



## Effet de la succion matricielle et du degré de saturation sur la résistance au cisaillement d'un sable et gravier concassé compacté

### Matric Suction and Degree of Saturation Effects on Shear Strength of a Compacted Crushed Sand and Gravel

Paul Chiasson, département de génie civil, Université de Moncton  
Horace Tamegnon, WSP, Gatineau  
Philemon Youfoulsou, RAZEL-BEC, Edmonton  
Ousama Aabibou, Laboratoire Public d'Essais et d'Etudes (L.P.E.E.), Casablanca

#### RÉSUMÉ

Il est bien connu que la résistance au cisaillement des sols augmente avec son assèchement. Peu d'études existent par contre sur l'effet du mouillage, particulièrement sur les sols granulaires. Des essais triaxiaux consolidés drainés (CD) ont été réalisés afin d'examiner l'influence de la succion matricielle et du degré de saturation sur un sable et gravier concassé, compacté à sa teneur en eau optimale. Les essais CD sur des éprouvettes à des degrés de saturation préparés par sorption présentent pour la même succion de rupture une résistance supérieure à celle mesurée sur des éprouvettes préparées par désorption. La résistance au cisaillement (ainsi que d'autres propriétés mécaniques) ne dépendrait donc pas seulement de la contrainte nette et de la succion à la rupture, mais aussi de l'histoire du cheminement en teneur en eau du matériau. L'hystérésis observée chez la courbe de rétention d'eau du sable et gravier concassé se répercuterait donc sur sa résistance au cisaillement.

#### ABSTRACT

It is well known that shear strength of soils increases with drying. However, few studies exist on the effect of wetting, particularly on granular soils. Triaxial consolidated drained (CD) tests were carried out to examine the influence of matric suction and the degree of saturation on crushed sand and gravel compacted to its optimum moisture content. Experimental results from CD tests on sorption-prepared specimens showed a higher strength than that measured on desorption-prepared specimens at the same suction. Shear strength (as well as other mechanical properties) would therefore depend not only on net stress and suction at failure, but also on the water content path history of the material. The hysteresis effect observed in the water retention curve of crushed sand and gravel would therefore affect its shear strength.

#### 1 INTRODUCTION

La résistance au cisaillement est l'une des propriétés mécaniques indispensables à la conception en géotechnique. Ce paramètre mécanique est fortement influencé par les conditions climatiques qui se traduisent par le mouillage (sorption) et le séchage (désorption).

L'hystérésis de la teneur en eau des sols non saturés, c'est-à-dire que la teneur en eau d'un sol en phase de séchage s'avère supérieure à celle pendant un mouillage, est un phénomène bien connu. Ce comportement se répercute sur d'autres propriétés d'ingénierie, dont la conductivité hydraulique, mais des études plus récentes soulignent aussi la résistance au cisaillement. D'après des essais CD (triaxiaux ou cisaillement direct), certains chercheurs constatent pour une même succion à la rupture, une résistance au cisaillement légèrement supérieure après séchage que celle mesurée après un

cycle de séchage et mouillage (sur un silt et kaolin : Nishimura et Fredlund 2002) ou nettement supérieure (sur 3 mélanges de sable et de kaolin : Goh et al. 2013, sur une argile silteuse non organique CL : Tse et Ng 2008).

D'autres observent le contraire, c'est-à-dire : une résistance au cisaillement légèrement supérieure chez les essais évalués après un cycle de séchage-mouillage qu'après séchage seul (sur un sol silteux cohérent : Khoury et Miller 2012, sur deux sols silteux sous de faibles suctions matricielles de 0 à 50 kPa : Gallage et Uchimura 2015). En résumé, il existe dans la littérature de nombreux travaux de recherche sur l'étude comparative entre la résistance au cisaillement après un (ou des) cycles de désorption-sorption ou après désorption (seule ou après des cycles de désorption-sorption-désorption), mais ces études sont toutes sur des sols fins ou à teneur élevée de particules fines (souvent plastiques). Il en existe cependant très peu sur des sols à gros grains contenant peu de

particules fines.

Les sols granulaires concassés sont communément utilisés en génie civil : fondations des routes, digues et barrages, mitigation des pentes instables. Pourtant, la connaissance de l'influence du cycle de séchage-mouillage comparativement au seul séchage sur la résistance au cisaillement reste méconnue sur ce type de matériau.

Cette étude vise à déterminer les répercussions de l'hystérésis de la courbe de rétention d'eau sur la résistance au cisaillement. Elle présente en premier lieu la courbe de rétention d'eau déterminée en suivant un cheminement de désorption à partir de l'état saturé, puis de sorption. Les propriétés mécaniques sont pour leur part mesurées à l'aide d'essais triaxiaux CD après désorption seule et après un cycle de désorption-sorption, pour des succions matricielles s'étalant de 0 à 290 kPa.

## 2 PROPRIÉTÉS DU MATÉRIAU

Le matériau sujet de cette étude, un sable et gravier avec trace de silt (SGTS) produit par concassage, provient de la carrière de Moncton Crush Stone à Moncton, Nouveau-Brunswick au Canada. Le tableau 1 récapitule les propriétés physiques du SGTS et la figure 1 sa courbe granulométrique. L'essai Proctor Standard donne un optimum à 2 100 kg/m<sup>3</sup> à une teneur en eau de 7%.

