

---

# Modélisation de la rupture tridimensionnelle d'un mur de briquettes par approche discrète

**Juan-Carlos Quezada<sup>1</sup>, Eric Vincens<sup>1</sup>, Rémy Mouterde<sup>2</sup>, Jean-Claude Morel<sup>3</sup>**

<sup>1</sup> Université de Lyon, LTDS, UMR CNRS 5513, École centrale de Lyon, Écully, France.

<sup>2</sup> Université de Lyon, Laboratoire d'Analyse des Formes, ENSAL, Vaulx en Vélain Cedex, France.

<sup>3</sup> Université de Lyon, LTDS, UMR CNRS 5513, École nationale des travaux publics de l'État, Vaulx en Vélain Cedex, France.

---

*RÉSUMÉ.* Les murs de soutènement en pierre sèche (MSPS) sont des structures vernaculaires dont l'existence est attestée à travers le monde. Ces structures sont composées de blocs individuels placés à la main où l'agencement et le frottement existant entre les ceux-ci contribuent à leur stabilité. Depuis quelques années, ces structures suscitent un nouvel intérêt, en raison de l'état dégradé de ce patrimoine ancien qui nécessite des réparations, mais aussi à cause de leurs avantages vis-à-vis des enjeux posés par le développement durable. Plusieurs études expérimentales ou numériques ont traité le problème de la rupture en déformation plane des MSPS. Le cas des murs de soutènement routiers, où la rupture s'accompagne d'une déformation tridimensionnelle, a été peu étudié. Dans ce travail, une étude numérique concernant la rupture de ce dernier type de mur par la méthode des éléments discrets est proposée. Ce modèle numérique est basé sur des essais effectués sur une maquette à échelle réduite. Le modèle numérique a été capable de reproduire les résultats expérimentaux et ouvre de nouvelles perspectives pour étudier plus finement le comportement des murs de soutènement routiers.

*ABSTRACT.* Dry stone retaining walls are vernacular structures that can be found in many places around the world. They are composed of hand-placed individual blocks which arrangement contributes to their stability. But their stability is essentially warranted by the capacity of blocks to develop friction at contact. A new interest arose in these structures in the last years, first due to the necessity to repair damages inherent to any ancient heritage, but also to their possible advantages regarding sustainable development concerns. Several studies have tried to address the behavior of slope retaining walls, whereas few conclusive studies have been performed concerning the road retaining wall, where failure implies true three-dimensional deformations. In this work, a numerical study of road retaining walls is performed by means of a Discrete Element Method. This numerical model is based on experiments that have been performed on a small-scale prototype. The model was able to retrieve the experimental results, opening new perspectives for studying the behavior of such structures more in details.

*MOTS-CLÉS :* Pierre sèche, mur de soutènement, routier, éléments discrets, échelle réduite.

*KEYWORDS:* Dry stone, retaining walls, highway, DEM, small-scale test.

---

## 1. Introduction

Les murs de soutènement en pierre sèche (MSPS) sont des ouvrages à joint sec, c'est-à-dire, sans mortier pour lier les blocs entre eux. La stabilité de l'ouvrage est obtenue par l'imbrication des blocs et par la propriété de frottement existant entre les blocs. L'organisation de l'assemblage peut varier en fonction des traditions régionales ou du contexte environnemental. Ce type de structure se rencontre à travers du monde là où un matériau approprié pour la construction s'est montré disponible. Alors qu'un grand nombre de ces structures ont été érigées jusqu'au début du XX<sup>e</sup> siècle, cette méthode constructive a été par la suite remplacée par des techniques plus modernes, tels que le béton armé. Au cours des dernières décennies, la technique pierre sèche a suscité un nouvel intérêt, notamment à cause du nécessaire entretien et réparation d'un vaste patrimoine existant vieillissant. Un nouveau point de vue scientifique sur cette solution constructive était alors indispensable en vue de produire des aides à la décision pertinentes pour les maîtres d'ouvrages.

