

Comportement mécanique de sols grossiers de référence

Jean-Claude DUPLA*
Luc Sedji PEDRO
Jean CANOU
Luc DORMIEUX

Université Paris-Est, Laboratoire Navier,
ENPC-LCPC-CNRS,
Champs-sur-Marne, France

RÉSUMÉ

L'étude du comportement mécanique des sols grossiers représente un enjeu important car on les rencontre fréquemment dans les travaux de génie civil. Ces matériaux sont caractérisés par une distribution granulométrique très étalée. L'évaluation des caractéristiques mécaniques des sols grossiers est très délicate du fait de la présence des éléments de grande taille. Devant la complexité des sols grossiers naturels, une classe particulière de sols grossiers constituée de gros éléments entourés par une matrice sableuse fine (sols grossiers à matrice) a été étudiée. Les sols de référence sont composés d'un mélange de sable de Fontainebleau et d'inclusions de natures diverses (graviers et billes de verre). On a pu mettre en évidence par des essais avec un appareil triaxial l'influence des paramètres clés sur le comportement observé dans le domaine des petites et grandes déformations : fraction volumique, taille et étalement granulométrique, propriétés morphologiques des inclusions, état initial de la matrice. On présente enfin les bases d'une nouvelle méthodologie d'évaluation des caractéristiques mécaniques de ces sols utilisant une approche de type homogénéisation.

Mechanical behavior of coarse-grained soils reference

ABSTRACT

The study of coarse-grained soils mechanical behavior serves an important purpose given the frequency with which such soils are encountered within the scope of civil engineering works. These materials are characterized by a very flat particle size distribution. An evaluation of the mechanical characteristics of coarse-grained soils is complicated to perform due to the presence of large-sized elements. Given the complexity of natural coarse-grained soils, a special classification of coarse-grained soils composed of large elements surrounded by a fine sandy matrix (i.e. coarse-grained soils with a matrix) has been studied herein. The reference soils are composed of a mix of Fontainebleau sand and various types of inclusions (gravel and glass beads). Thanks to tests conducted with a triaxial device, the influence of key parameters on behavior observed in the domain of both small and large strains could be highlighted; volumetric fraction, particle size distribution and spread, morphological properties of the inclusions, and initial state of the matrix. Finally, we present the bases for a new methodology evaluating the mechanical characteristics of these soils by use of a homogenization type approach.

*AUTEUR À CONTACTER :

Jean-Claude DUPLA
dupla@cermes.enpc.fr

INTRODUCTION

Les sols grossiers constituent une catégorie de sol que l'on rencontre fréquemment lors de la réalisation de travaux de génie civil, et dont le comportement mécanique reste encore mal connu. Ils peuvent contenir des éléments de tailles très variées, allant de quelques micromètres à plusieurs

dizaines de centimètres, et de natures éventuellement très différentes (matériaux argileux, sableux, graves, blocs rocheux...). Ces sols ont déjà fait l'objet de travaux importants, tant en France qu'à l'étranger, mais il n'existe pas encore vraiment de consensus et de méthodologie véritablement éprouvée pour prendre en compte leur comportement mécanique de manière rationnelle. Des recherches sont encore nécessaires pour mieux les appréhender.

En effet, la caractérisation mécanique de ces sols au laboratoire ou *in situ* est difficile car les dispositifs d'essais ne sont pas adaptés à la taille des gros éléments [1-8]. L'utilisation de dispositifs de taille classique nécessite d'avoir recours à des méthodes d'écrêtelement, d'écrêtelement-substitution ou de similitude. L'écrêtelement, par exemple, induit une modification de l'hétérogénéité de taille, car les éléments les plus gros sont enlevés, mais également une modification de l'hétérogénéité de nature, car elle induit une augmentation de la proportion d'éléments fins qui peuvent être, dans certains cas, des limons ou des argiles. De plus, les résultats publiés sont souvent contradictoires [3, 4, 9, 10], du fait principalement de la variabilité des sols grossiers naturels étudiés (nature, taille...), comme le montre la **figure 1** pour une grave alluvionnaire utilisée comme matériau de remblais.

On peut également déterminer les caractéristiques mécaniques du sol *in situ* à partir d'essais en « vraie grandeur » [2, 11], comme les essais à la plaque [3, 12], à l'aide de dispositifs expérimentaux de grandes dimensions, ou bien encore avec des essais à la boîte de cisaillement direct en place [13, 14]. Comme pour les essais de laboratoire, les résultats semblent tous aussi dispersés. Cette difficulté d'analyse est due à la variabilité des sols grossiers naturels.

Dans ce contexte, le CERMES (Centre d'enseignement et de recherche en mécanique des sols) s'est intéressé aux sols grossiers, tout comme au développement d'un dispositif d'essai triaxial de grande taille pour éprouvettes de 300 mm de diamètre.

Devant la complexité des sols grossiers naturels et pour mieux comprendre les mécanismes qui contrôlent leur comportement mécanique, un des objectifs de ces travaux a été de reconstituer des sols grossiers de « référence ». Ceux-ci doivent être suffisamment faciles à mettre en œuvre au laboratoire, présenter un bon degré de répétabilité de fabrication et être si possible représentatifs des sols réels. Le choix s'est porté sur une classe particulière de sols grossiers, que l'on a appelée sols grossiers « à matrice » (**figure 2**) constitués d'une « matrice » contenant des inclusions de taille bien différenciée par rapport aux éléments constitutifs de la matrice, et dont la fraction volumique est suffisamment faible pour que les inclusions soient « noyées » au sein de la matrice.

Les travaux développés dans le cadre de la thèse de L.S. Pedro [6] ont concerné tout d'abord :

- la définition et la reconstitution de sols de référence,
- le développement d'outils expérimentaux adaptés,

figure 1
Sol grossier typique.



figure 2
Représentation schématique d'une éprouvette de sol grossier à matrice.



- l'étude de leur comportement mécanique en mettant en évidence l'influence de paramètres clés sur les comportements observés.

Une fois la compréhension des mécanismes mis en jeu dans ces comportements bien établie, il est ensuite possible de les étendre à des sols plus complexes en vue de proposer des améliorations dans la prise en compte du comportement mécanique de ces sols, en particulier en termes de comportement aux petites déformations (« élasticité »), d'écrouissage (déformations intermédiaires) et de rupture.

Après avoir présenté les dispositifs d'essai, les procédures expérimentales développées et les sols de référence étudiés, on s'intéresse à la description de résultats issus d'essais typiques. On effectue ensuite l'étude mécanique de ces sols dans le domaine des petites déformations (propriétés « élastiques ») puis dans le domaine des déformations intermédiaires (paramètre d'écrouissage) et des grandes déformations (caractéristiques de rupture). Finalement, les bases d'une nouvelle méthodologie de prise en compte des caractéristiques mécaniques de ces sols, fondées sur une approche de type homogénéisation, sont données et détaillées avec une première évaluation sur un sol grossier naturel.

DISPOSITIFS, PROCÉDURES, MATÉRIAUX ET PROGRAMME D'ESSAI

On présente dans cette partie les deux dispositifs d'essais triaxiaux utilisés dans le cadre de ce travail, puis les sols de référence testés et les procédures de reconstitution des éprouvettes de sol grossier. On liste ensuite les paramètres d'étude.¹

■ Dispositifs d'essai

Deux dispositifs d'essais triaxiaux ont été utilisés. Le premier est constitué d'une cellule triaxiale permettant de tester des éprouvettes de 100 mm de diamètre et de 200 mm de haut (élançement $\lambda = L / D = 2$), équipée d'un système de mesure locale des déformations longitudinales et transversales. Cette cellule est placée sur une presse électromécanique de 50 kN de capacité (**figure 3**). Les essais sont réalisés en compression axiale avec confinement latéral, à déplacement contrôlé (taux de

¹ la liste des symboles se trouve en fin de document

déformation axiale constante de 0,5 % par minute). L'évaluation des déformations locales de l'éprouvette est obtenue grâce à un dispositif équipé de capteurs de déplacement à effet Hall permettant de mesurer le raccourcissement longitudinal de l'éprouvette et sa variation de diamètre (**figure 4**). Par ailleurs, on évalue la déformation longitudinale globale de l'éprouvette en mesurant le déplacement de l'embase inférieure à l'aide d'un capteur de déplacement de type LVDT (Linear Variable Differential Transformer) longue course (40 mm, avec une précision égale à $\pm 0,01$ mm). L'effort axial est mesuré à l'aide d'un capteur de force placé à l'intérieur de la cellule, ce qui permet de s'affranchir des effets de frottement parasite entre le piston et le couvercle de la cellule (32 kN), avec une précision égale à ± 16 N. Un volumètre d'une capacité de 100 cm³ permet de mesurer, au cours du cisaillement, les variations de volume de l'éprouvette (avec une précision égale à $\pm 0,05$ cm³). Un logiciel d'acquisition, développé sous Labview, assure la visualisation, au cours de l'essai, des différentes grandeurs mesurées et enregistre les données sur micro-ordinateur.

figure 3

Vue de la cellule triaxiale de diamètre 100 mm et des dispositifs annexes.

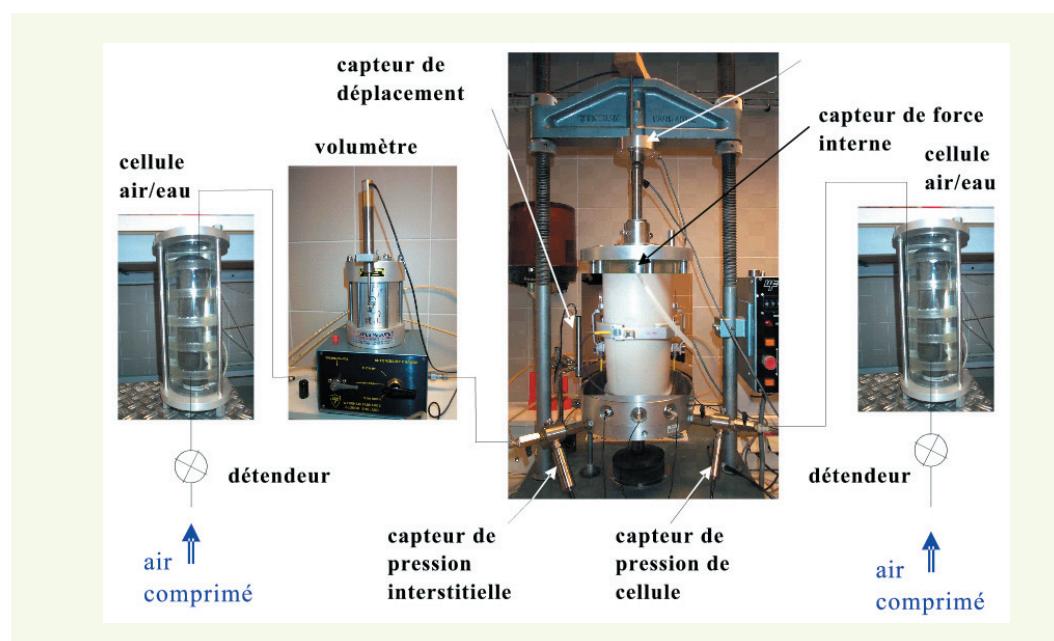
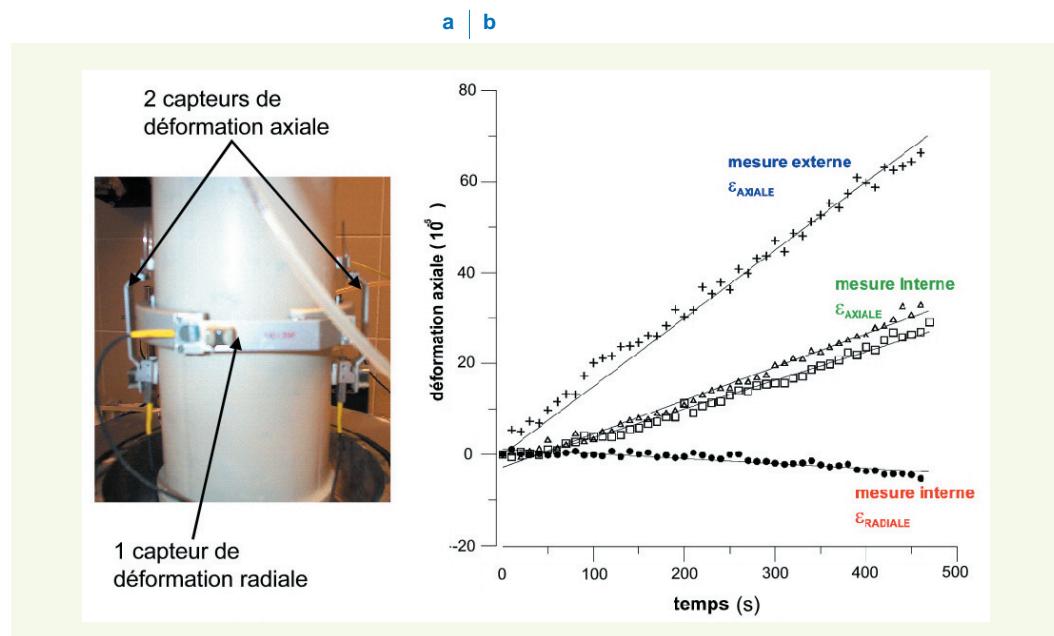


figure 4

Dispositif de mesure locale des déformations :
- a : dispositif,
- b : exemple de résultats de mesures.