Tableau 1. Propriétés physiques du sable et gravier testé

Propriétés	Matériau
Densité spécifique, $G_s$	2.67
Diamètre moyen des grains, $D_{50}$ (mm)	2.7
Coefficient d'uniformité, $C_u$	35
Coefficient de courbure, $C_c$	5.9
Teneur en gravier, (%)	25.1
Teneur en sable, (%)	66.0
Teneur en silt, (%)	8.9
Limite de liquidité, LL (%)	NP <sup>1</sup>
Limite de plasticité, LP (%)	NP
Indice de plasticité, IP (%)	NP
Classification USCS	SW-SM

<sup>1</sup>non plastique

## 3 PROGRAMME ET PROCÉDURES DES ESSAIS

Une cellule triaxiale de Bishop et Wesley modifiée similaire à celle décrite par Fredlund et Rahardjo (1993) a servi à mesurer la résistance au cisaillement en condition non saturée. La préparation préalable comprend la fabrication d'éprouvettes du SGTS par le compactage statique de cinq (5) couches de 20 mm (figure 2). Celle-ci est ensuite déposée sur une pierre poreuse HAEV (High Air Entry Value ou valeur d'entrée d'air élevée) de 300 kPa (saturée à l'avance) encastrée dans un piédestal et chapeauté à sa tête par une pierre poreuse à gros grains. Le tout est confiné par deux membranes en latex, d'une épaisseur de

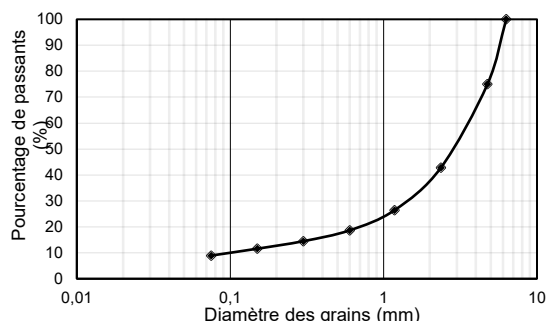


Figure 1. Courbe granulométrique du SGTS



Figure 2. Éprouvette cylindrique SGTS obtenue par compactage. L'interstice encerclé à une taille approximative de 2.8 mm.

0.3 mm. Les deux membranes sont calfeutrées à la tête et à la base au moyen de silicone. L'étanchéité de l'éprouvette par les membranes est renforcée par l'ajout de deux joints toriques à la tête et la base. L'ensemble piédestal et éprouvette est ensuite installé dans la cellule triaxiale suivi du remplissage en eau distillée et désaérée. L'éprouvette de sable et gravier concassé peut ensuite être saturée.

La saturation procède en trois étapes : un écoulement à faible débit par la base sous application d'un vide partiel à la tête, suivi d'un écoulement par la base et la tête sous le vide résiduel, complété par l'augmentation en parallèle de la contre-pression et de la pression de la cellule jusqu'à 500 kPa, la dernière étant toujours de 10 kPa supérieure. L'éprouvette est considérée comme saturée lorsque le coefficient de Skempton ( $B$ ) atteint 0.97 (Head 1986). L'application d'une pression de confinement nette consolide ensuite l'éprouvette de sol saturé. La consolidation isotrope est considérée comme complétée lorsque la pression interstitielle atteint la valeur de la contre-pression de l'eau.

La désorption s'amorce par l'application d'une pression d'air ( $u_a$ ) à la tête équivalente à la contre-pression d'eau ( $u_w$ ) appliquée par la base, suivie de la diminution de la dernière à une valeur cible. La succions ainsi créée ( $u_a - u_w$ ) désature l'éprouvette par un drainage de l'eau par la base. Le cycle de sorption demande pour sa part une désorption préalable à 290 kPa de succions, puis l'augmentation de la pression d'eau à une valeur cible permet de rabaisser la succions et repousse l'eau dans l'éprouvette. Pendant cette opération de désaturation appelée phase d'équilibre, la pression de confinement isotrope dans la cellule reste

inchangée. Cette méthode par translation d'axe permet de régler la succion à une valeur cible tout en maintenant la contrainte nette de confinement ( $\sigma_3 - u_a$ ) constante et la pression de l'eau et de l'air positives.

### 3.1 Courbes de rétention d'eau

Les mesures de la courbe de rétention d'eau complétées à l'appareil triaxial modifié ont été déterminées sous une contrainte normale nette de 100 kPa ( $\sigma_3 - u_a = 100$  kPa). L'éprouvette de SGTS testée fait 50 mm de diamètre et une hauteur de 40 mm. Cette faible hauteur permet de minimiser la durée de l'essai. En réduisant la hauteur de l'éprouvette de 75% par exemple, le temps nécessaire à l'obtention de la courbe de rétention d'eau peut être réduit de 50% (Khouri et Miller 2008). L'équilibre de la succion matricielle dans l'éprouvette est supposé atteint lorsque le volume d'eau drainée de l'éprouvette au cours du temps devient asymptotique. Cette méthode pour déterminer la fin du drainage a été confirmée par une mesure de la pression d'eau qui atteint bien la valeur de succion ciblée.

Cette méthode ne permet par contre pas des mesures à des succions inférieures à 5 kPa sans des marges d'erreur trop importantes. Les essais à la colonne s'avèrent particulièrement adaptés pour cette fin. Le SGTS est d'abord mis en place dans un tube d'acier sur une hauteur totale de 100 mm par l'entremise d'un compactage statique d'une succession de couches de sol humide (degré de saturation initial = 62.30%). Les colonnes ainsi préparées subissent ensuite une saturation sous vide (ou leur désaturation pour l'essai en sorption) pour ensuite les laisser se drainer (ou se mouiller) par la base trempée dans l'eau.

