

# AMELIORATION POUR LE CALCUL DES TASSEMENTS SOUS DES REMBLAIS OU DES RADIERS DE GRANDES DIMENSIONS

Jean-Claude GRESS<sup>1</sup>, Jean-Michel CUINET<sup>2</sup>,

<sup>1</sup> *Conseiller Technique d'Hydrogéotechnique, gérant de ACE Géotechnique.*

*jc.gress@hydrogeotechnique.com*

<sup>2</sup> *Directeur Technique Hydrogéotechnique. jm.cuinet@hydrogeotechnique.com*

**RESUME** – l'estimation des tassements sous des remblais ou des radiers de grandes dimensions est un challenge important pour le géotechnicien confronté à des études d'infrastructures linéaires ou à celle de plateformes logistiques par exemple. Nous présentons ci-après l'utilisation de résultats connus en géodynamique afin de parfaire nos estimations.

**ABSTRACT** – the assessment of settlements of embankments or mat foundations, having great dimensions, is an important problem for geotechnical engineers, working on geotechnical studies of roads, railways or of logistical platforms, for example. We present here the use of results known by soil dynamic's engineers, in order to improve our settlements estimations.

## 1. Introduction

L'ingénieur géotechnicien confronté à un calcul de tassements sous des remblais ou des radiers de grandes dimensions constate souvent que la réalité des mesures des suivis profilométriques ou tassométriques conduit à des valeurs inférieures aux résultats des estimations.

Le travail fait par les géodynamiciens, constatant en particuliers que le module de cisaillement  $G$  évolue significativement avec la distorsion, nous ouvre une porte pour corriger nos estimations et obtenir des résultats plus pertinents.

Nous allons montrer comment.

## 2. Etat de l'art actuel dans le calcul des tassements sous remblais ou radiers

Pour les ouvrages d'impact au sol important, comme des remblais larges, des dallages, radiers, ou par l'effet de groupe de semelles, se pose toujours la pertinence de la méthode de calcul des tassements.

On observe une tendance fâcheuse à privilégier les calculs de tassements en méthode élastique :

$$W = \sum_i \frac{p_i h_i}{E_{i+}} \quad (1)$$

$p_i$  : contrainte induite au milieu de la  $i$ ème couche

$h_i$  : son épaisseur

$E_{i+}$  : module estimé par :  $\frac{E_{Mi}}{\alpha_i}$  où  $E_{Mi}$  module pressiométrique de MENARD et  $\alpha_i$  coefficient rhéologique de la  $i$ ème couche.

Quand le résultat de ce calcul est cohérent avec l'observation, c'est soit le hasard des calculs, soit que le contexte du sol est désaturé ou saturé surconsolidé, sablograveleux ou rocheux et que la méthode est effectivement applicable.

La relation (1) pose plusieurs problèmes :

- jusqu'à quelle profondeur faut-il réaliser le calcul :  $1.5 B$ , où  $B$  est la largeur de l'impact de la fondation ?
- elle ne prend pas en compte le comportement œdométrique du sol avec compression primaire et compression secondaire, quand le sol comporte une matrice argileuse et qu'il est saturé.
- la relation (1) est absolument à prohiber pour les sols compressibles organiques.

Par contre, elle semble effectivement pouvoir s'appliquer aux sols fins désaturés ou saturés surconsolidés, aux niveaux sablograveleux et aux roches.

L'idéal pour les conditions particulières de ces ouvrages, est de considérer que la meilleure approche est une approche couplant :

- l'approche œdométrique pour les sols dont la matrice  $0.400\mu$  détermine le comportement (supérieure à 30 % en poids),
- l'approche élastique pour les niveaux sablograveleux et rocheux.

