

VERS UNE OPTIMISATION DES DÉFORMATIONS DES OUVRAGES GÉOTECHNIQUES

OPTIMIZING THE DEFORMATION OF GEOTECHNICAL STRUCTURES

Grégory MEYER¹

Christophe DANO²

¹ Géotechnicien, EGIS, Paris, France

² Enseignant-chercheur Univ. Grenoble Alpes, CNRS, Grenoble INP, 3SR, 38000 Grenoble, France

RÉSUMÉ – Le choix pertinent des modules de déformabilité est une question récurrente dans le dimensionnement des ouvrages géotechniques, avec un double objectif de sécurité dans l'estimation des déplacements et d'optimisation technico-économique. On montre ici sur l'exemple concret d'une gare du Grand Paris Express, l'intérêt de recalculer les modules sur les niveaux de déformations observés, le paramétrage des courbes de dégradation associant plusieurs types d'essais *in situ* ou de laboratoire.

ABSTRACT – The appropriate selection of deformability modules is a recurring issue in geotechnical design, with the dual objective of safety in the prediction of structural displacements and technical and economic optimization. On the real case of a Grand Paris Express station, the fitting of modulus degradation curves associated with a large database of field and laboratory tests, then the retro calculation of moduli according to observed deformation levels, proves their value.

1. Introduction

Les modules en très petites déformations sont classiquement utilisés pour les études d'interactions sol-structures dynamiques. Néanmoins, de nouvelles applications apparaissent pour les calculs courants, que ce soit dans le cadre des nouvelles Approches de Reconnaissances des Sols et de Conception des Ouvrages géotechniques avec le Pressiomètre pour le calcul des radiers et semelles superficielles (projet national ARSCOP, 2020), ou directement appliqué à des projets d'ingénierie, comme par exemple sur le métro de Toulouse (Savatier & Deluzarche, 2018 ; Hoang et al., 2020). Ainsi, à partir de mesures *in situ* ou d'essais en laboratoire, il est possible de recréer la courbe de dégradation des modules de déformation d'un sol (Figure 1), telle que rappelée par (Reiffsteck, 2002).

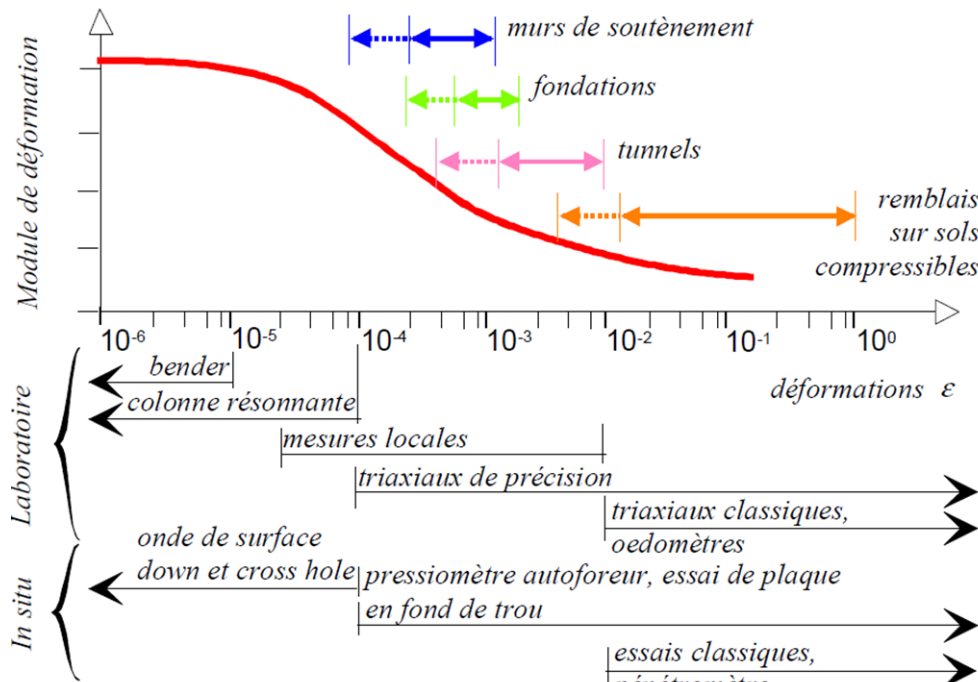


Figure 1 : Domaines d'utilisation des matériels d'essais pour la détermination des modules de déformation (Reiffsteck, 2002).