Afin d'évaluer les performances de ces structures, plusieurs études ont été menées de manière expérimentale ou par des approches numériques. Les études expérimentales se sont fondées sur des modèles à échelle 1. Les premiers essais sur ces structures ont été réalisés par Burgoyne [BUR 53] qui a construit quatre murs en pierre avec des géométries différentes afin d'identifier la mieux apte à supporter la poussée du remblai. Plus tard, Villemus [VIL 07] a réalisé des essais où la rupture du mur a été atteinte par l'application d'un chargement hydrostatique. Colas [COL 10] a étudié la rupture en déformation plane des MSPS due à une poussée excessive d'un remblai composé d'un matériau fluviatile purement frottant. Mundell [MUN 10] a analysé la formation d'un ventre dans le profil du mur généré par une force concentrée sur le remblai. D'autre part, les études numériques qui ont pu être entreprises l'ont été soit sur la base de la méthode des éléments finis (FEM) ou sur la méthode des éléments discrets (DEM). Ainsi, Walker et Dickens [WAL 95] ont reproduit numériquement la rupture d'un MSPS par formation d'un ventre grâce au code UDEC (code ITASCA). Harkness [HAR 00], Powrie [POW 02] et plus tard Claxton [CLA 05] ont modélisé les essais de Burgoyne en utilisant le même code numérique, confirmant les résultats obtenus par ce dernier. Récemment Oetomo [OET 14] a modélisé numériquement le comportement de MSPS en utilisant une approche discrète pure et une approche discrète-continue, utilisant les codes PFC et UDEC respectivement, où les résultats expérimentaux de Villemus et Colas ont été reproduit d'une manière satisfaisante. En particulier, l'approche DEM s'est montrée capable de modéliser la rupture des MSPS en déformation plane avec précision, mais la validation de cette approche dans le cas des murs routiers où la rupture est tridimensionnelle n'est pas encore acquise.

Dans ce travail, nous proposons une validation de l'approche DEM pour étudier la rupture des murs de soutènement routiers sur la base d'un modèle expérimental à échelle réduite. Dans la première partie de ce travail, le modèle expérimental est présenté. Ce système a été mené à la rupture par le biais d'une sollicitation localisée en surface du remblai. La deuxième partie montre la simulation numérique de ce modèle à échelle réduite. La comparaison des résultats numériques avec les résultats expérimentaux est ensuite développée, laquelle montre un bon accord entre les valeurs de chargement critique obtenues numériquement avec les résultats expérimentaux.

## 2. Essais à échelle réduite

Le modèle étudié ici consiste en une boîte où est déversé un remblai composé de sable, et d'un mur de soutènement construit avec des briquettes. La boîte a 110cm de largeur, une profondeur de 40cm et 50cm de hauteur (Figure 1a). La profondeur et la longueur sont suffisamment grandes pour éviter des effets de bords liés aux conditions limites. Le mur a 88cm de largeur, 3,3cm d'épaisseur et 18cm de haut. Ce mur est composé de briquettes d'argile de dimensions : 33mm, 16mm et 11mm de hauteur (Fig. 1b). La masse volumique et l'angle de frottement entre les briquettes sont respectivement  $1635\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$  et  $32^\circ \pm 2^\circ$  identifiés expérimentalement. La disposition des briquettes est faite de manière à avoir une briquette en boutisse et deux briquettes en paneresses (Figure 1b et Figure 1c), ce qui est assez représentatif de l'arrangement des blocs au sein des murs de soutènement en pierre sèche. Comme on peut le voir sur la Figure 1 la première rangée des briquettes et les extrémités du mur sont empêchées de se déplacer selon l'axe X, afin d'améliorer la stabilité du mur.

Le matériau du remblai est un sable d'Hostun de propriétés mécaniques suivantes : une densité apparente de  $1300\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$  (état foisonné), avec un module de Young de 10 MPa, un coefficient de Poisson égal à 0,3, un angle de frottement interne  $32^\circ$  pour un état lâche. Le matériau a été uniformément déposé par pluviation à l'intérieur de la boîte à une hauteur de chute nulle. Cela garantit que le matériau soit placé dans un état très lâche. Le remplissage est arrêté quand la surface du remblai est à 1cm en dessous de la tête du mur. Pour l'interface mur-remblai, il a été choisi un angle de frottement interne égal à  $20^\circ$ , qui correspond à  $2/3$  de l'angle de frottement du remblai.

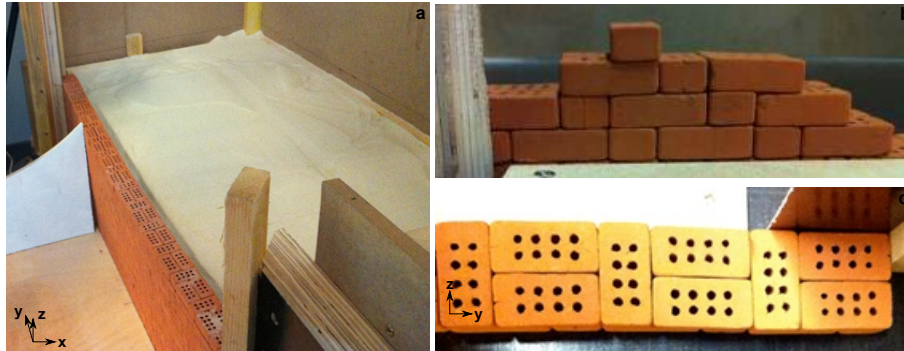


Figure 1 – a) Vue en perspective du dispositif expérimental. b) Vue de face de l'arrangement de briquettes dans le mur. c) Vue en coupe de l'arrangement des briquettes.

