



HAL
open science

Caractérisation mécanique de géomatériaux par micropénétration

Wei Wang, Stéphane Corn, Patrick Ienny

► To cite this version:

Wei Wang, Stéphane Corn, Patrick Ienny. Caractérisation mécanique de géomatériaux par micropénétration. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2011, 13 (3), pp.305-328. <10.1080/19648189.2009.9693110>. <hal-04663746>

HAL Id: hal-04663746

<https://imt-mines-ales.hal.science/hal-04663746v1>

Submitted on 11 Dec 2024

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire HAL, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



HAL Authorization

Caractérisation mécanique de géomatériaux par micropénétration

Calibration et applications

Wei Wang*, ** — Stéphane Corn*** — Patrick Jenny***

* Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics
and Embankment Engineering
Hohai University, Nanjing 210098, China

** Geotechnical Research Institute, Hohai University
Nanjing 210098, China
wangwei7819@hotmail.com

*** CMGD, Ecole des Mines d'Alès
6, avenue de Clavières, F-30319, Alès cedex, France
{Stephane.Corn, Patrick.Jenny}@ema.fr

RÉSUMÉ. L'essai de micropénétration est actuellement un moyen efficace de caractérisation de propriétés mécaniques. L'objectif de ce travail est de proposer une méthodologie complète de la caractérisation mécanique de géomatériaux par micropénétration. L'étude concerne la calibration du dispositif et son application à la caractérisation de roches. Un modèle numérique aux Eléments Finis (EF) de l'essai est également proposé afin de compléter cette calibration. Après une validation du modèle numérique EF sur la base d'essais analytiquement résolus, une comparaison entre le modèle numérique et l'expérience est discutée.

ABSTRACT. The micro-indentation test is currently an effective method to characterize the mechanical properties of materials. The objective of this work is to provide a comprehensive methodology for the characterization of geomaterials by micro-indentation. The study concerns the calibration of the device and its application to the characterization of rocks. A finite element (FE) model of the test is also proposed to complete the calibration. After validation of the numerical model EF on the basis of tests solved analytically, a comparison between numerical simulation and experimental data is discussed.

MOTS-CLÉS : essai de micropénétration, calibration, éléments finis, roches.

KEYWORDS: micro-indentation test, calibration, finite element, rocks.

1. Introduction

Le contexte de ce travail concerne le domaine de la prospection pétrolière, et en particulier la problématique de l'adaptation des outils de forage aux caractéristiques mécaniques (dureté, résistance...) de la roche à forer. Actuellement, des approches s'appuyant sur la mesure de propriétés physiques (vitesse d'onde sonore, porosité...) sur site sont généralement mises en œuvre. La détermination du comportement mécanique est alors effectuée à partir de corrélations entre des bases de données minéralogiques et ces mesures, qui sont éventuellement complétées par des essais en laboratoire (compression uniaxiale et triaxiale). Ces opérations longues et coûteuses nécessitent une alternative d'identification des paramètres mécaniques en temps réel in situ. C'est dans cet esprit qu'a été imaginé et conçu un dispositif du test appelé RocHarT (*Rock Hardness Test*), dont le principe repose sur l'indentation des débris de roches (cuttings) remontés au cours du forage. Initialement, ce matériel a été utilisé pour effectuer des essais sur une grande variété de roches (grès, calcaires, argiles...), et les grandeurs caractéristiques obtenues par indentation ont été corrélées à celles issues d'essais conventionnels, permettant ainsi de définir des règles empiriques d'utilisation du dispositif. Toutefois, afin d'accéder à une analyse mécanique rationnelle de cet essai, en intégrant par exemple la prise en compte de l'influence des conditions expérimentales, il est nécessaire de procéder à une étude détaillée du champ de contraintes induit dans la roche par l'indentation.

Cette étude porte sur le développement d'un essai de micropénétration afin d'analyser le comportement mécanique de roches. Une première partie concerne une étude conduisant à la calibration du dispositif expérimental. Dans une deuxième partie, le développement d'un modèle numérique aux Eléments Finis (EF) de l'essai est proposé. La validation du modèle numérique sur des cas simples présentant une solution analytique précède une comparaison entre modèle et expérience. La dernière partie présente quelques applications de ce moyen d'essai à différentes roches.

2. Théorie de l'indentation à indenteur cylindrique plat

A travers la bibliographie, l'essai de micropénétration est apparenté à l'essai d'indentation qui s'est beaucoup développé ces dernières années afin de caractériser mécaniquement divers matériaux (métaux, composites, céramiques, polymères, géomatériaux...). Pour répondre aux besoins de données expérimentales à différentes échelles d'observation (approche multi-échelle), son domaine d'application s'est progressivement étendu de l'échelle du millimètre à l'échelle de micromètre, voir nanomètre.

Le principe de l'essai d'indentation a pour origine l'application de la théorie sur le problème de contact. Le problème de contact a été initialement étudié par Boussinesq (1885) et Hertz (Johnson, 1985) au 19^e siècle. Une grande contribution a été portée par Sneddon (1965), qui a déduit la relation force-déplacement pour tous

les types d'indenteurs de forme axisymétrique. On présente ici la solution analytique (Harding *et al.*, 1944) pour une indentation élastique sur un milieu semi-infini avec un indenteur cylindrique plat (figure 1).

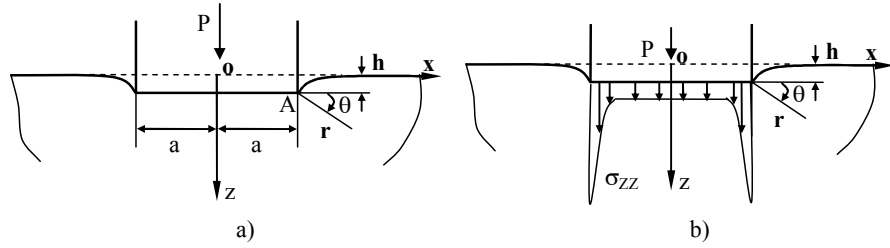


Figure 1. Micropénétration avec indenteur cylindrique plat : a) schéma de principe ; b) profils de contrainte sous poinçon

En supposant qu'il n'existe pas de frottement entre la surface de l'indenteur et celle du matériau, nous définissons les rapports géométriques adimensionnels, ρ et ζ , par les expressions dans le système des coordonnées cylindriques (r, θ, z) :

$$\rho = \frac{r}{a} \quad ; \quad \zeta = \frac{z}{a} \quad [1]$$

Les conditions aux limites s'expriment par les équations :

$$\begin{cases} [u_z(\rho)]_{z=0} = h & 0 \leq \rho \leq 1 \\ \sigma_{zz} = 0 & r > a \\ \tau_{zr} = 0 \end{cases} \quad [2]$$

Les résultats de la solution de l'indentation sont résumés par les équations suivantes :

$$\sigma_{zz} = -\frac{4\mu(\lambda + \mu)}{\lambda + 2\mu} \frac{h}{\pi a} [J_1^0 + \zeta J_2^0] \quad [3]$$

$$\tau_{zr} = -\frac{4\mu(\lambda + \mu)}{\lambda + 2\mu} \frac{h}{\pi a} \zeta J_2^1 \quad [4]$$

$$\sigma_{\theta\theta} = -\frac{4\lambda\mu}{\lambda + 2\mu} \frac{h}{\pi a} J_1^0 - \frac{4\mu^2}{(\lambda + 2\mu)\rho} \frac{h}{\pi a} \left[J_0^1 - \frac{\lambda + \mu}{\mu} \zeta J_1^1 \right] \quad [5]$$

$$\sigma_{rr} = -\left\{ \sigma_{\theta\theta} + \frac{4\mu}{\lambda + 2\mu} \frac{h}{\pi a} [(2\lambda + \mu)J_1^0 - (\lambda + \mu)\zeta J_2^0] \right\} \quad [6]$$

$$\tau_{\theta z} = \tau_{\theta r} = 0 \quad [7]$$

Dans ces équations, λ et μ sont les constantes de Lamé, J_n^m est défini par l'expression sous la forme :

$$J_n^m = \int_0^\infty p^{n-1} \sin pe^{-p\zeta} J_m(\rho p) dp \quad [8]$$

où J_m est la fonction de Bessel.

