HAL
open science

Effet des variations d'état hydrique dans les sols fins compactés : Quelles conséquences pour la conception des talus et des bases de remblai ?

Valéry Ferber, Jean Claude Auriol, Jean Pierre Magnan, Yu-Jun Cui

To cite this version:

Valéry Ferber, Jean Claude Auriol, Jean Pierre Magnan, Yu-Jun Cui. Effet des variations d'état hydrique dans les sols fins compactés : Quelles conséquences pour la conception des talus et des bases de remblai ?. Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, 2009, 274, pp 63-88. hal-00425424

HAL Id: hal-00425424

https://hal.science/hal-00425424

Submitted on 21 Oct 2009

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

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

Effet des variations d'état hydrique dans les sols fins compactés : quelles conséquences pour la conception des talus et des bases de remblais ?

Valéry FERBER *
Jean-Claude AURIOL
Laboratoire central des ponts et chaussées, Bouguenais, France
Jean-Pierre MAGNAN
Université Paris-Est, Laboratoire central des ponts et chaussées, Paris, France
Yu Jun CUI
UMR-NAVIER, Champs-sur-Marne, France

RÉSUMÉ

Cet article préente les résultats d'une large étude sur le comportement des sols fins compactés soumis à des variations d'état hydrique. L'objectif de ce travail était d'évaluer l'influence de la nature et de l'état initial des sols sur les risques de déformations par humidification et séchage. L'interprétation des expérimentations réalisées a conduit à développer un modèle de microstructure simplifié permettant d'expliquer les tendances observées par des phénomènes à l'échelle microscopique.

Les résultats de cette approche ont permis de proposer une description quantifiée des phénomènes se développant à l'échelle des particules lorsque les sols sont soumis à une inondation sous faible contrainte, à des cycles séchage-humidification ou encore à une inondation sous contrainte. L'influence couplée de la masse volumique sèche et de la teneur en eau pondérale sur les déformations a pu être intégrée dans cette interprétation et a permis de mettre en évidence, notamment dans le cas de l'inondation sous contrainte, des comportements fondamentalement différents.

Ces expérimentations sont utilisées ici pour proposer une réflexion sur la conception des talus de remblais et des bases de remblais, et conduisent à proposer une nouvelle méthodologie permettant de déterminer le taux de compactage à adopter en fonction de la hauteur de remblais. Cette méthodologie est confrontée aux résultats du remblai expérimental de Rouen, qui confirment sa pertinence.

Effect of moisture condition variations in compacted fine-grained soils: What are the design implications for talus slopes and embankment bases?

ABSTRACT

This article presents the findings from a broad study on the behavior of compacted fine-grained soils subjected to moisture condition variations. The objective of this research program was to evaluate the extent to which initial soil conditions influence deformation risks via wetting and drying. The interpretation of experimental results obtained helped develop a simplified microstructure model to explain the trends observed due to phenomena occurring at the microscopic scale.

Use of this approach has led to proposing a quantified description of phenomena arising at the particle dimension when soils are exposed to low-stress flooding, wetting-drying cycles or stress-inducing floods. The dual influence of dry mass density and water content by weight on deformations could be incorporated into this interpretation, underscoring the presence of fundamentally distinct behavior, especially in the case of stress-inducing flooding.

The experiments have been applied to this scope of work in order to propose a design assessment of both talus slopes and embankment bases; in addition, they serve to suggest a new methodology for determining the appropriate compaction rate to select with respect to embankment height. This methodology was implemented to draw comparisons with results from the experimental embankment set up in Rouen, in the aim of confirming the methodological relevance.

* AUTEUR À CONTACTER :
Valéry FERBER
vferber@charier.fr

INTRODUCTION

Au cours des dernières décennies, le comportement des sols non saturés a fait l'objet d'importantes avancées, orientées notamment vers des applications telles que le stockage des déchets nucléaires ou les grands barrages. Le lien entre ces avancées et le comportement à long terme des remblais d'infrastructure a fait l'objet de quelques recherches et publications **[1- 4]** mais la pratique dans le domaine des terrassements n'a été que peu influencée par cette évolution des connaissances. Ceci résulte notamment du fait que les terrassements sont caractérisés par de forts enjeux à court terme (possibilité de réutiliser les sols, compactage, traitement) qui ont beaucoup favorisé une approche empirique, basée sur les retours d'expérience de chantier. Cette démarche, qui a conduit en France à une doctrine riche et reconnue bien au-delà de nos frontières **[5, 6]**, présente cependant l'inconvénient de restreindre le champ de la conception aux cas connus et, probablement, d'amplifier les coefficients de sécurité par un manque de justification scientifique.

Parallèlement, le contexte de réalisation des projets d'infrastructure a notablement évolué au cours des quinze dernières années, en particulier par l'accroissement des contraintes environnementale et économique, qui a conduit maîtres d'œuvre, bureaux d'étude et entreprises à essayer d'utiliser des matériaux jugés « peu convenables » jusqu'alors pour les terrassements, tels que les sols très argileux, les matériaux rocheux évolutifs ou les sols secs.

Quelles sont les réponses que la recherche peut apporter aux questions posées par l'utilisation de tels matériaux dans des remblais supportant des routes, autoroutes voire des lignes ferroviaires à grande vitesse ? La question ainsi posée est très large et recouvre dans le détail des questions pratiques qui pourraient être très variées : compactage des sols secs, possibilité de traitement des sols très argileux en remblai, en arase voire en couche de forme, gonflement-retrait dans les talus, utilisation dans les bases de remblais en zone inondable...

Dans cet article, la démarche est une démarche expérimentale et théorique dont le fil conducteur peut être résumé par l'idée suivante : les variations d'état hydrique de grande ampleur (séchage, saturation) constituent l'une des plus graves sollicitations que peut subir un sol fin dans un corps de remblai. Cette idée n'est pas nouvelle en géotechnique routière, où le dimensionnement est souvent basé sur des essais après immersion, comme dans le cas de l'indice CBR (*Californian Bearing Ratio*). Ici, elle sera abordée par une approche descriptive des phénomènes, en relation avec des connaissances récentes sur la microstructure des sols compactés, présentée dans la première partie, et dans l'objectif de rattacher les résultats obtenus avec des questions de conception.

Cet article commence par une présentation des phénomènes à l'échelle microscopique et d'un modèle simple de microstructure, qui est utilisé pour interpréter les essais d'inondation en laboratoire. Des résultats expérimentaux complémentaires sont ensuite présentés selon l'application à laquelle ils sont adaptés : comportement des sols compactés dans les talus ou dans les bases de remblais. Ce choix d'organisation a vocation :
– à orienter le choix des essais en fonction de l'application considérée ;
– à organiser la réflexion sur les possibilités de réemploi des sols non pas en fonction des essais à disposition, mais en fonction de la problématique considérée. À titre d'exemple, on verra que l'étude de réemploi en base de remblai ne peut pas être réalisée avec des essais de gonflement libre mais nécessite des essais d'inondation sous contrainte.

Dans cet article, on utilisera le terme d'« inondation » pour décrire l'humidification conduisant à un degré de saturation proche de 100 %, et le terme d'« humidification » pour décrire une augmentation de teneur en eau ne conduisant pas nécessairement à une saturation du matériau.

Par ailleurs, dans les phases de sollicitation qui seront présentées, on se basera sur la terminologie suivante :
– « après compactage » ou « initial » se réfère au matériau juste après son compactage et avant son chargement et/ou son inondation ;

– « avant inondation » : c'est l'état juste avant son inondation, ce qui signifie qu'il a pu subir un chargement mécanique appelé « chargement à teneur en eau constante ». C'est là que réside la différence avec l'état « après compactage » ;
– « après inondation » ou « final » : c'est l'état du matériau à la fin de la saturation due à une inondation complète ;
– « après gonflement » correspond à l'état « après inondation » dans le cas du gonflement libre, c'est-à-dire sous une faible contrainte verticale.

REGARD SUR LES PHÉNOMÈNES À L'ÉCHELLE MICROSCOPIQUE

Pour étudier le comportement des sols compactés soumis à des variations d'état hydrique, il s'est avéré nécessaire d'établir un lien entre le comportement observé à l'échelle macroscopique et l'organisation des sols à l'échelle des particules, appelée microstructure. Les grands traits de la microstructure des sols fins compactés seront présentés succinctement puis synthétisés dans un modèle de microstructure. On verra dans un troisième paragraphe en quoi ce modèle de microstructure est intéressant pour décrire et expliquer les phénomènes liés au gonflement des sols compactés.

Microstructure des sols argileux compactés

Les différentes observations sur la microstructure et les propriétés physico-chimiques des sols fins compactés permettent de faire ressortir trois points essentiels :
– le premier point est la différence fondamentale entre les particules argileuses et les particules non argileuses. Bien que la nature minéralogique des particules argileuses puisse être très variée, leurs propriétés physico-chimiques (surface spécifique, capacité d'échange cationique) et leur morphologie (dimension, forme) en font des particules à part dans le sol. On peut ainsi considérer en première approximation les particules non argileuses comme des particules inertes. La caractérisation et la quantification de la fraction argileuse sont donc un point essentiel de l'identification d'un sol ;
– le second point est l'organisation des particules argileuses en agrégats : les particules dites « élémentaires » **[7]**, de dimension micrométrique, se regroupent en « paquets » que l'on qualifiera de particules « primaires » **(figure 1a)**. Les particules primaires se regroupent elles-mêmes en plus gros agrégats qui se regroupent eux-mêmes selon le même mode **(figure 1b)**, conférant ainsi à la structure du sol un caractère fractal **[8, 9]**. Même si la nature minéralogique conduit à des morphologies de particules primaires différentes, on prendra le parti ici de définir la particule primaire, que nous appellerons « agrégat », comme la structure de plus petite dimension formée par le regroupement de particules élémentaires. Enfin, cette structuration en agrégats conduit à différencier des pores intra-agrégats, localisés dans la particule primaire, et des pores inter-agrégats, localisés entre les particules primaires. Les premiers sont de beaucoup plus petite dimension que les seconds ;
– le troisième point est la relation entre indice des vides et volume inter-agrégats : les mesures de porosimétrie au mercure sur des échantillons d'argile compactée à trois masses volumiques sèches différentes **(figure 2)** montrent que le compactage n'affecte pas les pores les plus petits et conduit uniquement à une réduction du volume des plus gros pores (diamètre supérieur à 10 µm). Ceci confirme que les particules primaires, correspondant aux pores les plus petits, ne sont pas affectées par le processus de compactage, et que le volume des pores inter-agrégats diminue avec l'indice des vides **[10, 11]**.

Il est nécessaire de compléter ces trois points par une réflexion sur la localisation de l'eau dans un sol fin compacté non saturé. Dans ce type de sol, les succions les plus élevées sont dues à la composante d'adsorption des particules argileuses, au sein des agrégats argileux. Par ailleurs, la composante capillaire, qui dépend du rayon des pores, est logiquement plus forte au sein des agrégats que dans les pores inter-agrégats, qui sont de plus grande dimension. Ces éléments suggèrent donc

figure 1
Observations en microscopie électronique à balayage environnemental d'une argile très plastique à fort grossissement (A : × 2 500. Zoom sur les particules primaires) et faible grossissement (B : × 250. Vue d'ensemble sur la structure du sol et plus particulièrement les pores inter-agrégats).

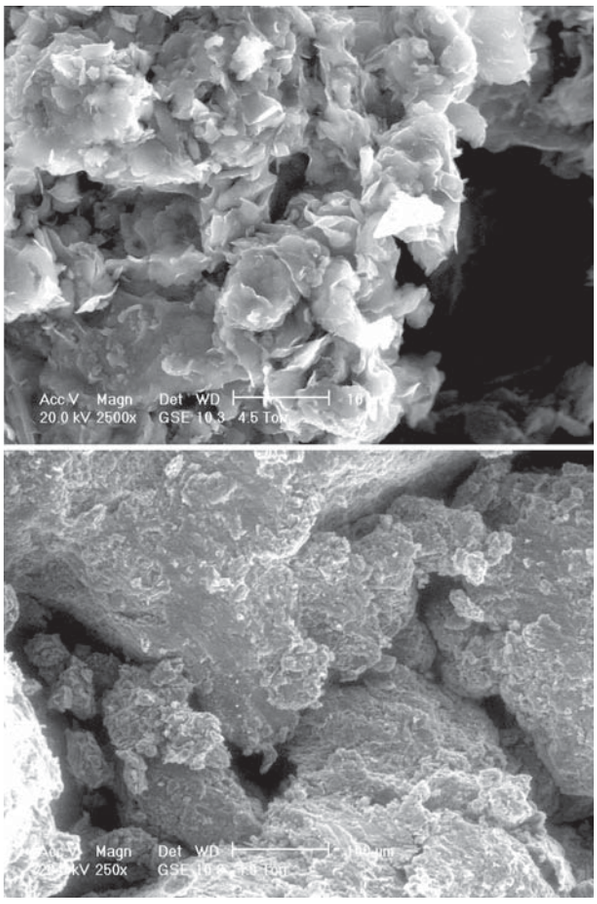
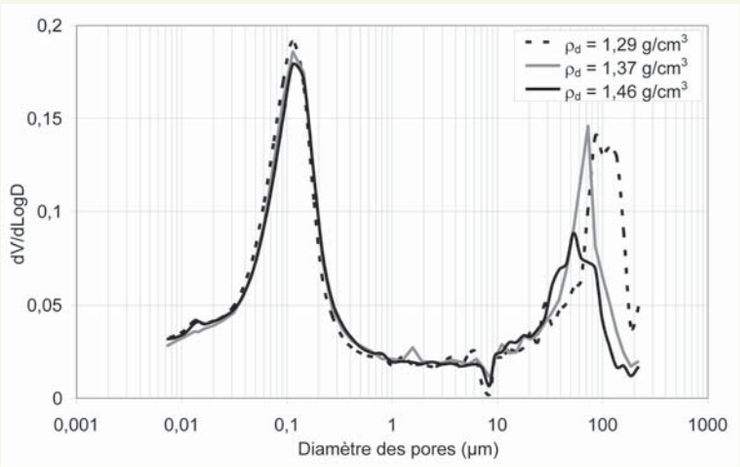


figure 2
Influence de l'indice des vides sur la distribution des tailles de pores d'une argile très plastique compactée à trois masses volumiques sèches ($\rho_{d,OPN}$ = 1,45 g/cm³).



que l'eau doit être attirée préférentiellement au sein des agrégats et que c'est donc là sa localisation privilégiée dans un sol non saturé.

