Influence du retrait et de la variabilité naturelle des sols argileux sur le comportement des fondations de maisons individuelles

A. DENIS,

S. M. ELACHACHI, H. NI-
ANDOU,
M. CHRÉTIEN

Université Bordeaux I,
CDGA-GHYMAC
Avenue des Facultés
33605 Talence

a.denis@cdga.u-bordeaux1.fr

Résumé

Les maisons individuelles sont particulièrement sensibles aux tassements différentiels provoqués par les phénomènes de retrait-gonflement des sols argileux. La reconnaissance sur les sites de construction de la présence de sols argileux est donc primordiale. La méthode VLF-R (Very Low Frequency) en mode résistivité (R), testée sur un site de 25 000 m², s'avère être un outil performant pour atteindre cet objectif mais également pour mettre en évidence la variabilité lithologique des sols sur un site. De telles informations sont ensuite utilisées dans un modèle simple de comportement de semelle filante sur sol élastique (modèle de Winkler) développé en éléments finis. Ce modèle permet d'évaluer l'amplitude des tassements différentiels et des moments fléchissants dans une semelle filante en fonction de la variabilité longitudinale des propriétés du sol et d'un retrait du sol sous la fondation. Il apparaît que la variabilité des propriétés mécaniques des sols, tout comme un retrait, entraînent des déplacements et des efforts internes dans la fondation qui peuvent être dommageables pour la structure.

Mots-clés : interaction sol-structure, variabilité spatiale, retrait, argile, Very Low Frequency (VLF), résistivité.

Effects of shrinkage and longitudinal variability of clayey soil on wall foundations of residential constructions

Abstract

Differential movements of wall foundations are a common problem in lot of areas, where residential constructions rest on sensitive clay soils. Young as older structures, without any history of minimal differential movement before, can develop foundations problems in a very short time due to changing soil moisture during an extended dry period. Wall footings for residential construction are usually of dimensions to satisfy local buildings code, nevertheless in many cases, soil investigations are not performed and action due to sensitive clay soil and longitudinal variability of soil properties are not considered in the wall footing design. First, we show the ability of the VLF-R (Very Low Frequency - Resistivity mode) method to provide qualitative resistivity information on the soil variability and the presence of clay soil on a test site. Then, a simple model, based on a beam on an elastic soil foundation, describes the soil-structure interaction. This model is developed through a finite element model in which a 1D structure (wall footing) rests on a spatially varying soil, described with Winkler-type springs. This model is used to study induced effects of soil variations (described by the means of a spatial correlation function), shrinkage, differential settlements and critical bending moment values that cannot be predicted if the soil is assumed homogeneous or shrinkage left out under the wall footing. These different results give some tracks to revise the wall foundation design accordingly.

Key words: Soil-structure interaction, spatial variability, shrinkage, clay soil, Very Low Frequency (VLF), resistivity.

NDLR : Les discussions sur cet article sont acceptées jusqu'au 30 avril 2008.

Introduction

Les phénomènes de retrait-gonflement des sols argileux induisent des mouvements différentiels susceptibles de provoquer des désordres importants aux maisons individuelles et constituent, après les inondations, le deuxième poste indemnisé dans le cadre du régime des catastrophes naturelles. Ces constructions, légères et de faible rigidité structurale, se caractérisent par des fondations de type filante avec un faible encastrement (D) entre 0,5 et 1 m, une largeur (B) comprise entre 0,40 et 0,50 m pour une hauteur (H) de 0,30 m. Leur taille réduite et leur encastrement (relativement important par rapport à leur dimension : $D/B \geq 1$) sortent des normes usuelles de calcul des fondations superficielles pour les bâtiments. Dans les cas les plus courants, elles ne sont pas dimensionnées et laissées à l'appréciation du savoir faire du constructeur ; dans l'hypothèse d'un sol homogène, même de caractéristiques mécaniques médiocres, la capacité portante est souvent suffisante et les tassements faibles.

Dans cet article, on s'intéresse, à la répartition spatiale des sols qu'il est possible d'obtenir à partir d'une méthode de reconnaissance géophysique, puis à l'influence de la variabilité naturelle des propriétés mécaniques des sols et, dans le cas d'un sol argileux, à l'influence du retrait du sol de fondation sur les efforts internes engendrés dans une semelle de fondation. Il ne s'agit pas de revenir sur le dimensionnement des fondations superficielles pour les maisons individuelles, mais bien d'identifier l'importance de la variabilité spatiale des propriétés des sols et d'un retrait du sol sur le comportement des fondations superficielles. Une première partie illustre la forte hétérogénéité des sols de fondation sur un site qui a fait l'objet d'une reconnaissance géophysique par une méthode électromagnétique de type VLF-R (Very Low Frequency en mode Résistivité), de forages tarières, d'essais pressiométriques et d'essais en laboratoire. Dans une seconde partie, les informations recueillies sur la variabilité des sols et la présence de sol argileux susceptibles de présenter un retrait ont permis de calculer les déplacements et les moments fléchissants de semelles filantes de maisons individuelles. Ces calculs seront conduits en représentant le sol par un modèle de Winkler qui, développé en éléments finis, présente l'avantage d'être un modèle simple d'utilisation et de pouvoir prendre en compte la variabilité spatiale des propriétés des sols.