Considérons tout d'abord les contraintes tangentielles maximales sur l'axe de symétrie $\rho = 0$. On a $\tau_{zr} = 0$ quel que soit n , et aussi les équations :

$$J_1^0 = \frac{1}{1+\zeta^2}; \quad J_2^0 = \frac{2\zeta}{(1+\zeta^2)^2}; \quad \frac{1}{\rho} J_0^1 = \frac{1}{2(1+\zeta^2)}; \quad \frac{1}{\rho} J_1^1 = \frac{\zeta}{(1+\zeta^2)^2}; \quad J_n^1 = 0 \quad [9]$$

En se basant sur les travaux de Sneddon, Oliver *et al.* (1992) ont proposé une relation générale entre la force F et l'enfoncement h (cas indenteur plat) compte tenu de la rigidité de l'indenteur :

$$K = dP/dh = 2\sqrt{\frac{A}{\pi}} E_r = 2aE_r = DE_r \quad [10]$$

A est la surface de contact, a est le rayon de l'indenteur plat, D est le diamètre de l'indenteur, $A = \pi a^2 = (\pi D^2)/4$. Le module équivalent E_r est défini par l'équation suivante :

$$\frac{1}{E_r} = \frac{1-\nu^2}{E} + \frac{1-\nu_i^2}{E_i} \quad [11]$$

où E_i , ν_i sont respectivement le module d'Young et le coefficient de Poisson pour l'indenteur et E et ν sont ceux correspondants au matériau indenté.

De même, à partir de la solution de Sneddon, la distribution de la contrainte σ_{zz} sur la surface de contact peut s'exprimer par l'équation :

$$\sigma_{zz} = -E_r \frac{h}{a\pi} (1-\rho^2)^{-1/2} \text{ pour } 0 \leq \rho < 1 \text{ et } \zeta = 0 \quad [12]$$

Dans le cas d'un milieu élastoplastique, il est admis que la phase de déchargement débute par un stade de recouvrance élastique, ce qui conduit à obtenir la raideur apparente K_d à partir de l'équation [10].

Cependant, l'essai d'indentation conduit à un champ non homogène de l'état de contraintes, rendant difficile la recherche d'une solution analytique pour le champ de contraintes dans le cas élastoplastique. Nous avons recours à la méthode numérique aux Eléments Finis (EF) pour reproduire le cycle complet de l'essai d'indentation. La présentation de ce modèle et sa validation seront abordées dans la suite.

3. Présentation de l'essai de micropénétration (système Rochart)

Le dispositif du système Rochart est schématisé dans la figure 2.

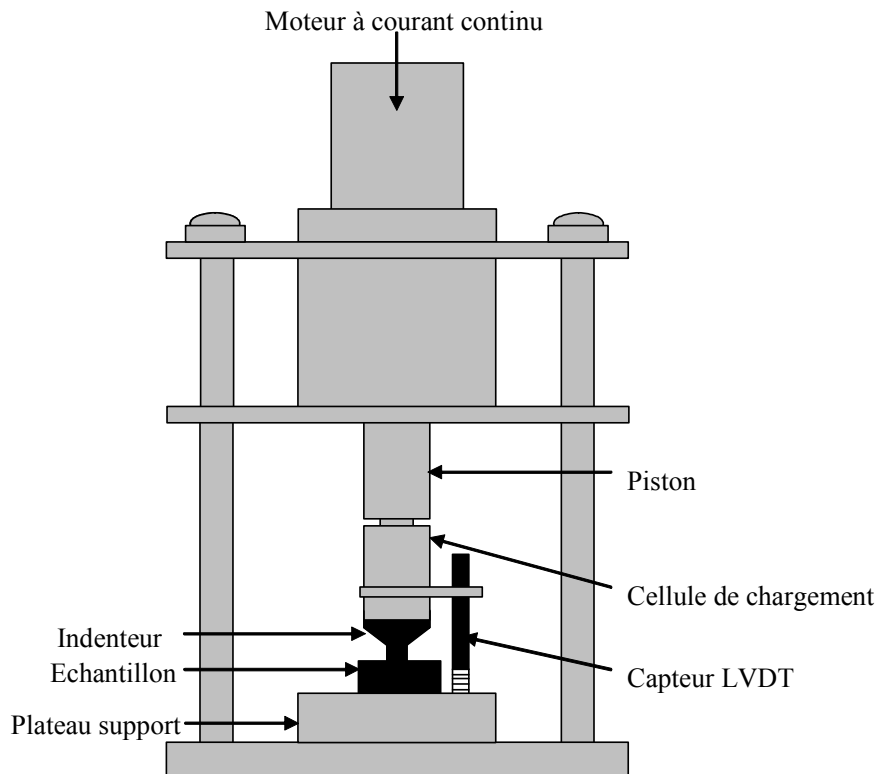


Figure 2. Dispositif de micropénétration ROCHART

Il comprend :

- un bâti de chargement (chargement maxi : 2 kN) ;
- un capteur de force situé entre le piston et le poinçon et d'une résolution de ± 2 kN à 0,1 % ;
- un capteur de déplacement de type LVDT installé de façon à mesurer l'enfoncement du poinçon dans l'échantillon. Il possède une résolution de ± 1 mm à 0,1 % ;
- une interface électronique recevant les signaux analogiques des différents capteurs et assurant le pilotage du motoréducteur ;

- un PC muni d'une carte et d'un logiciel d'acquisition et de pilotage. La carte assure la numérisation des données. Une interface utilisateur permet de lancer l'essai et de traiter les données acquises.

L'essai piloté en déplacement est programmé selon trois phases distinctes :

- une première phase de chargement pour laquelle le comportement élastoplastique du matériau suggère une évolution non linéaire de la force (figure 3) ;
- une deuxième phase de relaxation permet ensuite de stabiliser la charge et d'annihiler l'effet de la viscosité du matériau ;
- la phase de déchargement sur laquelle s'effectuent les analyses conclut enfin ce cycle de sollicitation.

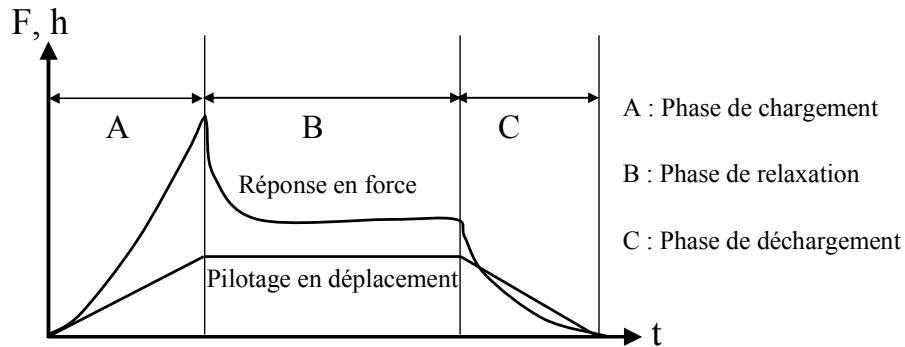


Figure 3. Un cycle charge-relaxation-décharge lors d'un essai de micropénétration

4. Calibration de l'essai

4.1. Principe de l'essai

Un point essentiel porte sur l'étude de la calibration du dispositif expérimental. Le déplacement mesuré intègre non seulement l'enfoncement dans le matériau mais aussi la déformation des éléments du dispositif expérimental constituant ainsi une chaîne comprise entre le point de mesure et la surface de contact poinçon/matériau. Il est à noter que le point de mesure se trouve généralement sur la surface libre de l'échantillon et que la mesure d'enfoncement concerne le déplacement relatif à cette zone. Afin d'interpréter les mesures, il convient de déterminer la compliance de la machine (C_m) ou la raideur de la machine ($K_m = 1/C_m$).

