

UTILISATION DE LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS DISTINCTS POUR MONTRER L'INSUFFISANCE DE LA MÉTHODE D'ÉQUILIBRE LIMITÉ DANS L'ÉTUDE DE LA STABILITÉ DES TALUS ROCHEUX FRACTURÉS

USING THE DISTINCT ELEMENTS METHOD TO SHOW THE INADEQUACY OF THE LIMIT EQUILIBRIUM METHOD IN STUDYING THE STABILITY OF FRACTURED ROCKY SLOPES

Hakim AHMARI, Gabriel ASSAF

École de technologie supérieure, Département de génie de la construction, H3C 1K3
Montréal, Québec, Canada

LISTE DES SIGLES ET SYMBOLES

Abréviation	Désignation
UDEC	Universal Distinct Element Code
DEM	Discret Element Code
FS	Facteur de sécurité
τ	Contrainte tangentielle mobilisable sur la surface de rupture
σ_n	Contrainte normale appliquée sur la surface de rupture
Φ	Angle de frottement de la surface de rupture
C	Cohésion de la surface de rupture

Abréviation	Désignation
Φ_d	Angle de frottement des discontinuités
Φ_f	Angle de frottement de la faille
Ψ_T	Pendage du talus
Ψ_d	Pendage des discontinuités
Ψ_f	Pendage de la faille
K_n	Raideur normale des discontinuités
K_s	Raideur tangentielle des discontinuités
ρ	Masse volumique du massif rocheux
(v)	Coefficient de Poisson du massif rocheux

INTRODUCTION

La majorité des analyses de stabilité de pentes rocheuses menées dans la pratique continuent à utiliser les méthodes traditionnelles d'équilibre limite qui n'ont pratiquement pas changé depuis des dizaines d'années [1]. Ces méthodes ne prennent pas en compte la déformabilité des joints et la des contraintes existantes dans les massifs rocheux. Elles ne peuvent pas identifier les mécanismes de déformation et de rupture complexe sur un plan géométrique, ni les phénomènes si importants de déformation et rupture progressive sur un plan mécanique [2]. Ces types d'erreurs peuvent mener à des résultats loin de la réalité en termes de champs des contraintes [3].

Étant donné que la stabilité des talus rocheux fracturés est principalement dictée par le comportement des discontinuités [4], ces méthodes classiques ne sont pas satisfaisantes dans un milieu rocheux dans lequel les surfaces de discontinuités, leur géométrie et leurs propriétés mécaniques jouent un rôle déterminant. Beaucoup de questions restent donc imparfaitement résolues. Les modèles de calculs utilisant la méthode des éléments distincts (DEM) peuvent être appliquées à une grande variété de mécanismes de rupture : glissement plan, glissement dièdre (les modèles 3D), effondrement rocheux, basculement, torsion de bloc, rupture de banc et des modes complexes constitués de plus d'un des modes précédents [3]. Par conséquent, ces méthodes de calcul sont des outils plus appropriés pour modéliser les masses rocheuses fracturées [3,5,6,7,8].

Afin de dégager les difficultés rencontrées et pour une meilleure connaissance et donc modélisation de la stabilité des talus rocheux fracturés, qui affecte la rupture prématuée d'un nombre substantiel de chaussées de par le monde, cette étude tente de confirmer l'hypothèse que les méthodes d'équilibres limite ne sont pas efficaces dans le calcul de stabilité des talus rocheux fissurés.

Les analyses ont été effectuées en utilisant le logiciel UDEC (Universal Distinct Element Code) de la société ITASCA, version 06 [9].

MÉTHODOLOGIE

Présentation de la méthode d'équilibre limite

Dans cette méthode, l'évaluation de la stabilité est basée sur l'analyse de l'équilibre limite de forces entrantes en jeu, soit les forces motrices et les forces résistantes.

Les forces motrices résultant du poids du volume rocheux susceptible de glisser, des pressions hydrauliques, et éventuellement de toutes les forces extérieures agissant sur le talus (forces de surcharges sur la crête du talus...). La rupture est alors supposée se réaliser au même moment sur toute la surface de rupture (pas de notion de rupture progressive) et que cette surface de rupture est connue à l'avance [2].

Les forces résistantes se développent dans le sens opposé du glissement et uniquement sur les surfaces de glissement. Elles sont calculées suivant le critère de rupture adopté. Le critère le plus souvent utilisé est celui de Mohr-Coulomb liant la contrainte normale et la contrainte tangentielle aux caractéristiques de la surface de glissement :

$$\tau = \sigma_n \cdot \tan(\phi) + C \quad (1)$$

Un facteur de sécurité est défini par le rapport :

$$FS = \sum \text{forces résistantes} / \sum \text{forces motrices} \quad (2)$$

Il en découle qu'un facteur de sécurité égal à l'unité indique l'équilibre limite, un facteur de sécurité inférieur à l'unité signifie une instabilité et un facteur de sécurité supérieur à l'unité indique la stabilité. Ce type d'analyse nécessite tout d'abord comme paramètres d'entrée, de l'information sur la géométrie de la pente, telle que son orientation, sa hauteur et sa largeur. Les données relatives aux différentes familles de discontinuités doivent ensuite être définies. Ces dernières consistent en l'orientation à la cohésion et l'angle de frottement qui leur sont associées. La densité de la roche doit également être posée.