Ces hypothèses ont pu être confrontées à des observations au microscope électronique à balayage (MEB) environnemental, outil qui permet d'observer un même échantillon à l'échelle microscopique au cours d'une humidification et/ou d'un séchage **[12, 13]**. Ces observations montrent que, lors de l'humidification d'un sol fin compacté initialement sec, l'eau pénètre d'abord dans les agrégats argileux et ne remplit les vides inter-agrégats que dans un second temps. C'est donc bien au sein des agrégats argileux que l'eau est attirée préférentiellement.

Modèle de microstructure

Ainsi, si l'eau du sol est localisée au sein des agrégats, c'est que les vides inter-agrégats ne contiennent que de l'air. Si l'on suppose en outre que les agrégats sont saturés d'eau, le volume des vides intra-agrégats peut être assimilé au volume d'eau et le volume des vides inter-agrégats peut être assimilé au volume d'air. Par souci de simplification, on partira ici d'une particule primaire modèle, dont la structure ne dépend pas de la nature minéralogique des particules argileuses constitutives **(figure 3)**.

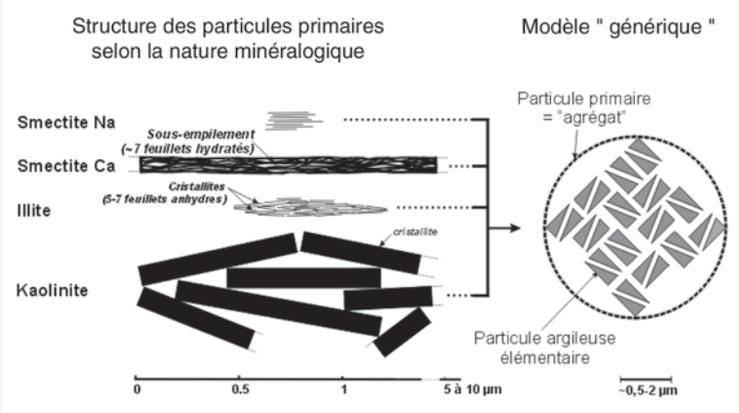


figure 3
Représentation simplifiée des différentes formes de particules primaires proposées par Tessier **[7]** *par un modèle générique de particule primaire.*

Ceci permet de définir :
– un indice des vides des agrégats, noté e_{ag}, (équation **(1)**), qui est le rapport entre le volume d'eau et le volume des particules solides ;
– un indice des vides inter-agrégats, noté $e_{i\text{-}ag}$, (équation **(2)**), qui est le rapport entre le volume d'air et le volume des particules solides, mais qui est aussi la différence entre l'indice des vides global du sol et l'indice des vides des agrégats (équation **(3)**).

$$e_{ag} = \frac{V_w}{V_s} = \frac{w\rho_s}{\rho_w} \quad \textbf{(1)}$$

$$e_{i-ag} = e_{air} = \frac{V - V_{ag}}{V_s} = e - \frac{w\rho_s}{\rho_w} = \frac{\rho_s}{\rho_d} - 1 - \frac{w\rho_s}{\rho_w} \quad \textbf{(2)}$$

$$e = e_{ag} + e_{i-ag} \quad \textbf{(3)}$$

Selon ce modèle, l'indice des vides des agrégats augmente linéairement avec la teneur en eau du sol et l'indice des vides inter-agrégats résulte de l'influence conjuguée de la teneur en eau et de l'indice des vides global du sol **(figure 4)**. On notera que l'un des intérêts de ce modèle est de

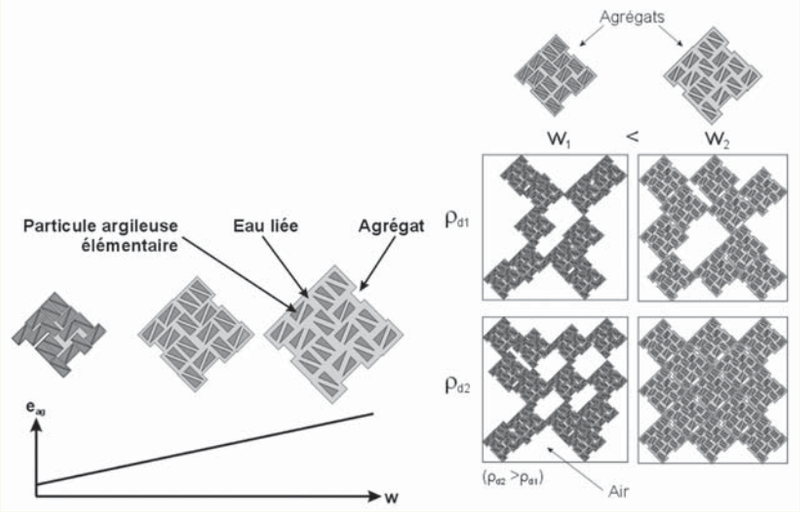


figure 4
Illustration schématique de l'influence conjuguée de la teneur en eau et de la masse volumique sèche sur la microstructure.

n'être basé que sur des paramètres géotechniques conventionnels et simples à déterminer (teneur en eau, masse volumique).

Exemple d'application au gonflement des sols argileux compactés

› Résultats expérimentaux

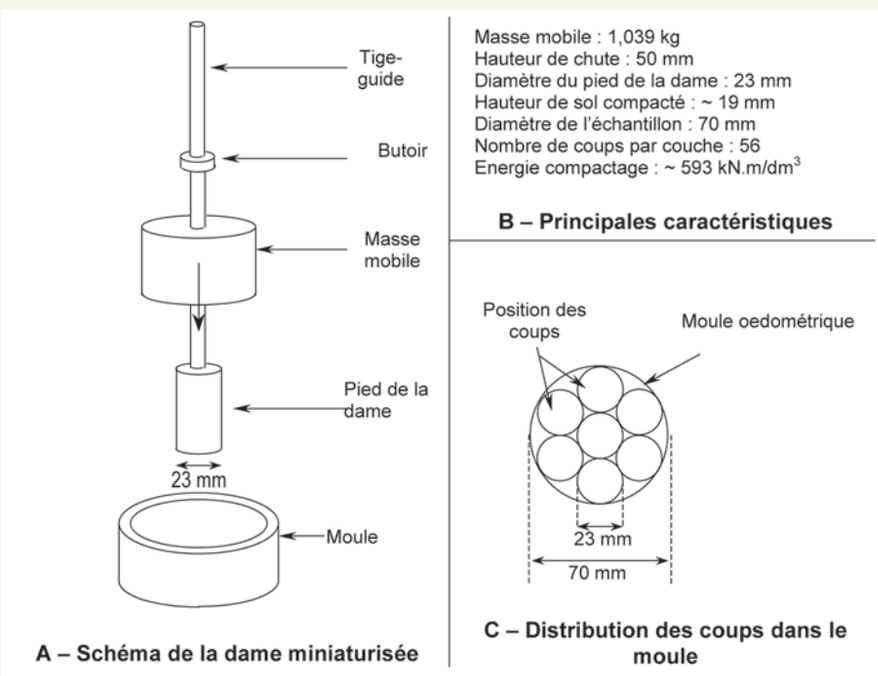
Pour évaluer l'intérêt et la pertinence de ce modèle de microstructure, des essais de gonflement libre ont été réalisés sur une argile très plastique, prélevée sur le chantier de l'autoroute A34 dans les Ardennes. L'indice de plasticité de cette argile, de l'ordre de 60 **(tableau 1)**, la place dans la famille A4 de la classification des sols pour les terrassements (NF P 11-300), ce qui signifie que c'est théoriquement un matériau dont la réutilisation en terrassement n'est pas admise. Cet indice de plasticité s'explique par l'importante quantité de particules argileuses (66 %) et l'activité de cette fraction argileuse, illustrée ici par la valeur de bleu et la capacité d'échange cationique élevées. Les analyses minéralogiques ont révélé que 60 % des particules argileuses environ appartenaient à la famille des smectites.

tableau 1
Résultats des principaux essais d'identification sur l'argile A34.

w_L (%)	I_P	$C_{2\mu m}$ (%)	ρ_s (mg/m³)	w_{OPN} (%)	$\rho_{d,OPN}$ (mg/m³)	Valeur de bleu (g/100 g)	CEC (cmol+/kg)
98,1	61	66	2,71	28	1,45	10,66	41,2

Des essais de gonflement libre ont été réalisés sur cette argile, compactée à différentes teneurs en eau initiales et différentes masses volumiques sèches initiales. Pour cela, l'argile a été séchée à l'air libre puis homogénéisée. Elle a ensuite été ré-humidifiée à différentes teneurs en eau puis compactée directement dans des cellules œdométriques au moyen d'une dame de compactage miniaturisée **(figure 5)**. Les échantillons ont été arasés, placés sous une contrainte verticale de 3 kPa puis inondés avec de l'eau déminéralisée. Les déformations ont été enregistrées jusqu'à leur stabilisation.

figure 5
Schéma et caractéristiques de la mini-dame de compactage utilisée pour la confection des échantillons œdométriques.

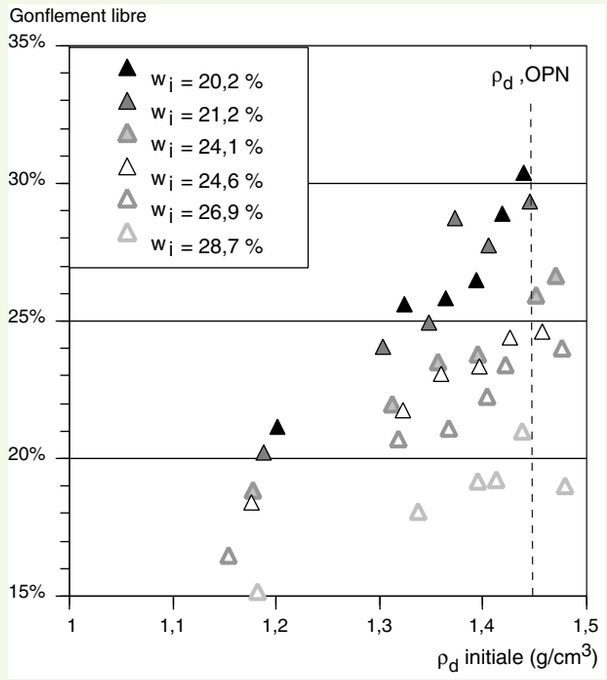


Les résultats obtenus **(figure 6)** confirment les connaissances assez anciennes sur l'influence des paramètres d'état initial sur le gonflement libre **[14, 15]** à savoir :

– pour une teneur en eau initiale donnée, le gonflement libre est d'autant plus élevé que la masse volumique sèche est élevée ;

– plus le sol est sec à l'état initial et plus le gonflement libre est élevé.

figure 6
Influence de la masse volumique sèche et de la teneur en eau initiale sur le gonflement libre (argile A34).



On constate aussi que l'influence de la masse volumique sèche varie avec la teneur en eau initiale et, notamment, que cette influence est d'autant plus importante que la teneur en eau initiale est faible. Ceci reflète l'influence couplée de ces deux paramètres sur le gonflement libre. La conséquence de ce couplage est qu'il est difficile d'expliquer et de modéliser cette influence, par exemple à des fins de prévision du gonflement.

Les résultats de ces essais de gonflement libre ont donc été abordés sous un autre angle en partant de l'idée suivante : en faisant varier la teneur en eau initiale et la masse volumique sèche initiale, on modifie conjointement, d'après le modèle de microstructure, le volume des vides inter-agrégats. Quelle est alors l'influence du volume des vides inter-agrégats sur la déformation au moment de l'inondation et comment évolue-t-il au cours de cette sollicitation ?

Pour répondre à cette question, l'indice des vides des échantillons a été reporté, avant **(figure 7)** et après gonflement **(figure 8)**, en fonction de l'indice des vides inter-agrégats tel qu'il est défini par le modèle (équation **(2)**). Dans cette représentation, l'indice des vides initial des échantillons est situé sur des droites dont l'ordonnée à l'origine dépend de la teneur en eau, ce qui résulte du modèle lui-même (équation **(2)**). En revanche, la représentation de l'indice des vides après gonflement conduit à un résultat inattendu **(figure 8)**, où l'on constate que l'indice des vides des échantillons après gonflement présente une relation approximativement linéaire avec l'indice des vides inter-agrégats initial. Autrement dit, plus l'indice des vides inter-agrégats initial est élevé, plus l'indice des vides final est élevé. Le point notable est que l'état final semble pouvoir être décrit, pour un sol donné, par une relation linéaire dans ce diagramme et que cette relation linéaire paraît indépendante, au premier ordre, de l'état initial. Finalement, les variations du gonflement libre avec la teneur en eau et de la masse volumique sèche initiales reflètent essentiellement l'effet de la position initiale dans ce diagramme **(figure 7)**, l'état final étant relativement indépendant de l'état initial.

