

Modélisation par blocs de falaises fracturées

Block modelling of jointed cliffs

F. HOMAND-ETIENNE, N. RODE

Laboratoire de Géomécanique, Ecole de Géologie, INPL*

R. SCHWARTZMANN

Centre d'Etudes et de Recherches de Charbonnage de France**

Rev. Franç. Géotech. n° 58, pp. 41-49 (janvier 1992)

Résumé

Les observations et la modélisation présentées concernent les falaises sous-minées qui bordent la vallée de la Loire. La fracturation est caractérisée par sa géométrie et ses propriétés mécaniques. Une modélisation a été réalisée avec le code UDEC et les résultats de différents scénarios et modèles sont analysés. Les diverses instabilités obtenues sont comparées aux phénomènes *in situ*. Les valeurs des contraintes calculées à partir des différentes simulations sont confrontées avec celles mesurées au vérin plat le long d'une galerie.

Abstract

Observations and modelling presented are relative to undermined cliffs lining the Loire valley. The fracturation is characterized by its geometry and its mechanical properties. A modelling has been performed with the UDEC code and the results of different scenario and models are discussed. The various instabilities obtained are compared with the *in situ* phenomena. The stresses values calculated from the different simulations are confronted with those measured with flat jack along a gallery.

* 60, rue Doyen-Marcel-Roubault, BP n° 40 54501 Vandœuvre-lès-Nancy.

** BP n° 2 Parc technologique Alata, 60550 Verneuil-en-Halatte.

vers l'intérieur du massif. Et leur persistance en profondeur a été maintenue jusqu'à 4 m en dessous du niveau de la galerie (afin d'éviter la création d'un nombre trop important de blocs).

Un premier modèle géométrique local représente l'état actuel de la falaise avec la prise en compte d'un pied de falaise d'une dizaine de mètres d'extension latérale. Les dimensions du domaine rectangulaire sont de 50 m de largeur pour 43 m de hauteur (fig. 3).

Un deuxième modèle géométrique général (fig. 4) retrace l'histoire probable du coteau. La Loire creuse une vallée, puis l'action anthropique et les effondrements créent un talus abrupt correspondant à l'actuel front de falaise (fig. 5). Seule l'extension latérale du pied de falaise a été augmentée : 20 m de méplat et 40 m de pente naturelle, soit une largeur totale de 100 m.

3.1.2. Modèles mécaniques

Les propriétés utilisées pour la matrice sont celles du tableau 1. Pour les joints, nous avons voulu apprécier la réponse propre du modèle vis-à-vis des valeurs obtenues (tableau 2). Nous avons réalisé une étude paramétrique préliminaire en faisant varier leurs propriétés à travers différents modèles-test (RODE et al., 1990). Cela nous a conduit à augmenter les valeurs relatives aux propriétés des joints sur l'ensemble du

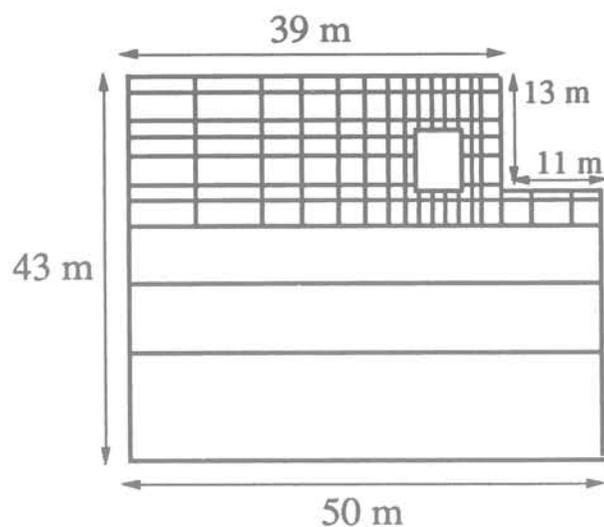


Fig. 3. — Modèle géométrique local.
Fig. 3. — Local geometrical model.