La courbe de rétention d'eau déterminée dans le cadre de ces travaux se traduit par une relation entre le degré de saturation (S) et la succion matricielle ( $u_a - u_w$ ). L'utilisation du degré de saturation permet de définir plus clairement la AEV (Air Entry Value ou valeur d'entrée d'air). Le degré de saturation apparaît comme étant la variable qui contrôle le mieux les propriétés des sols non saturés (Fredlund et al. 2012).

### 3.2 Essais triaxiaux non saturés Consolidés Drainés (CD) sur le chemin de séchage et mouillage

La phase de cisaillement drainée commence après les phases de saturation et d'équilibre décrites plutôt. Le chargement axial progresse à un taux de déformation constant de 0.01 mm/min jusqu'à atteindre 15% de déformation axiale totale. Cette vitesse de cisaillement a été déterminée à partir de la courbe de dissipation de la pression interstitielle obtenue lors de la consolidation isotrope. L'essai triaxial non saturé CD est caractérisé pendant tout le chargement par  $(u_a - u_w)_f = (u_a - u_w) =$  constante et  $(\sigma_3 - u_a)_f = (\sigma_3 - u_a) =$  constante. Avec la condition de drainage par la base, les surpressions d'eau interstitielle et d'air créées par le cisaillement sont constamment dissipées. Au taux de chargement de 0.01 mm/min, il faut prévoir environ 27 heures pour atteindre la déformation axiale verticale de 15% de la fin d'essai.

## 4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

La courbe de rétention d'eau est d'abord présentée, suivie des résultats expérimentaux des essais triaxiaux CD.

### 4.1 Interprétation de la courbe de rétention d'eau

En désorption, les mesures obtenues de l'essai à la colonne révèlent déjà un état non saturé à 0.14 kPa de succion (figure 3), c'est-à-dire à 14 mm de charge hydraulique. Il s'agit d'une des plus petites succions atteignables par cette méthode permettant une mesure de teneur en eau fiable. Pour les deux mesures subséquentes, le matériau conserve son degré de saturation d'approximativement 74%, c'est-à-dire jusqu'à environ 0.55 kPa de succion. Le SGTS se désature ensuite abruptement au voisinage de cette dernière valeur et atteint déjà un degré de saturation de 61.3% à la succion moyenne de 1.05 kPa des deux dernières mesures de cet essai. Il s'agit là d'un gradient de désaturation de l'ordre de 25.3%/kPa.

La durée des essais à la colonne augmente exponentiellement avec sa hauteur. Déjà, les colonnes de 100 mm de hauteur de cette étude prennent 39 jours à se stabiliser. Un changement de méthode devient donc nécessaire pour des succions plus élevées et celle par translation d'axe en cellule s'avère appropriée. Il est important par contre de souligner que la contrainte normale nette augmente la AEV d'un sol non saturé (Ng et Pang 2000, Thu et al. 2006 et Vanapalli 2010). Ces dernières mesures seront donc translatées vers la droite par rapport à celles tirées des essais à la colonne, ce qui explique une certaine discontinuité dans la courbe de rétention d'eau (CRE) déterminée (figure 3).

Le degré de saturation poursuit sa chute jusqu'à sa valeur résiduelle d'environ 30% à environ 10 kPa de succion. Le degré de saturation décroît ensuite à faible taux sur échelle logarithmique et n'est plus que de 17.8% à 290 kPa de succion. Pendant la sorption subséquente, le SGTS absorbe l'eau à gradient extrêmement faible (figure 3) jusqu'à sa valeur d'entrée d'eau de 23.5% dans le voisinage de 3 à 4 kPa (0.30 à 0.40 m de colonne d'eau). Enfin, le matériau revient au degré de saturation de la courbe de désorption à 0.1 kPa.

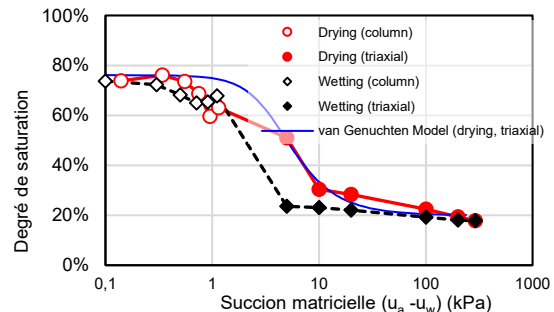


Figure 3. CRE complète déterminée à l'essai à la colonne ( $\sigma_3 - u_a = 0$  kPa) et à l'appareil triaxial ( $\sigma_3 - u_a = 100$  kPa).

## 4.2 Interprétation des essais triaxiaux saturés CD

Trois essais Triaxiaux Saturés CD à des confinements effectifs de 25 kPa, 100 kPa et 200 kPa ont été réalisés afin de déterminer des paramètres mécaniques tels que le critère de rupture et le comportement volumique pendant le cisaillement du SGTS. D'une façon générale, le matériau se comporte au cisaillement comme un sol granulaire dense et son enveloppe de rupture issue des trois essais saturés CD révèle une cohésion effective nulle (comme pour tout matériau granulaire) et un angle de frottement effectif de 43.1 degrés.

## 4.3 Essais triaxiaux non saturés CD en désorption

Le comportement du SGTS en état non saturé sur le chemin de séchage a été investigué par le biais d'essais triaxiaux non saturés CD. Au total, 15 essais triaxiaux CD ont été réalisés sur le chemin de séchage pour des succions matricielles de 20, 40, 50, 100, 200 et 290 kPa à différentes contraintes normales nettes de 100, 150, 200 et 250 kPa.

