

## **Justification des ducs d'Albe d'amarrage vis-à-vis de leur arrachement**

**Guillaume VEYLON<sup>1</sup>**

<sup>1</sup> CETE Méditerranée, Laboratoire Régional d'Aix-en-Provence,  
Pôle d'activités, CS 70 499, 13593 Aix-en-Provence Cedex 3, France.

[guillaume.veylon@developpement-durable.gouv.fr](mailto:guillaume.veylon@developpement-durable.gouv.fr)

### **Résumé :**

Les actions appliquées aux ducs d'Albe d'amarrage dépendent à la fois de phénomènes naturels et de l'intervention humaine. A l'heure actuelle, les justifications des pieux constituant les fondations de ces ducs d'Albe ne prennent pas en compte la concomitance des efforts de renversement horizontal et de traction verticale. Le phénomène de serrage résultant de la concomitance de ces actions est donc négligé, ce qui peut être très défavorable vis-à-vis de la justification de l'état-limite d'arrachement. Notre travail consiste donc à proposer une méthode de prise en compte de ce phénomène de serrage en nous appuyant au maximum sur le corpus technique et réglementaire actuel. Nous évaluons l'intérêt et la pertinence de notre approche en quantifiant l'apport de celle-ci vis-à-vis des objectifs de maîtrise du coût d'un projet en terme économique aussi bien qu'écologique.

### **Abstract :**

Actions applied to mooring dolphins depend at the same time on natural phenomena and on the human intervention. For the time being, the design of the piles of the dolphin does not take into account the concomitance of overturning and pull-out efforts. The phenomenon of tightening of the pile resulting from the concomitance of these actions is thus neglected, which can be quite unfavourable towards wrenching limit-state verifications. Our study, mostly based on the current technical corpus, consists in proposing a method dealing with this tightening phenomenon. We estimate the interest and the relevance of our approach by quantifying its contribution towards economical and ecological criteria.

### **Mots-clés :**

Travaux maritimes – duc d'Albe – Amarrage – Justification – Pieux – Arrachement – Gaz à effet de serre.

## **1. Introduction**

L'action d'amarrage est une action de nature très différente de celles généralement rencontrées dans le domaine des ouvrages d'art routiers. La résultante des actions d'amarrage (cycliques, d'amplitude variable dans le temps) appliquée à un duc d'Albe a une composante horizontale, une composante verticale et un ordre de grandeur pouvant atteindre plusieurs centaines de tonnes. La reprise des efforts horizontaux par le sol induit une augmentation de la contrainte radiale moyenne autour des pieux, ce qui a pour effet d'augmenter la contrainte de cisaillement limite à l'interface sol-pieu. Or, les méthodes actuelles de justification ne prennent pas en compte ce phénomène de serrage et sont donc défavorables vis-à-vis de l'état-limite d'arrachement. Nous allons donc ici nous intéresser à l'influence de la prise en compte de ce phénomène sur le dimensionnement des pieux des ducs d'Albe d'amarrage.

## **2. Comportement des pieux sous sollicitations axiales et latérales**

La conception et le calcul des pieux sont actuellement réalisés conformément à la troisième partie du fascicule 62 – titre V du CCTG [MELT, 1993]. Ce document définit une méthode de détermination des paramètres d'interaction sol-pieu à partir des paramètres pressiométriques : pression de fluage ( $pf$ ), pression limite ( $pl$ ) et module pressiométrique ( $E_M$ ). Nous invitons le lecteur à se reporter à ce document pour ce qui est de l'étude découplée du comportement des pieux sous sollicitations axiales et transversales.

