



HAL
open science

Comportement des sables sous sollicitation d'impact - Modélisation numérique en déformations d'essais d'impact en vraie grandeur

Jean-Pierre Rajot, Tarik Oussalah

► To cite this version:

Jean-Pierre Rajot, Tarik Oussalah. Comportement des sables sous sollicitation d'impact - Modélisation numérique en déformations d'essais d'impact en vraie grandeur. [Rapport de recherche] IFSTTAR - Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux. 2018, 22 p. hal-01834935

HAL Id: hal-01834935

<https://hal.science/hal-01834935v1>

Submitted on 11 Jul 2018

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.



IFSTTAR

INSTITUT FRANÇAIS
DES SCIENCES
ET TECHNOLOGIES
DES TRANSPORTS,
DE L'AMÉNAGEMENT
ET DES RÉSEAUX



MINISTÈRE
DE LA TRANSITION
ÉCOLOGIQUE
ET SOLIDAIRE

Convention DGPR-Ifsttar 2017

n°2201078721 du 26 Juin 2017

**Action 3 : Comportement des sables sous sollicitation d'impact
- Modélisation numérique en déformations des essais**

Date : 02/07/2018
Auteur(s) : Jean-Pierre Rajot, Tarik Oussalah
Nomenclature d'activité : RP3-J17 082
Référence sur Numéro de contrat* :
Confidentialité : NON

* **le cas échéant**

SOMMAIRE

1	INTRODUCTION	1
2	APPROCHE NUMERIQUE DE LA PROTECTION AUX IMPACTS PAR COUCHE DE SOL.....	2
	2.1 Simulation numérique des essais d’impact DGPR – Ifsttar 2016	2
	2.1.1 Description du modèle	2
	2.1.2 Simulation d’un essai avec B/D faible	4
	2.1.3 Simulation d’un essai avec B/D élevé.....	7
	2.1.4 Conclusion	13
3	ETUDE NUMERIQUE DE L’INFLUENCE DE LA RIGIDITE DE LA STRUCTURE PROTEGEE	15
4	CONCLUSION	18
	RESUME ET MOTS CLES.....	83

1 INTRODUCTION

Les sols sont utilisés dans différents dispositifs de protection contre les chutes de blocs rocheux : pour couvrir des structures exposées, telles que tunnels, galeries ou bâtiments, ou construire des merlons de protection d'infrastructures ou habitations. Ce matériau est disponible naturellement avec, par conséquent, un coût de fourniture et de mise en œuvre relativement faible. Ses performances pour stopper les blocs rocheux, contenir les éboulements plus massifs ou protéger les structures contre les impacts directs à forte énergie sont reconnues depuis des siècles.

L'emploi d'une couche de sable en protection de structure contre les impacts rocheux est donc une solution consacrée par l'usage. Toutefois, la capacité et les limites de cette technique sont aujourd'hui (2018) encore très empiriques et faiblement établies. Sur proposition de l'Ifsttar, la DGPR a donc soutenu des travaux visant à améliorer les connaissances pour le dimensionnement des couches de sable amortissantes en protection de bâtiments contre les impacts par blocs rocheux. Ces travaux, prévus sur trois ans, se sont appuyés sur le financement d'un doctorant par le ministère en charge de l'écologie et sur un financement partagé par l'Ifsttar et la DGPR des frais de fonctionnement et de mise en œuvre des investigations expérimentales et numériques.

Un premier rapport a été produit au titre de la convention DGPR – Ifsttar 2015 (convention n°2101675190 du 12 octobre 2015). Ce rapport présentait une synthèse bibliographique et les essais préliminaires conduits en vue de réaliser une campagne d'essais d'impact instrumentés, en vraie grandeur et haute énergie, sur une couche de sable protégeant un élément de structure.

Un second rapport a été produit au titre de la convention DGPR – Ifsttar 2016 (convention n°2201030666 du 14 octobre 2016). Ce rapport a présenté l'ensemble des résultats du programme d'essais en vraie grandeur mené à la station d'essais de chute de blocs de l'Ifsttar à Montagnole. Des blocs impacteurs de masse volumique voisine de celle de la roche ont été largués sur une couche de sable mise en œuvre de manière compactée et contrôlée par passes successives. Plusieurs configurations d'impacts ont été considérées, caractérisées par l'épaisseur de sable (D), le diamètre équivalent du bloc rocheux (B, ou sa masse) et sa hauteur de chute libre (H, ou sa vitesse d'impact).

L'étude paramétrique expérimentale DGPR – Ifsttar 2016 a permis de démontrer que les approches de justification basées uniquement sur le niveau d'énergie d'impact ne permettaient pas la justification d'ouvrages, la dimension du bloc étant également déterminante. En outre, un modèle empirique a été défini donnant la distribution spatio-temporelle de pression induite par l'impact en surface de la structure protégée, au travers de la couche de sable, en fonction de la configuration d'impact D, B, H. Les configurations d'impact testées pour établir le modèle correspondent aux sollicitations rencontrées en pratique : épaisseurs de couche de sable protectrice de 1 m, 1.5 m et 2 m, blocs impacteurs de diamètre équivalent compris entre 0.42 m et 1.79 m, correspondant à des blocs rocheux de masses comprises entre 117 et 7399 kg, hauteurs de chute libre jusqu'à 33 m, soit des vitesses d'impact jusqu'à 25 m/s (90 km/h), valeur extrême observée lors de chutes de blocs.

Cette distribution empirique de pression induite par l'impact permet alors de calculer en dynamique la structure protégée. L'objet de la présente étude DGPR – Ifsttar 2017 est, néanmoins, d'investiguer la capacité d'un modèle numérique simple, utilisé en pratique courante en géotechnique, pour simuler l'impact d'un bloc rocheux sur une couche de sable protégeant une

structure. L'évaluation de l'approche numérique sera basée sur la comparaison aux résultats d'essais des prédictions numériques de la pénétration du bloc dans la couche de sable et des pressions induites au toit de la structure protégée. L'objectif est de tenter d'étendre le champ d'application du modèle empirique ou d'évaluer la capacité des modèles numériques à simuler ce type de problème et de pointer les difficultés rencontrées.

La suite de ce rapport est organisée en trois chapitres. Le Chapitre 2 présente tout d'abord l'approche et le modèle numérique utilisés pour simuler l'impact d'un bloc rocheux sur une couche de sable protégeant une structure relativement rigide. Deux essais du programme expérimental sont simulés et leurs résultats présentés et comparés aux observations. Dans le Chapitre 3, le modèle numérique est ensuite utilisé pour tenter d'estimer l'influence de la rigidité de la structure sur la distribution de pression induite par l'impact au travers d'une couche de sol. Le Chapitre 3 est la conclusion générale du rapport sur la performance des approches numériques actuelles pour simuler les impacts rocheux sur couches de sol purement frottant protégeant des bâtiments.

2 APPROCHE NUMERIQUE DE LA PROTECTION AUX IMPACTS PAR COUCHE DE SOL

Ce chapitre présente les modélisations numériques de deux essais d'impacts expérimentaux dans l'objectif d'évaluer la capacité d'une approche numérique courante, basée sur un modèle de comportement en déformations du sol élastoplastique avec critère de rupture de type Mohr-Coulomb (e.g. Drücker – Prager) et dilatance constante en plasticité, à prédire les effets d'un impact rocheux sur une structure protégée par une couche de sable. Dans ces premières simulations numériques, la rigidité de la structure est considérée élevée, comme dans les essais expérimentaux (cf. rapport d'essais DGPR – Ifsttar 2016). Cette forte valeur de la rigidité avait été choisie dans le but de maximiser les pressions induites par l'impact sur la structure, de manière à obtenir un modèle empirique sécuritaire de distribution spatio-temporelle de pression induite par l'impact sur la structure protégée.

2.1 Simulation numérique des essais d'impact DGPR – Ifsttar 2016

2.1.1 Description du modèle

Les essais modélisés correspondent au largage en chute libre d'un impacteur sur une couche de sable protégeant une structure. La modélisation a été réalisée à l'aide du programme de calcul en déformation aux éléments finis ABAQUS en Dynamique, approche Explicite. Le modèle est réalisé en trois dimensions, en considérant toutefois les deux plans de symétrie du problème : plans verticaux, parallèles aux bords du remblai.

Le modèle comporte quatre parties : le bloc impacteur, la couche de sol, la dalle et le rocher. Le substratum est modélisé à l'aide d'un corps rigide encastré. Le bloc impacteur est également un corps rigide (hypothèse raisonnable compte tenu de sa grande rigidité par rapport au sable impacté), mais il n'est contraint par aucune condition limite.

La dalle est de dimensions 7 m par 4 m et d'épaisseur 0.5 m, tandis que le remblai est un prisme à base trapézoïdale de sommet 8 m par 4 m et d'épaisseur 1.5 m. Les impacteurs sont des sphères dont les rayons sont équivalents à ceux des impacteurs réels qu'ils représentent.

Compte tenu du fait qu'on souhaite modéliser un essai d'impact où la structure de protection n'est pas endommagée, la dalle sera représentée par un corps élastique linéaire, avec un module de Young $E_{dalle} = 30 \text{ GPa}$ et un coefficient de Poisson $\nu_{dalle} = 0.25$.