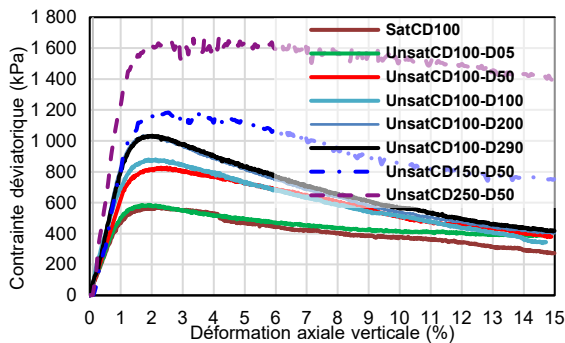


Figure 4. Courbes contraintes déviatoriques- déformations axiales verticales - Essais triaxiaux non saturés sur le chemin de séchage

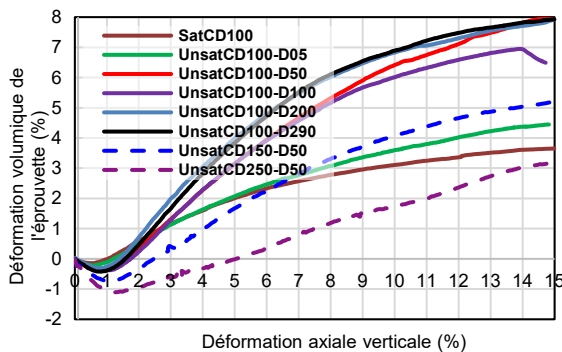


Figure 5. Courbes déformations axiales verticales- déformations volumiques- Essais triaxiaux non saturés sur le chemin de séchage

### 4.3.1 Effet du confinement net sur le comportement mécanique du SGTS

Comme le montre la figure 4, sous une succion matricielle constante, l'augmentation de la pression nette de confinement entraîne une augmentation de la résistance au cisaillement et de la déformation axiale nécessaire pour atteindre la rupture du matériau.

### 4.3.2 Effet de la succion matricielle sur le comportement mécanique du SGTS

Dans l'objectif de vérifier l'effet de la succion matricielle sur le comportement mécanique du SGTS en mode de drainage, cinq (5) essais triaxiaux non saturés ont été réalisés à une contrainte normale nette constante de 100 kPa pour des succions matricielles de 5, 50, 100, 200 et 290 kPa.

Le cisaillement entraîne un changement de volume avec une contraction initiale suivie d'une dilatation (figure 5). L'eau se draine pour sa part constamment durant l'essai (figure 6), même pendant la phase de dilatation volumique (à l'exception de l'essai à 100 kPa de succion qui absorbe de l'eau au-delà de 4.5 % de déformation axiale). Ces changements entraînent par conséquent des changements dans le degré de saturation.

Pendant le cisaillement le degré de saturation croît légèrement pendant environ le premier 1% de déformation volumique (figure 7), signifiant que le volume des vides de l'éprouvette de SGTS non saturée diminue plus rapidement que le volume d'eau dans les pores. C'est une étape de chargement où la déformation de contraction plastique de l'éprouvette est faible (faible réarrangement des grains). C'est une phase presque purement élastique où les déformations subies par l'éprouvette de SGTS sont encore réversibles. Au-delà du premier 1% de déformation, le degré de saturation diminue suivant un taux décroissant avec l'augmentation de la déformation verticale axiale. Au-delà d'une déformation axiale de 7%, le taux de changement du degré de saturation s'amenuise, signe que le matériau tend vers un état d'équilibre même s'il continue à se déformer (même si les grains continuent de se déplacer les uns par rapport aux autres). À ce stade, le changement volumique de l'éprouvette tend aussi vers zéro (figure 5).

Le changement du degré de saturation pendant le cisaillement entraîne un cheminement de l'état dans l'espace du degré de saturation en fonction de la succion (figure 8). Ainsi, la courbe de rétention se déplace d'abord légèrement vers le haut pour ensuite descendre, passer par la valeur atteinte au pic de résistance et poursuivre ainsi jusqu'à sa valeur minimale. Le cisaillement crée ainsi une famille de courbes caractéristiques. Il est important de souligner qu'un essai drainé à succion constante n'implique pas un degré de saturation constant. C'est un point souvent oublié.

### 4.3.3 Critère de rupture et équation d'ajustement

Fredlund et al. (1978) ont proposé une extension du critère de rupture de Mohr-Coulomb afin d'inclure l'effet de la succion matricielle sur la résistance au cisaillement. Cette équation définit le plan :

$$\tau_{ff} = c' + (\sigma_{ff} - u_{af}) \tan \phi' + (u_a - u_w)_f \tan \phi^b \quad [1]$$

où  $c'$ ,  $(\sigma_{ff} - u_{af})$ ,  $\phi'$ ,  $(u_a - u_w)_f$  et  $\phi^b$  sont respectivement la cohésion effective, la contrainte normale nette sur le plan de rupture à la rupture, l'angle de frottement effectif, la succion à la rupture et l'angle du taux d'accroissement de la résistance au cisaillement dû à la succion. L'équation [1] peut aussi s'écrire sous la forme :

$$\tau_{ff} = c_{app} + (\sigma_{ff} - u_{af}) \tan \phi' \quad [2]$$

Avec

$$c_{app} = c' + (u_a - u_w)_f \tan \phi^b \quad [3]$$

Cette dernière équation définit la cohésion apparente  $c_{app}$ . Celle-ci comprend la contribution de la cohésion effective et du frottement interparticules créé par la succion matricielle, c'est-à-dire la cohésion capillaire :

$$c_{cap} = (u_a - u_w)_f \tan \phi^b \quad [4]$$

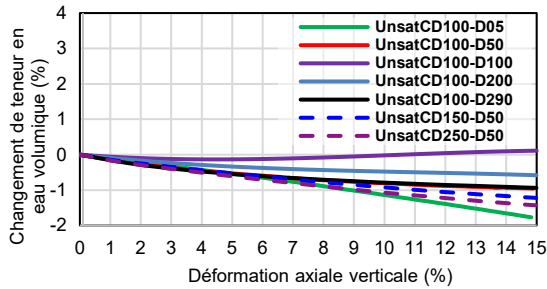


Figure 6. Déformations axiales et changement de teneur en eau volumique- Essais triaxiaux non saturés sur le chemin de séchage.

