



HAL
open science

Étude numérique par l'approche hybride des groupes de pieux

Sabrina Perlo-Mevelléc

► **To cite this version:**

Sabrina Perlo-Mevelléc. Étude numérique par l'approche hybride des groupes de pieux. Sciences de l'ingénieur [physics]. Ecole des Ponts ParisTech, 2003. Français. NNT : 2003ENPC0011 . pastel-00000590

HAL Id: pastel-00000590

<https://pastel.hal.science/pastel-00000590>

Submitted on 10 Sep 2010

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



THESE DE DOCTORAT
en vue de l'obtention du titre de
DOCTEUR
DE
L'ECOLE NATIONALE DES PONTS ET CHAUSSEES

Spécialité: Géotechnique

présentée et soutenue publiquement par

Sabrina PERLO-MEVELLEC

intitulée

Etude numérique par l'approche hybride des groupes de pieux

Le 8 juillet 2003 devant la commission d'examen composée de :

M. J.-P. MAGNAN	Président du jury
M. I. JURAN	Rapporteur
M. C. PLUMELLE	Rapporteur
Mme F. ALTMAYER	Examinatrice
M. DEGNY	Examineur
M. R. FRANK	Directeur de thèse

**Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols
(CERMES)**

A mes parents qui m'ont offert l'opportunité de
faire des études,
A mon mari pour son éternel soutien,
Et à mes enfants, Lorenzo et Mattéo, pour m'avoir
apporté
quelques années de maturité et de « recul » très
enrichissantes.

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de thèse monsieur **Roger FRANK**, *Professeur à l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées et directeur du Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols (au moment de ce travail)*, pour m'avoir accueilli au CERMES, m'avoir donné les moyens de réaliser cette thèse et de la soutenir. Il a toute mon amitié et mes remerciements pour son attitude humaine.

Il me paraît essentiel de remercier monsieur **Eric DEGNY**, *Chef de la section Informatique-Recherche*, pour sa présence permanente et ses encouragements durant les différentes étapes qui caractérisent si bien la « vie » du thésard.

Monsieur **Jean-Pierre MAGNAN**, *Professeur à l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées et Directeur Technique au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*, m'a non seulement fait l'honneur d'être le président de mon jury, mais a surtout représenté une ouverture scientifique incontestable et décisive. Je l'en remercie vivement.

Je tiens à remercier monsieur **Ilan JURAN**, *Professeur à l'Université Polytechnic de New York*, pour de multiples raisons : son accueil à Polytechnic-New York et sa sympathie tout d'abord, puis sa disponibilité malgré l'importance de ses responsabilités, et enfin son attitude positiviste et enthousiaste. Ce fut un réel plaisir de travailler à ses côtés.

Que monsieur **Claude PLUMELLE**, *Professeur au Conservatoire National des Arts et Métiers*, reçoive mes remerciements pour avoir accepté d'être mon rapporteur et pour m'avoir permis de mesurer à quel point les expérimentations demeurent importantes. J'estime qu'il a dans ce domaine été d'un apport considérable lors de nos différentes réunions.

Je remercie madame **Florence ALTMAYER**, *Ingénieur Principal spécialiste Sols et Fondations au Bureau VERITAS*, qui non seulement fut une examinatrice riche en questions et surtout une source pour moi d'ouverture vers de nouvelles voies, à la recherche permanente de l'équilibre entre la théorie et la pratique.

Mes remerciements à mesdames **Dominique BARRIÈRE**, **Josette FAYOL** et mademoiselle **Armelle FAYOL** sans qui beaucoup de choses auraient été tellement plus complexes au quotidien.