Cette relation est caractéristique d'un contact entre structure de béton et un sol en mécanique des sols. Une étude précédente a montré que l'erreur sur cette propriété était de second ordre par rapport à une erreur sur le frottement entre briquettes ou sur l'angle de frottement interne du remblai pour le comportement du MSPS [OET 14].

Le chargement concentré est appliqué à la surface du remblai par l'intermédiaire de blocs d'acier de 6cm de largeur et de 7cm de longueur. La distance entre le bloc et la face amont du mur peut varier entre 2cm et 4cm. Ce chargement concentré est censé modéliser l'impact d'un véhicule circulant sur une route située en tête de mur et sur le remblai. La masse volumique du bloc d'acier est égale à  $7716\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$  et l'angle de frottement acier-sable a été pris égal à  $16,7^\circ$ . Un premier bloc de hauteur 6cm est placé sur la surface du remblai avant la superposition d'autres blocs de 2kg, 1kg et 0,5kg jusqu'à l'atteinte de la rupture du mur.

Trois essais ont été réalisés pour une même configuration, à savoir une même distance entre le bloc de chargement et le mur. Les charges maximales correspondant à la rupture du mur pour chaque distance entre le mur et le bloc de chargement  $d$  sont données dans la Figure 2. Chaque résultat est obtenu avec une précision de 0,5kg. Les résultats expérimentaux montrent une certaine variabilité, représentée ici par des barres d'erreur tenant compte des valeurs minimale et maximale. La plus grande variabilité a été incidemment obtenue pour une séparation bloc-mur  $d$  de 3cm.

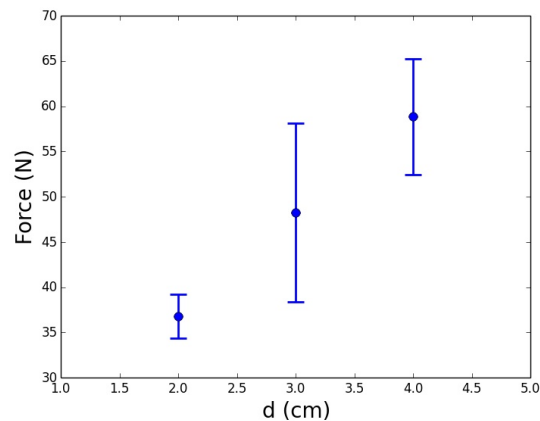


Figure 2 – Force maximale appliquée dans l'essai conduisant à la rupture du mur en fonction de la distance  $d$  entre le bloc de chargement et la face amont du mur.

### 3. Procédures numériques

Pour mener les simulations numériques, nous avons utilisé le logiciel 3DEC (code ITASCA). Ce logiciel permet de modéliser des discontinuités dans un matériau par la méthode des éléments discrets. Le matériau discret est modélisé par un ensemble de blocs, où les déplacements et rotations sont autorisés. Ces blocs peuvent être rigides ou déformables et, dans ce cas, la déformation des blocs est prise en charge en utilisant la méthode des différences

finies. Par conséquent, 3DEC permet une approche discrète-continue [Ita13]. Dans ce travail, le mur est composé de corps déformables individuels et le matériau du remblai est considéré comme étant un milieu continu. L'interface entre le remblai et le mur est modélisée en considérant un modèle d'interface de type Mohr-Coulomb.

### 3.1. Description du modèle numérique

Tout d'abord, pour créer le mur, un grand bloc est construit tenant compte de la géométrie globale du mur. Ensuite, cet objet est coupé par des plans horizontaux et verticaux afin de former des briquettes avec l'arrangement décrit dans la partie 2. Ensuite, le remblai et le bloc de chargement sont créés et l'ensemble de l'échantillon est maillé. Ce maillage est composé d'éléments tétraédriques obtenus par une triangulation de Delaunay. Cette procédure permet de convertir des corps parfaitement rigides en solides déformables. Un raffinement du maillage dans le remblai est effectué dans une zone de 40cm de longueur et 20cm de largeur centrée sur le bloc de chargement afin d'obtenir des calculs précis avec la méthode des différences finies (Figure 3). En effet, cette zone est censée subir des niveaux de contraintes et de déformations élevés au cours du chargement par le bloc d'acier. Une briquette est composée de huit éléments tétraédriques. Dans la zone raffinée, il y a en moyenne six points de contact (nœuds) entre un bloc du mur et le remblai, au travers de l'interface. Un maillage de 1,65cm est alors choisi pour les blocs, tandis que pour la zone raffinée dans le remblai et pour le bloc de chargement, la taille du maillage est égale à 1,4cm de côté. Cette valeur est égale à 2,2cm pour les zones à l'extérieur de la zone raffinée.