Usuellement, l'analyse à l'équilibre limite est réalisée à partir des valeurs moyennes des différents paramètres d'entrée. Cette approche est dite déterministe. Il est toutefois possible de considérer la variabilité et l'incertitude des paramètres d'entrée par des analyses de sensibilité et des analyses probabilistes [10]. La procédure générale dans cette méthode peut être résumée comme suit [11] :

- Hypothèse de l'existence d'au moins une surface de glissement ;
- Analyse statique des contraintes normales et tangentielles sur les surfaces de glissements ;
- Calcul du facteur de sécurité FS ;
- Détermination de la surface de rupture critique donnant un facteur de sécurité FS minimum, parmi l'ensemble des surfaces de ruptures analysées.

Cette méthode est basée sur le modèle simple illustré à la **figure 1** ci-dessous, avec un bloc qui repose sur une surface qui fait un angle de frottement ϕ avec ce bloc. Une force W agit à la surface du bloc selon un angle θ par rapport à la verticale. La composante normale est donc $W \cdot \cos(\theta)$ et la composante tangentielle est $W \cdot \sin(\theta)$. La force résistante est donc $W \cdot \cos(\theta) \cdot \tan(\phi)$ et la force agissante est $W \cdot \sin(\theta)$. Par conséquent, le facteur de sécurité est :

$$\begin{aligned} FS &= \text{forces résistantes} / \text{forces motrices} \\ &= W \cdot \cos(\theta) \cdot \tan(\phi) / W \cdot \sin(\theta) \\ &= \tan(\phi) / \tan(\theta). \end{aligned}$$

Ou bien

$$\begin{aligned} FS &= \text{moments résistants} / \text{moments moteurs} \\ &= W \cdot \cos(\theta) \cdot \tan(\phi) \cdot b/2 / W \cdot \sin(\theta) \cdot h/2 \\ &= b/h \cdot \tan(\phi) / \tan(\theta). \end{aligned}$$

D'après la méthode d'analyse des forces à l'équilibre limite :

- Le bloc pourra glisser si le facteur de sécurité est inférieur à l'unité ($FS < 1$) ou encore en simplifiant si l'angle de frottement ϕ est inférieur pendage du plan de rupture θ (**$\Phi < \theta$**) (**Hypothèse 1**).
- Le renversement du bloc aura lieu si le moment résistant est inférieur au moment moteur ou encore si $b/h < \tan(\theta) / \tan(\Phi)$ (**Hypothèse 2**).

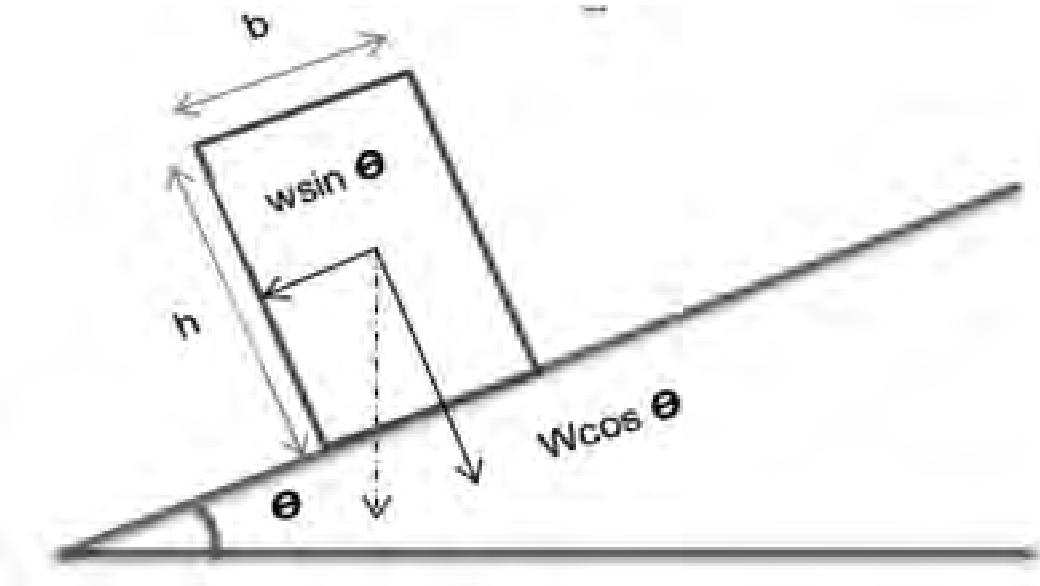


Figure 1 : Glissement d'un bloc sur le plan de rupture

Présentation de la méthode des éléments distincts (DEM)

La méthode des éléments distincts développée par Cundall [12,13] est utilisée pour résoudre des problèmes liés aux milieux discontinus [14]. Elle se distingue par trois caractéristiques [15] :

- Le massif rocheux fracturé est représenté sous la forme d'un milieu discontinu, constitué par un assemblage de blocs qui interagissent par contact de leurs angles et de leurs côtés ;
- Les discontinuités sont considérées comme des interactions entre blocs ; leur comportement est régi par des lois liant forces et déplacements au niveau des contacts entre blocs ;
- Le temps intervient de manière explicite dans la résolution des équations de mouvement. On peut ainsi simuler des comportements non linéaires de la roche et des discontinuités et traiter des problèmes dynamiques (séismes, explosions).

La méthode des éléments distincts s'attache à représenter le comportement des milieux discrets allant des milieux faiblement fracturés (méthode des dièdres) à ceux fortement fracturés, presque continus. Les assemblages de blocs qui peuvent être modélisés sous forme rigide ou déformable interagissent au travers de joints, représentés par des contacts. La méthode permet de prendre en compte les grands déplacements, les rotations et les instabilités à un stade avancé. Des contacts peuvent donc s'ouvrir puis disparaître et d'autres apparaître. Un algorithme de reconnaissance automatique des contacts doit être intégré et relancé à chaque incrément cinématique [16].