J'adresse mes sincères remerciements à l'équipe présente au CERMES durant cette étude, et plus particulièrement à **Roméo FRANCIS**, qui m'a présenté la recherche sur les micropieux avec passion, à **Nadia BENAHMED**, **Nabil SULTAN**, **Fatiha BAHDA**, **Vincenzo De GENNARO**, et bien sûr **Emmanuel DE LAURE** pour leur amitié et soutien quotidien, à **Ahmed OULANAH** qui m'a initié au langage Fortran, à **Brahim BENHAMIDA** et **Behrouz GATMIRI** qui m'ont entraînée dans des discussions scientifiques passionnantes ; Je finirais par remercier mademoiselle **Anca DUMISTRESCU** pour son aide précieuse en fin de thèse.

J'associe à ces remerciements madame **Marine** et monsieur **Jacques DANIEL**, ainsi qu'**Alice TRAN** pour leur sympathie et leur disponibilité.

Merci à l'équipe de géotechnique du LCPC pour m'avoir accueilli bien souvent, et notamment à **Nabila SELLALI** et **Armando ANTAO**.

Que l'ensemble des personnes que je n'aurais pas cité reçoivent mes sincères remerciements.

J'aurais grâce à vous tous compris que le travail du chercheur demeure avant tout le travail d'un groupe de chercheurs.

SONMAIRE

INTRODUCTION GENERALE	1
A - ELEMENTS BIBLIOGRAPHIQUES SUR LES PIEUX CHARGÉS TRANSVERSALEMENT	3
<hr/>	
INTRODUCTION	5
Chapitre I : COMPORTEMENT DES PIEUX SOUS CHARGE TRANSVERSALE	7
I-1) Introduction.....	7
I-2) Le comportement d'un pieu isolé sous charge transversale.....	7
I-3) La complexité du comportement du groupe sous charge transversale.....	10
I-3a) Interaction des pieux lors de leur installation	10
I-3b) Le groupe sous charge transversale de travail	12
I-3c) Les causes de la complexité du comportement du groupe sous charge transversale	13
I-4) Etudes de groupe sous charge transversale et résultats quantitatifs.....	14
I-4a) Présentation des essais de groupe sous charge transversale	15
I-4b) Analyse des essais de groupe sous charge transversale	22
I-4c) Les facteurs influençant le comportement du groupe sous charge transversale	27
I-5) Conclusion de la partie relative au comportement général des pieux.....	31
Chapitre II : METHODES DE CALCUL DES GROUPES DE PIEUX SOUS CHARGE TRANSVERSALE	33
II-1) Introduction.....	33
II-2) La théorie du continuum.....	34
II-2a) Principe	34
II-2b) Méthodes utilisant les équations de Mindlin ou associées	35
II-2b.i) Les équations de Mindlin	35
II-2b.ii) Selon POULOS et ses collaborateurs	36
II-2b.iii) Les éléments aux frontières ou les équations intégrales	39
II-2c) Les éléments finis	40
II-2c.i) Principe	40
II-2c.ii) Exemples	41
II-2d) Autres méthodes	44
II-2d.i) Les éléments aux frontières associés aux éléments finis ou différences finies	44
II-2d.ii) Les équations de Mindlin associées aux éléments finis	45
II-2d.iii) Méthode de réseaux d'écoulement	45
II-2e) Avantages et inconvénients	45
II-3) La théorie des modules de réaction ou transfert de charge.....	47
II-3a) Principe	47
II-3b) Prévision des courbes de réaction pour l'étude d'un pieu isolé	52
II-3c) Prévision indirecte des courbes de réaction pour l'étude d'un groupe de pieux	54
II-3c.i) A partir d'essais en vraie grandeur	55
II-3c.ii) A partir d'essais en modèle réduit	58
II-3c.iii) A partir d'essais en centrifugeuse	59
II-3c.iv) A partir de calculs en éléments finis	62
II-3c.v) A partir de calculs utilisant la théorie de l'élasticité (méthodes hybrides)	65
II-3c.vi) Récapitulatif sur la modification des courbes de réaction du groupe	67
II-3d) Avantages et inconvénients	70
II-4) Validation et comparaison de différentes méthodes.....	71
II-5) Conclusion sur les différentes méthodes de calcul du groupe.....	76
CONCLUSION	79