En exploitant les séries d'essais plus dans le détail, on constate que la relation linéaire assez grossière observée sur l'ensemble des points est bien meilleure lorsque l'on ne s'intéresse qu'à une valeur de teneur en eau initiale. Ainsi, pour chaque teneur en eau initiale, il est possible de déterminer la pente et l'ordonnée à l'origine de la relation linéaire **(figure 9)**. On constate alors que ces deux paramètres sont influencés de manière différente par la teneur en eau initiale :

figure 7
Influence de l'indice des vides inter-agrégats initial, noté $e_{i\text{-}ag,i}$, sur l'indice des vides initial (argile A34).

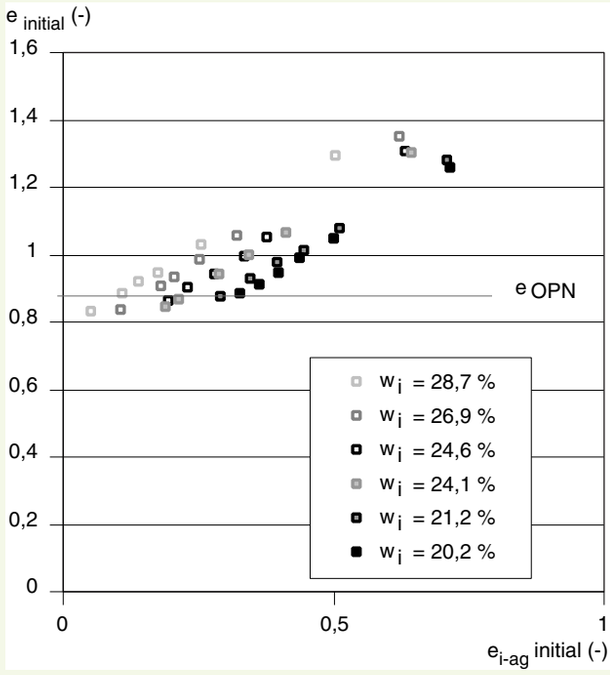


figure 8
Influence de l'indice des vides inter-agrégats initial, noté $e_{i\text{-}ag,i}$, sur l'indice des vides global, noté e, après gonflement libre (argile A34).

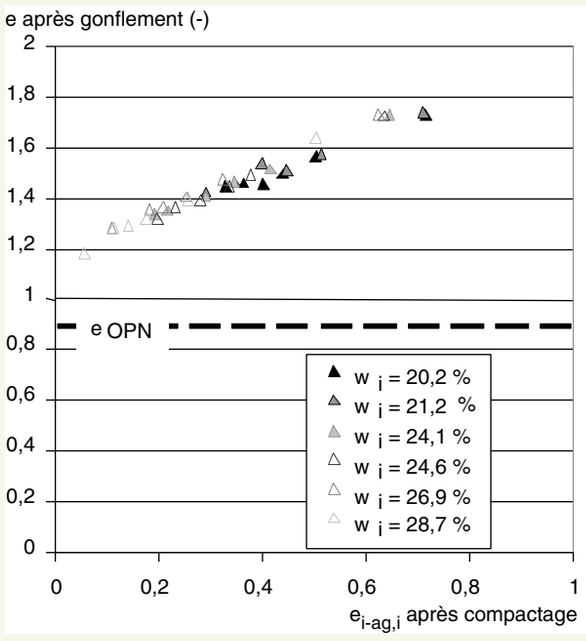
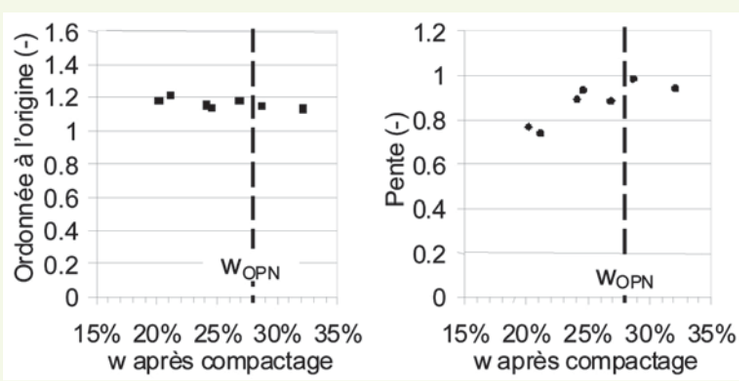


figure 9
*Influence de la teneur en eau initiale sur l'ordonnée à l'origine et la pente de la relation linéaire observée dans le diagramme $e_{i\text{-}ag,i}/e$ (**figure 7**, argile A34).*



– l'ordonnée à l'origine semble indépendante de la teneur en eau initiale et ne présente que des fluctuations reflétant probablement l'incertitude de répétabilité des essais ;
– à l'inverse, la pente est toujours inférieure à 1 et elle décroît globalement lorsque la teneur en eau diminue.

› Interprétation

Par définition, l'ordonnée à l'origine des relations linéaires observées à l'état final **(figure 8)** correspond à l'indice des vides après gonflement libre d'un échantillon virtuel dont l'indice des vides inter-agrégats initial serait nul. Autrement dit, l'ordonnée à l'origine pourrait constituer l'indice des vides après gonflement libre des agrégats. Cette interprétation est assez cohérente avec le fait que ce paramètre ne dépend ni de l'indice des vides initial ni de la teneur en eau initiale et constituerait donc un paramètre intrinsèque du sol, dépendant de ses propriétés physico-chimiques et décrivant la capacité totale d'adsorption d'eau de ses agrégats.

L'interprétation de la pente des droites impose un retour sur la description de l'état initial. En effet, l'équation **(2)** indique qu'il existe, par définition, une relation linéaire entre l'indice des vides inter-agrégats initial et l'indice des vides global initial. Cette relation illustre simplement le fait, qu'à teneur en eau initiale constante, l'indice des vides inter-agrégats augmente avec l'indice des vides global et que la relation linéaire entre ces deux paramètres a une pente de 1. Après gonflement, on peut toujours postuler que l'indice des vides global est la somme de l'indice des vides des agrégats et de l'indice des vides inter-agrégats (équation **(4)**) mais les résultats expérimentaux apportent une indication complémentaire puisqu'il existe une relation linéaire entre l'indice des vides final et l'indice des vides inter-agrégats initial (équation **(5)**). Si l'on admet que l'ordonnée à l'origine, notée ici β, est égale à l'indice des vides des agrégats final, noté $e_{ag,f}$, comme l'interprétation précédente le suggère, la pente, notée ici α, correspond alors au rapport entre l'indice des vides inter-agrégats final et l'indice des vides inter-agrégats initial (équation **(6)**).

$$e_f = e_{i-ag,f} + e_{ag,f} \quad (4)$$

$$e_f = \alpha e_{i-ag,i} + \beta \quad (5)$$

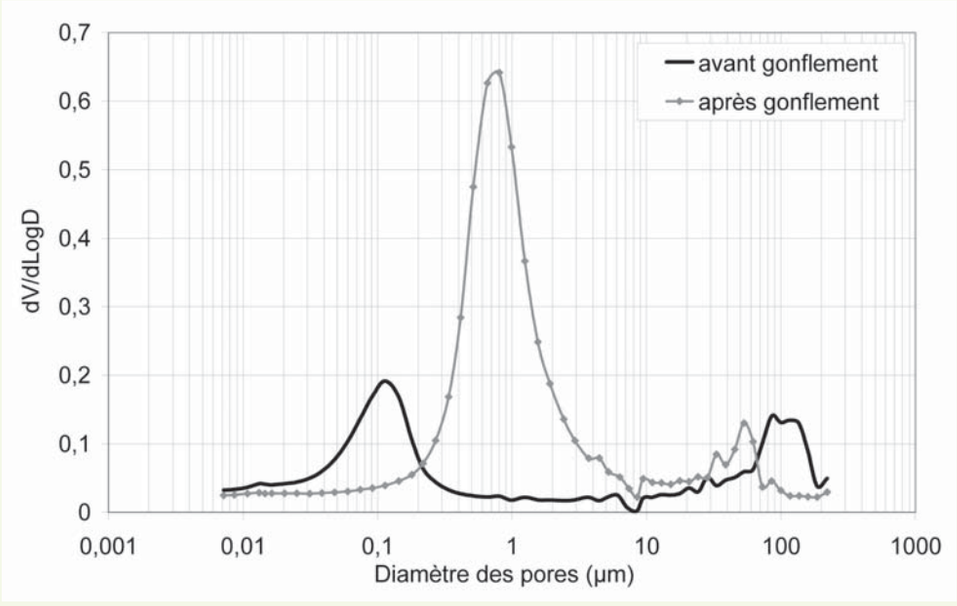
$$\alpha = \frac{e_{i-ag,f}}{e_{i-ag,i}} \quad (6)$$

Ainsi, une pente inférieure à 1 indique que le gonflement libre a généré une diminution du volume des vides inter-agrégats, ce que confirment les mesures en porosimétrie au mercure où l'on observe une diminution du volume des plus gros pores après gonflement **(figure 10)**. De plus, les résultats présentés suggèrent que cette diminution est d'autant plus forte que la teneur en eau initiale est faible **(figure 9)**. Autrement dit, le gonflement d'un sol à l'échelle macroscopique s'accompagne d'une diminution des vides inter-agrégats, résultant probablement d'un réarrangement des agrégats du fait de leur variation de volume. Dans le cas de cette argile très plastique, cette perte de volume est faible, en valeur absolue, par rapport au gonflement des agrégats et elle n'apparaît donc qu'à la lumière de l'interprétation microstructurale.

D'un point de vue pratique, ces résultats indiquent qu'un échantillon de sol perd proportionnellement d'autant plus de vides inter-agrégats lors du gonflement libre qu'il a été compacté à une faible teneur en eau, et ce, quel que soit son indice des vides initial. Ceci signifie que les sols compactés à l'état sec sont moins stables vis-à-vis de l'inondation que les sols compactés à l'état moyen ou humide (au sens du guide de réalisation des remblais et des couches de forme, **[5]**), ce qui confirme une idée répandue dans la pratique.

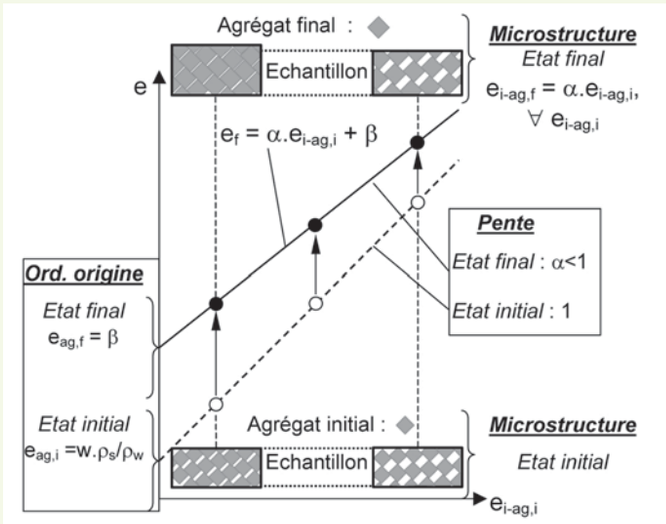
Enfin, la relation linéaire indique que le pourcentage de volume des vides inter-agrégats perdu au cours du gonflement est une constante, indépendante du volume initial des vides inter-agrégats.

figure 10
Influence de l'indice des vides sur la distribution des tailles de pores avant et après gonflement (cas d'un sol peu compacté à l'état initial).



Donc, moins le sol est compacté et plus la diminution des vides inter-agrégats lors de l'inondation est importante en valeur absolue **(figure 11)**.

figure 11
Représentation schématique de l'interprétation des paramètres de l'état final dans le diagramme $e_{i\text{-}ag,i}/e$.



Conclusion

L'observation des sols à l'échelle microscopique et l'interprétation d'essais de gonflement libre montrent que le modèle de microstructure présente un intérêt pour décrire de manière synthétique et pour expliquer les phénomènes associés à l'humidification des sols argileux compactés. Même si ce point n'est pas développé ici, il a pu être montré par ailleurs **[12, 13]** que l'ordonnée à l'origine de la relation linéaire décrivant l'état final présentait une relation linéaire avec la limite de liquidité, ce qui confirme son « statut » de paramètre intrinsèque du sol, reflétant les propriétés d'adsorption d'eau des particules argileuses. Le modèle de microstructure n'est donc pas qu'une simple « vue de l'esprit » mais reflète des propriétés de l'organisation du sol à l'échelle microscopique qui ont une réelle influence sur le comportement macroscopique. De plus, ce modèle permet de décrire l'évolution de deux paramètres microstructuraux au cours d'une sollicitation (ici, le gonflement libre).

Cette approche sera utilisée dans les deux parties suivantes pour interpréter d'autres essais d'inondation ou d'humidification-séchage des sols et pour tenter d'apporter des éléments de réflexions utiles pour la conception des talus et des bases de remblais.

