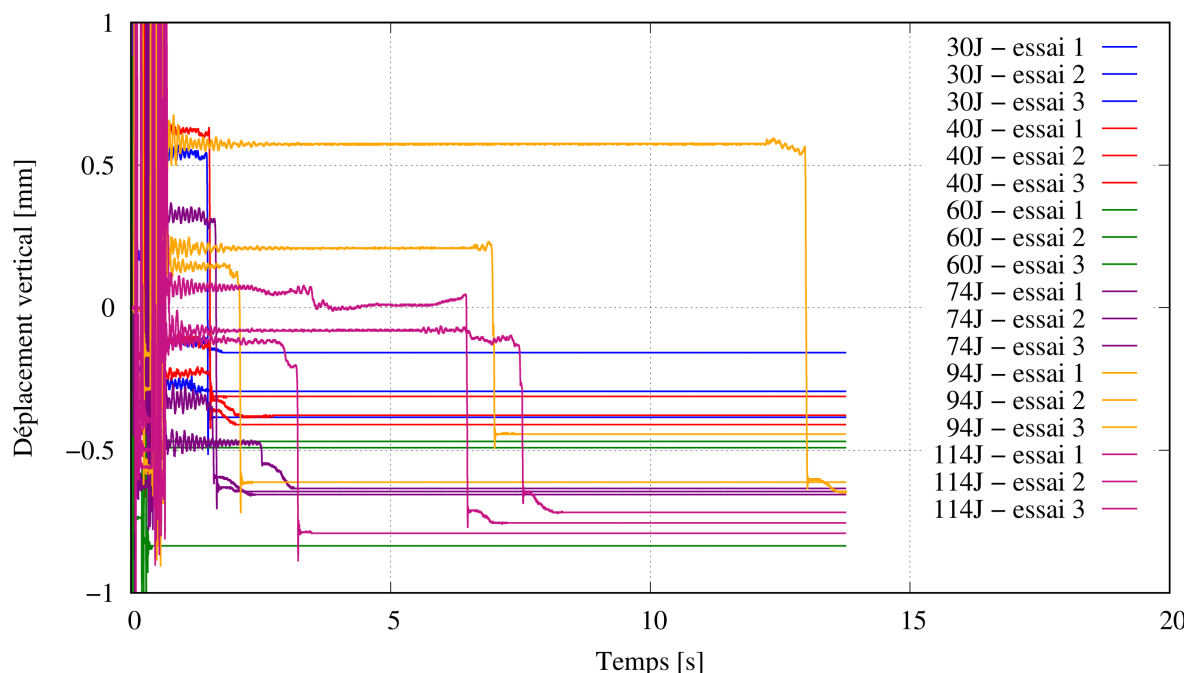


FIGURE B.3. Évolution en fonction de temps de la valeur de déplacement vertical mesuré par le capteur pendant et après les essais avec différentes énergies d'impact.

B.1.4 Effet des efforts statiques

La figure B.4 montre l'évolution en fonction du temps des déplacements mesurés par le capteur pour chaque essai d'impact de la série visant à étudier l'effet des efforts statiques (0, 1.44, 2.88, 4.32, 8.64 kN). Les essais ont été réalisés avec l'insert «Cone», sous 30 MPa de pression de confinement et avec 60 J d'énergie d'impact et ils ont été répétés trois fois. Premièrement, on remarque que pour les essais effectués sans des efforts statiques ($WOB = 0$ kN), la valeur des déplacements finaux est positive. Cela veut dire que l'insert n'est pas en contact avec la roche : la contre-pression d'huile de confinement pousse l'insert vers le haut sans être contrebalancée par les efforts statiques. Deuxièmement, on trouve que le déplacement final augmente légèrement avec l'augmentation des efforts statiques. Cela veut dire que ces efforts favorisent la pénétration de l'insert dans la roche.

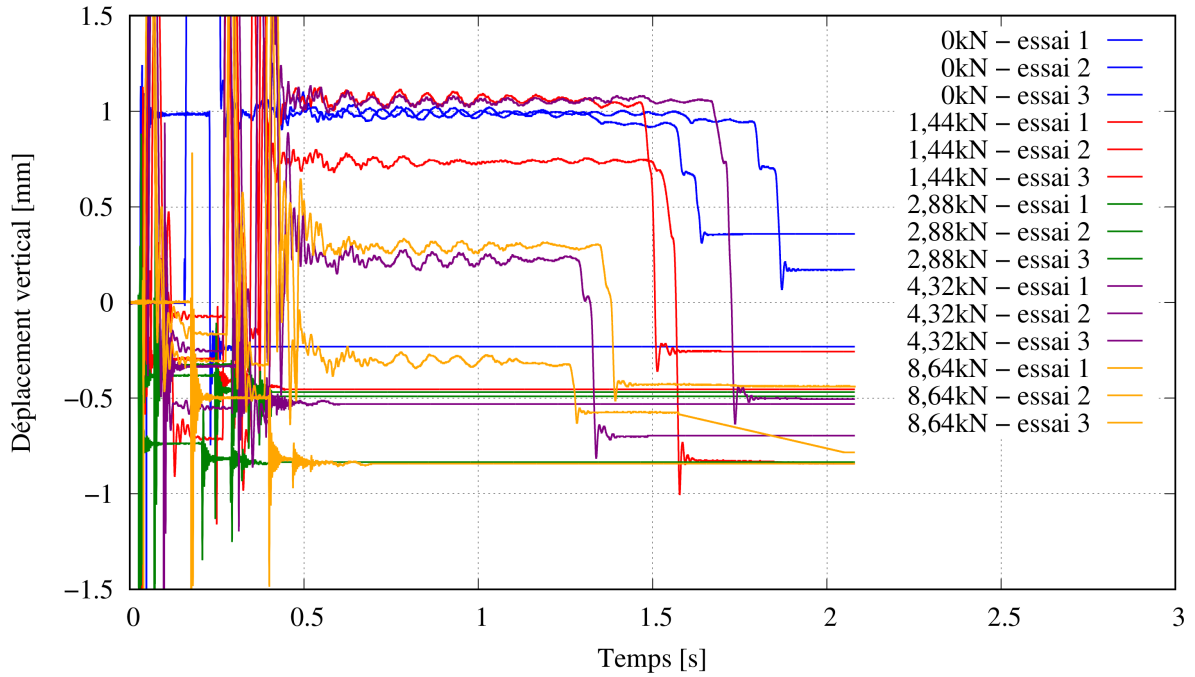


FIGURE B.4. Évolution en fonction de temps de la valeur de déplacement vertical mesuré par le capteur pendant et après les essais d'impact sous différentes valeurs d'efforts statiques.

B.2 Essais d'impact superposés successifs

Une série d'essais d'impacts superposés successifs a fait partie de la campagne expérimentale réalisée pendant cette thèse. Il s'agit de réaliser un nombre d'impacts (1, 2, 3, 4 et 5 impacts) dans la même position sans changer aucun des paramètres ni nettoyer le cratère entre les impacts. Ces essais ont été répétés cinq fois. Par exemple, si on prend le cas de quatre impacts, nous effectuons quatre impacts successifs dans la même position et nous répétons la procédure cinq fois sur de nouvelles positions. Finalement, les cratères résultants sont nettoyés et ensuite mesurés. Ce travail a pour l'objectif de trouver une relation entre le nombre d'impacts et la dispersion des résultats d'une part, et d'autre part d'évaluer l'effet du nettoyage des cratères pendant le processus du forage percussif.

Ces essais ont été effectués sur le granite de Red Bohus à l'aide de l'insert «Cone», sous 30 MPa de pression de confinement, avec une énergie d'impact de 60 J et des efforts statiques de 2.88 kN. Les résultats obtenus sont montrés dans les figures B.5, B.6 et B.7 en termes du volume abattu total, de la superficie et la profondeur du cratère résultant respectivement, et dans la figure B.8 en termes de déplacement vertical en fonction du temps.