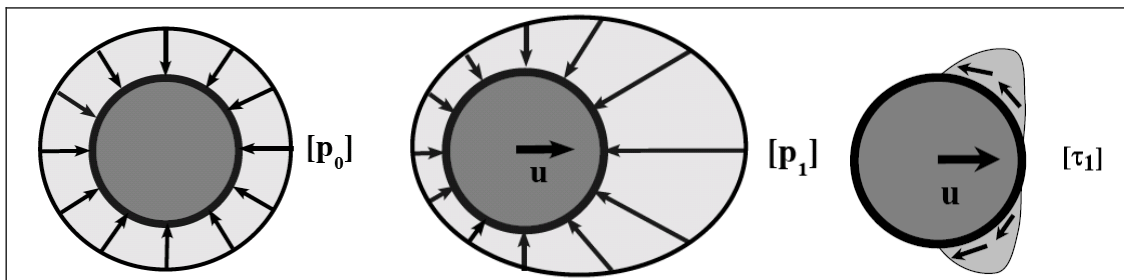


Figure 1. Distributions des contraintes à l'interface sol-pieu

L'utilisation de la loi d'interaction sol-pieu est généralement assortie de l'hypothèse sous-jacente selon laquelle la réaction tangentielle est négligeable devant la réaction frontale. En réalité, l'existence de sollicitations transversales concomitantes aux sollicitations axiales induit une augmentation de la contrainte normale moyenne sur le périmètre de la section qu'il conviendrait de quantifier. Cette hypothèse reste cependant à vérifier et à quantifier. Pour cette raison, nous allons à présent nous attacher à déterminer la répartition des contraintes radiales

sur le périmètre de la section pour pouvoir quantifier l'évolution du frottement unitaire axial.

### **3. Modélisation de l'interface sol-pieu**

La méthode de dimensionnement pressiométrique étant la plus utilisée dans l'étude des pieux sous charges transversales, la détermination des paramètres intervenant dans nos modèles sera effectuée à partir des paramètres pressiométriques.

#### **3.1. Loi de mobilisation de la contrainte normale**

La détermination des paramètres de la loi de mobilisation de la contrainte normale n'est pas aisée. On peut cependant vérifier, au moins partiellement, l'analogie de cette loi de mobilisation avec la courbe d'un essai pressiométrique [BAGUELIN & JEZEQUEL, 1972] ou avec la loi de mobilisation utilisée pour étudier les soutènements. Ainsi, pour un sol pulvérulent, nous choisissons :

$$p_p = pl \ ; \ p_a = \min[\sigma_v'^2 / p_p ; p_0] \quad (1)$$

Généralement, la pression des terres au repos est déterminée à partir des résultats d'essais pressiométriques ou d'essais de laboratoire. D'autre part, l'expression de la pression active des terre proposée ici repose sur l'hypothèse simplificatrice  $K_a = 1 / K_p$  acceptable en première approximation pour les sols sans cohésion. Dans le cas de sols cohérents, la pression active des terres doit être déterminée à partir d'essais de laboratoires et de corrélations.

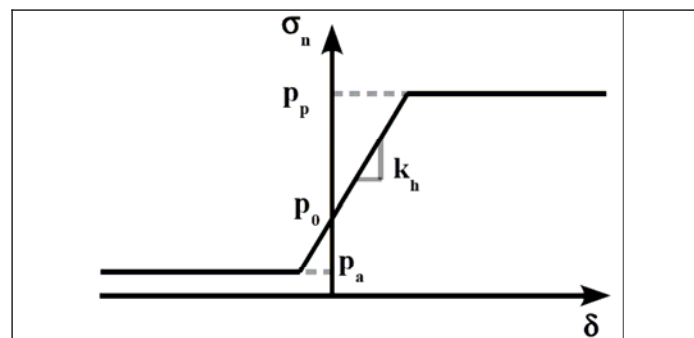


Figure 2. Loi de mobilisation de la contrainte normale

Le calcul des contraintes horizontales intermédiaires dépend d'un coefficient de réaction  $k_h$ . Bien que ce module puisse dépendre de la rigidité de flexion du pieu, nous avons ici choisi de le prendre égal au module de rechargement du sol  $E_a$  [MENARD & ROUSSEAU, 1962], en raison de la nature des sollicitations

d'amarrage. Ménard propose de déterminer ce module à partir du module pressiométrique et du coefficient rhéologique  $\alpha$  qu'il définit ainsi :

$$\alpha = \left( E_M / E_a \right)^{\frac{1}{2+\nu}} \quad \text{soit} \quad E_a \approx \frac{E_M}{\alpha^2} \quad (2)$$

puisque  $\nu$  est petit devant 1/2.