B - DEVELOPPEMENT DU LOGICIEL « GOUPEG-3D »	81
INTRODUCTION	83
Chapitre I : LE LOGICIEL GOUPIIL-LCPC	85
I-1) Présentation du logiciel GOUPIIL-LCPC.....	85
I-1a) Principe	85
I-1b) Données d'entrée et de sortie	85
I-2) Modélisation du problème.....	85
I-2a) Modélisation du pieu	85
I-2b) Modélisation du sol	88
I-2b.i) <i>Le long du pieu</i>	88
I-2b.ii) <i>Au niveau de la pointe</i>	90
I-2c) Modélisation du système pieu-sol	90
I-2c.i) <i>Principe de la modélisation sol-pieu</i>	90
I-2c.ii) <i>Résolution des équations différentielles de flexion</i>	91
I-3) Principe de résolution.....	92
I-3a) Discrétisation	92
I-3b) Deux repères principaux	93
I-3c) Définition des outils mathématiques	95
I-3d) Principe de résolution	98
I-3d.i) <i>Calculs matriciels</i>	98
I-3d.ii) <i>Convergence du calcul</i>	100
Chapitre II : LE LOGICIEL GOUPEG-3D	101
II-1) Les équations de Mindlin.....	101
II-1a) L'origine des équations de Mindlin	101
II-1b) Approximations réalisées pour utiliser les équations de mindlin dans GOUPEG	101
II-1c) Calculs des déplacements et contraintes induits dans le logiciel GOUPEG	102
II-2) La modification des courbes de mobilisation.....	104
II-2a) Modification des courbes de réaction transversale par coefficient de déplacement	104
II-2b) Modification de la pression ultime des courbes de réaction transversale	107
II-2c) Récapitulatif de la prise en compte de l'effet de groupe	109
II-3) Détails informatiques concernant GOUPEG.....	110
II-3a) Introduction de l'effet de groupe dans le programme GOUPIIL	110
II-3b) Critère de convergence du calcul de groupe	113
II-3c) Détails informatiques sur le calcul de groupe	113
CONCLUSION	117

C - ANALYSE DU COMPORTEMENT DES MICROPIEUX	119
du site de SAINT REMY-LES-CHEVREUSE	
<hr/>	
INTRODUCTION	121
Chapitre I : EXPERIMENTATIONS EN VRAIE GRANDEUR	123
DE SAINT REMY-LES-CHEVREUSE	
I-1) Caractéristiques du site.....	123
I-2) Caractéristiques des micropieux.....	124
I-2a) Implantation des micropieux	124
I-2b) Réalisation des micropieux IIb, IIh et R-SOL	125
I-2c) Instrumentation	127
I-3) Procédure d'essai de chargement.....	127
I-4) Synthèse des mesures et des résultats.....	128
I-4a) Micropieux sous charge axiale	128
I-4a.i) Micropieux isolés sous charge axiale	128
I-4a.ii) Micropieux en groupe sous charge axiale	133
I-4b) Micropieux sous charge transversale	136
I-4b.i) Micropieux isolés sous charge transversale	137
I-4b.ii) Micropieux en groupe sous charge transversale	141
Chapitre II : CALCUL DU COMPORTEMENT DES MICROPIEUX	145
A L'AIDE DU LOGICIEL GOUPEG-3D	
II-1) Micropieux isolés sous charge axiale.....	145
II-1a) Données de calcul	145
II-1a.i) La raideur des courbes de réaction	146
II-1a.ii) La valeur du frottement limite	146
II-1a.iii) La valeur de la résistance en pointe	147
II-1a.iv) La valeur du diamètre de scellement	147
II-1b) Comparaisons calculs-mesures	149
II-1b.i) Les micropieux de type IIb	150
II-1b.ii) Les micropieux de type IIh	151
II-1b.iii) Les micropieux R-SOL (assimilés au type IV)	151
II-1c) Conclusion	157
II-1c.i) Les micropieux de type II (IIb et IIh)	157
II-1c.ii) Les micropieux R-SOL (assimilés au type IV)	157
II-2) Micropieux isolés sous charge transversale.....	158
II-2a) Données de calcul	158
II-2a.i) La raideur des courbes de réaction transversale	158
II-2a.ii) La valeur limite de la réaction transversale	159
II-2a.iii) Prise en compte de l'effet de surface	159
II-2a.iv) Les caractéristiques mécaniques des pieux	160
II-2a.v) La discrétisation du système sol-pieu	160
II-2a.vi) La réaction en pointe	160
II-2b) Comparaisons calculs-mesures	160
II-2b.i) Les micropieux de type IIb	161
II-2b.ii) Les micropieux de type IIh	163
II-2b.iii) Les micropieux R-SOL (assimilés au type IV)	165
II-2c) Conclusion	167
II-3) Micropieux en groupe sous charge axiale.....	168
II-3a) Données de calcul	168
II-3a.i) Les courbes de réaction	168
II-3a.ii) Le coefficient de Poisson	169
II-3a.iii) Le module de cisaillement	169