D'après la figure B.5, on remarque une évolution croissante du volume abattu moyen en fonction du nombre d'impacts. Cependant, une perte très importante de performance est obtenue. En effet, en comparant le volume abattu moyen des essais avec un seul impact et celui d'essais avec deux impacts, on trouve des valeurs de 56.29 mm^3 et 93.19 mm^3 respectivement. Cela veut dire que les performances ont diminué de 17.22%. En plus, cette perte devient encore plus importante pour un nombre d'impacts plus grand (ex. 55.64% de perte de performance dans le cas de 5 impacts). Cela peut être expliqué par la dissipation de l'énergie d'impact sur la partie de la roche déjà écrasée par le premier impact, limitant ensuite l'abattage d'une nouvelle partie de la roche. D'ailleurs, aucune relation monotone entre la dispersion des volumes abattus et le nombre d'impacts ne peut être établie. D'après la figure B.6, la superficie des cratères résultants ne présente aucune évolution remarquable en fonction du nombre d'impacts. Cela veut dire que le mécanisme d'écaillage a été activé seulement durant le premier impact. En fait, si l'énergie du deuxième impact est dissipée en grande partie sur la roche déjà écrasée par le premier impact, le mécanisme d'écaillage ne serait pas activé puisqu'il sollicite une partie de cette énergie.

La figure B.7 montre une évolution croissante de la profondeur du cratère en fonction du nombre d'impacts. On peut voir sur cette figure une diminution de la dispersion des profondeurs avec l'augmentation du nombre d'impacts. En effet, en appliquant plusieurs impacts dans la même zone sans nettoyer le cratère entre eux, la zone écrasée est compactée à chaque fois. Pour cela, la profondeur du cratère augmente légèrement et la dispersion des volumes diminue en fonction du nombre d'impacts.

Les déplacements verticaux en fonction du temps montrés dans la figure B.8 correspondent à la série d'essais de cinq impacts. Entre les impacts, il y a un temps moyen de deux secondes pendant lequel la masse est remontée et lâchée à nouveau. On trouve que chaque impact a imposé un déplacement moyen de 0.5 mm pour atteindre 2.5 mm après cinq impacts. Cependant, ces valeurs ne présentent pas une pénétration de l'insert dans la roche intacte puisque la profondeur de cratère n'a pas évolué de la même manière (d'après la figure B.7). Par contre, ces déplacements correspondent en grande partie à l'avancement de l'insert dans la roche écrasée/compactée après chaque impact.

Ces résultats montrent l'importance de nettoyage des débris et des miettes présents dans les cratères après les impacts. En effet, un bon nettoyage empêche la dissipation de l'énergie d'impact et fournit une nouvelle surface de roche intacte pour les impacts suivants [Hartman, 1959].

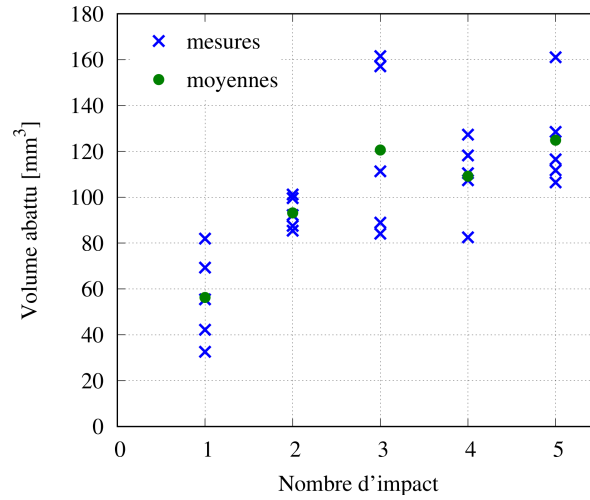


FIGURE B.5. Évolution des volumes des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de nombre d'impacts superposés successifs.

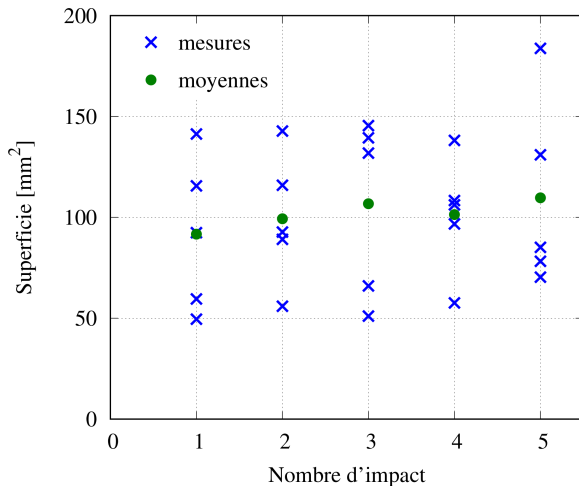


FIGURE B.6. Évolution des surfaces des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de nombre d'impacts superposés successifs.

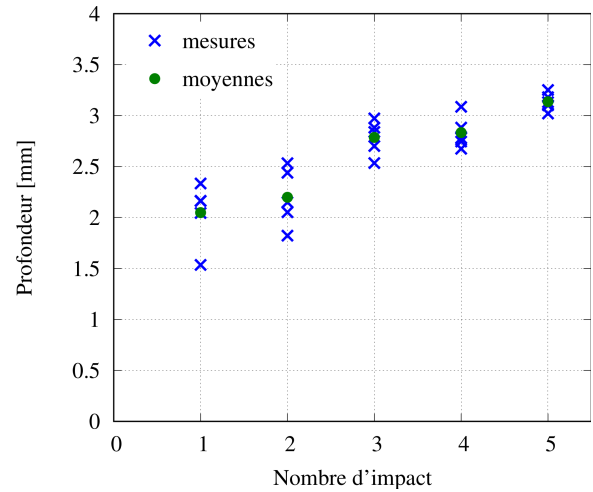


FIGURE B.7. Évolution des profondeurs des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de nombre d'impacts superposés successifs.

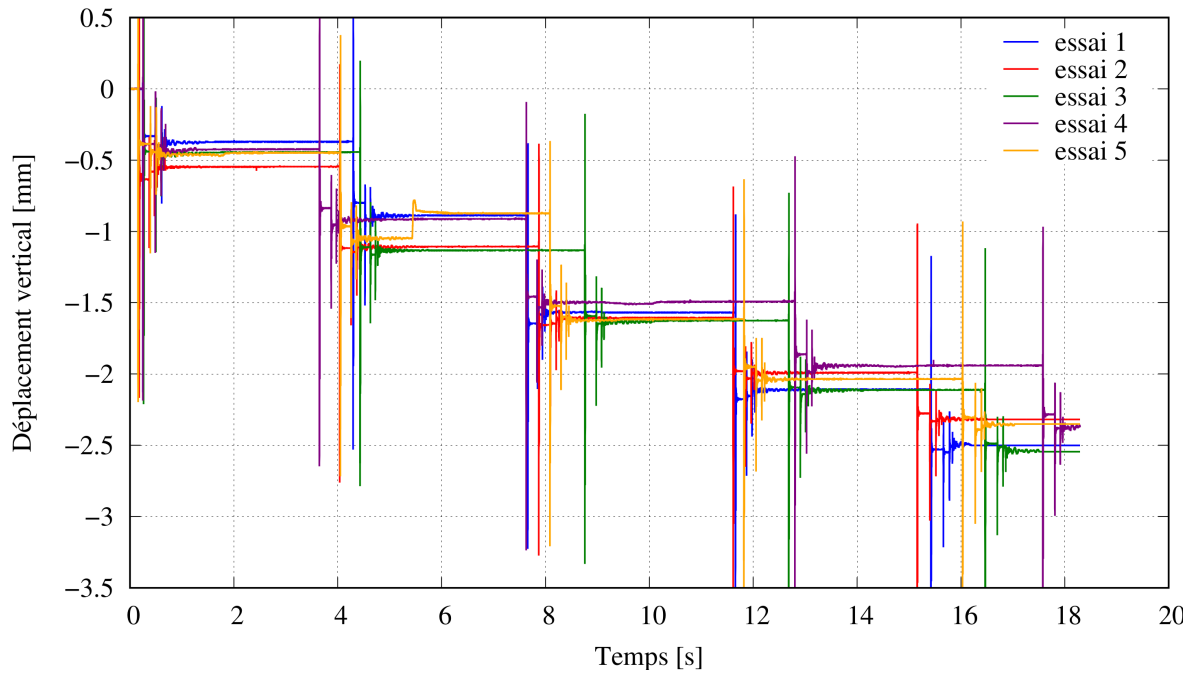


FIGURE B.8. Évolution en fonction de temps de la valeur de déplacement vertical mesuré par le capteur pendant et après les essais d'impacts superposés successifs.