Reconnaissance géotechnique du site d'étude

Le site d'étude, d'une superficie de 25 000 m², se situe sur la commune de Pessac (33). Une telle superficie a motivé la réalisation préalable, aux sondages tarières et pressiométriques, d'une campagne de reconnaissance géophysique, de type VLF-R, dont l'objectif était de qualifier l'homogénéité du site afin d'en déduire les zones les plus aptes à accueillir des constructions.

Contexte géologique

La commune de Pessac a été classée plusieurs fois en commune sinistrée entre les années 1989 et 2005. Le site d'étude est dans une zone de raccordement entre une terrasse supérieure et une terrasse moyenne. Ces formations superficielles sont bien connues dans le secteur comme présentant une forte hétérogénéité provenant à la fois des variations d'épaisseurs des alluvions et des variations latérales de faciès très brutales entre des alluvions sablo-graveleuses et des sols argileux. La carte d'aléa au phénomène de retrait-gonflement à l'échelle départementale et éditée par le BRGM situe cette zone d'étude en aléa moyen tel que le montre la figure 1.

FIG. 1 Carte d'aléa au phénomène de retrait-gonflement (source : BRGM) et localisation du site d'étude.
Shrinkage and swelling clay hazard map (BRGM) and localisation of the studied area.

Reconnaissance VLF-R

Une reconnaissance d'un site de grande surface par une méthode électromagnétique de type VLF (Very Low Frequency) en mode R (résistivité) est une alternative intéressante aux méthodes plus classiques telles que les méthodes électriques en courant continu (Benson *et al.*, 1997 ; Oskooi et Pedersen, 2005). Si ces dernières donnent des informations importantes sur la nature et la répartition des sols en surface et en profondeur (Spies, 1996 ; Denis *et al.*, 2002), elles présentent l'inconvénient d'une mise en œuvre nécessitant beaucoup de temps pour de telles surfaces. La méthode VLF utilise la puissance d'émetteurs radio dont les fréquences varient de 15 à 25 kHz. Les ondes émises, d'une grande puissance, induisent des courants électriques, dans les zones les plus conductrices du sol, qui génèrent à leur tour un champ magnétique secondaire qui peut être détecté à la surface du sol par la mesure de la déviation du champ normal. La profondeur d'inves-

Les points de mesures sont répartis sur des profils réguliers avec des espacements moyens de 10 m entre points de mesure. Les profils sont dans la direction est-ouest d'une longueur d'environ 150 m. L'ensemble de la campagne de reconnaissance comporte au total

272 points de mesure de la résistivité du sol (Fig. 2). La fréquence des ondes électromagnétiques de l'émetteur utilisé lors de ces mesures est de 16 kHz. La carte de résistivité des sols sur le site d'étude est présentée sur la figure 3. La résistivité s'étend d'un pôle argileux pour des valeurs entre 4 et 10 $\Omega.m$ à un pôle sableux pour des valeurs de résistivité supérieures à 50 $\Omega.m$. La répartition spatiale des valeurs de résistivité illustre l'hétérogénéité des formations superficielles sur ce site où dans sa partie nord l'on peut passer, en une trentaine de mètres, d'un sable à un sol argileux. Les zones de plus faible résistivité se situent essentiellement en parties ouest et est et semblent souligner un couloir de sol plus résistant pouvant correspondre à un comblement d'un paléochenal de direction nord-sud.

Fig. 3. Schéma d'implantation des points de mesure VLF, des tarières et des pressiomètres.
Localisation of VLF point measurements, auger drillings and pressuremeter tests on the studied area.

FIG. 3 Carte de la répartition de la résistivité sur le site d'étude. Méthode VLF-R (16 kHz).
Electrical resistivity subsurface imaging from VLF-R (16 kHz) measurements.

2.3

Reconnaissance géotechnique

Les sondages de reconnaissance (6 tarières à 8 m de profondeur) et essais *in situ* (13 pressiomètres entre 8 et 12 m de profondeur) ont permis de confirmer la répartition des formations superficielles reconnues par la méthode VLF-R. Les tarières T1 et T2 forées dans les zones de résistivités entre 0-10 $\Omega.m$ et 10-20 $\Omega.m$ montrent des sols argileux jusqu'à 7 m de profondeur, ce que confirme un classement en A3h obtenu avec les essais de laboratoires réalisés sur ces sols. La tarière T3 (zone entre 20-30 $\Omega.m$) met en évidence une argile sableuse entre 1,20 et 8 m de profondeur tandis que la tarière T5 (zone de résistivité comprise entre 30 et 40 $\Omega.m$) montre une argile sableuse avec lits de graviers. Pour les zones de résistivités supérieures, les tarières T4 (40-50 $\Omega.m$) et T5 (résistivité > 50 $\Omega.m$) montrent la présence d'un sable blanc et d'un sable à graviers. Les sondages pressiométriques, avec un essai tous les mètres, confirment également la répartition des formations argile, argile sableuse et sable de la carte de résistivité.