LES TALUS DE REMBLAIS

Après une présentation succincte de la problématique des talus de remblais, des résultats d'essais d'humidification-séchage seront présentés et interprétés sur la base du modèle de microstructure. On tentera d'en tirer des enseignements pour la conception.

Problématique

Les talus **(figure 12)** constituent l'un des points sensibles de la conception des remblais car ils constituent une source potentielle de désordres non négligeables pouvant affecter jusqu'à la voie de circulation (chaussée ou structure ferroviaire) elle-même **(figure 13)**.

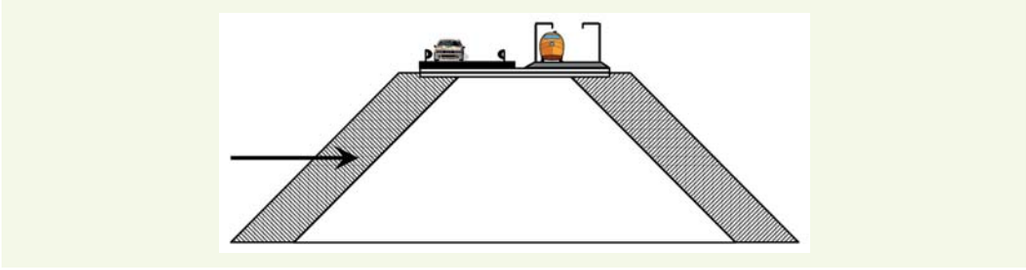


figure 12
Représentation schématique des zones de remblai affectées par les cycles d'humidification-séchage.

figure 13
Fissuration longitudinale dans un remblai en marne, attribuée aux effets des cycles d'humidification-séchage dans le talus (photographie C. Mieussens).

Parmi d'autres auteurs mentionnant cette question, Puech **[16]**, Mieussens **[1]** et Auriol **[17]** ont insisté sur ce point de conception et mis en lumière l'origine probable de ces désordres :
– les talus sont soumis directement aux fluctuations climatiques et, en particulier, aux cycles saisonniers d'humidification-séchage ;
– les désordres apparaissent préférentiellement dans des remblais constitués de sols sensibles à l'eau tels que les argiles, les marnes et tout matériau meuble ou rocheux comportant une quantité importante de fines et d'argile ;

– d'autres facteurs tels qu'une faible teneur en eau de mise en œuvre, un faible taux de compactage ou des dysfonctionnements des systèmes de drainage, constituent des facteurs aggravants.

Des observations récentes dans un remblai expérimental spécialement instrumenté, construit en limon sableux, ont montré que les fluctuations saisonnières pouvaient effectivement affecter les talus jusqu'à une profondeur de plus de deux mètres **(figure 14)**, même si, dans ce sol peu plastique, l'amplitude des variations de teneur en eau diminue rapidement avec la profondeur. Antérieurement, Mieussens **[1]** avait mesuré les conséquences de ces cycles en termes de déplacement dans les talus et montré qu'une épaisseur de plus de cinq mètres pouvait effectivement être affectée par des mouvements lents conduisant à des désordres à long terme. Il avait expliqué ces observations par un phénomène appelé « reptation de pente », résultant des alternances de gonflement, dans une direction normale au talus, et retrait, dans une direction verticale **(figure 15)**.

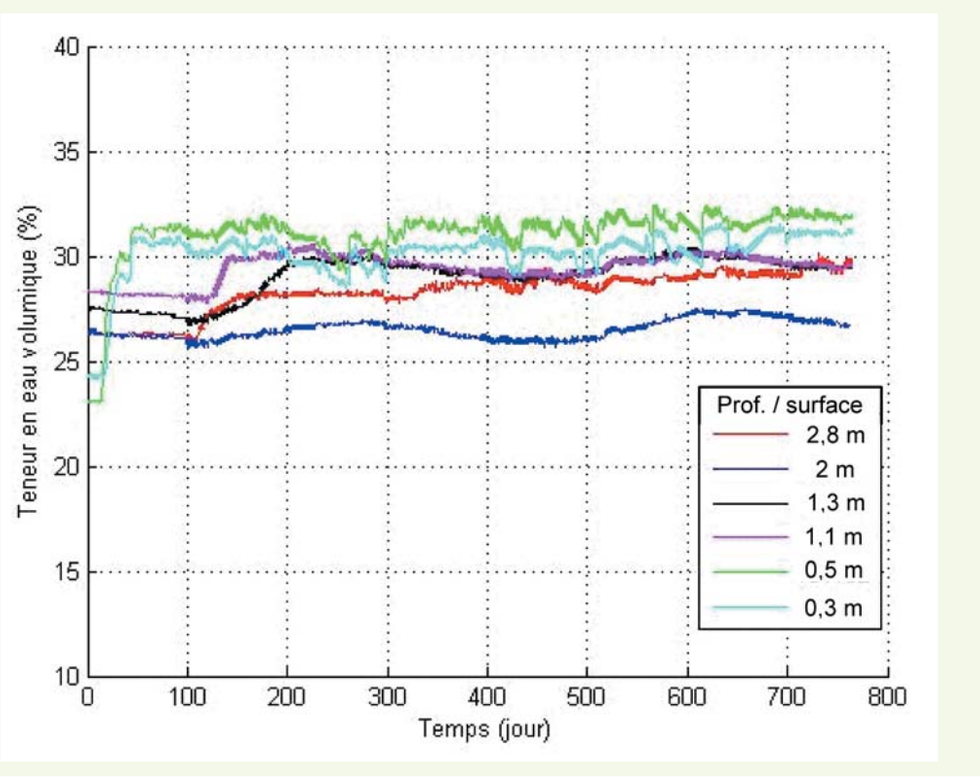


figure 14
Fluctuations temporelles de la teneur en eau volumique dans un remblai en limon sableux à différentes profondeurs.

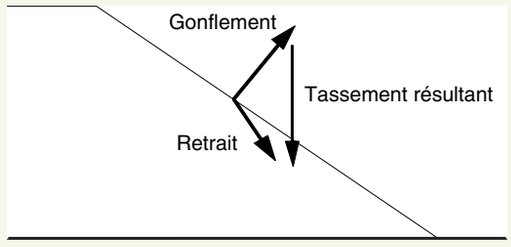


figure 15
Schéma de principe de la reptation de pente (d'après Mieussens, **[1]***).*

Ces observations ont conduit les maîtres d'œuvre et bureaux d'étude à adopter, en particulier pour les grands projets (autoroutes, lignes à grande vitesse), des dispositions destinées à protéger les talus. Ainsi, un traitement des sols sur une bande pouvant aller jusqu'à 5 mètres de large voire l'utilisation exclusive de matériaux insensibles à l'eau sur cette largeur, ou la construction par la méthode du mètre excédentaire ou du compactage en profil W sont des recommandations courantes dans les cahiers des clauses techniques particulières (CCTP).

Quelques zones de flou restent cependant à préciser, en particulier sur les conséquences de l'état initial. Ainsi, il reste difficile de définir sur quelle plage de teneur en eau ou à quel taux de compactage il faut mettre en œuvre les sols pour limiter le risque de retrait-gonflement. Ce sera l'objet de la suite de cette partie.

Influence de l'état initial sur l'amplitude des cycles de gonflement-retrait

Il est possible de réaliser en laboratoire des cycles de gonflement-retrait sur des sols, grâce aux techniques de contrôle de la succion **[18]**. On constate généralement sur les sols compactés que l'application de nombreux cycles conduit à un tassement progressif du sol, même si l'amplitude du retrait-gonflement lui-même n'est pas modifiée de manière significative **(figure 16)**. Ainsi, le sol perd globalement du volume et les cycles d'humidification-séchage continuent à générer des déformations. Il y a donc une part de déformations réversibles, qui persistent à long terme, et une part de déformations irréversibles, correspondant à des tassements uniquement, qui ont lieu essentiellement lors des premiers cycles d'humidification-séchage.

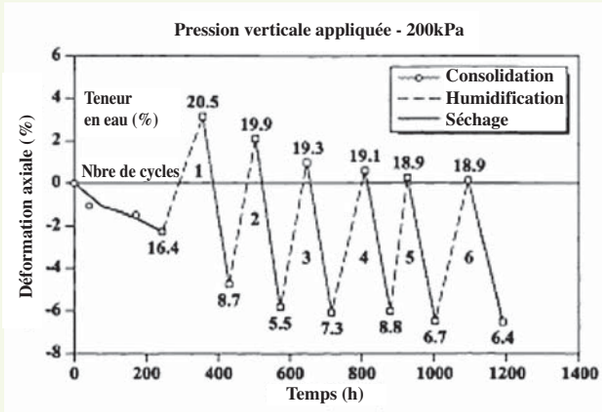


figure 16
Évolution du retrait-gonflement au fur et à mesure des cycles d'humidification-séchage sur une argile compactée **[19]**.

Pour étudier ce phénomène, un cycle d'humidification-séchage a été appliqué à des échantillons de l'argile A34 compactés à une même teneur en eau (égale à 9 %, c'est-à-dire dans un état très sec au sens du GTR) mais à différentes masses volumiques sèches. Concrètement, les échantillons ont subi un essai de gonflement libre en œdomètre, puis ils ont été séchés lentement en dessiccateur de manière à limiter la fissuration.

L'indice des vides des échantillons a été déterminé après compactage, après gonflement et après retrait puis reporté en fonction de l'indice des vides inter-agrégats initial, tel que défini par l'équation **(2)** du modèle de microstructure **(figure 17)**. Comme dans le cas de l'inondation, présenté dans la première partie, on observe ici que l'indice des vides après gonflement et après retrait présente une relation linéaire avec l'indice des vides inter-agrégats initial. On constate que :
– l'ordonnée à l'origine décroît très nettement après retrait, pour atteindre une valeur de 0,42 ;
– la pente diminue aussi et descend sous une valeur de 0,1 après retrait.

Ces observations peuvent être interprétées en termes de microstructure de la manière suivante :
– l'évolution de l'ordonnée à l'origine montre que le gonflement s'est accompagné d'un gonflement des agrégats, conduisant à un indice des vides des agrégats de l'ordre de 1,19. Après retrait, cet indice des vides des agrégats est passé à 0,42. Ceci signifie qu'entre l'état au retrait et l'état après gonflement, les agrégats argileux peuvent présenter un gonflement de 54 % ;
– l'évolution de la pente indique que le gonflement a généré une diminution du volume des vides inter-agrégats de 36 % (0,36 = 1 – 0,64) et que cette diminution s'est accentuée après retrait, état dans lequel le volume des vides inter-agrégats n'est plus que de 10 % de sa valeur initiale. Il est

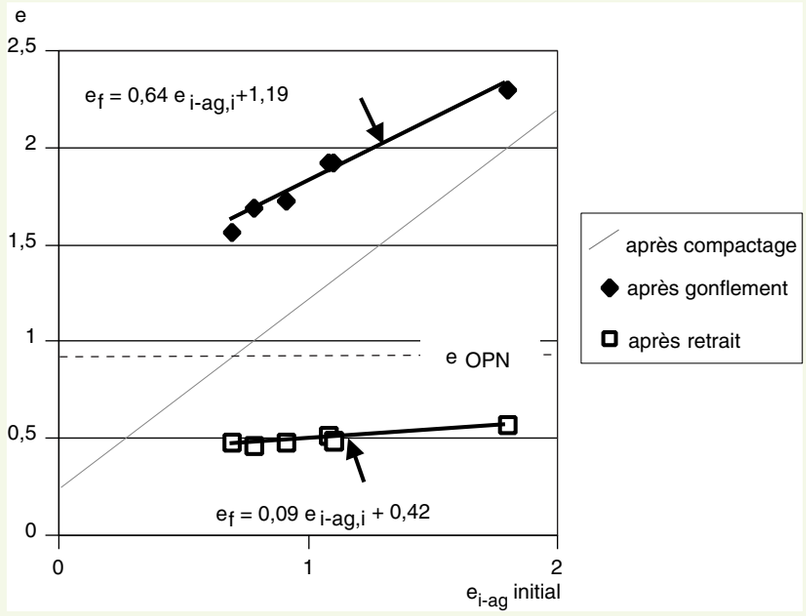


figure 17
Évolution de l'indice des vides due à une inondation et à un séchage, représentée dans le diagramme $e_{i\text{-}ag,i}/e$. Cas d'échantillons mal compactés.

à noter que ces déformations sont d'autant plus importantes que le sol avait été compacté dans un état sec.

Cette interprétation est cohérente avec des mesures de porosimétrie au mercure réalisées sur un échantillon mal compacté **(figure 18)**, où l'on observe effectivement que le retrait engendre une diminution des diamètres des plus petits pores alors que le gonflement génère une augmentation du volume et du diamètre de ces mêmes pores, correspondant probablement aux pores intra-agrégats. Les plus gros pores (diamètre supérieur à 10 µm) diminuent en diamètre et en volume global à la fois lors du gonflement et du retrait, ce qui s'exprime par la diminution progressive de la pente. Ceci montre que les déformations réversibles observées dans les cycles de gonflement-retrait correspondent probablement aux cycles de gonflement-retrait des agrégats, alors que la stabilisation des déformations irréversibles (*cf.* **figure 16**) correspond à la disparition progressive du volume des vides inter-agrégats au fur et à mesure des cycles **(figure 19)**. Ces idées ont déjà été évoquées par d'autres auteurs pour expliquer les phénomènes **[19]** mais on constate que le modèle de microstructure proposé ici, appuyé par des mesures de porosimétrie au mercure, constitue un outil permettant de quantifier ces phénomènes.