B.3 Essais d'impact sur le gabbro Nero Impala

Dans cette annexe, nous présentons les résultats des essais d'impact réalisés sur le gabbro Nero Impala en termes d'effets de la pression de confinement et de l'énergie d'impact. Chaque essai a été répété plusieurs fois (quatre fois pour l'étude de la pression de confinement et trois fois pour celle de l'énergie d'impact) et les analyses seront effectuées sur la valeur moyenne des résultats obtenus.

B.3.1 Effet de la pression de confinement

La figure B.9 montre l'évolution du volume abattu en fonction de la pression de confinement. On remarque une diminution brusque du volume en augmentant la pression de 0 à 5 MPa. Après 5 MPa, aucune évolution ne peut être observée. En comparant ce résultat à celui du granite de Red Bohus dans la figure 1.29, on trouve que la diminution du volume est plus rapide en cas de gabbro. Cela peut être dû à sa résistance plus élevée et qui augmente encore plus avec la pression de confinement.

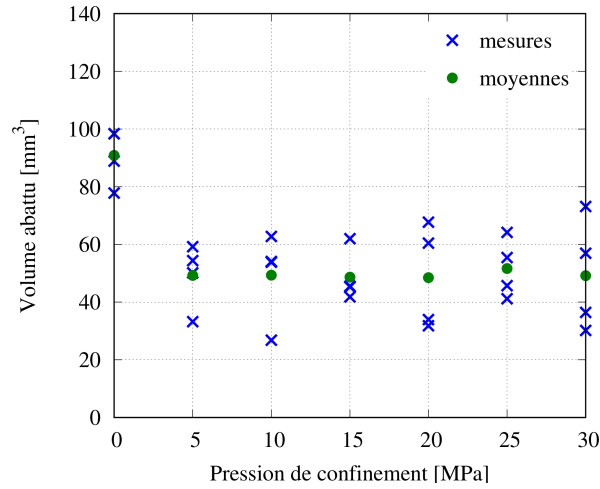


FIGURE B.9. Évolution des volumes des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de la pression de confinement.

La figure B.10 montre une évolution décroissante de la superficie du cratère résultant en fonction de la pression de confinement pour des valeurs de pressions faibles (<10 MPa). Cette évolution ne semble plus existante après 10 MPa. En comparant ce résultat à celui du granite de Red Bohus dans la figure 1.30, on trouve que la superficie est plus importante dans le cas du granite. Cela peut être dû à la résistance à la traction du gabbro (18.91 MPa) qui est plus élevée que celle du granite (8.78 kN).

La figure B.11 montre la diminution de la profondeur du cratère résultant en fonction de la pression de confinement. Cette diminution est monotone et peut être considérée comme linéaire. Cela peut être dû à l'augmentation linéaire de la résistance à la compression en fonction de la pression de confinement. D'ailleurs, en comparant ce résultat à celui du granite de Red Bohus dans la figure 1.31, on trouve une diminution légèrement plus importante dans le cas du granite; de 0.7 mm pour le granite et de 0.6 mm pour le gabbro. Cela peut être dû à la résistance à la compression plus élevée en cas du gabbro.

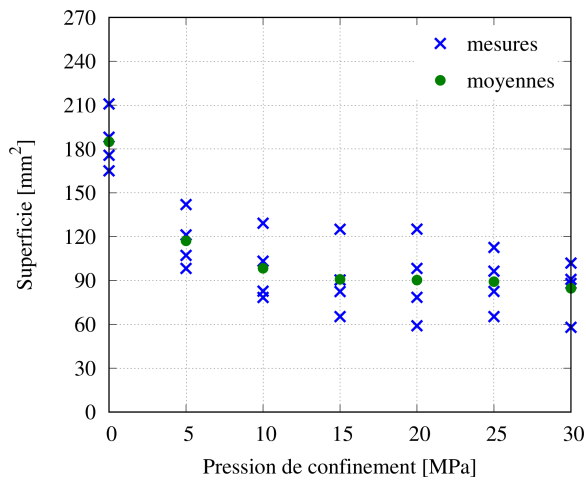


FIGURE B.10. Évolution des surfaces des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de la pression de confinement.

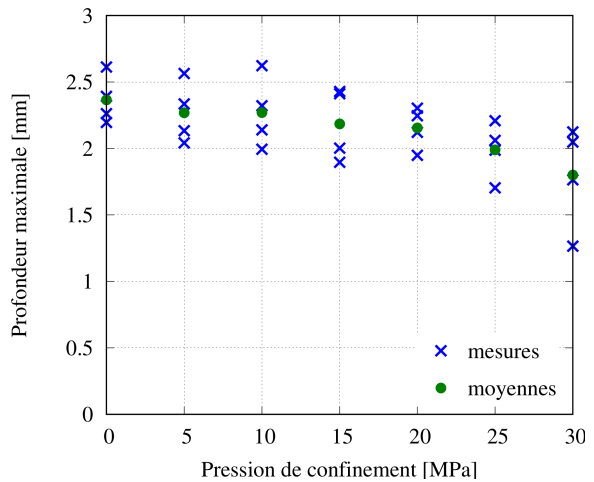


FIGURE B.11. Évolution des profondeurs des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de la pression de confinement.

B.3.2 Effet de l'énergie d'impact

Les figures B.12, B.13 et B.14 montrent l'évolution du volume abattu, de la superficie et de la profondeur du cratère résultant en fonction de l'énergie d'impact. On trouve que le volume, la superficie et la profondeur augmentent linéairement avec l'énergie. Ces résultats sont cohérents avec la littérature et avec les résultats obtenus sur le granite de Red Bohus (voir figures 1.33, 1.34 et 1.35).

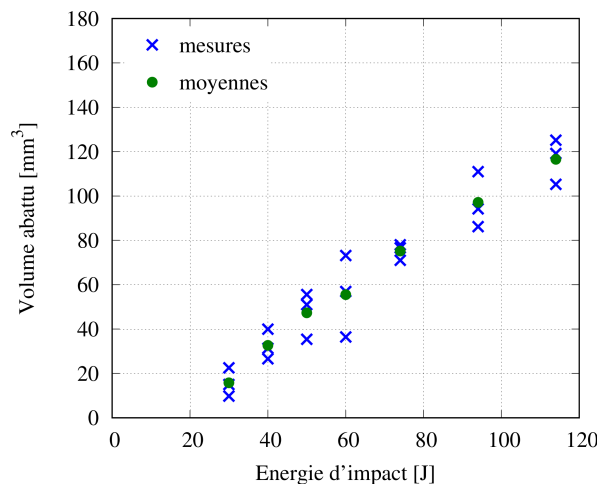


FIGURE B.12. Évolution des volumes des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de l'énergie d'impact.