Les essais triaxiaux non saturés réalisés en désorption montrent que la succion matricielle entraîne une augmentation du pic de résistance comme le prévoit l'équation proposée par Fredlund et al. (1978), mais cette dernière suit une relation non linéaire (figure 9). Au-delà de la succion matricielle de séchage de 200 kPa, il est même constaté une légère diminution du déviateur maximal à la rupture. Selon Lu et Likos (2006), cette observation où la résistance au cisaillement se met à décroître avec l'accroissement de la succion correspond à celui d'un changement de régime de la courbe caractéristique qui passe de la zone de transition à la zone résiduelle de non-saturation. Dans cette région, le volume d'eau capillaire passerait d'un régime principalement funiculaire (interconnectée) à principalement pendulaire (déconnectée), l'eau interstitielle se retirant graduellement vers des lentilles aux points de contact des grains.

Dans le cas du sable et gravier à l'étude, la cohésion effective s'avère nulle et la cohésion apparente se révèle égale à la cohésion apparente.

L'application de la succion matricielle au SGTS entraîne donc une cohésion apparente qui fait augmenter la résistance au cisaillement comparativement à l'état saturé du matériau. La figure 10 présente la variation de la cohésion apparente en fonction de la succion matricielle

sur le chemin de séchage. Les essais montrent aussi que l'angle de frottement associé à la succion ( $\phi^b$ ) décroît de façon non linéaire avec l'accroissement de la succion appliquée (figure 10). Cet angle reste inférieur à l'angle de frottement effectif.

La surface du critère de rupture du SGTS a été examinée à l'aide d'une régression linéaire de 23 résultats d'essais triaxiaux non saturés CD réalisés sur le SGTS. L'équation empirique d'ajustement considérée s'exprime en termes de quatre paramètres comme suit :

$$q_f = \beta_0 p_f + \beta_1 (u_a - u_w)_f + \beta_2 (u_a - u_w)_f^2 + \beta_3 (u_a - u_w)_f p_f \quad [5]$$

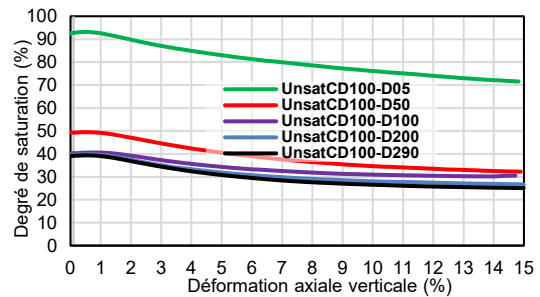


Figure 7. Degré de saturation en fonction de la déformation axiale verticale pendant le cisaillement non saturé sur le chemin de séchage

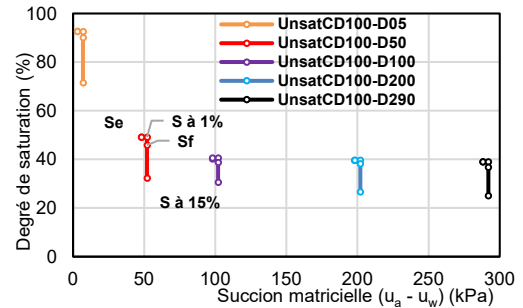


Figure 8. Degré de saturation en fonction de la succion pendant le cisaillement non saturé sur le chemin de séchage.  $S_e$ ,  $S$  à 1%,  $S_f$  et  $S$  à 15% sont les degrés de saturation d'équilibre, à 1% de déformation axiale, à la rupture et à 15% de déformation. Les points sont légèrement translétés de leur succion réelle afin de mieux discerner le cheminement pendant l'essai.

Avec :  $\beta_0$ ,  $\beta_1$ ,  $\beta_2$  et  $\beta_3$  : coefficients à déterminer,  $q_f = (\sigma_{1f} - \sigma_{3f})/2$  : contrainte déviatorique à la rupture (kPa),  $p_f = (\sigma_{1f} + \sigma_{3f})/2 - u_a$  : contrainte moyenne nette à la rupture (kPa),  $(u_a - u_w)_f$  : succion matricielle à la rupture (kPa).

L'équation est caractérisée par une composante de la succion matricielle à la rupture élevée au carré  $(u_a - u_w)_f^2$  afin de saisir la courbure de la cohésion apparente en fonction de la succion. Le terme  $\beta_0 p_f$  traduit la relation linéaire entre la contrainte déviatorique à la rupture et la



contrainte moyenne nette à la rupture. Quant au terme  $\beta_3(u_a - u_w)_f p_f$ , il tient compte d'un effet potentiel de la succion matricielle sur l'angle de frottement effectif.

