

VERS UNE APPROCHE DE CALCUL UNIFIÉE DU TASSEMENT DES SEMELLES ET DES RADIERS

TOWARDS A UNIFIED CALCULATION APPROACH OF SHALLOW FOUNDATIONS AND RAFTS SETTLEMENTS

Minh Tuan HOANG, Fahd CUIRA¹, Sébastien BURLON¹

¹ Terrasol, Paris, France

RÉSUMÉ – Le présent travail s'intègre dans le cadre du projet national ARSCOP¹. Il a pour but de développer de nouvelles méthodes rendant compte d'un comportement élastique non linéaire du sol pour le calcul du tassement des fondations superficielles et des radiers avec le pressiomètre. Il consiste à établir une loi de type E/E_M en fonction du niveau de déformation (ϵ). La validité de cette loi sera confrontée aux mesures sur des projets réels instrumentés : les centrales nucléaires d'EDF, les tours de grande hauteur dans le quartier de la Défense et les remblais de préchargement au Port de Calais. Cet article fait suite au travail initial démarré en 2017 qui faisait l'objet d'un article présenté aux JNGG 2018.

ABSTRACT – The present work is a part of the French national project ARSCOP. It aims to propose new methods to take into account nonlinear elastic behavior of soil for the assessment of shallow foundations and rafts settlements using pressuremeter test results. It consists in developing a law of type E/E_M according to the strain level (ϵ). This law is tested with measurements related to EDF nuclear power plants, high-rise building in the district of La Défense (France) and preloading embankment at the Calais Port to account for its validity. This article follows on from the initial work started in 2017, which was the subject of an article presented in JNGG 2018.

1. Introduction

L'essai pressiométrique est un essai d'expansion de cavité dans le sol permettant d'évaluer les caractéristiques de déformabilité et de rupture du sol autour de la sonde.

L'interprétation d'un essai pressiométrique permet de définir deux paramètres principaux, le module pressiométrique E_M et la pression limite p_l . Ils sont utilisés dans de nombreux modèles semi-empiriques : la capacité portante des fondations superficielles et profondes, les modèles « t-z » et « p-y » utilisés respectivement pour évaluer le comportement des fondations profondes sous charges axiales et transversales, le tassement des fondations superficielles (la méthode de Ménard).

Le module pressiométrique E_M représente théoriquement un module tangent équivalent sur une plage de déformation élevée, typiquement de 1% à 10%. Celle-ci est bien plus importante que celle induite par des ouvrages géotechniques courants (entre 0,01% et 1%). Son usage direct en tant qu'un module élastique (E , module de déformation) n'est pas évident et nécessite des traitements spécifiques. La méthode de Ménard pour le calcul du tassement d'une semelle isolée intègre ces traitements qui deviennent de plus en plus difficiles à justifier : en effet, l'usage d'un coefficient « rhéologique » α lié au type de sol, des paramètres de forme λ_c et λ_d etc. n'est pas clairement décrit et ceux-ci apparaissent maintenant comme des facteurs de correction expérimentaux.

Dans le cadre du projet national ARSCOP consacré au développement du pressiomètre, une revue complète de la méthode de Ménard a été engagée. Deux objectifs ont été envisagés : le premier est de rendre en compte l'influence du niveau de déformation sur le module de déformation et de développer des courbes de dégradation en « S » intrinsèques aux différents types de sol ; le second consiste à mettre en application ces courbes dans le calcul du tassement de petites semelles et de grands radiers. Ce travail est également motivé par la nécessité de méthodes de calcul plus précises à un moment où les bâtiments et les infrastructures ont des exigences de service de plus en plus élevées. Actuellement, deux principales approches de calcul sont utilisées en pratique : la première approche dérivée de la théorie de l'élasticité et repose sur l'utilisation des équations développées par Boussinesq et Steinbrenner (voir par exemple

¹ nouvelles Approches de Reconnaissance des Sols et de Conception des Ouvrages géotechniques avec le Pressiomètre

(Terzaghi, Theory of elastic layers and elastic wedges on a rigid base. Theoretical Soil Mechanics, 1943)). Ces équations ont été largement développées au cours du XX^e siècle pour les fondations souples et rigides (réf. (Giroud, 1972) et (Poulos et Davis, 1974)). Dans cette approche, les méthodes semi-empiriques telles que celle de (Ménard, 1962) ou de (Schmertmann, 1970) peuvent être incluses. Néanmoins, leur principal inconvénient provient de l'évaluation du module de déformation. Ce module doit être défini en considérant la plage de déformation du sol induite par l'ouvrage. La seconde approche de plus en plus pratiquée est basée sur l'utilisation des outils de modélisation numérique, notamment la méthode des éléments finis. Le calcul est capable de fournir une valeur du tassement appropriée pour tout niveau de chargement si la loi de comportement utilisée pour décrire le sol est bien calibrée. Néanmoins, ce type de calcul est encore chronophage et difficile à mettre en œuvre pour les projets géotechniques quotidiens qui ne permettent pas souvent de procéder à de larges études paramétriques.