Modèle utilisé pour les calculs

Le modèle utilisé dans cette étude (*Figure 2*) est constitué d'un talus rocheux d'une hauteur de 92.5 m et d'un pendage de 56°. Le talus comporte une famille de discontinuités d'un pendage Ψ_D et un angle de frottement Φ_d avec un espacement de 10 m. Le massif rocheux est recoupé par une faille d'un pendage de 35.85°.

Comme il ne sera soumis qu'aux efforts de la gravité, la partie inférieure du modèle est considérée fixe, par conséquent, le bloc du bas ne se déplacera pas et ne tombera pas sous l'effet de la gravité.

Les limites du modèle sont sélectionnées selon des considérations typiques de dimensionnement de modèles. La hauteur de la base du modèle est plus élevée que la moitié de la hauteur de la projection de la pente selon la verticale (H). De plus, la longueur à l'arrière du sommet de la pente est plus élevée que la longueur de la projection de la pente selon l'horizontale (W) [17].

Selon la *figure 2*, la hauteur de la projection de la pente selon la verticale (H) est 92.5 mètres alors que la hauteur déterminée de la base est d'environ de 50 mètres. De plus, la longueur de la projection de la pente selon l'horizontale (W) est de 61 mètres tandis que la longueur déterminée à l'arrière du sommet de la pente est d'environ 74 mètres. La largeur globale du modèle d'environ 155 mètres.

Les caractéristiques du massif rocheux utilisées dans les simulations sont fournies dans le *tableau 1* ci-dessous.

Tableau 1 : Propriétés du massif rocheux (Roche intacte + Discontinuités)

	Φ (°)	ρ (Kg/m ³)	(v)	K_n (MPa)	K_s (MPa)	Ψ (°)
Roche intacte	-	2700	0.3	-	-	-
Discontinuités	15	-	-	10^5	10^5	60
Faille	37	-		10^5	10^5	35.85

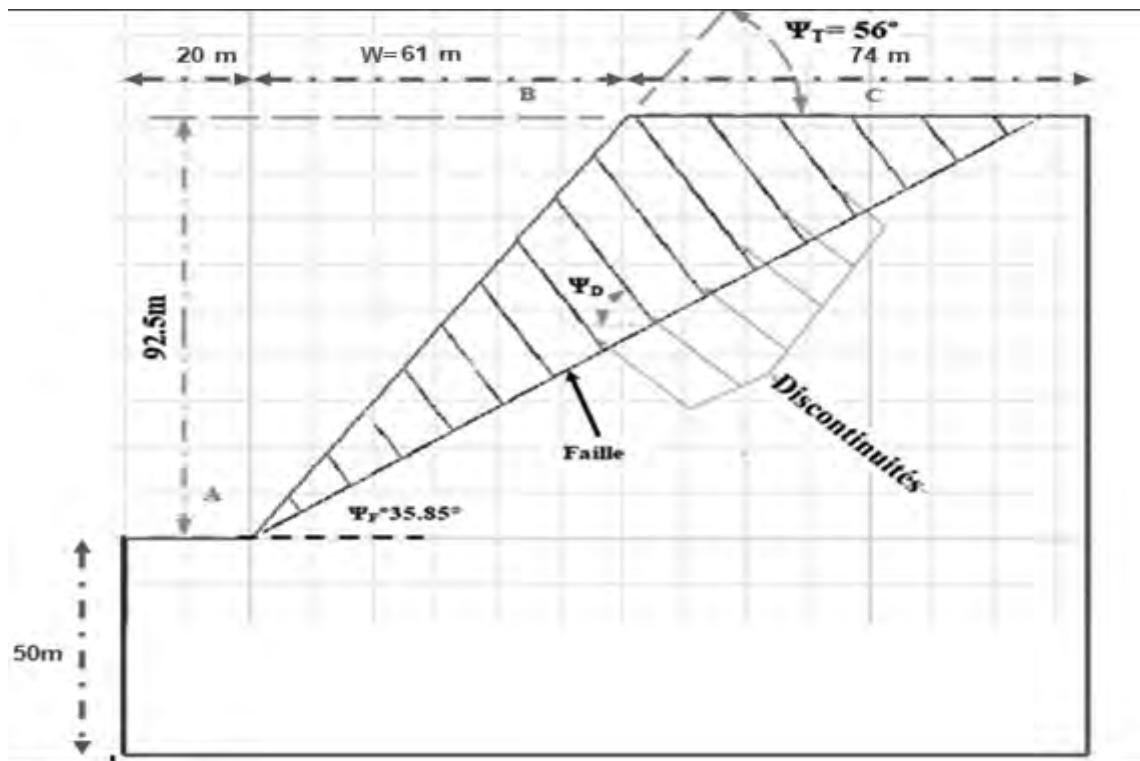


Figure 2 : Modèle utilisé dans les calculs

Afin de saisir l'influence de certains paramètres sur la stabilité des blocs formant le talus, des analyses où les propriétés de la résistance sur les plans structuraux seront modifiées, ont été effectuées. Les simulations ont été faites en changeant à la fois les angles de frottement du plan de faille ; le pendage du plan de faille et l'angle de frottement des discontinuités.

Le critère de rupture de Mohr-Coulomb est utilisé pour calculer la résistance au cisaillement et la technique de réduction de la résistance au cisaillement implantée dans le logiciel UDEC est utilisée pour calculer le facteur de sécurité [18-19].

RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

Résultats relatifs au glissement des blocs

Deux cas sont analysés et les résultats obtenus sont illustrés aux *figures 3 et 4* ci-dessous. L'objectif est de savoir si *l'hypothèse 1* est toujours vérifiée.