Le comportement en déformations du sol est représenté par un modèle élastoplastique, avec un critère de rupture de Mohr-Coulomb et peu de dilatance. Le Tableau 2.1 liste les valeurs des paramètres utilisés. L'angle de frottement et la cohésion ont été choisis en accord avec les essais triaxiaux réalisés en laboratoire. Une valeur usuelle a été prise pour le coefficient de Poisson, ainsi qu'une faible dilatance, en raison du caractère relativement lâche du sable. Enfin, une condition de « tensile cutoff » est ajoutée pour limiter la traction dans les éléments constitutifs du remblai, le sable ne reprenant pas d'efforts de traction.

Les contacts sont pris en compte à l'aide du module « surface to surface » d'ABAQUS, avec une condition de contact normal de type « hard contact » et une condition de contact tangentiel frottant avec un coefficient de frottement de 0.2. Les matériaux les plus durs sont définis comme étant les surfaces maitresses et les plus tendres, comme surfaces esclaves.

Tableau 2.1. Paramètres utilisés pour représenter le comportement en déformations du sol

Paramètre	Valeur
Module de Young E_{sol}	20 MPa
Coefficient de Poisson	0.30
Angle de frottement	35°
Angle de dilatance	1°
Cohésion	1 kPa
Densité du sol	1.7

La Figure 2.1 représente les solides et le maillage. Les éléments sont des parallélépipèdes rectangles à 8 nœuds, de type C3D8R (nomenclature ABAQUS) pour les éléments de la dalle et du remblai. Celles de l'impacteur sont des mailles rectangulaires à 4 nœuds puisqu'il s'agit d'une coque rigide. Ces mailles ont des côtés longs de 10 cm pour les éléments de la dalle et varient de 2.5 à 25 cm pour les éléments du sol. Un maillage plus fin est adopté pour les éléments voisins du point d'impact, susceptibles d'être fortement déformés.

Les quatre étapes principales de la simulation sont les suivantes :

- (1) Initialisation, où les conditions limites sont appliquées au modèle.
- (2) Application progressive (en 1 s) de la gravité à l'ensemble des éléments du modèle, pour initialiser les contraintes dans le sol. Pendant cette étape, l'impacteur reste fixé à son point d'ancrage.
- (3) Une étape (de 2.02 s, correspondant à la hauteur de chute libre de l'essai simulé), où l'ancrage de l'impacteur est supprimé permettant sa chute libre.
- (4) Une étape (de 0.3 s) où l'impacteur entre en collision avec le tas de sable et est stoppé.

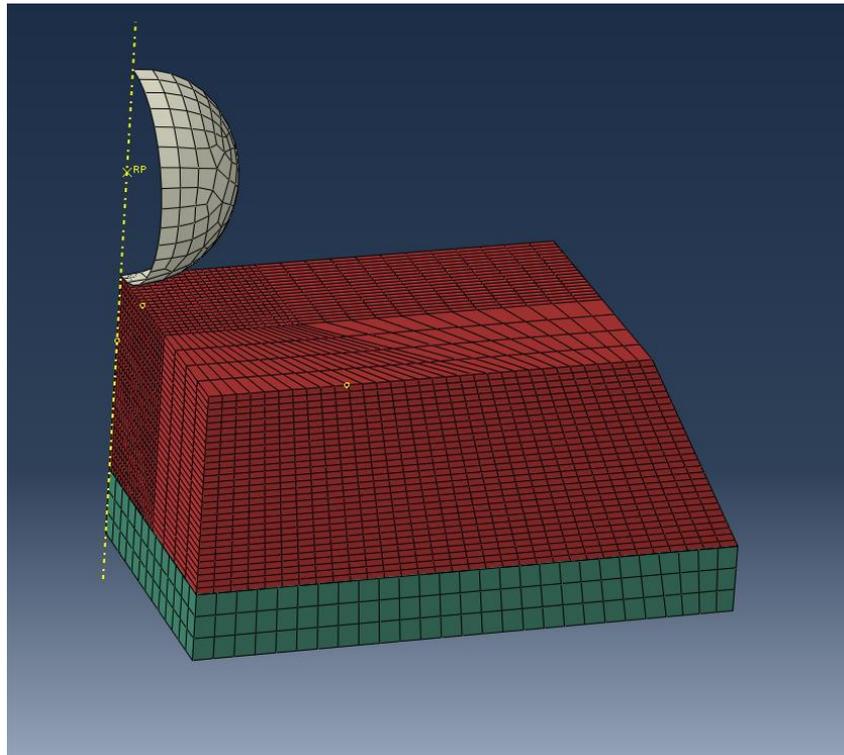


Figure 2.1. Représentation du maillage de la dalle, du remblai et de l'impacteur

2.1.2 Simulation d'un essai avec B/D faible

Le premier cas d'étude modélisé est l'essai D2B1H4C2. Pour mémoire, il s'agit d'un essai d'impact sur une couche de sable de 1.5 m d'épaisseur (D) par un bloc impacteur de masse 117 kg pour un rayon de 21 cm (diamètre B de 42 cm) largué depuis une hauteur de 20 m (H).

La Figure 2.2 montre la pression en fonction du temps calculée à l'interface entre le sol et la structure au droit de la trajectoire d'impact pour l'essai D2B1H4C2 simulé. Il peut être observé que la forme de la distribution de pression est similaire à celle observée expérimentalement : un pic intense suivi de plusieurs pics secondaires moins intenses régulièrement espacés, causés par les oscillations dynamiques de la dalle restée élastique, en interaction avec le poids propre du sol protecteur.

Il apparaît que la pression induite prédite par le modèle tend vers une valeur négative de l'ordre de -5kPa. Cette pression induite est obtenue par soustraction de la distribution de pression transmise à la surface de la dalle par la pression due au poids du sol. Cette valeur négative doit donc être interprétée comme un déchargement local de la dalle de l'ordre de 5 kPa. Le maillage déformé, illustré plus loin, en Figure 2.4, montre qu'une partie du sol sous l'impacteur a effectivement été refoulée autour de l'impacteur déchargeant bien la dalle au droit du point d'impact.

Ce signal peut être interprété comme la composition d'une impulsion (montée intense et descente plus douce) et d'un signal ondulatoire. Ce signal ondulatoire, d'une fréquence de 33 Hz, est probablement dû aux vibrations de la dalle et à son interaction avec le remblai.

Par ailleurs, on constate que la pression maximale induite, transmise à la dalle au droit du point d'impact est très proche de celle observée au cours des essais en vraie grandeur, respectivement 94 et 99 kPa.

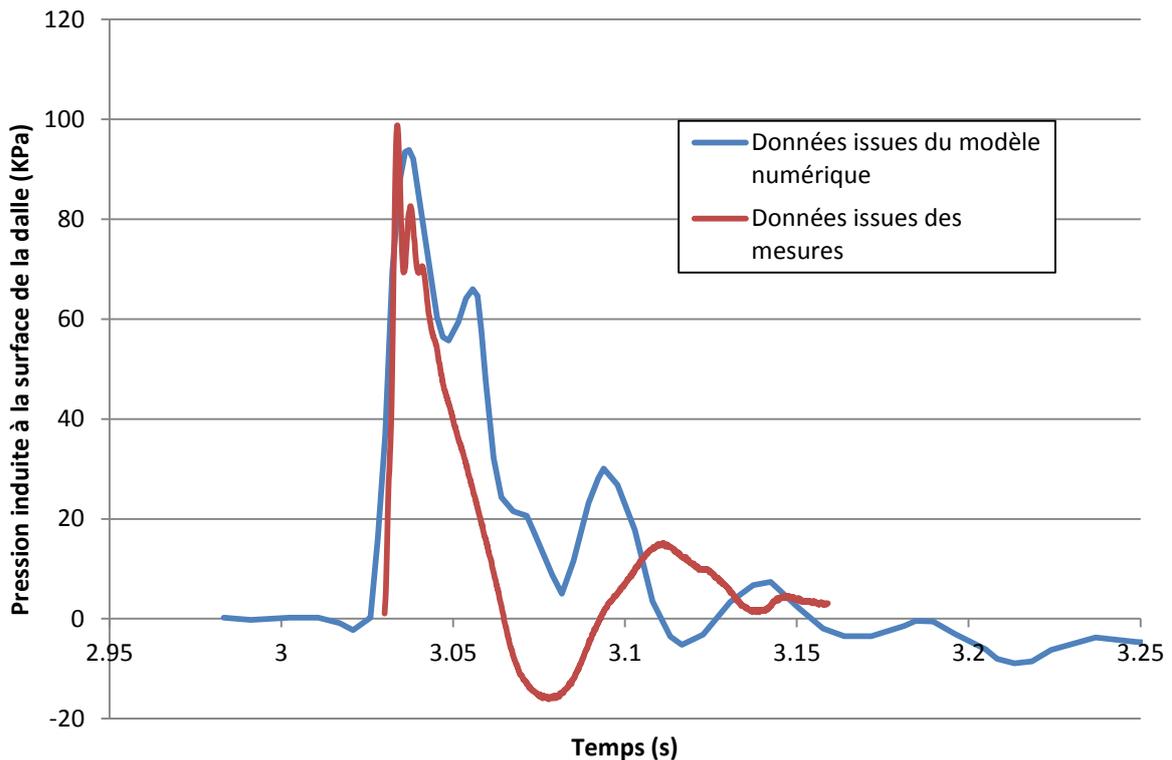


Figure 2.2. Distribution temporelle de pression induite au droit de l'impact pour l'essai D2B1H4C2 calculée à l'aide du modèle numérique et comparée aux mesures expérimentales

Enfin, sous réserve d'ignorer la composante due aux oscillations du système, la durée du pic de pression (17 ms) est également de l'ordre de celle observée expérimentalement (14 ms).