Dans ce cadre, afin de mieux estimer le tassement des semelles et des radiers, une méthode de calcul a été développée afin de prendre en compte la variation du module de déformation en fonction du taux de déformation. Elle est basée sur les principes des courbes de dégradation en "S". L'objectif est de fournir la courbe de chargement-tassement de toute fondation jusqu'au niveau de chargement proche de 50% de sa capacité portante. Pour des charges plus élevées, les effets temporels doivent être pris en compte et la théorie de l'élasticité n'est pas appropriée.

2. Comportement non linéaire du sol

La méthode de Ménard dédiée au calcul du tassement des fondations superficielles a été évaluée par deux campagnes expérimentales réalisées entre 1973 et 1978 (26 sites et 45 semelles) et entre 1976 et 1990 (6 sites et environ 100 semelles) (Baguelin, 2005). Les résultats montrent deux tendances différentes du rapport « tassement mesuré/tassement calculé ». Dans le cas où les charges appliquées n'excèdent pas les charges en service ($p/3$), les tassements mesurés restent inférieurs aux tassements prévus par le modèle de Ménard ; alors que le modèle de Ménard sous-estime les tassements dans le cas où les semelles sont chargées avec un niveau de chargement important ($> p/3$).

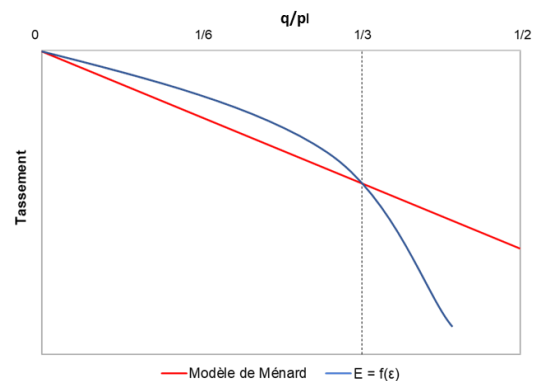


Figure 1. Principe de calage des courbes de dégradation en « S »

Ce constat reflète implicitement le caractère non-linéaire du comportement du terrain dont le module apparent diminue à mesure le niveau de chargement (ou de déformation) augmente. Cela peut être ainsi décrit à l'aide de courbes en « S » établies de manière à reproduire le tassement de Ménard pour le niveau de chargement en service égal à 1/3 de la contrainte de rupture (Figure 1).

3. Loi de dégradation

La méthode des courbes en « S » consiste à tenir compte de la variation du module de déformation en fonction du taux de déformation. Le sol est discrétisé en plusieurs sous-couches dont le module de déformation peut varier selon l'équation suivante :

$$\frac{E}{E_M} = k(\varepsilon) = \frac{k_0}{1 + \varepsilon/\varepsilon_0} \quad (1)$$

Où k_0 et ε_0 sont deux paramètres de calage. Le paramètre k_0 présente le rapport du module à très faible niveau de déformation au module pressiométrique. À partir d'un calage sur les semelles de petites dimensions en égalisant les tassements 1D et 3D calculés tenant compte des courbes en « S » et ceux obtenus par la formule de (Ménard, 1962), deux jeux de paramètres (k_0 , ε_0) sont proposés : le premier proposé par (Hoang et al., 2018) a finalement été retenu et le second est présenté afin de procéder à une étude paramétrique et d'évaluer l'influence de la courbe en "S", notamment pour

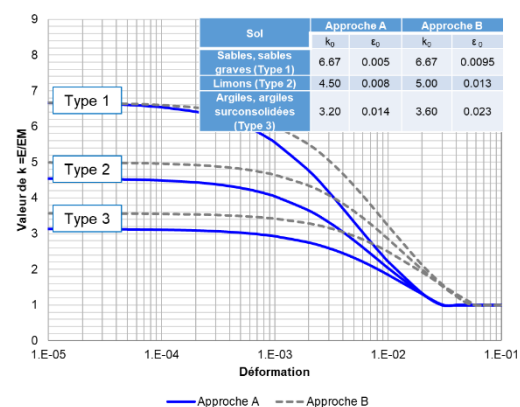


Figure 2. Lois de dégradation $E/E_M = f(\varepsilon)$

le calcul du tassement de grands radiers des tours ou des centrales nucléaires. Les courbes en « S » décrivent les corrélations intrinsèques entre le rapport E/E_M et la déformation, pour un type de sol donné.