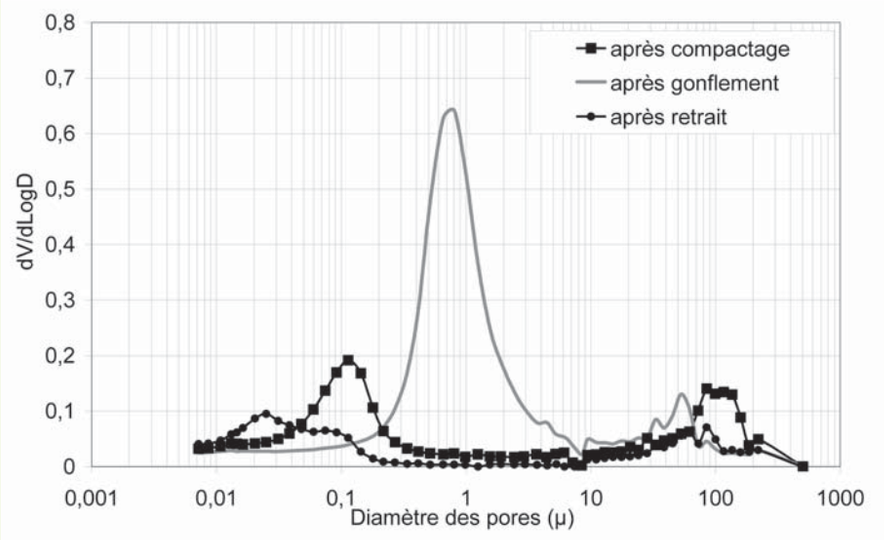


figure 18
Évolution de la distribution des diamètres de pores d'un échantillon d'argile A34 mal compacté et soumis à un cycle d'inondation-séchage.

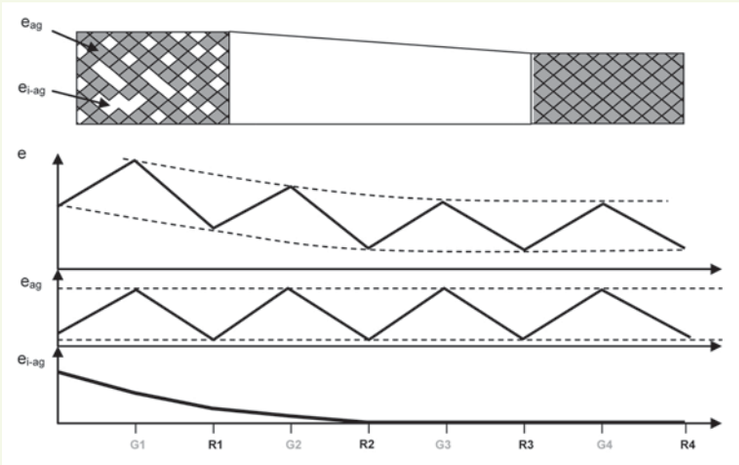


figure 19
Interprétation microstructurale de l'évolution du gonflement-retrait au fur et à mesure des cycles humidification-séchage.

Conséquences pour la conception

Ces observations mettent en lumière l'importance du compactage sur le risque de déformations irréversibles par humidification-séchage dans les talus. En effet, la première méthode à adopter pour limiter l'ampleur de la diminution des vides inter-agrégats au cours des cycles consiste à limiter le volume des vides inter-agrégats dès la construction. En des termes plus simples, cela revient à dire que les sols dans les talus doivent être compactés à la plus forte masse volumique sèche possible, au plus près de la courbe de saturation, pour éviter les déformations irréversibles.

Pour aller au bout de ce raisonnement, on peut quantifier le déplacement vertical d'un talus si le sol avait été compacté à l'optimum Proctor normal et que les cycles d'humidification-séchage conduisaient à l'élimination du volume des vides inter-agrégats. Prenons par exemple un limon de type A1 selon la classification NF P 11-300, dont la teneur en eau à l'optimum Proctor normal serait de 13 % et dont la masse volumique sèche serait de 1,92 t/m^3. L'indice des vides inter-agrégats de ce sol compacté à l'optimum Proctor normal serait égal d'après l'équation **(2)** à 0,055. La variation de volume total serait égale au volume des vides inter-agrégats initial (équation **(7)**) et, si l'on suppose que toute la déformation se fait dans la direction verticale, le déplacement total ΔH serait donné par l'équation **(8)**.

$$\Delta V = V_{\mathrm{i-ag,i}} = V_{\mathrm{s}} e_{\mathrm{i-ag,i}} = \frac{m_{\mathrm{s}} e_{\mathrm{i-ag,i}}}{\rho_{\mathrm{s}}} = \frac{\rho_{\mathrm{d,i}} V_{\mathrm{t,i}} e_{\mathrm{i-ag,i}}}{\rho_{\mathrm{s}}} \qquad \textbf{(7)}$$

où V_s est le volume de particules solides, m_s la masse sèche de sol, ρ_s la masse volumique des particules solides, $\rho_{d,i}$ la masse volumique sèche initiale du sol et $V_{t,i}$ le volume total de sol affecté par les cycles **(figure 20)**.

$$\Delta H = \frac{\rho_{\mathrm{d,i}} H_{\mathrm{i}} e_{\mathrm{i-ag,i}}}{\rho_{\mathrm{s}}} \qquad \textbf{(8)}$$

où H_i est la hauteur initiale du remblai **(figure 20)**.

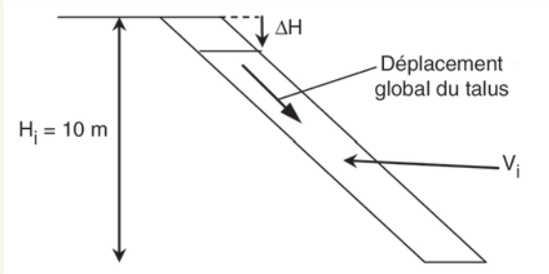
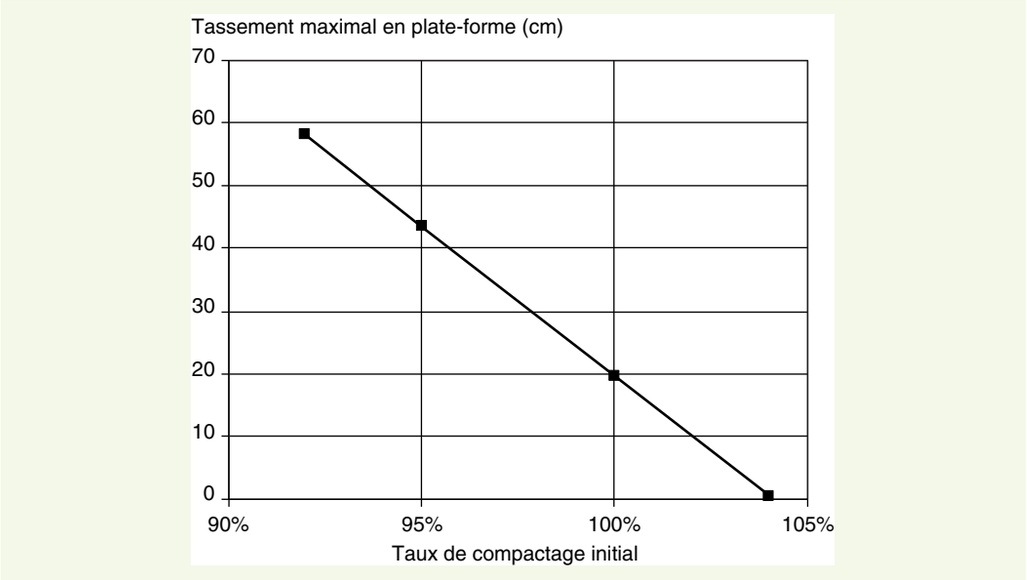


figure 20
Données schématiques des hypothèses de calcul du risque de déplacement en plate-forme dû aux cycles de gonflement-retrait.

Si l'on applique l'équation **(8)** au cas d'un remblai de 10 mètres de hauteur (H_i), il est possible de déterminer le tassement total en fonction du taux de compactage (équation **(9)**) appliqué **(figure 21)**.

figure 21
Influence théorique du taux de compactage sur le déplacement total en plateforme dû à la disparition du volume des vides inter-agrégats.



$$\text{Taux de compactage} = \frac{\rho_d}{\rho_{d,OPN}} \qquad (9)$$

On constate que les déformations ainsi calculées sont très élevées et irréalistes pour un sol si peu plastique. Ceci indique probablement que les sollicitations climatiques ne sont pas d'une telle ampleur qu'elles conduisent à l'élimination totale du volume des vides inter-agrégats. Néanmoins, en ne gardant qu'une approche qualitative de ce calcul théorique, deux points intéressants peuvent être notés :

– un taux de compactage de 95 % permet de réduire d'un quart le tassement global par rapport à un taux de compactage de 92 % (44 cm au lieu de 58 cm) ;

– un taux de compactage de 100 % permet de diviser par trois environ le déplacement calculé pour un taux de compactage de 92 % (20 cm pour 58 cm).

Ceci étant, on constate bien avec cette étude de l'argile A34 que le compactage ne prévient que les déformations irréversibles, mais qu'il n'empêche pas le gonflement-retrait des agrégats. Dans le cas de cette argile, ce gonflement ne peut être empêché que par un traitement conduisant à une réduction des propriétés physico-chimiques de l'argile. Cette conclusion donne bien entendu tout son sens au traitement à la chaux des sols argileux dans les talus de remblais, dans la mesure où la chaux conduit à une réduction des propriétés physico-chimiques de la fraction argileuse. De plus, la chaux conduit au développement des réactions pouzzolaniques, qui créent probablement des liens entre les agrégats, ce qui réduit certainement la réorganisation des agrégats lors des cycles d'humidification-séchage et, par conséquent, le risque de diminution du volume des vides inter-agrégats, c'est-à-dire de déformations irréversibles.

LES BASES DE REMBLAIS

La question des bases de remblais en zone inondable et des remblais de grande hauteur constitue un point important de conception dont les enjeux seront présentés dans un premier temps. Dans un second paragraphe, des résultats d'essais d'inondation en laboratoire seront présentés et interprétés,

notamment sur la base du modèle de microstructure. On verra quels enseignements peuvent en être tirés pour la conception.

Problématique

De même que les talus, les bases de remblais **(figure 22)** peuvent constituer un enjeu important pour certains projets caractérisés par exemple par des zones humides ou inondables ou par des remblais de grande hauteur, dans des contextes de déficit en matériaux insensibles à l'eau. Dans ces différents cas de figure, les bases de remblais doivent faire l'objet d'un soin particulier destiné à limiter les risques de tassements de l'ouvrage sous son poids propre, notamment face à un risque d'inondation. L'objectif est de limiter l'effet des deux principaux facteurs néfastes à la stabilité de l'ouvrage :
– l'humidification voire la saturation du sol, soit par des infiltrations venant de la plate-forme ou des talus, soit par la mise en charge hydraulique au moment des inondations, le cas échéant ;
– la contrainte verticale qui augmente lorsque la hauteur de remblai augmente.

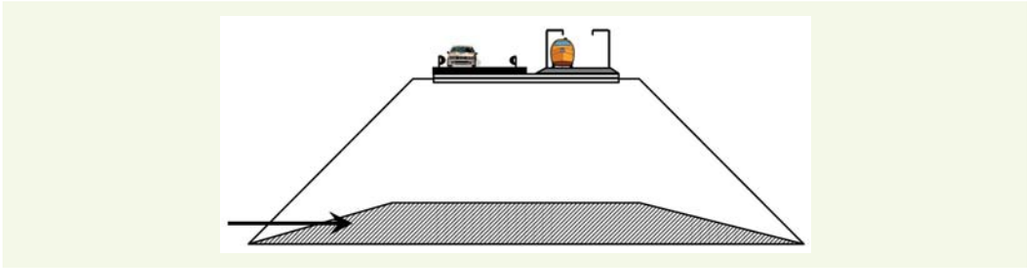


figure 22
Représentation schématique des parties de bases de remblai concernées par le risque de tassement par inondation.

Pour limiter ce risque, les préconisations suivantes sont généralement adoptées **[16]** :
– utiliser des sols insensibles à l'eau dans les bases de remblais inondables et/ou de plus de 10-15 mètres de hauteur ;
– adopter un taux de compactage plus élevé que les prescriptions classiques dans les bases de remblais de grande hauteur ;
– éviter l'utilisation de sols à l'état sec, dont le compactage est difficile et la stabilité à long terme mal justifiée.

De même que pour les talus, ces préconisations résultent du constat fait sur le comportement des ouvrages, ce qui leur octroie une forte légitimité. Néanmoins, cette approche empirique permet difficilement de proposer une quantification justifiée des seuils adoptés, par exemple pour les taux de compactage à appliquer dans les bases de remblais de grande hauteur, ou pour le choix des matériaux acceptables ou non.

Pour tenter de répondre à cette nécessité, des essais d'inondation sous contrainte ont été réalisés sur deux sols fins, afin d'évaluer l'impact de la nature et du taux de compactage sur le comportement des bases de remblais soumis à des sollicitations importantes (inondation, contrainte verticale élevée).