La comparaison des distributions temporelles de pression à différentes distances de la trajectoire d'impact (Figure 2.3) montre qu'il existe un décalage dans le temps des instants où la pression induite commence à augmenter depuis zéro. Ce décalage, également observé expérimentalement, permet de déduire une vitesse de propagation de l'effort transmis au travers de la couche de sol. La prédiction de cette vitesse est proche de celle observée expérimentalement : 160 m/s contre 143 m/s lors de cet essai.

Par ailleurs, comme dans les essais en vraie grandeur, on observe une vitesse d'accroissement de la pression induite normalisée identique quelle que soit la distance au point d'impact considérée (Figure 2.3). Il est à noter que, pour mettre en évidence la similarité des vitesses d'accroissement, les courbes ont été translatées dans le temps, effaçant le décalage temporel pourtant observé. Par contre, la valeur de la pente à 50 % de la valeur de la pression normalisée obtenue par le calcul est de 147 s^{-1} , soit environ deux fois plus faible qu'observé lors de l'essai.

Par ailleurs, la durée des pics de pression calculée diminue linéairement avec la distance au droit de l'impact, comme cela a pu être observé lors des essais. En revanche, le coefficient directeur de cette diminution selon le modèle numérique est de l'ordre de 0.0074 s/m , alors que la valeur observée pendant les essais est de 0.0037 s/m .

Enfin, la pression maximale enregistrée à une distance $B/2$ de la trajectoire d'impact, vaut d'après le modèle 93 % de la pression maximale au droit de l'impact, alors que la valeur observée correspond à 96 % de la pression maximale observée, au droit de l'impact.

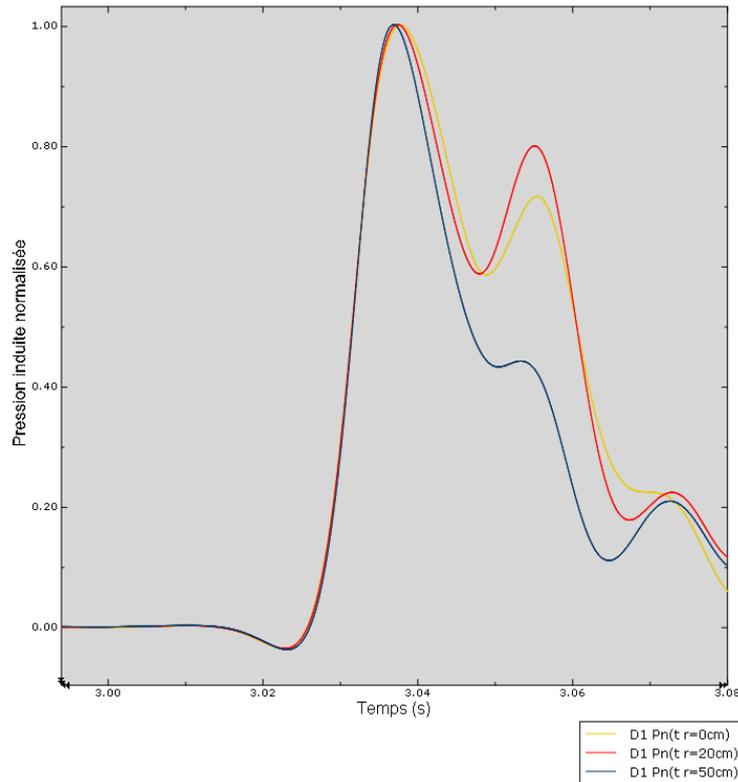


Figure 2.3. Pressions induites normalisées, à trois distances de la trajectoire d’impact pour l’essai D2B1H4C2, calculées à l’aide du modèle numérique.

Un récapitulatif des grandeurs caractéristiques des distributions de pression calculées et mesurées est donné dans le Tableau 2.2. Globalement, pour les valeurs raisonnables des paramètres du modèle rhéologique employées, la distribution spatiale de pression induite maximale correspond bien aux observations. Par contre, les variations temporelles présentent des différences assez significatives en termes de vitesse d’accroissement initial de la pression induite par l’impact et de décroissance de la durée du pic de pression induite avec la distance à la trajectoire d’impact.

Tableau 2.2 : Récapitulatif des grandeurs obtenues par le modèle numérique, comparées à celles issues des essais d’impact en vraies grandeurs (essai D2B1H4C2).

Grandeurs	D2B1H4C2		
	Valeur réelle	Valeur calculée	Erreur relative
P_{max} (kPa)	99.8	94	5.8%
$P(B/2)/P_{max}$	0.96	0.93	4.1%
A_i (m/s)	143	160	10.6%
p_{50} (s^{-1})	339	147	56.6%
$\Delta t_{50}(r = 0)$ (s)	0.014	0.017	17.6%
L (s/cm)	$3.7 \cdot 10^{-5}$	$7.4 \cdot 10^{-5}$	50%

Où :

- P_{max} est la pression maximale induite au droit de l’impact

- $P(B/2)$ est la pression maximale induite au droit de la périphérie de l'impacteur
- A_i est la vitesse de propagation initiale des efforts induits au travers de la couche de sable
- p_{50} est la vitesse d'accroissement de la pression induite normalisée, expérimentalement trouvée indépendante de la distance à la trajectoire d'impact
- $\Delta t_{50}(r = 0)$ est la durée du pic de pression normalisée au-dessus de 50 % au droit de l'impact
- L représente la décroissance de $\Delta t_{50}(r)$ avec la distance à la trajectoire d'impact.

La Figure 2.4 présente le modèle déformé, 15 ms après l'impact (a) et lorsque l'impacteur s'immobilise à la fin de l'impact (b). Il apparaît donc également que les déformations du remblai, donc l'enfoncement de l'impacteur, sont beaucoup plus importantes que celles observées lors des essais (60 cm d'enfoncement total selon le modèle contre 23 cm lors des essais). Une rigidification de la composante élastique du modèle de comportement, seule variable avec le coefficient de Poisson susceptible être calée sur les observations expérimentales de l'essai d'impact, aurait produit une augmentation de la valeur maximale de la pression induite au droit de l'impact.

Ces différences par rapport la réalité peuvent s'expliquer par la simplicité du modèle de comportement choisie pour le sol (élastoplastique avec critère de rupture de Mohr-Coulomb et dilatance faible constante). En effet, ce modèle présente dans le domaine élastique un module de Young constant, indépendant du confinement. Or, pendant l'impact, la partie du sol prise en étau entre l'impacteur et la dalle, est fortement confinée. Cette augmentation du confinement a pour effet, d'une part, d'augmenter la résistance du sol à la rupture - phénomène dont tient bien compte le critère de Mohr-Coulomb et, d'autre part, d'accroître la rigidité du sol, réduisant la pénétration mais favorisant une transmission plus directe de l'énergie d'impact de l'impacteur à la dalle.

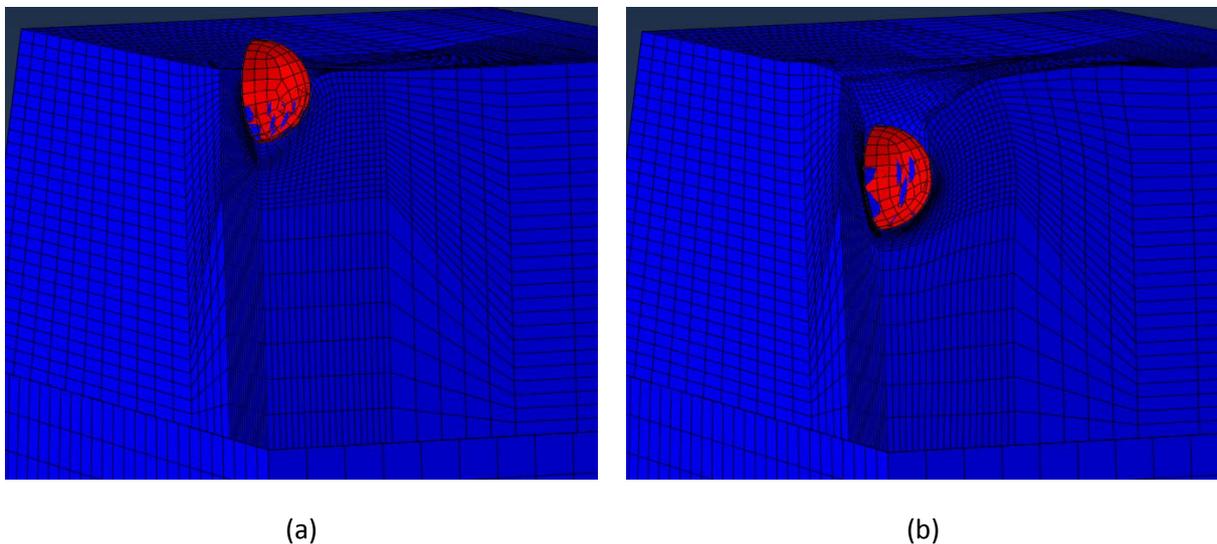


Figure 2.4. Déformées du maillage pour la simulation de l'essai D2B1H4C2, (a) 15 ms après l'impact et (b) 300 ms après l'impact (arrêt de l'impacteur)

2.1.3 Simulation d'un essai avec B/D élevé

L'essai D2B3H4C2 a également été simulé numériquement. Il s'agit de l'essai d'impact sur une couche de sable épaisse de 1.5 m (D) par un bloc de masse 4999 kg, correspondant à un rayon équivalent de 79 cm ($B = 1.58$ m), largué depuis une hauteur de 20 m (H).