ANNEXES

211

ANNEXE A : RESOLUTION MATHEMATIQUE

ANNEXE A1 : Les matrices de transfert	A1
A1-1) Matrice de transfert d'un tronçon	
A1-2) Matrice de transfert de discontinuité	
Discontinuité de déplacement	
Discontinuité élastique d'effort	
Discontinuité de rotation	
Discontinuité d'effort interne	
A1-3) Matrice de transfert d'une liaison indéformable	
ANNEXE A2 : Les éléments de rigidité	A5
A2-1) Expression des conditions en pointe	
A2-2) Eléments de rigidité d'un pieu sans la liaison au chevêtre	
A2-3) Eléments de rigidité du pieu - liaison en tête comprise	
La tête de pieu est liée élastiquement au chevêtre	
La tête de pieu est articulée au chevêtre	
A2-4) Transfert des éléments de rigidité au centre du chevêtre	
A2-5) Changement de repère des éléments de rigidité	
ANNEXE A3 : Calcul des vecteurs d'état après résolution du système	A11
A3-1) Vecteurs d'état en tête liaison au chevêtre comprise	
A3-2) Vecteurs d'état en tête sans la liaison au chevêtre	

ANNEXE B : Les équations de Mindlin

ANNEXE C : Le perforateur pneumatique R-SOL

ANNEXE D : Détails des calculs relatifs aux essais de chargements axiaux

sur micropieux isolés

ANNEXE D1 : Calculs annexes	D1
ANNEXE D2 : Courbe de mobilisation du frottement axial	D3
ANNEXE D3 : Courbes de mobilisation de la résistance en pointe	D5
ANNEXE D4 : Capacités portantes	D9
ANNEXE D5 : Résultats des calculs	D13
ANNEXE D6 : Figures complémentaires	D17

ANNEXE E : Détails des calculs relatifs aux essais de chargements transversaux

sur micropieux isolés

ANNEXE E1 : Courbes de réaction transversale	E1
ANNEXE E2 : Résultats des calculs	E3
ANNEXE E3 : Courbes effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts	E5