Considérons un exemple d'une charge « souple » de 300 kPa sur une surface carrée de 3m x 3m reposant sur un massif de sol sableux caractérisé par $E_M = 10$ MPa et $p_i^* = 1$ MPa. Dans ce cas, la mise en œuvre du modèle permet de rendre en compte de la variation du module avec la profondeur comme l'illustre la Figure 3 : à gauche un calcul par une approche « forfaitaire » avec un module élastique linéaire pris forfaitairement égal à 4 fois le module pressiométrique, à droite un calcul avec des courbes en « S » où le module varie avec la contrainte et la déformation induites par la charge appliquée en surface : il est très faible sous la semelle (de l'ordre de 28,2 MPa) et tend vers sa valeur maximale loin de celle-ci (soit 66,7 MPa dans ce cas). Les deux modèles donnent le même tassement maximal.

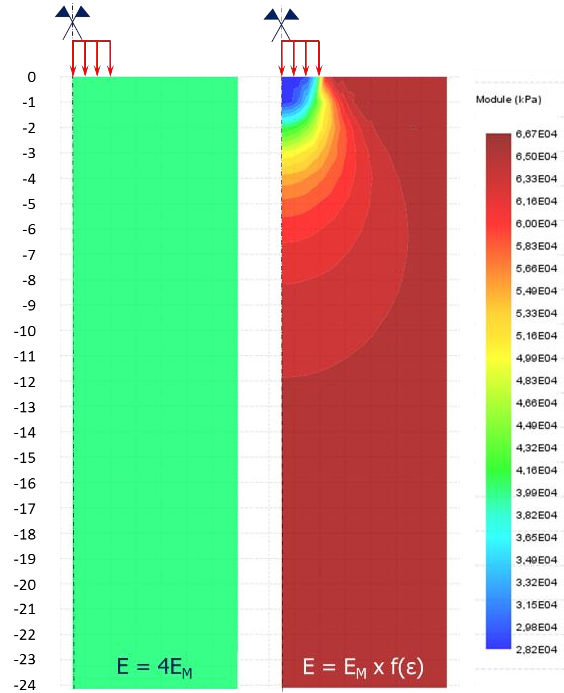


Figure 3. Différence du choix de module entre l'approche forfaitaire et l'approche de dégradation

4. Tassement d'une semelle isolée

4.1. Comportement d'une semelle

L'évaluation du tassement d'une semelle isolée nécessite de considérer deux aspects : le premier est lié à la répartition des contraintes verticales sous la semelle tandis que le second est lié à la variation du module en fonction du niveau de déformation.

La répartition des contraintes verticales dépend de la rigidité de la fondation et deux cas sont généralement considérés : rigide et souple. Le cas d'une semelle souple est facile à évaluer avec la théorie de Boussinesq. La répartition des contraintes sous une semelle rigide est beaucoup plus complexe et aucune solution analytique simple n'est disponible. Il est seulement possible de montrer que la pression de contact est égale à $0,5q$ (où q est la pression appliquée) sous une semelle circulaire et $(4/\pi^2)q$ sous une semelle carrée. La Figure 4 illustre cette différence pour une semelle carrée souple et rigide. Le coefficient de forme $I(z)$ représente le rapport de la contrainte verticale à la profondeur « normalisée » z/B à la pression q appliquée sur la semelle.

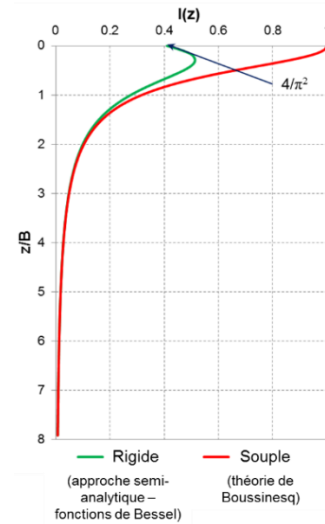


Figure 4. Répartition des contraintes verticales sous une semelle carrée

La variation de la contrainte verticale sous une semelle a une forte influence sur le module de déformation et doit être prise en compte pour développer des méthodes de calcul réellement prédictives.

4.2. Calcul du tassement d'une semelle rigide

Ce paragraphe présente une méthode analytique pour calculer le tassement d'une semelle rigide en tenant compte sa rigidité ainsi que la variation du module de formation du sol. La formule pour calculer la déformation d'une couche « i » est décrite :

$$\varepsilon_i = \frac{q \times \mu(z_i)}{E_i} = \frac{q \times \mu(z_i)}{E_{M,i}} \times \frac{1 + \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_0}}{k_0} \Rightarrow \varepsilon_i = \frac{\frac{q \times \mu(z_i)}{E_{M,i}} \times \frac{1}{k_0}}{1 - \frac{q \times \mu(z_i)}{E_{M,i}} \times \frac{1}{\varepsilon_0 k_0}} \quad (2)$$