2.4

Estimation de la variabilité des propriétés des sols

Les différentes reconnaissances réalisées sur ce site d'étude mettent en évidence la variabilité de la nature

des formations superficielles sur une superficie de 25 000 m² et confirment, par la présence de sols argileux, le classement de cette zone en aléa moyen pour le retrait-gonflement. Si une telle zone venait à être urbanisée, sous la forme d'une zone pavillonnaire avec des parcelles de 1 000 m², on retrouverait sur chaque parcelle, mais à une autre échelle, une forte variabilité des sols. Nous aurions des parcelles avec un sol de même nature mais susceptible de présenter des phénomènes de retrait-gonflement, des parcelles à cheval sur des formations plus sableuses et des formations argileuses et, enfin, des parcelles où la présence d'un sol sableux sur toute la surface serait très favorable pour supporter n'importe quel type de construction. Cette variabilité lithologique des formations superficielles en milieu alluvionnaire est très classique et explique pourquoi, dans une même zone pavillonnaire, deux maisons voisines ne vont pas présenter les mêmes dommages suite à une période de déficit hydrique.

Le nombre de données disponibles ne permet pas d'entreprendre une étude fine de la variabilité des propriétés mécaniques des sols à l'échelle d'une parcelle de 1 000 m². A l'échelle du site, on dispose par contre de 13 essais pressiométriques Ménard dont l'interprétation donne les valeurs moyennes de module pressiométrique E_M entre 1 et 5 m de profondeur et de la pression limite Pl_M entre 1 et 2 m de profondeur (tableau I). Pour l'ensemble des sondages, on peut considérer que les sols sont homogènes jusqu'à 5 m de profondeur.

TABLEAU I Valeurs moyennes du module pressiométrique E_M et de pression limite P_{LM}

	FP1	FP2	FP3	FP4	FP5	FP6	FP7	FP8	FP9	FP10	FP11	FP12	FP13
E_M (MPa)	3,71	3,21	5,1	3,55	4,41	6,5	3,88	4,38	4,46	3,58	3,65	4,9	5,01
P_{LM} (MPa)	0,73	0,64	0,8	0,5	0,81	1,05	0,69	0,87	0,88	0,7	0,45	0,7	0,78
E_M/P_{LM}	5,08	5,02	6,38	7,1	5,44	6,19	5,62	5,03	5,07	5,11	8,11	7	6,42

Toutes lithologies confondues, les valeurs moyennes du module pressiométrique et de la pression limite, sont respectivement de 4,3 MPa et de 0,73 MPa avec un coefficient de variation pour ces deux variables d'environ 0,2. Le rapport E_M/P_{LM} est en moyenne de 6. La carte des résistivités ayant apporté une information de qualité sur la répartition spatiale de formations superficielles, il est tentant de rapprocher les valeurs de résistivité des valeurs de modules pressiométriques. La figure 4 présente la corrélation qu'il est possible d'établir entre ces deux variables. On obtient un coefficient de corrélation de 0,85 lorsque les sondages pressiométriques FP2 et FP 6 sont retirés ; ils présentent l'un comme l'autre une couche de nature différente en profondeur pouvant expliquer les valeurs de résistivités fortes pour FP2 et faibles pour FP6. Une carte de la répartition spatiale du module pressiométrique pourrait alors être déduite d'une telle relation entre ces deux variables.

FIG. 4 Représentation de la relation entre le module pressiométrique E_M et la résistivité du sol. Modulus E_M from pressuremeter test versus Resistivity from VLF-R.

Les calculs de portance et de tassements menés selon la méthode pressiométrique sont conduits avec les hypothèses suivantes : une semelle filante d'une longueur de 10 m, un encastrement $D = 1$ m, une largeur $B = 0,50$ m et une sollicitation du sol $F = 20$ kN/ml. Dans le cas le plus favorable d'un sol sableux, on obtient une contrainte de calcul $q = 0,65$ MPa et un tassement de 1,5 mm. Dans le cas d'une semelle filante reposant sur un sol argileux, on déduit une contrainte de calcul $q = 0,42$ MPa et un tassement de 3 mm. Par rapport aux charges transmises au sol, les semelles filantes ont les bonnes dimensions. Il est d'usage courant d'appliquer une méthode simple dites « méthode des bielles » pour le calcul des aciers dans les semelles filantes sous murs. Cette méthode s'intéresse uniquement à la section transversale de la semelle et suppose que les charges appliquées sont transmises au sol par des bielles obliques qui déterminent les efforts de traction devant être équilibrés par des armatures transversales. Le calcul des aciers menés par cette méthode avec les charges en pied de maçonnerie conduit à des quantités minimales

d'aciers transversaux et longitudinaux. Les aciers des fondations pour les maisons individuelles répondent, dans la plupart du temps, à un minimum requis pour assurer l'intégrité de la fondation sur le long terme.