Cas 1 : $\Phi_F = 37^\circ$; $\Phi_d = 60^\circ$

Dans ce premier cas, l'angle de frottement des discontinuités est grand (60°) et l'angle de frottement du plan de faille est égal à 37° . Les résultats obtenus sont illustrés à la figure 3 ci-dessous. Il ressort de la figure 3 que le déplacement maximal des blocs est très minime (1.42 cm) et le facteur de sécurité est égal à l'unité. Il n'y a pas de glissement important des blocs sur le plan de la faille. Le talus est donc stable et *l'hypothèse (1)* est vérifiée pour l'angle de frottement des diaclases égal à 60° .

Cas 2 : $\Phi_F = 37^\circ$; $\Phi_d = 10^\circ$

Dans ce deuxième cas, l'angle de frottement des discontinuités est diminué à 10 degrés tandis que l'angle de frottement du

plan de faille est resté le même (37°). Les résultats obtenus sont illustrés à la *figure 4* ci-dessous.

Il ressort de cette figure que le déplacement maximal enregistré est très grand. Il atteint une valeur de 16.17 m et le facteur de sécurité est de 0.84.

Dans ce deuxième cas, l'angle de frottement du plan de faille est égal à 37° , il est supérieur au pendage du plan de faille (35.5°), donc selon *l'hypothèse 1* de la méthode d'équilibre limite le bloc ne devra pas glisser sur le plan de faille et le talus devra être stable. En revanche, un glissement important des blocs proches du pied du talus est survenu sur le plan de rupture (plan de faille) et le facteur de sécurité calculé en utilisant le logiciel UDEC est inférieur à l'unité (*Figure 4*), donc le talus est instable. Ceci constitue une contradiction avec les recommandations de la méthode d'équilibre limite.

Résultats relatifs au basculement des blocs

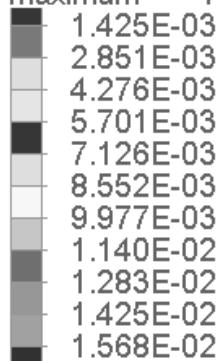
Le fauchage ou le basculement des blocs est un mode de rupture possible pour les talus rocheux fracturés. C'est une déformation impliquant rotations et glissements des masses rocheuses. Il se produit dans les versants parcourus par une famille de discontinuités majeure.

Le cas 2 dont les résultats sont illustrés à la *figure 5* ci-dessous reste un bon exemple pour ce phénomène de fauchage.

Il ressort des résultats obtenus dans la *figure 5* que la moitié supérieure du talus est presque détachée du massif. Les blocs de cette zone présentent le plus fort basculement avec des ouvertures importantes des joints.

Il ressort également un basculement léger des blocs proches du pied du talus (partie inférieure du talus). Ces blocs ne rencontrent

block plot
Factor of Safety 1.00
displacement vectors
maximum = 1.425E-02



Maximum shear strain
contour interval= 4.000E-05
4.000E-05 to 2.400E-04

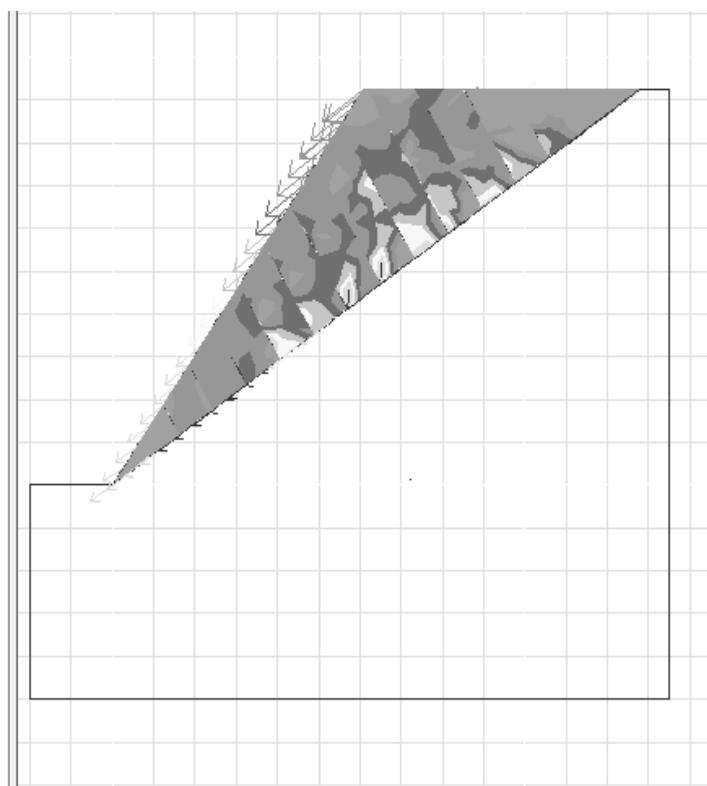
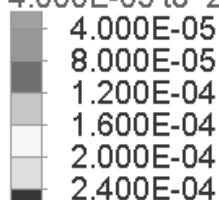
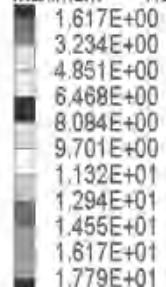