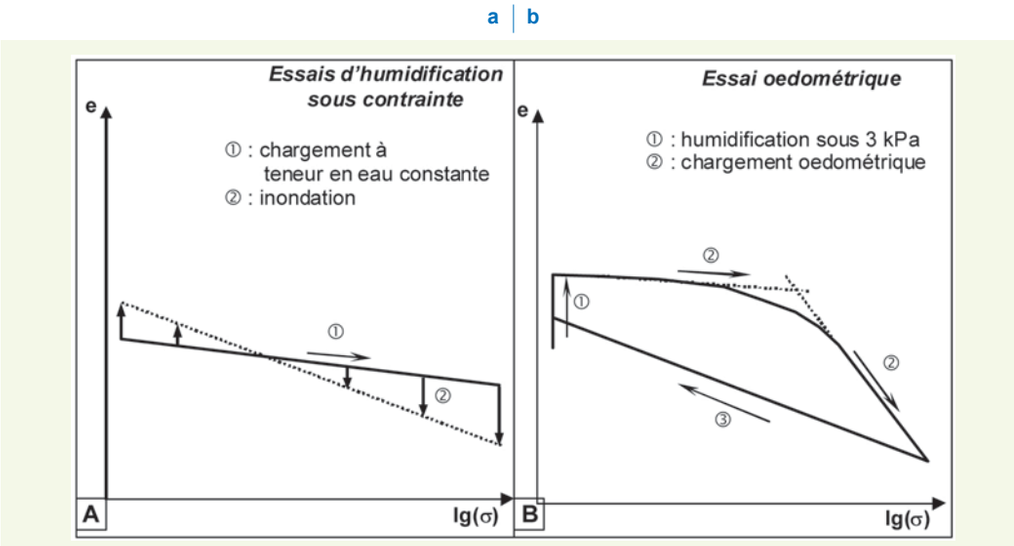
Comportement à l'inondation sous contrainte

Des essais en cellules œdométriques ont été réalisés sur un limon et une argile très plastique et sont de deux types :
– des essais dits d'inondation sous contrainte **(figure 23a)**, réalisés sur les deux sols, consistant à compacter les échantillons directement dans une cellule œdométrique, à les soumettre à une contrainte verticale (phase de « chargement à teneur en eau constante »), à attendre la stabilisation

sous cette contrainte puis à inonder la cellule pour saturer l'échantillon (phase « inondation »). Les données tirées ici de cet essai sont l'indice des vides après compactage, l'indice des vides après chargement à teneur en eau constante et l'indice des vides après inondation. La procédure reprend un certain nombre de points décrits dans la norme XP P 94 091 ;

– des essais de type œdométrique **(figure 23b)**, réalisés uniquement sur le limon, dérogeant légèrement à la norme NF P 94 90-1, puisque l'inondation est réalisée sous une très faible charge (3 kPa) et que le sol est soumis à un chargement progressif uniquement après stabilisation sous cette contrainte.

figure 23
Représentation schématique des chemins de sollicitation dans les essais d'inondation sous contrainte (A) et les essais œdométriques (B).



› Cas d'une argile très plastique

L'argile étudiée est l'argile A34 (*cf.* **tableau 1**) qui a fait l'objet des essais dans les deux précédentes parties. Les essais d'inondation ont été réalisés sur des échantillons compactés à une teneur en eau de 22 % (état sec au sens du GTR), à différentes masses volumiques sèches et sous des contraintes verticales comprises entre 3 et 1 400 kPa. La contrainte de 1 400 kPa n'a été utilisée que dans un but de recherche sur les phénomènes, puisqu'elle correspondrait à une hauteur de remblai de plus de 70 mètres, valeur irréaliste.

Les résultats des essais ont été reportés dans le diagramme représentant l'indice des vides des échantillons aux différentes étapes de l'essai en fonction de l'indice des vides inter-agrégats initial, tel que défini par le modèle de microstructure dans l'équation **(2)**. Lors du chargement à teneur en eau constante **(figure 24)**, on observe deux phénomènes :

– en dessous d'une contrainte verticale de 100 kPa, la diminution d'indice des vides due au chargement reste faible voire négligeable et ce n'est qu'à partir de 200 kPa, c'est-à-dire l'équivalent d'un remblai de 10 mètres environ, que des tassements deviennent significatifs, en particulier pour les échantillons les moins compactés. Ceci résulte notamment du fait que le sol est dans un état sec, ce qui réduit sa compressibilité ;

– on voit apparaître une relation linéaire entre l'indice des vides après chargement et l'indice des vides inter-agrégats initial. On observe que l'augmentation de la contrainte génère une diminution forte de la pente de cette relation linéaire, jusqu'à la réduire à « zéro » sous une contrainte de 1 400 kPa.

Après inondation des cellules, la représentation de l'indice des vides des échantillons en fonction de l'indice des vides inter-agrégats initial **(figure 25)** fait apparaître une nouvelle relation linéaire entre ces deux paramètres, quelle que soit la contrainte verticale. On constate que, pour les faibles contraintes verticales, c'est-à-dire de 3 à 30 kPa, l'inondation engendre une augmentation de l'indice des vides illustrant le gonflement des échantillons. Pour les plus fortes contraintes, c'est-à-dire

figure 24
Indice des vides après chargement à teneur en eau constante (et avant inondation) d'une argile très plastique compactée à l'état sec, dans le diagramme $e_{i\text{-}ag,i}/e$.

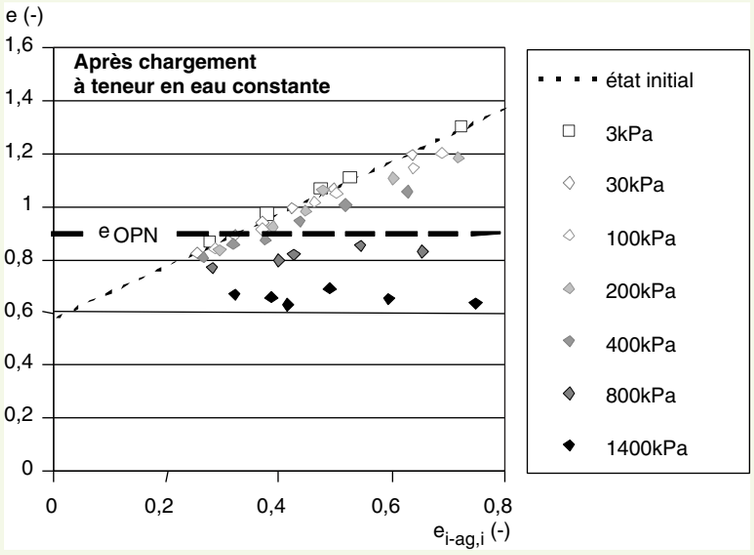
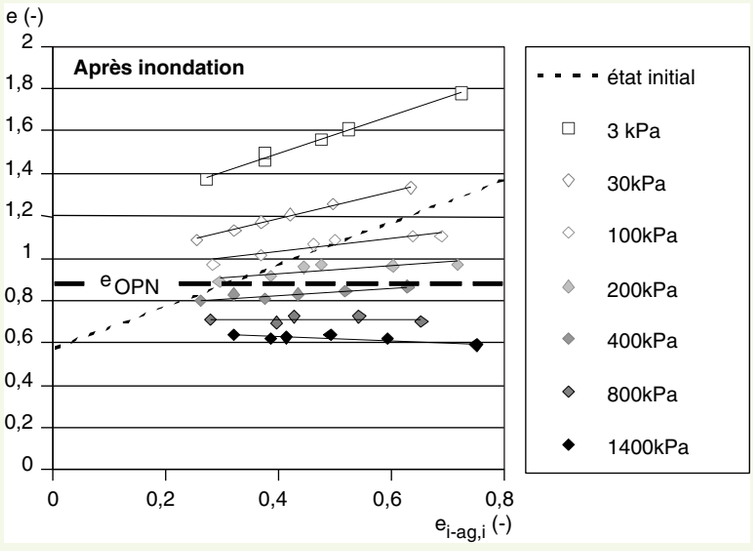


figure 25
Indice des vides après inondation d'une argile très plastique compactée à l'état sec et à différents indices des vides initiaux.



au-delà de 400 kPa (20 mètres de hauteur de remblai), l'inondation génère systématiquement un tassement. Entre 30 et 400 kPa, le comportement des échantillons dépend de leur indice des vides inter-agrégats initial : les échantillons les plus compactés (faible indice des vides inter-agrégats initial) gonflent alors que les échantillons les moins compactés tassent.

La détermination des paramètres des relations linéaires entre indice des vides total et indice des vides inter-agrégats initial peut donc être réalisée :
– après chargement à teneur en eau constante et après inondation ;
– pour toutes les contraintes verticales.

La représentation de l'ordonnée à l'origine et de la pente, après chargement et après inondation, en fonction de la contrainte verticale **(figure 26)** montre que :
– l'ordonnée à l'origine après chargement à teneur en eau constante ne dépend pas de manière claire de la contrainte verticale, contrairement à l'ordonnée à l'origine après inondation, qui diminue lorsque la contrainte verticale augmente. On notera que l'ordonnée à l'origine après inondation est toujours supérieure ou égale à l'ordonnée à l'origine après chargement à teneur en eau constante.

figure 26
Influence de la contrainte verticale sur l'ordonnée à l'origine et la pente de la relation linéaire observée dans le diagramme $e_{i\text{-}ag,f}/e$ (figures 23 et 24).

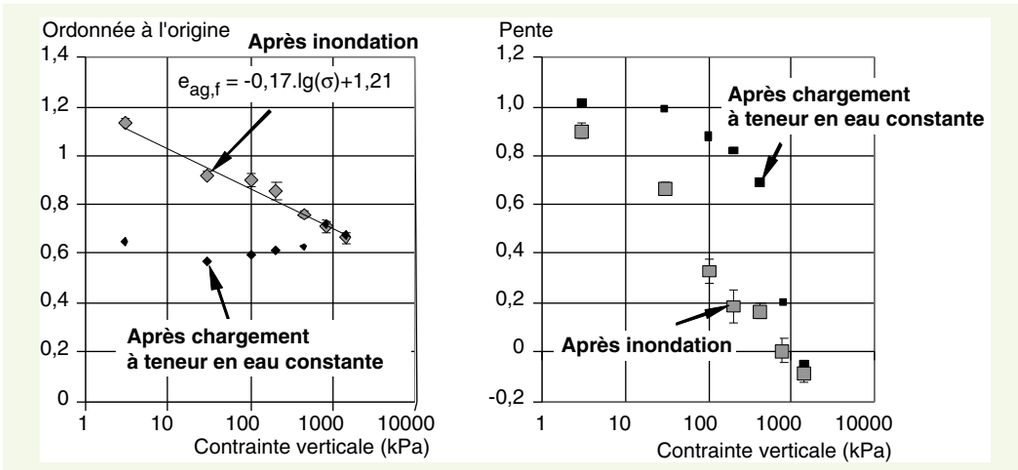
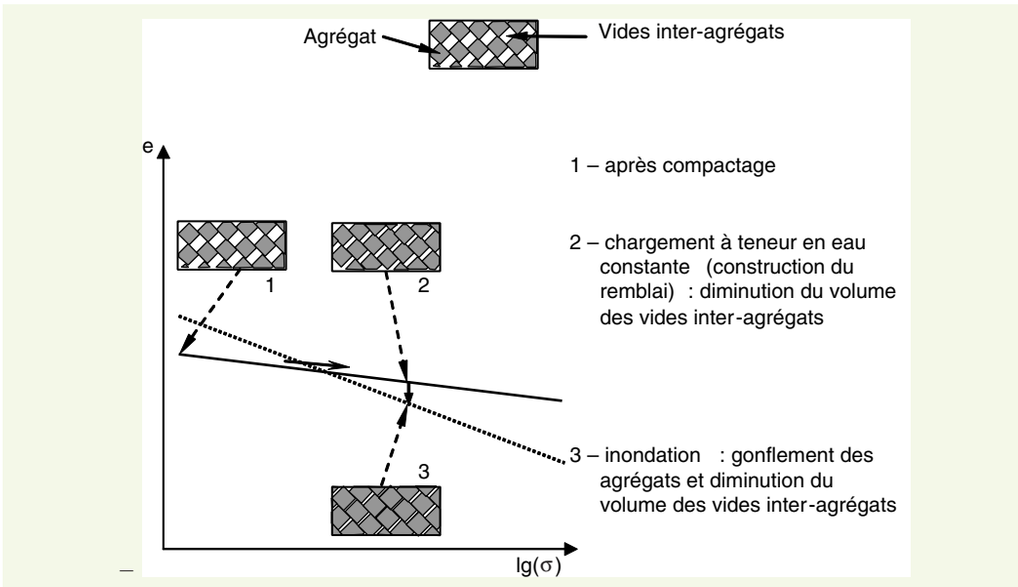


figure 27
Interprétation microstructurale de l'effet du chargement à teneur en eau constante et de l'inondation dans le cas de l'essai d'inondation sous contrainte.