Le second appareillage utilisé est un dispositif d'essai triaxial permettant de consolider et de cisailier des éprouvettes de 300 mm de diamètre et 600 mm de hauteur (élançement $\lambda = 2$). La **figure 5** présente un schéma fonctionnel de l'ensemble du dispositif. Celui-ci comprend une dalle d'essai et un bâti à quatre colonnes supportant un plateau de chargement composé de deux poutres et d'une plaque d'appui. Le plateau supporte un servovérin de 500 kN de capacité (avec une précision égale à ± 250 N). La cellule triaxiale proprement dite est fixée sur un socle mobile en translation et en rotation. La **figure 6** montre la cellule triaxiale qui fait corps, après montage, avec le bâti de chargement *via* le piston du servovérin qui assure la sollicitation des éprouvettes. Les chargements verticaux peuvent être appliqués à déplacement ou à force contrôlée, sous sollicitations monotones ou cycliques. Dans le cas de chargements cycliques, le dispositif peut atteindre des fréquences de sollicitations de plusieurs dizaines de Hertz, en fonction de l'amplitude demandée en déplacement.

La pression de confinement est appliquée, soit par l'intermédiaire d'un détendeur simple et d'une interface air-eau, soit à partir d'un dispositif de contrôle dynamique de pression, piloté par un servovérin. Ainsi, un pilotage du dispositif en mode biaxial en vue de réaliser des chemins de contraintes variés dans le plan (q, p) est possible. Un logiciel de pilotage assure le contrôle, le fonctionnement du dispositif et la conduite d'un essai suivant le programme de chargement spécifié (FlexTest de chez MTS).

Un capteur LVDT incorporé au servovérin permet de mesurer le déplacement du piston et de déterminer la déformation verticale globale de l'éprouvette (course de 250 mm, avec une précision égale à $\pm 0,125$ mm). Dans le cas de sols saturés, la déformation volumique des éprouvettes est obtenue par mesure de la masse d'eau qui sort ou qui rentre dans l'éprouvette, à l'aide d'une balance de précision ou à partir de la mesure du déplacement du servovérin de confinement. L'effort de cisaillement est mesuré grâce à un capteur immergé situé à la base de l'éprouvette, permettant ainsi de s'affranchir de tout frottement parasite. La **figure 7** présente une vue d'ensemble du dispositif d'essai, y compris la cabine de contrôle et de pilotage.

figure 5

Schéma de principe du dispositif d'essai triaxial pour éprouvette de diamètre 300 mm.

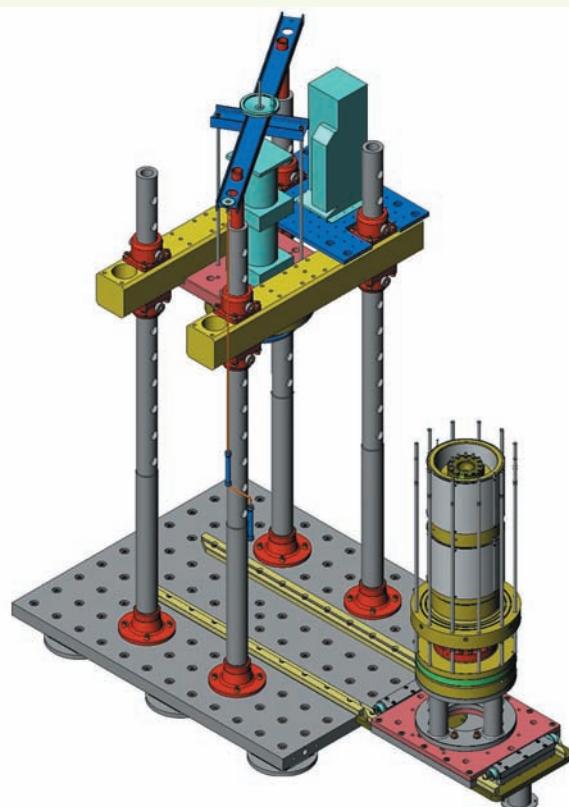


figure 6
Cellule triaxiale 300 mm
en position d'essai.

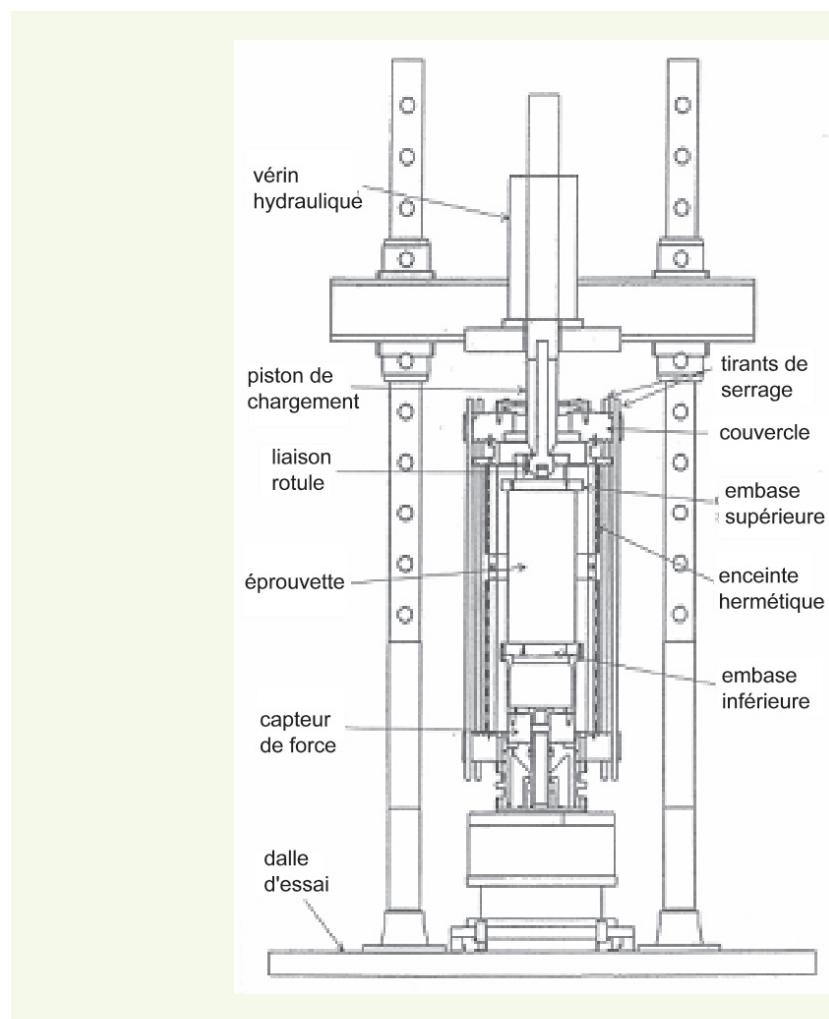


figure 7
Vue générale du dispositif
d'essai triaxial pour
éprouvette 300 mm.



■ Matériaux utilisés

Une première réflexion importante a concerné le problème de la reconstitution de sols de référence pertinents, permettant de mettre en évidence l'influence des paramètres d'étude inhérents au comportement mécanique des sols grossiers : fraction volumique, taille, étalement granulométrique et rugosité des inclusions ; indice de densité de la matrice ; pression de consolidation... En effet, il a

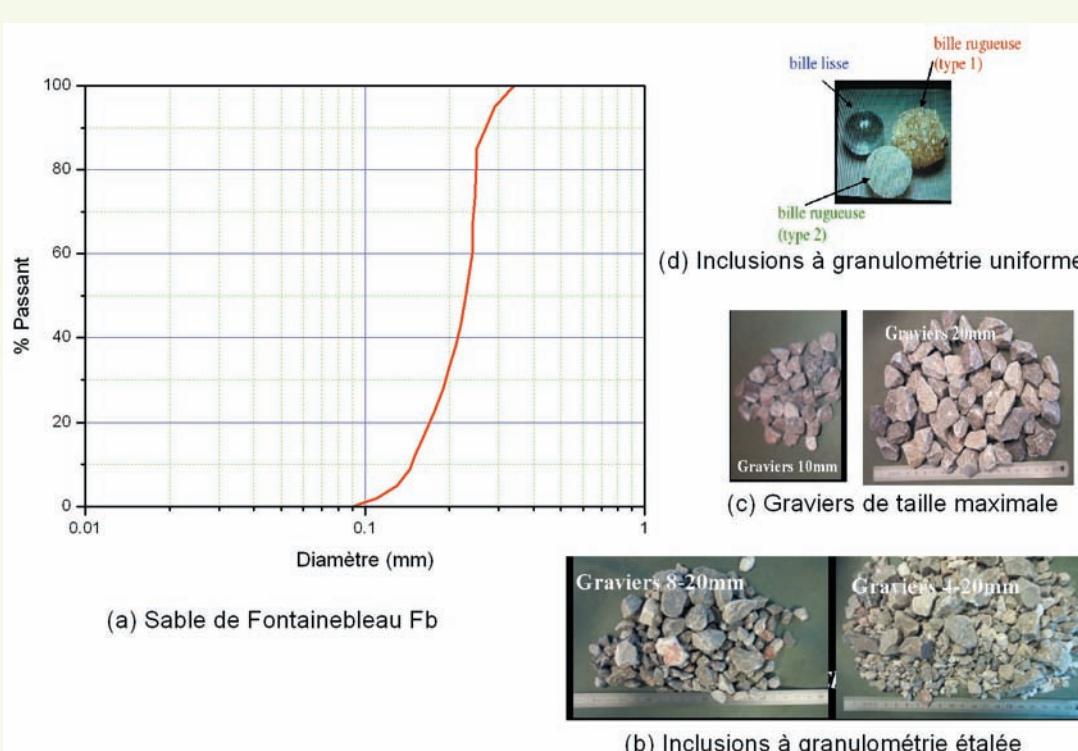
été montré que, pour réaliser des essais mécaniques en géotechnique, toute reconstitution d'échantillons reproductibles de sols homogènes [15], intermédiaires [16] ou hétérogènes [3, 17, 18] s'avère difficile et requiert des procédures de mise en œuvre éprouvées. Devant la complexité de réalisation de ces reconstitutions, il a été jugé pertinent de proposer des mélanges de sols allant du plus simple au plus compliqué. Ainsi, on a choisi dans un premier temps une matrice sableuse, facile à mettre en œuvre, et différents types d'inclusions pouvant ensuite être insérés au sein de cette matrice. Le sable retenu est un sable blanc de Fontainebleau, de granulométrie très serrée à grains fins, pour avoir un bon contraste de taille avec les inclusions. Les inclusions retenues peuvent être diverses de par leur nature, leur taille, leur forme et leur rugosité. Ce type de sol grossier de référence pourra par la suite être modifié de manière à le rendre représentatif des sols grossiers naturels par apport d'éléments fins de nature argileuse ou limoneuse et par ajout d'éléments granulaires de différentes classes.

La **figure 8** présente la courbe granulométrique du sable de Fontainebleau et montre les faciès des différents types d'inclusions : graviers de granulométrie étalée (**figure 8b**) et graviers seuls (**figure 8c**), billes de verre à surface lisse et rugueuse (**figure 8d**). La rugosité des billes, appelées types 1 et 2, est obtenue en collant sur des billes de verre lisses, respectivement des grains de sable d'Hostun RF ($d_{50} = 0,38$ mm) ou des grains de sable de Fontainebleau ($d_{50} = 0,22$ mm). Les principales caractéristiques granulométriques des constituants sont regroupées dans le **tableau 1**.

tableau 1
Caractéristiques physiques
des matériaux utilisés.

Matériaux	d_{50} (mm)	d_{\min} (mm)	d_{\max} (mm)	C_u	ρ_s (g/cm ³)
Fontainebleau (Fb)	0,22	0,09	0,40	1,60	2,65
Graviers 8-10	9,00	8,00	10,00	-	2,66
Graviers 10-20	15,00	10,00	20,00	-	2,66
Billes de verre lisses calibrées	10,00	9,80	10,20	-	2,56
Billes rugueuses de type 1	12,20	12,00	12,40	-	2,24
Billes rugueuses de type 2	10,35	10,20	10,50	-	2,24

figure 8
Courbe
granulométrique
de la matrice
fine et types
d'inclusions
testées.



PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

L'état initial de compacité des éprouvettes est défini à partir de la masse volumique de la matrice fine sableuse $\rho_{d,mat.}$, quelle que soit la quantité de graviers présente dans l'éprouvette. Il est donné par l'équation suivante :

$$\rho_{d,mat.} = \frac{W_{d,mat.}}{V_{mat.}} \quad (1)$$

où $W_{d,mat.}$ est la masse sèche de la matrice et $V_{mat.}$ le volume de la matrice (grains + vides).

Un autre paramètre à considérer est la proportion d'inclusions. On définit ainsi le paramètre f_v qui correspond à la fraction volumique d'inclusions, rapport entre le volume d'inclusions et le volume total du matériau reconstitué. Pour cette étude, on a fait varier ce paramètre entre 0 et 60 % :

$$f_v = \frac{V_{incl.}}{V_{total}} \quad (2)$$

où $V_{incl.}$ est le volume des inclusions et V_{total} le volume total du matériau reconstitué.