Où $\mu(z)$ est un facteur de forme permettant de déterminer l'incrément de contraintes sous une semelle rigide à une profondeur quelconque. Il existe deux façons de définir cet « incrément » de contraintes, soit égal à une fonction unidimensionnelle $I(z)$ en ignorant l'effet des déformations latérales, soit égal à une fonction tridimensionnelle $F(z)$. Les deux fonctions sont déterminées en considérant un coefficient de Poisson égal à 0,33. Le Tableau 1 présente les valeurs numériques pour une semelle rigide dont l'éclatement de L/B varie entre 1 et 20 :

i	z _i /B	I(z _i)						F(z _i)					
		L/B						L/B					
		1	2	3	4	5	20	1	2	3	4	5	20
1	0.0 – 0.5	0.353	0.354	0.355	0.363	0.370	0.405	0.335	0.308	0.311	0.316	0.322	0.349
2	0.5 – 1.0	0.265	0.309	0.319	0.325	0.330	0.367	0.365	0.392	0.392	0.393	0.396	0.432
3	1.0 – 1.5	0.148	0.212	0.233	0.241	0.246	0.274	0.222	0.301	0.319	0.322	0.324	0.350
4	1.5 – 2.0	0.088	0.142	0.169	0.181	0.187	0.210	0.134	0.210	0.242	0.253	0.257	0.275
5	2.0 – 2.5	0.057	0.099	0.124	0.138	0.146	0.169	0.087	0.148	0.183	0.199	0.206	0.223
6	2.5 – 3.0	0.039	0.071	0.094	0.108	0.117	0.140	0.061	0.108	0.140	0.158	0.168	0.187
7	3.0 – 3.5	0.029	0.054	0.073	0.086	0.095	0.120	0.044	0.082	0.109	0.127	0.139	0.161
8	3.5 – 4.0	0.022	0.042	0.058	0.070	0.078	0.104	0.034	0.063	0.087	0.104	0.116	0.141
9	4.0 – 4.5	0.017	0.033	0.046	0.057	0.065	0.092	0.027	0.051	0.070	0.086	0.097	0.125
10	4.5 – 5.0	0.014	0.027	0.038	0.048	0.055	0.083	0.021	0.041	0.058	0.072	0.083	0.113
11	5.0 – 5.5	0.011	0.022	0.032	0.040	0.047	0.075	0.018	0.034	0.049	0.061	0.071	0.102
12	5.5 – 6.0	0.010	0.019	0.027	0.034	0.040	0.068	0.015	0.029	0.041	0.052	0.061	0.094
13	6.0 – 6.5	0.008	0.016	0.023	0.030	0.035	0.062	0.013	0.024	0.035	0.045	0.053	0.087
14	6.5 – 7.0	0.007	0.014	0.020	0.026	0.031	0.057	0.011	0.021	0.031	0.039	0.047	0.080
15	7.0 – 7.5	0.006	0.012	0.017	0.023	0.027	0.053	0.009	0.018	0.027	0.034	0.041	0.074
16	7.5 – 8.0	0.005	0.010	0.015	0.020	0.024	0.049	0.008	0.016	0.024	0.030	0.037	0.069

Tableau 1. Valeurs des fonctions d'incrément des contraintes sous une semelle rigide

Le tassement de la semelle s'obtient en considérant la contribution de toute couche :

$$s = \sum_i s_i = \sum_i \varepsilon_i h_i \quad (3)$$

Il est intéressant de noter que dans une approche élastique linéaire pour un sol homogène ($E = \text{cste}$), l'utilisation du terme $F(z)$ proposée dans le Tableau 1 permet de reproduire correctement le tassement calculé selon la formule de (Giroud, 1972).

4.3. Comparaison avec la méthode de Ménard

Trois exemples sont utilisés pour comparer la méthode des courbes en « S » avec la méthode de Ménard. Les exemples sont donnés dans le Tableau 2. La pression q appliquée sur les fondations est égale à 0,33MPa. Les calculs sont réalisés pour toutes les valeurs de α communément utilisés : 1/3 (sables et graves), 1/2 (limons), 2/3 (argiles normalement consolidées) et 1 (argiles surconsolidées).

Géométrie	B = 1.5 m, 2 m, 2.5 m et 3 m
	L/B = 1, 2, 3, 5, 10, 15 et 20
Exemple 1	$E_M = 10 \text{ MPa}$ et $p_i^* = 1 \text{ MPa}$
Exemple 2	$E_M = 10 \text{ MPa}$ et $p_i^* = 1 \text{ MPa}$ pour $0 \leq z/B < 4.5$ $E_M = 20 \text{ MPa}$ et $p_i^* = 2 \text{ MPa}$ pour $z/B > 4.5$
Exemple 3	$E_M = (10+z/B) \text{ MPa}$ et $p_i^* = (1+z/B) \text{ MPa}$