Figure 3 : Déplacement des blocs pour le cas 1

Factor of Safety 0.84
displacement vectors
maximum = 1.617E+01



Maximum shear strain
contour interval= 1.000E-04
1.000E-04 to 8.000E-04

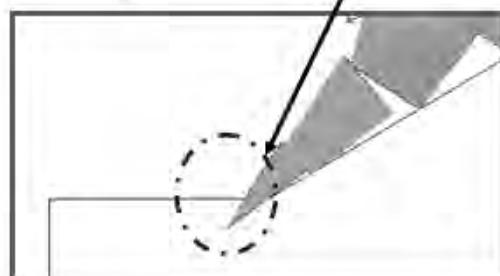
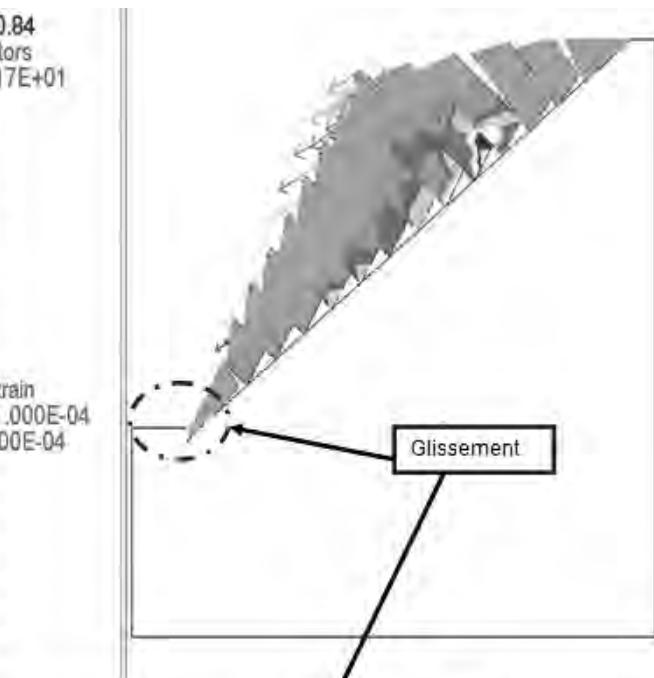
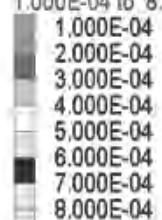


Figure 4 : Déplacement des blocs pour le cas 1

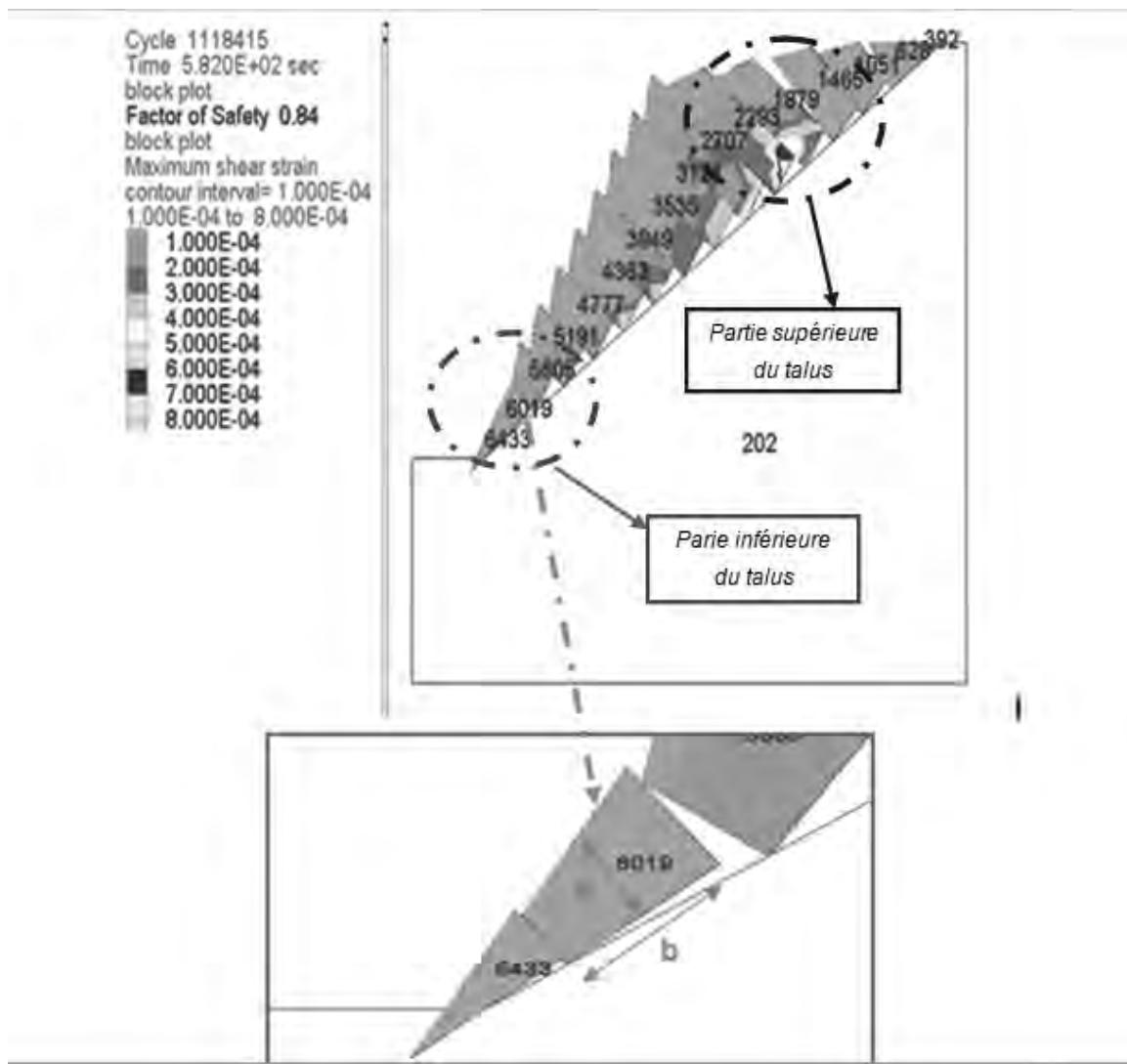


Figure 5 : Renversement des blocs pour le cas 1

pas tous le critère ($b/h < \tan \theta / \tan(\phi)$), par exemple le bloc n° 6019 bascule même si le rapport b/h est supérieur à l'unité. Ceci constitue encore une contradiction avec la méthode d'équilibre limite (**Hypothèse 2**).