La procédure de fabrication des éprouvettes a nécessité une longue phase de mise au point afin d'obtenir une bonne répétabilité de reconstitution des éprouvettes. Celle-ci consiste en un compactage du matériau par couches successives. Le nombre de couches est choisi égal à dix. La hauteur des couches est donc une fonction des dimensions de l'éprouvette (20 mm d'épaisseur pour les éprouvettes de 200 mm de haut et 60 mm d'épaisseur pour les éprouvettes de 600 mm de haut). On doit s'assurer que la fraction volumique d'inclusions est identique dans chaque couche et veiller à ne pas avoir de ségrégation. Afin d'éviter cette ségrégation, on humidifie le sable à teneur en eau contrôlée ($w = 5\%$) puis on lui mélange une certaine fraction volumique d'inclusions. Les forces capillaires permettent de figer la structure lors de la mise en place dans le moule de fromage de l'éprouvette avant le compactage. Cette procédure a permis d'obtenir une très bonne répétabilité de fabrication et donc des comportements mécaniques correspondants.

■ Paramètres d'étude

Dans le cadre de ces essais, on a cherché à étudier l'influence de divers paramètres sur les comportements observés :

- la fraction volumique des inclusions f_v ,
- la taille et l'étalement granulométrique des inclusions,
- les propriétés morphologiques des inclusions : état de surface (billes lisses, billes rugueuses, graviers), forme des inclusions (billes et graviers),
- l'état initial de la matrice ($\rho_{d,mat.}$ ou $I_{D,mat.}$),
- la contrainte de consolidation appliquée aux éprouvettes (p'_c).

Ce qui suit fait état des résultats issus de ce programme expérimental. On s'intéresse tout d'abord à l'étude du comportement en petites déformations (élasticité), puis au comportement observé aux déformations intermédiaires et en grandes déformations (rupture).

COMPORTEMENT EN PETITES DÉFORMATIONS

Le comportement en petites déformations (capteurs locaux à effet Hall) a été étudié à partir d'essais de compression isotrope et d'essais de cisaillement réalisés à l'appareil triaxial $\phi 100$ mm. Seuls les essais et analyses des essais de cisaillement sont rapportés.

■ Essai typique et répétabilité

La **figure 9** présente un résultat typique obtenu sur le sable de Fontainebleau sans inclusions ($f_v = 0\%$). Comme on peut le constater, la résolution des capteurs à effet Hall permet de réaliser des mesures de

déformation dans la gamme des 10^{-5} . On évalue le module d'Young de la matrice (E_{mat}) sur une phase de chargement-déchargement entre 0 et 4.10^{-5} en prenant en compte la pente de la droite de régression linéaire. Dans le cas de l'essai présenté, on obtient un module E_{mat} de 510 MPa.

Afin de valider l'ensemble de la procédure, et notamment la méthode de reconstitution des éprouvettes, on a réalisé des essais de répétabilité sur des éprouvettes constituées uniquement de sable de Fontainebleau (matrice fine seule) et des éprouvettes comportant différentes fractions volumiques d'inclusions. La **figure 10** présente une comparaison des résultats obtenus pour trois essais (référencés T232, T228 et T162) réalisés sur un mélange granulaire comportant 20 % de graviers anguleux 8/10 mm. On observe une très bonne répétabilité avec un module d'Young moyen évalué à 907 MPa. L'incertitude sur la détermination de ce module est inférieure à 3 %.

figure 9

Courbe de chargement typique pour un essai triaxial en petites déformations.

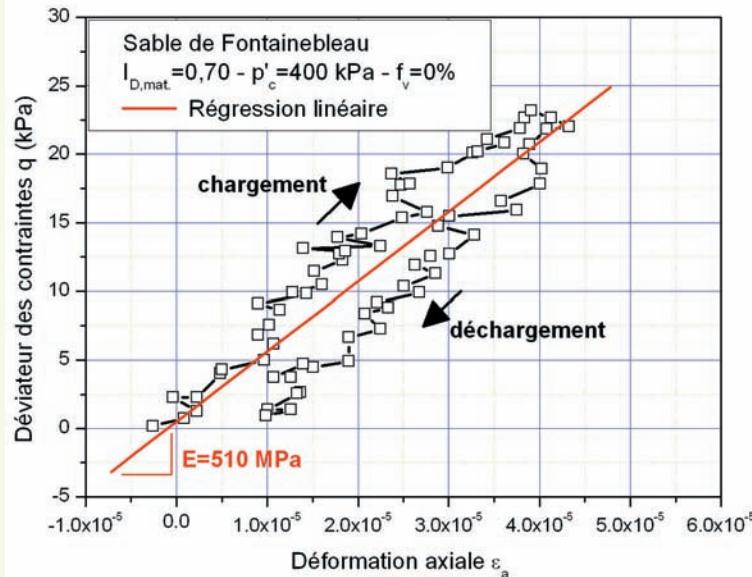
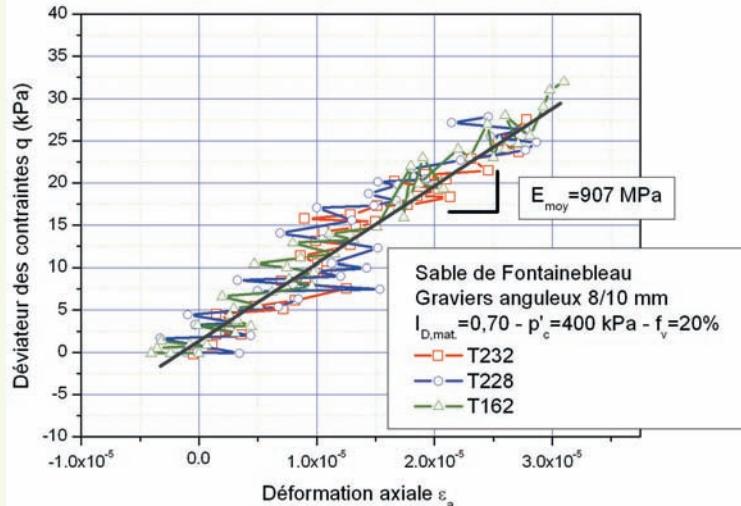


figure 10

Répétabilité des mesures locales de déformation pour les courbes de chargement.



■ Influence des paramètres d'étude

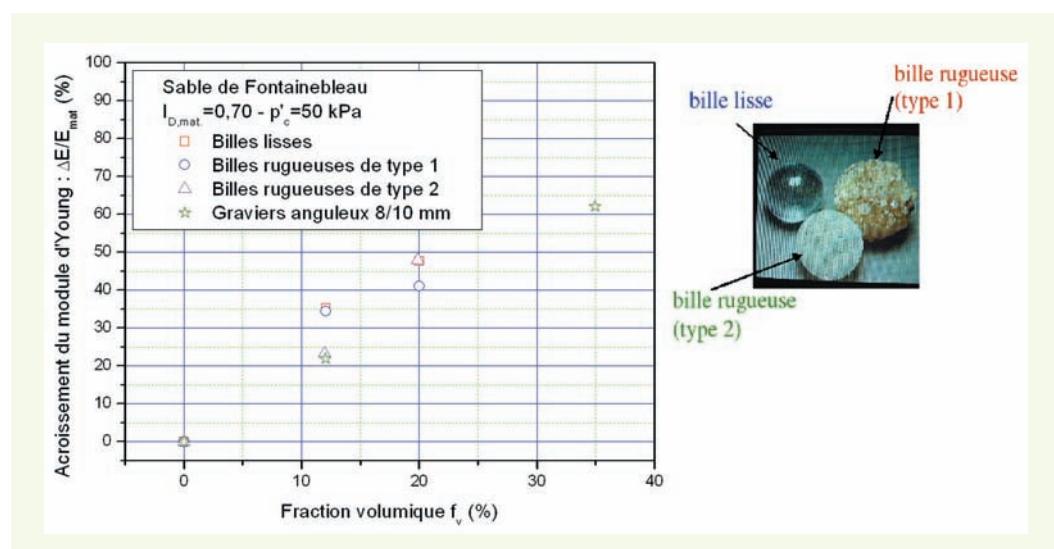
> Fraction volumique et morphologie des inclusions

La première analyse porte sur l'influence de la fraction volumique. La **figure 11** montre l'importance de cette influence selon le type d'inclusions. Les résultats sont présentés en terme d'accrois-

sement du module ΔE par rapport à celui de la matrice E_{mat} . Quel que soit le type d'inclusions, on observe une augmentation du module E avec la fraction volumique.

En ce qui concerne l'influence de la morphologie des inclusions, les différences relativement faibles entre les résultats obtenus indiquent que ce paramètre n'a pas d'effet sur les caractéristiques élastiques. Ces observations tendent à montrer que l'interface inclusion-matrice ne joue pas de rôle significatif dans le cas des petites déformations. Ceci paraît raisonnable. En effet, comme les déformations sont faibles voire très faibles, on ne mobilise pas de déplacement relatif d'ampleur suffisante à l'interface et on peut considérer que l'adhérence est parfaite.

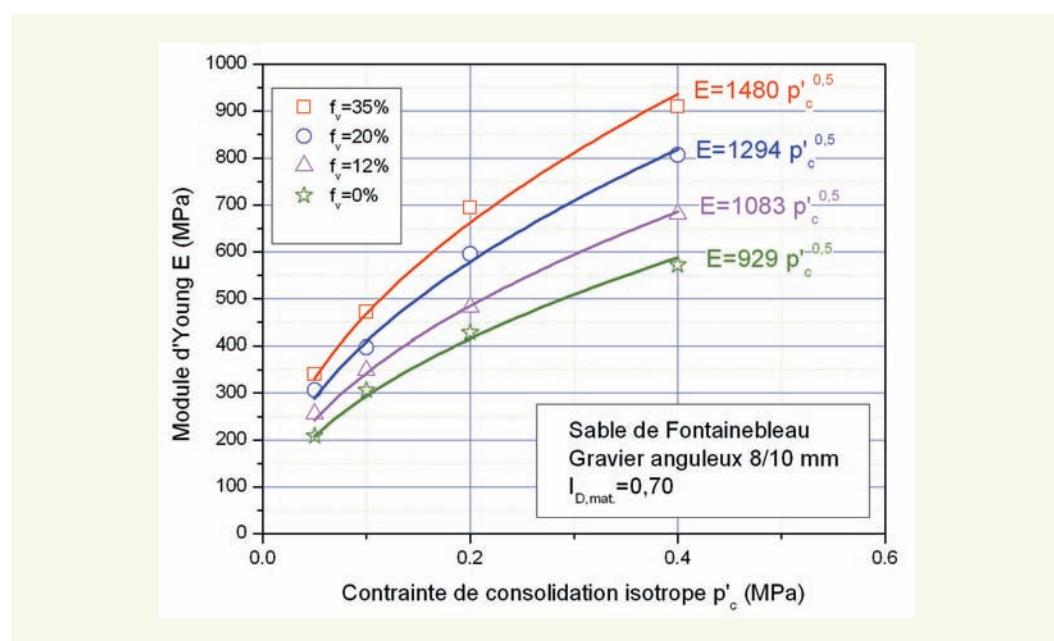
figure 11
Influence de la fraction volumique et du type d'inclusions sur le ratio $\Delta E/E_{mat}$



> Niveau de consolidation isotrope

L'influence de ce paramètre (figure 12) est traduite par la relation entre le module d'Young et la contrainte de consolidation p'_c pour les différentes fractions volumiques d'inclusions testées. On observe un net accroissement du module d'Young avec le niveau de consolidation appliqué aux éprouvettes.

figure 12
Relation entre le module d'Young et la contrainte de consolidation isotrope.



On constate également que l'évolution du module suit une loi de la forme :

$$E = A (p'_c)^{0,5} \quad (3)$$

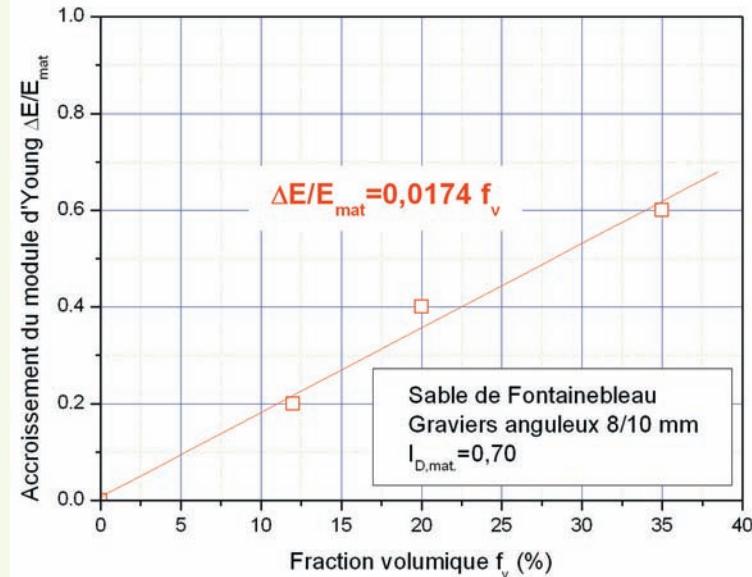
Cette forme d'évolution est analogue à celle observée avec les résultats obtenus pour les sols granulaires tels que les sables. Le caractère non linéaire de l'évolution de E avec la contrainte de consolidation n'est donc pas modifié par la présence d'inclusions. Ceci paraît cohérent dans la mesure où l'on peut considérer que les inclusions sont indéformables et que seule la matrice se déforme.