Ces modules peuvent être soit un module d'Young E , soit un module de cisaillement G , puisque ces deux grandeurs sont reliées par le coefficient de Poisson du sol, selon la relation (1). Notons qu'il n'y a théoriquement pas égalité entre les ratios G/G_0 et E/E_0 , car les variables G_0 et E_0 , correspondant aux modules en petites déformations, sont différemment impactées par l'état de saturation du sol, via les vitesses de propagation des ondes de cisaillement V_s (indépendantes de l'état de saturation) et de compression V_p (largement dépendantes de l'état de saturation).

$$G = \frac{1}{2(1+\nu)} E = a E \quad (1)$$

De nombreux auteurs ont proposé des équations régissant le comportement des sols sous la variation de leur taux de déformations (Hardin & Drnevich, 1972 ; Oztoprak & Bolton, 2013 ; Seed et al., 1984). Nous allons nous intéresser dans la suite de cet article aux deux premières approches citées. Dans tous les cas, le taux de décroissance, c'est-à-dire la variation des modules de déformabilité en fonction du niveau de la déformation, n'est pas linéaire. Ainsi, les tassements d'un remblai sur sol compressible, pouvant être métriques, n'ont aucune mesure avec les déplacements limites classiquement observés en soutènement profond type paroi moulée (2 à 3 cm en ventre). Pourtant, tous ces calculs sont généralement réalisés à partir du même type d'essai (pressiomètre ou pénétromètre statique, voire essais en laboratoire). Des relations empiriques ou des corrélations sont donc largement utilisées afin de ramener le module mesuré suivant le taux de déformation d'un essai à celui attendu sur l'ouvrage. Ces facteurs correctifs dépendent également du type de sol rencontré. Une manière de s'en affranchir consiste à déterminer le module de déformation sur la courbe de dégradation, en ayant fixé le taux de déformation de l'ouvrage. Dans le cas de modélisations numériques, il est également possible de laisser le logiciel gérer la variation de modules en fonction du taux de déformations calculé à chaque étape du phasage. Ce type de calculs fait intervenir des lois de comportement avancées peu utilisées à l'heure actuelle. Un exemple sera présenté dans la suite de cet article.

2. Loi de Hardin et Drnevich (1972)

La courbe de dégradation des modules peut être appréhendée selon l'équation (2) en fonction de la déformation ε , où a est la constante de l'équation (1) et $\varepsilon_{0.7}$ une déformation de référence à 70% de E_0 . Il vient pour $\varepsilon = \varepsilon_{0.7}$ et une valeur de $a = 0,375$ (pour $\nu = 1/3$) un ratio $E/E_0 = 72,7\%$ (il faudrait donc en toute rigueur parler de $\varepsilon_{0.727}$).

$$\frac{E}{E_0} = \frac{1}{1 + a\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{0.7}}\right)} \quad (2)$$

Si deux couples de mesures (E_1, ε_1) et (E_2, ε_2) sont connus, il est alors possible d'en déduire le facteur de courbure (d) de la courbe de dégradation selon l'équation (3). Plus ce facteur est élevé et plus la courbe de dégradation est décalée vers les petites déformations, avec une décroissance des modules plus précoces. Cela implique des modules importants en petites déformations mais des modules relativement faibles sur la gamme de déformations mesurées lors de la réalisation des essais géotechniques.

$$d = \frac{a}{\varepsilon_{0.7}} = \left(\frac{E_2 - E_1}{\varepsilon_1 E_1 - \varepsilon_2 E_2} \right) \quad (3)$$