### 3.2. Loi de mobilisation de la contrainte de cisaillement

Les courbes de Frank et Zhao étant calées sur l'expérience et étant partie intégrante du fascicule 62 – titre V, nous reprendrons ces lois de mobilisation pour notre analyse.

### 3.3. Courbe de rupture à l'interface sol-pieu

Afin de relier l'évolution des contraintes normales avec celle du frottement latéral axial unitaire de la section  $\tau_l$ , il convient de faire une hypothèse sur la courbe de rupture de l'interface sol-pieu. Afin, de préserver la compatibilité de notre démarche avec les contraintes réglementaires, nous imposerons la condition  $\tau_l(p_0) = q_s$ . D'autre part, nous choisirons ici une courbe de rupture du type droite de Coulomb vérifiant la condition ci-dessus. Il est important de noter que, à moins de considérer un sol purement cohérent, la pente de la courbe est strictement croissante, ce qui a pour effet de diminuer la pente de la courbe lorsque la profondeur augmente, mais aussi de l'augmenter de manière dangereuse à faible profondeur. Nous avons choisi de résoudre ce problème en appliquant un coefficient réducteur  $z/z_c$  jusqu'à la profondeur critique  $z_c$ , en considérant que la résistance de frottement à l'arrachement ne peut se développer complètement à proximité de la surface du terrain.

### 3.4. Développement théorique du modèle

Le développement présenté ici repose sur l'hypothèse selon laquelle la courbure des pieux est suffisamment faible pour que les effets du second ordre soient négligés. Il s'agit donc d'un modèle d'écoulement du sol dans le plan horizontal. Considérons un déplacement horizontal selon l'axe relatif  $u$  du pieu par rapport au sol environnant. La résultante transversale s'exprime :

$$r_x = \int_{-\pi}^{\pi} \cos(\alpha) \Sigma(u_r) d\alpha + \int_{-\pi/2}^{\pi/2} |\sin(\alpha)| T(u_\theta) d\alpha \quad (3)$$

avec  $\alpha$  l'angle entre  $u$  et la normale au point de calcul,  $u_r = u \cos(\alpha)$ ,  $u_\theta = u \sin(\alpha)$  et  $\Sigma$  la fonction exprimant la contrainte normale  $\sigma_n$  en fonction du

déplacement normal et  $T$  la fonction exprimant la contrainte tangentielle  $\tau_s$  en fonction du déplacement tangentiel à l'interface. Pour chaque déplacement relatif, l'intégration sur le périmètre de la section est réalisée numériquement. D'autre part, la prise en compte d'un effet de masque a été réalisée en choisissant de ne pas prendre en compte de frottement à l'arrière du pieu.

#### 4. Exemple de prise en compte du phénomène de serrage

##### 4.1. Caractéristiques géométriques de l'ouvrage

L'ouvrage considéré est un duc d'Albe d'amarrage constitué de trois pieux tubulaires en acier de 800 mm de diamètre et de 12 mm d'épaisseur, ce qui leur donne une inertie de flexion égale à  $I = 0,0023063 \text{ m}^4$ . L'entraxe des pieux est de 2 m, aussi bien dans le sens longitudinal que transversal. D'autre part, ils sont mis en fiche par battage.