Si l'on s'intéresse à l'accroissement relatif de raideur ($\Delta E/E_{mat.}$), on constate qu'il ne dépend que de la fraction volumique des inclusions, comme l'atteste la [figure 13](#). Cet effet peut s'exprimer par la relation suivante :

$$\frac{\Delta E}{E_{mat.}} = 0,0174 f_v \quad (4)$$

Cette formule n'est applicable, en toute rigueur, que pour une matrice de sable de Fontainebleau à un indice de densité de 0,70, et pour des graviers anguleux 8/10 mm comme inclusions.

figure 13
Évolution de l'accroissement de la raideur en fonction de la fraction volumique des inclusions.



> Indice de densité de la matrice

La [figure 14](#) présente l'évolution du module d'Young du matériau en fonction de l'indice de densité de la matrice sableuse pour seulement deux fractions volumiques d'inclusions de graviers anguleux 8/10 mm. Pour les deux valeurs de l'indice de densité considérées, les résultats tendent à mettre en évidence une augmentation du module avec l'accroissement de l'indice de densité de la matrice.

La variation des valeurs de $\Delta E/E_{mat.}$ paraît indépendante de l'état de densité de la matrice. Cette variation se traduit par une augmentation de l'ordre de 50 % environ.

COMPORTEMENT AUX GRANDES DÉFORMATIONS

■ Essai typique et répétabilité

Un essai typique effectué sur un mélange de sable de Fontainebleau et de graviers anguleux 8/10 mm est présenté sur la [figure 15](#). Pour la courbe de cisaillement (q, ε_a), on observe une augmentation

rapide du déviateur des contraintes q jusqu'à un maximum, atteint pour une déformation axiale relativement faible (de l'ordre de 0,7 %), suivie d'une phase de radoucissement et d'une stabilisation autour d'une valeur ultime pratiquement constante de déviateur q .

figure 14

Évolution du module d'Young en fonction de l'indice de densité de la matrice.

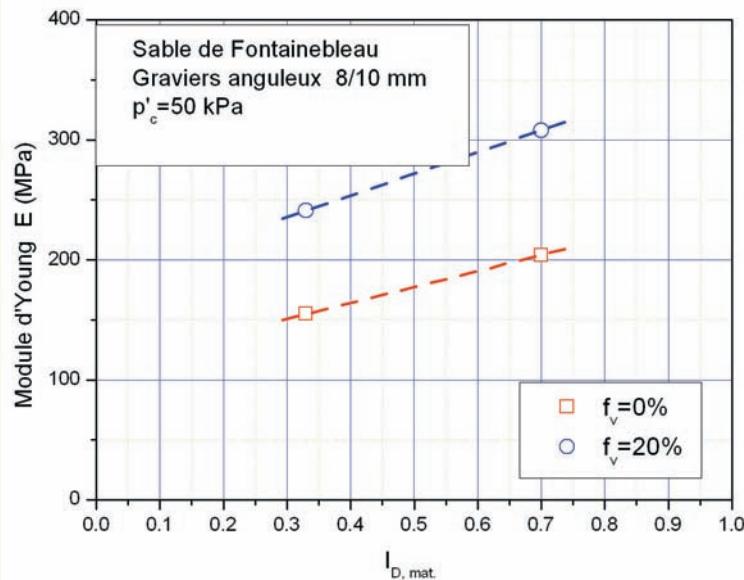
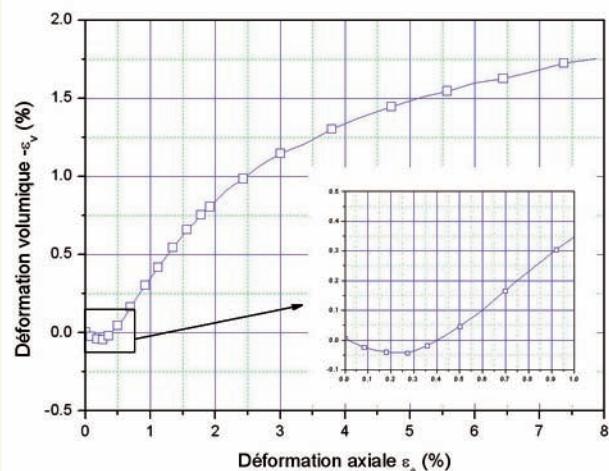
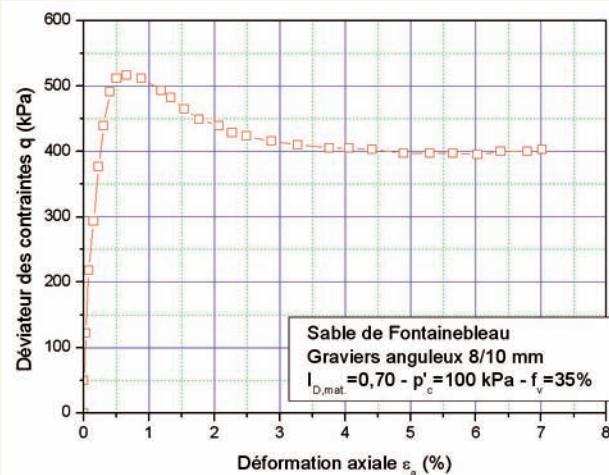


figure 15

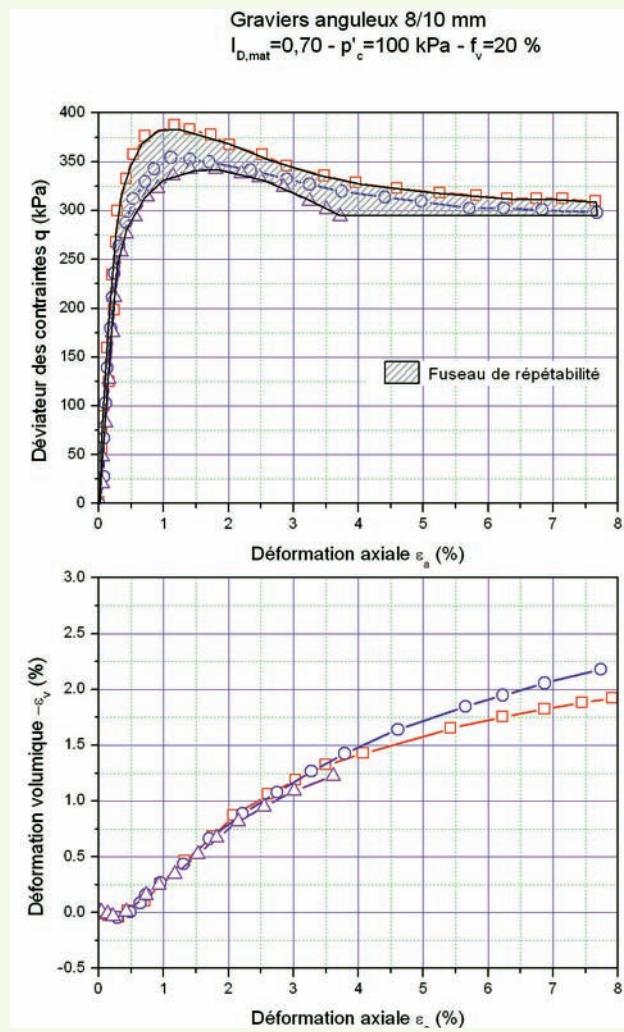
Courbes typiques pour un essai triaxial en grandes déformations.



La courbe de déformation volumique (ε_v , ε_a) est caractérisée par une phase de contractance initiale, jusqu'à un niveau de déformation axiale de 0,25 %, suivie d'une phase de dilatance importante. Ces comportements sont qualitativement analogues à ceux observés sur des sables denses.

Comme dans le domaine d'étude en petites déformations, on s'est assuré du caractère significatif des résultats en réalisant des essais de répétabilité. Ceci est clairement illustré sur la **figure 16**. Les résultats obtenus montrent une très bonne répétabilité en termes de résistance au cisaillement et de déformation volumique, avec une incertitude inférieure à 10 % sur les valeurs de résistance au pic comme l'indique le fuseau de répétabilité.

figure 16
Répétabilité des essais triaxiaux.



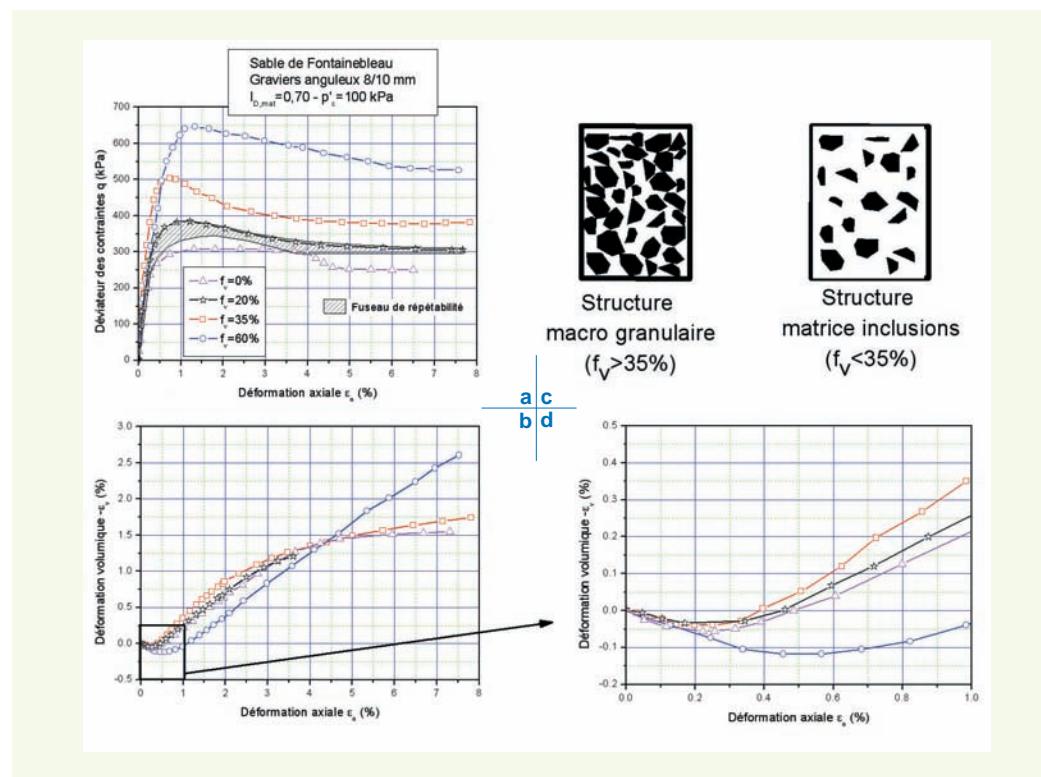
■ Influence des paramètres d'étude

> Fraction volumique des inclusions

La **figure 17** rassemble les différentes courbes montrant l'influence de la fraction volumique des inclusions sur la résistance au cisaillement du sol grossier reconstitué. On observe une augmentation de la résistance au cisaillement maximale avec la proportion d'inclusions. La phase de radoucissement est d'autant plus marquée que la fraction volumique f_v est grande. Si l'on considère la **figure 17a**, on passe d'un comportement de type « ductile » pour la matrice fine sableuse seule dont la rupture initiale est obtenue pour une déformation axiale de l'ordre de 2,5 %, à un comportement de type « fragile » pour le mélange sable fin-graviers anguleux avec une rupture initiale obtenue pour une déformation inférieure à 1,5 % dans tous les cas (sauf pour $f_v = 60 \%$), suivie d'un radoucissement significatif.

figure 17

Influence de la fraction volumique des inclusions sur le comportement du sol.



Les différences de comportement observées selon que $f_v \leq 35$ ou $f_v > 35\%$ peuvent être expliquées par le fait qu'au-delà de 35 % les graviers se touchent et forment une structure « macro-granulaire » [6] qui contrôle le comportement d'ensemble (**figure 17c**). On ne peut donc plus considérer que les inclusions sont noyées au sein de la matrice.

L'augmentation de la résistance avec la fraction volumique f_v résulte du fait que les graviers constituent des éléments rigides qui contribuent à la résistance globale de l'éprouvette. Dans le cas où les grains se touchent, l'augmentation de la résistance au cisaillement est encore plus marquée.

En ce qui concerne la déformation volumique du matériau, les courbes sont très proches pour les fractions volumiques d'inclusions inférieures ou égales à 35 % (**figures 17b** et **17d**). On note que, pour la valeur $f_v = 60\%$, la phase de contractance est plus marquée. Ceci confirme le changement de type de structure du mélange : passage d'une structure hétérogène (matrice-inclusions) à une structure « macro-granulaire » plus homogène en graviers.

La **figure 18** synthétise les résultats précédents en terme d'accroissement de la résistance au cisaillement relatif ($\Delta q_{max}/q_{max,mat.}$) en fonction de la fraction volumique f_v . On n'a volontairement pas représenté sur cette figure l'essai correspondant à $f_v = 60\%$ car, comme mentionné précédemment, ce mélange correspond à un changement caractéristique de structure. On obtient une évolution du type exponentiel de la forme : $y = y_0 + A.e^{B.x}$ pour les structures hétérogènes ($f_v < 35\%$).

➤ Taille des inclusions

Pour étudier l'influence de ce paramètre sur la résistance au cisaillement, on a réalisé une série d'essais sur des sols reconstitués avec des graviers de classe et de tailles différentes (16/20 mm, 8/10 mm, 4/5 mm), pour différentes fractions volumiques.