On remarque que concernant les niveaux fortement surconsolidés, dans l'approche œdométrique, les tassements de chaque couche sont donnés par :

$$\Delta H = \frac{C_s}{1 + e_0} H \log \frac{\sigma'_{vo} + \Delta\sigma}{\sigma'_{vo}} \quad (2)$$

A grande profondeur,  $\Delta\sigma$  diminue sensiblement,  $\sigma'_{vo}$  lui augmente, donc  $\frac{\Delta\sigma}{\sigma'_{vo}}$  est faible, (2) devient :

$$\Delta H = \frac{C_s}{1 + e_0} H \frac{1}{\text{LN}10} \frac{\Delta\sigma}{\sigma'_{vo}} \quad (3)$$

On retrouve bien la proportionnalité de  $\Delta H$  avec  $\Delta\sigma$ , avec :

$$E+ = \frac{1 + e_0}{C_s} \text{LN}10 \sigma'_{vo} \quad (4)$$

### 3. Apport de la dynamique des sols

La dynamique des sols explicite clairement l'évolution de  $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$  avec la distorsion  $\gamma$ .(5)

Nous présentons d'abord le travail de SEED (1970) sur les sables, caractérisé par les résultats de la figure n°1 :

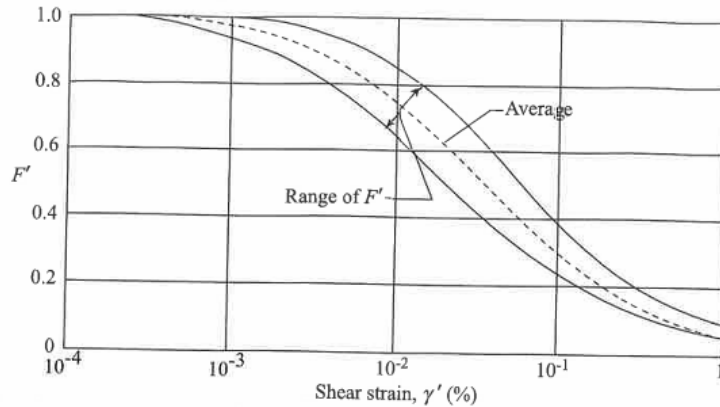


Figure n°1 – Variation de  $\frac{G}{G_{max}}$  avec  $\gamma$  pour les sables.

F' étant le rapport  $G/G_{max}$ .

Puis celui de VUCETIC et DOBRY (1991) pour des sols fins, caractérisés par la valeur de PI, indice de plasticité en pourcent et pour des niveaux de surconsolidation variant de 1 à 15.

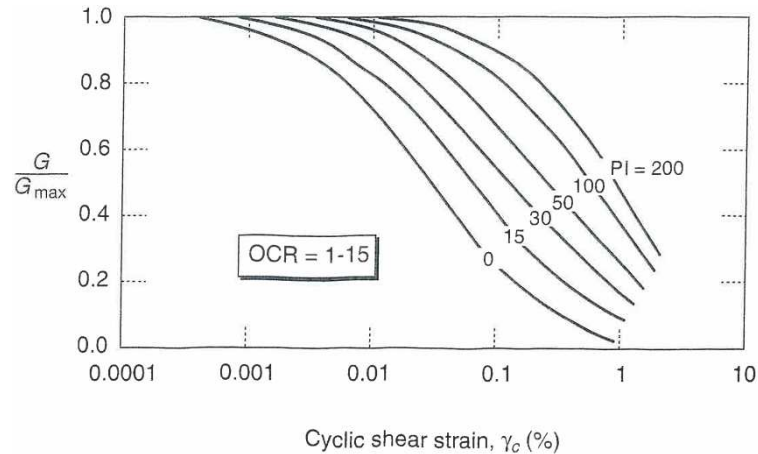


Figure n°2 – Variation de  $\frac{G}{G_{max}}$  avec  $\gamma$  pour les sols 0.400μ.

Ces travaux montrent que quand la distorsion diminue, la valeur de G augmente pour tendre vers une valeur maximale  $G_{max}$  pour une distorsion que nous appellerons  $\gamma_{\epsilon}$  en pour cent.

Nous résumons dans le tableau n°1, les valeurs constatées pour  $\gamma_{\epsilon}$  en %, en valeurs de  $\log(10^{+6}\gamma_{\epsilon})$ .

Tableau n°1 – Variation de  $\log_{10} 10^6 \gamma_{\epsilon}$  avec  $I_p$ .

Sols	Sables	Sols $I_p=0$	0,1	0,3	0,5	1	2
$\log(10^{+6}\gamma_{\epsilon})$	2,51	2,59	2,9	3,19	3,51	3,78	4,02

Les valeurs de  $\gamma_{\epsilon}$  en pour cent pour les sables et les sols à  $PI = 0$  sont les mêmes.  $PI$  est exprimé en valeur vraie.