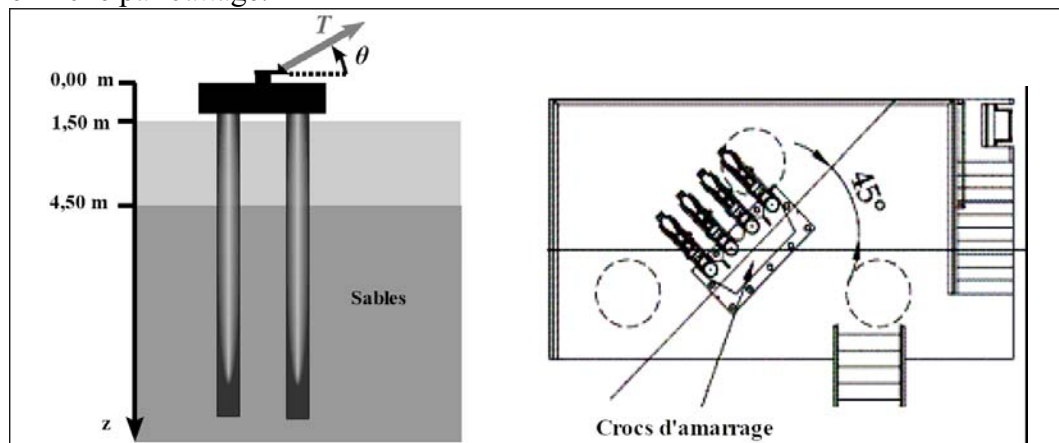


Figure 3. Coupe longitudinale et vue en plan du duc d'Albe d'amarrage

##### 4.2. Caractéristiques géotechniques

Nous allons considérer un type de sol unique : des sables lâches dont les caractéristiques géotechniques sont présentées dans le tableau suivant :

Tableau 1. Caractéristiques géotechniques des terrains étudiés

Désignation du sol	$\gamma'$ ( $\text{kN/m}^3$ )	$pf$ ( $\text{kPa}$ )	$pl$ ( $\text{kPa}$ )	$E_M$ ( $\text{MPa}$ )	$\alpha$	$c$ ( $\text{kPa}$ )
Sables	19	300	500	3	1/3	0

Nous considérerons ici que le modèle d'écoulement dans le plan horizontal n'est représentatif qu'à partir d'une certaine profondeur égale à la profondeur critique  $z_c$  recommandée dans le fascicule 62 – titre V. Ainsi, pour une profondeur inférieure, et pour des raisons d'échelle, la pression limite mesurée au

pressiomètre ne peut se développer dans les mêmes conditions autour du pieu si bien que nous appliquerons un coefficient réducteur  $z/z_c$  sur cette pression limite. D'autre part, nous supposons que le déplacement vertical du pieu dû aux efforts d'arrachement sont suffisamment faibles pour pouvoir les négliger, ce qui est en principe garanti par l'application de coefficients de sécurité adéquats sur les actions et les résistances. Dans le cas contraire, un calcul en déplacement est nécessaire [BOULON *et al.*, 1978].

#### 4.3. Caractéristiques de l'action d'amarrage

L'amarrage des navires se fait par le biais de quatre crocs à largage rapide d'une capacité de 50 tonnes chacun. L'orientation de l'action d'amarrage varie de  $0^\circ$  à  $45^\circ$  en fonction du navire amarré et de son plan d'amarrage. En prenant en compte le poids propre de la plate-forme d'amarrage (environ 400 kN), en supposant une inclinaison  $\theta$  égale à  $20^\circ$  par rapport à l'horizontale et une orientation de l'action prise égale à  $45^\circ$ , les composantes des torseurs des efforts d'amarrage étudiés à l'ELU sont données dans le tableau suivant. Nous avons choisi de limiter la tension à 1500 kN en considérant que seuls trois crocs d'amarrage peuvent être sollicités à leur maximum de manière concomitante.