ANNEXE F : Résultats des calculs de groupe de micropieux sous chargements axiaux

Résumé : Inscrite dans le cadre du projet national FOREVER, l'étude proposée s'articule autour des essais en vraie grandeur réalisés à Saint Rémy-lès-Chevreuse par le CEBTP sur neuf micropieux isolés et deux groupes (2x2, 2 diamètres d'entre-axe) chargés axialement, puis transversalement dans du sable de Fontainebleau. Elle comprend l'introduction dans un code de calcul facile d'utilisation pour l'ingénieur, de l'effet de groupe de manière automatique et tridimensionnelle ; le programme « GOUPEG-3D » repose sur la théorie couplée des modèles hybrides, utilisant les fonctions de transfert de charge (courbes « p-y » et « t-z ») pour l'estimation de l'interaction pieu-sol et l'interaction pieu-sol-pieu intervenant par le biais de coefficients multiplicateurs de déplacement et réducteurs de pression ultime évalués à partir des équations de Mindlin (théorie du continuum élastique). Pour l'analyse des essais, les hypothèses ont porté principalement sur la construction des courbes de réaction du sol en s'appuyant sur les recommandations en vigueur (TA 95, Fascicule 62, règle simplifiée de BUSTAMANTE & DOIX [1985]) reposant sur les essais pressiométriques et sur l'influence du mode de fabrication des micropieux (gravitaire ou à l'aide du perforateur pneumatique R-SOL). Une étude paramétrique portant sur le module de cisaillement intervenant dans les équations de Mindlin, a mis en évidence la forte sensibilité du logiciel à ce paramètre élastique difficile à appréhender et encore sujet à de nombreuses controverses quant à son estimation.

Mots-clés en français: *micropieu – pieu – effet de groupe – courbes de réaction – modèle hybride – équations de Mindlin – essais en vraie grandeur – sable*

Abstract: This study, a part of the FOREVER national project, is articulated around the full-scale tests of axially and laterally loaded isolated micropiles and two micropiles groups (2x2, 2 diameters center-to-center spacing) performed at Saint Rémy-lès-Chevreuse in the Fontainebleau's sand by the CEBTP. The three-dimensional group effect is introduced in a numerical friendly-user code for engineers. An hybrid model based on the load transfer approach ('t-z' and 'p-y' curves) for soil-pile interaction is integrated in "GOUPEG-3D" software. In this model two corrector factors for displacement and ultimate stress which, are estimated from Mindlin's equations (elastic continuum theory) are introduced. For the interpretation of in-situ tests, the assumptions are basically made by taking into account the methods by which the curves are established. In this study, the results of the pressuremeter test, which is main French current practice in this field, are used. The influence of the different micropile construction techniques (gravity grouted or by using the R-SOL pneumatic perforator) as another important parameter is considered.

A parametric study on the influence of the shear modulus (Mindlin's equations) in the evaluation of group behavior has shown that this parameter, which is very difficult to estimate, has a significant effect.

Keywords : *Micropile – pile – group effect – reaction curves – hybrid model – Mindlin's equations – full-scale tests – sand*

INTRODUCTION GENERALE

En raison de nombreuses contraintes d'origine naturelle ou urbaine, les constructions sont réalisées sur des sols de plus en plus médiocres et contiguës à des ouvrages existants. Afin d'y palier, de nouvelles techniques de renforcement et d'amélioration des sols se sont développées ces dernières années, dont les micropieux. En effet, ils permettent de répondre à de nombreux problèmes, dont la stabilité des pentes et talus, la reprise en sous-œuvre, le renforcement des sols, la protection de structures existantes, les fondations nouvelles, ...

Les micropieux sont des pieux de diamètre réduit (inférieur à 250 mm) ; ils requièrent une mise en place beaucoup moins contraignante que les fondations profondes traditionnelles. On les utilise principalement en groupe et en réseau, dans le but de générer un enserrement du sol, d'où l'appellation de « pali radice¹ » par leur « père fondateur », Docteur F. LIZZI vers 1950.

Le projet national FOREVER sur le renforcement des sols par micropieux, lancé en 1993, avait pour objectif de fournir des règles de l'art ainsi que des méthodes de dimensionnement. Afin de mieux appréhender les mécanismes d'interaction des groupes et des réseaux, il comprend un programme d'étude et d'essais, faisant appel à la fois à des expérimentations en modèle réduit et en vraie grandeur, ainsi qu'à des développements numériques. **Le présent travail s'inscrit dans ce cadre avec le développement d'un logiciel de calcul de groupe de pieux et l'analyse au moyen de ce dernier d'essais en vraie grandeur réalisés par le CEBTP à Saint Rémy-lès-Chevreuse. Ces expérimentations consistent en des chargements axiaux et transversaux de micropieux isolés et en groupe réalisés dans le sable, selon deux méthodes de fabrication (gravitaire et avec l'utilisation du perforateur R-SOL).**