Ces couples sont issus de notre retour d'expériences de divers chantiers de la région parisienne, basées sur 1 764 mesures diverses (essais *in situ* et essais en laboratoire). Les valeurs issues du cross hole ont été comparées aux estimations proposées en (4) et (5) par Petitjean et al. (2022) à partir de la vitesse de cisaillement des sols V_s .

$$G_0 = \rho V_s^2 \quad \text{soit avec (1) : } E_0 = 2\rho V_s^2(1 + \nu) \quad (4)$$

$$E_0 = 2\rho \left(\alpha \cdot E_M^\beta \right)^2 (1 + \nu) \quad (5)$$

Ces corrélations se sont avérées difficiles à exploiter avec les autres jeux de données en notre possession, dont les taux de déformations de chaque essai sont rappelés dans le Tableau 1. Néanmoins, l'équation (4) montre l'intérêt de déterminer les vitesses de cisaillement des sols par des méthodes géophysiques sismiques (cross hole ou similaire, sismique réfraction ou par sismique passive).

Tableau 1. Détermination des taux de déformation par type d'essais

Type d'essais	Taux de déformation	Modules	Gamme de déformations
Essai pressiométrique monotone	$\varepsilon = \frac{\Delta V}{V_s}$ (sur la plage pseudo-élastique)	E_M / α	$9,0 \cdot 10^{-3}$ à $4,8 \cdot 10^{-1}$
Essai pressiométrique cyclique	$\varepsilon = \frac{\Delta V}{V_s}$	E_r	$1,6 \cdot 10^{-3}$ à $6,2 \cdot 10^{-1}$

	(sur la plage pseudo-élastique)		
Essai triaxial	$\varepsilon (E_{sec})$	$E_{sécant}$	$5,0 \cdot 10^{-3}$ à $1,5 \cdot 10^{-1}$
Essai œdométrique	$\varepsilon = \frac{\Delta e}{1 + e_0}$ Dans le domaine élastique	$E = 2/3 E_{oedo}$ (pour $\nu = 1/3$)	$1,9 \cdot 10^{-3}$ à $5,4 \cdot 10^{-2}$
Cross hole	$\varepsilon \approx 10^{-5}$	E_0 Équation (4)	10^{-5}

Une fois l'ensemble des mesures intégrées dans un graphique $E = f(\varepsilon)$, il est nécessaire de fixer 2 points représentatifs (E_1, ε_1) et (E_2, ε_2) permettant de calculer le facteur de courbure d selon (3), jugé représentatif en passant par un maximum de points de mesures. Les valeurs de E_0 peuvent être très différentes suivant le type de sol considéré, en fonction de la compacité considérée des sols. Il est possible de comparer ces différentes courbes en normalisant l'ordonnée des graphiques par E_0 (Figure 2 et Figure 3).