Tableau 2. Efforts d'amarrage appliqués au duc d'Albe

	$T$ (kN)		
Efforts d'amarrage	500	1000	1500
$F_x$ (kN)	470	950	1400
$F_z$ (kN)	230	60	-100

#### 4.4. Analyse de la réponse d'une section élémentaire

Les pieux étant mis en place par battage, nous avons supposé une pression initiale  $p_0 = K_0 \sigma_v'$  avec  $K_0 = 1$ . D'autre part, nous nous plaçons dans la section de pieu à une profondeur de 10 m par rapport au niveau de l'eau, soit à 7 m de profondeur par rapport à la surface du sol. On remarque tout d'abord que la composante frontale de la réaction est très proche de la réaction réglementaire proposée par le fascicule 62 – titre V. La résultante totale calculée est quant-à elle légèrement supérieure à la courbe réglementaire lorsque l'on prend en compte le frottement latéral à l'interface sol-pieu. Cette tendance avait déjà été notée par Ménard [MENARD, 1962] avant de la négliger dans l'expression des coefficients de réaction.

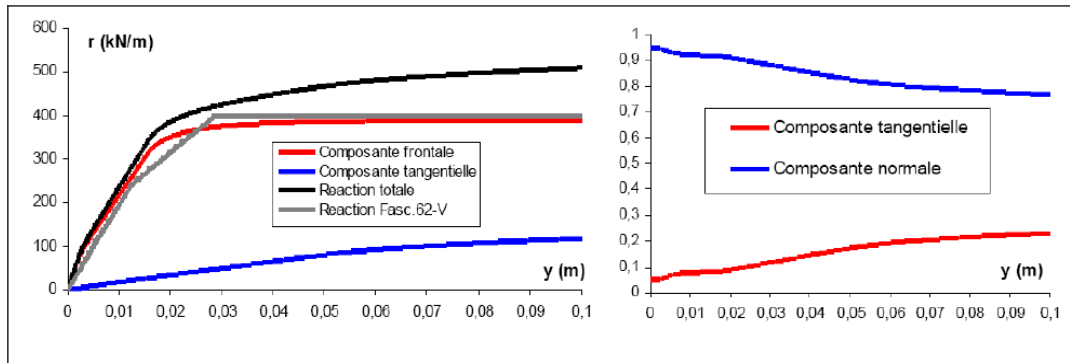


Figure 4. Lois de mobilisation et répartition des composantes

Enfin, la courbe de réaction issue de nos développements est plus proche qualitativement de la courbe d'un essai pressiométrique. Enfin, on constate d'autre part que l'écart entre les courbes pour des déplacements inférieurs au centimètre (valeur explicitement visée par FOND 72 pour le cas des fondations de bâtiment et d'ouvrages d'art) reste inférieur à 20 %.

Lorsque l'on étudie la répartition des composantes frontales et tangentielles issues de notre modèle, on retrouve l'allure des courbes de réaction frontale et tangentielle issue d'une analyse théorique [BAGUELIN *et al.*, 1977].

Nous avons enfin étudié l'impact du phénomène de serrage sur une section élémentaire en fonction de son déplacement latéral. La courbe ci-après révèle que la résistance disponible vis-à-vis des efforts d'arrachement reste dans un premier temps constante pour des déplacements latéraux d'ordre millimétrique. Cette zone correspond à des déplacements relatifs inférieurs à ceux nécessaires à la mobilisation du sol en poussée : l'augmentation de la pression côté butée est ainsi compensée par une diminution identique de la pression côté poussée. Ensuite, cette résistance croît rapidement pour atteindre, dans notre cas, plus de 200 % d'augmentation par rapport à la résistance à l'arrachement initiale.