Comme on peut le constater sur la **figure 19** ($f_v = 20\%$), il n'y a pas d'influence significative de la taille des inclusions, ici des graviers, que ce soit au niveau du développement de la résistance au cisaillement (**figure 19a**), ou de la déformation volumique dans la zone de contractance (**figures 19b** et **19d**). Ces résultats ont été confirmés pour une autre fraction volumique $f_v = 35\%$ [6].

Ces résultats montrent que les graviers voient la matrice comme un milieu homogène et que l'on teste un volume élémentaire représentatif de matériau. Cette observation a été confirmée par des

essais réalisés sur le dispositif d'essai triaxial pour éprouvette de diamètre 300 mm. En effet, comme on peut l'observer sur la **figure 20**, il n'y a pas de différence significative entre les résultats obtenus à partir des deux dispositifs d'essai.

figure 18

Influence de la fraction volumique des inclusions sur les caractéristiques de rupture du sol.

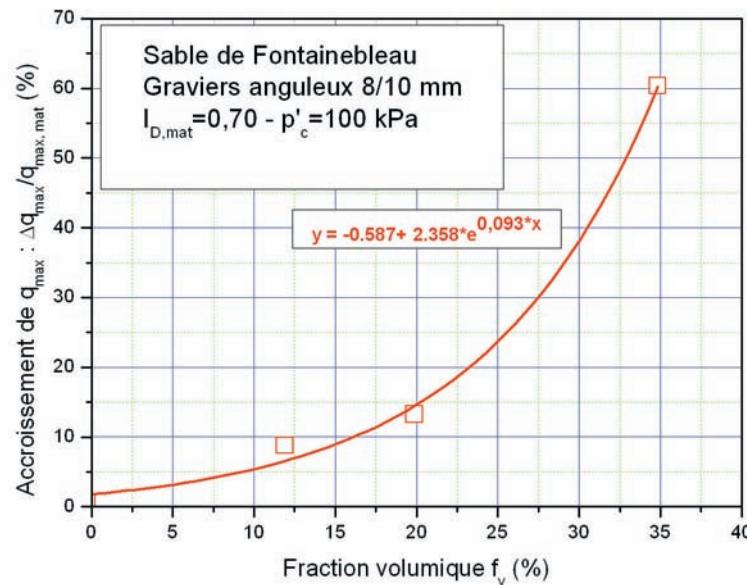
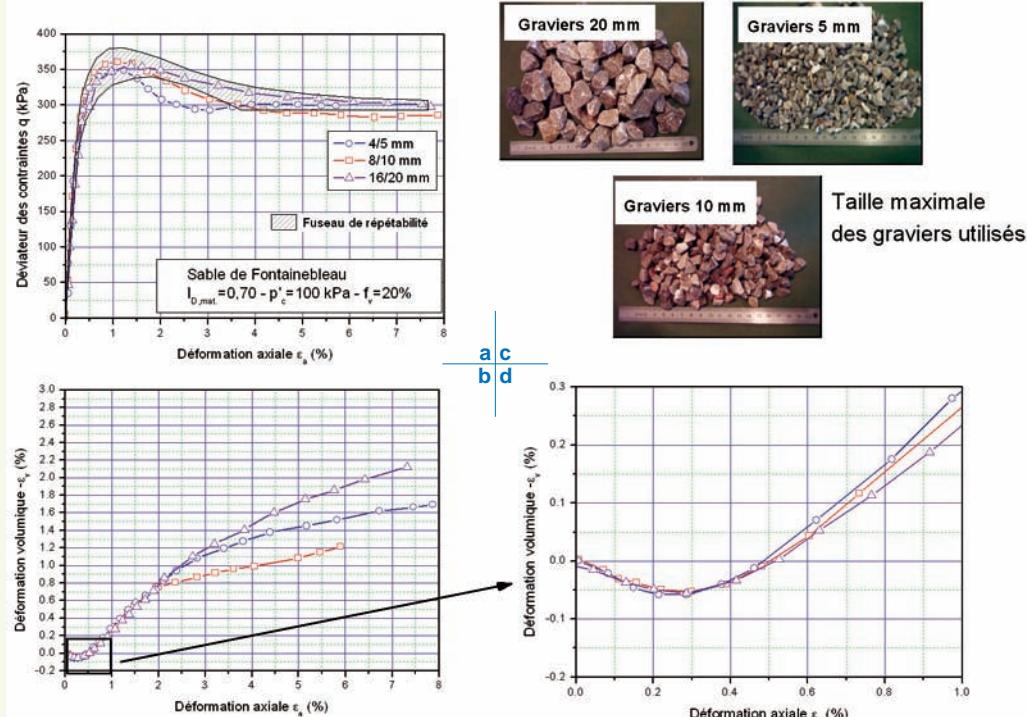


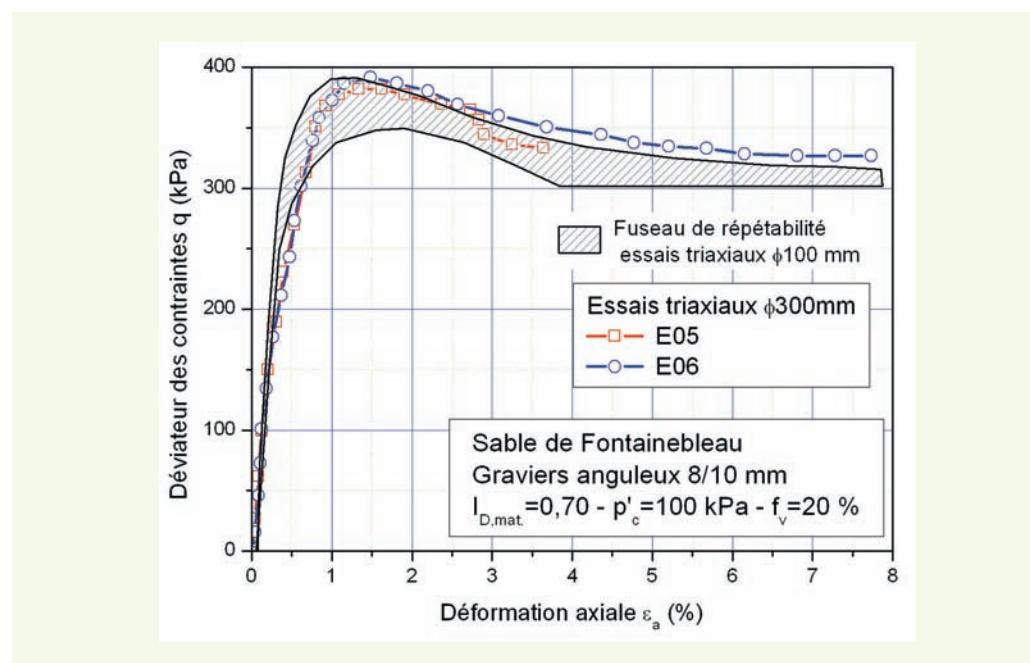
figure 19

Influence de la taille des inclusions sur le comportement du matériau.



Par contre, dans le cas de graviers de taille sensiblement plus petite ($d_{50,\text{incl.}}$ égal à 1 et 2 mm, granulométries serrées), les résultats montrent une augmentation de la résistance au cisaillement et du caractère dilatant du matériau reconstitué [6]. Pour ces derniers matériaux étudiés, il semble que les inclusions (graviers) ne « voient » plus la matrice comme un milieu homogène mais comme un milieu granulaire dont la structure va interagir avec celles-ci. Pour ces deux mélanges, le rapport de

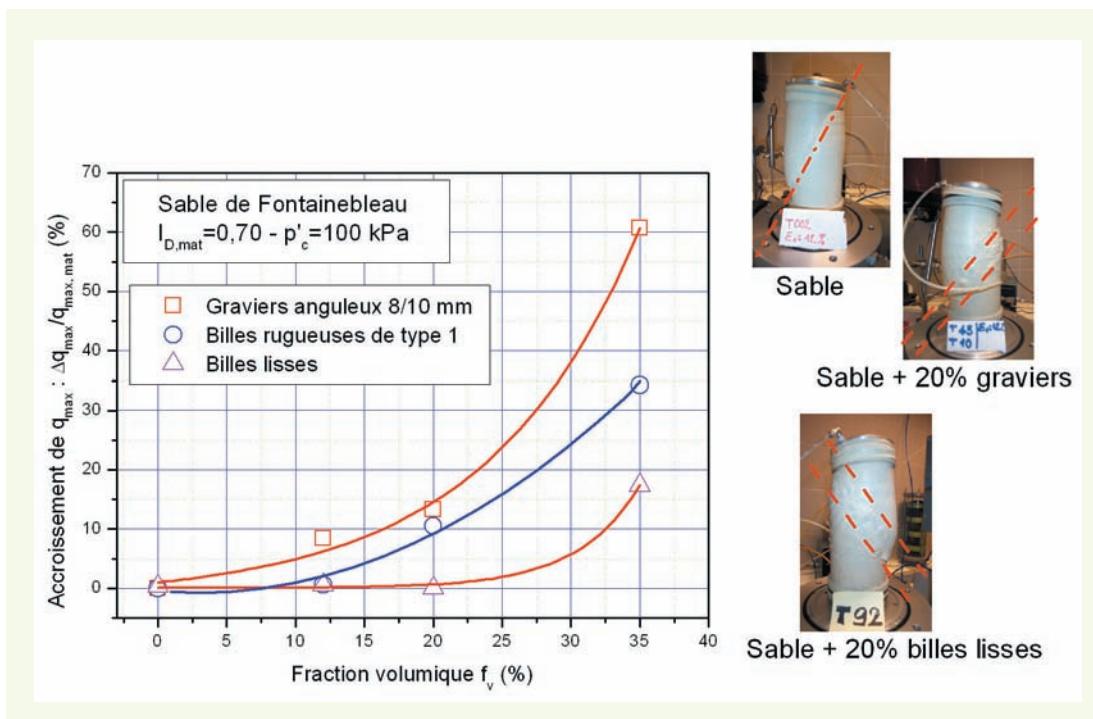
figure 20
Comparaison de courbes de résistance au cisaillement.



taille entre la taille moyenne des constituants de la matrice et celle des inclusions est supérieur ou égal à 1/10. Il apparaît donc que cette valeur est la valeur maximale pour que l'on puisse considérer les inclusions comme des hétérogénéités vis-à-vis de la matrice. Ainsi, il sera considéré dans la suite qu'un sol grossier respecte la condition suivante :

$$\frac{d_{50,mat}}{d_{50,incl.}} \leq 0,10 \quad (5)$$

figure 21
Influence de la rugosité des inclusions sur les caractéristiques de rupture du sol.



de l'accroissement du déviateur au maximum de résistance au cisaillement en fonction de la fraction volumique (**figure 21**). Comme on pouvait s'y attendre, l'augmentation de la résistance est d'autant plus importante que la surface est rugueuse et que l'anisotropie de forme est marquée.

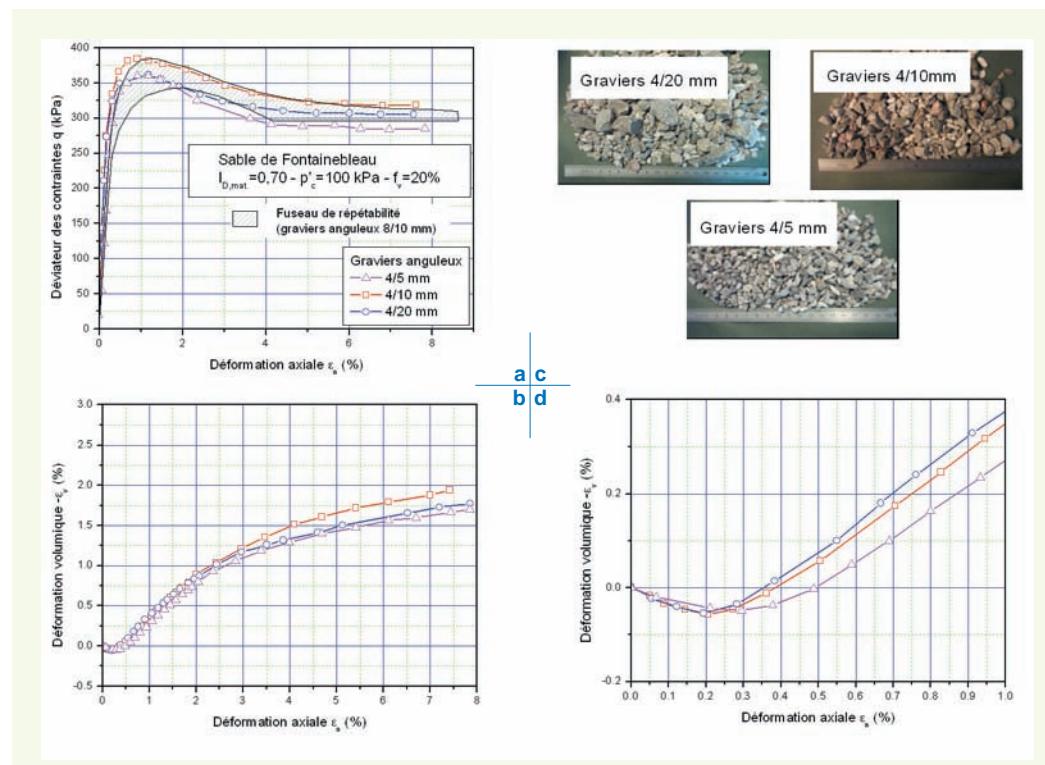
Au-delà des petites déformations, les déplacements relatifs entre les inclusions et la matrice deviennent plus importants et l'état de surface des inclusions contribue alors au renforcement du matériau reconstitué à travers la mobilisation du cisaillement à l'interface inclusion-matrice. Dans le cas d'une surface lisse, les efforts de cisaillement ne peuvent être transmis aux inclusions ; de ce fait, les inclusions participent peu à la résistance au cisaillement.