En Figure 2.5, la simulation de distribution temporelle de pression induite au droit de l'impact présente cette fois-ci deux pics importants, de formes très proches, mais qui ne correspondent aucunement aux observations expérimentales. Il est alors difficile d'appliquer l'analyse systématique des grandeurs caractéristiques de l'impact, comme dans le cas précédent avec B/D faible.

Les amplitudes des deux pics de pression calculées à l'interface entre le sol et la structure, de 4 MPa puis 8 MPa, sont beaucoup plus élevées que celle du pic observé pendant les essais, de l'ordre de 2 MPa, ce qui conduirait à un important surdimensionnement de la structure. La durée du premier pic est de l'ordre de celle mesurée lors des essais. Celle du second, qui n'existe pas dans les essais, est beaucoup plus élevée.

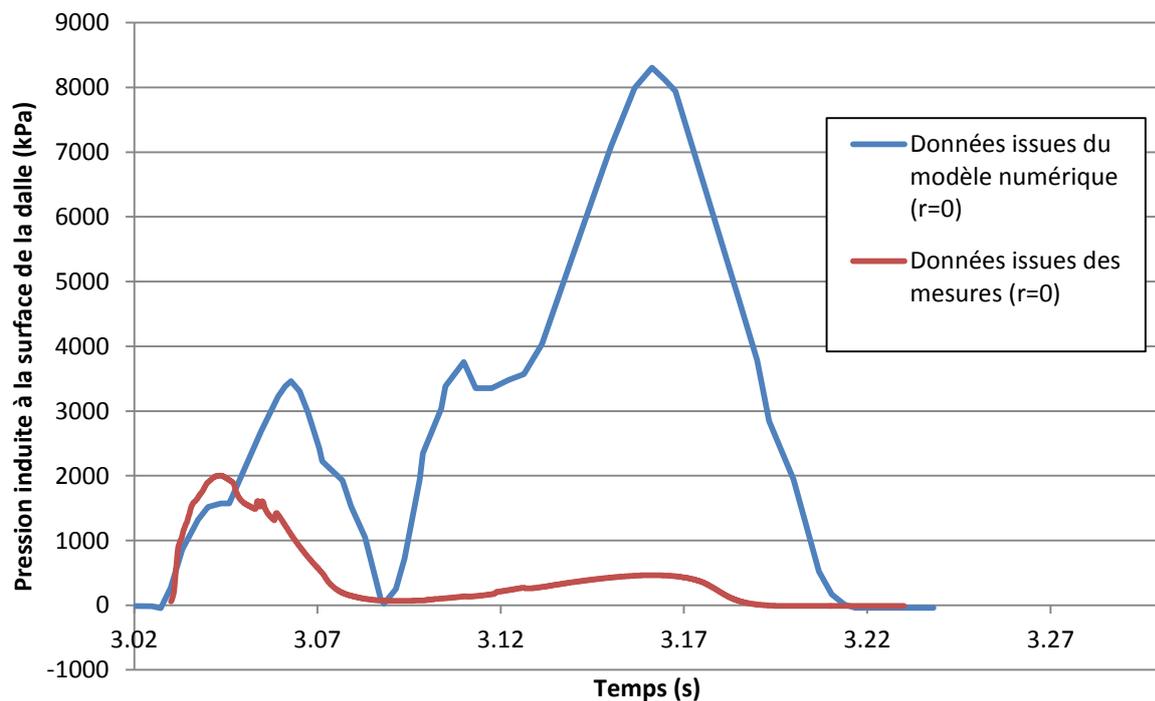


Figure 2.5 : Distribution temporelle de pression induite à l'interface sol/structure au droit de l'impact pour l'essai D2B3H4C2 donnée par le modèle numérique, comparée aux mesures

L'observation des déformations plastiques et du maillage déformé sont susceptibles d'expliquer ce comportement surprenant du modèle numérique. La Figure 2.6 montre la valeur du paramètre PEEQ, défini ci-dessous, dans les éléments de sol du modèle à l'instant $t = 30$ ms après l'impact (peu après le pic expérimental). Ce scalaire PEEQ est l'équivalent, pour les déformations plastiques, de la contrainte de Von Mises. Cette figure montre qu'un mécanisme de rupture localisé se met rapidement en place dans le sable au-dessous de l'impacteur, dans les 30 ms après l'impact.

$$\text{Définition du paramètre PEEQ : } \text{PEEQ} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \varepsilon_{ij}^{(p)} \cdot \varepsilon_{ij}^{(p)}}$$

où $\varepsilon_{ij}^{(p)}$ représente la composante ij du tenseur des déformations plastiques.

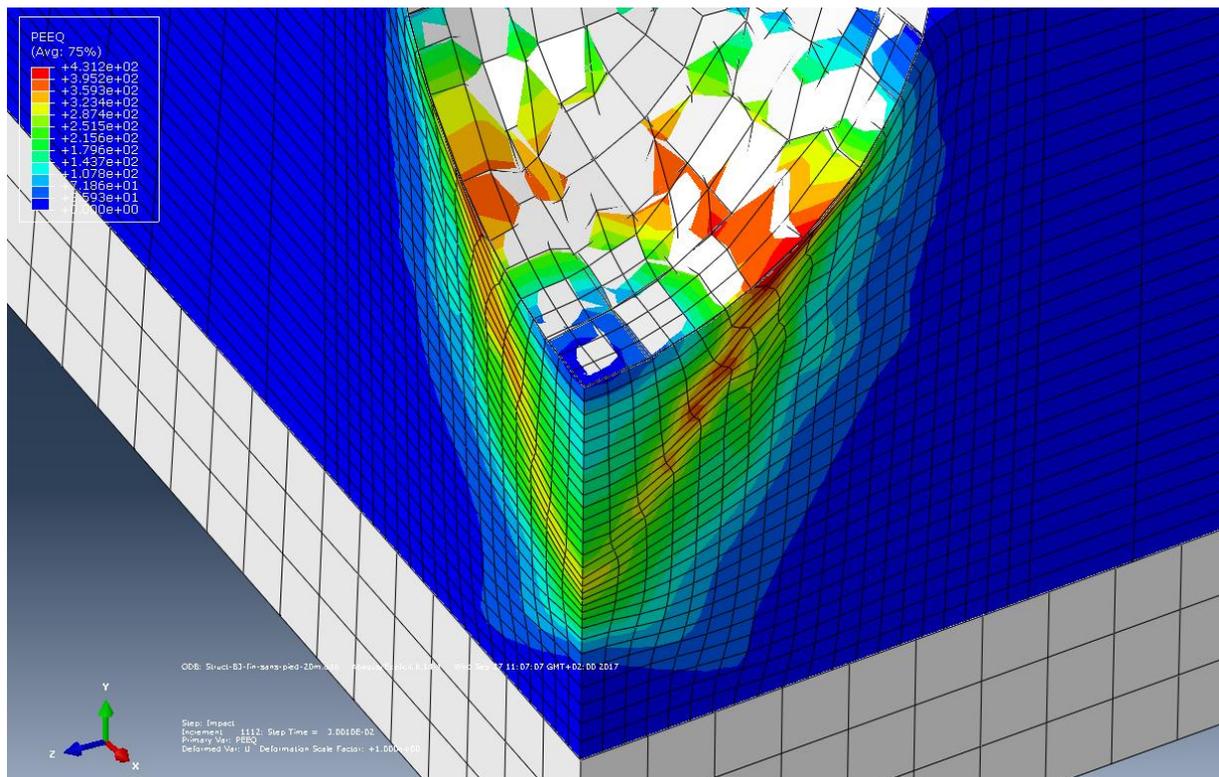


Figure 2.6 : Représentation de la déformation plastique PEEQ à 30 ms après l'impact, donnée par la simulation numérique de l'essai D2B3H4C2

La Figure 2.7 représente les vitesses de déplacement des éléments de sol du modèle au même instant $t = 30$ ms. Cette figure montre que l'impacteur et la pyramide inversée de sol sous l'impacteur, délimitée par la surface de rupture initiée numériquement dans le sol, se déplacent pratiquement d'un seul bloc, produisant l'augmentation de la pression à l'interface sol/dalle qui correspond au premier pic calculé.

Il peut également être observé qu'à proximité de la dalle, au droit de l'impact, où se trouvent les éléments les plus confinés se forme une seconde pyramide, droite (pointe vers le haut), dans laquelle les éléments, moins soumis au cisaillement, génèrent moins de déformations plastiques. Cette seconde pyramide délimite une autre surface de rupture localisée, repérée par les traits de couleur rouge dans la Figure 2.7, le long de laquelle le sol s'écoule.

Pendant la pénétration de l'impacteur dans le sol, la pyramide supérieure s'enfonce le long de la première surface de rupture, celle du bas reste immobile et les quelques éléments entre les deux répartissent la charge jusqu'à ce qu'ils plastifient totalement. A cet instant, environ 40 ms après le début de l'impact, la pyramide inférieure est libérée de toute charge ce qui explique le retour à 0 de la pression induite à l'interface sol/structure. Ceci se poursuit jusqu'à ce que la pyramide supérieure rencontre la pyramide inférieure, traversant les éléments intermédiaires, qui ayant plastifiés n'opposent alors plus de résistance.

La Figure 2.8 montre les deux mécanismes de rupture à 42 ms après impact, délimitant d'une part, une pyramide inversée d'éléments non plastiques sous l'impacteur et, d'autre part, une pyramide droite reposant sur la dalle. Au contact des sommets, les éléments à la base de la pyramide inversée sont plastifiés.