Afin de déterminer la compliance de la machine, un modèle analogique qui regroupe deux ressorts en séries représentant respectivement la partie machine et la partie indenteur-matériau. La compliance apparente C_d est donnée par la somme de la compliance machine C_m et la compliance de contact C_s .

$$C_d = C_s + C_m \quad [13]$$

En termes de raideur, on a :

$$1/K_d = 1/K + 1/K_m \quad [14]$$

En reportant les équations [10]-[11] dans [14], on obtient :

$$1/K_d = (1-\nu^2)/(DE) + (1-\nu_i^2)/(DE_i) + 1/K_m \quad [15]$$

En introduisant un nouveau paramètre K_i appelé la « raideur machine équivalente », l'équation [15] devient :

$$1/K_d = (1-\nu^2)/(DE) + 1/K_i, \text{ avec } 1/K_i = 1/K_m + (1-\nu_i^2)/(DE_i) \quad [16]$$

L'équation [16] constitue la base de dépouillement d'un essai de micropénétration connaissant la rigidité machine équivalente (K_i). L'essai de calibration consiste à déterminer ce paramètre à partir d'essais de micropénétration réalisés sur des matériaux « modèles » dont les caractéristiques (E , ν) sont connues. Selon l'équation [16], ce paramètre varie avec la géométrie de l'indenteur. Pour ce travail, trois poinçons de diamètres différents ont été utilisés ($D = 0,5$ mm, 1 mm et 2 mm).

La sensibilité de la raideur machine K_i aux paramètres mesurés introduits dans la relation [16] tels que K_d ou E s'obtient par dérivation. On obtient ainsi l'expression suivante où D et ν sont supposés constants :

$$\begin{aligned} |\Delta K_i| &\approx \frac{1}{\left(\frac{1}{K_d} - \frac{1-\nu^2}{DE}\right)^2} \left(\frac{1}{K_d^2}\right) |\Delta K_d| + \frac{1}{\left(\frac{1}{K_d} - \frac{1-\nu^2}{DE}\right)^2} \frac{1-\nu^2}{DE^2} |\Delta(E)| \\ &\approx \frac{K_i^2}{K_d^2} |\Delta K_d| + \frac{K_i^2(1-\nu^2)}{DE^2} |\Delta(E)| \end{aligned} \quad [17]$$

A partir de cette équation, on constate que, dans le cas où il n'y a pas d'erreur de mesure de E ($\Delta E = 0$), l'erreur relative de K_i ($\Delta K_i/K_i$) est d'autant plus importante pour les étalons de faibles raideurs (E faible).

4.2. Matériaux modèles

Deux matériaux modèles (aluminium et delrin) ont servi pour cette calibration. Leurs désignations chimiques ainsi que leurs caractéristiques mécaniques sont données dans le tableau 1. Ces matériaux présentent des rigidités qui encadrent ceux de la plupart des roches étudiées. Ces deux matériaux présentent des comportements élastoplastiques à écrouissage linéaire (aluminium) et nul (delrin).

Aluminium ¹				Delrin ²		
E (GPa)	ν	σ_y (MPa)	H_e (MPa)	E (GPa)	ν	σ_y (MPa)
71,4	0,33	655	5300	3,5	0,42	66

Tableau 1. Récapitulatif des caractéristiques de deux matériaux modèles

On présente à titre d'exemple deux courbes tirées des essais de micropénétration sur les deux matériaux modèles avec l'indenteur de diamètre 1 mm.

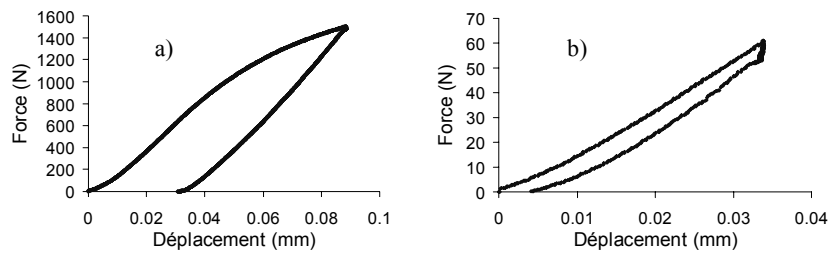


Figure 4. Essais de micropénétration sur : a) aluminium et b) sur Delrin

4.3. Détermination de la raideur apparente K_d

Sous l'hypothèse de recouvrance élastique au début de déchargement, l'exploitation de la courbe de micropénétration se focalise sur la partie de déchargement. A cet effet, trois fonctions sont proposées pour modéliser la raideur apparente K_d sur la courbe de déchargement : la régression linéaire, une loi puissance et une interpolation polynomiale. La raideur K_d est déduite de la dérivée de ces fonctions au début de la phase de déchargement :

– méthode de la régression linéaire (Doerner *et al.*, 1986) :

$$F = K_d h + b \quad [18]$$

où K_d et b sont deux paramètres de la droite ;

– méthode de la loi de puissance (Olivier *et al.*, 1992) :

$$F = A(h - h_f)^m \quad [19]$$

où A , m sont déterminés par une procédure d'optimisation et h_f est le déplacement final (enfoncement résiduel) ;

1. Cela désigne l'alliage d'aluminium 7049.

2. Delrin : désignation commerciale. Son nom chimique est acétal ou polyoxy-méthylène.

– méthode d'interpolation polynomiale (Vanlandingham *et al.*, 2001)

$$F = N_1(h - h_f)^n + N_2(h - h_f)^{n-1} + \dots \quad [20]$$

où n est l'ordre de la fonction. En général, on emploie $n = 3$.

A titre d'exemple, sont présentées ici les raideurs obtenues pour le delrin. Il s'agit d'échantillon de forme cylindrique impactée sur les faces normales à l'axe du cylindre, lesquelles sont rectifiées. Le défaut de parallélisme n'excède pas 2/100 mm entre la face impactée et la face d'appui. L'ensemble des essais a été réalisé sur ces faces en différents endroits.

	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	ET (essai)
Loi linéaire	2485	2510	3187	3518	512
Loi puissance	2550	2566	2800	3200	303
Loi polynomiale	2757	2756	3534	4078	645
ET (méthode)	142	129	367	445	

Tableau 2. Comparaison de trois méthodes de détermination de K_d (unité : N/mm)

Ce tableau montre les résultats de K_d déterminés par les trois méthodes de dépouillement et pour quatre tests ainsi que les écarts types correspondants. On voit que les valeurs de ET (essai) sont généralement supérieures à celles de ET (méthode). Il en résulte que la sensibilité sur les résultats des méthodes utilisées est faible comparativement à la reproductibilité de l'essai lui-même (sans doute inhérente à l'hétérogénéité microstructurale). Il est donc préférable de choisir une méthode simple pour déterminer K_d . Dans la suite de ce travail, il sera utilisé la méthode de la régression linéaire au début de la phase de déchargement.