On observe également sur les éprouvettes cisaillées des modes de rupture assez différents : pour la matrice sableuse seule, une bande de cisaillement étroite ; pour le mélange matrice sableuse-graviers, une large bande de cisaillement ; pour le mélange matrice sableuse-billes lisses, une large bande de cisaillement plus diffuse. Ces résultats montrent que la largeur de la bande de cisaillement est liée à la taille des inclusions.

> Étalement granulométrique

Pour l'étude de l'influence de ce paramètre, on a réalisé une série d'essais triaxiaux pour trois étalements granulométriques de graviers : 4/5 mm, 4/10 mm et 4/20 mm (**figure 22c**). Les résultats obtenus, représentés sur les courbes usuelles de résistance au cisaillement, montrent qu'il n'y a pas d'influence significative de ce paramètre sur les comportements observés. En effet, les courbes de cisaillement se trouvent dans le fuseau de répétabilité. Cependant, des essais triaxiaux récents réalisés [19] sur des sols grossiers à « matrice » sableuse ont montré que ce paramètre avait une influence sur la résistance au cisaillement maximale. Ces auteurs ont notamment constaté une diminution de q_{max} lorsque l'on passe d'une granulométrie étroite (graviers 8/10 mm) à une granulométrie plus étalée (4/60 mm). Ces résultats contradictoires montrent qu'il est encore nécessaire de confirmer les tendances observées par des recherches complémentaires.

figure 22
Influence de l'étalement granulométrique sur le comportement du matériau.



■ Évaluation du concept d'état caractéristique

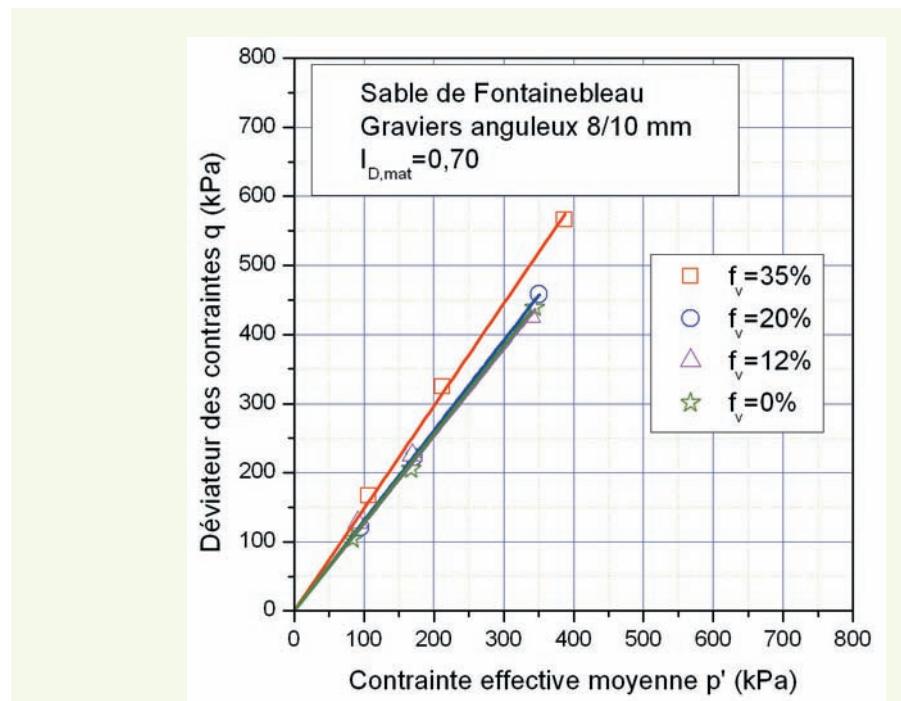
Une première interprétation des résultats obtenus en termes de déformations volumiques peut être réalisée à partir du seuil de changement de comportement volumique, c'est-à-dire le seuil de passage de la contractance à la dilatance, correspondant à l'état caractéristique [20, 21]. D'après ce concept développé par Luong dans le cas des sables, la droite d'état caractéristique (définie soit par φ'_{car} dans le plan de Mohr, soit par M_{car} dans le plan des invariants (q, p')) est unique et indépendante de l'état de densité du sol et du chemin de chargement suivi. Ce seuil délimite dans le plan (q, p') , le domaine contractant ($M < M_{car}$) du domaine dilatant ($M > M_{car}$).

L'ensemble des résultats obtenus dans le cas des matériaux reconstitués pour ces travaux sont récapitulés sur la **figure 23**. On observe que la droite caractéristique évolue peu. Elle est la même pour la matrice seule et pour des mélanges dont la fraction volumique varie de 0 à 20 %. Au-delà, comme on le voit pour une valeur de 35 %, la pente de la droite caractéristique augmente. Les valeurs obtenues de φ'_{car} et M_{car} sont synthétisées dans le **tableau 2**.

tableau 2
Influence de la fraction volumique sur les paramètres de la droite d'état caractéristique.

f_v (%)	0	12	20	35
M_{car}	1,27	1,26	1,30	1,48
φ'_{car} (degrés)	31	31	32	36

figure 23
Droites d'état caractéristique dans le plan (q, p') .



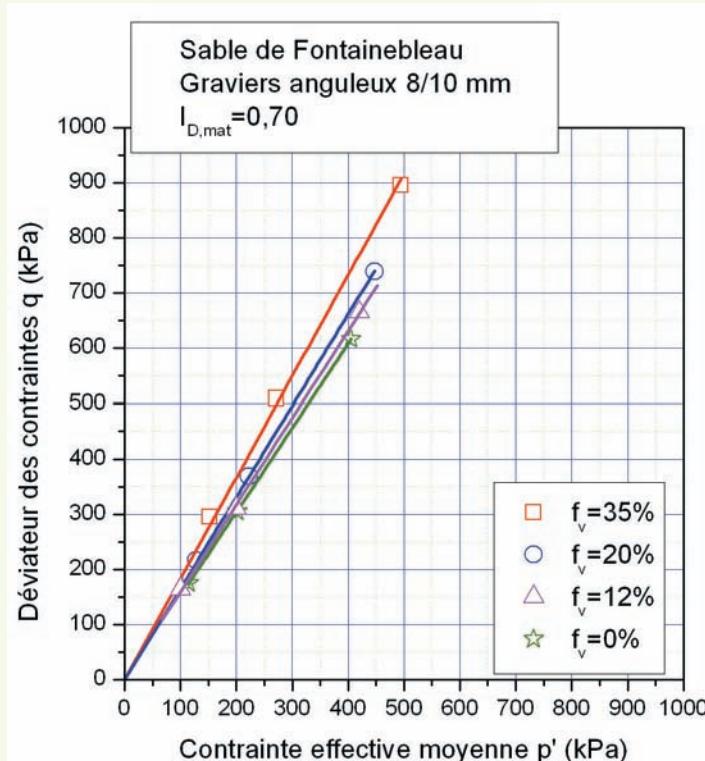
■ Caractéristiques de rupture

Les résultats sont analysés à partir des valeurs correspondant au maximum de résistance sur les courbes de cisaillement. On représente, pour les différents essais triaxiaux réalisés, les points correspondants dans le plan (q, p') , ce qui permet ensuite de déterminer les critères de rupture. La **figure 24** présente les droites obtenues dans le cas des inclusions de graviers 8/10 mm. On vérifie bien que chaque droite passe par l'origine ; ceci est conforme au cas des sols pulvérulents dénués de cohésion. La pente de chaque droite ($M = q/p'$) augmente avec la fraction volumique f_v . La présence d'inclusions ne modifie pas le critère de rupture. L'angle de frottement interne passe de 37 ($f_v = 0\%$) à 46 degrés ($f_v = 35\%$). Les valeurs obtenues pour φ' et M sont indiquées dans le **tableau 3**.

tableau 3
Influence de la fraction volumique de graviers sur les caractéristiques de rupture.

f_v (%)	0	12	20	35
M	1,51	1,58	1,65	1,83
ϕ' (degrés)	37	38,5	40	46

figure 24
Droites de rupture de Mohr-Coulomb dans le plan (q, p').



PROPOSITION D'UNE MÉTHODE D'ÉVALUATION DES CARACTÉRISTIQUES MÉCANIQUES DES SOLS GROSSIERS À MATRICE SABLEUSE

On rappelle tout d'abord les méthodes actuellement utilisées pour évaluer les caractéristiques mécaniques des sols grossiers en laboratoire. Puis, en considérant l'ensemble des résultats obtenus, on présente une nouvelle approche de l'étude mécanique de ces sols, fondée sur les principes de l'homogénéisation.

■ Méthodes actuelles

> Écrêtage simple

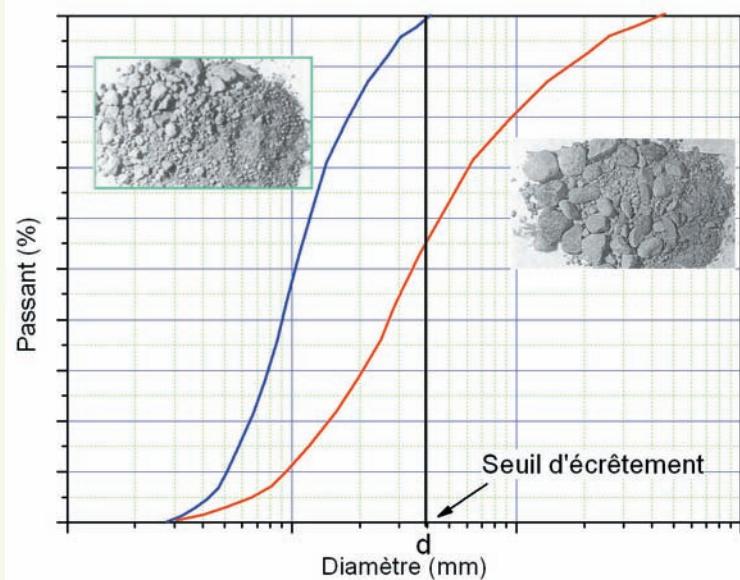
Comme on l'a rappelé en introduction, une des grandes difficultés de l'étude mécanique des sols grossiers provient de la présence des gros éléments qui ne permettent pas de tester un volume de matériau représentatif avec les dispositifs d'essai classiques. On a donc recours à différentes méthodes, comme par exemple l'écrêtage simple pour éliminer les éléments les plus grossiers. Cette technique est la plus utilisée dans la pratique. Cette méthode, qui consiste à enlever les plus gros éléments du sol (**figure 25**), provoque une diminution de la fraction volumique des inclusions et réduit l'étalement granulométrique. Mais, comme il a été expliqué précédemment, cette méthode conduit donc à une sous-estimation des caractéristiques élastiques et de rupture du sol entier naturel.

> Substitution

La méthode de substitution consiste à substituer aux plus gros éléments des éléments plus petits, en gardant la même fraction volumique des inclusions. On change donc simplement la taille des

figure 25

Courbes granulométriques schématiques avant et après écrêtage.



inclusions et leur étalement granulométrique, comme le montre la **figure 26**. Cette méthode permet de conserver les propriétés mécaniques du sol naturel car la taille des inclusions et l'étalement granulométrique ne semblent pas avoir d'influence significative sur les propriétés mécaniques du matériau. Cependant, comme cela a été dit précédemment, il reste à clarifier l'influence de l'étalement granulométrique des inclusions.

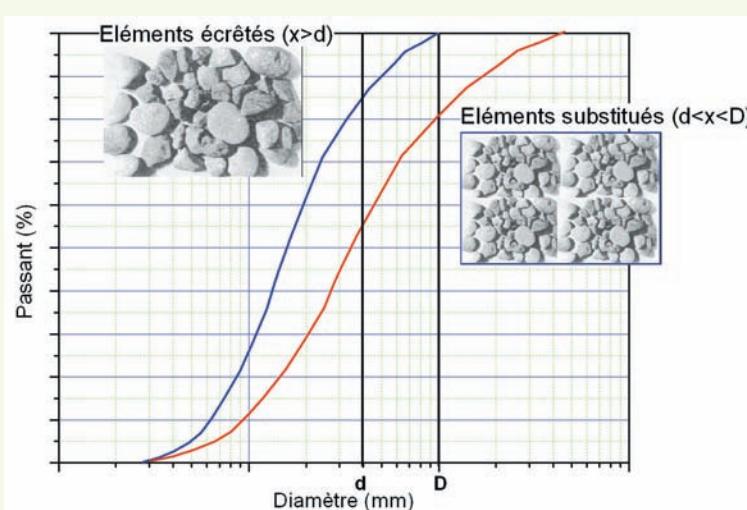
■ Proposition d'une méthode fondée sur les principes de l'homogénéisation

› Élasticité

Les méthodes ou techniques d'homogénéisation peuvent être appliquées à la détermination des caractéristiques mécaniques d'un sol grossier à partir de la connaissance du comportement de la matrice et de la fraction volumique des inclusions. En effet, ces méthodes permettent de décrire le comportement mécanique macroscopique en prenant en compte l'hétérogénéité locale de ces matériaux. Ceci nécessite tout d'abord une séparation claire d'échelle entre les inclusions et le volume élémentaire représentatif (v.e.r.). Ensuite, à partir de la description du v.e.r (propriétés mécaniques, proportion des différentes phases, interaction entre les phases...) et l'analyse de la réponse mécanique du v.e.r, on estime les caractéristiques du milieu homogène équivalent par prise de moyenne (homogénéisation).

figure 26

Courbes granulométriques schématiques avant et après écrêtement-substitution.