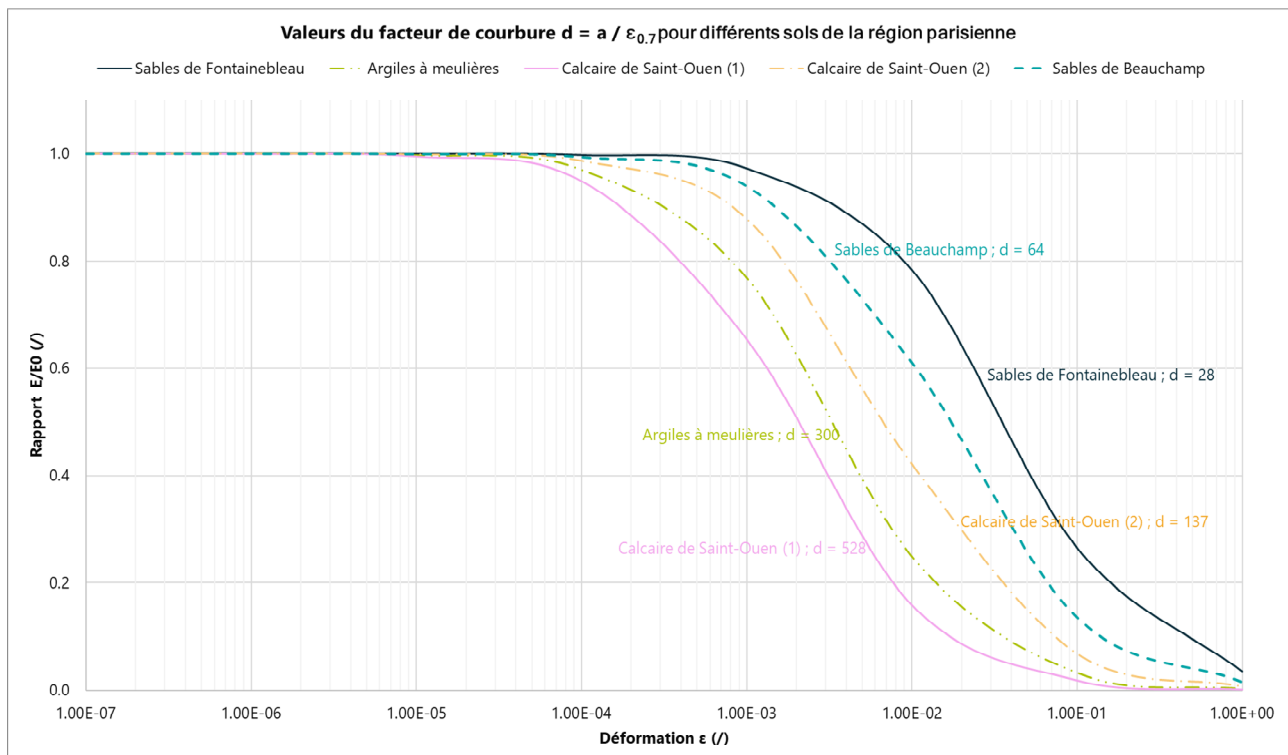


Figure 2 : Courbes de dégradations de divers sols parisiens.