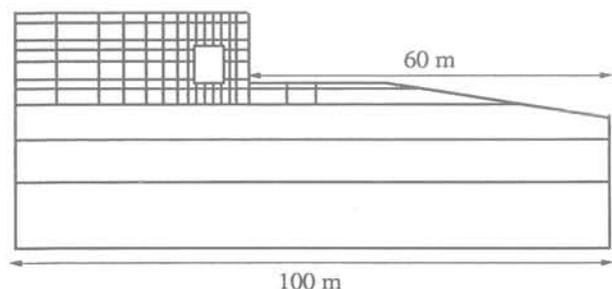


Fig. 4. — Modèle géométrique général.
Fig. 4. — Wide geometrical model.

modèle (tableau 3) sauf au toit de la galerie et près du front de falaise (zones altérées et décomprimées) ;

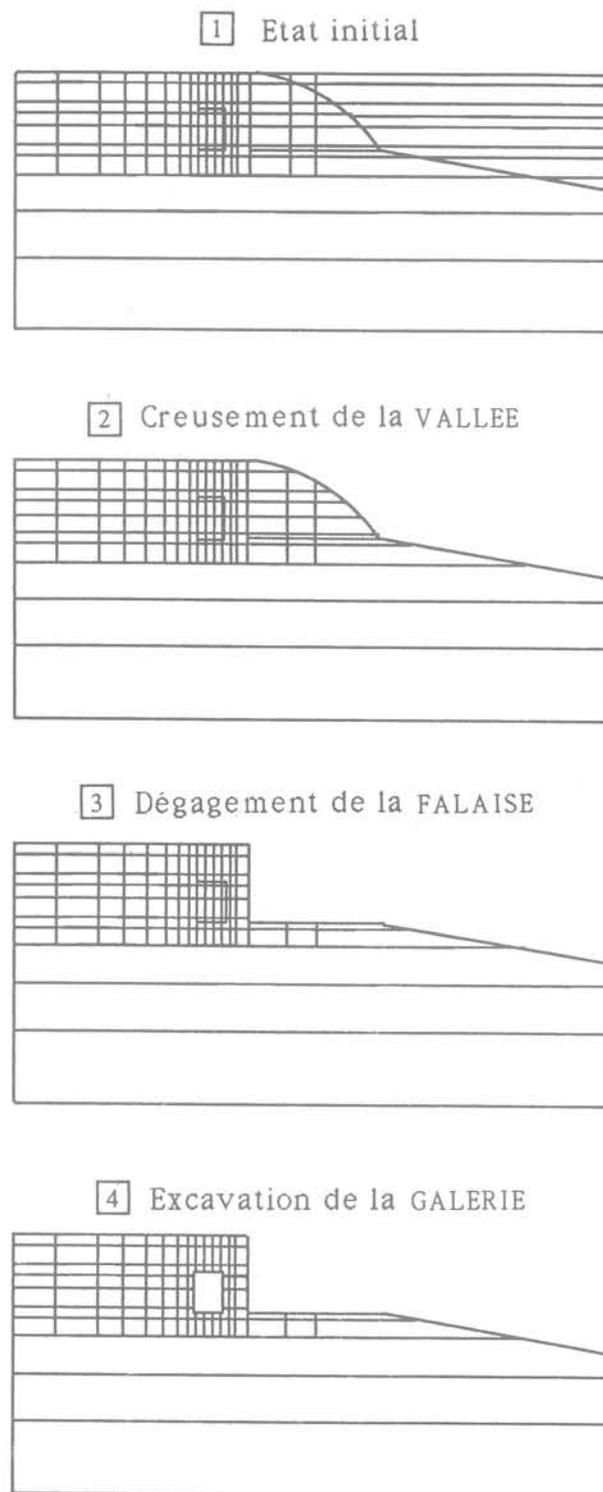


Fig. 5. — Différentes étapes de la modélisation.
1. Etat initial. 2. Creusement de la vallée.
3. Dégagement de la falaise. 4. Excavation de la galerie.
Fig. 5. — Different steps of the modelling.
1. Initial state. 2. Digging of the valley.
3. Digging of the cliff. 4. Excavation to the gallery.