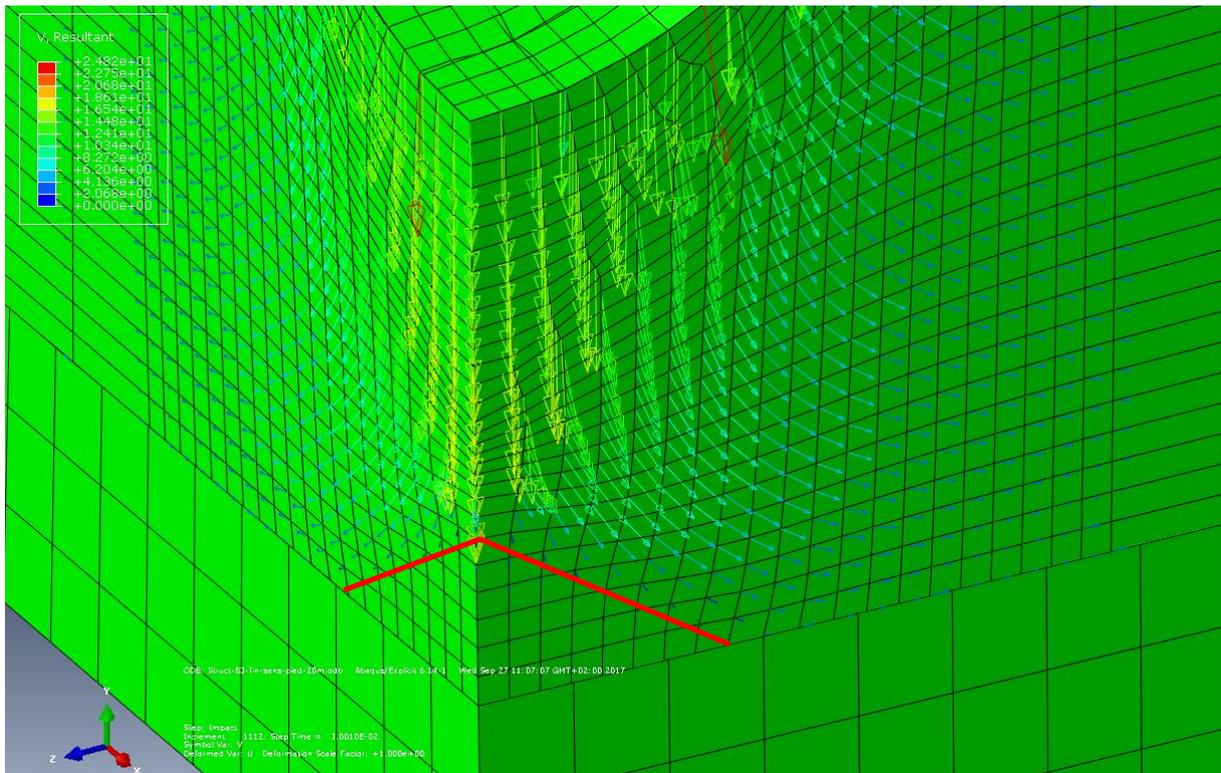


Figure 2.7 : Représentation des vitesses de déplacement pour la configuration déformée de la modélisation de l'essai D2B3H4C2 30 ms après l'impact

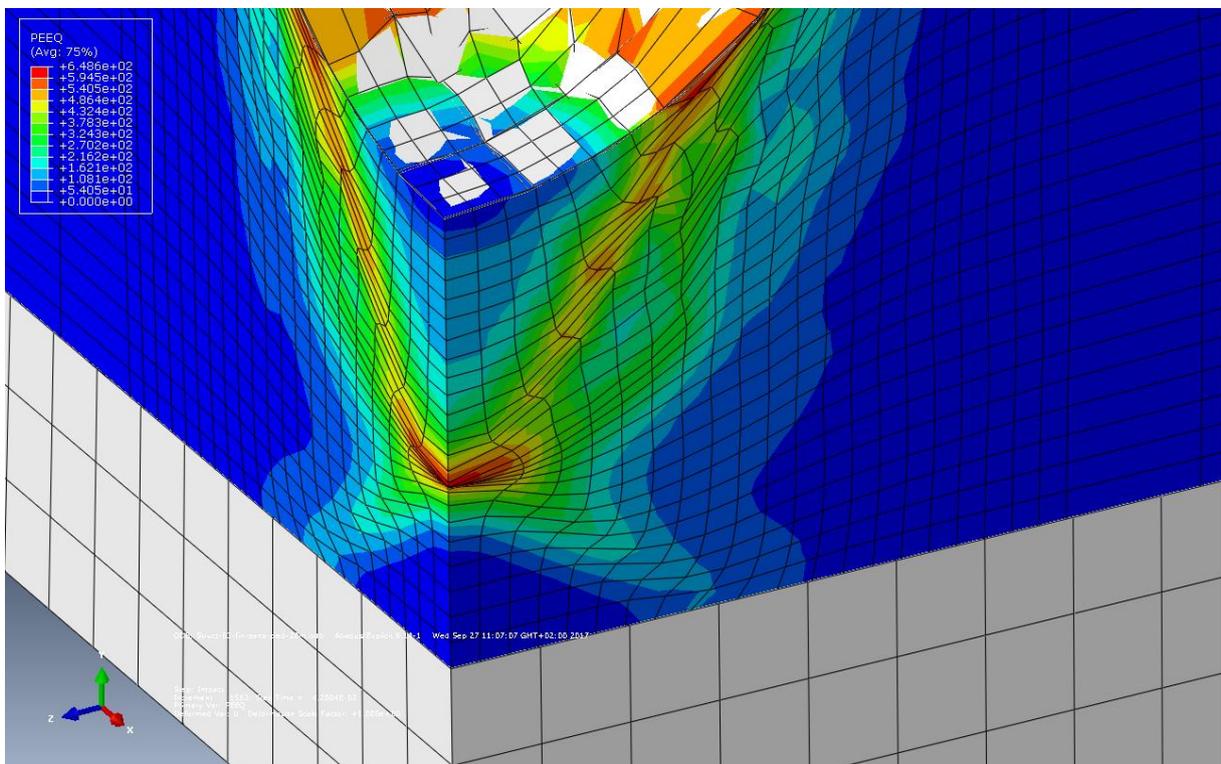


Figure 2.8 : Représentation de la déformation plastique PEEQ à 42 ms après l'impact, donnée par la simulation numérique de l'essai D2B3H4C2

Ensuite, les éléments de la pyramide inférieure sont fortement comprimés et la pression induite à l'interface sol/structure croît de nouveau. Cette augmentation de la pression à l'interface est concentrée au voisinage de la trajectoire d'impact en raison de la formation de la pyramide supérieure qui impose un poinçonnement localisé sur une faible épaisseur de sol entre la pointe de la pyramide inversée et la structure, ne permettant pas une diffusion significative des efforts.

La Figure 2.9 montre la pression induite à trois distances de la trajectoire de l'impact (0, 40 at 100 cm) obtenues par simulation numérique de l'essai D2B3H4C2. Il peut être observé que l'amplitude du second pic de pression est très fortement réduite à distance de la trajectoire. Au droit de la trajectoire, le second pic est bien supérieur au premier pic, alors qu'à distance de la trajectoire, le second pic est inférieur au premier.

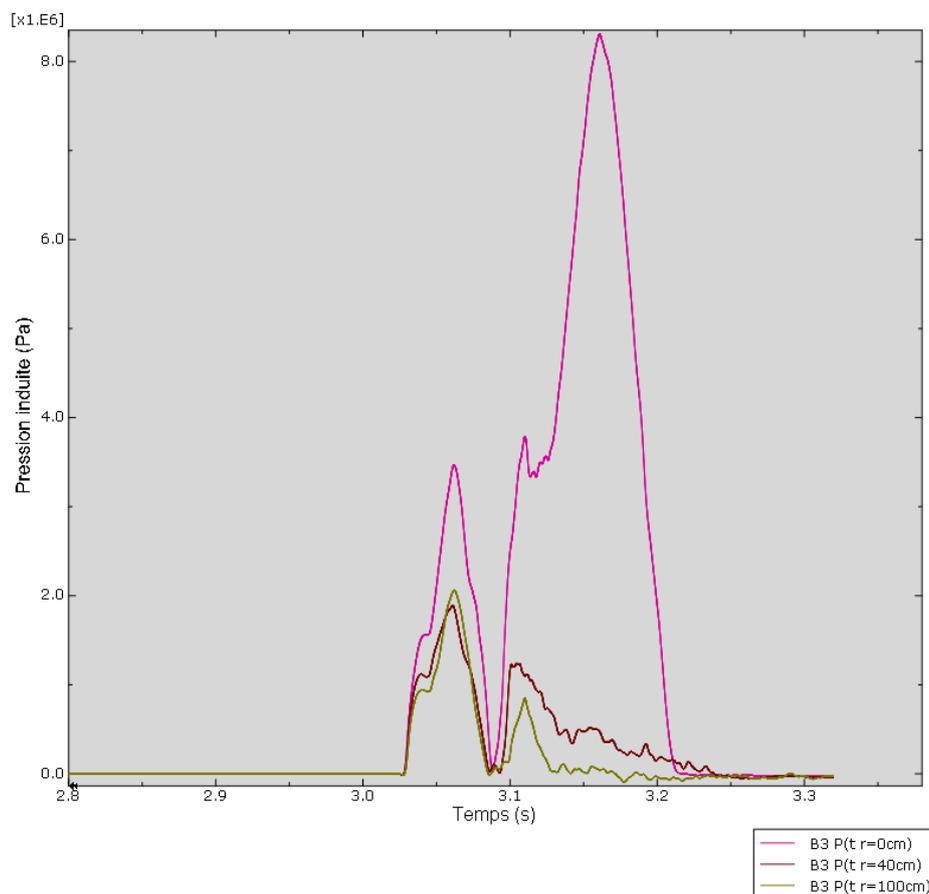


Figure 2.9 : Distributions temporelles de pression induite à l'interface sol/structure à trois distances de la trajectoire d'impact obtenues par simulation de l'essai D2B3H4C2

En Figure 2.10 les distributions temporelles de pression induite à l'interface sol-structure pendant l'essai D2B3H4C2 aux distances à la trajectoire d'impact de 0 cm, 40 cm et 100 cm données par le modèle numérique sont comparées aux observations expérimentales. Pour plus de lisibilité, ces comparaisons ont été représentées dans trois graphes différents, chacun correspondant à une distance.