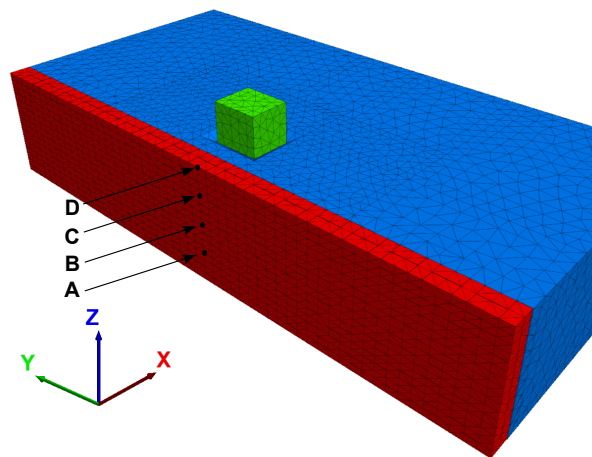


Figure 3 – Vue du modèle numérique utilisé dans cette étude.

Concernant les conditions limites pour le remblai et le mur, la première rangée de briquettes est fixe et les extrémités du mur sont autorisées à se déplacer uniquement dans le sens vertical. Finalement, le remblai est contenu dans une boîte où ses parois ne peuvent pas se déplacer latéralement. Le comportement des briquettes du mur suit une loi de Hooke et au niveau du contact, les raideurs normale et de cisaillement de contact ( $K_n$  et  $K_s$  respectivement) sont égales à  $1 \times 10^9 \text{Pa.m}^{-1}$ . Ces valeurs ont été prises à partir de [HAR 00, OET 14] qui sont assez élevées pour ne pas perturber la qualité des résultats sans pénaliser excessivement le temps de calcul. Le module de compressibilité volumique et le module de cisaillement ( $K$  et  $G$  respectivement) des briquettes ont été pris tout deux égaux à  $1 \times 10^9 \text{Pa}$ . Chaque briquette a un poids de  $9,5 \times 10^{-3} \text{kg}$ . Pour le remblai et l'interface remblai-mur, un modèle de Mohr-Coulomb élastique parfaitement plastique a été choisi pour la simplicité de sa mise en place. Finalement, l'équilibre du système sous gravité est calculé. Cet équilibre est obtenu lorsque le rapport entre les forces de déséquilibre et les forces moyennes du système est inférieur à  $1 \times 10^{-4}$ .

### 3.2. Aspects numériques

Pour la simulation de la phase de chargement par des blocs d'acier, le chargement est imposé de la même manière que lors de la réalisation de l'essai expérimental. Plus précisément, la masse s'appliquant sur le remblai est incrémentée par étapes de 0,1kg en augmentant à chaque fois la masse volumique du bloc d'acier. Après chaque étape de chargement, le système est laissé atteindre l'équilibre des forces avant un incrément suivant. Avec cette procédure, la rupture est atteinte lorsque le système n'est plus capable d'équilibrer le chargement appliqué.

Pour suivre la déformation du mur pendant l'essai, quatre points sur la face extérieure du mur et dans le plan de symétrie transversal du système ont été choisis et ont été suivis pendant toute la simulation. Ce sont les points A, B, C et D situés respectivement à une hauteur  $H/4$ ,  $H/2$ ,  $3H/4$  et  $H$  par rapport à la base du mur. Le point D est alors un point en tête de mur. Trois essais ont été effectués correspondant aux trois distances  $d$  entre les blocs et la face amont du mur, soit 2cm, 3cm et 4cm. Le pas de temps est fixé à  $3,4659 \times 10^{-5}$ s. Finalement, chaque simulation numérique a une durée totale de 2,5 heures sur un ordinateur HP de cadence 2,3GHz.