4.4. Analyse des résultats de calibration

Les essais de calibrations ont été réalisés sur les deux matériaux modèles (aluminium et delrin). Les essais sont conduits en différents points de la surface des échantillons pour juger de la reproductibilité de l'essai. Pour chacune des zones investies, une série d'essais est effectuée afin de mettre en évidence l'évolution des pentes de déchargement en fonction de la charge maximale atteinte. Le même protocole (charge-relaxation-décharge) est adopté pour ces essais, avec une vitesse de déplacement égale à 96 $\mu\text{m}/\text{min}$. Les évolutions des pentes obtenues en fonction de la pression de contact maximale atteinte (F/A) sont présentées (figure 5).

La raideur apparente présente une évolution croissante en fonction de la pression de contact, et ce jusqu'à l'obtention d'une valeur asymptotique. Cette pression de contact seuil équivaut à deux fois la limite élastique du matériau.

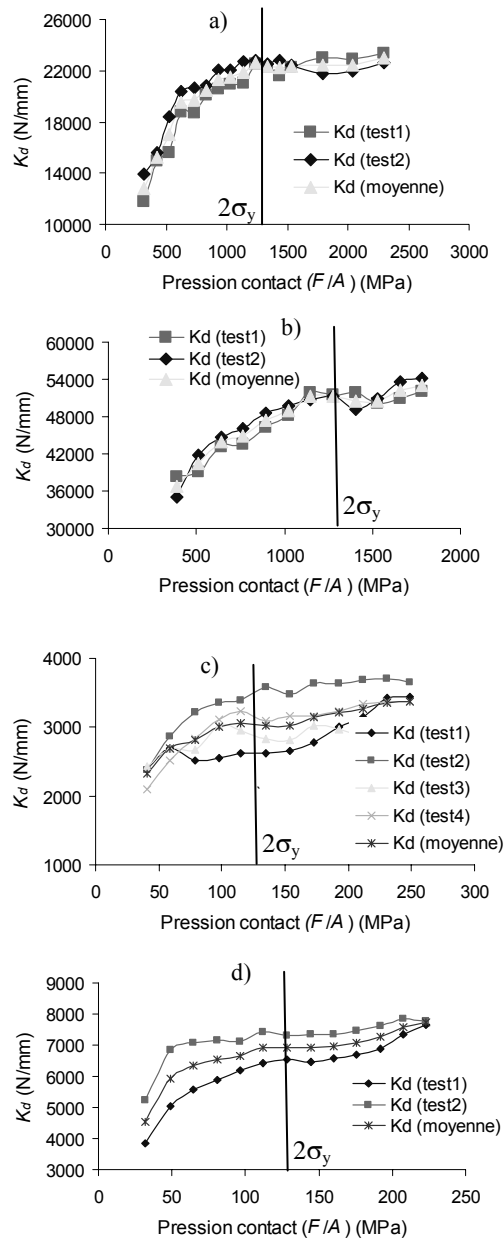


Figure 5. Raideurs apparentes obtenues pour l'alu 7049 (a) $D = 0,5$ mm ; b) $D = 1$ mm) et pour le delrin (c : $D = 1,0$ mm, d : $D = 2$ mm)

En comparant les résultats obtenus pour nos deux matériaux, on remarque que ce phénomène est d'autant plus prononcé pour l'aluminium et pour des poinçons de grands diamètres. Deux séries de valeurs ont été réalisées pour étudier la reproductibilité de ce phénomène en fonction du niveau de contrainte atteint. On observe que l'écart type est plus important pour le delrin que pour l'aluminium. Si le delrin présente une microstructure homogène, ce phénomène peut être imputé à la sensibilité de mesure. Il en va de même lorsque l'on considère la sensibilité des mesures au diamètre de l'indenteur : c'est-à-dire que le petit indenteur conduit à une incertitude plus élevée des pentes mesurées.

La distribution de la pression de contact, donnée par la relation [12], rend compte de l'effet structure lié à cet essai. Deux valeurs particulières sont déduites de cette relation selon que l'on se situe en périphérie ou au centre de l'indenteur.

On constate que la contrainte normale σ_{zz} vaut la moitié de la pression de contact moyenne au centre de l'indenteur.

Il est intéressant de noter que la contrainte normale σ_{zz} augmente en s'éloignant du centre de l'indenteur. Elle tend vers une pression infinie au bord de l'indenteur et sa valeur absolue vaut la moitié de la pression moyenne sous l'indenteur. Compte tenu de cette répartition de contrainte, la plastification se répand du bord au centre de l'indenteur au cours de l'essai. Lorsque le matériau situé au-dessous du centre de l'indenteur est plastifié, toute la zone sous l'indenteur l'est également. Dans ce cas, en supposant qu'il n'y a que la contrainte verticale σ_{zz} et que les autres composantes du tenseur de contraintes sont nulles sur le plan (r, z) , on a :

$$\sigma_{rr}(r,0) = \sigma_{rz}(r,0) = 0 \quad (r \leq a) \quad [21]$$

Selon le critère de Tresca ou de Von-Mises, la limite asymptotique atteinte pour une pression de contact moyenne égale à $2\sigma_y$ correspond à une plastification complète de zone sous le poinçon. Bien sûr, cette analyse n'intègre pas la redistribution des contraintes normales inhérentes aux comportements élastoplastiques des matériaux modèles.

D'après les analyses précédentes, en raison de la concentration des contraintes, les plastifications du matériau se produisent tout le long du chargement quel que soit le niveau de chargement. Cependant, la pente de déchargement au début du déchargement se stabilise lorsque tout le matériau sous l'indenteur est plastifié. Cela correspond au cas où la pression de contact atteint $2\sigma_y$. A partir de ce moment, l'évaluation de la pente par la méthode de régression linéaire s'avère plus convaincante.

Dans ce qui suit, l'ensemble des résultats de calibration sont obtenus pour des niveaux de chargement supérieurs à la limite suscitée, soit une pression de contact dépassant $2\sigma_y$.

4.5. Résultats de la calibration

Compte tenu des limitations en charge de la machine, la calibration des poinçons de diamètre supérieur à 1 mm n'ont concerné que le matériau modèle Delrin. Cela représente un compromis dans la mesure où l'étude de sensibilité montre qu'il est nécessaire d'utiliser des matériaux étalons de grande rigidité pour identifier K_i fiablement.

Les essais de micropénétration sont réalisés sur les matériaux étalons d'aluminium et de polymères. Pour chaque indenteur, trois zones sont impactées et au moins trois essais sont réalisés pour chacune des zones.

A partir de la relation [17], on définit la sensibilité de K_i sur la mesure de K_d (écart type) connaissant les propriétés mécaniques du matériau étalon (E et ν).

Le tableau 3 synthétise les résultats obtenus. On observe un grand écart entre les raideurs machines évaluées pour les deux matériaux étalons ($D = 1$ mm). L'étude de la sensibilité de K_i montre clairement qu'il faut identifier les K_i relatifs à chaque poinçon avec un matériau étalon de grande rigidité. Un matériau étalon de plus forte rigidité permet de diminuer la sensibilité de K_i aux erreurs de mesure.

D ind (mm)	Aluminium			Delrin		
	K_d (N/mm)	K_i (N/mm)	ΔK_i (N/mm)	K_d (N/mm)	K_i (N/mm)	ΔK_i (N/mm)
0,5	22674 ± 675	52240	3583	–	–	–
1	53697 ± 245	162797	2252	3268 ± 128	14148	2399
2	–	–	–	7257 ± 334	49650	15634

Tableau 3. Calibrations sur matériaux modèles : évaluation des raideurs machines

5. Simulation numérique de l'essai de micropénétration

La méthode des éléments finis (EF) permet d'améliorer considérablement l'exploitation des essais d'indentation pour deux raisons principales. D'une part, l'essai d'indentation, qui conduit à un champ de sollicitations non homogène, nécessite un outil numérique pour interpréter les résultats expérimentaux. D'autre part, hormis pour des comportements simples (élastique, ou plasticité parfaite), la résolution analytique de ce type de problème s'avère délicate. De plus, cette résolution numérique permet d'envisager l'analyse de différents effets géométriques

ou des effets liés aux comportements des matériaux en contact (taille de l'indenteur et de l'échantillon, frottement et loi de contact, comportement plus complexe de l'échantillon).