Tableau 3. — Propriétés des joints du tuffeau retenues pour la modélisation de la falaise fracturée avec UDEC.

c (kPa)	ϕ (degré)	d degré	Ks MPa/m	Kn MPa/m
0*	35*	20*	110*	1 300*
	18**	10**	11**	

(* sur l'ensemble du modèle, ** sur les joints au toit de la galerie après excavation).

ces dernières correspondent aux échantillons dont les propriétés ont été déterminées par les essais de laboratoire. Donner à tous les joints les caractéristiques correspondant à celles des joints dans la zone décomprimée et altérée est irréaliste et se traduit au niveau du modèle par des difficultés numériques (problèmes d'amortissement)

Les joints ont une loi de comportement élastoplastique et un critère de rupture de MOHR-COULOMB. Les blocs déformables sont régis par les équations de l'élasticité (suffisantes puisque les comportements non-linéaires sont pris en compte au niveau des joints). Nous avons chargé le modèle avec un gradient vertical égal au poids des terres et des contraintes horizontales égales à 0,25 fois la contrainte verticale.

3.1.3. Différentes simulations

Le scénario est l'ensemble des étapes retraçant la chronologie des événements que subit le modèle. Chaque étape comprend la prise en compte de l'état final précédent, la simulation du nouveau phénomène et le suivi de son évolution en fonction du temps par le biais du nombre de cycles imposés au modèle. Le processus est poursuivi jusqu'à la convergence de la méthode vers des conditions d'équilibre (stabilité) ou vers un schéma de mouvement net (instabilité). Dans notre cas, nous définissons un domaine soumis au chargement initial et aux conditions aux limites. Puis les parties externes : vallée ou falaise, sont successivement excavées jusqu'à l'équilibre (stabilisation des déplacements), et enfin la partie interne ou galerie est excavée, ce qui conduit à observer son influence sur la stabilité d'ensemble.

A partir du modèle géométrique local (fig. 3), nous avons élaboré trois modèles qui suivent le même scénario : creusement de la falaise puis excavation de la galerie. Ils diffèrent entre eux par la nature des blocs et par les caractéristiques des joints (tableau 4).

Tableau 4. — Différentes simulations.

<p>Modèles locaux : $\sigma_h = 0,25 \sigma_v$</p> <p>1 : blocs rigides et propriétés des joints au toit de la galerie réduites après excavation.</p> <p>2 : blocs déformables et propriétés des joints constantes tout au long de la modélisation.</p> <p>3 : blocs déformables et propriétés des joints au toit de la galerie réduites après excavation.</p>
<p>Modèles généraux : blocs déformables, propriétés des joints au toit de la galerie réduites après excavation</p> <p>4 : $\sigma_h = 0,25 \sigma_v$</p> <p>5 : $\sigma_h = 0,40 \sigma_v$</p>

D'après le modèle géométrique général (fig. 4 et 5), nous avons conçu deux modèles. D'un point de vue géologique, les discontinuités verticales sont postérieures au creusement de la vallée puisqu'elles sont assimilées à des fractures de décompression résultant de « l'appel au vide ». Or la conception même de UDEC ne permet pas d'introduire de nouveaux joints en cours de modélisation. Il faut donc mettre en place toutes les discontinuités existantes dès la création du modèle géométrique.

Lors du creusement de la vallée, seuls les joints de stratification existent. Les joints verticaux sont donc bloqués grâce à des caractéristiques exagérément élevées qui les rendent inopérants. A la création de la falaise, on les fait jouer en leur allouant les caractéristiques réelles. Le scénario est donc le suivant : creusement de la vallée, dégagement de la falaise et mise en place effective des joints verticaux, puis excavation de la galerie. Ces deux modèles diffèrent par la valeur de la contrainte horizontale dont nous avons voulu connaître l'influence sur le comportement d'ensemble. Celle-ci a donc été augmentée dans le modèle 6 (tableau 4).

3.2. Résultats

3.2.1. Déplacements

La convergence du système correspond à un schéma de mouvement net pour tous les modèles. Il y a instabilité provoquée par les influences combinées de la falaise et de la galerie, mais les déplacements suivent des mécanismes différents selon les modèles.