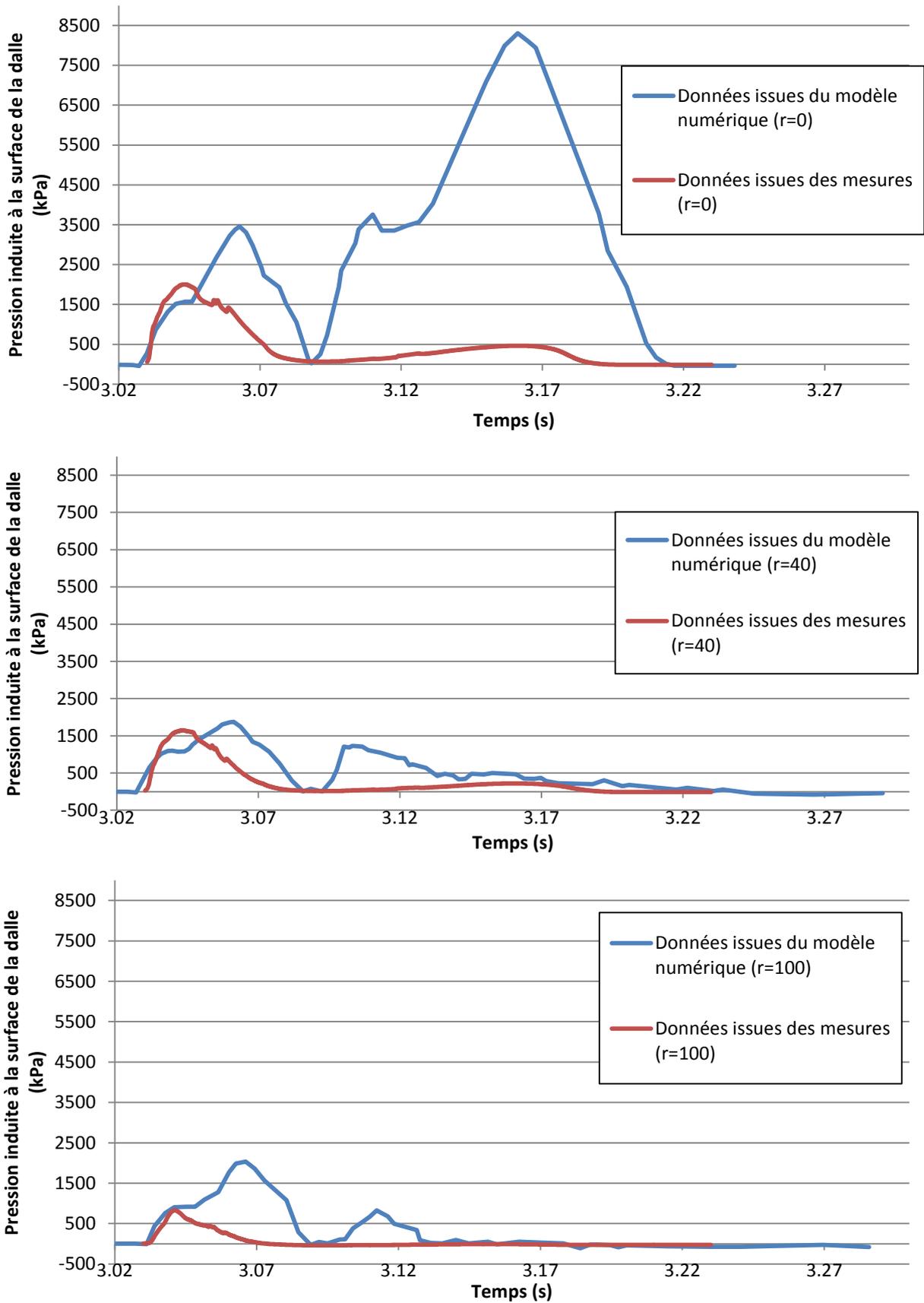


Figure 2.10 : Comparaison des données de pression transmise à la surface de la dalle issues du modèle numérique et des essais pour le cas D2B3H4C2

La simulation numérique d'un essai impact avec B/D élevé induit des mécanismes de rupture localisée qui ne sont pas représentatifs de la réalité. Les pics successifs de pression induite prédits par le modèle numérique ne sont en fait observés en aucun point de l'interface sol-structure. La photographie en Figure 2.11 montre, dans un plan vertical contenant la trajectoire d'impact, la position finale des couches de sable coloré introduites entre les passes de compactage à la construction de la couche protectrice. Cette photographie montre qu'en réalité aucun mécanisme de rupture localisée ne semble apparaître pendant les essais.



Figure 2.11 : Profil vertical du remblai au droit de l'impact après essai D2B4H3C2

Il est probable que le choix du modèle de comportement du sol soit à l'origine de l'apparition de ces mécanismes. En effet, les mécanismes ne peuvent pas former de manière aussi localisées, mais se propagent au sein de la couche de sable au fur et à mesure de la pénétration du bloc. Ainsi, la propagation de mécanismes de rupture est continue, ne produisant pas de variations brutales de pression à la base de la couche de sol.

2.1.4 Conclusion

Dans le cas d'un bloc impacteur de taille réduite par rapport à l'épaisseur de la couche de sable, la forme de la répartition spatio-temporelle de la distribution de pression donnée par le modèle numérique est assez proche de celle observée dans la réalité.

La durée, donnée par le modèle, entre l'impact et l'instant où la pression en un point de l'interface sol/dalle augmente est une fonction linéaire de la distance de ce point au point d'impact, comme observé dans les essais. Cette vitesse de propagation de la sollicitation est du même ordre que celle mesurée expérimentalement, inférieure aux vitesses de propagation des ondes sismiques dans un sol de même nature et densité sèche. Cela conforte l'idée d'absence de propagation d'onde dynamique dans le sol, mais plutôt une propagation due à l'application progressive de l'effort pendant la pénétration de l'impacteur

Dans le cas d'un bloc impacteur de taille réduite par rapport à l'épaisseur de la couche de sable, le jeu de paramètres pour le modèle rhéologique du sol permet d'obtenir une estimation satisfaisante de la répartition spatio-temporelle de la pression induite par l'impact sur la structure au travers de la couche de sable. La distribution spatiale de pression maximale est bien représentée, les variations temporelles (vitesse d'accroissement initiale et durée du pic de pression) un peu moins bien. Cependant, la profondeur de pénétration de l'impacteur est largement surestimée. Cette prédiction erronée peut être reliée à simplicité du modèle rhéologique du sol, dont le module de Young est constant dans le domaine élastique, alors qu'en réalité il augmente avec le confinement et la densification du sol au-dessous de l'impacteur.

Dans le cas d'un bloc impacteur de dimension voisine de l'épaisseur de la couche de sol protectrice, la distribution spatio-temporelle de pression induite par l'impact à l'interface entre le sol protecteur et la structure obtenue par simulation numérique est très éloignée de la réalité.

Au droit de l'impact la pression induite maximale calculée est bien supérieure à celle observée. A différentes distances de la trajectoire d'impact, la distribution temporelle de pression induite calculée présente deux pics, alors qu'un seul pic n'est observé lors des essais.

L'utilisation d'un modèle élastoplastique avec critère de rupture de Mohr Coulomb et faible dilatance pendant la rupture pour représenter le comportement en déformations sol entraîne la simulation de mécanismes de rupture localisés qui n'ont pas été observés lors des essais. Un premier mécanisme de rupture délimitant un cône inversé (pointe en bas) est généré, concentrant les efforts transmis au droit de l'impact. En raison de la dimension du bloc, la pointe de ce cône est proche de l'interface avec la structure. Ce cône approchant ensuite la structure pendant la pénétration du bloc, un second mécanisme délimitant un second cône droit (pointe en haut) est généré par le modèle. Les éléments dans ce second cône restent élastiques et transmettent les efforts à la structure, d'où le second pic de pression induite. La simulation de deux pics de pression induite correspond à l'interaction entre ces deux mécanismes de rupture localisée, dont les effets se retrouvent de façon moindre à distance de la trajectoire.