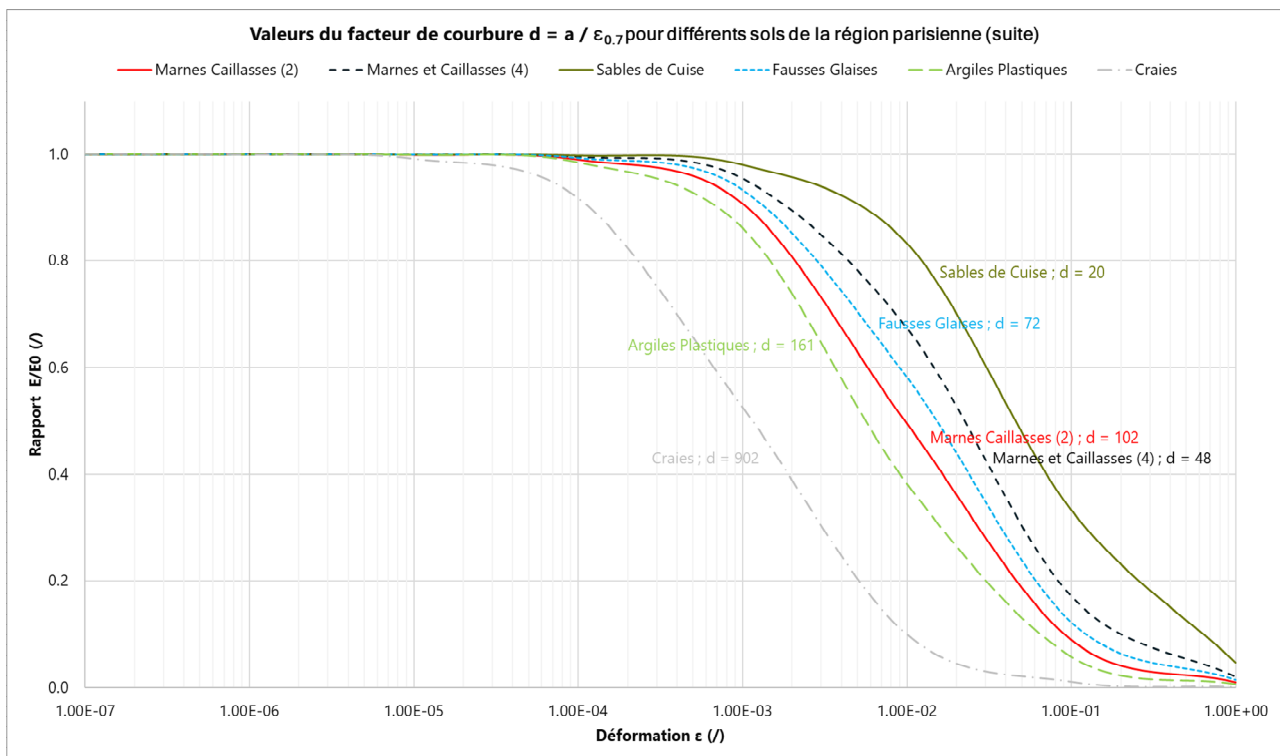


Figure 3 : Courbes de dégradations de divers sols parisiens (suite).

Sans vouloir être exhaustif, ces courbes permettent de sortir quelques tendances sur les valeurs du facteur de courbure d (Tableau 2) en fonction du type de sol. Si ces valeurs s'avéraient constantes pour une couche donnée, il suffirait alors de déterminer E_0 pour reconstruire la courbe de dégradation directement à partir de ces facteurs de courbure. Ces valeurs semblent être sensibles au confinement des terrains, comme il sera présenté par la suite. En l'absence de retours d'expérience nombreux sur ces valeurs, il est recommandé de vérifier au cas par cas leur adéquation avec les essais réalisés.

Tableau 2. Gamme de valeurs du facteur de courbure $d = a / \varepsilon_{0,7}$

Formations	Classification	Facteur de courbure $d = \frac{a}{\varepsilon_{0,7}}$
Argiles (limons)	molles	150 – 300
	fermes	100 – 200
Sables (graves)	propres	20 – 50
	argileux	40 – 75
Marno-calcaires	tendres	300 – 600
	compactes	50 – 200
Craies	compactes	500 – 1000

3. Application à la gare LBM (SGP ligne 16)

Ces principes ont été appliqués sur la gare du Blanc-Mesnil de la ligne 16 du Grand Paris Express, afin de procéder à un rétro-calcul des déformations de la paroi moulée, mesurées pendant toute la durée des travaux par sondes inclinométriques. Les couples de valeurs (E_1, ϵ_1) et (E_2, ϵ_2) ont été déterminés sur la base de l'ensemble des sondages et essais disponibles sur la gare du Blanc-Mesnil de la ligne 16 du Grand Paris Express (essais pressiométriques, cross-hole pour le module G_0 , essais œdométriques et triaxiaux). Les terrains rencontrés sont principalement ceux du Bartonien (Calcaire de Saint-Ouen, Sables de Beauchamp) et du Lutétien (Marnes et Caillasses, Calcaire Grossier).

Deux types de calculs ont été menés : en premier lieu, un rétro-calage des modules selon les courbes de dégradation en fixant un taux de déformation constant sur la hauteur des couches. Ce taux de déformation a été considéré égal à $\epsilon = \Delta x / H$ où Δx correspond à la déformation maximale autorisée en ventre (30 mm) et H la hauteur de la paroi moulée, soit $\epsilon_{PM} = 5,6 \cdot 10^{-4}$. Les valeurs des modules pris en conception et ceux recalés à partir des facteurs de courbure de chaque couche, sont ceux indiqués dans le Tableau 3. Il s'agit des modules sécants de référence de chaque couche E_{50} de la loi Hardening Soil Model (HSM) de Plaxis. Sans rentrer dans la justification des valeurs, il a été pris en conception un facteur $k = 1,5$ pour le calcul de $E_{50} = k E_M / \alpha$ (dans toutes les phases de calculs). Il est noté que les facteurs de corrélation k recalé pour retrouver la déformée de la paroi moulée sont plus importants que ceux utilisés en conception, sauf pour les Marnes et Caillasses (présentant des faciès semi-rocheux).