Les calculs précédents pour déterminer la contrainte de calcul, le tassement ou la quantité d'acier dans une semelle filante, sont tous menés avec l'hypothèse d'un comportement homogène dans le sens longitudinal de la fondation. Dans la seconde partie de cet article, on étudie l'influence de la variabilité longitudinale des propriétés des sols et d'un retrait, dans le cas d'un sol argileux, sur le comportement longitudinal des semelles filantes des maisons individuelles.

3

Comportement des fondations superficielles

3.1

Le modèle de calcul

Dans les calculs usuels de dimensionnement des fondations superficielles, le comportement n'est modélisé que dans une section droite pour représenter le comportement transversal de l'élément de fondation. Dans le cas d'une semelle filante et tout particulièrement lorsque la variabilité longitudinale des propriétés mécaniques du sol est prise en compte, le comportement longitudinal de la semelle doit être étudié. L'interaction sol-semelle qui intervient alors amène un nouveau degré de complexité. L'Eurocode 2 (EN 1992 -1 -1) dans son annexe relative à l'interaction sol-structure précise les niveaux d'analyse à considérer selon la rigidité de la structure et propose d'évaluer la rigidité relative du système structural à partir de la relation suivante :

$$K_R = \frac{(E_s J_s)}{E_s I} \quad (1)$$

où $(E_s J_s)$ est la valeur approchée de la rigidité en flexion par unité de largeur de la structure étudiée, E le module de déformation du sol et I la longueur de la fondation. On fait l'hypothèse, dans cette première approche, que le seul système structural rigide est la fondation elle-même. La rigidité des murs en maçonnerie est négligée en raison de la liaison fragile entre la base des murs et la fondation. La figure 5 présente l'évolution de la rigidité relative en fonction de la longueur d'une semelle filante. Les valeurs obtenues pour la rigidité relative avec une hauteur de fondation de 0,30 m, un module de béton de 30 GPa et pour deux valeurs bien distinctes de module pressiométrique montrent, comme attendu, qu'un tel système de fondation est souple ($K_R < 0,5$) ; les pressions sont uniformes sous la semelle quel que soit

le type de sol tandis que le profil de déplacement va dépendre de la rigidité sol-ouvrage et du type de sol. Les valeurs de modules de déformation du sol introduites dans l'équation de K_R ont été calculées à partir de valeurs de modules pressiométriques (1 et 5 MPa) avec la relation :

$$E = a \cdot \frac{E_M}{\alpha} \quad (2)$$

avec E_M le module pressiométrique de Ménard, α le coefficient de structure (Cassan, 1978) et a un coefficient pouvant varier de 2 à 4 (Combarieu, 2006).

Un module de béton de 30 GPa correspond au module instantané pour un béton de la classe C20/25, un béton d'une classe supérieure conduirait à la même conclusion quant à la souplesse relative de la fondation.

FIG. 5 Évolution de la rigidité relative K_R d'une semelle filante en fonction de sa longueur avec une hauteur de semelle de 0,30 m, de largeur 0,50 m et un module de déformation du béton de 30 GPa.

Relative coefficient of subgrade reaction versus the length of a wall footing with a height $H = 0.30$ m, a width $l = 0.50$ m and a deformation modulus $E = 30$ GPa.

De nombreux modèles ont été développés pour tenir compte de l'interaction sol-structure. Ils associent, généralement dans le cas d'un chargement statique, l'efficacité de la méthode des éléments finis (Zhang et Ellingwood, 1995 ; Fenton et Griffiths, 2002) ou une approche analytique (Frantziskonis et Breyse, 2003) et les possibilités d'une approche probabiliste avec des simulations de Monte-carlo. À l'origine, on peut citer le modèle classique de Winkler (1867) et les améliorations successives qui lui ont été apportées par différents auteurs comme par exemple Kerr (1965) et Horvath (1993). Le modèle de Winkler s'appuie sur une idéalisation mathématique qui ne peut être justifiée physiquement. Cependant, l'expérience montre qu'un tel modèle permet d'obtenir une estimation raisonnable des sollicitations et déformations des structures.

Le modèle de Winkler semble bien adapté à l'étude de l'interaction sol-semelle de fondation dans le cas de structures légères telles qu'une maison individuelle. Ce modèle combine deux avantages qui sont, d'une part, une simplicité d'utilisation et de mise en œuvre par rapport à d'autres modèles de comportement et, d'autre part, sa capacité à prendre en compte la variabilité des caractéristiques du sol de fondation. Le modèle de Winkler s'exprime par une relation linéaire de la forme :

$$\sigma(x) = k \cdot w(x) \quad (3)$$

où k est le coefficient de réaction du sol (ou constante de proportionnalité de Winkler) de dimension $[F/L^3]$,

$w(x)$ le déplacement vertical (tassement) et $\sigma(x)$ la contrainte exercée par le sol en réaction à ce déplacement. Ce modèle de comportement n'utilise qu'un seul paramètre et néglige, en considérant des ressorts indépendants, la rigidité du sol en cisaillement (Avramidis et Morfidis 2006). Cette simplification est cohérente compte tenu de la variabilité naturelle des sols et des incertitudes liées à la détermination des propriétés mécaniques des sols de fondations à faible profondeur. Une évolution de ce modèle serait d'utiliser un modèle de poutre où la rigidité du sol en cisaillement est prise en compte, tel que le modèle de Kerr à trois paramètres (Morfidis, 2007).