L'utilisation d'un modèle de comportement de type hyperbolique, tel que celui de Duncan, développé à partir de l'analyse d'un grand nombre d'essai triaxiaux sur différents sols, est une piste à explorer pour améliorer la simulation numérique. En effet, ce modèle de comportement tient compte de l'effet du confinement sur la rigidité du sol, du radoucissement à l'approche de la rupture du sol et du changement de volume non-linéaire du sol pendant sa déformation. L'effet du confinement sur la rigidité du sol permettrait de mieux représenter la déformation réduite des sols confinés entre l'impacteur et la structure. Le radoucissement progressif à l'approche de la rupture et la compression volumique non linéaire pourraient autoriser la délocalisation des mécanismes de rupture pendant la pénétration en grands déplacements.

Lorsque de grandes déformations interviennent, comme dans le cas de la pénétration d'un bloc dans un sol qui est repoussé en périphérie du bloc, la simulation de la propagation des mécanismes de rupture représente aujourd'hui un verrou scientifique. Des travaux sur la rhéologie des sols seraient à entreprendre pour étendre les capacités des modèles hyperboliques.

3 ETUDE NUMERIQUE DE L'INFLUENCE DE LA RIGIDITE DE LA STRUCTURE PROTEGEE

L'étude bibliographique relative aux impacts sur couches de sols (cf. rapport convention DGPR 2015) laisse supposer que la rigidité de la structure a une influence sur l'amplitude et la distribution de pression induite par l'impact sur la structure au travers de la couche de sol protectrice. Dans la campagne d'essais réalisée, une seule structure, relativement rigide, a été considérée. Le modèle empirique donnant la distribution spatio-temporelle de pression induite a été établi pour le matériau compacté considéré et pour ces conditions d'essais, une couche de sable surmontant une dalle reposant sur le rocher, réputé très rigide. Ce choix visait à produire un modèle empirique de pression induite considéré sécuritaire.

Le modèle numérique mis en œuvre au chapitre précédent, malgré ses limites, peut être étendu pour investiguer cette influence possible de la rigidité de la structure sur les efforts transmis. S'agissant d'un modèle numérique, les conclusions mériteront néanmoins d'être validées par confrontation à des essais.

La structure supportant la couche de sol protectrice considérée dans cette étude est un portique de type cadre ouvert, composé d'une dalle horizontale reposant au sommet de deux murs verticaux. Les liaisons entre dalle et mur sont supposées encastrées. Les murs sont hauts 4 m, larges de 4 m et épais de 50 cm. La dalle a une portée entre appuis de 7 m et est également large de 4 m et épaisse de 50 cm.

La couche de sol protectrice (D) et les sollicitations (B, H) sont celles de l'essai D2B1H4C2, considéré au Chapitre précédent pour la simulation d'un impact sur structure rigide protégée par une couche de sable avec un rapport B/D faible. Pour mémoire, il s'agissait d'un essai d'impact sur une couche de sable de 1.5 m d'épaisseur (D) par un bloc impacteur de masse 117 kg pour un rayon de 21 cm (diamètre B de 42 cm) largué depuis une hauteur de 20 m (H). Pour cet essai, le modèle numérique avait donné des résultats assez proches des observations.

Le problème est tridimensionnel mais, par symétrie de l'ouvrage et de la sollicitation, seul un quart de l'ouvrage a été modélisé. La Figure 3.1 montre le maillage utilisé. Concernant les conditions limites géométriques, pendant toute la sollicitation, les pieds des murs sont considérés encastrés (déplacements nuls dans les trois directions) et, sur les plans de symétrie, verticaux, les déplacements horizontaux perpendiculaires ont été imposés nuls.

Les autres caractéristiques du modèle et les propriétés des modèles de comportement en déformations des matériaux (sol, béton et impacteur) sont les mêmes qu'au Chapitre précédent sur la modélisation des essais expérimentaux. Seule la géométrie et les conditions limites de la structure protégée par la couche de sol ont été modifiées.

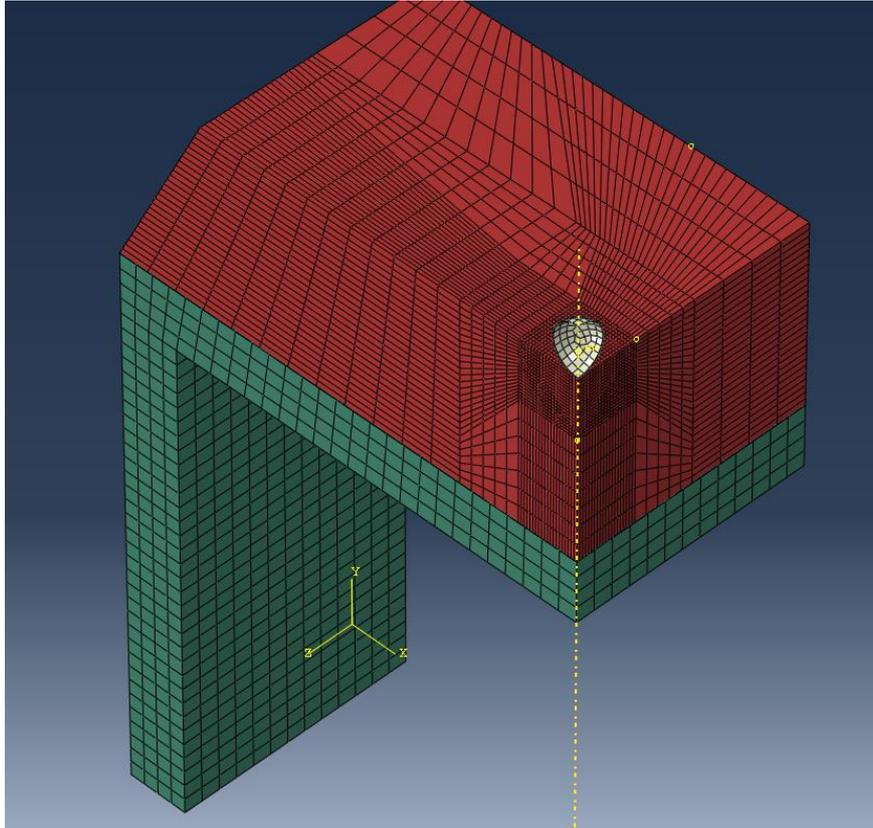


Figure 3.1 : Représentation du maillage du modèle de calcul avec portique

La Figure 3.2 compare la distribution temporelle de pression induite calculée au droit de l'impact pour les conditions de l'essai D2B1H4C2 (radier sur support rigide) à celle obtenue pour les mêmes conditions d'impact D, B et H mais avec une structure en portique (dalle sur appuis). Il peut être noté que la pression maximale enregistrée au droit de l'impact est très légèrement plus faible lorsque la dalle est sur appuis (portique) que dans le cas du radier. La vitesse d'accroissement initial de pression normalisée est aussi du même ordre.

Dans les deux cas, sur radier ou sur portique, la distribution temporelle de pression au droit de l'impact apparaît composée d'un pic de pression produit par l'impact et d'un signal périodique de fréquence de l'ordre de 66 Hz. L'origine de ce signal, qui n'a pas été observé dans les essais expérimentaux, n'est pas expliquée. En outre, pour la dalle sur appuis, un signal périodique supplémentaire se superpose, de fréquence 10 Hz, que l'on peut aisément attribuer à la fréquence propre de vibration de la structure.

Il peut également être noté que la durée du premier pic localisé de pression induite au droit de l'impact est du même ordre pour les deux modèles numériques, sur radier ou dalle sur appuis. Par contre, la durée totale de l'impulsion de pression produite par l'impact est plus grande pour le modèle avec dalle sur appuis, puisque comportant trois extrémums locaux au lieu de deux pour le radier. Ceci étant, cela peut provenir de la superposition entre surpression initiale causée par l'impact et pression induite par la fréquence propre des structures (le troisième pic existe sur la courbe de couleur bleu mais est moins marqué). La valeur du rapport de la pression maximale à une distance de B/2 sur la pression maximale au droit de l'impact est du même ordre selon les deux modèles numériques, radier ou dalle sur appuis.