Tableau 2. Données des exemples pour la comparaison avec la méthode de Ménard

A titre d'exemple, le tassement d'une semelle rigide de 3m x 3m soumise à une charge uniforme de 330 kPa peut être estimé par la méthode des courbes en « S » (cf. §4.2) à l'aide du Tableau 1 et des deux formules (2) et (3). La semelle, quant à elle, repose sur un massif de sol sableux homogène de 24m d'épaisseur, caractérisé par $E_M = 10 \text{ MPa}$ et $p_i^* = 1 \text{ MPa}$. Le jeu de paramètre

retenu est le jeu 1 : $k_0 = 6,67$ et $\epsilon_0 = 0,005$. En discrétisant le massif de sol en 16 sous-couches d'épaisseur de $B/2 = 1,5$ m et prenant les valeurs de $I(z)$ pour le cas de $L/B = 1$ dans Tableau 1, le tassement 1D de chaque sous-couche est déterminé comme suite :

$$\epsilon_i = \frac{\frac{q \times I(z_i)}{E_{M,i}} \times \frac{1}{k_0}}{1 - \frac{q \times I(z_i)}{E_{M,i}} \times \frac{1}{\epsilon_0 k_0}} \approx \frac{0,00495 \times I(z_i)}{1 - I(z_i)} \Rightarrow s = 1,5 \times \sum_{i=1}^{16} \left(\frac{0,00495 \times I(z_i)}{1 - I(z_i)} \right) \approx 10,5 \text{ mm}$$

Le tassement 3D se calcule en remplacement $I(z)$ par $F(z)$: $s = 1,5 \times \sum_{i=1}^{16} \left(\frac{0,00495 \times F(z_i)}{1 - F(z_i)} \right) \approx 13,9 \text{ mm}$

Le tassement calculé selon la méthode de Ménard est de 11,9 mm. La comparaison entre les méthodes des courbes en « S » et celle de Ménard pour l'ensemble des exemples indiqués dans le Tableau 2 sont reportés sur la figure ci-dessous. La bonne concordance entre les tassements calculés selon les deux méthodes témoigne donc la fiabilité des courbes en « S » pour le calcul du tassement des semelles superficielles.

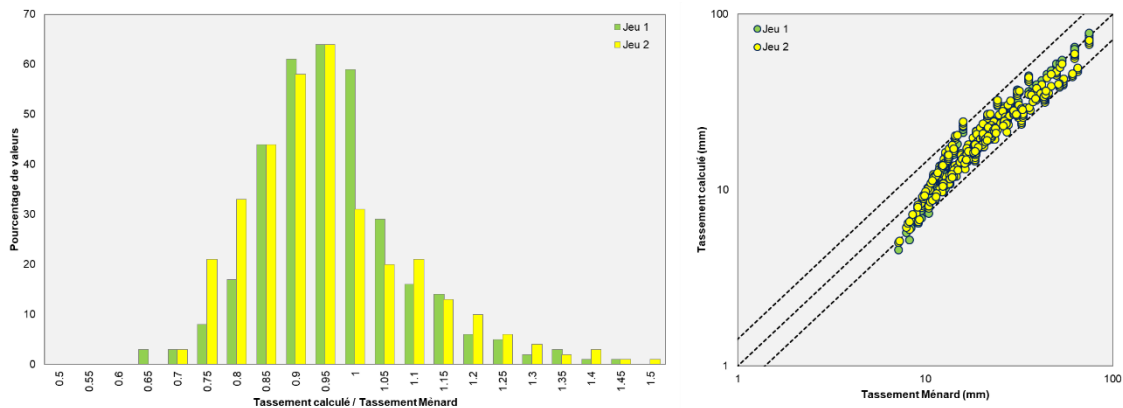


Figure 5. Comparaison des tassements estimés selon deux méthodes

5. Tassement des radiers et dallages

5.1. Application au calcul des radiers

Pour un radier de géométrie et d'inertie quelconques, l'évaluation des tassements peut être menée à l'aide d'un modèle numérique ou semi-analytique dans lequel le terrain obéit à un comportement élastique non-linéaire selon les courbes en « S ». Le caractère non-linéaire du comportement du terrain impose un ajustement itératif, automatique ou manuel, des modules affectés à chaque couche en fonction de la déformation induite par le radier. La discrétisation du radier est réalisée à l'aide d'un maillage rectangulaire ou triangulaire.