Dans de tels modèles, un comportement évolutif du sol et de la structure pourrait être introduits simplement en adoptant des lois $k(t)$ ou $k(w)$ selon que l'on souhaite décrire une dégradation progressive des propriétés du sol ou du matériau.

Le coefficient de réaction k n'est pas un paramètre intrinsèque du sol. Il dépend d'autres facteurs tels que la charge appliquée, la géométrie de la fondation et sa rigidité ; il est d'autant plus élevé que la fondation est souple et le sol rigide. De nombreux auteurs en ont donné des expressions particulières, tels que Vlassov et Leontiev (1956), Vesic (1963), avec une synthèse dans Elachachi et al. (2004).

On retient pour cette étude une estimation du coefficient de réaction k à partir des résultats des essais pressiométriques (Cassan 1978) et des relations permettant le calcul du tassement des fondations superficielles sur un sol homogène :

$$\frac{1}{k} = \frac{\alpha \cdot B}{9 \cdot E_M} \cdot \lambda_c + \frac{2 \cdot B_0}{9 \cdot E_M} \cdot \left(\lambda_d \cdot \frac{B}{B_0} \right)^n \quad (4)$$

où B est la largeur de la fondation, B_0 la largeur de référence (0,60 m), α le coefficient de structure ou rhéologique, λ_c et λ_d les coefficients de forme et E_M le module pressiométrique.

D'un point de vue numérique, le modèle de Winkler se prête parfaitement à une résolution par la méthode des éléments finis. La semelle filante de longueur finie est alors décomposée en un ensemble d'éléments de poutre (répondant à l'hypothèse cinématique de Bernoulli) de rigidité flexionnelle EI et soumis à un chargement uniforme q (Fig. 6). La semelle filante repose sur un sol modélisé par une succession de ressorts indépendants de coefficient de réaction k (Fig. 6). Ainsi chaque élément de poutre de longueur L^e repose sur un ressort de raideur constante k^e dont la valeur peut être variable. À partir de l'énergie de déformation de la structure et du sol d'assise, la matrice de rigidité et le vecteur de charge sont calculés afin d'obtenir les déplacements nodaux après résolution numérique du système linéaire classique. Les efforts internes pour chaque élément de poutre sont ensuite calculés. Le décollement de la semelle par rapport au sol n'est pas traité.

3.2

Influence de la variabilité naturelle

À partir des conclusions tirées de la carte de résistivité et de la campagne de sondage sur le site d'étude, la variabilité spatiale d'une propriété mécanique du sol sur le comportement d'une semelle de fondation peut être simulée selon au moins deux cas de figure.

FIG. 6 Représentation schématique du modèle de poutre et de la discrétisation en éléments de poutre de la semelle filante.
Schematic illustration of the beam model for wall footings with discrete beam elements.

Dans un premier cas, on considère une fondation dont une plus ou moins grande longueur se trouve sur un sol argileux de coefficient de réaction k_A , le reste de la fondation reposant sur un sol sableux de coefficient k_S . Les coefficients k_A et k_S sont calculés à partir de la relation 4 avec comme hypothèse les modules pressiométriques donnés dans le tableau I par les sondages FP2 et FP6, une semelle filante ($L = 10$ m, $B = 0,5$ m, $H = 0,3$ m), une valeur $\alpha = 0,5$ et des coefficients de forme λ_c et λ_d égaux respectivement à 1,50 et 2,65 et déterminés en fonction du rapport entre la longueur et la largeur de la fondation.

On obtient une valeur de $27\,000$ kN/m³ pour k_S et une valeur de $13\,000$ kN/m³ pour k_A . À partir de ces valeurs, on peut simuler le comportement de la semelle filante pour différentes hypothèses de répartition du coefficient de réaction sur la longueur de la semelle et une valeur de charge q de 20 kN/ml. La figure 7 donne, pour deux répartitions du coefficient de réaction sous la fondation, le tassement et le moment fléchissant (par convention, les moments sont positifs pour une fibre inférieure tendue). Les tassements de la fondation restent contenus dans l'intervalle calculé précédemment, mais avec des évolutions de la déformée le long de la semelle qui peuvent être très différentes et peuvent donc s'accompagner d'efforts internes diamétralement opposés. Les moments fléchissants sont en effets compris entre $-4,5$ et 4 kN.m et restent faibles pour des éléments de structure. Toutefois, selon la qualité du béton de la semelle, un moment fléchissant négatif peut nécessiter la mise en place d'aciers longitudinaux en fibre supérieure. Dans ce cas, les calculs des quantités d'aciers ne peuvent plus s'appuyer sur la méthode des bielles ou des moments, mais doivent être effectués en considérant la semelle comme une poutre.