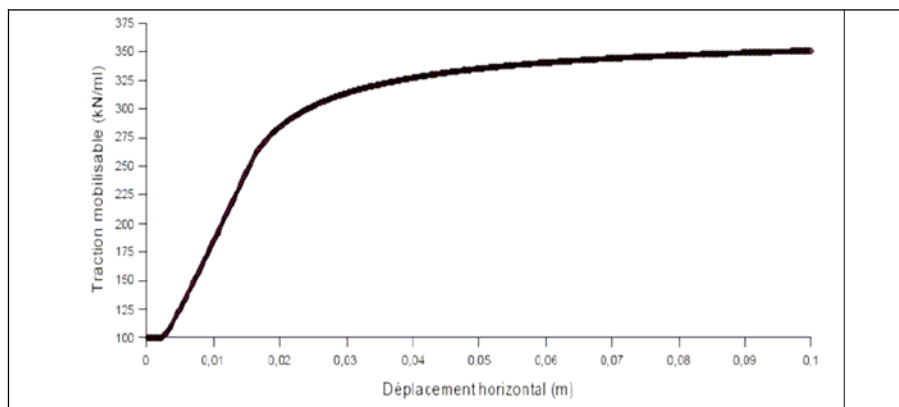


Figure 5. Densité d'effort de traction limite disponible en fonction du déplacement horizontal

#### 4.5. Application au dimensionnement du duc d'Albe d'amarrage

Nous avons étudié la réponse du tripode selon les trois résultantes d'amarrage décrites précédemment. Le dimensionnement des pieux arrières a été réalisé de manière itérative à l'aide du logiciel HADES® du SETRA, développé sur la base du modèle de poutre sur appui élastique. La figure 11 représente, pour la tension maximale, la répartition de la résistante limite à l'arrachement en fonction de la profondeur. On constate que le gain en résistance se manifeste principalement dans les 4 premiers mètres, c'est-à-dire dans la zone de mobilisation en butée du sol. Le second « ventre » correspond quant-à lui à la contre-butée. Au-delà de 10 m de profondeur, le déplacement relatif du pieu par rapport au sol devient suffisamment faible pour que cela ne se traduise pas par une augmentation de la résistance à l'arrachement.

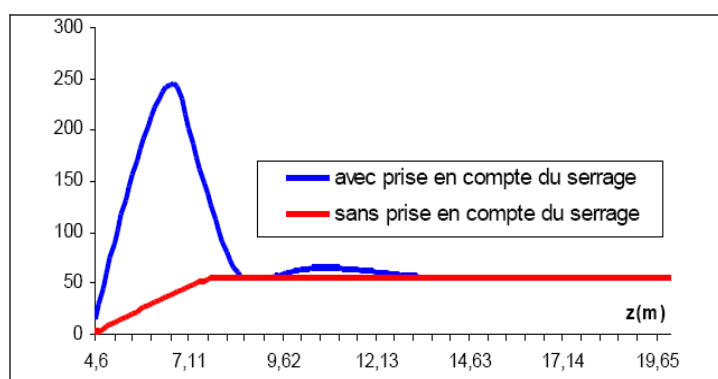


Figure 6. Répartition du frottement limite en fonction de la profondeur (kN/ml)  
( $T=1500$  kN)

#### 4.6. Gain économique et écologique généré par la méthode développée



Comme nous pouvons l'observer dans le tableau 3, la prise en compte du phénomène de serrage permet de diminuer sensiblement la fiche minimale nécessaire à la reprise de l'effort d'arrachement. Ce gain est de l'ordre de 30% sur notre exemple. Cela représente un gain de fiche d'environ 8,3 m par pieu arrière.

Tableau 3. Dimensionnement de la fiche des pieux arrières

	<i>T</i> (kN)		
	500	1000	1500
Effort d'arrachement à l'ELU (1,4 $Q_{\min}$ ) [kN]	400	770	1400
Fiche minimale avec serrage [m]	6,6	10,9	18,3
Fiche minimale sans serrage [m]	8,7	15,3	26,6

#### 4.6.1. Estimation du gain économique

La méthode de dimensionnement classique aboutit à un coût de l'ordre de 120 k€ par duc d'Albe d'amarrage. En considérant un projet comportant 6 ducs d'Albe identiques, un prix de l'acier est égal à 1,30 €/kg, un prix d'un mètre linéaire de battage est de 100 €, la diminution de fiche est égale à 8,3 m par pieu arrière. Sous ces hypothèses, le gain économique apporté par la prise en compte du phénomène de serrage est de 35,3 k€, soit environ 5 % du prix du projet.