On rappelle tout d'abord les formules analytiques générales développées par Barthélémy et Dormieux [22]. Celles-ci sont appliquées à l'étude des sols grossiers pour lesquels il est nécessaire d'aborder les notions de contact entre matrice et inclusions. Les auteurs ont prévu la possibilité de prendre en compte de ces conditions (adhérence, glissement, frottement) dans leur développement. Les relations principales d'homogénéisation obtenues, en terme de module de cisaillement (G), sont les suivantes :

1. Cas du contact glissant :

$$G_{\text{hom}} = G_{\text{mat.}} \cdot \frac{K_{\text{mat.}}(15+9f_v) + G_{\text{mat.}}(24+8f_v)}{3K_{\text{mat.}}(5+2G_{\text{mat.}})(8-4f_v)} \quad (6)$$

2. Cas de l'adhérence parfaite :

$$G_{\text{hom}} = G_{\text{mat.}} \cdot \frac{K_{\text{mat.}}(6+9f_v) + G_{\text{mat.}}(12+8f_v)}{6(K_{\text{mat.}} + 2G_{\text{mat.}})(1-f_v)} \quad (7)$$

Les paramètres $K_{\text{mat.}}$ et $G_{\text{mat.}}$ sont respectivement le module de compression isotrope et le module de cisaillement définis comme suit :

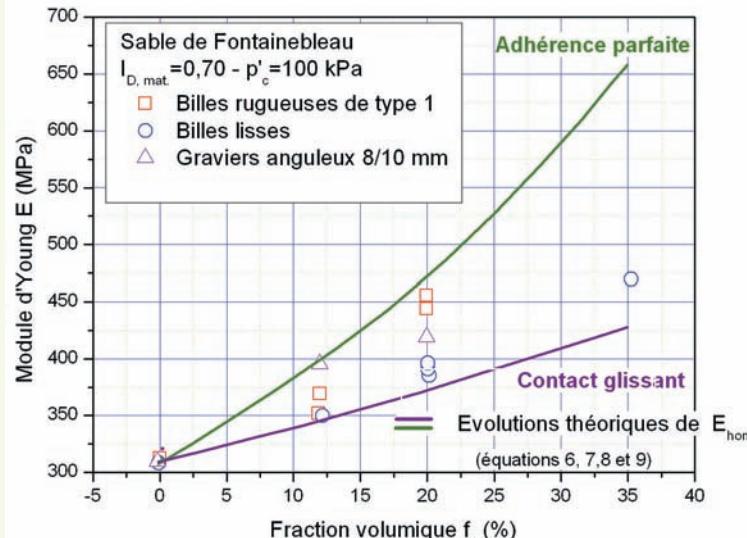
$$K_{\text{mat.}} = \frac{E_{\text{mat.}}}{3(1-2\nu_{\text{mat.}})} \quad \text{et} \quad G_{\text{mat.}} = \frac{E_{\text{mat.}}}{2(1+\nu_{\text{mat.}})} \quad (8)$$

Connaissant ces deux paramètres et la fraction volumique des inclusions, on peut déterminer la réponse du milieu homogénéisé. On détermine alors E_{hom} à partir de l'équation reliant le module de cisaillement au module d'Young (équation (8)) :

$$E_{\text{hom}} = 2G_{\text{hom}}(1+\nu_{\text{hom.}}) \quad (9)$$

La **figure 27** présente une comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats issus de la méthode d'homogénéisation ($\nu_{\text{hom.}} = 0,3$). On observe que les deux estimations analytiques considérant les deux conditions de contact permettent de bien encadrer les résultats expérimentaux. On peut également constater que, dans le cas d'inclusions de billes lisses, la solution avec contact glissant est préférable et assez satisfaisante. Dans le cas des billes rugueuses et des graviers anguleux, on se rapprocherait de la solution utilisant l'adhérence parfaite.

figure 27
Comparaison des résultats théoriques et expérimentaux.



> Rupture

Comme pour le domaine élastique, Barthélémy et Dormieux [22] ont établi les formules analytiques pour la rupture. Les auteurs proposent d'adopter pour la matrice un critère de rupture du type Drucker-Prager qui permet d'écrire la relation suivante :

$$\sigma_d = -t(\sigma_m - h) \quad (10)$$

où t est la mesure du frottement et h représente la résistance en traction du sol.

$$\sigma_m = \frac{tr\sigma}{3} ; \quad \sigma_d = \sqrt{\underline{\underline{\sigma}} : \underline{\underline{\sigma}_d}} ; \quad \underline{\underline{\sigma}_d} = \underline{\underline{\sigma}} - \sigma_m \underline{\underline{1}}$$

Les inclusions sont supposées infiniment rigides par rapport à la matrice. On obtient à partir d'un schéma d'homogénéisation un critère de rupture macroscopique, de la même forme que l'équation (10), qui s'écrit :

$$\sum_d = -T_{hom} (\sum_m -h) \quad (11)$$

le paramètre T_{hom} s'exprimant de la manière suivante :

1. Contact glissant :

$$T_{hom} = t \times \sqrt{\frac{1 + \frac{3}{2}f_v}{1 - \frac{2}{3}f_v t^2}} \quad (12)$$

2. Adhérence parfaite :

$$T_{hom} = t \times \sqrt{\frac{\left(1 + \frac{3}{5}f_v\right)\left(1 - f_v\right)}{\left(1 - \frac{2}{3}f_v t^2\right)\left(1 - \frac{2}{5}f_v\right)}} \quad (13)$$

Comme pour l'évaluation des paramètres élastiques, on compare les résultats expérimentaux et théoriques. La **figure 28** présente l'évolution du coefficient de frottement des éprouvettes de sol grossier reconstitué. On observe que les formules d'homogénéisation ne donnent pas un encadrement satisfaisant des valeurs expérimentales. En effet, les points expérimentaux se retrouvent autour de la ligne correspondant au cas du contact glissant. Ce résultat est acceptable uniquement pour des billes lisses. Il semble donc que la loi d'adhérence parfaite ne soit pas adaptée au cas des surfaces rugueuses pour des billes ou des graviers.

L'utilisation de lois d'interface matrice-inclusion intermédiaires devrait permettre de se rapprocher des résultats expérimentaux.

> Application à un sol naturel

On présente ici l'application des résultats précédents au cas d'une grave alluvionnaire utilisée comme matériau de remblai (*cf. figure 1*). La courbe granulométrique du sol est présentée sur la **figure 29**. On identifie deux familles de tailles de grains (0/4 mm et 4/20 mm). La séparation d'échelle entre ces deux constituants étant inférieure à 1/10 (équation (5)), on peut donc considérer que la grave est un sol grossier constitué d'une matrice (0/4 mm) mélangée avec des inclusions (4/20 mm). Les courbes granulométriques des deux constituants sont également présentées sur la **figure 29**. La fraction massique des inclusions est de 40 %, ce qui correspond à une fraction volumique de 30 %. La masse volumique sèche de la matrice ($\rho_{d,mat}$) a été prise égale à 1,54 g/cm³.

La détermination des propriétés élastiques du sol naturel nécessite uniquement de connaître celles de la matrice. On réalise donc un premier essai triaxial sur éprouvette de diamètre 100 mm sur la matrice, qui permet de déterminer le paramètre élastique K_{mat} (équation (8)). En faisant l'hypothèse

que v_{mat} est égal à 0,30, on obtient le module de cisaillement homogénéisé pour des deux types de contact étudiés : adhérent et glissant. On peut alors tracer l'évolution du module E_{hom} (équations (6), (7) et (9)) en fonction de la fraction volumique des inclusions (figure 30).

figure 28

Comparaison des coefficients de frottement expérimentaux et théoriques.

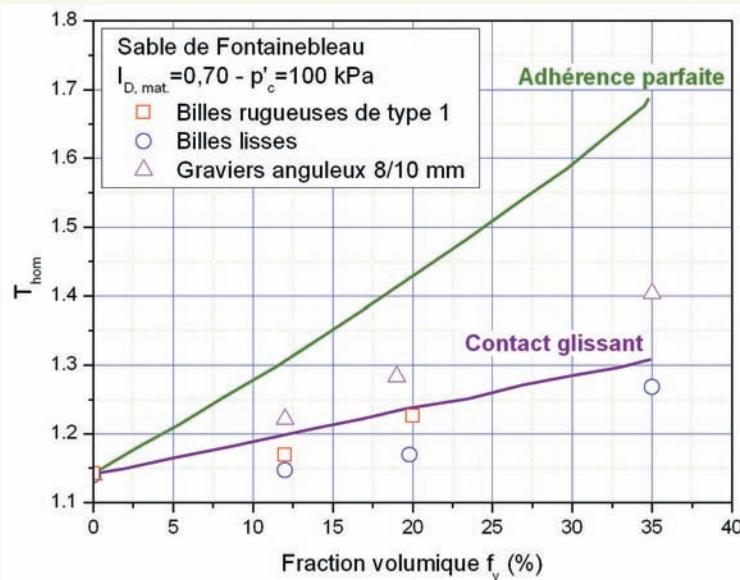
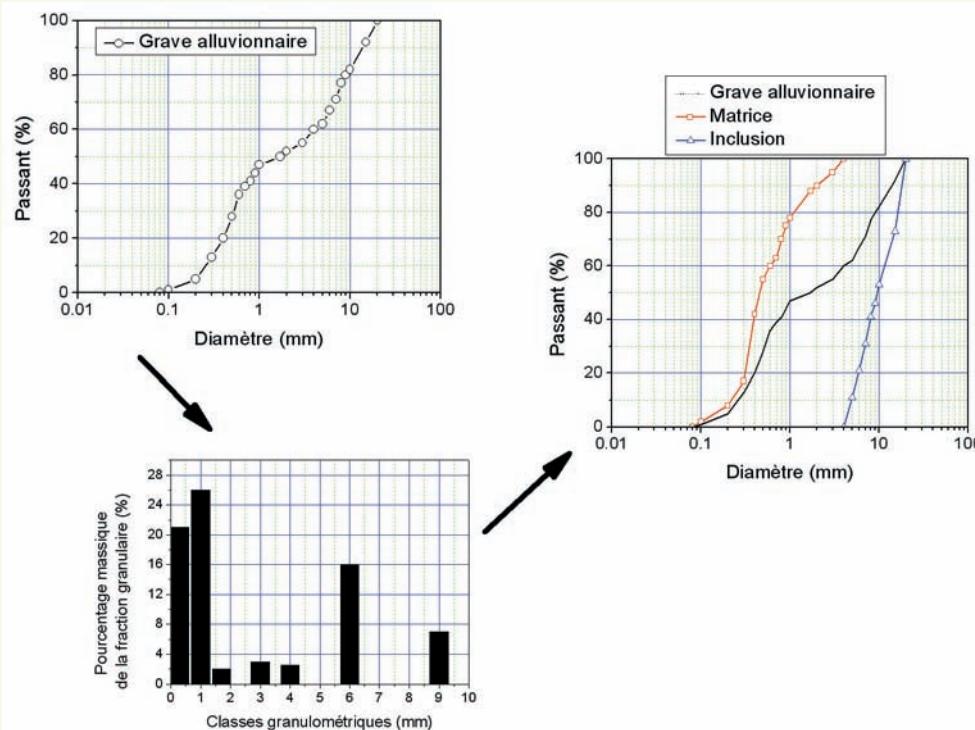


figure 29

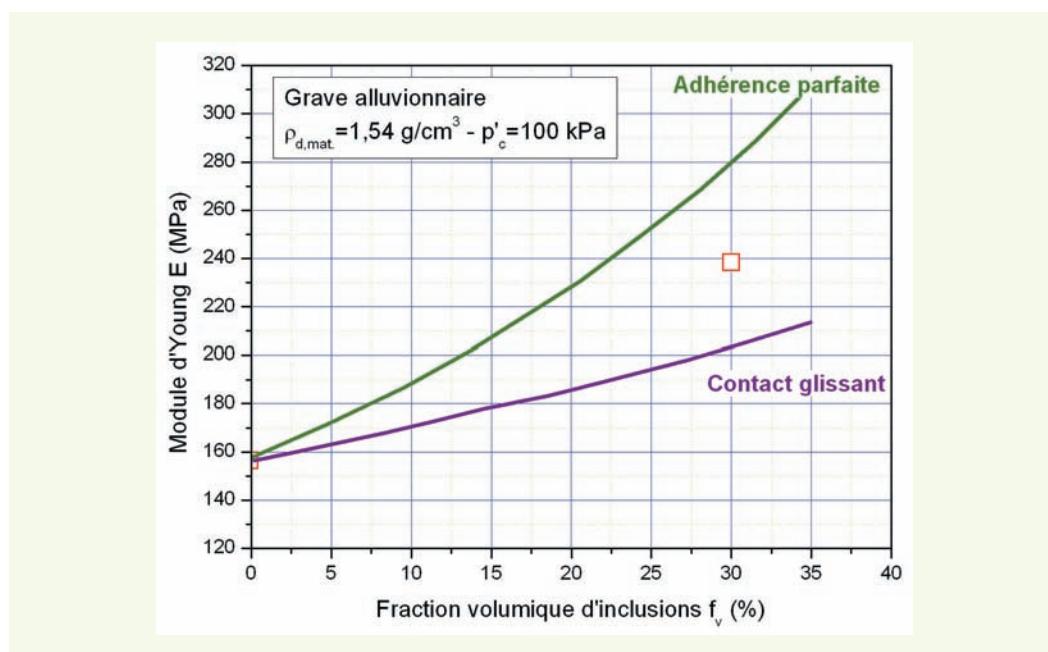
Courbes granulométriques de la grave alluvionnaire, de la matrice et des inclusions seules.