Tableau 3. Valeurs des modules de déformations intégrés dans la modélisation numérique

Formations	E_M (MPa)	α (-)	E_{50} (MPa) Conception	E_{50} (MPa) Recalé à ϵ_{PM}	Facteur k recalé
Calcaire de Saint-Ouen	20	1/3	90	150	2,5
Sables de Beauchamp	40	1/2	120	280	3,5
Marnes et Caillasses	211	1/2	630	350	0,83

Un deuxième calcul numérique a été mené en introduisant directement les paramètres de dégradation des couches (G_0 et $\epsilon_{0,7}$) dans la loi de comportement HSM small de Plaxis. Ce processus permet de s'affranchir du recalage théorique de la déformation de la paroi moulée et de laisser le logiciel effectuer le recalage en fonction de la déformation calculée à chaque étape. Elle nécessite par contre une bonne connaissance des paramètres à introduire dans la loi de comportement, ce que l'étude a montré ici.

Les résultats de ces deux modélisations sont présentés dans la Figure 4 (à cotes stratigraphiques équivalentes). Ils montrent la bonne adéquation entre les calculs avec modules recalés par rapport à celui sans recalage. Le modèle avec recalage pris en charge par le logiciel se rapproche plus des mesures inclinométriques en fiche, là où les déformations sont plus faibles et donc où les modules sont plus élevés. L'optimisation de l'épaisseur de la paroi moulée, sur la seule considération des déformations horizontales aurait donc pu être possible, permettant de passer d'une épaisseur de 1,2 à 1,0m. En termes de volume de béton, cela aurait représenté une réduction de 1 170m³ de béton armé, soit une économie carbone d'environ 257 tonnes de CO_{2e} conformément aux calculs décrits par (Meyer et Bouchut, 2024).