Les interactions et les frottements entre les blocs à travers les joints permettent un basculement très fort des blocs situés dans la partie supérieure, ce qui permet de pousser les blocs situés en bas à glisser et à basculer sur le plan de faille. Ce phénomène de basculement est obtenu à cause de l'existence des joints avec un faible angle de frottement.

Contrairement à la méthode des éléments distincts, la méthode d'équilibre limite ne peut pas prendre en compte cet aspect dans l'étude de la stabilité des talus rocheux fracturés.

Approche quantitative de Goodman

En se basant toujours sur la méthode d'équilibre limite, Goodman propose une règle quantitative pour le basculement des blocs constituant le talus. Selon lui, le basculement des blocs aura lieu si l'inégalité suivante est vérifiée :

$$(\Psi_T + \Psi_d - \Phi_d - \pi/2) \geq 0 \quad [20,21] \quad (3)$$

Pour vérifier la correspondance entre la condition du basculement de Goodman et les simulations numériques réalisées avec le logiciel UDEC, deux cas sont étudiés :

- Cas 1 : $\Psi_T = 45^\circ$, $\Psi_d = 85^\circ$, $\Phi_d = 30^\circ$
- Cas 2 : $\Psi_T = 45^\circ$, $\Psi_d = 90^\circ$, $\Phi_d = 30^\circ$

L'étude de ces deux cas explique l'influence de l'angle de frottement des discontinuités (Φ_d) et des paramètres angulaires, la pente Ψ_T du talus et le pendage Ψ_d des discontinuités, sur la stabilité du modèle (**Figures 2 et 6**).

L'inégalité (3) ($(\Psi_T + \Psi_d - \Phi_d - \pi/2) \geq 0$) est vérifiée pour les deux cas, donc selon l'approche de Goodman le talus sera instable et le basculement des blocs constituants le talus devra être observé. Les résultats des simulations numériques par le logiciel UDEC sont illustrés aux **figures 7 et 8** ci-dessous.

Il ressort de ces figures que le talus est stable pour les deux cas et que les blocs sont immobiles (**FS=1.64**). Donc, les deux modèles divergent et il semble que la relation de Goodman ne soit pas applicable pour toutes les valeurs des paramètres satisfaisant **l'inégalité 3**, surtout pour les talus à faible pente (45°) et des pendages de diaclases très élevés (85° et 90°).

Cette divergence entre le modèle de Goodman et le modèle d'UDEC montre encore l'insuffisance de l'utilisation de la

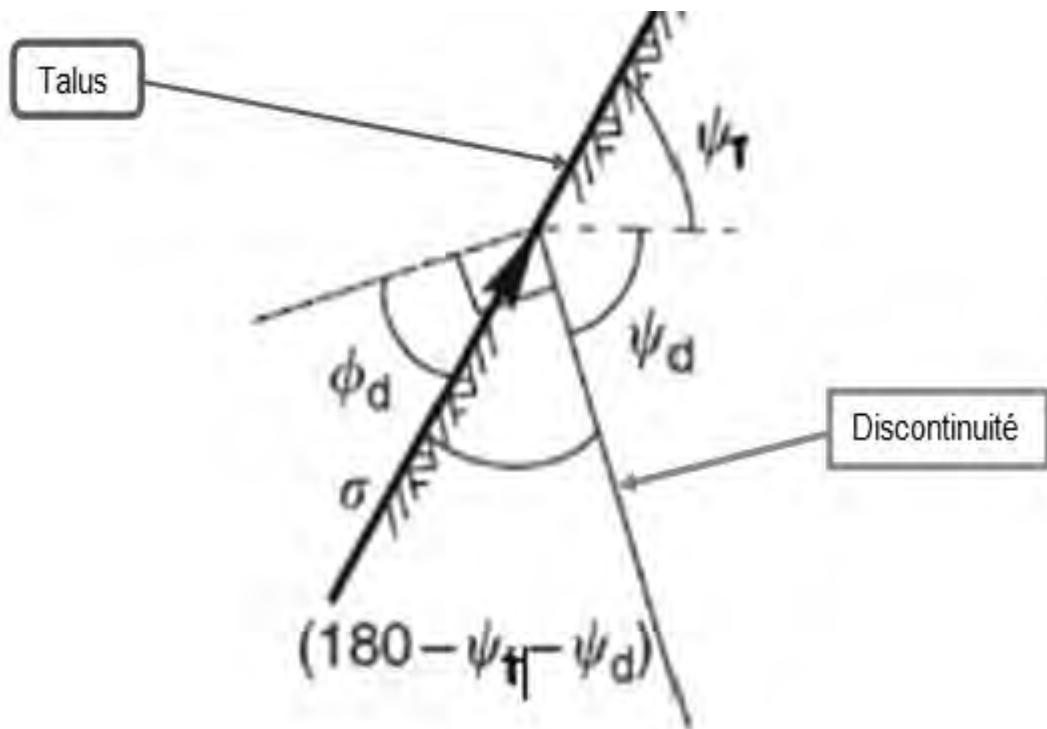
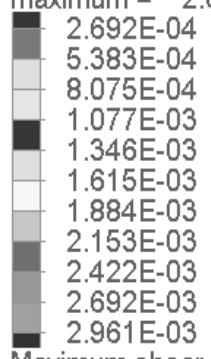
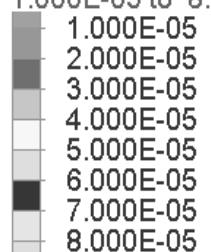