L'inférence statistique par régression polynomiale multiple montre que la succion matricielle n'a pas d'influence sur l'angle de frottement interne  $\phi'$  puisque le coefficient  $\beta_3$  s'avère très négligeable. L'équation d'ajustement permettant de décrire la surface de rupture du SGTS se résume donc à la forme suivante :

$$q_f = 0.6890p_f + 0.6647(u_a - u_w)_f - 0.0015((u_a - u_w)_f)^2 \quad [6]$$

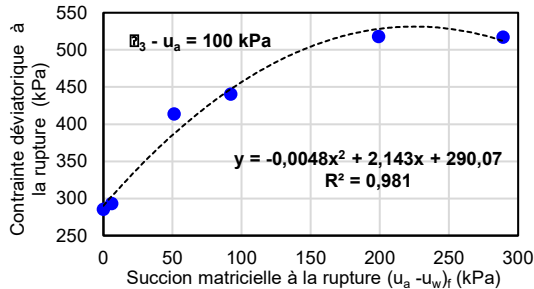


Figure 9. Variation de la contrainte déviatorique à la rupture en fonction de la succion matricielle- Essais triaxiaux non saturés CD sur le chemin de séchage

La relation suivante permet de calculer l'angle de frottement effectif  $\phi'$  à l'aide de la pente du critère de rupture dans le diagramme p-q :

$$\sin \phi' = \tan \alpha = \beta_0 \quad [7]$$

Le coefficient  $\beta_0$  de 0.6890 de l'équation d'ajustement (6) donne donc un angle de frottement effectif  $\phi'$  de  $43.55^\circ$ , une valeur comparable à celles rapportées dans la littérature pour un sable et gravier (Holtz, Kovacs et Sheahan 2011).

Le coefficient  $\beta_1 = 0.6647$  donne pour sa part à succion nulle :

$$\phi^b(0) = 41.66^\circ \quad [8]$$

où  $\phi^b(0)$  est l'angle instantané mesuré à l'origine du taux d'accroissement de la résistance au cisaillement dû à la succion. Cet angle, comme l'illustre la figure 10, n'est par contre pas constant, puisqu'il décroît comme la succion matricielle augmente.

La définition suivante de l'ordonnée à l'origine apparent dans le diagramme p-q :

$$a_{app} = 0.6647(u_a - u_w)_f - 0.0015((u_a - u_w)_f)^2 \quad [9]$$

et sa relation à la cohésion apparente :

$$c_{app} = a / \cos \phi' \quad [10]$$

donne le modèle d'ajustement de la cohésion apparente (figure 10) à l'aide de l'équation [6] :

$$c_{app} = a / \cos \phi' = 0.9171(u_a - u_w)_f - 0.0021((u_a - u_w)_f)^2 \quad [11]$$

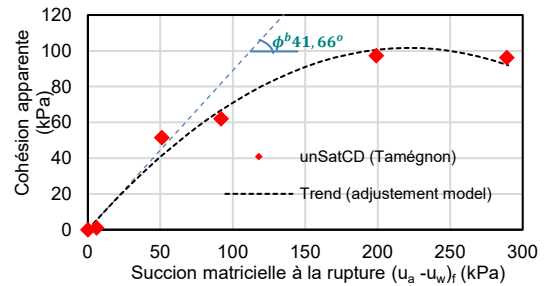


Figure 10. Cohésion apparente en fonction de la succion matricielle- Essais triaxiaux non saturés CD sur le chemin de séchage

À l'examen de la figure 10, la chute au-delà d'une succion de 200 kPa de la cohésion apparente apparaît moins prononcée que celle prédite par le modèle d'ajustement. En conséquence, l'extrapolation de l'équation d'ajustement au-delà de 290 kPa sous-estimerait grandement la cohésion apparente du SGTS.

En résumé les essais triaxiaux sur le chemin de séchage montrent que jusqu'à environ 50 kPa, l'équation [1] proposée par Fredlund et al. donne une prédiction adéquate de la résistance au cisaillement. De plus, l'accroissement de la résistance au cisaillement dû à la succion, tel qu'exprimé par l'angle  $\phi^b = 41.66^\circ$  s'avère pratiquement aussi important que celui créé par la contrainte normale nette ( $\phi' = 43^\circ$ ). Au-delà de cette succion, l'effet s'amenuise pour éventuellement décroître et l'équation de Fredlund ne s'applique plus. Le modèle polynomial d'ordre 2 de l'équation [6] permet de mieux saisir ce dernier comportement et donne une prédiction satisfaisante aux succions inférieures à 220 kPa. La contribution de la succion est une composante non négligeable à la résistance au cisaillement, même chez un sol à gros grains comme celui à l'étude (figure 9).

#### 4.4 Essais triaxiaux non saturés CD en sorption après une désorption jusqu'à une succion matricielle de 295 kPa

Les caractéristiques mécaniques du SGTS ont été déterminées sur le chemin de mouillage par 3 essais triaxiaux CD à des succions de 5, 50 et 100 kPa sous une contrainte normale nette constante de 100 kPa. Cette dernière, identique à celle utilisée sur le chemin de séchage permet une étude comparative de l'effet de la succion matricielle sur les caractéristiques mécaniques suite à un cheminement de séchage suivi d'un mouillage. Ce cheminement suit dans l'ordre : une saturation, un séchage sous succion matricielle de 295 kPa et un mouillage en diminuant la succion matricielle jusqu'à la valeur visée.

Sur le chemin de sorption, le SGTS partage plusieurs comportements observés des essais saturés et non saturés en désorption (figures 11 et 12). Comme dans le

cas des essais triaxiaux non saturés sur le chemin de séchage, le SGTS après sorption présente une évolution similaire du degré de saturation pendant le cisaillement. Toutefois, les degrés de saturation à la rupture sont plus faibles que ceux mesurés sur le chemin de séchage. La distinction principale réside dans un changement de teneur en eau volumique infime par rapport à celui des essais après désorption. Le changement du degré de saturation est en conséquence principalement attribuable au changement du volume total.