La chute du toit de la galerie est verticale quand les propriétés des joints sont maintenues constantes (fig. 6b), ce qui est peu réaliste compte tenu de l'altération et de la décompression prenant place après l'excavation. Par contre, la diminution des propriétés des joints (tableau 3) conduit à une chute chaotique suivant un mouvement de rotation d'ensemble des blocs du toit (fig. 6a, 6c).

Lorsque l'épaisseur de recouvrement est faible, ici 6 m, il n'est pas rare d'observer l'effondrement complet des terres surplombant la galerie. Mais l'initialisation d'un tel phénomène d'instabilité peut aussi s'effectuer par détachements progressifs de blocs appartenant à la première strate du toit. La diminution des propriétés parvient à simuler de façon nette ce décollement de la première dalle, uniquement si elle est appliquée à des blocs déformables (fig. 6c). En effet, à la suite de la rotation, les premiers blocs au toit sont en partie frottés, et seule la possibilité d'une déformation leur permet de se désolidariser de l'ensemble supérieur.

Dans ce contexte précis, il apparaît que l'instabilité du toit de la galerie est l'élément clé du basculement de la falaise vers le vide. Ce dernier n'est déclenché que par la rotation des blocs en arrière du front, ceux-ci exercent en fait une force de poussée. Une chute verticale du toit n'entraîne aucun mouvement (fig. 6b). Les déplacements sont d'autant plus visibles que les blocs sont rigides (fig. 6a). Dans le cas de blocs déformables les déplacements sont amoindris (fig. 6c).

Les modèles généraux se comportent de manière équivalente au modèle local 3 en ce qui concerne les

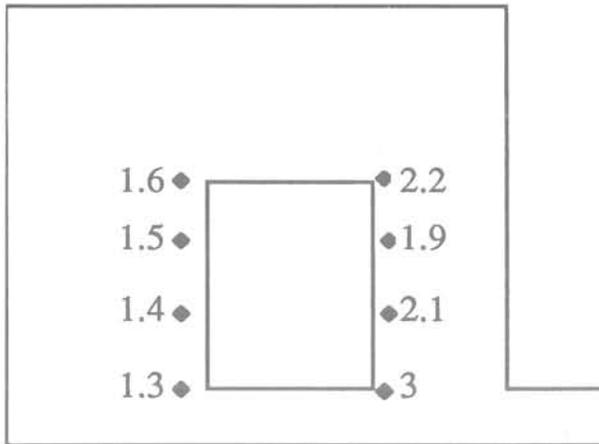


Fig. 9. — Valeurs du rapport σ_{va}/σ_{vi} des modèles : 3, 4 & 5, sur les parements de la galerie.

Fig. 9. — Values of the ratio σ_{va}/σ_{vi} from the models : (3, 4, & 5), on the side-walls of the gallery.

De plus, les essais au vérin plat ont été réalisés à une hauteur constante, proche du sol. Nous ne devons donc confronter ces rapports qu'avec ceux situés à la base de la galerie dans les modèles. Le rapport expérimental σ_{va}/σ_{vi} (tableau 5) varie de 2,9 à 3,8, du fond de la galerie vers le pied de falaise. Le rapport (fig. 9) varie de 1,3 à 2,9, du parement gauche vers le pied de falaise. En ce qui concerne la partie galerie, l'écart des valeurs peut s'expliquer par la différence de géométrie des vides et de taux de défructement. Par contre, dans le secteur front de falaise, il existe une bonne concordance des valeurs.

Les mesures *in situ* permettent donc de confirmer la valeur de la contrainte verticale (trois fois supérieure à la contrainte géostatique), en pied de falaise et en présence d'une galerie contiguë.

Les modèles généraux 4 et 5 traduisent bien cet état de surcontrainte, mais les modèles locaux restent quand même une première approche satisfaisante.

5. CONCLUSION

La complexité des falaises du Saumurois peut justifier l'emploi de modèles de blocs tridimensionnels, qu'il serait intéressant de mettre en œuvre dans ce contexte. Cependant, une modélisation bidimensionnelle peut être suffisante dans certains cas, comme celui de la falaise sous-minée présentée.