Le deuxième cas de figure correspond à la prise en compte de la variabilité spatiale des propriétés du sol sous la forme d'un champ aléatoire (Vanmarcke, 1983). Le processus stochastique stationnaire de la variable k , qu'il convient alors de générer dans la direction longitudinale, requiert d'estimer la valeur moyenne ($m_k = \text{constante}$), la variance ($\text{Var}_k = \text{constante}$) et la fonction d'autocorrélation caractérisée par une longueur de corrélation. Cette dernière est définie comme la distance entre deux points de mesures au-delà de laquelle les propriétés ne sont plus corrélées.

FIG. 7 Influence d'une variation du coefficient de réaction sur la longueur d'une semelle filante : a) coefficients de réaction sous la semelle filante, b) tassements, c) moments fléchissants.

Effect of the variation of the coefficient of subgrade reaction along the wall footing: a) coefficients of subgrade reaction, b) vertical displacement, c) bending moment.

Le sol de fondation est divisé en différentes zones de longueur D_i où l'on définit, par rapport à la moyenne m_k et la variance de la variable k , la moyenne et la variance sur la zone D_i par les relations suivantes :

$$\begin{aligned} E[k_{D_i}] &= m_k \\ \text{var}[k_{D_i}] &= \sigma_k^2 \gamma(D_i) \end{aligned} \quad (5)$$

Si la moyenne de la variable k est identique quelle que soit la longueur de la zone D_i , la variance est fonction de la longueur D_i selon une loi de réduction de variance $\gamma(D_i)$ (Vanmarcke, 1983) dont l'influence dépend de la fonction de corrélation et de la longueur de corrélation.

La génération du coefficient de réaction k s'effectue en deux temps. Dans un premier temps, la variable aléatoire de distribution normale centrée réduite est générée selon un algorithme proposé par Fenton et Vanmarcke (1990), pour ensuite être transformée, dans un deuxième temps, en une distribution lognormale

jugée souvent plus adaptée pour les propriétés mécaniques des sols (Elachachi et al., 2004).

Pour déterminer les paramètres de distribution du coefficient de réaction sur notre site d'étude on prend l'hypothèse que les valeurs de k suivent une distribution lognormale de valeur moyenne $20\,000\text{ kN/m}^3$ et de coefficient de variation C_v égal à $0,2$. La fonction d'autocorrélation choisie est de forme exponentielle avec une longueur de corrélation égale à la longueur de la semelle filante. De nombreuses études ont montré que la longueur de corrélation la plus influente sur le comportement d'un ouvrage varie, selon le paramètre étudié (tassement, renversement, moment fléchissant, ...), entre $0,5$ et $1,5$ fois la longueur de l'ouvrage (Fenton et Griffiths, 2002 ; Houy et al., 2005 ; Breysse et al., 2005 ; Niandou et Breysse, 2007, pour les plus récentes). La figure 8 illustre la génération de deux champs de valeurs de k de moyenne $20\,000\text{ kN/m}^3$, de coefficient de variation de $0,2$ et de longueur de corrélation l_c de 10 m .

FIG. 8 Exemples de deux simulations de champs de valeurs de coefficient de réaction sous une semelle filante avec $mk = 20\,000\text{ kN/m}^3$, $C_v = 0,2$ et $l_c = 10\text{ m}$.

Examples of two random fields simulations of the coefficient of subgrade reaction along the wall footing where $mk = 20\,000\text{ kN/m}^3$, $C_v = 0,2$ and $l_c = 10\text{ m}$.

La figure 9 présente les allures de la déformée d'une semelle filante pour une répartition des coefficients de réaction qui donne le plus grand moment positif et le plus petit moment négatif. Ces résultats sont extraits de 200 simulations. Par rapport aux résultats précédents, le moment positif est un peu plus important ($M_f = 6\text{ kN.m}$) alors que le moment négatif ne dépasse pas $-3,5\text{ kN.m}$. Ces valeurs sont faibles mais doivent, bien sûr, être mises en relation avec les valeurs de modules pressiométriques relativement élevées pour un sol argileux.

Les deux approches utilisées, pour mettre en évidence l'influence de la variation des propriétés de sol sous une semelle filante, conduisent à des résultats comparables et donc à des conclusions similaires quant à la nécessité de vérifier le comportement longitudinal d'une semelle filante si une variabilité lithologique est reconnue sur le site d'étude. Toutefois, la deuxième approche, plus réaliste, ouvre également la voie à une approche probabiliste et fiable.

FIG. 9 Évolution du tassement (a) et du moment fléchissant (b) de la semelle filante pour différents champs aléatoires de la variable k avec $l_c = 10\text{ m}$.