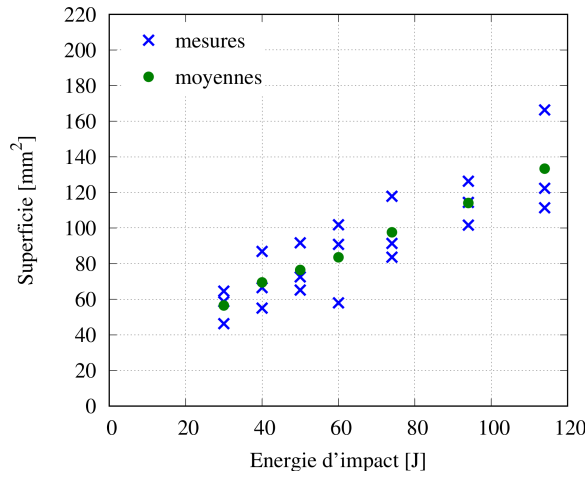


FIGURE B.13. Évolution des superficies des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de l'énergie d'impact.

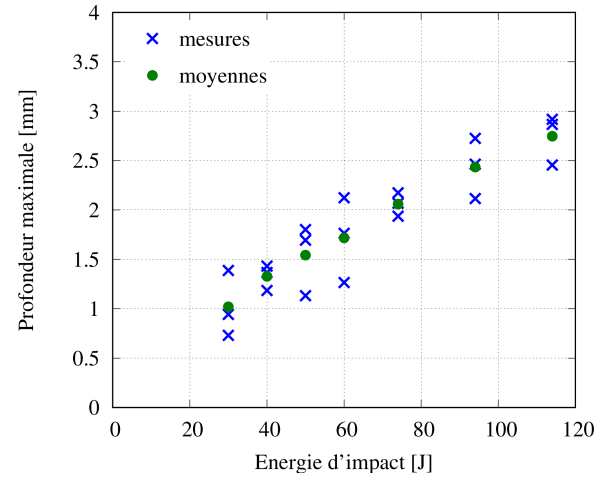


FIGURE B.14. Évolution des profondeurs des cratères résultants et leurs valeurs moyennes en fonction de l'énergie d'impact.

Bibliographie

- Abaqus. *Damaged plasticity model for concrete and other quasi-brittle materials. Standard User's Manual*. Dassault Systemes Simulia Corp., 2020.
- Y. Adachi, M. Ojima, S. Morooka, and Y. Tomota. Hierarchical 3D/4D Characterization on Deformation Behavior of Austenitic and Pearlitic Steels. In *THERMEC 2009*, volume 638 of *Materials Science Forum*, pages 2505–2510. Trans Tech Publications Ltd, 4 2010. doi : 10.4028/www.scientific.net/MSF.638-642.2505.
- O.K. Ajibose, M. Wiercigroch, and A.R. Akisanya. Experimental studies of the resultant contact forces in drillbit–rock interaction. *International Journal of Mechanical Sciences*, 91 :3–11, 2015. ISSN 0020-7403. doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2014.10.007>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0020740314003439>.
- M. Amri. *Étude expérimentale et théorique de l'effet de la vitesse de coupe sur la forabilité des roches sous pression de boue*. PhD thesis, 2016. URL <http://www.theses.fr/2016PSLEM095>. Thèse de doctorat dirigée par Sellami, Hedi et Pelfrène, Gilles Géosciences et géoingénierie Paris Sciences et Lettres (ComUE) 2016.
- M. Azabou, A. Rouabhi, and L. Blanco-Martín. Effect of insoluble materials on the volumetric behavior of rock salt. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 13(1) :84–97, 2021. ISSN 1674-7755. doi : <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2020.06.007>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1674775520301232>.
- S. Bargmann, B. Klusemann, J Markmann, J.E. Schnabel, K. Schneider, C. Soyarslan, and J. Wilmers. Generation of 3d representative volume elements for heterogeneous materials : A review. *Progress in Materials Science*, 96 :322 – 384, 2018.
- M. Ben Hamida. *Analyse et validation du comportement directionnel des outils de forage couplés aux systèmes de forage dirigé*. Theses, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, June 2013. URL <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01552458>.
- W. Berry. Effect of varying bit shape on force-penetration characteristics in rock for impulsive loading. Master's thesis, University of Minnesota, Minnesota, United States, 1959.
- B. Boualem. *FORAGE D'EAU Procédés et mesures*. 03 2017.

- R. Boualleg. *Etude du comportement des systèmes de forages en formations géologiques anisotropes*. PhD thesis, 2006. URL <http://www.theses.fr/2006ENMP1444>. Thèse de doctorat dirigée par Sellami, Hédi Technique et économie de l'exploitation du sous-sol Paris, ENMP 2006.
- M.S. Bruno. Fundamental research on percussion drilling : improved rock mechanics analysis , advanced simulation technology, and full- scale laboratory investigations. *Terralog Technologies Inc*, pages Tech Rep, 626, 2005. doi : <https://doi.org/10.2172/886017>. URL https://digital.library.unt.edu/ark:/67531/metadc892824/m2/1/high_res_d/886017.pdf.
- C. Bu, Y. Qu, Z. Cheng, and B. Liu. Numerical simulation of impact on pneumatic dth hammer percussive drilling. *J. Earth Sci.*, 20 :868, 2 2009a. doi : <https://doi.org/10.1007/s12583-009-0073-5>.
- C. Bu, Y. Qu, Z. Cheng, and B. Liu. Numerical simulation of impact on pneumatic dth hammer percussive drilling. *Journal of Earth Science*, 20 :868–878, 10 2009b. doi : 10.1007/s12583-009-0073-5.
- J.W. Cahn. Phase separation by spinodal decomposition in isotropic systems. *The Journal of Chemical Physics*, 42(1) :93–99, 1965.
- J.W. Cahn and J.E. Hilliard. *Free Energy of a Nonuniform System. I. Interfacial Free Energy and Free Energy of a Nonuniform System. III. Nucleation in a Two-Component Incompressible Fluid*. 1998. ISBN 9781118788295.
- G.T. Camacho and M. Ortiz. Computational modeling of impact damage in brittle materials. *International Journal of Solids and Structures*, 33 :2899–2938, 08 1996. doi : 10.1016/0020-7683(95)00255-3.
- D. Carolan, M.C. Huang, A. Ivankovic, A.J. Kinloch, and Taylor A.C. Co-continuous polymer systems : A numerical investigation. *Computational Materials Science*, 98 : 24 – 33, 2015. doi : <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2014.10.039>.
- N. Challamel. *Étude de stabilité d'une structure de forage à partir du processus de destruction de la roche*. PhD thesis, 1999. URL <http://www.theses.fr/1999ENMP0930>. Thèse de doctorat dirigée par Sellami, Hédi Techniques et Économie de l'Exploitation du Sous-sol ENSMP 1999.
- J.B. Cheatham Jr and P.F. Gnirk. The mechanics of rock failure associated with drilling at depth. pages 410–439, 1966.
- S. Chiang, B. Marshall, and G. Evans. The response of solids to elastic/plastic indentation. ii. fracture initiation. *Journal of Applied Physics*, 53 :312 – 317, 02 1982. doi : 10.1063/1.329932.