La diminution de la succion de sorption préalable tend graduellement à passer d'une expulsion d'eau à une absorption d'eau (figure 13). À sorption préalable élevée, le cisaillement mène à une expulsion continue, mais très faible, d'eau. Celle-ci décroît par contre comme la succion de sorption préalable diminue. Elle est d'ailleurs pratiquement nulle pour la succion de mouillage de 50 kPa à des déformations axiales inférieures à 4.5%. Le mouvement de l'eau se transforme en absorption continue pendant le cisaillement pour la plus faible succion de sorption préalable testée (5 kPa). Ce dernier essai se situe par contre à une succion voisine de la valeur d'entrée d'eau. Il semble donc que plus la succion de mouillage se rapproche de la valeur d'entrée d'eau, plus la tendance du cisaillement à expulser l'eau décroît et se renverse en une absorption d'eau dans son voisinage.

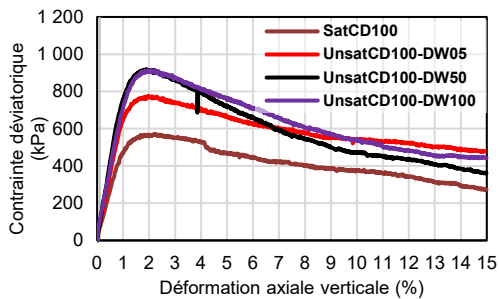


Figure 11. Courbes contraintes déviatoriques-déformations axiales verticales - Essais triaxiaux non saturés sur le chemin de séchage-mouillage

#### 4.5 Comparaison de la résistance au cisaillement entre sorption et désorption

Les essais triaxiaux non saturés réalisés sur le SGTS après sorption et désorption révèlent la présence d'une hystérésis significative sur les propriétés mécaniques du matériau. Les figures 14 et 15 montrent une différence notable de la résistance à la rupture mesurée après sorption et désorption. Les résistances au cisaillement sur le chemin de mouillage sont plus élevées que celles obtenues sur le chemin de séchage. L'hystérésis du degré de saturation (CRE) s'accompagne donc d'un effet d'hystérésis chez les propriétés mécaniques. Pour une même succion, le degré de saturation plus faible de la courbe en sorption (figure 15) produit une résistance plus élevée (figure 14). Ceci mène à avancer qu'une modélisation adéquate de ce matériau demanderait non

seulement de considérer les variables d'état que sont la succion et les contraintes nettes, mais aussi le chemin hydrique emprunté.

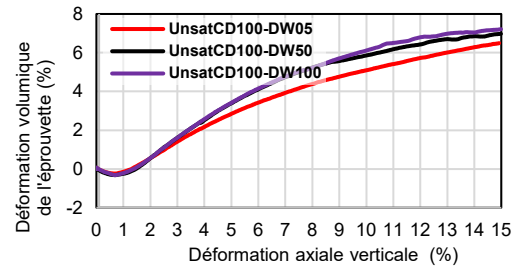


Figure 12. Courbes déformations axiales verticales-déformations volumiques- Essais triaxiaux non saturés sur le chemin de séchage-mouillage

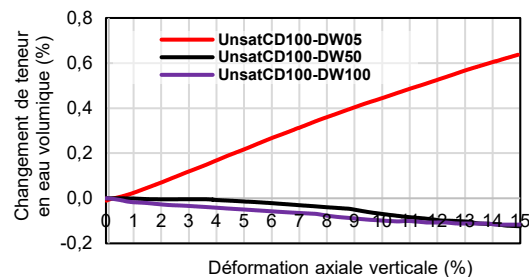


Figure 13. Courbes déformations axiales verticales-changement de teneur en eau volumique- Essais triaxiaux non saturés sur le chemin de séchage-mouillage.

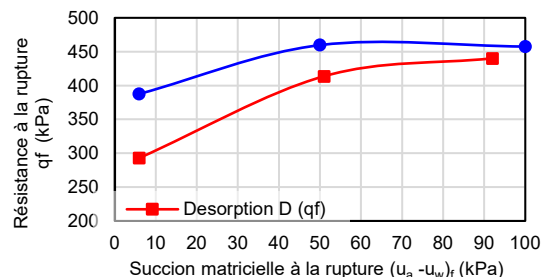


Figure 14. Comparaison de la résistance à la rupture du SGTS en sorption et désorption

## 5 CONCLUSION

Le comportement hydrique et mécanique d'un sol granulaire a été étudié à l'aide d'une part des essais en colonne et par translation d'axe en cellule triaxiale et d'autre part à l'aide d'essais triaxiaux CD. Les résultats montrent que le changement volumique des essais saturés, en désorption comme en sorption s'apparente à celui de son état de sol granulaire dense : une phase de contraction à faible déformation axiale suivie d'une dilatation qui tend vers un état à volume constant à grande déformation. Chez les essais après désorption préalable, le cisaillement induit une expulsion constante de l'eau de l'éprouvette. Un essai fait exception, celui à un confinement

net de 100 kPa et une succion de 100 kPa où l'absorption d'eau suit la phase d'expulsion après 4.5% de déformation axiale. Le comportement s'avère différent pour les éprouvettes après un cycle de désorption et de sorption. À sorption préalable élevée, le cisaillement mène à une très faible expulsion d'eau. Celle-ci décroît par contre comme la succion de sorption préalable diminue. La tendance se renverse pour la plus faible succion préalable testée. Pour ce cas, qui repose à une succion voisine de la valeur d'entrée d'eau, le cisaillement induit une absorption d'eau dans l'éprouvette. Il semble donc que plus la succion de mouillage se rapproche de la valeur d'entrée d'eau, plus la tendance du cisaillement à expulser l'eau décroît et se renverse en une absorption d'eau dans son voisinage. Le changement de teneur en eau s'avère par contre relativement très faible (si pas négligeable) pour les deux essais menés à des succions de sorption plus élevées que la valeur d'entrée d'eau. Dans le cas de l'essai voisin de cette dernière valeur, l'absorption atteint à 15 % de déformation axiale un accroissement absolu de 0.63 % de teneur en eau volumique.