#### 4. Validation du modèle 3D

##### 4.1. Influence de la géométrie

La Figure 4 montre un premier résultat de l'évolution de la force totale appliquée sur le remblai en fonction du déplacement horizontal du point D situé en tête de mur. La courbe force-déplacement n'atteint pas un palier lors de son évolution. Le système étudié ici est alors capable de mobiliser une résistance supplémentaire qui permet une augmentation indéfinie de la force. En fait, la méthode utilisée pour créer les briquettes, produit des contacts parfaits face-face entre les briquettes, ce qui n'est pas réaliste. Dans le cas de briquettes réelles, les irrégularités sur les faces verticales génèrent un ou deux points de contact. Il existe alors dans le mur une mobilité interne où déplacements et rotations entre briquettes sont facilités. Un contact plan-plan parfait génère une forte imbrication entre les briquettes, induisant des états de blocage pendant l'essai de chargement.

Pour analyser cet effet, la configuration initiale qui est désignée *no gap* sur la Figure 4 entre les briquettes est comparée à d'autres configurations, où un écart de 0,5mm et 1,0mm a été inséré entre chaque face verticale de contact entre briquettes. Un espacement de 0,5mm entre briquettes représente une séparation d'environ 5% de l'épaisseur d'une brique, qui correspond à la moyenne des vides dans une structure en pierre sèche [HAR 00]. Cet espace est créé par enlèvement de matière et cette perte de masse est compensée par l'augmentation de la masse volumique des blocs pour garder une masse constante. Les résultats montrent que lorsque l'on crée un espace entre les briquettes, la courbe force-déplacement peut atteindre un palier dans son évolution. En outre, on peut noter que l'augmentation de la valeur de l'espace ne modifie pas significativement les résultats. Par la suite, un écart de 0,5mm sera systématiquement inséré entre les plans verticaux au niveau des contact entre les briquettes pour faire apparaître un palier pour la force concentrée lors du chargement du remblai.

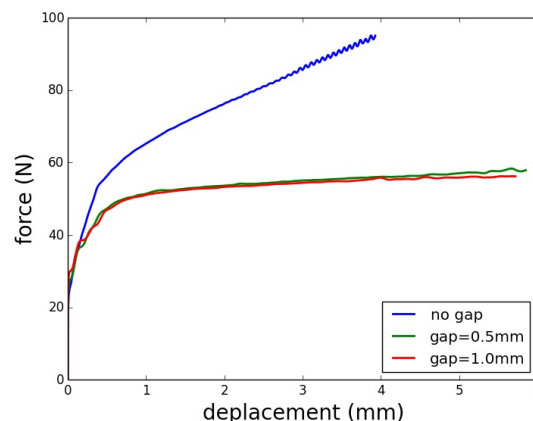


Figure 4 – Évolution de la force appliquée en fonction du déplacement pour différentes valeurs de l'espace entre les briquettes ;  $d=4$ cm.

##### 4.2. Validation des essais numériques

Pour valider le modèle numérique, des simulations du chargement du remblai à travers de la force concentrée ont été menées en augmentant la masse du bloc d'acier, lequel est placé à différentes distances  $d$  de la face amont du mur. La Figure 5a présente l'évolution de la force appliquée pour différentes distances  $d$ . Sur cette figure on constate que les valeurs du chargement concentré arrivent à un palier avant de déclencher la rupture du mur. Ces valeurs maximales augmentent en fonction de la distance  $d$ .

La Figure 5b montre les valeurs de la charge concentrée  $F$  à la rupture pour  $d$  égale à 2cm, 3cm et 4cm. Sur cette figure, les résultats obtenus lors des expériences sur la maquette réduite sont également représentés. On peut noter que les résultats des simulations sont en bon accord avec les valeurs moyennes pour  $F$  pour  $d$  égale à 3cm et 4cm. Pour  $d$  égale à 2cm l'écart entre le résultat expérimental moyen et la simulation est plus important. Pour cette distance très proche du mur, les limites de la modélisation sont mis en évidence. Nous pouvons citer le détachement entre le remblai et le mur en raison d'un niveau très élevé de plasticité à proximité de la charge. Ce détachement se traduit par un déficit de transfert de contraintes entre le remblai et le mur.