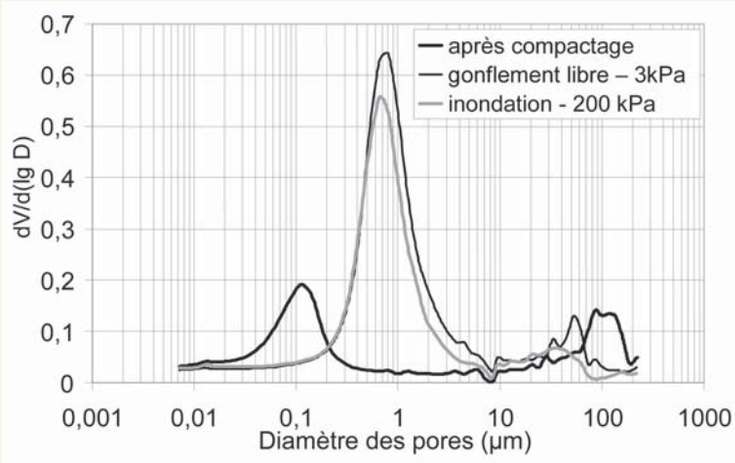


Ceci signifie, en termes de microstructure, que l'inondation génère systématiquement un gonflement des agrégats, ce qui s'explique par la forte activité de cette argile **(figure 27)** ;

– la pente, égale à 1 après compactage, n'est affectée par le chargement à teneur en eau constante qu'à partir d'une contrainte verticale de 100 kPa. On peut noter que ce chargement à teneur en eau constante sous 1 400 kPa amène la pente à une valeur légèrement négative, ce qui signifierait que tous les vides inter-agrégats ont disparu, avant même l'inondation. Après inondation, la pente diminue pour les contraintes inférieures à 1 400 kPa et sa valeur finale présente une relation semi-logarithmique avec la contrainte verticale. Une pente nulle est atteinte sous 800 kPa, alors qu'elle était de 0,2 avant inondation, ce qui signifie que la construction d'un remblai de 40 mètres de hauteur réalisé avec ce matériau conduirait à l'élimination de 80 % des vides inter-agrégats initiaux **(figure 27)** et que son inondation conduirait à l'élimination des 20 % restant.

Cette interprétation en termes de microstructure a pu être confrontée à des mesures de porosimétrie au mercure sur des échantillons peu compactés d'argile A34 avant et après inondation sous 3 et 200 kPa **(figure 28)**. On constate notamment que l'inondation sous 200 kPa conduit à une diminution du volume des plus gros pores (diamètre supérieur à 10 µm), alors que les pores les plus petits (diamètre inférieur à 10 µm) ont augmenté de taille et de volume et leur distribution est très proche de celle résultant du gonflement libre. On retrouve bien dans ces résultats la diminution du volume des vides inter-agrégats (plus gros pores) et le gonflement des agrégats (augmentation du volume des plus petits pores).

figure 28
Influence de l'indice des vides sur la distribution des tailles de pores avant et après inondation sous 3 et 200 kPa (cas d'un sol peu compacté à l'état initial).



› Cas d'un limon

Des essais d'inondation sous contrainte en cellules œdométriques ont été réalisés sur un limon moyennement plastique de la région de Goderville, en Normandie **(tableau 2)**.

tableau 2
Résultats des principaux essais d'identification sur le limon de Goderville.

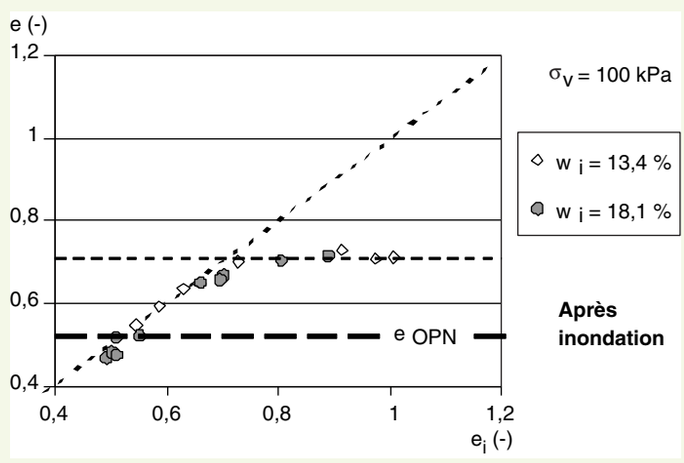
w_L (%)	I_P	$C_2\mu m$ (%)	ρ_s (mg/m³)	w_{OPN} (%)	$\rho_{d,OPN}$ (mg/m³)	Valeur de bleu (g/100 g)	CEC (cmol+/kg)
41,2	19,3	35	2,67	17	1,75	3,48	12,5

Les résultats des essais réalisés sur des échantillons compactés à deux teneurs en eau initiales, différentes masses volumiques sèches initiales et sous une contrainte verticale de 100 kPa ont été reportés dans un diagramme représentant l'indice des vides après inondation en fonction de l'indice des vides initial **(figure 29)**. Deux points sont particulièrement notables :

– il n'y a pas de relation linéaire entre l'indice des vides après inondation et l'indice des vides avant inondation. Il n'y aurait donc pas non plus de relation linéaire entre l'indice des vides après inondation et l'indice des vides inter-agrégats initial, ce qui rend le modèle de microstructure peu utile à l'interprétation de ces résultats. C'est là une différence notable par rapport à l'argile A34 (*cf.* **figure 25**), ce qui montre que ces deux sols présentent des comportements fondamentalement différents ;

– les échantillons présentent un comportement très différent selon leur indice des vides initial. Les échantillons les plus compactés (faible indice des vides), sont peu affectés par l'inondation

figure 29
Indice des vides après inondation sous 100 kPa d'un limon compacté à l'état sec (w_i = 13,4 %) et moyen (w_i = 18,1 %), dans le diagramme e_f/e.



et l'indice des vides final est très proche de l'indice des vides après compactage. À l'inverse, les échantillons les moins compactés (fort indice des vides) présentent un tassement important après inondation, ce qui confirme l'importance de l'état initial sur le risque de tassement **[20]**. Ce tassement conduit à un indice des vides final qui paraît ne dépendre ni de l'indice des vides initial, ni de la teneur en eau initiale. On notera en particulier que l'indice des vides après tassement est le même pour un sol légèrement humide (w = 18,1 %) que pour un sol à l'état hydrique sec (w = 13,4 %).

Le seuil de comportement entre les échantillons fortement compactés et les échantillons peu compactés correspond en fait au passage des frontières du domaine élastique, établi dans le plan succion/contrainte par le modèle de Barcelone **[21]**. Plus l'indice des vides initial est fort et plus cette frontière (notée LC, pour *Loading-Collapse*) est décalée vers les faibles contraintes **(figure 30)**. Autrement dit, plus les sols sont compactés et plus la contrainte doit être élevée pour que l'inondation conduise à un tassement.

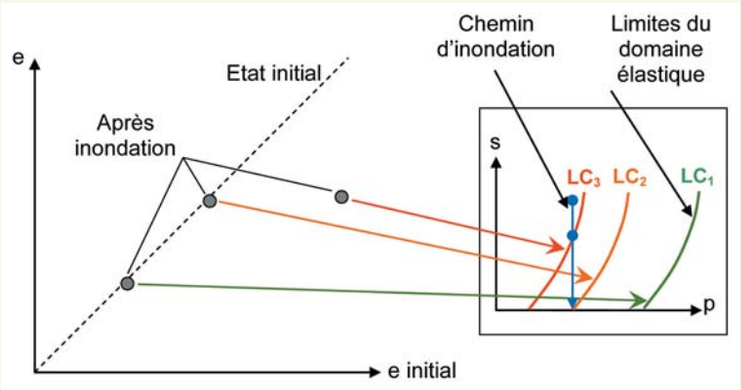


figure 30
Influence de l'indice des vides initial sur la position du domaine élastique dans le modèle de Barcelone **[21]**.

Ces essais ont été reproduits sous d'autres contraintes verticales, pour une seule valeur de teneur en eau initiale mais pour différents indices des vides initiaux **(figure 31)**. On peut constater que ce phénomène à seuil est observable pour les contraintes supérieures ou égales à 100 kPa.

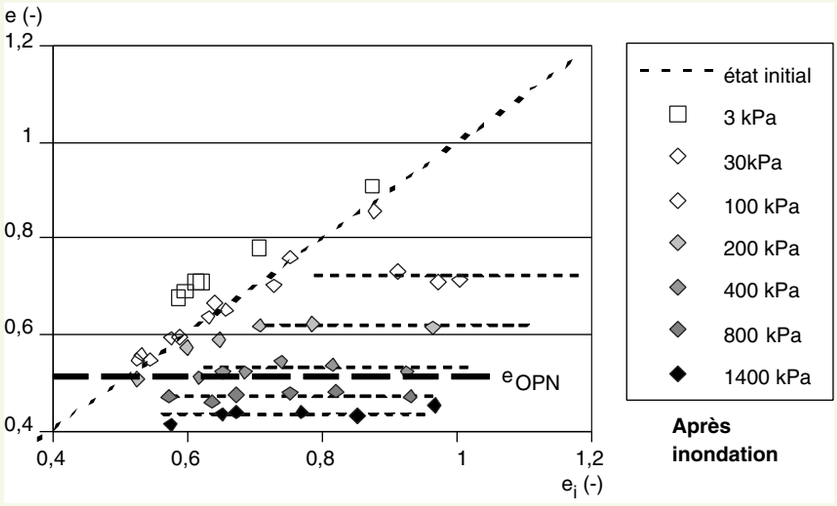
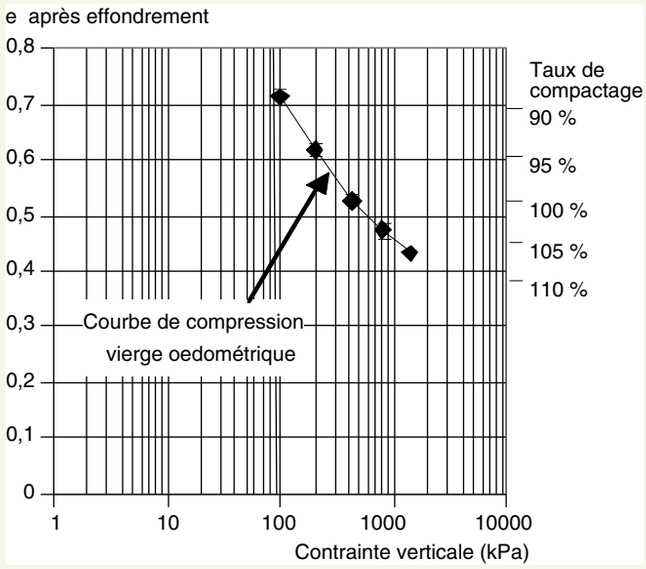


figure 31
Indice des vides après inondation sous différentes contraintes verticales d'un limon compacté à l'état sec, dans le diagramme e_i/e.

En reportant l'indice des vides moyen après tassement des échantillons les moins compactés en fonction de la contrainte verticale **(figure 32)**, on peut constater que ces deux paramètres présentent une relation semi-logarithmique. Cette relation correspond très exactement à la courbe de compression vierge obtenue lors d'un essai œdométrique saturé sur un échantillon peu compacté. Ainsi, il

serait possible de déterminer l'indice des vides à obtenir dans le corps de remblai pour éviter les déformations par inondation, en prenant en compte la hauteur de remblai, simplement grâce à un essai œdométrique. Cette idée a été confrontée avec succès au comportement réel d'un remblai expérimental soumis à une inondation **[22]**.

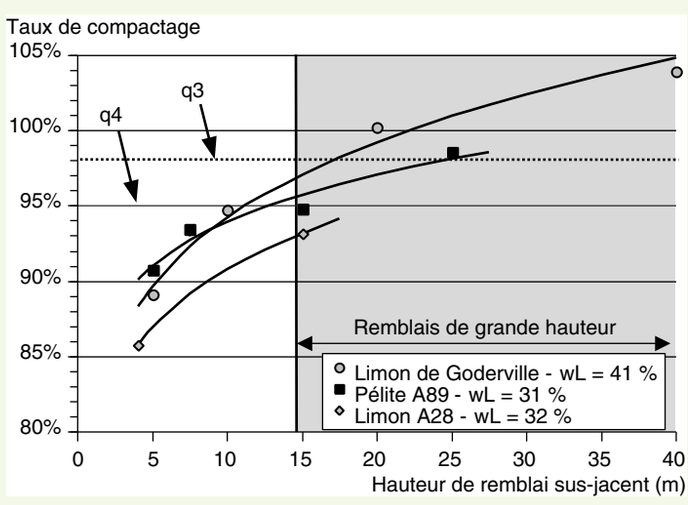
figure 32
Influence de la contrainte verticale sur l'indice des vides après tassement par inondation d'échantillons peu compactés.



Cette relation indique aussi qu'un taux de compactage supérieur à 92-95 % est nécessaire pour assurer la stabilité à l'inondation des échantillons sous une contrainte de 200-300 kPa. Autrement dit, la base d'un remblai de 10-15 mètres de hauteur, soumise à une contrainte de l'ordre de 200-300 kPa, ne subirait pas de tassement par inondation si elle était compactée à plus de 92-95 % de la masse volumique sèche à l'optimum Proctor normal, seuil qui correspond précisément à l'objectif de densification q4 appliqué aux remblais courants (c'est-à-dire de moins de 15 mètres de hauteur).

Ainsi, ces résultats obtenus par des essais de laboratoire paraissent cohérents avec une pratique qui a été définie de manière empirique par l'observation du compactage des ouvrages. On peut constater que la pratique pour les remblais courants a consisté à adopter des critères qui, d'après ces expérimentations, devraient s'appliquer à des remblais susceptibles d'être inondés. Ceci suggère que la conception empirique intègre implicitement des facteurs de sécurité « cachés », favorisant la durabilité des ouvrages. On notera de plus que, d'après ces résultats **(figure 33)**, l'objectif de densification q3 (taux de compactage moyen supérieur à 98 %) permettrait d'assurer la stabilité sous

figure 33
Influence de la hauteur de remblai sus-jacent sur le taux de compactage après tassement par inondation pour trois sols fins peu plastiques.



inondation de la base d'un remblai de 20-25 mètres de hauteur. On retrouve ici la notion d'adéquation entre taux de compactage et hauteur de remblai **[16]**.