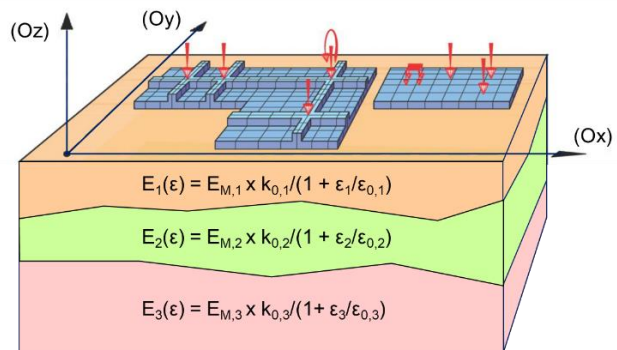


Figure 6. Adaptation du module Tasplaq au cas d'un multicouche élastique non linéaire

Dans le cadre du projet national ARSCOP, la formulation des programmes Tasplaq+ et Tasseldo+ du logiciel Foxta v4 développés par Terrasol pour le calcul des radiers de grandes dimensions, a été adaptée de façon à gérer automatiquement l'ajustement du module de déformation E au taux de déformation (verticale) induite en chaque point du massif situé sous le radier. Cet ajustement automatique est appliqué, pour chaque couche, selon l'une des courbes en « S ».

L'application de ce modèle au cas d'une semelle infiniment rigide conduit à un résultat strictement identique à celui obtenu par les formalismes présentés en §4.2.

5.2. Retours d'expérience

Les premiers retours d'expérience sur cinq centrales nucléaires d'EDF permettant de valider l'approche des courbes en « S » sont présentés par (Hoang et al., 2018). Ils ne sont pas détaillés dans cet article. Afin de poursuivre la validation des courbes en « S » proposées, l'analyse du tassement des radiers supportant des tours de grande hauteur et les remblais de préchargement est réalisée.

5.2.1. Tour CB21 à la Défense

La tour CB21 à la Défense est fondée sur un radier, de forme octogonale représentant une superficie d'environ 2000 m². La géométrie du radier est présentée sur la Figure 7. Il comprend trois zones principales : une zone centrale où l'épaisseur est égale à 4,46 m, une zone périphérique avec l'épaisseur de 2,46 m et une zone environnante avec l'épaisseur de 1,16 m. La base du radier est située au niveau de +23,6 mNGF. Les principales charges appliquées sur le radier sont indiquées sur la Figure 8. Le relevé à 35 ans après la mise en service indique un tassement de l'ordre de 6 à 8 cm au centre et de 2 cm au bord du radier.

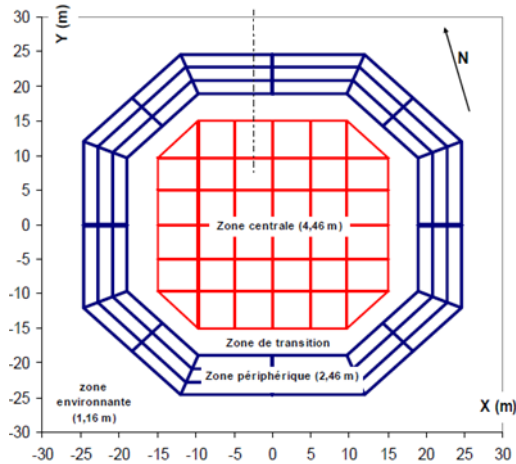


Figure 7. Géométrie du radier

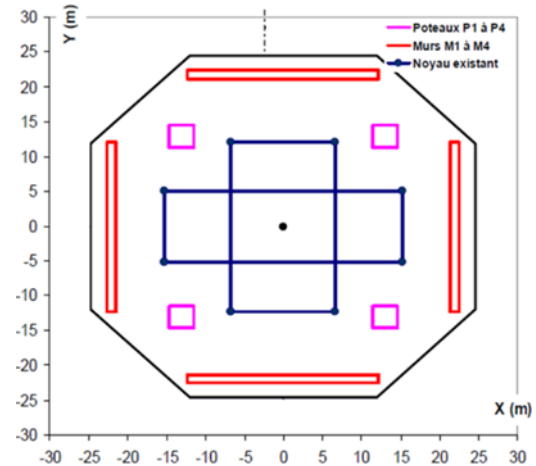


Figure 8. Localisation des charges appliquées

Les paramètres pressiométriques, sont indiqués dans le Tableau 3. Les résultats en termes de tassements sont présentés sur la Figure 9, il s'agit des tassements à 35 ans après la fin de la construction. Les deux approches A (Jeu 1) et B (Jeu 2) donnent des résultats comparables par rapport au relevé topographique. L'approche d'un module de déformation uniforme égal à E_M/α donne les tassements absolus et différentiels trop importants. L'utilisation d'un facteur correctif k de l'ordre de 2 ($E = k.E_M/\alpha$) paraît un choix satisfaisant.

L'approche non-linéaire des courbes en « S » semble plus appropriée pour prédire les tassements sous le radier de cette tour.