Figure 6 : Définition des paramètres d'étude pour l'approche de Goodman [20]

block plot
 Factor of Safety 1.64
 displacement vectors
 maximum = 2.692E-03

 2.692E-04
 5.383E-04
 8.075E-04
 1.077E-03
 1.346E-03
 1.615E-03
 1.884E-03
 2.153E-03
 2.422E-03
 2.692E-03
 2.961E-03
 Maximum shear strain
 contour interval= 1.000E-05
 1.000E-05 to 8.000E-05

 1.000E-05
 2.000E-05
 3.000E-05
 4.000E-05
 5.000E-05
 6.000E-05
 7.000E-05
 8.000E-05

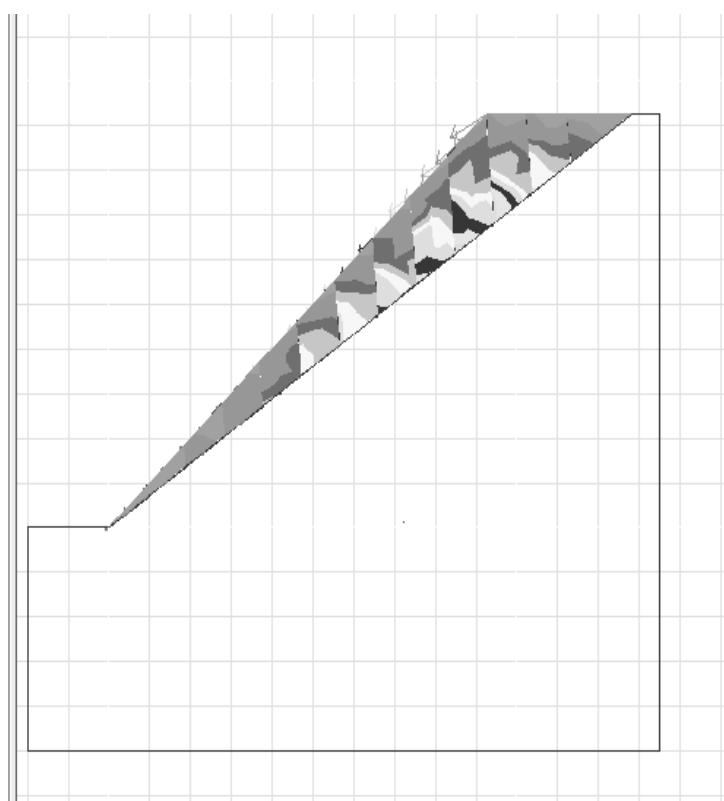


Figure 7 : $\psi_t = 45^\circ$, $\psi_d = 85^\circ$, $\phi_d = 30^\circ$ (cas 01)

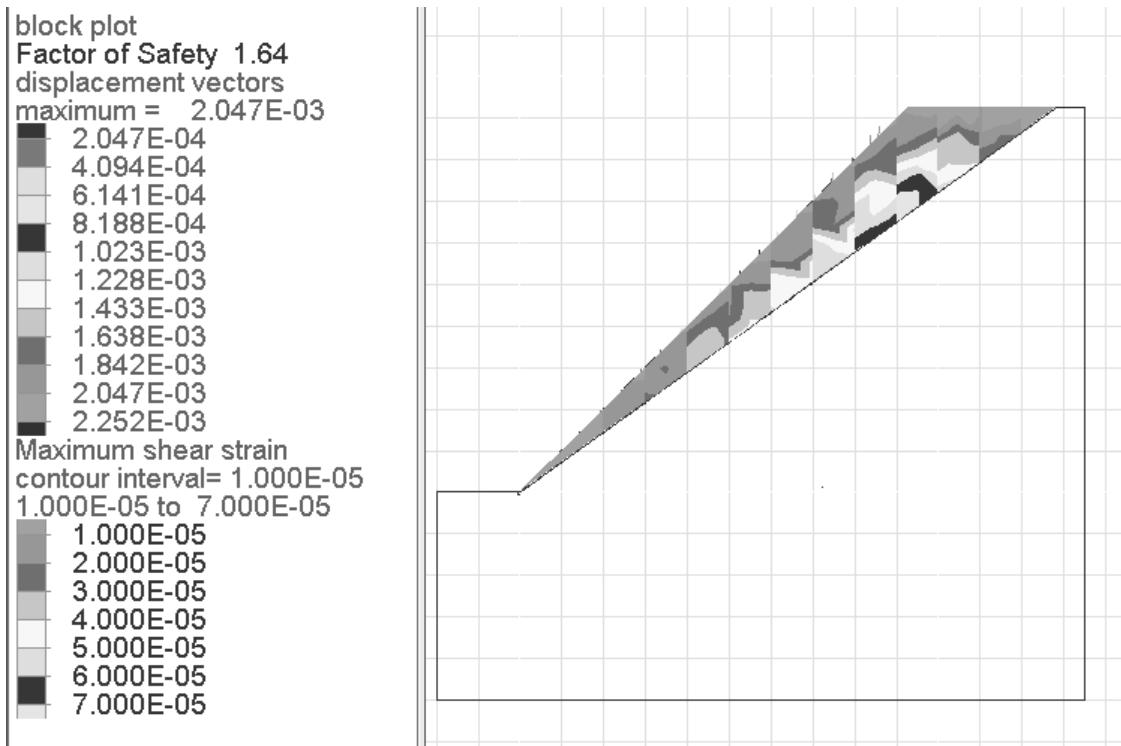


Figure 8 : $\Psi_r = 45^\circ$, $\Psi_d = 90^\circ$, $\phi_d = 30^\circ$ (cas 02)

méthode d'équilibre limite dans l'étude de la stabilité des talus rocheux fracturés.