Vertical displacements (a) and bending moments (b) of the wall footing for various random fields of k with $l_c = 10\text{ m}$.

3.3

Influence du retrait des sols argileux

Le retrait d'un sol argileux sous une fondation peut être simulé, dans une première approche, par une perte de contact entre la base de la semelle et le sol. D'un point de vue numérique, on supprime les « ressorts » aux nœuds des éléments de poutre où le retrait du sol est supposé se produire. Le retrait peut affecter la semelle de fondation en différents endroits. Deux cas sont traités : un retrait sur une longueur de 2 m , entre 6 et 8 m , d'une semelle filante de 10 m de longueur et le cas d'un retrait sur une longueur de 2 m à l'une des extrémités de la semelle. Les résultats sont présentés sur la figure 10 où il apparaît des comportements bien contrastés entre les deux cas étudiés.

Un retrait du sol, entre 6 et 8 m (Fig. 10), entraîne une augmentation sensible du déplacement vertical de la semelle, il en résulte des efforts internes plus importants dans cette zone et, en particulier, une augmentation importante du moment fléchissant ($M_f = 23\text{ kN.m}$). Cette valeur de moment fléchissant se rapproche, selon la qualité du béton et donc de sa résistance à la traction, des moments maximum admissibles (élastique et plastique).

Dans le cas d'un retrait en bout de semelle (Fig. 10), ce qui est une situation très classique, l'extrémité de la semelle se déplace d'environ 6 mm . Les murs maçonnés, rigides et fragiles, subiront un déplacement ver-

tical différentiel calculé entre l'extrémité et le milieu de la fondation d'au moins 4 mm qu'ils seront généralement incapables de supporter sans fissurer. Au niveau de la semelle, la fibre supérieure est tendue et le moment fléchissant se rapproche également des moments maximum admissibles.

FIG. 10 Influence d'un retrait du sol entre 6 et 8 m et entre 9 et 10 m sur le comportement d'une semelle filante, $k = 20\,000 \text{ kN/m}^3$
a) tassements, b) moments fléchissants.
Effect of shrinkage (between 6 and 8 m and between 9 and 10 m) on the wall footing $k = 20,000 \text{ kN/m}^3$, a) vertical displacements, b) bending moments.

Le dimensionnement de cette fondation doit être réalisé comme une poutre en appui ou en console, ce qui entraîne une augmentation importante de la section d'acier en fibres supérieure et inférieure.

Le module de déformation du béton est un paramètre important dans le dimensionnement des fondations superficielles. Des bétons réalisés sur chantier, de moins bonne qualité que prévue initialement, entraînent une diminution des moments fléchissants et une augmentation considérable des déplacements auxquels doivent ensuite répondre les murs maçonnés (Fig. 11). Un contrôle de la qualité du béton utilisé lors de la réalisation des fondations pour des maisons individuelles n'est donc pas à négliger. De plus, une prise en compte du fluage du béton dans le cas d'une période de sécheresse prolongée, et qui reviendrait à diviser par trois le module de déformation initial, peut avoir également des effets importants sur le comportement de la semelle.

FIG. 11 Influence du module de déformation sur le moment fléchissant (moment négatif) et le déplacement en bout de la semelle pour un retrait entre 8 et 10 m.
Bending moment and vertical displacement versus Young's modulus of the wall footing with a shrinkage between 8 and 10 m.

4

Conclusion

L'utilisation d'une méthode géophysique de reconnaissance telle que la méthode VLF-R, préalable à une campagne de reconnaissance par forages et essais in situ, a mis en évidence sur le site étudié la présence de sols argileux et la forte hétérogénéité dans la nature des sols. Les sondages tarières et pressiométriques ont permis de confirmer l'apport important de cette méthode de prospection pour une détection des zones les plus argileuses sur un site. L'hétérogénéité lithologique se retrouve inmanquablement sur les propriétés mécaniques des sols et il serait intéressant de confirmer et d'améliorer une telle relation entre un paramètre physique tel que la résistivité des sols et des mesures pressiométriques. D'un point de vue pratique, cette méthode peut être utilisée sur des petites parcelles où quelques profils permettent rapidement de se rendre compte de la présence de sols argileux et de variations lithologiques importantes.

Le développement d'un modèle simple de Winkler par éléments finis a permis de montrer l'importance de la variabilité longitudinale du sol et d'un retrait sur les déplacements et les moments fléchissants d'une semelle filante. Il apparaît ainsi, comme le précisent les Eurocodes pour les fondations de bâtiments, que les semelles filantes de maisons individuelles doivent être dimensionnées, sur certaines sections, comme des poutres en appuis ou en console. Le modèle de Winkler ne peut être justifié du point de vue théorique, car la continuité fait qu'il n'y a pas de facteur de proportionnalité dépendant des seules caractéristiques du sol, entre les incréments de pression et de déplacement. Cependant, l'expérience montre qu'il est possible, avec une telle approche, d'obtenir une estimation raisonnable des sollicitations et déformations des structures. Ceci reste à confirmer dans le cas des semelles filantes des maisons individuelles.