Les valeurs de  $\log(10^{+6}\gamma_e)$  varie avec PI comme :

$$\log(10^6 \times \gamma_e) \approx \frac{4,2 \text{ PI} + 0,55}{\text{PI} + 0,25} \text{ sauf en PI} = 0 \quad (6)$$

Ayant déterminé les valeurs de  $\gamma_e$  nous analysons ensuite comment varie  $\log 100F$ , avec  $\frac{\gamma}{\gamma_e}$ , F étant le rapport de G/Gmax.

Il ressort le tableau n°2 suivant :

Tableau n°2 – Variation de  $\log 100F$  avec  $\log \frac{\gamma}{\gamma_e}$

$\log \frac{\gamma}{\gamma_e}$		0	0,7	1,7	2,7	3,7
Sables		2	1,974	1,818	1,477	0,85
Sols	Ip = 0	2	1,964	1,768	1,176	0,7
	0,15	2	1,96	1,77	1,255	0,78
	0,3	2	1,97	1,77	1,32	0,73
	0,5	2	1,97	1,77	1,22	0,68
	1	2	1,97	1,8	1,12	0,7

Nous constatons pour les sols que l'évolution est indépendante de la valeur de PI.

Pour les sables, nous notons des valeurs légèrement différentes, mais assez voisines.

En recherchant une formulation pour caractériser ces évolutions, il semble que les meilleures approches soient du type :

$$y = 4 \sqrt[2,172]{1 - \left(\frac{x}{5}\right)^{2,172}} - 2 \quad (7)$$

pour les sols

$$\text{et } y = 2 \sqrt[1,715]{1 - \left(\frac{x}{5}\right)^{1,715}} \quad (8)$$

pour les sables, avec  $y = \log(100 F)$  et  $x = \log\left(\frac{\gamma}{\gamma_e}\right)$

#### 4. Application aux calculs des tassements

Les tassements sont estimés à partir de résultats d'essais correspondant au distorsion  $\gamma_e$  d'essais de laboratoire ou d'essais in situ.

Le calcul des tassements, couche par couche, conduit à une distorsion  $\gamma_i = \frac{\Delta h}{h}$  de chaque couche élémentaire plus faible.

La proposition est de corriger le résultat du calcul par la valeur du rapport  $\frac{F(\gamma_e)}{F(\gamma_i)}$  (9)

F étant estimé par les relations (7) et (8).

## 5. Distorsions des essais œdométriques et des essais pressiométriques comparées à celles de calcul

### 5.1. Distorsion des essais œdométriques

Au cours d'un essai œdométrique, la variation relative de volume V ou celle de hauteur H de l'échantillon peut s'écrire, partir du module d'Young E et du coefficient de POISSON :

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{\Delta h}{h} = \frac{\sigma_z}{E} \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{1-\nu} \quad (9)$$

où  $\sigma_z$  est la contrainte appliquée sur l'échantillon.

La valeur du cisaillement maximal  $\tau_{\max}$  est donnée par :

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2} \left[ \sigma_z - \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_z \right] = \frac{\sigma_z}{2} \frac{1-2\nu}{1-\nu} \quad (10)$$

en regardant la figure :

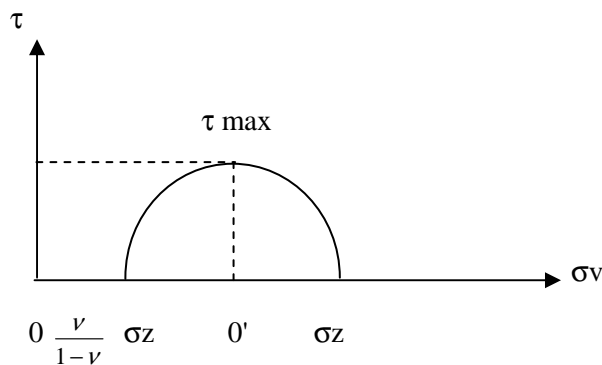


Figure n° 3 – Estimation de  $\tau_{\max}$

Sachant que :