Type de sol	Base de couche (mNGF)	E_M (MPa)	p_i^* (MPa)
Sables et graviers	17.2	28	3.2
Sables supérieurs	5.8	68	5.1
Fausses Glaises	0.4	17	2.1
Sable d'Auteuil	-6.3	50	5.1
Argiles Plastiques	-22.3	36	3.4

Tableau 3. Modèle géotechnique

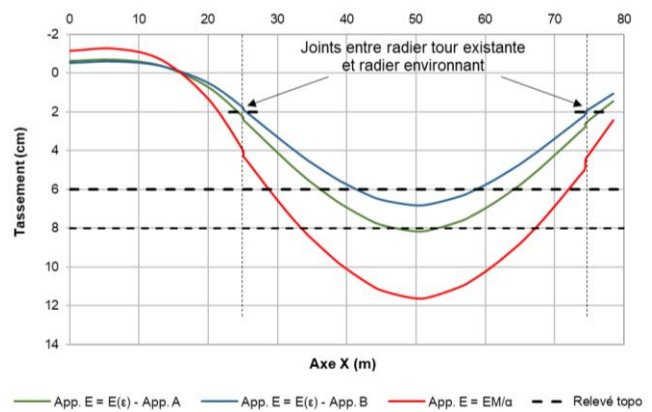


Figure 9. Tassements calculés et mesurés de la tour CB21

5.2.2. Tour Aurore à la Défense

La tour Aurore à la Défense constituée de 27 étages et 5 niveaux de sous-sol présente une emprise de 25,4 m x 43,4 m. La tour repose sur un radier de 2 m d'épaisseur situé au niveau de +28,4 mNGF. Les principales charges appliquées sur le radier sont indiquées sur la Figure 10. Le bleu linéaire correspond à une charge linéaire sous les voiles du noyau alors que les points rouges représentent les charges ponctuelles sous les poteaux. Les paramètres du sol, en particulier les données pressiométriques, sont indiqués dans le Tableau 4. D'après le relevé topo en 2018 sur plusieurs points situés au plancher bas de la tour, les tassements au centre sont de l'ordre de 5cm.

Type de sol	Base de couche (mNGF)	E_M (MPa)	p_i^* (MPa)
Alluvions Anciennes	20	35	3.8
Alluvions Anciennes (Zone colluvionée)	18	25	2.7
Calcaire Grossier	13	75	4.4
Sables supérieurs	1	90	4.5
Fausses Glaises (Faciès silto-argileux)	-4	25	2.7
Fausses Glaises (Faciès silto-sableux)	-8	75	4.5
Sables d'Auteuil	-10	60	4.7
Argiles Plastiques	-25	20	1.7
Marno-calcaire de Meudon	-40	140	4.6

Tableau 4. Modèle géotechnique

Une bonne concordance peut être soulignée entre le résultat des approches développées et celui des mesures. Au contraire, l'approche $E = E_M/\alpha$ surestime largement le tassement. L'utilisation d'un facteur correctif k de l'ordre de 2 ($E = k.E_M/\alpha$) paraît à nouveau un choix satisfaisant.

5.2.3. Récapitulatif des REX

L'ensemble des retours d'expérience permettant de valider l'approche des courbes de dégradation en « S » est récapitulé dans le tableau suivant.

Type d'ouvrage	Ouvrage	Type de sol concerné	Tassement calculé (mm)	Tassement mesuré (mm)
Centrales nucléaires (*)	Site n°1	Sables, sables graves et argiles	37 à 121 mm	38 à 139 mm
	Site n°2	Calcaires altérés et compacts	30 mm	26 à 31 mm
	Site n°3	Sables, limons, argiles des Flandres	125 à 260 mm	132 à 281 mm
	Site n°4	Marnes altérées et compacts	113 mm	80 à 130 mm
	Site n°5	Calcaires altérées et compacts	350 mm	286 à 290 mm
Tours de grande hauteur	CB1	Sables, sables graves et argiles plastiques	72 à 86 mm	60 à 80 mm
	Majunga	Calcaire grossier, sables denses et argiles plastiques	43 à 54 mm	55 mm
	Aurore	Calcaire grossier, sables denses et argiles plastiques	45 à 55 mm	50 mm
	Trinity	Calcaire grossier, sables et argiles plastiques	20 à 33 mm	20 à 35 mm
Remblais	R4	Sables et argiles des Flandres	33 mm	30 à 40 mm
	R5	Sables et argiles des Flandres	46 à 50 mm	43 à 46 mm

(*) REX présentés dans l'article présenté au JNGG 2018 (Hoang et al., 2018)