- S. Cho, Y. Ogata, and K. Kaneko. Strain-rate dependency of the dynamic tensile strength of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40 : 763–777, 07 2003. doi : 10.1016/S1365-1609(03)00072-8.
- COMSOL. Comsol multiphysics® ab, stockholm, sweden, 2020. URL <https://www.comsol.com>.
- H. Copur, H. Tunçdemir, N. Bilgin, and T. Dinçer. Specific energy as a criterion for the use of rapid excavation systems in turkish mines. *Mining Technology*, 110 :149 – 157, 2001.
- R.A. Cunningham and J.G. Eenink. Laboratory study of effect of overburden, formation and mud column pressures on drilling rate of permeable formations. *Transactions of the AIME*, 217 :9–17, 1959. ISSN 0081-1696. doi : <https://doi.org/10.2118/1094-G>.
- N.H. Dao. *Modélisation de la fatigue des systèmes de forage de puits à trajectoire complexe*. Theses, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, February 2014. URL <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01273960>.
- C. Denoual and F. Hild. A damage model for the dynamic fragmentation of brittle solids. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 183 :247–258, 03 2000. doi : 10.1016/S0045-7825(99)00221-2.
- A. Depouhon. *Integrated dynamical models of down-the-hole percussive drilling*. PhD thesis, University of Liège, Wallonia, Belgium, 2014.
- M.L. Doan and V. Hour. Effect of initial damage on rock pulverization along faults. *Journal of Structural Geology*, 45 :113–124, 12 2012. doi : 10.1016/j.jsg.2012.05.006.
- P.K. Dutta and K. Kim. High-strain-rate tensile behavior of sedimentary and igneous rocks at low temperatures. *Cold Regions Research and Engineering Lab Hanover NH*, 1993.
- G. Duvaut and J.L. Lions. *Inequalities in Mechanics and Physics*. Springer, Berlin, Heidelberg, 1972. doi : <https://doi.org/10.1007/978-3-642-66165-5>.
- J. Erlebacher, M. Aziz, A. Karma, N. Dimitrov, and K. Sieradzki. Evolution of nanoporosity in dealloying. *Nature*, 410, 04 2001. doi : 10.1038/35068529.
- D. Ezzeddine. *Modélisation du comportement dynamique d’un train de tiges de forage pétrolier : application aux vibrations latérales*. Theses, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, April 2013. URL <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01511423>.

- P. Forquin and F. Hild. A probabilistic damage model of the dynamic fragmentation process in brittle materials. *Advances in Applied Mechanics*, 44, 12 2010. doi : 10.1016/S0065-2156(10)44001-6.
- M. Fourmeau, A. Depouhon, A. Kane, H. Hoang, and E. Detournay. Influence of Indexation and Impact Energy on Bit/Rock Interface Law in Percussive Drilling : An Experimental Study. Number ARMA-2015-522 in U.S. Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, 06 2015.
- M. Fourmeau, P.A. Kane, and M. Hokka. Experimental and numerical study of drill bit drop tests on kuru granite. *Philos Trans R Soc A*, 375(2085), 1 2017.
- L.F.P. Franca. A bit-rock interaction model for rotary-percussive drilling. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 48(5) :827–835, 2011. ISSN 1365-1609. doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2011.05.007>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160911000906>.
- D. Freire-Lista, L. Gomez-Villalba, and R. Fort. Microcracking of granite feldspar during thermal artificial processes. *PERIODICO di MINERALOGIA*, 84 (3A), 2015. ISSN 2239-1002. doi : 10.2451/2015PM0029. URL <http://periodicodimineralogia.it/index.php/mineralogia/article/view/432>.
- L. Gerbaud. *Optimisation de l'interaction pdc-roche : application à la conception d'outils pour forage pétrolier en petit diamètre*. PhD thesis, 1999. URL <http://www.theses.fr/1999ENMP0903>. Thèse de doctorat dirigée par Sellami, Hédi Techniques et Économie de l'Exploitation du Sous-sol ENSMP 1999.
- R. Ghosh, H. Schunnesson, and A. Gustafson. Monitoring of drill system behavior for water-powered in-the-hole (ith) drilling. *Minerals*, 7(7), 2017. ISSN 2075-163X. doi : <https://doi.org/10.3390/min7070121>. URL <https://www.mdpi.com/2075-163X/7/7/121>.
- P.F. Gnirk and J.B. Cheatham Jr. An experimental study of single bit-tooth penetration into dry rock at confining pressures of 0 to 5000psi. *Society of Petroleum Engineers Journal*, 5 :117–130, 1965. ISSN 0197-7520. doi : <https://doi.org/10.2118/1051-PA>.
- W. Goldsmith, J.L. Sackman, and C. Ewerts. Static and dynamic fracture strength of barre granite. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences Geomechanics Abstracts*, 13(11) :303–309, 1976. ISSN 0148-9062. doi : [https://doi.org/10.1016/0148-9062\(76\)91829-5](https://doi.org/10.1016/0148-9062(76)91829-5). URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0148906276918295>.

- D. Gordine. *Découpage des roches dures par jets d'eau à haute pression*. PhD thesis, 1997. URL <http://www.theses.fr/1997ENMP0768>. Thèse de doctorat dirigée par Sellami, Hédi Techniques et Économie de l'Exploitation du Sous-Sol ENSMP 1997.
- S.J. Green and R.D. Perkins. Uniaxial compression tests at strain rates from 0.0001/sec. to 1000/sec. on three geologic materials. *Materials, G.M.T.C.W.M. Lab., S.*, 1969.
- B. Haimson. High velocity, low velocity and static bit penetration in tennessee marble. Master's thesis, University of Minnesota, Minnesota, United States, 1966.
- G. Han, M. Bruno, and M.B. Dusseault. Dynamically modelling rock failure in percussion drilling. Number ARMA-05-819 in U.S. Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, 06 2005a. URL <https://onepetro.org/ARMAUSRMS/proceedings-pdf/ARMA05/All-ARMA05/ARMA-05-819/1843649/arma-05-819.pdf>.
- G. Han, M. Bruno, and K. Lao. Percussion drilling in oil industry : review and rock failure modelling. volume AADE-05-NTCE-59, pages 5–7, 4 2005b.
- G. Han, M. Bruno, and T. Grant. Lab investigations of percussion drilling : from single impact to full scale fluid hammer. Number ARMA-06-962 in U.S. Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, 06 2006a.
- G. Han, T. Grant, and M. Bruno. Lab investigations of percussion drilling : From single impact to full scale fluid hammer. *Proceedings of the 41st U.S. Rock Mechanics Symposium - ARMA's Golden Rocks 2006 - 50 Years of Rock Mechanics*, 01 2006b.
- W.E. Harpst and E. Davis. Rotary percussion drilling. *Oil and Gas Journal*, 10, 11 1949.
- H. Hartman. Basic studies of percussive drilling. *Mining Engineering*, 11 :68–75, 1959.
- H. Hartman. The effectiveness of indexing in percussion and rotary drilling. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences Geomechanics Abstracts*, 3(4) :265–278, 1966. ISSN 0148-9062. doi : [https://doi.org/10.1016/0148-9062\(66\)90008-8](https://doi.org/10.1016/0148-9062(66)90008-8). URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0148906266900088>.
- M. Hokka, J. Black, D. Tkalich, M. Fourmeau, P.A. Kane, N.H. Hoang, C.C. Li, W.W. Chen, and V.T. Kuokkala. Effects of strain rate and confining pressure on the compressive behavior of kuru granite. *International Journal of Impact Engineering*, 91 :183–193, 2016. ISSN 0734-743X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.01.010>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X16300227>.