Diverses améliorations peuvent être apportées au modèle, telles que l'évolution dans le temps du coefficient de réaction, une variation de la rigidité flexionnelle le long de la semelle ou encore la prise en compte de poteaux aux extrémités des semelles filantes et des

linteaux qui forment avec la semelle un cadre rigide rempli par les éléments de maçonnerie. Le recours à des simulations de Monte-Carlo permettra de quantifier les risques de dépasser certaines valeurs caractéristiques de déplacements et d'efforts internes pour se rapprocher d'une analyse fiabiliste du comportement d'une fondation superficielle.

Dans le cas de la construction d'une maison individuelle, une reconnaissance sur la variabilité des sols et

leur aptitude au retrait-gonflement associé à un véritable dimensionnement des fondations superficielles permettraient d'éviter, dans beaucoup de cas, un recours à un système de fondation sur micropieux qui devient systématique sans être pour autant le mieux adapté.

REMERCIEMENT

Cette étude est en partie financée par le projet ANR ARGIC (Argile, Retrait, Gonflement et Incidences aux Constructions) du RGC.U.

Bibliographie

- Avramidis I.E., Morfidis K. - Bending of beams on three-parameter elastic foundation. *International Journal of Solids and Structures*, n° 43, 2006, p. 357-375.
- Benson A.K., Payne K.L., Stubben M.A. - Mapping groundwater contamination using dc resistivity and VLF geophysical method, a case study. *Geophysics*, n° 62, 1997, p. 80-86.
- Breysse D., Niandou H., Elachachi S.M., Houy L. - Generic approach of soil-structure interaction considering the effects of soil heterogeneity. *Geotechnique*, 55, n° 2, 2005, p. 143-150.
- Cassan M. - *Les essais in situ en mécanique des sols*, tome II, Éditions Eyrolles, 1978.
- Combarieu O. 2006. L'usage des modules de déformation en géotechnique. *Revue française de géotechnique*, n° 114, 2006, p. 3-32.
- Denis A., Marache A., Obéllianne T., Breysse D. - Electrical resistivity borehole measurements: application to an urban tunnel site. *J. Appl. Geophys.*, 50, 3, 2002, p. 69-81.
- Elachachi S.M., Breysse D., Houy L. - Longitudinal variability of soils and structural response of sewer networks. *Computers and Geotechnics*, n° 31, 2004, p. 365-641.
- Fenton G.A., Vanmarcke E.H. - Simulation of random fields via local average subdivision. *J. Eng. Mech.* ASCE, 116 (8), 1990, p. 1733-1749.
- Fenton G., Griffiths M. - Probabilistic foundation settlement on spatially random soil. *Journal of Geotechnical and Environmental Engineering*, vol. 128, n° 5, 2002, p. 381-390.
- Frantziskonis G., Breysse D. - Influence of soil variability on differential settlements of structures. *Computers and Geotechnics*, n° 30, 2003, p. 217-230.
- Houy L., Breysse D., Denis A. - Influence of soil heterogeneity on load redistribution and settlement of an hyperstatic 3-support frame. *Geotechnique*, 55, n° 2, 2005, p. 163-170.
- Horvath J.S. - Beam-column-analogy model for soil-structure interaction analysis. *Journal of Geotechnical Engineering*, 119 (2), 1993, p. 358-364.
- Kerr A.D. - A study of a new foundation model. *Acta Mech.*, 1/2, 1965, p. 135-147.
- Morfidis K. - Exact matrices for beams on three-parameter elastic foundation. *Computers and Structure*, 2007.
- Niandou H., Breysse D. - Reliability analysis of a piled accounting for soil horizontal variability. *Computer Geotechnics*, n° 34, 2007, p. 71-78.
- Oskool B., Pedersen L.B. - Comparaison between VLF and RMT methods. A combined tool for mapping conductivity changes in the sedimentary cover. *J. Appl. Geophys.*, n° 57, 2005, p. 227-241.
- Spies B.R. - Depth of investigation in electromagnetics sounding methods. *Geophysics*, n° 54, 1989, p. 872-888.
- Spies B.R. - Electrical and electromagnetic borehole measurements: a review. *Surv. Geophys.*, n° 17, 1996, p. 517-556.
- Vanmarcke E.H. - *Random Fields: Analysis & Synthesis*. MIT Press, Cambridge, 1983, 384 p.
- Vesic A.S. - Beams on elastic subgrade and the Winkler hypothesis. *5th int. conf. soil mech. Found. Engng.* Paris, vol. 1, 1963, p. 845-850.
- Vlassov V.L., Leontiev N.H. - *Beams plates and shells on elastic foundations*. Moscow, Fizmatgiz, 1956.
- Winkler E. - *Die Lehre von der Elasticitae und Festigkeit*. Prag, Dominicus, 1867.
- Zhang J., Ellingwood B. - Effects of uncertain material properties on structural properties. *Journal of structural Engineering ASCE*, 121 (4), 1995, p. 705-716.