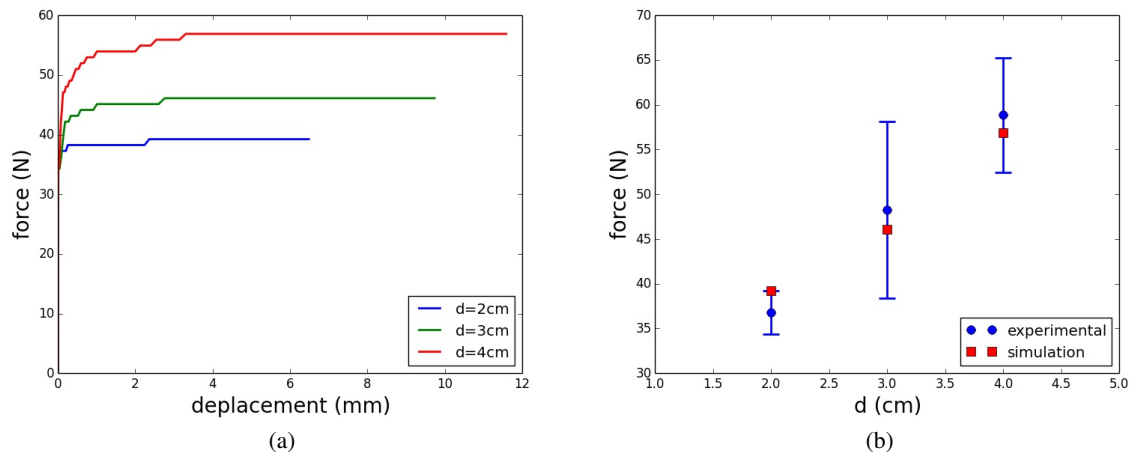


Figure 5 – (a) Évolution de la force en fonction du déplacement pour différentes distances entre le bloc de chargement et le mur. (b) Comparaison de la force maximale conduisant à la rupture du mur entre expériences et simulations numériques.

Le tableau 1 fournit les résultats globaux de cette étude. L'erreur relative pour la détermination de  $F$  à la rupture reste inférieure à 7%, ce qui tend à valider les simulations qui ont été effectuées. Les résultats présentés ici montrent clairement que l'augmentation de  $F$  avec  $d$  n'est pas linéaire.

Tableau 1 – Valeurs obtenues pour la charge concentrée à la rupture lors des expériences et des simulations numériques.  $\bar{F}$  représente la valeur moyenne des résultats expérimentaux à une distance  $d$ .

distance $d$ (cm)	2	3	4
experiments $\bar{F}$ (N)	36,8	48,3	58,9
simulations $F$ (N)	39,2	46,1	56,9
relative error (%)	6,7	4,5	3,3

### 4.3. Mode de rupture en 3D

Afin d'illustrer le processus de déformation du mur vers la rupture, le cas où  $d$  est égale à 4cm est étudié plus en détail dans cette section.

Tout d'abord, la Figure 6a montre l'évolution des courbes force-déplacement mesurées aux quatre points représentatifs (A, B, C et D) sur la face aval du mur. Nous pouvons noter que pour  $F$  inférieure à 47N environ (soit 83% de la force concentrée sur le remblai à la rupture), les déplacements des briquettes sont limités. Le déplacement associé au point D correspond à  $u_{crit} = 0.19$ mm. Lorsque la force est supérieure à 47N, le taux de déplacement augmente de façon importante avec l'augmentation de la charge. La valeur à la rupture pour cette distance a été identifiée à 56,9N. Sur cette même figure, on peut définir  $u_{max}$  qui correspond à la valeur du déplacement horizontal du point D associé à une valeur de  $F$  égal à 95% de la valeur à la rupture. Il correspond au déplacement horizontal maximal possible au point D, juste avant l'effondrement du mur. Dans ce cas,  $u_{max}$  est égal à 3.3mm, ce qui est beaucoup plus grand que  $u_{crit}$  précédemment identifié.

La Figure 6b affiche l'évolution du déplacement horizontal des points A, B, C et D situés sur la face extérieure du mur pour plusieurs étapes du chargement. Au début, les déplacements sont concentrés à mi-hauteur, ce qui

génère la création d'un ventre à mi-hauteur sur le profil du mur. On peut noter sur cette même figure que le modèle numérique reproduit de façon très précise le comportement d'un mur de soutènement à l'échelle 1 où le mode de rupture se produit par renversement [MUN 10]. Néanmoins, dans ce cas, le mode de défaillance a été associé à un état en déformation plane alors que dans ce travail, la magnitude des déplacements dépend aussi de la position des briquettes le long de l'axe Y.