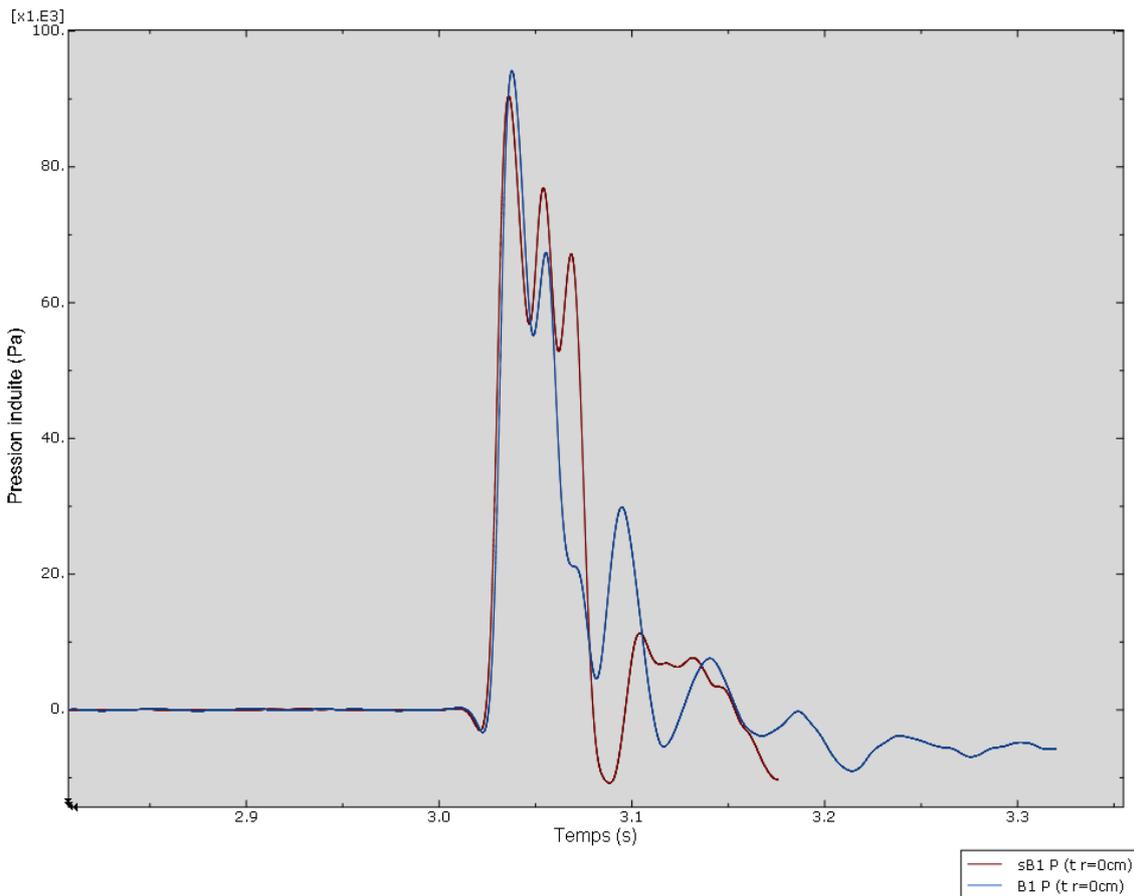


Figure 3.2 : Pression induite à l'interface sol/structure au droit de l'impact données par le modèle numérique (a) Dalle sur appui rigide – essai D2B1H4C2 (bleu) et (b) Dalle sur appuis (rouge)

Enfin, le Tableau 3.1 récapitule les principales grandeurs caractéristiques obtenues par modélisation numérique d'un radier sur support continu rigide et d'une dalle sur appui, protégés par une même couche de couche de sol et sollicités par un même impact. L'influence d'une structure plus souple, dalle sur appuis, est bien dans le sens a priori attendu : pic de pression induite plus faible, vitesse de propagation de l'effort initial plus faible. Par contre, cette influence apparaît négligeable dans ce cas où les deux structures sont de rigidité élevées au regard de la faible sollicitation appliquée et du faible rapport B/D.

Tableau 3.1 : Récapitulatif des grandeurs obtenues par modélisation numérique d'impact sur couche de sol protégeant un radier sur support rigide ou une dalle sur appuis

Grandeurs	D2B1H4C2	
	Dalle sur appui (portique)	Radier sur support rigide
P_{max} (kPa)	90.0	94
$P(B/2)/P_{max}$	0.92	0.93
A_i (m/s)	140	160
p_{50} (s^{-1})	150	147
$\Delta t_{50}(r = 0)$ (s)	0.019	0.017
L (s/cm)	$10.0 \cdot 10^{-5}$	$7.4 \cdot 10^{-5}$

L'étude sur l'influence de la rigidité de la dalle sur appuis a donc été poursuivie en modifiant l'épaisseur de la dalle dans le modèle numérique. Il apparaît qu'en doublant ou en divisant par deux la rigidité de la structure, les valeurs de la pression induite à différentes distances de la trajectoire d'impact en fait varient peu, de l'ordre de 5%. Cette faible variation semble d'ailleurs plutôt due à la concomitance entre l'arrivée du pic de la pression induite et un déplacement vers le haut de la dalle qui dans le modèle numérique oscille très légèrement après application de la gravité sur le remblai. De même, les largeurs de pic ne semblent pas varier significativement, mais plutôt par interférence entre les phénomènes ondulatoires dynamiques de vibration de la dalle.

En conclusion, il apparaît difficile de fonder une méthode de dimensionnement des couches de sol en protection de structures aux impacts sur la seule modélisation numérique présentée. Dans le cas d'un rapport B/D élevé, le modèle numérique ne permet pas de prédire correctement les pressions induites en surface d'un radier sur appui rigide protégé par une couche de sable. Dans le cas d'un rapport B/D faible, où le modèle numérique semble prédire une distribution de pression induite proche de celle observée pendant les essais, deux points cependant ressortir de l'exploitation du modèle présenté :

- (1) La flexibilité de la dalle n'a qu'une influence minime sur la distribution spatio-temporelle de pression induite par l'impact au travers de la couche de sable protectrice.
- (2) Les différences, spatiales ou temporelles, dans les distributions de la pression transmise à la dalle suivant sa rigidité semblent liées à la composition de la pression résultant de l'impact et de vibrations de la dalle en interaction avec la couche de sol protectrice.

Il est toutefois important de noter que la campagne d'essais de Montani (1998), à plus petite échelle, avait permis de mettre en évidence une relation entre la valeur maximale de l'effort résultant transmis à la surface de la structure avec la racine carré de sa rigidité.

4 CONCLUSION

Ce rapport a présenté une étude sur la performance d'une approche courante en pratique pour les calculs en déformations en géotechnique à simuler l'impact d'un bloc rocheux sur une couche de sol protégeant une structure. La modélisation a été réalisée à l'aide du programme de calcul en déformation aux éléments finis ABAQUS en Dynamique, approche Explicite. Le comportement en déformations du sol a été supposé représenté par un modèle élastoplastique, avec critère de rupture de Mohr-Coulomb et faible dilatance.

Les conditions d'impact simulées ont montré que pour un rapport B/D faible, i.e. lorsque la pénétration du bloc interagissant est faiblement influencée par la présence de la structure, la distribution spatio-temporelle de pression induite en surface de la structure au travers de la couche de sol protectrice prédite par le modèle numérique représente relativement bien la réalité. Par contre, la pénétration est alors très surestimée. Pour un rapport B/D élevé, le modèle numérique ne permet pas de représenter correctement l'évolution continue des mécanismes de rupture pendant la pénétration, conduisant à une forte surestimation de la pression induite par l'impact.

L'influence de la rigidité de la structure protégée a été investiguée dans le cas d'un rapport B/D faible. Les calculs montrent que, dans cette configuration d'impact, la rigidité de la structure n'a pas une influence significative sur la distribution de pression induite par l'impact.

RESUME

L'emploi d'une couche de sable en protection de structure contre les impacts rocheux est une solution consacrée par l'usage. Toutefois, la capacité et les limites de cette technique sont aujourd'hui (2018) encore très empiriques et faiblement établies. En 2016, une importante campagne d'essais expérimentaux instrumentés a été menée pour compléter l'observation des phénomènes, en particulier pour mieux caractériser la distribution spatio-temporelle de pression induite à l'interface entre la couche de sol protectrice et la structure, dans différentes configurations d'impact. Cette distribution est en effet la donnée d'entrée nécessaire au calcul de la structure. Ces essais ont été réalisés sur site expérimental en vraie grandeur, à la station de chute de blocs de l'Ifsttar à Montagnole (F-73000).

L'analyse des essais pour l'ensemble des configurations d'impacts étudiées, qui combinent systématiquement l'épaisseur de sable (D), le diamètre équivalent du bloc rocheux (B , ou sa masse) et sa hauteur de chute libre (H , ou sa vitesse d'impact), a permis d'établir l'expression la distribution spatio-temporelle de pression induite à l'interface sol-structure pendant un impact au sommet de la couche de sol protectrice pour une configuration donnée définie par les conditions D , B et H .

La présente étude, par comparaison aux mesures observées pendant les essais, a investigué la capacité des modèles numériques utilisés en pratique courante en géotechnique à simuler l'impact d'un bloc rocheux sur une couche de sable protégeant une structure. Un modèle numérique tridimensionnel simple de calcul en déformations, en dynamique explicite, a été développé. Le comportement en déformations du sol a été représenté par un modèle élastoplastique, avec critère de rupture de Mohr-Coulomb et faible dilatance. Les calculs ont été réalisés avec le logiciel ABAQUS. Ce modèle a été appliqué à la simulation de deux essais expérimentaux et à une investigation numérique de l'influence de la flexibilité de la structure support.

Le modèle numérique proposé, basé sur un modèle de comportement en déformations du sol élastoplastique, ne suffit pas à simuler de façon satisfaisante un impact sur une couche de sol protégeant une structure. L'analyse comparative des résultats des simulations des deux essais expérimentaux montre que le modèle de comportement en déformations du sol doit tenir compte de l'influence du confinement du sol, qui augmente avec le rapport B/D , sur la rigidité et la résistance du sol. Par ailleurs, le comportement en déformations du sol doit être basé sur un critère de plasticité régularisé, permettant de simuler la propagation des mécanismes de rupture en grandes déformations, au-delà de la rupture. Ce que les critères de rupture basés sur Mohr-Coulomb (e.g. Drücker – Prager) avec dilatance constante en plasticité ne permettent pas.

Le modèle numérique a également été employé pour investiguer l'influence de la rigidité de la structure sur la distribution spatio-temporelle de pression à l'interface sol-structure. La même configuration d'impact D , B et H a été simulée, d'une part, en supposant la dalle en béton armé épaisse de 50 cm reposant sur une base indéformable (similaire aux conditions des essais expérimentaux) et, d'autre part, en supposant cette même dalle en appui simple sur deux côtés opposés distants de 7 m. Selon les calculs, l'influence des conditions d'appuis serait modérée.

MOTS CLEFS

Impact ; Chute de blocs rocheux ; Couche de sol protectrice ; Modélisation numérique