L'assemblage de blocs rigides donne un aperçu rapide du comportement d'ensemble de ce massif fracturé. Mais les modèles prenant en compte des blocs déformables s'avèrent plus performants, malgré les conditions superficielles et donc les faibles contraintes existant sur le site, compte tenu de la grande déformabilité du tuffeau. En effet, associés à l'altération et la décompression résultant de l'excavation de la galerie, ils ont permis d'obtenir les meilleures simulations des phénomènes observés *in situ*.

Les mesures de contrainte réalisées au vérin plat ont permis de quantifier le taux de surcontrainte existant en pied de falaise, en présence d'une galerie contiguë. Cet aspect est particulièrement bien simulé par les modèles généraux qui retracent la chronologie complète de l'histoire du massif (creusements de la vallée, de la falaise et de la galerie). Mais une validation plus fine et plus complète que celle qui a pu être réalisée, serait souhaitable.

Cependant, dans le cas de carrières abandonnées en cours d'évolution et en site très superficiel, la modélisation par blocs permet de prévoir l'évolution des instabilités. Outre les zones en rupture, elle met en évidence le mécanisme des déplacements. Elle fournit alors la typologie des instabilités auxquelles le site peut être soumis. C'est la qualité essentielle des modèles de blocs et l'aptitude supplémentaire qui les distingue des autres méthodes.

BIBLIOGRAPHIE

- BANDIS S.C., LUMSDEN A.C., BARTON N.R. (1983), *Fundamentals of rock joint deformation*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomech. Abstr., vol. 20, n° 6, pp. 249-268.
- BARTON N.R., CHOUBEY V. (1977), *The shear strength of rock joints in theory and practice*. Rock Mech., 10, pp. 1-54.
- BONVALLET J., DEJEAN M., SCHWARTZMANN R. (1978), *Mesures des contraintes statiques et dynamiques dans les piliers des carrières souterraines peu profondes*. Bull. liaison Lab. Ponts et Ch., n° 98, pp. 33-40.
- CUNDALL P., HART R. (1989), *Numerical modeling of discontinua*. Keynote address, 1st US conference on discrete element methods (DEM).
- GOODMAN R.E. (1976), *Methods of geological engineering in discontinuous rock*, p. 472, West, New York.
- GOODMAN R.E., TAYLOR R.L., BREKKE T. (1968), *A model for the mechanics of jointed rock*. J. Soil Mech. Fdns Div., Proc. Am. Soc. Civ. Engrs, 94 (SM3), pp. 637-659.
- HELIOT D. (1988), *Conception et réalisation d'un outil intégré de modélisation des massifs rocheux fracturés en blocs*. Thèse Doctorat, INPL Nancy, p. 352.
- HELIOT D. (1988), *Generating a blocky rock mass*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomech. Abstr., vol. 25, n° 3, pp. 127-138.
- HOEK E. (1983), *Strength of jointed rock masses*. Geotechnique 33, n° 3, p. 187-223.
- HOLLING C.S. (1978), *Adaptive environmental assessment and management*. Wiley ed., Chichester.
- HUET O. (1982), *Troglodyte habitations in France*. Underground space, vol. 6, pp. 343-354.
- ITASCA (1988), *Universal distinct element code (UDEC) version IGCI.3*, Itasca consulting group, Inc. 1313 5 th, street SE, Minneapolis 55414, USA.

- JOSIEN J.P., (1977), *Surveillance de la stabilité d'une excavation par des mesures de déformation, choix d'une méthode d'alarme*. Annales des Mines, mars n° 3, pp. 51-62.
- RODE N., HOMAND-ETIENNE F., HADADOU R., SOUKATCHOFF V. (1990), *Mechanical behaviour of joints of cliff and open pit*. Symp. ISRM Rock Joints, Loen, Norway.
- SCHWARTZMANN R., HOMAND-ETIENNE F., JOSIEN J.P. (1987), *Stabilité et surveillance de sites historiques*. Geol. Ing. appliquée aux travaux anciens. Balkema, ed. Rotterdam, pp. 11-20.
- STARFIELD A.M., CUNDALL P.A. (1988), *Towards a methodology for rock mechanics modelling*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., vol. 25, n° 3, pp. 99-106.