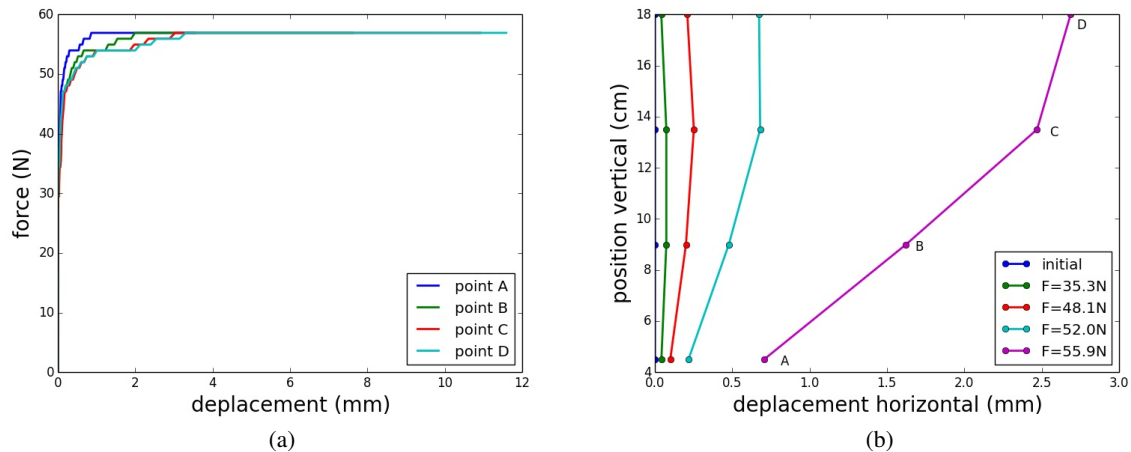


Figure 6 – (a) Force en fonction du déplacement pour différents points du mur ;  $d=4\text{cm}$ . (b) Évolution du profil vertical du mur en fonction des différentes phases de chargement.

Nous donnons sur la Figure 7a, le champ de déplacements du système avec  $F$  égal à  $56,9\text{N}$  qui est la valeur de la force à la rupture. Sur cette figure, nous pouvons définir ce qui peut être appelée longueur maximale d'influence de la charge sur le mur  $l_i$ . Le déplacement des briquettes en raison de la charge concentrée est supposée négligeable lorsque le rapport entre le déplacement horizontal total d'une briquette et l'épaisseur du mur (qui correspond à  $33\text{mm}$ ) est inférieure à  $1\%$ . Ici, cette longueur d'influence, mesurée à la tête du mur, est approximativement égale à  $69\text{cm}$ . Cette longueur est censée dépendre de la largeur du bloc en acier parallèlement au parement du mur et de la distance  $d$  entre le bloc d'acier et la face amont du mur. On peut noter que cette distance est plus petite que la longueur totale du mur, ce qui prouve que les conditions limites n'interfèrent pas avec l'effondrement du mur. L'espace ajouté entre les briquettes dans la modélisation aide à produire ce résultat.

La Figure 7b montre le champ de déplacement pour  $F$  égale à  $56,9\text{N}$  sur une coupe transversale du mur passant par les points A, B, C et D. Cette figure montre clairement la surface de rupture avec une forme elliptique. Cette surface traverse le mur au pied, certainement guidée par la première rangée de briquettes qui est fixe. Comme il a été décrit ci-dessus, la rupture du mur est obtenue par renversement. La seconde rangée de briquettes reste encore fixe et les briquettes de la partie supérieure du mur se déplacent comme un ensemble monolithique selon un mouvement d'ensemble de renversement. Ce comportement produit une séparation verticale entre les briquettes dans le profil du mur (comme le montre la Figure 7b), dû à la rotation du mur autour de la base du mur. Cette séparation verticale entre les briquettes se produit lorsque le déplacement mesuré à la tête du mur atteint la valeur  $u_{\text{crit}}$ .

## 5. Conclusion

Dans ce travail, des simulations utilisant la méthode des éléments discrets en 3D ont été présentées pour étudier la rupture d'un MSPS à échelle réduite. Ces simulations ont été basées sur des essais sur maquette, où le chargement concentré a été représenté par un bloc d'acier placé sur la surface du remblai. Les pierres sont ici des briquettes d'argile de forme parallélépipédiques. Différentes distances entre le bloc d'acier et la face amont du mur ont été étudiées. Les résultats montrent que la force concentrée doit avoir une valeur très importante pour déclencher la rupture du mur lorsque la distance bloc-mur augmente. La modélisation s'est appuyée sur une description discrète du mur en blocs individuels et sur une modélisation continue du remblai et de l'interface mur-remblai. La modélisation du mur a nécessité l'insertion d'un certain espacement entre les plans de contact verticaux des briquettes du mur pour que le comportement à la rupture soit représentatif de ce qui a été observé à travers les