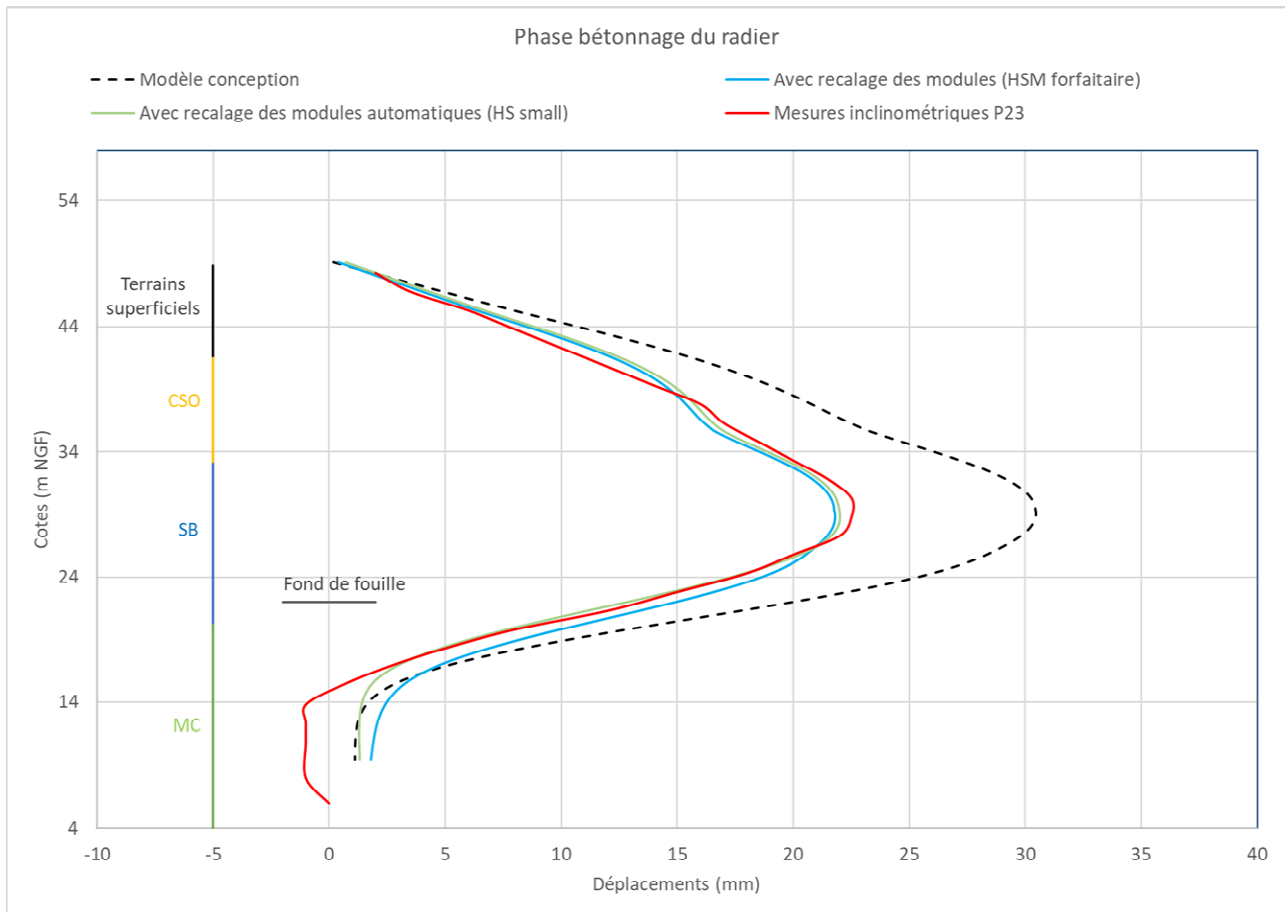


Figure 4 : Résultats des modélisations numériques de rétro-analyse de la gare LBM.

4. Discussion

D'autres auteurs ont proposé divers types de formulations pour approcher cette courbe de dégradation (Seed & Idriss, 1970, Iwasaki et al., 1978, Kokusho 1980). Une autre formulation intéressante a été établie par Oztoprak & Bolton (2013) qui, sur la base d'une compilation de 454 essais en laboratoire sur une large gamme de matériaux granulaires (sables et graviers), de densité relative variables, de confinements multiples (compris entre 50 et 600 kPa), en conditions drainées ou non drainées, ont étendu les formulations précédentes à (6) :

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{\gamma - \gamma_e}{\gamma_r}\right)^\alpha\right]} \quad (6)$$

où γ_e est le seuil élastique au-delà duquel la dégradation du module commence à se produire (il permet notamment de prendre en compte un domaine élastique élargi du fait de l'existence d'une cohésion), γ_r la déformation caractéristique correspondant à $G/G_0 = 50\%$ et α le paramètre de courbure. La compilation montre ainsi l'existence d'un fuseau étroit pour la relation $G/G_0 = f(\gamma)$, dont les bornes correspondent aux intervalles suivants : γ_e compris entre 0 et 0,003 ; γ_r entre 0,02 et 0,10 et α valant 0,88.

Ils proposèrent également une écriture différente et simplifiée, mettant en avant le rôle de la contrainte effective de confinement (Eq. 7) :

$$G = \frac{A(\gamma) \cdot p_a}{(1+e)^3} \cdot \left(\frac{p'}{p_a}\right)^{m(\gamma)} \quad (7)$$

avec notamment l'exposant m valant 0,5 dans le domaine des très petites déformations et tendant vers 1 pour les niveaux de déformation plus élevés.

Il convient de noter que ces lois d'évolution fonctionnent aussi pour les matériaux granulaires faiblement cimentés, pour lesquels le module dans le domaine des petites déformations évolue en loi puissance de la contrainte moyenne effective. Pour les matériaux fortement cimentés, les mécanismes de dégradation changent fondamentalement (endommagement et fissuration) et les lois de dégradation ne sont plus valables.