- D.F. Howarth and E.J. Bridge. Microfracture beneath blunt disc cutters in rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 25 :35–38, 1988.
- W.A. Hustrulid and C. Fairhurst. A theoretical and experimental study of the percussive drilling of rock part iv-application of the model to actual percussion drilling. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech*, page 431–442, 1972. ISSN 9062(72)90007-1.
- S. Kahraman, N. Bilgin, and C. Feridunoglu. Dominant rock properties affecting the penetration rate of percussive drills. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40(5) :711 – 723, 2003. ISSN 1365-1609. doi : [https://doi.org/10.1016/S1365-1609\(03\)00063-7](https://doi.org/10.1016/S1365-1609(03)00063-7). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160903000637>.
- J. Kaplan. *Modélisation tridimensionnelle du comportement directionnel du système de forage rotary*. PhD thesis, 2003. URL <http://www.theses.fr/2003ENMP1279>. Thèse de doctorat dirigée par Sellami, Hédi Technique et économie de l’exploitation du sous-sol Paris, ENMP 2003.
- L.G. Karlsson, B. Lundberg, and K.G. Sundin. Experimental study of a percussive process for rock fragmentation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences Geomechanics Abstracts*, 26(1) :45 – 50, 1989. ISSN 0148-9062. doi : [https://doi.org/10.1016/0148-9062\(89\)90524-X](https://doi.org/10.1016/0148-9062(89)90524-X). URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/014890628990524X>.
- K. Kawasaki, T. Nagai, and K. Nakashima. Vertex models for two-dimensional grain growth. *Philosophical Magazine B*, 60(3) :399–421, 1989. doi : 10.1080/13642818908205916.
- G. Kermouche. *Modélisation théorique et numérique des essais d’indentation-rayure et application à la caractérisation des surfaces*. PhD thesis, 2005. Thèse de doctorat, École Centrale de Lyon, France.
- A.S. Khan and F.K. Irani. An experimental study of stress wave transmission at a metallic-rock interface and dynamic tensile failure of sandstone, limestone, and granite. *Mechanics of Materials*, 6 :285–292, 1987.
- M.V. Kral, M.A. Mangan, G. Spanos, and R.O. Rosenberg. Three-dimensional analysis of microstructures. *Materials Characterization*, 45(1) :17 – 23, 2000. doi : [https://doi.org/10.1016/S1044-5803\(00\)00046-2](https://doi.org/10.1016/S1044-5803(00)00046-2).
- R.D. Krieg. A simple constitutive description for soils and crushable foams. report,. *Sandia National Laboratory*, pages SC–DR–7260883, 12 1978.
- A. Krivtsov, E. Pavlovskaaia, and M. Wiercigroch. Impact fracture of rock materials due to percussive drilling action. 01 2004.

- A. Kumar. The effect of stress rate and temperature on the strength of basalt and granite. *Geophysics*, 33(3) :501–510, 06 1968. ISSN 0016-8033. doi : 10.1190/1.1439947. URL <https://doi.org/10.1190/1.1439947>.
- H. Lan, C.D. Martin, and B. Hu. Effect of heterogeneity of brittle rock on micromechanical extensile behavior during compression loading. *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, 115(B1), 2010. doi : <https://doi.org/10.1029/2009JB006496>. URL <https://agupubs.onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1029/2009JB006496>.
- C. Lantuéjoul. *Geostatistical simulation. Models and algorithms*. 01 2002. doi : 10.1007/978-3-662-04808-5.
- B. Lawn and R. Wilshaw. Indentation fracture : principles and applications. *Journal of Materials Science*, 10 :1049–1081, 06 1975. doi : 10.1007/BF00823224.
- R.A. Lebensohn, M. Montagnat, P. Mansuy, P. Duval, J. Meysonnier, and A. Philip. Modeling viscoplastic behavior and heterogeneous intracrystalline deformation of columnar ice polycrystals. *Acta Materialia*, 57(5) :1405 – 1415, 2009. ISSN 1359-6454. doi : <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2008.10.057>.
- H. Li, J. Li, B.T. Liu, J. Li, S. Li, and X. Xia. Direct tension test for rock material under different strain rates at quasi-static loads. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 46 :1247–1254, 2013.
- X. Li, T. Lok, and J. Zhao. Dynamic characteristics of granite subjected to intermediate loading rate. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 38 :21–39, 02 2005. doi : 10.1007/s00603-004-0030-7.
- Y. Li, J. Peng, J. Li, and D. Ge. Theoretical and experimental study on single spherical button penetration into granite rock under dynamic impact loading. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 10 2021a. doi : 10.1007/s00603-021-02688-5.
- Y. Li, P. Peng, P. Zhang, and C. Huang. Hard rock fragmentation in percussion drilling considering confining pressure : Insights from an experimental study. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 148 :104961, 2021b. ISSN 1365-1609. doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2021.104961>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160921003439>.
- P.A. Lindqvist and H.H. Lai. Behaviour of the crushed zone in rock indentation. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 16 :199–207, 08 1983. doi : <https://doi.org/10.1007/BF01033280>.

- P.A. Lindqvist, H.H. Lai, and O. Alm. Indentation fracture development in rock continuously observed with a scanning electron microscope. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences Geomechanics Abstracts*, 21(4) :165–182, 1984. ISSN 0148-9062. doi : [https://doi.org/10.1016/0148-9062\(84\)90794-0](https://doi.org/10.1016/0148-9062(84)90794-0). URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0148906284907940>.
- H. Liu, S.Q. Kou, P.A. Lindqvist, and C.A. Tang. Numerical simulation of the rock fragmentation process induced by indenters. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 39 :491–505, 06 2002. doi : 10.1016/S1365-1609(02)00043-6.
- H. Liu, S.Q. Kou, and P.A. Lindqvist. Numerical studies on bit-rock fragmentation mechanisms. *International Journal of Geomechanics*, 8, 01 2008. doi : 10.1061/(ASCE)1532-3641(2008)8:1(45).
- H.Y. Liu. *Numerical Modelling of the Rock Fragmentation Process by Mechanical Tools. PhD Thesis*. PhD thesis, Lule University of Technology, Sweden, 2004.
- K. Liu, Q.B. Zhang, and J. Zhao. Dynamic increase factors of rock strength. In Xing Li, Charlie C. Li, and Zong-Xian Zhang, editors, *Rock Dynamics – Experiments, Theories and Applications - Proceedings of the 3rd International Conference on Rock Dynamics and Applications, ROCODYN-3 2018*, pages 169–174, Australia, January 2018. CRC Press. ISBN 9780815396673. International Conference on Rock Dynamics and Applications (RocDyn) 2018, RocDyn 2018 ; Conference date : 25-06-2018 Through 29-06-2018.
- Y. Liu, J. Li, S. Sun, and B. Yu. Advances in Gaussian random field generation : A review. *Computational Geosciences*, 2019.
- B. Loret and J.H. Prevost. Dynamic strain localization in elasto-(visco)-plastic solids, part i. general formulation and one-dimensional examples. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 83 :247–273, 1990.
- E.C. Luciano and A.E. Dante. A 3d fem methodology for simulating the impact in rock-drilling hammers. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45(5) :701 – 711, 2008. ISSN 1365-1609. doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2007.08.001>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S136516090700127X>.
- R.G. Lundquist. Rock drilling characteristics of hemispherical insert bits. Master’s thesis, University of Minnesota, Minnesota, United States, 1968.
- O.K. Mahabadi, A. Lisjak, A. Munjiza, and G. Grasselli. Y-geo : New combined finite-discrete element numerical code for geomechanical applications. *International Journal of Geomechanics*, 12(6) :676–688, 2012. doi : 10.1061/(ASCE)GM.1943-5622.0000216.

- W.C. Maurer. The "perfect - cleaning" theory of rotary drilling. *Journal of Petroleum Technology*, 14 :1270–1274, 1962. ISSN 0149-2136. doi : <https://doi.org/10.2118/408-PA>.
- M. Mellor. Normalization of specific energy values. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 9 :661–663, 1972. URL <https://ur.booksc.eu/book/2652809/815293>.
- S. Menand. *Analyse et validation d'un modèle de comportement directionnel des outils de forage monoblocs PDC*. PhD thesis, 2001. URL <http://www.theses.fr/2001ENMP1051>. Thèse de doctorat dirigée par Sellami, Hédi Sciences appliquées, Techniques industrielles diverses Paris, ENMP 2001.
- L. Mishnaevsky. Physical mechanisms of hard rock fragmentation under mechanical loading : A review. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 33 :155A–155A, 06 1996. doi : 10.1016/0148-9062(96)85010-8.
- K. Miyazaki, T. Ohno, and H. Karasawa. Effects of rock properties on bit wear in percussion drilling of granite. volume All Days of *ISRM International Symposium - Asian Rock Mechanics Symposium*, 10 2018.
- H. Moussaddy, M. Lévesque, and T. Daniel. Évaluation des performances des modèles d'homogénéisation pour des fibres aléatoirement dispersées ayant des rapports de forme élevés. 2011.
- A. Muhammad. *Control of ith percussive long hole drilling in hard rock*. PhD thesis, McGill University, Montreal, Quebec, Canada, 1996.
- M.D. Nguyen. Processus local de destruction des roches par un outil de forage. *Revue française de la géotechnique*, 5 :57–62, 1978. doi : <https://doi.org/10.1051/geotech/1978005057>.
- E. Nordlund. The effect of thrust on the performance of percussive rock drills. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences Geomechanics Abstracts*, 26(1) :51–59, 1989. ISSN 0148-9062. doi : [https://doi.org/10.1016/0148-9062\(89\)90525-1](https://doi.org/10.1016/0148-9062(89)90525-1). URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0148906289905251>.
- J.C. Outeiro. Influence of tool sharpness on the thermal and mechanical phenomena generated during machining operations. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 2, 01 2007. doi : 10.1504/IJMMM.2007.015474.
- G. Pearse. Hydraulic rock drills. *Mineralogical Magazine*, page 220–231, 1985. ISSN 0148-9062.