Tableau 5. Récapitulatif des retours d'expérience

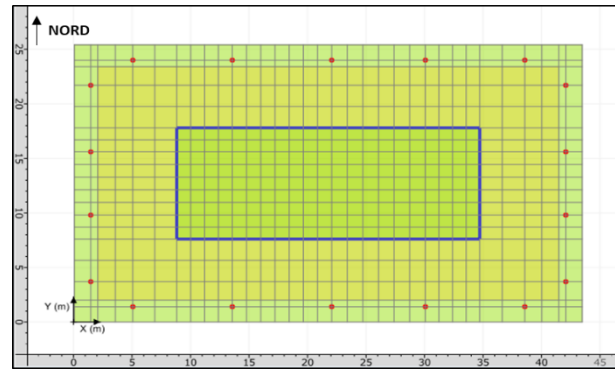


Figure 10. Géométrie du radier

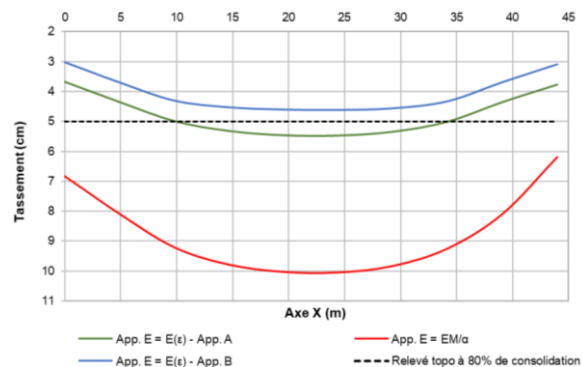


Figure 11. Tassements calculés et mesurés de la tour Aurore

6. Conclusion et perspective

Les retours d'expérience sur plusieurs types d'ouvrages au cours de ces dernières années mais encore ceux étudiés dans le cadre de la présente étude confirment que le choix d'un module élastique linéaire adoptant l'approche classique forfaitaire $E = E_M/\alpha$ est inadaptée. Cette approche peut être améliorée en considérant un coefficient correctif k en fonction du type d'ouvrage, soit $E = k E_M/\alpha$. Les résultats obtenus dans cet article montrent que les mesures sont ainsi mieux approchées par les calculs. Néanmoins, cette approche reste encore limitée à cause du choix de k qui est délicat et n'est pas scientifiquement éprouvé. Décrivant la variation du module de déformation avec le niveau de déformation, l'approche des courbes en « S » développée dans le cadre de cette étude aboutit à rendre compte d'un comportement plus réaliste du terrain (comportement élastique non linéaire) avec une logique de diminution de la rigidité.

A partir de modèles dérivant de la théorie élasticité classique et par comparaison au modèle de Ménard considéré comme fiable pour le calcul du tassement des fondations superficielles de faibles dimensions, les lois de dégradation E/E_M sont proposées.

Du fait du caractère « intrinsèque » des courbes de dégradation E/E_M , les approches développées peuvent être étendues à l'étude d'une fondation quelconque dès lors que les déformations induites par celle-ci restent compatibles avec la gamme de déformation sur laquelle le calage des courbes proposées a été mené, soit pour des déformations comprises entre 0,01% à 1%.

Ces approches ont pu être implémentées dans les programmes Tasplaq+ et Tasseldo+ du logiciel Foxta v4. Ces derniers permettent également une liberté dans le choix des courbes de dégradation. L'utilisateur peut définir lui-même une loi de dégradation quelconque pour le rapport E/E_M en fonction de la déformation en introduisant les paramètres de calage k_0 et ε_0 à son choix.

Le présent article permet de compléter et de finaliser le travail initial sur les centrales EDF présenté aux JNGG 2018 (réf. (Hoang et al., 2018)). La confrontation des approches développées avec les retours d'expérience a montré la pertinence de ces dernières. Une bonne estimation des tassements a été constatée sur tous les ouvrages étudiés. En comparaison avec l'approche forfaitaire $E = E_M/\alpha$, les approches développées sont à privilégier.

L'application des courbes E/E_M proposées à des projets réels a clarifié leur utilisation et leur validité pour l'estimation du tassement des ouvrages fondés sur semelles ou radiers. L'utilisation prochaine de ces courbes dans la norme de calcul françaises des fondations superficielles est à souhaiter afin de remplacer la méthode de Ménard.

Les potentialités des courbes de diminution de la rigidité sont également à mettre à profit pour les groupes de fondations profondes et les écrans de soutènements.

7. Références

- Baguelin, F. (2005). *Le calcul des semelles au pressiomètre et l'Eurocode 7*.
- Giroud, J. (1972). *Mécanique des sols. Tables pour le calcul des fondations. Tome 1 (Tassement), 360 p., Tome 2 (Tassement)*. Paris : Dunod.
- Hoang, M.T., Cuira, F., Dias, D. et Miraillet, P. (2018). *Estimation du rapport E/EM : application aux radiers de grandes dimensions*. JNGG 2018
- Ménard, J. R. (1962). *L'évaluation des tassement - Tendances nouvelles*. Sols-Soils, No 1.
- Poulos et Davis. (1974). *Elastic solutions for soil and rock mechanics*. 411 p. John Wiley & Sons.
- Schmertmann. (1970). *Static cone to compute static settlement over sand*. J. Soil Mechs. & Fdn Engng Div. 96.
- Terzaghi, K. (1943). *Theory of elastic layers and elastic wedges on a rigid base*. Theoretical Soil Mechanics.