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (11)$$

(9) peut s'écrire :

$$\frac{\Delta h}{h} = \frac{\sigma_z}{2G} \frac{1-2\nu}{1-\nu} \quad (12)$$

et la distorsion maximale  $\gamma_{\max}$  peut s'écrire à partir de (10) :

$$\gamma_{\max} = \frac{\sigma_z}{2G} \frac{1-2\nu}{1-\nu} \quad (13)$$

Nous avons donc :

$$\gamma_{\max} = \frac{\Delta h}{h} \quad (14)$$

### 5.2. Distorsion au cours d'essais pressiométriques

Dans l'ouvrage de JEZEQUEL (1978) sur l'essai pressiométrique, BAGUELIN démontre que la distorsion à la paroi du forage est donnée par :

$$\gamma = 2 \frac{\Delta R}{R} \quad (15)$$

R rayon d'une section de la cavité,  $\Delta R$  déformation.

En prenant la valeur à  $\frac{V_1 + V_2}{2}$ ,  $V_1$  et  $V_2$  étant les augmentations de volume de la sonde aux pressions  $p_1$  et  $p_2$  encadrant la phase pseudoélastique, nous pouvons écrire, avec  $V_s$  volume de la sonde au repos :

$$\gamma = \left[ \sqrt{\frac{V_s + V_2}{V_s + V_1}} - 1 \right] \quad (16)$$

### 5.3. Distorsion de calcul par un calcul œdométrique

En considérant ici un fluage négligeable, le calcul du tassement œdométrique d'une couche d'épaisseur  $H$ , d'indice des vides initial  $e_0$ , chargée à une contrainte verticale effective  $\sigma'_{vo}$ , de contrainte de préconsolidation  $\sigma_p$  et soumise à  $\Delta\sigma$  est donnée classiquement par :

$$\text{si } \sigma'_{vo} + \Delta\sigma < \sigma_p \quad \Delta H = \frac{C_s}{1 + e_0} H \log \frac{\sigma'_{vo} + \Delta\sigma}{\sigma'_{vo}} \quad (17)$$

$$\text{et si } \sigma'_{vo} + \Delta\sigma \geq \sigma_p \quad \Delta H = \frac{C_s}{1 + e_0} H \log \frac{\sigma_p}{\sigma'_{vo}} + \frac{C_c}{1 + e_0} H \log \frac{\sigma'_{vo} + \Delta\sigma}{\sigma_p} \quad (18)$$

$C_s$  indice de décharge,  $C_c$  indice de charge.

Pour ce calcul,  $\sigma'_{vo}$  est la contrainte verticale effective au milieu de couche.

Au laboratoire,  $\sigma'_{vo}$  est la contrainte verticale effective au milieu de l'échantillon pour les termes en  $C_s$ .

Les valeurs de la distorsion  $\frac{\Delta H}{H}$  au laboratoire en phase d'essai vont donc être différentes des distorsions de calcul par les méthodes classiques et c'est cette correction qu'il faut réaliser.

### 5.4. Distorsion du calcul pour un calcul pressiométrique

Au pressiomètre, quand le calcul est possible pour les sols pulvérulents par exemple, le tassement est estimé par :

$$\Delta H = \frac{\alpha \Delta\sigma H}{E_M} \quad (18)$$

$\alpha$  coefficient rhéologique de 0,33.

En module pressiométrique de Menard et donc ici la distorsion de calcul est :

$$\frac{\Delta H}{H} = 0,33 \frac{\Delta \sigma}{E_M} \quad (19)$$

C'est cette distorsion qu'il va falloir comparer à celle en phase d'essai comme estimé en 5.2.

## 6. CONCLUSION

L'évolution de G en fonction de la distorsion est donc une donnée sur laquelle les géotechniciens se doivent de travailler dans le futur. Outre l'intérêt que présente cette évolution pour les géodynamiciens, nous avons montré ici comment elle permettrait de corriger les amplitudes de déformation calculées classiquement sous un remblai ou un radier, pour coller plus finement à la réalité des observations faites sur des ouvrages réels.

## Références bibliographiques

- Baguélin F., Jezequel J.F., Shielb D.H. (1978). The pressuremeter foundation engineering. *Transtech Publications*.
- Seed H.B., Idriss I.M. (1970). Soil modules and damping factors for dynamic response analyses. *Report EERC 75-29. Berkely. California*.
- Vucetic M., Dobry R. (1991). Effect of Soil Plasticity on Cyclic Response. *ASCE. Vol.117 n°1. Pp. 89-107*.