- G. Pelfrene. *Rôle du processus de forabilité des roches dans les vibrations de torsion des systèmes de forage pétrolier*. Theses, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, December 2010. URL <https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00563835>. Maître de thèse : Laurent Marc Gerbaud.
- H.R. Phillips, N. Bilgin, and D.L. Price. The influence of tyre tip geometry on the design of disc cutter arrays. *the 3rd Australasian Tunnelling Conference, Australasian Institute of Mining and Metallurgy*, pages 48–52, 1978.
- C.A. Pratt. Modifications to and experience with percussion air drilling. *the SPE/IADC Drilling Conference, New Orleans, LA, USA,, SPE/IADC 16166* :15–18, 3 1987.
- R.A. Qayyum. *Effects of bit geometry in multiple bit-rock interaction*. PhD thesis, 2003. URL <http://www.theses.fr/2016PSLEM095>.
- H. Rabio. Specific energy as a criterion for drill performance prediction. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr. ; (United States)*, 1(19), 2 1982. doi : 10.1016/0148-9062(82)90709-4. URL <https://www.osti.gov/biblio/6731625>.
- D. Reichmuth. Correlation of force-displacement data with physical properties of rock for percussive drilling systems. *Univ. of Minnesota Pergamon Press, Oxford. In Proc 5th Symp. On Rock Mechanics*, page 33–60, 1963.
- H.P. Rossmanith, R.E Knasmillner, A. Daehnke, and L. Mishnaevsky. Wave propagation, damage evolution, and dynamic fracture extension. part i. percussion drilling. *Materials Science - MATER SCI-ENGL TR*, 32 :350–358, 05 1996. doi : 10.1007/BF02539172.
- A. Rouabhi, M. Tijani, P. Moser, and D. Goetz. Continuum modelling of dynamic behaviour and fragmentation of quasi-brittle materials : application to rock fragmentation by blasting. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 29(7) :729–749, 2005. doi : <https://doi.org/10.1002/nag.436>. URL <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/nag.436>.
- M. Saadati, P. Forquin, K. Weddfelt, P.L. Larsson, and F. Hild. Granite rock fragmentation at percussive drilling – experimental and numerical investigation. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 38(8) :828–843, 2014. doi : <https://doi.org/10.1002/nag.2235>. URL <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/nag.2235>.
- T. Saksala. Damage-plastic model for numerical simulation of rock fracture in dynamic loading. 09 2008. doi : 10.4203/ccp.89.163.

- T. Saksala. Numerical modelling of bit–rock fracture mechanisms in percussive drilling with a continuum approach. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 35 :1483 – 1505, 01 2010a. doi : 10.1002/nag.974.
- T. Saksala. Numerical modelling of rock fracture in percussive drilling. *Tampere University of Technology. Publication 886*, PHD thesis, 2010b.
- T. Saksala. Damage–viscoplastic consistency model with a parabolic cap for rocks with brittle and ductile behavior under low-velocity impact loading. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 34(13) :1362–1386, 2010c. doi : 10.1002/nag.868. URL <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/nag.868>.
- T. Saksala. 3d numerical modelling of bit rock fracture mechanisms in percussive drilling with a multiple-button bit. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 37 :308–324, 02 2013. doi : 10.1002/nag.2088.
- T. Saksala. Numerical study of the influence of hydrostatic and confining pressure on percussive drilling of hard rock. *Computers and Geotechnics*, 76 :120–128, 2016. ISSN 0266-352X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2016.02.021>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266352X16300386>.
- T. Saksala, D. Gomon, M. Hokka, and V.T. Kuokkala. Numerical and experimental study of percussive drilling with a triple-button bit on kuru granite. *International Journal of Impact Engineering*, 72 :56–66, 2014. ISSN 0734-743X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.05.006>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X14001134>.
- T. Saksala, M. Hokka, and V.T. Kuokkala. Numerical 3d modeling of the effects of strain rate and confining pressure on the compressive behavior of kuru granite. *Computers and Geotechnics*, 88 :1–8, 08 2017. doi : 10.1016/j.compgeo.2017.03.004.
- T. Saksala, M. Fourmeau, P.A. Kane, and M. Hokka. 3d finite elements modelling of percussive rock drilling : Estimation of rate of penetration based on multiple impact simulations with a commercial drill bit. *Computers and Geotechnics*, 99 :55 – 63, 2018. ISSN 0266-352X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2018.02.006>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266352X18300351>.
- H. Sellami. *Etude des pics uses : application aux machines d’abattage*. PhD thesis, 1987. URL <http://www.theses.fr/1987ENMP0153>. Thèse de doctorat dirigée par Deliac, Eric Sciences appliquées Paris, ENMP 1987.
- J.C. Simo, J.G. Kennedy, and S. Govindjee. Non-smooth multisurface plasticity and viscoplasticity, loading/unloading conditions and numerical algorithms. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 26 :2161–2185, 1988.

- H. Song, H. Shi, H. Ji, X. Wu, G. Li, H. Zhao, G. Wang, L. Liu, and X. Hou. The percussive process and energy transfer efficiency of percussive drilling with consideration of rock damage. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 119 :1–12, 2019. ISSN 1365-1609. doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2019.04.012>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160918305951>.
- X. Song, O.M. Aamo, P.A. Kane, and E. Detournay. Influence of weight-on-bit on percussive drilling performance. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, pages 1434–453X, 2020. ISSN 0266-352X. doi : <https://doi.org/10.1007/s00603-020-02232-x>.
- E. Sorlier Lefort. *Développement d'un procédé de graduation des carbures cémentés WC-Co basé sur l'imbibition, amélioration de la durée de vie des taillants de forage*. PhD thesis, 2009. URL <http://www.theses.fr/2009ENMP1620>. Thèse de doctorat dirigée par Colin, Christophe et Sellami, Hédi Science et génie des matériaux Paris, ENMP 2009.
- R. Souchal, M. Tarek, and L. Gerbaud. High-Power Mudhammer : A Promising Solution for Hard Formations Drilling. volume Day 1 Mon, November 13, 2017 of *Abu Dhabi International Petroleum Exhibition and Conference*, 11 2017. doi : 10.2118/188579-MS. URL <https://doi.org/10.2118/188579-MS>. D011S008R006.
- C. Soyarslan, S. Bargmann, M. Pradas, and J. Weissmüller. 3d stochastic bicontinuous microstructures : Generation, topology and elasticity. *Acta Materialia*, 149 :326 – 340, 2018.
- D. Swenson and L. Taylor. A finite element model for the analysis of tailored pulse simulation of boreholes. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 7 :469 – 484, 10 1983. doi : 10.1002/nag.1610070408.
- K.J Swick, G.W. Stachowiak, and A.W. Batchelor. Mechanism of wear of rotary-percussive drilling bits and the effect of rock type on wear. *Tribology International*, 25(1) :83–88, 1992. ISSN 0301-679X. doi : [https://doi.org/10.1016/0301-679X\(92\)90125-7](https://doi.org/10.1016/0301-679X(92)90125-7). URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0301679X92901257>.
- X.C. Tan, S.Q. Kou, and P.A. Lindqvist. Application of the ddm and fracture mechanics model on the simulation of rock breakage by mechanical tools. *Engineering Geology - ENG GEOL*, 49 :277–284, 04 1998. doi : 10.1016/S0013-7952(97)00059-8.
- C. Tang. Numerical simulation of progressive rock failure and associated seismicity. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34 :249–261, 02 1997. doi : 10.1016/S0148-9062(96)00039-3.