Conséquences pour la conception

Les essais d'inondation réalisés sur un limon moyennement plastique (limon de Goderville) et sur une argile très plastique (argile A34) montrent que l'augmentation de l'indice de plasticité entre un sol de classe A2 et un sol de classe A4 a une signification très forte en termes de comportement, non seulement sur les difficultés de mise en œuvre sur chantier mais aussi sur les déformations générées par une inondation.

Ainsi, le limon présente un comportement finalement assez simple en cas d'inondation où, en résumé, les échantillons « bien » compactés ne subissent qu'une déformation négligeable alors que les échantillons « mal » compactés tassent jusqu'à une valeur qui ne dépend que de la contrainte verticale. Pour s'affranchir du risque de tassement par inondation, il suffirait donc de déterminer la courbe œdométrique pour fixer le taux de compactage à adopter lors de la construction de l'ouvrage, ce qui permettrait de prendre en compte la hauteur de remblai sus-jacent **(figure 34)**. C'est donc une méthode intéressante pour les remblais de grande hauteur construits en sols fins (plus de 15 mètres), pour lesquels aucune méthodologie ne permettait jusqu'alors de déterminer le taux de compactage à adopter. Par ailleurs, cette approche pourrait aussi être utilisée pour le diagnostic des remblais existants **(figure 34)**, en déterminant un profil vertical de masse volumique sèche et en vérifiant que les masses volumiques sèches sont toujours supérieures à celles données par la courbe œdométrique à la profondeur correspondante.

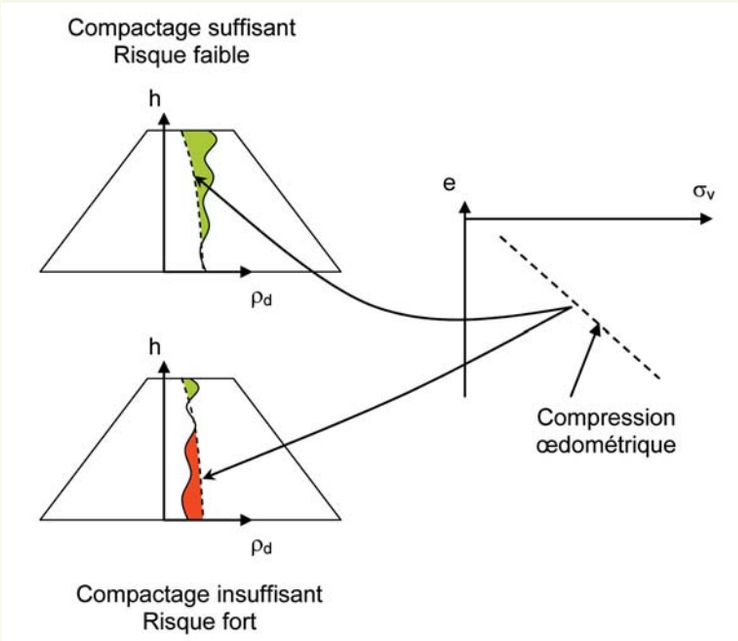


figure 34
Principe d'utilisation de la courbe de compression œdométrique comme référence de compactage pour les sols fins peu plastiques.

On notera toutefois que pour les sols comportant trop d'éléments grossiers, cette méthodologie n'est pas applicable puisque la courbe œdométrique ne peut pas être déterminée. Enfin, il faut aussi insister sur le fait que, pour les remblais de hauteur courante (moins de 10 mètres), les tableaux de compactage du GTR doivent rester la règle, dans la mesure où l'objectif de densification q4, visé par ces tableaux, sert d'autres objectifs que le tassement par inondation et permet notamment d'homogénéiser le corps de remblai, d'obtenir une résistance au cisaillement indispensable à la stabilité des talus ou encore de réduire la perméabilité du corps de remblais.

Le cas de l'argile très plastique est beaucoup plus complexe que celui du limon, dans la mesure où l'état final dépend très fortement de l'état initial (*cf.* **figure 25**). Si l'on voulait adopter la démarche

précédente, valable uniquement pour les sols fins peu plastiques, le taux de compactage à adopter pour prévenir les déformations par inondation dépendrait non seulement de la position dans l'ouvrage mais aussi de la teneur en eau du sol. Vue l'hétérogénéité naturelle de ce paramètre, la définition des taux de compactage nécessiterait une détermination fine et en continu de l'état hydrique des matériaux lors de la construction et une adaptation de l'énergie de compactage à appliquer, ce qui nécessiterait des outils dont on ne dispose pas encore sur les chantiers. Mais surtout, les déformations engendrées par l'inondation d'une argile très plastique peuvent atteindre une telle ampleur que la limitation de leur utilisation en corps de remblai sans traitement ou sans protection particulière paraît être la règle la plus raisonnable. Cette conclusion ne fait que conforter la pratique courante dans le domaine des terrassements et met en évidence le besoin d'approfondir les recherches sur le traitement des argiles très plastiques, dont il apparaît que la réutilisation est envisageable dans des conditions favorables **[23]**.

CONCLUSIONS

Les résultats présentés ici montrent que l'étude des conditions de réutilisation des sols dans les corps de remblais peut constituer un travail délicat, dès lors que l'on s'intéresse à des matériaux pour lesquels on dispose de peu d'expérience (sols très argileux) ou que leur réutilisation est envisagée dans des ouvrages particuliers (remblais de grande hauteur, remblais en zone inondable). Le modèle de microstructure qui a été développé n'a pas vocation à être utilisé directement dans la pratique mais on a pu montrer ici qu'il permet de décrire et d'expliquer les phénomènes associés aux déformations par variations d'état hydrique. Ainsi, plus que les équations du modèle, ce sont en effet surtout les principes de fonctionnement du sol à l'échelle des particules qui en sont tirés qu'il peut être utile de retenir. On a pu voir que ces grands principes permettent :

– d'expliquer l'influence couplée de la masse volumique sèche et de la teneur en eau initiale des sols compactés sur leur potentiel gonflement, en décrivant l'état final des échantillons en fonction de leur volume de vides inter-agrégats ;

– d'expliquer les déformations réversibles et irréversibles observées lors des cycles séchage-humidification par une évolution différente des volumes de vides intra et inter-agrégats ;

– de décrire l'influence de la contrainte verticale sur l'état final des sols soumis à une inondation sous charge mécanique, et de montrer par exemple que dans une argile très plastique, le tassement sous forte contrainte n'est pas nécessairement associé à un tassement des agrégats argileux mais, plus certainement, à une élimination des vides inter-agrégats.

Étonnamment, le modèle de microstructure est aussi intéressant pour les sols auxquels ils ne s'appliquent pas, comme par exemple dans le cas du comportement à l'inondation du limon de Goderville. En effet, le fait que le modèle de microstructure, développé pour décrire les sols argileux, ne soit pas utile pour décrire le comportement d'un limon montre qu'il existe un seuil de comportement fondamental entre les sols fins peu plastiques et les véritables argiles et que la distinction entre les sols fins dans le GTR ne résulte pas d'une vue de l'esprit destinée à placer des sols dans des cases. Elle reflète de réelles différences de comportement, non seulement sur le chantier, mais aussi à long terme lors d'une inondation par exemple.

On a cherché ici à extraire de ces résultats scientifiques des informations apportant de nouveaux outils pour la conception, ce qui s'est avéré possible pour deux sujets : les talus et les bases de remblais. Pour ces deux sujets, si un seul mot devait ressortir, ce serait sans nul doute le terme « compactage ». Qu'il s'agisse de la reptation des talus ou du tassement dans les bases de remblais, les résultats expérimentaux en laboratoire et sur ouvrages en grandeur réelle conduisent systématiquement à mettre en évidence l'importance que revêt ce paramètre dans le comportement à long terme des remblais. Les résultats ont donc été exploités pour tenter d'aller jusqu'à la quantification des taux de compactage à adopter en regard des fonctions à assurer dans l'ouvrage. Cette démarche n'a pas permis d'aboutir à une quantification pour les talus, mais elle a en revanche conduit à une

méthodologie utilisable pour adapter les taux de compactage à la hauteur de remblais pour les sols peu plastiques.

Ces résultats laissent encore des zones d'ombres sur un certain nombre de sujets d'importance, notamment dans la perspective d'une utilisation maximale des sols dans les projets de terrassements. Parmi ces sujets, la question du traitement à la chaux et/ou aux liants hydrauliques revêtira une place majeure dans la mesure où ces techniques constituent les principaux outils d'optimisation de la réutilisation des sols. Leurs effets mécaniques ou hydrauliques et la durabilité de ces effets constituent néanmoins des points dont le développement permettrait certainement des avancées notables dans la conception.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

1 **Mieussens C.**, Déformations cycliques et irréversibles dans les remblais argileux, *Revue française de Géotechnique,* **2000, 90**, 47-59.

2 **Delage P., Fry J.-J.**, Comportement des sols compactés : apports de la mécanique des sols non saturés, *Revue française de Géotechnique,* **2000, 92**, 17-29.

3 **Noorany I.**, Structural fills: design, construction and performance review, in *Unsaturated soil engineering practice,* Proceedings of sessions on unsaturated soils at Geo-Logan 97 sponsored by the Geo-institute of the ASCE, Logan, Utah, July 15-19, **1997**, 233-254.

4 **Miller G.A., Muraleetharan K.K., Lim Y.Y.,** Wetting-induced settlement of compacted-fill embankments, *Journal of the Transportation Research Record,* **2001, 1755**, Paper 01-0294, 111-118.

5 **SETRA-LCPC,** *Réalisation des remblais et des couches de forme* (GTR), Guide technique SETRA-LCPC, **2000,** 2 fascicules, 98 et 102 pages.

6 **SETRA-LCPC,** *Traitement des sols à la chaux et/ou aux liants hydrauliques. Application à la réalisation des remblais et des couches de forme,* Guide technique SETRA-LCPC, **2000,** 240 pages.

7 **Tessier D.,** *Étude expérimentale de l'organisation des matériaux argileux. Hydratation, gonflement et structuration au cours de la dessiccation et de la réhumectation,* INRA, thèse de doctorat ès sciences de l'Université de Paris VII, **1984,** 362 pages.

8 **Benett R.H., Hulbert M.H.,** *Clay microstructure,* International human resources development corporation, Boston, **1986,** 161 pages.

9 **Gimenez D., Allmaras R.R., Nater E.A., Huggins D.R.,** Fractal dimensions for volume and surface of interaggregate pores – scale effects, *Geoderma,* **1997, 77, 1,** 19-38.

10 **Delage P., Audiguier M., Cui Y.J., Howat M.D.,** Microstructure of a compacted silt, *Canadian Geotechnical Journal*, **1996, 33, 1,** 150-158.

11 **Wan A.W., Gray M.N., Graham J.,** On the relations of suction, moisture content and soils structure in compacted clays, *Proceedings of the first international conference on unsaturated soils, UNSAT'95,* Paris, France, 6-8 sept **1995**, 215-222.

12 **Ferber V.,** *Déformations induites par l'humidification des sols fins compactés. Apport d'un modèle de microstructure,* **2006**, ERLPC, GT80, 321 pages.

13 **Ferber V., Auriol J.-C., Cui Y.J., Magnan J.-P.,** Wetting-induced volume changes in compacted silty clays and high-plasticity clays, *Canadian Geotechnical Journal*, **2008, 45, 2**, 252-265.

14 **Holtz W.G., Gibbs H.J.,** Engineering properties of expansive clays, *Trans. ASCE,* **1956, 121**, 641-663.

15 **Seed H.B., Woodward R.J., Lundgren R.,** Prediction of swelling potential for compacted clays, *Journal of the soil mechanics and foundation division, ASCE,* **1962**, SM3, 53-87.

16 **Puech J.-P.,** Géotechnique et projets de terrassements autoroutiers, *Travaux,* juil-août **1989**, 17 pages.

17 **Auriol J.-C., Havard H., Mieussens C., Queyroi D.,** Résultats d'enquêtes sur la pathologie des remblais en service, *Routes/Roads,* **2000, 306,** pp. 57-74.

18 **Delage P., Cui Y.J.**, L'eau dans les sols non saturés, *Techniques de l'ingénieur, Construction,* **2000**, C **301**, 20 pages.

19 **Alonso E.E., Vaunat J., Gens A.,** Modelling the mechanical behaviour of expansive clays, *Engineering Geology,* **1999**, **54, 2**, 173-183.

20 **Lawton E.C., Fragaszy R.J., Hetherington M.D.,** Review of wetting-induced collapse in compacted soil, *Journal of Geotechnical Engineering,* **1992**, 118, 9, 1376-1394.

21 **Alonso E.E., Gens A., Josa A.**, A constitutive model for partially saturated soils, *Géotechnique,* **1990**, **40, 3**, 405-430.

22 **Vinceslas G., Khay M., Sagnard N., Ferber V.,** Variations d'état hydrique dans les remblais : instrumentation et suivi du comportement, *Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées,* **2009, 274**, 5-30.

23 **Berche V., Jeanjean P., Rossigny P., Ferber V., Quibel A.,** Réutilisation d'argiles très plastiques en corps de remblais routiers : expérimentations sur le chantier de l'autoroute A34 (Charleville-Réthel), *Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées,* **2009, 274**, 31-46.