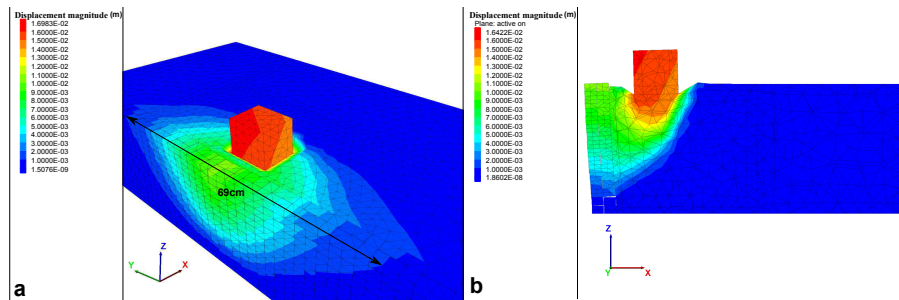


Figure 7 – Champ de déplacements dans le système. a) Vue en perspective du champ de déplacements et de la longueur d'influence  $l_i$  du chargement. b) Champ de déplacements dans une coupe transversale.

expériences à échelle réduite. Lorsque le chargement commence, la force appliquée génère un ventre sur la moitié supérieure du mur, mais lorsque le chargement augmente, cette déformation se propage vers le haut et vers le bas du mur. Néanmoins, les déplacements les plus importants se produisent dans la partie supérieure du mur, ce qui déclenche la rupture par renversement. Les valeurs de force à la rupture issues des simulations sont en très bon accord avec les résultats expérimentaux avec une erreur relative inférieure à 7% pour toutes les configurations étudiées. Ces résultats valident alors l'approche numérique et permettent d'envisager d'utiliser cette technique pour étudier plus finement le comportement mécanique des MSPS. Une étude sur la sensibilité des paramètres dans le modèle numérique est envisageable afin de reproduire la variabilité des essais expérimentaux. Finalement, la distance entre le chargement concentré et la face amont du mur a une forte influence sur la valeur de la force à la rupture du mur. Plus le bloc est porche du mur, plus la déformation se concentre sur la partie supérieure du mur, ce qui est plus défavorable pour la stabilité de la structure.

## Remerciements

Le présent travail fait partie du projet de recherche MapCoD (Matériaux et procédés pour les constructions durables). Ce travail a été financé par le programme Projet d'Avenir Lyon-Saint Etienne de l'Université de Lyon qui fait partie du programme « Investissements d'Avenir » ANR-11-IDEX-0007 (Agence Nationale de la Recherche). Les auteurs tiennent à remercier ces institutions pour leur soutien.

## 6. Bibliographie

- [BUR 53] BURGOYNE J., « Revetments or retaining walls », *Corps of royal engineers*, vol. 3, p. 154–159, 1853.
- [CLA 05] CLAXTON M., HART R. A., MCCOMBIE P. F., WALKER P. J., « Rigid block distinct-element modeling of dry-stone retaining walls in plane strain », *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, vol. 131, n° 3, p. 381–389, American Society of Civil Engineers, 2005.
- [COL 10] COLAS A. S., MOREL J. C., GARNIER D., « Full-scale field trials to assess dry-stone retaining wall stability », *Engineering Structures*, vol. 32, n° 5, p. 1215–1222, Elsevier, 2010.
- [HAR 00] HARKNESS R., POWRIE W., ZHANG X., BRADY K., O'REILLY M., « Numerical modelling of full-scale tests on drystone masonry retaining walls », *Geotechnique*, vol. 50, n° 2, p. 165–179, Thomas Telford, 2000.
- [Ita13] 3 Dimensional Distinct Element Code. Theory and Background., Minneapolis, Minnesota, 4th édition, 2013.
- [MUN 10] MUNDELL C., MCCOMBIE P. F., HEATH A., HARKNESS J., WALKER P., « Behaviour of drystone retaining structures », *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, vol. 163, n° 1, p. 3–12, University of Bath, 2010.
- [OET 14] OETOMO J., Comportement à la rupture des murs de soutènement en pierre sèche : une modélisation par approche discrète, PhD thesis, École Centrale de Lyon, september 2014.
- [POW 02] POWRIE W., HARKNESS R., ZHANG X., BUSH D., « Deformation and failure modes of drystone retaining walls », *Geotechnique*, vol. 52, n° 6, p. 435–446, Thomas Telford, 2002.
- [VIL 07] VILLEMUS B., MOREL J., BOUTIN C., « Experimental assessment of dry stone retaining wall stability on a rigid foundation », *Engineering structures*, vol. 29, n° 9, p. 2124–2132, Elsevier, 2007.
- [WAL 95] WALKER P., DICKENS J., « Stability of medieval dry stone walls in Zimbabwe », *Geotechnique*, vol. 45, p. 141–147, University of Bath, 1995.