5.1. Présentation du modèle EF

L'essai de micropénétration peut être modélisé comme un problème de contact : il s'agit d'un indenteur de forme cylindrique et plat entrant en contact avec un autre corps de comportement choisi. Le calcul EF est réalisé avec le code aux éléments finis ZeBuLoN développé à l'Ecole des mines de Paris.

L'indenteur est parfaitement rigide et axisymétrique et l'échantillon est supposé homogène, isotrope et semi-infini compte tenu du diamètre de l'indenteur. Avec ces considérations, un modèle axisymétrique est établi en utilisant les éléments axisymétriques, de forme triangle et composés de six nœuds. En outre, un raffinement progressif du maillage lorsqu'on se rapproche de la surface de contact avec l'indenteur permet une description acceptable du phénomène de contact. Un compromis entre raffinement de maillage et temps de calcul aboutit à un modèle constitué de 3 300 nœuds et 1 500 éléments. Le contact est supposé sans frottement. L'introduction de frottement fait intervenir un facteur de correction C qui ne dépasse pas 10 % (Mossakovskii, 1963). Ainsi, l'introduction d'une condition de contact frottant entre l'indenteur et l'échantillon n'est pas nécessaire.

La géométrie de ce modèle et le maillage de la zone de contact sont montrés sur la figure 6. Le déplacement uniforme est imposé sur la surface de l'indenteur. L'indenteur a un élancement de 2 (rapport entre la longueur l et le diamètre D). La géométrie de l'échantillon est représentée également par un cylindrique avec les rapports $H/D = R/D = 40$ (R : le rayon de l'échantillon ; H : la hauteur de l'échantillon).

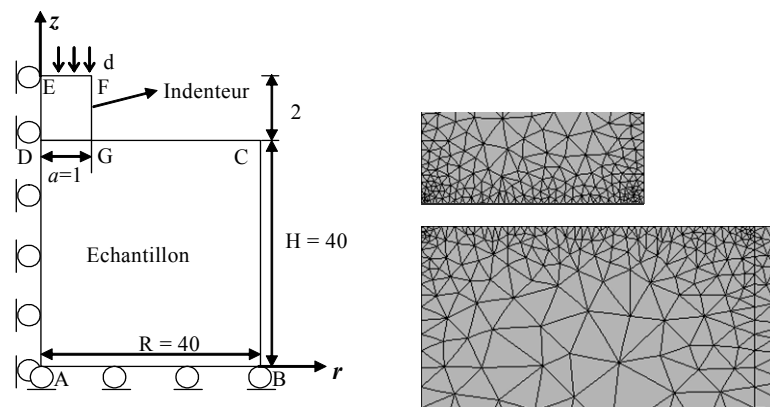


Figure 6. Géométrie du modèle EF et maillage de la zone de contact

Une étude de sensibilité au maillage, à la géométrie du modèle numérique et au choix des conditions aux limites a permis de valider le modèle pour l'interprétation de l'essai de micropénétration qui en est fait (Wang, 2005).

5.2. Validation du modèle EF

La validation du modèle s'effectue sur la base d'une comparaison entre les modèles EF et les solutions analytiques (équation [10]). Deux pistes de validation ont été étudiées. La première piste concerne la validation dans le cas du comportement élastique (l'échantillon est supposé élastique). La seconde piste consiste à comparer certaines valeurs caractéristiques dans le cas du comportement élastoplastique parfait.

5.2.1. Validation dans le cas élastique

Dans le cas élastique, la validation est basée sur la courbe force-déplacement et la distribution de la pression sous l'indenteur. Les caractéristiques élastiques pour l'indenteur et l'échantillon dans le modèle numérique sont données ci-après :

- pour l'échantillon, $E = 70 \text{ GPa}$; $\nu = 0,3$;
- pour l'indenteur, celui-ci est supposé infiniment rigide.

Les résultats de comparaisons simulation/analyse sont donnés sur les figures 7 et 8.

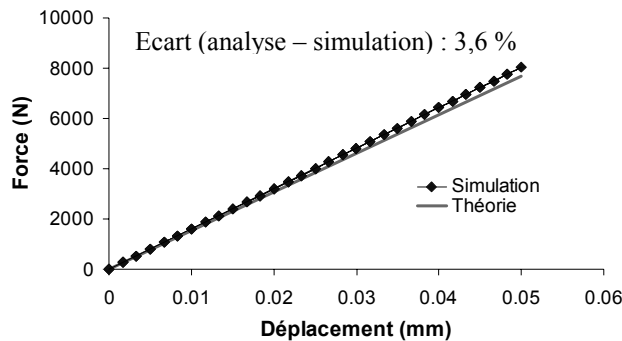


Figure 7. Comparaison simulation/analyse de la courbe force-déplacement

Ces comparaisons indiquent une bonne concordance entre la simulation et le calcul analytique. Un point de divergence concerne les contraintes tangentielles qui présentent une forte singularité au bord de l'indenteur. Ce désaccord peut être expliqué par le fait que le cisaillement présent dans le modèle numérique n'est pas pris en compte dans le modèle analytique. En général, il existe très peu d'écart entre la simulation et l'analyse. Le modèle EF est validé dans le cas élastique.

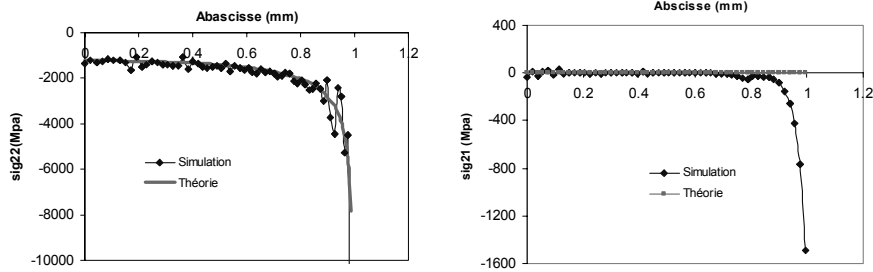


Figure 8. Comparaisons simulation/analyse de la répartition des contraintes normales et de la répartition des contraintes tangentielles sur la surface de contact

5.2.2. Validation dans le cas élastoplastique parfait

Pour un matériau de comportement élastoplastique parfait, on peut évaluer trois grandeurs caractéristiques sur la courbe force-déplacement : la pente de déchargement K_d , le seuil de non-linéarité F_1 et le seuil de saturation F_2 . On a déjà évoquée la pente de déchargement et son expression (section 4.3). Dans les paragraphes suivants, on va préciser les définitions et les solutions analytiques pour les deux dernières grandeurs.

Comme il a déjà été évoqué dans la section 4.4.1, pour un matériau élastoplastique, la plastification se produit au bord de l'indenteur, puis se propage vers le milieu et conjointement vers le bas de l'échantillon. Selon une étude effectuée par Lee *et al.* (1970), lorsque la zone de plastification atteint l'axe de symétrie, la courbe force-déplacement perd sa linéarité, et lorsque la plastification atteint le point au milieu de la surface de contact, dans ce cas toute la zone située immédiatement sous l'indenteur est plastifiée, la courbe force-déplacement se stabilise à une force asymptotique. Ces deux cas correspondent respectivement à deux seuils de charge F_1 et F_2 .