Afin de valider la méthode d'homogénéisation, on réalise un second essai triaxial sur le sol grossier naturel pour toute son étendue granulométrique. Le sol est compacté de telle manière que la matrice se trouve dans le même état de densité que lors de l'essai triaxial effectué sur la matrice seule. On constate que le point expérimental obtenu se trouve dans le fuseau théorique (figure 30). Les formules analytiques permettraient *a priori* d'obtenir un encadrement satisfaisant du module d'Young du sol naturel.

figure 30

Évolution théorique et expérimentale du module d'Young d'un sol grossier naturel.



CONCLUSION

Les travaux sur des sols grossiers de référence (sols grossiers à matrice sableuse) reconstitués en laboratoire ont permis de mieux comprendre les mécanismes élémentaires qui contrôlent le comportement mécanique de ces sols, à travers une étude paramétrique permettant de mettre en évidence de manière significative l'influence de paramètres de base sur les comportements observés.

On montre que la fraction volumique des inclusions f_v est le paramètre qui a le plus d'influence, à la fois sur les caractéristiques élastiques et sur les caractéristiques de rupture du matériau. En ce qui concerne l'accroissement relatif du module d'Young par rapport à celui de la matrice, celui-ci atteint 20 % pour $f_v = 12\%$ et 60 % pour $f_v = 35\%$. Pour les caractéristiques de rupture, l'influence de ce paramètre est moins marquée ; en effet, il ne devient significatif qu'au-delà de 20 % d'inclusions. On a pu également montrer que, lorsque la fraction volumique est supérieure à 35 %, on observe une modification du comportement du sol car les inclusions commencent à se mettre en contact. Le comportement du matériau « macrogranulaire » formé par le réseau des inclusions devient alors prépondérant, la matrice jouant alors un rôle secondaire.

En ce qui concerne la morphologie des inclusions, et plus particulièrement leur état de surface, on a pu montrer que l'effet de renforcement est d'autant plus marqué que la rugosité et le caractère anguleux des inclusions augmentent. Ces évolutions résultent essentiellement de la mobilisation du frottement à l'interface inclusion-matrice.

Les paramètres relatifs à la taille et à l'étalement des inclusions ne semblent pas avoir d'influence significative sur les propriétés du mélange. Ceci est vrai si la taille des inclusions est suffisamment grande pour que la matrice puisse être considérée comme un milieu homogène vis-à-vis des inclusions. Un rapport de 10 entre les diamètres moyens des deux constituants semble être une valeur minimale pour que les éléments grossiers puissent être considérés comme des hétérogénéités.

On peut conclure de ces résultats que la méthode d'écrêtage simple aura tendance à sous-estimer de manière significative les caractéristiques mécaniques du sol grossier au complet (diminution de f_v , de la taille et de l'étalement). Par contre, l'écrêtage-substitution permettra de conserver les caractéristiques mécaniques (même f_v mais diminution de la taille et de l'étalement). Ces résultats ne sont applicables que pour les sols grossiers à matrice sableuse, c'est-à-dire des sols pour lesquels il est possible d'identifier une phase matricielle et une phase inclusionnaire bien différenciée. Le rapport de 10 entre les tailles moyennes des deux populations est la condition nécessaire et suffisante.

Enfin, une méthode d'estimation des caractéristiques élastiques et de rupture d'un sol grossier à matrice sableuse a été proposée sur la base des caractéristiques de la matrice, qui peuvent être déterminées avec un dispositif d'essai triaxial classique, et de la fraction volumique des inclusions. Cette méthode s'appuie sur la méthode de reconstitution granulométrique du sol grossier et sur l'utilisation d'un outil théorique qui est la technique d'homogénéisation. Celle-ci consiste à déterminer le comportement de la matrice seule après écrêtement, et à estimer les caractéristiques du sol naturel à partir de formules analytiques qui ne dépendent que des caractéristiques de la matrice (en élasticité ou à la rupture) et de la fraction volumique des inclusions. Cette méthode a pu être évaluée sur un sol naturel et semble donner des résultats satisfaisants.

Il reste cependant encore des points importants à aborder pour confirmer ou compléter cette étude paramétrique. On doit citer l'influence de la taille des inclusions et de l'étalement granulométrique des inclusions sur les comportements. Ceci doit être réalisé à l'aide du dispositif triaxial de diamètre 300 mm. En effet, les résultats obtenus sur les deux dispositifs sont contradictoires en ce qui concerne l'influence de l'étalement granulométrique.

Enfin, la nature de la matrice est également un paramètre majeur à prendre en compte. La texture matricielle pourra être modifiée par ajout de particules fines limoneuses et/ou argileuses. Ces travaux complémentaires permettront de vérifier s'il est possible ou non de généraliser les résultats obtenus dans le cas de matrices sableuses.

REMERCIEMENTS

Ces travaux ont en particulier fait l'objet de la thèse de Luc Sedji Pedro sur la période 2000-2004 [6], co-encadrée par Jean Canou et Jean-Claude Dupla du CERMES et Luc Dormieux du LMSGC, menée en collaboration avec d'autres unités des LPC et notamment Philippe Reiffsteck de la division Mécanique des sols et des roches et géologie de l'ingénieur (MSRG) du LCPC.

LISTE DES SYMBOLES

- q : déviateur des contraintes
- p' : contrainte moyenne effective
- p'_c : contrainte de consolidation isotrope
- σ_m : contrainte moyenne microscopique (matrice)
- σ_d : contrainte déviatorique microscopique (matrice)
- t : mesure du frottement microscopique (matrice)
- h : résistance en traction microscopique (matrice)
- Σ_m : contrainte moyenne macroscopique (sol au complet)
- Σ_d : contrainte déviatorique macroscopique (sol au complet)
- T_{hom} : mesure du frottement du sol complet (homogénéisé)
- M : rapport q/p' à la rupture
- M_{car.} : rapport q/p' pour l'état caractéristique
- ϕ' : angle de frottement interne du sol
- $\phi_{car.}$: angle caractéristique du sol
- ϵ_a : déformation axiale de l'éprouvette
- ϵ_v : déformation volumique de l'éprouvette
- E_{mat.} : module d'Young de la matrice
- E : module d'Young du sol grossier
- v_{mat.} : coefficient de poisson de la matrice
- K_{mat.} : module de compression isotrope de la matrice
- G_{mat.} : module de cisaillement de la matrice
- E_{hom.} : module d'Young du sol grossier homogénéisé
- K_{hom} : module de compression isotrope du sol grossier homogénéisé
- G_{hom} : module de cisaillement isotrope du sol grossier homogénéisé
- d₅₀ : diamètre pour 50 % de passant
- d_{50,mat.} : diamètre pour 50 % de passant de la partie matrice
- d_{50,incl.} : diamètre pour 50 % de passant de la partie inclusions
- d_{min} : diamètre minimal des particules du sol
- d_{max} : diamètre maximal des particules du sol
- C_U : coefficient d'uniformité (Hazen)
- ρ_s : masse volumique des particules solides
- $\rho_{d,mat.}$: masse volumique sèche de la matrice
- I_{D,mat.} : indice de densité de la matrice
- W_{d,mat.} : masse sèche de la matrice
- V_{mat.} : volume total de la matrice (grains + vides)
- V_{incl.} : volume des inclusions
- V_{total} : volume total du matériau reconstitué
- f_v : fraction volumique des inclusions
- L : longueur de l'éprouvette
- D : diamètre de l'éprouvette
- λ : élancement de l'éprouvette triaxiale (= L/D)
- w : teneur en eau

- 1 **BOURDEAU Y.**, Le comportement des alluvions du Rhône dans une grande boîte de cisaillement direct, *Revue Française de Géotechnique*, **1997**, n° 79, pp. 45-57.
- 2 **SHIRDAM R.**, *Comportement mécanique des matériaux superficiels des versants naturels*, Thèse de doctorat, Institut national des sciences appliquées, Lyon, **1998**, 217 pages.
- 3 **VALLÉ N.**, *Propriétés mécaniques d'un sol grossier d'une terrasse alluvionnaire de la Seine*, Thèse de doctorat, université de Caen, **2001**, 304 pages.
- 4 **GOMES CORREIA A., DAN L.K., KOSEKI J., TASTSUOKA F.**, Small strain stiffness under different isotropic and anisotropic stress conditions of two granular granite materials, *Advanced Laboratory Stress-Strain Testing of Geomaterials*, **2001**, vol. 1, pp. 209-215.
- 5 **AFRIANI L.**, *Essais de cisaillement direct des sols grossiers : Incidences des procédures d'essai et effets d'échelle*, Thèse de doctorat de l'université de Caen, **2003**, 184 pages.
- 6 **PEDRO L.S.**, *De l'étude du comportement mécanique de sols hétérogènes modèles à son application au cas des sols naturels*, Thèse de doctorat de l'École nationale des ponts et chaussées, Paris, **2007**, 288 pages.
- 7 **PEDRO L.S., CANOU J., DUPLA J.-C., DORMIEUX L., KAZAN Y.**, Caractéristiques de rupture d'un sol hétérogène de référence, *16th International Conference of Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Osaka, **2005**, pp. 567-570.
- 8 **PEDRO L.S., DUPLA J.-C., CANOU J., DORMIEUX L., KAZAN Y.**, Comportement mécanique d'un sol grossier à matrice sous cisaillement monotone, *Revue Française de Géotechnique*, **2005**, n° 112, pp. 35-42.
- 9 **HOLTZ W.G., GIBBS H.J.**, Triaxial shear test on previous gravelly soils, *Journal of the Soil Mechanics and Foundation (ASCE)*, **1956**, vol. 82, pp. 1-9.
- 10 **DONAGHE R.T., TORREY V.H.**, Scalping and replacement effects on strength parameters of earth-rock mixtures, *Design parameters in geotechnical engineering*, London, **1979**, vol. 2, pp. 29-34.
- 11 **SHIRDAM R., FAURE R.-M., MAGNAN J.-P.**, Caractéristiques des éboulis de pente à l'aide d'une boîte de cisaillement, *The Geotechnics of Hard Soils-Soft Rocks*, Picarelli & Evangelista eds, Balkema, Rotterdam, **1998**, pp. 869-880.
- 12 **LIN S.Y., LIN P.S., LUO H.S., JUANG C.H.**, Shear modulus and damping ratio characteristics of gravelly deposit, *Canadian Geotechnical Journal*, **2000**, vol. 37, pp. 638-651.
- 13 **LARÉAL P., BOURDEAU Y., LAMBERT P., COTTEREAU C.**, Essais de cisaillement *in situ* sur les sols alluvionnaires de la vallée du Rhône, *Travaux*, **1973**, vol. 55, pp. 52-59.
- 14 **JAIN S.P., GUPTA R.C.**, *In situ* shear test for rockfills, *Journal of the Soil Mechanics and Foundation (ASCE)*, **1974**, vol. 100, pp. 1031-1050.
- 15 **LEVACHER D., GARNIER J., CHAMBON P.**, Reconstitution d'éprouvettes de sable – appareil de pluviation, *Revue Française de Géotechnique*, **1994**, n° 68, pp. 49-56.
- 16 **BOUSSAÏD K.**, *Sols intermédiaires pour la modélisation physique : application aux fondations superficielles*, Thèse de doctorat, École centrale, Nantes, **2005**, 198 pages.
- 17 **GHEMMOUR A.**, *Sols hétérogènes : caractérisation et comportement mécanique*, Rapport de master 2 recherche en génie côtier, université de Caen, **2005**, 72 pages.
- 18 **SUN Y.**, *Appareil triaxial de grandes dimensions : étude du dispositif de confection des éprouvettes*, Rapport de master 2 recherche en génie côtier, université de Caen, **2005**, 53 pages.
- 19 **SEIF EL DINE B., DUPLA J.-C., CANOU J., KAZAN Y.**, Caractéristiques de rupture d'un sol grossier à matrice, *Symposium international ELU/ULS*, Paris, **2006**, pp. 137-146.
- 20 **LUONG M.P.**, *État caractéristique du sol*, Compte rendu à l'Académie des Sciences, **1978**, t287, n° 15, pp. 305-307.
- 21 **LUONG M.P.**, Phénomènes cycliques dans les sols pulvérulents, *Revue Française de Géotechnique*, **1980**, n° 10, pp. 39-53.
- 22 **BARTHÉLÉMY J.-F., DORMIEUX L.**, A micromechanical approach to the strength criterium of drucker-prager materials reinforced by rigid inclusions, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, **2003**, vol. 27, pp. 1-18.