L'analyse par régression linéaire des résistances au cisaillement mesurées après désorption démontre que la succion n'a pas d'influence sur l'angle de frottement effectif ( $\phi'$ ) du matériau. L'angle  $\phi^b$  permet pour sa part de prédire adéquatement la cohésion apparente jusqu'à une succion de l'ordre de 50 kPa. Il surestime largement la cohésion apparente au-delà. Un modèle d'ajustement polynomial d'ordre 2 donne une prédiction satisfaisante jusqu'à environ 220 kPa, mais sous-estime ensuite la cohésion apparente.

La résistance au cisaillement des essais après un cycle de désorption et sorption préalable s'avère supérieure à celle après désorption seule. Un modèle de résistance au cisaillement adéquat de ce matériau demanderait donc non seulement de considérer les variables d'état que sont la succion et les contraintes nettes, mais aussi le chemin hydrique emprunté. D'autres travaux seront nécessaires pour étudier ce comportement.

Pour terminer, il est important de souligner qu'un essai drainé à succion constante n'implique pas un degré de saturation constant. C'est un point souvent oublié. Le chargement implique non seulement un cheminement dans l'espace de Mohr étendu à la succion, mais aussi un cheminement dans l'espace de la courbe de rétention d'eau.

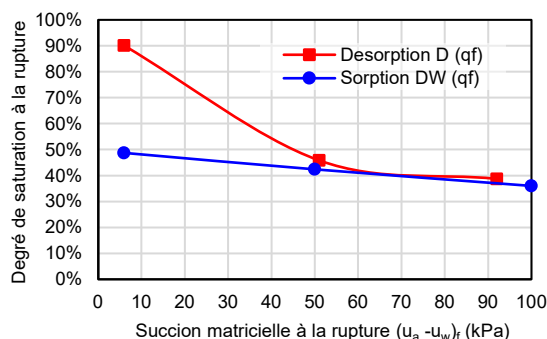


Figure 15. Comparaison du degré de saturation à la rupture du SGTS en sorption et désorption

## 6 RÉFÉRENCES

- Fredlund, D. G., Morgenstern, N. R. et Widger, R. A. 1978. The shear strength of unsaturated soils, *Canadian Geotechnical Journal*, 15(3): 313-321.
- Fredlund D. G. et Rahardjo, H. 1993. *Soil mechanics for unsaturated soils*, John Wiley & Sons, New York, NY, É.-U.
- Fredlund D. G., Rahardjo, H. et Fredlund, M.D. 2012. *Unsaturated soil mechanics in engineering practice*, John Wiley & Sons, New York, NY, É.-U.
- Gallage, C. P. K. et Uchimura, T. 2015. Direct Shear Testing on Unsaturated Silty Soils to Investigate the Effects of Drying and Wetting on Shear Strength Parameters at Low Suction, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 142:1-9.
- Goh, G.S., Rahardjo, H. et Leong, E. C. 2013. Shear Strength of Unsaturated Soils under Multiple Drying-Wetting Cycles. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 140:1-5.
- Head, K. H. 1986. *Manual of Soil Laboratory*, 3<sup>e</sup> éd., John Wiley & Sons, New York, NY, É.-U.
- Holtz, R. D., Kovacs, W. D. et Sheahan, T. C. 2011. *An Introduction to Geotechnical Engineering*, 2<sup>e</sup> éd., Pearson-Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, É.-U.
- Khoury, C. N. et Miller, G. A. 2008. Influence of sample height on the soil water characteristic curve, *Unsaturated soils: Advances in geo-engineering-Toll, D. G. Toll, et al*, Durham, U.K, 141-144.
- Khoury, C. N., et Miller, G. A. 2012. Influence of Hydraulic Hysteresis on the Shear Strength of Unsaturated Soils and Interfaces, *Geotechnical Testing Journal*, 35:135-149.
- Lu, N. et Likos, W. J. 2006. Suction stress characteristic curve for unsaturated soil, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 132:131-142.
- Ng, C. W. W. et Pang, B. W. 2000. Influence of Stress State on Soil-Water Characteristics and Slope Stability, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 126:157-166.
- Nishimura, T. et Fredlund, D. G. 2002. Hysteresis effects resulting from drying and wetting under relatively dry conditions, *Proceedings of the Third International Conference on Unsaturated Soils, UNSAT 2002*, Recife, Brazil, 301-305.
- Thu, T. M., Rahardjo, H. et Leong, E. C. 2006. Effects of hysteresis on the shear strength envelopes from constant water content and consolidated drained triaxial tests, *Fourth International Conference on Unsaturated Soils*, ASCE, Carefree, Arizona, United States, 1212-1222.
- Tse, E. Y. M. et Ng, C. W. W. 2008. Effects of wetting and drying cycles on unsaturated shear strength, *Proceedings of 1st European Conference on unsaturated soils*, CRC press/Balkema, Leiden, Netherlands, 481-486.
- Vanapalli, S. K. 2010. Shear strength of unsaturated soils and its applications in geotechnical engineering practice, *Proc. 4th Asia-Pacific Conf. on Unsaturated Soils*, Buzzzi, Fityus et Sheng (Eds), Newcastle, Australia, 23-25 November 2009, Taylor et Francis Group, 579-598.