Pour estimer les valeurs théoriques de F_1 et F_2 , on se base sur l'évaluation analytique des champs de contraintes établis pour une indentation (indenteur cylindrique et plat) par Harding et Sneddon (1944). Les expressions sont montrées dans la section 2. Selon le critère de Tresca, la contrainte maximale de cisaillement sur l'axe de symétrie ($\rho = 0$) est donnée par l'équation :

$$\frac{1}{2}|\sigma_1 - \sigma_3| = \frac{1}{2}|\sigma_r - \sigma_z| = \frac{\mu d [\mu + (7\mu + 6\lambda)\zeta^2]}{(\lambda + 2\mu)\pi a(1 + \zeta^2)^2} \quad [22]$$

On peut ainsi trouver la valeur maximale de ce terme lorsque :

$$\zeta = \sqrt{\frac{5+2\nu}{7-2\nu}} \quad [23]$$

Si $\nu = 0,33$, $\zeta = 0,945$.

Selon le critère de Tresca, lorsque ce point se plastifie, on a :

$$\frac{1}{2} |\sigma_r - \sigma_z| = 1,68 \frac{Ed}{(1-\nu^2)\pi a} = k = \frac{1}{2} \sigma_y \quad [24]$$

où k , σ_y sont respectivement la limite de la contrainte tangentielle et la limite d'élasticité en compression simple.

La pression moyenne sous l'indenteur s'écrit par :

$$\bar{p} = \frac{P}{\pi a^2} = \frac{-2\pi \int_0^a [\sigma_z]_{z=0} r dr}{\pi a^2} = 2 \frac{Ed}{(1-\nu^2)\pi a} \quad [25]$$

En comparant ces deux dernières expressions, l'auteur en déduit que le premier point sur l'axe de symétrie se plastifie si la condition suivante est respectée :

$$\bar{p}_1 = \frac{2}{1,68} k = 1,19 k = 0,6 \sigma_y \quad [26]$$

Pour le point au centre de la surface de contact, $z = 0$, donc $\zeta = 0$. Si ce point est plastifié, la condition suivante doit être satisfaite selon le critère de Tresca,

$$\frac{1}{2} |\sigma_r - \sigma_z| = \frac{Ed(1-2\nu)}{(1-\nu^2)\pi a} = 0,34 \frac{Ed}{(1-\nu^2)\pi a} = k = \frac{\sigma_y}{2} \quad [27]$$

On obtient la deuxième pression caractéristique :

$$\bar{p}_2 = \frac{1}{0,34} Y = 2,94 \sigma_y \quad [28]$$

Les deux pressions caractéristiques conduisent à l'obtention des deux seuils de charge F_1 et F_2 :

$$F_1 = \bar{p}_1 s, \quad F_2 = \bar{p}_2 s \quad [29]$$

Les essais de micropénétration pour trois indenteurs de diamètres 0,5 ; 1,0 ; 2,0 mm ont été simulés avec le même modèle EF. Le comportement du matériau est élastoplastique parfait. Les paramètres concernés (E , ν et σ_y) sont ceux de l'aluminium donnés dans le tableau 1.

A titre d'exemple, la courbe de simulation pour un indenteur de diamètre égal à 1 mm est présentée sur la figure 9. Les valeurs analytiques F_1 , F_2 et K_d sont reportées sur cette figure.

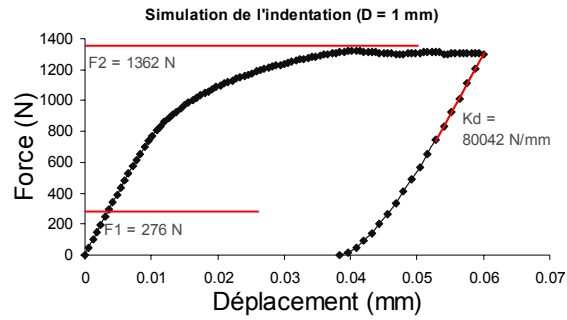


Figure 9. Simulations des essais de micropénétration

Ces résultats conduisent aux remarques suivantes :

- le premier seuil de charge F_1 est difficilement identifiable sur la courbe de d'évolution force-déplacement en raison de la plastification progressive qui apparaît très tôt ;
- le seuil de charge F_2 n'est pas éloigné de la valeur limite atteinte lors de la simulation bien que les courbes de simulations ne présentent pas une phase de plateau idéale en raison du problème de convergence du calcul numérique ;
- concernant les pentes de déchargement K_d , les simulations numériques en donnent une très bonne estimation. Ces valeurs sont comparables à celles calculées analytiquement à partir de l'équation [10] (tableau 4).

D ind. (mm)	0,5	1	2
K_d (simulation)	39830	79133	165997
K_d (analyse)	40021	80042	160084
Ecart relatif (%)	0,5	1,1	3,7

Tableau 4. Comparaisons simulation – analyse des raideurs apparentes

5.3. Modélisation de l'essai de calibration avec le modèle EF validé

Après une présentation du modèle aux éléments finis et sa validation basée sur la comparaison simulation/analyse, on peut étendre cette validation à un matériau modèle de comportement connu : l'aluminium. Cette fois-ci, on ne dispose pas des solutions analytiques. Cette validation du modèle éléments finis est basée sur la comparaison expérience/simulation EF. Les essais de calibration à poinçons $D = 0,5$ mm et $D = 1$ mm ont été simulés numériquement. Le comportement du matériau modèle (aluminium 7049) est considéré comme étant élastoplastique avec un écrouissage isotrope linéaire dont les caractéristiques ont été présentées dans le tableau 1. Puisque le modèle aux éléments finis considère un indenteur parfaitement rigide, les courbes expérimentales sont traitées avec les raideurs K_i identifiées par un essai de calibration sur aluminium, et ce afin de pouvoir comparer les deux réponses. La composante de déplacement inhérente à la compliance machine équivalente K_i est soustraite à la courbe brute expérimentale.

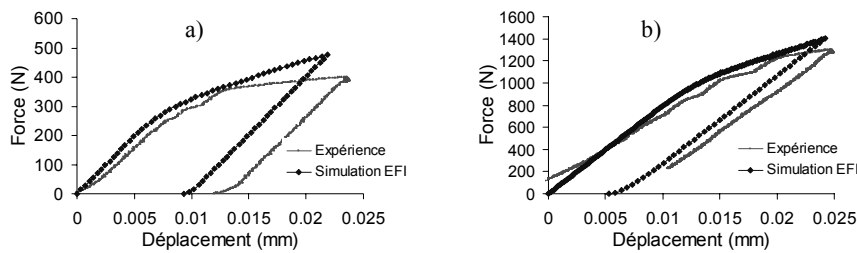


Figure 10. Comparaison expérience/simulation EF pour l'aluminium : a) calibration à $D = 0,5$ mm ; b) calibration à $D = 1$ mm

Les courbes expérimentales et calculées par la méthode EF ont été tracées dans la figure 10. Pour le cas $D = 1,0$ mm, la courbe expérimentale est déplacée horizontalement pour éliminer l'effet de mise en contact progressif. On observe un bon accord entre la simulation et l'expérience. La phénoménologie du comportement ainsi que les ordres de grandeur sont respectés.

D ind. (mm)	K_d (exp-sim) (N/mm)	Erreur relative	R^3 (exp-sim) (N)	Erreur relative
0,5	22872-22627	1,0 %	350-300	14 %
1	52169-53683	2,8 %	1100-1000	9 %

Tableau 5. Comparaisons simulation – expérience de K_d et R

3. R : intersection entre la pente de chargement et la pente d'écrouissage.

Au niveau quantitatif, on compare les deux caractéristiques (R et K_d) entre simulation et expérience (tableau 5). Il existe un bon accord entre la simulation et l'expérience surtout concernant la pente de déchargement K_d (raideur apparente).