#### 4.6.2. Estimation du gain écologique

Afin de réaliser une estimation grossière du gain en émission de gaz à effet de serre induit, nous avons considéré que les postes d'émission soumis à économie substantielle étaient la fabrication, le transport et la mise en œuvre des pieux. Nous avons basé notre analyse sur le guide des facteurs d'émission émis par l'Agence De l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie et la Mission Interministérielle de l'Effet de Serre de janvier 2007. Sur l'exemple considéré, l'économie en terme masse d'acier économisée est de 23 tonnes environ. Or, le rejet de gaz à effet de serre associé à la fabrication de l'acier vaut 870 kg équivalent carbone par tonne d'acier. Ainsi, l'économie découlant de l'optimisation représente 20 tonnes d'équivalent carbone. Il s'agit là du principal poste de rejet. En effet, en considérant que le type de matériel utilisé pour le transport et la manutention des tubes n'est pas modifié par la réduction du poids des tubes, l'économie associée au transport et la mise en œuvre ce ceux-ci ne représente que quelques dizaines de kg d'équivalent carbone. Même s'il est difficile d'évaluer le coût écologique du projet entier, on peut s'attendre à une diminution du rejet de gaz à effet de serre de l'ordre de 10 % sur l'ensemble du projet.

## **5. Conclusion**

L'objet de la présente étude est de proposer et mettre en œuvre une méthode de prise en compte du phénomène de serrage pour approcher de manière plus fine la résistance à l'arrachement de pieux concomitamment sollicités horizontalement. La mise en application de la méthode nous a permis de valider notre démarche et d'estimer le gain apporté par cette approche en terme économique et écologique. Ainsi, sur l'exemple considéré, le gain économique est de l'ordre de 5 % du projet alors que le gain écologique atteint vraisemblablement 10 % vis-à-vis du rejet de gaz à effet de serre. Ce travail devrait être poursuivi par des travaux visant la prise en compte de la rigidité des pieux dans la loi de mobilisation de la contrainte normale, le caractère cyclique des sollicitations, ou l'effet de la prise en compte des grandes déformations et de l'effet de groupe. Un travail complémentaire permettrait également l'application de cette méthode à des sols cohérents ou pulvérulents dilatants ainsi que la prise en compte de la nature différée ou instantanée des sollicitations. Enfin, nous insistons sur le fait que ce travail a pour objectif de fournir matière à réflexion dans un contexte de révision du corpus technique actuel (fascicule 62 – titre V, ROSA 2000) provoqué par la mise en vigueur des Eurocodes et des normes d'applications associées.

## **6. Références bibliographiques**

- MENARD L., ROUSSEAU J. 1962. *L'évaluation des tassements, tendances nouvelles*, Sols Soils, 1, pp 13-30.
- MENARD L., 1962. *Comportement d'une fondation profonde soumise à un effort de renversement*, Sols Soils, 3, pp 9-23.
- BAGUELIN F., JEZEQUEL J., 1972. *Etude expérimentale du comportement de pieux sollicités horizontalement*, Bull. Liaison Labo. P. et Ch., 62, pp129-170.
- BAGUELIN F., FRANK R., SAID Y. H., 1977. *Theoretical study of lateral reaction mechanism of piles*, Géotechnique, Vol. 27(3), pp 405-434.
- BOULON M., DESRUES J., FORAY P. 1978. *Méthode de calcul du comportement des pieux à l'arrachement*, Revue Française de Géotechnique, Vol. 7, pp11-22.
- BOULON M., PLYTAS C. ,FORAY P., 1986. *Comportement d'interface et prévision de du frottement latéral le long des pieux et tirants d'ancrage*, Revue Française de Géotechnique, Vol. 35(2), pp.31-48.
- LCPC-SETRA, 1972 . *FOND 72 - Fascicule 5 – dimensionnement*.
- MELT, 1993. *Règles de calcul et de conception des fondations des ouvrages de génie civil - Cahier des clauses Techniques Générales – Fascicule 62 – titre V*, Textes Officiels n°93-3.