Le cas des argiles est plus complexe car les courbes de dégradation montrent une plus grande étendue, en fonction notamment de leur nature minéralogique (au travers de l'indice de plasticité I_P), du degré de surconsolidation R_{oc} , voire de l'histoire de chargement subie par le matériau. On trouvera une analyse de sensibilité pour différents types d'argile dans Vucetic (1992).

5. Conclusions

Les sols présentent la propriété d'avoir un comportement fortement non linéaire. Cela a pour conséquence que l'élasticité d'un sol n'existe que dans le domaine des très petites déformations (inférieures à 10^{-3} %). Au-delà, les mécanismes (déplacements et rotations des constituants des sols) sont de nature irréversibles, ce qui engendre des déformations qualifiées de plastiques et qui se traduit par une dégradation progressive des modules de déformabilité sécants avec les niveaux de déformation. À des fins d'optimisations technico-économiques et environnementales des ouvrages, il convient donc d'adapter les valeurs des modules aux niveaux des déformations induites par la construction. On a montré, au travers d'un exemple concret, comment caractériser la courbe de dégradation d'un ou plusieurs sols, à partir d'essais *in situ* et/ou de laboratoire et proposé des ordres de grandeur, en particulier pour les facteurs de courbure des courbes de dégradation. La méthode d'Hardin et Drnevich reste une approche facilement applicable aux travaux de génie civil courants. Néanmoins, d'autres approches plus élaborées existent, comme cela a pu être présenté dans cet article, et qui prennent en considération la nature du matériau ou le niveau de contrainte appliqué.

Bibliographie

Hardin B.O., Drnevich V.P., 1972. Shear modulus and damping in soils. Measurement and parameter effects. J. Soil Mech. Found. Div., ASCE, 98(6), 603-624.

Hoang M.T., Burlon S., Cuiria F., 2020. Prise en compte du niveau de déformation dans l'estimation des modules Vers une approche unifiée pour le calcul des radiers et des semelles à partir du pressiomètre Ménard, Rapport de recherche ARSCOP Axe 2.

Iwasaki T., Tatsuoka F., Takagi Y., 1978. Shear moduli of sands under cyclic torsional shear loading. Soils and Foundations, vol. 18, n°1, pp. 39-50.

Kokusho T., 1980. Cyclic triaxial test of dynamic soil properties for wide strain range. Soils and Foundations, vol. 20, n°2, pp. 45-60.

Meyer G., Bouchut J., Vers une nécessité d'évaluer l'empreinte carbone en géotechnique, JNGG (2024)

Oztoprak S., Bolton M. D., 2013. Stiffness of sands through a laboratory test database, *Géotechnique* 63, n°1, p.54-70.

Petitjean E., Jacquard C., Reiffsteck P., Benoit J., Besson T., 2022. Estimation de la vitesse des ondes de cisaillement vs à partir du module pressiométrique Ménard. *JNGG 2022*

Projet National ARSCOP (2020). <https://www.arscop.fr/>.

Reiffsteck P., 2002. Nouvelles technologies d'essai en mécanique des sols. État de l'art. Symp. International PARAM 2002, Paris, 201-242.

Savatier V., Deluzarche R., 2018. Variations des modules en fonction du niveau de déformation d'après des essais in-situ et des essais de laboratoire. Application au métro Toulousain, Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur.

Seed H.B., Idriss I.M., 1970. Soil moduli and damping factors for dynamic response analyses. Report EERC 70-10, Berkeley, University of California.

Seed H.B., Wong R. T., Idriss I.M., Tokimatsu K., 1984. Moduli and damping factors for dynamic analyses of cohesionless soils, Earthquake Engineering Research Center, UCB, n°84/14, 48 p.

Vucetic M., 1992. Soil properties and seismic responses. Earthquake Engineering, Tenth World Conference, Balkema, Rotterdam.