6. Application à la caractérisation de roches

L'application aux roches de l'essai d'indentation repose sur plusieurs volets. Ici, on peut citer les travaux de Szwedzick (1998) et Leite (2001) qui portent sur la comparaison de l'essai d'indentation avec l'essai de compression simple. En tenant compte de la microstructure de roches, Sulem *et al.* (2002) et Ammiar (2003) ont considéré la roche comme un milieu de Cosserat. La modélisation numérique a été effectuée par comparaison avec les résultats expérimentaux. D'autres auteurs ont étudié numériquement la propagation des fissurations de roches au cours de l'essai d'indentation (Liu *et al.*, 2002 ; Pang *et al.*, 1989). Dans ce qui suit, on présentera l'application de l'essai de micropénétration à la caractérisation de roches.

L'essai de micropénétration se présente comme un outil d'analyse des principales caractéristiques des roches (module d'élasticité et rupture) à l'instar des essais conventionnels (compression simple ou compression triaxiale) plus coûteux et mettant en œuvre plus de matériau. La campagne qui suit présente des résultats de micropénétration obtenus sur différentes roches préalablement testées en compression simple. Les roches testées étaient généralement des calcaires et des grès. Les tailles de grains de ces roches étaient comprises entre 50 et 200 μm . Il convient alors d'étudier la sensibilité de la taille de grains au diamètre de l'indenteur. Selon Ammiar (2003), Il est reporté que si l'indenteur a une taille supérieure à 5 fois le diamètre des grains, on peut utiliser une théorie continue pour interpréter les résultats. Cela conduit à choisir un indenteur de diamètre supérieur ou égal à 1 mm. En outre, la taille des échantillons est beaucoup plus grande que celle de l'indenteur. Les échantillons de micropénétration sont des cylindres d'épaisseur supérieure à 10 mm et de diamètre au moins égal à 40 mm. Ainsi, l'effet d'échelle est minimisé.

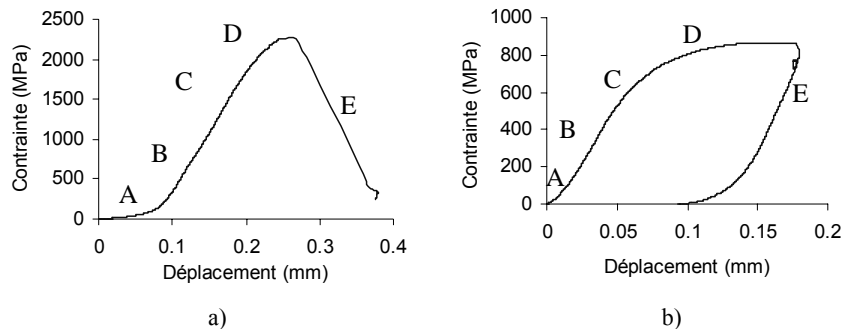


Figure 11. Deux types de comportements de roches mis en évidence par micropénétration à $D = 1$ mm. a) roche fragile ; b) roches ductiles

Dans la littérature (Berest *et al.*), deux types des modèles de comportement des roches sont souvent distingués : les modèles élastoplastiques pour roches ductiles et les modèles d'endommagement pour roches fragiles. Par des essais de micropénétration, on peut mettre en évidence ces deux types de comportements de roche en assimilant les courbes force-déplacement aux courbes contraintes-déformations issues d'essais conventionnels de compression simple (figure 11). Dans cette figure, la réponse en force est substituée par la pression de contact moyenne sous le poinçon. Les empreintes de micropénétration sont observées en Microscopie Electronique à Balayage (MEB) (figure 12). On observe une fissuration beaucoup plus prononcée pour le calcaire de comportement fragile que pour le grès de comportement ductile.

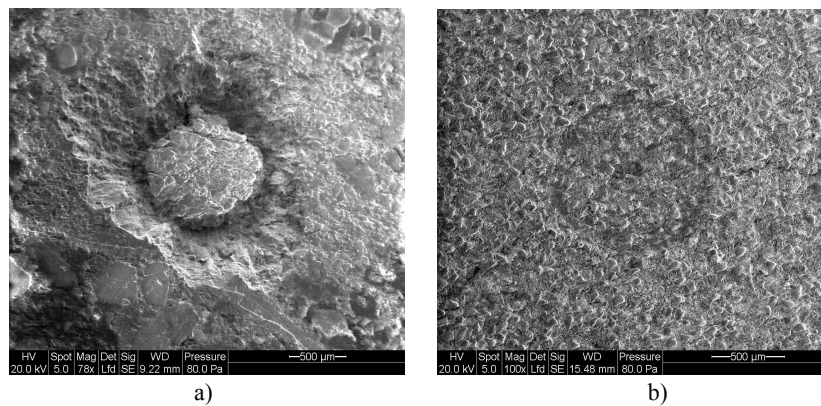


Figure 12. Traces de la micropénétration à $D = 1$ mm. a) calcaire, comportement fragile ; b) grès, comportement ductile

Selon les observations des allures de ces courbes, on constate que, la courbe de micropénétration se divise phénoménologiquement en cinq phases : une phase de serrage (A) liée à la condition de contact, une phase (B) quasiment linéaire inhérente à l'élasticité du matériau, une phase transitoire (C) relative à la naissance d'un endommagement associé à de la plasticité, suivie par une phase s'apparentant phénoménologiquement à de l'« écrouissage plastique » (D), et une dernière phase de déchargement (E). Il est à noter que pour la roche fragile, la phase (D) est négligeable vu que la propagation des microfissurations conduit très rapidement à la rupture macroscopique de l'échantillon. Selon Henry (1998), les courbes de micropénétration peuvent ainsi être divisées en deux zones selon que la réponse soit élastique ou élastoplastique. Néanmoins, cette hypothèse empirique est très critiquable. Dans la plupart des cas, la courbe de chargement ne permet pas distinguer une phase purement élastique.

Trois caractéristiques peuvent être déterminées à partir de la courbe de micropénétration :

– résistance à la micropénétration R . Pour la roche fragile, c'est la valeur du pic. Pour la roche ductile, elle représente plutôt la valeur du palier ;

– pente de chargement K_c et pente de déchargement K_d . La méthode de la régression linéaire est utilisée pour déterminer ces deux valeurs. A partir de l'équation 6, on accède directement à deux modules $E_c(\text{micro})$ et $E_d(\text{micro})$. Il est à noter que la pente de chargement est difficile à identifier en raison d'une non-linéarité généralement constatée pour les roches.

Les résultats des essais de micropénétration sur les roches sont reportés dans la figure 13. Sur les courbes obtenues, les corrélations entre E_c (micro) (mesuré par micropénétration) et E (cs) (mesuré par compression simple) d'une part et entre R (rupture définie par micropénétration) et R_c (définie par compression simple) d'autre part peuvent être établies.