CONCLUSION

L'article montre que le code numérique UDEC est en mesure d'apporter des éclairages intéressants sur l'insuffisance de l'utilisation des méthodes de calcul en équilibre limite pour ce qui concerne l'étude de la stabilité des talus rocheux fissurés. Les étapes et l'utilité des outils de calcul en éléments distincts sont établies dans l'étude de la stabilité des talus rocheux fracturés. Seules ces méthodes de calcul sont capables de modéliser les déformations des massifs rocheux en prenant en compte leur fissuration, leur déformabilité et leur état de contrainte initiale. Il reste toutefois à vérifier le niveau de précision des résultats sur plusieurs autres cas réels, à le valider complètement et à le confronter aux modèles déjà existants.

RÉFÉRENCES

- [1] N. NEHAB, K. BABA et L. OUADIF. Stabilité des talus d'un remblai posé sur un sol renforcé par colonnes ballastées. Application aux talus sous le pont Moulay Youssef Rabat/Salé. Rock Slope Stability 2014, Marrakech-Maroc (2014) pp. 403-412.
- [2] A. TAHIRI. Modélisation des massifs rocheux fissurés par la méthode des éléments distincts. Thèse doctorale, école nationale des ponts et chaussées, France (1992) 222p.
- [3] P.B. YAZIDI. Modélisation de la stabilité des massifs rocheux avec prise en compte de l'endommagement des joints et des effets hydromécaniques. Thèse doctorale, École nationale des ponts et chaussées, France (2009) 238 p.
- [4] S. MAIOLINO, J.P. DEVEAUD et F. PELLET. Résistance au cisaillement des discontinuités rocheuses renforcées par ancrages passifs. Rock Slope Stability 2014, Marrakech-Maroc (2014) pp. 139-148.
- [5] Y.LIN, D. ZHU, Q. DENG and Q. HE. Collapse Analysis of Jointed Rock Slope Based on UDEC Software and Practical Seismic Load. International Conference on Advances in Computational Modelling and Simulation. Vol. 31 (2012) pp. 441-446.
- [6] M. SOULEY and F. HOMAND, "Stability of Jointed Rock Masses Evaluated by UDEC with an Extended Saeb-Amadei Constitutive Law," International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 33, No. 3, 1996, pp. 233-244.
- [7] R. BHASIN and K. HØEG, "Parametric Study for a Large Cavern in Jointed Rock Using a Distinct Element Model (UDEC-BB)," International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 35, No. 1, 1998, pp. 17-29.
- [8] X.B. ZHAO, J. ZHAO, J.G.CAI and A.M. HEFNY, "UDEC Modelling on Wave Propagation across Fractured Rock Masses," Computers and Geotechnics, Vol. 35, No. 1, 2008, pp. 97-104
- [9] Société du groupe Itasca International. UDEC™ VERSION 6.0 Distinct-element Modelling of Jointed and Blocky Material in 2D <https://www.itascacg.com/software/udec> (Septembre 2018).
- [10] A.J. LAFLAME. Analyse intégrée de la stabilité des pentes de la fosse portage du projet minier MEADOWBANK. Mém. Maîtrise, Faculté des études supérieures de l'université de Laval, Québec (2010) 153p.

- [11] D. TOUITOU. Apport de la modélisation et de l'instrumentation dans l'analyse de la stabilité et de la déformation à long terme d'un massif granitique: Application aux talus de grande hauteur de l'écluse à bateaux permanente du Barrage des Trois Gorges (Chine). Thèse doctorale, École nationale des ponts et chaussées, France (2002) 432p.
- [12] P. A. Cundall. A computer model for simulating progressive large scale movements of blocky rock systems. Proceedings of the symposium of the international society of rock mechanics, Vol. (1971) pages 132–150, 197.
- [13] H. KONIETZKY. Numerical Modelling of Discrete Materials in Geotechnical Engineering, Civil Engineering and Earth Sciences. Germany (2004) 436p.
- [14] H.P. CAO. Modélisation par éléments discrets rigides et/ ou déformables des milieux granulaires et des troisièmes corps solides. Thèse de doctorat, L'Institut National des Sciences appliquées de Lyon, France (2011) 183p.
- [15] X. RACHEZ. Les fondations au rocher de grands viaducs : l'apport de la méthode des éléments distincts. Thèse de doctorat, École nationale des ponts et chaussées, Paris (1997) 241p.
- [16] F. MARTIN. Apport des lois d'endommagement continues pour la conception des ouvrages souterrains et la hiérarchisation des comportements rocheux. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan, Paris (2007) 127p.
- [17] L. LORIG and P.M. VARONA. Practical Slope-Stability Using Finite-Difference Codes. Slope stability in surface mining, (2001) pp. 115 -124.
- [18] I. B. DONALD and S. K. GIAM. Application of the Nodal Displacement Method to Slope Stability Analysis. Proceedings of the 5th Australia-New Zealand Conference on Geomechanics, Sydney (1988) pp. 456-460.
- [19] K. UGAI and D. LESHCHINSKY. Three-Dimensional Limit Equilibrium and Finite Element Analyses: A Comparison of Results. Soils and Foundations, Vol. 35, No. 4, (1995) pp. 1-7.
- [20] D.M. CRUDEN. Limits to common toppling. Can. géotech. Vol. 26, Canada (1989) pp. 737-742.
- [21] R.E. GOODMAN. Introduction to Rock Mechanics. John Wiley and Sons. pp. 294-305.