- R. Teale. The concept of specific energy in rock drilling. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences Geomechanics Abstracts*, 2(1) :57–73, 1965. ISSN 0148-9062. doi : [https://doi.org/10.1016/0148-9062\(65\)90022-7](https://doi.org/10.1016/0148-9062(65)90022-7). URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0148906265900227>.
- K. Thuro and N. Schormair. Fracture propagation in anisotropic rock during drilling and cutting. *Geomechanics and Tunnelling*, 1 :8 – 17, 02 2008. doi : 10.1002/geot.200800001.
- D. Tkalich, P.A. Kane, A. Saai, V. Yastrebov, M. Hokka, Kuokkala V.T., M. Bengtsson, A. From, C. Oelgardt, and C. Li. Wear of cemented tungsten carbide percussive drill-bit inserts : Laboratory and field study. *Wear*, 386-387 :106–117, 2017. ISSN 0043-1648. doi : <https://doi.org/10.1016/j.wear.2017.05.010>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164816302861>.
- S. Torquato. *Random Heterogeneous Materials : Microstructure and Macroscopic Properties*, volume 55. 01 2002.
- G. Tuomas. *Water powered percussive rock drilling : process analysis, modelling and numerical simulation*. PhD thesis, Luleå tekniska universitet, 2004. Godkänd ; 2004 ; 20061005 (ysko).
- J.A. Wanamaker. Rotary percussion drilling in west texas. *World Oil*, pages 182–187, 9 1951.
- Q. Wang, W. Li, and H. Xie. Dynamic split tensile test of flattened brazilian disc of rock with shpb setup. *Mechanics of Materials*, 41 :252–260, 03 2009. doi : 10.1016/j.mechmat.2008.10.004.
- W.M. Wang, L.J. Sluys, and R. Borst. Viscoplasticity for instabilities due to strain softening and strain-rate softening. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 40(20), 3839-3864. (1997), 40, 10 1997. doi : 10.1002/(SICI)1097-0207(19971030)40:203.0.CO;2-6.
- W. Weibull. a statistical theory of the strength of materials. *Roy. Swed. Inst. Eng. Res.*, page 151, 1939.
- M.C. Whiteley and W.P. England. Air drilling operations improved by percussion-bit/hammer-tool tandem. *SPE Drilling Engineering*, SPE 13429 :377–382, 10 1986.
- B.N. Whittaker, R.N. Singh, and G. Sun. *Rock fracture mechanics : principles, design and applications*. Springer, 1992.
- B. Widom. Random sequential addition of hard spheres to a volume. *The Journal of Chemical Physics*, 44(10) :3888–3894, 1966. doi : 10.1063/1.1726548.

- M. Wiercigroch, J. Wojewoda, and A.M. Krivtsov. Dynamics of ultrasonic percussive drilling of hard rocks. *Journal of Sound and Vibration*, 280(3) :739 – 757, 2005. ISSN 0022-460X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2003.12.045>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022460X04001269>.
- K. Xia, M.H.B. Nasser, B Mohanty, F. Lu, R. Chen, and S.N. Luo. Effects of microstructures on dynamic compression of barre granite. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45(6) :879 – 887, 2008. ISSN 1365-1609. doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2007.09.013>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160907001591>.
- S. Xu, J. and Liu and H. Sun. Analysis of dynamic split tensile tests of flattened brazilian disc of three rocks. *Chin J Rock Mech Eng*, 33 :2814–2819, 2014. doi : 10.1007/s00603-013-0441-4.
- S. Zaefferer, S.I. Wright, and D. Raabe. Three-dimensional orientation microscopy in a focused ion beam–scanning electron microscope : A new dimension of microstructure characterization. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2008. doi : 10.1007/s11661-007-9418-9.
- W. Zhang and G. Subhash. An elastic–plastic–cracking model for finite element analysis of indentation cracking in brittle materials. *International Journal of Solids and Structures - INT J SOLIDS STRUCT*, 38 :5893–5913, 08 2001. doi : 10.1016/S0020-7683(00)00406-6.
- J. Zhao, H.B. Li, M.B. Wu, and T.J. Li. Dynamic uniaxial compression tests on a granite. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 36(2) :273–277, January 1999. ISSN 1365-1609. doi : 10.1016/S0148-9062(99)00008-X.
- Z. Zhou, X. Li, Y. Zou, Y. Jiang, and G. Li. Dynamic brazilian tests of granite under coupled static and dynamic loads. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 47, 02 2014. doi : 10.1007/s00603-013-0441-4.
- H. Zhu, Q. Liu, X. Xiao, and J. Jing. A 3d fem methodology for the full-scale air hammer bit, teeth and rock contact analysis. *Adv Mater Res*, 1425–9 :156–157, 2 2011. doi : <https://doi.org/10.1007/s12583-009-0073-5>.

RÉSUMÉ

Le forage percussif est une technologie qui consiste à appliquer une série d'impacts dynamiques conduisant à la fragmentation de la roche par deux mécanismes principaux : l'écrasement et l'écaillage. Ces mécanismes sont fortement influencés par de nombreux facteurs qui ont fait l'objet d'investigations expérimentales et numériques pendant cette thèse. Un dispositif expérimental a été développé pour réaliser des essais d'impacts dynamiques. Un système de mesure précis a été également mis au point afin d'avoir les résultats des nombreuses séries d'essais qui ont été menées dans le cadre de cette thèse. Quant au volet numérique, un laboratoire virtuel a été construit en se basant sur un modèle rhéologique élasto-viscoplastique validé sur des essais de laboratoire pour décrire le comportement du granite et un mécanisme de contact pour simuler l'interaction insert-roche pendant un impact dynamique. Dans un premier temps, plusieurs études paramétriques ont été réalisées sur un matériau homogène. Dans un deuxième temps, une nouvelle approche de modélisation de l'hétérogénéité a été développée pour décrire la distribution des minéraux dans le granite. Ces études ont fournis des éléments primordiaux pour la compréhension des mécanisme physiques de destruction des roches dures en percussion, pour l'évaluation des effets des principaux paramètres et facteurs de forage et pour l'optimisation de l'outil de forage.

MOTS CLÉS

Forage percussif, roches dures, impact dynamique, essais de laboratoire, modélisation numérique, pression de confinement, énergie d'impact, efforts statiques, forme d'insert, hétérogénéité.

ABSTRACT

Percussive drilling is a technology that consists in applying a series of dynamic impacts leading to the rock fragmentation by two main mechanisms: crushing and chipping. These mechanisms are highly influenced by many factors on which experimental and numerical investigations were carried out in this thesis. An experimental set up was developed to carry out dynamic impact tests. Several series of tests were realized and their results were measured using a precise measurement system which was also developed during the thesis. As for the numerical work, a virtual laboratory was built based on an elasto-viscoplastic constitutive model validated on laboratory tests to describe the granite behavior and a contact mechanism to simulate the insert-rock interaction during a dynamic impact. First, several parametric studies were carried out on a homogeneous material. Secondly, a new heterogeneity modeling approach was developed to describe the distribution of minerals in the granite. These studies have provided essential elements for understanding the physical mechanisms of hard rocks destruction in percussion, for evaluating the effects of the main drilling parameters and factors and for optimizing the drilling tool.

KEYWORDS

Percussive drilling, hard rocks, dynamic impact, laboratory tests, numerical modeling, confining pressure, impact energy, weight on bit, insert shape, heterogeneity.