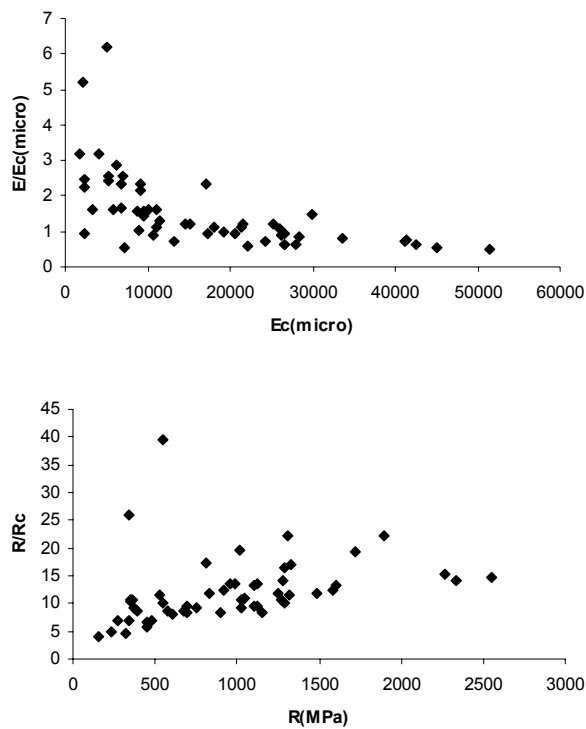


Figure 13. Corrélations entre E_c (micro) et E et entre R et R_c

A partir de cette figure, on constate qu'il est possible de déterminer le module d'Young par l'essai d'indentation avec une bonne précision lorsque E_c (micro) se situe entre 15 000 MPa et 35 000 MPa. La forte dispersion constatée pour les modules les plus faibles peut s'expliquer par la sensibilité de la mesure à l'évaluation du module évoqué précédemment. Du côté de la rupture à la micropénétration R , la corrélation montre que les rapports R/R_c sont compris entre 5 et 15. La forte dispersion est probablement due à la microstructure complexe des roches. En outre, la taille de l'indenteur joue un rôle important sur le rapport R/R_c . Si une corrélation peut être établie, il semble que l'essai de micropénétration ne soit pas pertinent pour la détermination de la résistance d'une roche. En effet, l'apparition de la rupture lors d'un essai de micropénétration est liée à plusieurs facteurs géométriques (taille de l'indenteur) et microstructuraux (taille de grain de la roche). Dépendant de ces facteurs, la réponse mécanique de la roche traduit aussi la sensibilité de son comportement à des sollicitations inhérentes à cet essai (cisaillement en bordure d'indentation, phénomène de frettage) qu'il conviendrait d'analyser plus finement.

7. Conclusions

L'essai de micropénétration a été développé en vue de la caractérisation de géomatériaux (roches en particulier). Après une présentation du système Rochart permettant de réaliser ce type d'essai, nous avons mis l'accent sur la calibration du dispositif sur la base de deux matériaux modèles (aluminium et delrin) aux comportements connus. Le comportement des roches (élastoplasticité endommageable) est assez éloigné de celui correspondant aux matériaux choisis pour cette calibration. Cependant la nature même de l'essai induit des sollicitations extrêmes de cisaillement conduisant inévitablement à la naissance d'un dommage en périphérie du poinçon quelle que soit la nature du matériau. Il reste que le frettage inhérent à la réponse plastique d'un matériau peut conduire à une modification de la sollicitation par rapport à celle exercée sur un matériau présentant un autre comportement. Une première étude de sensibilité nous a conduit à choisir l'aluminium pour la calibration. L'exploitation des courbes d'expériences est basée sur le début de la phase de déchargement qui présente une recouvrance linéaire. Ainsi, l'interprétation de la phase de déchargement conduit au module d'Young du matériau analysé. Les résultats de calibration sur l'aluminium ont montré une sensibilité au chargement et l'existence d'un seuil au-delà duquel les résultats s'avèrent être reproductibles. Afin d'introduire le comportement complet du matériau (aluminium), un modèle éléments finis a donc été élaboré. Ce modèle a été validé par comparaison aux solutions analytiques établies par Sneddon (1966) et Johnson (1985) dans le cadre du comportement élastique et élastoplastique parfait. Ainsi, le modèle a permis de simuler les essais de calibration sur l'aluminium pour différents indenteurs avec un bon accord. Enfin, l'essai de micropénétration a été appliqué en vue de la caractérisation de roches. Des corrélations ont été tentées entre les résultats de micropénétration et ceux de l'essai de compression simple sur la base

des résultats obtenus sur le module d'Young et la résistance à la rupture. Concernant la résistance à la rupture, il ressort de cette première analyse qu'une bonne corrélation, entre l'essai de micropénétration et d'autres essais conventionnels, nécessite une étude approfondie des effets du confinement et de l'endommagement par cisaillement consentis lors de la micropénétration.

D'un autre point de vue, les roches concernées étant extraites du sol à des profondeurs variables, leurs comportements présentent souvent une dépendance avec la pression de confinement. Aussi une adaptation du dispositif d'essai à pression atmosphérique en vue de la réalisation d'essais sous pression de confinement est en cours de publication. Sur la base d'une confrontation entre calculs EF et expériences, ces analyses doivent nous aider à comprendre la complexité de l'essai de micropénétration en comparaison avec des essais plus conventionnels.

8. Bibliographie

- Ammiar B., Microstructure et effet d'échelle dans l'essai de micro-indentation sur les roches, Thèse de doctorat, Ecole nationale des ponts et chaussées, 2003.
- Berest P., Billiaux D., *Manuel de Mécanique des Roches, Tome 1 : Fondements*, Paris, Les presses de l'Ecole des mines, 2000.
- Boussinesq J., *Applications des potentiels à l'étude de l'équilibre des corps solides élastiques*, Paris, 1885.
- Doerner M.F, Nix W.D., "A method for interpreting the data depth-sensing indentation instruments", *Journal of Materials Research*, vol. 1, n° 4, 1986, p. 601-609.
- Harding J.W., Sneddon I.N., "The elastic stresses produced by the indentation of the plane surface of a semi-infinite elastic solid by a rigid punch", *Proc. Cambridge Philos. Soc.*, vol. 41, 1944, p. 16-26.
- Henry J.P., Caractérisation de cuttings, Rapport technique, 1998, Laboratoire G.E.R.M.
- Jonson K.L., *Contact Mechanics*, Cambridge, Cambridge University Press, 1985.
- Lee C.H., Kobayashi S., "Elastoplastic analysis of plane-strain and axisymmetric flat punch indentation by the finite-element method", *International Journal of Mechanical Science*, vol. 12, 1970, p. 349-370.
- Leita M.H., Ferland F., "Determination of unconfined compressive strength and Young's modulus of porous materials by indentation tests", *Engineering Geology*, vol. 59, 2001, p. 267-280.
- Liu H.Y., Kou S.Q., Lindqvist P.A., Tang C.A., "Numerical simulation of the rock fragmentation process induced by indenters", *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, vol. 39, 2002, p. 491-505.
- Mossakovskii V.I., "Compression of elastic bodies under conditions of adhesion (axisymmetric case)", *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, vol. 27, 1963, p. 630-643.

- Oliver W.C., Pharr G.M., "An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation", *Journal of Materials Research*, vol. 7, n° 6, 1992, p. 1564-1580.
- Pang S.S., Goldsmith W., Hood M., "A force-indentation model for brittle rocks", *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 22, 1989, p. 127-148.
- Sneddon I.N., "The relation between load and penetration in the axisymmetric Boussinesq problem for a punch of arbitrary profile", *International Journal of Engineering Science*, vol. 3, 1965, p. 47-57.
- Sulem J., Cherrolaza M., "Finite element analysis of the indentation test on rocks with microstructure", *Computers and Geotechnics*, vol. 29, 2002, p. 95-117.
- Szwedzicki T., "Indentation hardness testing of rock (technical note)", *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, vol. 35, n° 6, 1998, p. 825-829.
- VanLandingham, M.R., Villarrubia J.S., Guthrie, W.F., "Nanoindentation of polymers: An Overview", *Macromolecules Symposia*, vol. 167, 2001, p. 15-43.
- Wang W., Identification du comportement de géomatériaux par micropénétration, Thèse de doctorat, Université Montpellier II, 2005.