Lors de la réalisation d'un ouvrage, l'ingénieur doit respecter les contraintes engendrées par la superstructure (c'est-à-dire une limitation des déplacements, via le chevêtre) et les éléments de fondations. Dans le cas de fondation profonde, le sol réagit aux sollicitations produites par les pieux:

- soit par frottement axial, auquel cas on se préoccupe de connaître la limite de glissement sol-pieu,
- soit par des réactions transversales de type « poussée-butée ».

Le comportement du sol est très complexe ; de plus, son hétérogénéité et ses modifications dans le temps (différences entre les propriétés à court et long terme) le compliquent davantage. Il est de ce fait difficile d'appréhender le comportement des pieux isolés ou en groupe, de définir les facteurs influençant leur comportement et l'ampleur de leur contribution dans un phénomène donné. Ces différents points sont abordés dans le **chapitre I de la partie A** (où sont relatés, entre autres, des essais réalisés en centrifugeuse et en vraie grandeur). Afin de répondre aux questions posées lors de l'analyse

¹ « pali radice » est la traduction italienne de « pieux racines ».

des essais de Saint Rémy-lès-Chevreuse, notre attention, dans cette partie, s'est portée plus précisément sur les pieux chargés transversalement dans le sable.

En raison de la complexité du comportement du sol, sa modélisation ne peut s'envisager sans un certain nombre de simplifications. En fonction de ses choix, l'ingénieur va devoir calculer d'une part la capacité ultime de sa fondation pour éviter la rupture, et d'autre part les déplacements occasionnés sous charges de travail et sous charge exceptionnelle² pour contrôler la compatibilité des déplacements avec la superstructure. Comme l'évaluation de la charge de rupture, bien qu'encore difficile à estimer, est de seconde importance en raison des facteurs de sécurité, les déplacements se présentent comme le critère le plus restrictif lors du dimensionnement de fondations. De ce fait, une étude bibliographique a été réalisée sur les méthodes permettant d'estimer les déplacements dans le **chapitre II de la partie A**. Notre attention s'est également concentrée sur les pieux sous charge transversale.

Dans le cadre du projet FOREVER, pour l'étude des micropieux en groupe, le logiciel GOUPEG³, capable de prendre en compte, de manière automatique, l'effet de groupe a été développé à partir du programme GOUPIL-LCPC par l'utilisation d'un modèle « hybride ». Le sol y est modélisé par la théorie des modules de réaction et l'introduction de l'interaction entre les pieux est réalisée par modification des courbes de réaction définies pour un pieu isolé à l'aide de coefficients calculés à partir de la théorie du continuum élastique (équations de Mindlin). Le fondement du logiciel GOUPIL-LCPC, ainsi que les nouveaux développements de GOUPEG-3D réalisés dans le cadre de la présente thèse sont exposés dans la **partie B**.

La présentation des essais de micropieux réalisés à Saint Rémy-lès-Chevreuse est donnée dans le **chapitre I de la partie C**. Les caractéristiques du sol et des micropieux, avec leur mode de fabrication et les mesures des courbes effort-déplacement sont décrites. Elles sont également analysées en vue de l'utilisation du logiciel GOUPEG-3D.

Le **chapitre II de la partie C** traite des hypothèses sur les données de calcul et l'analyse des résultats obtenus avec le logiciel GOUPEG-3D relatifs aux essais de Saint Rémy-lès-Chevreuse sur des micropieux isolés et en groupe sous sollicitations axiales et transversales.

² comme la collision d'un bateau sur les pieux d'un pont.

³ une version de GOUPEG a été développée par MALEKI lors de sa thèse [1995], permettant une analyse en 2D de groupes chargés axialement et transversalement.

PARTIE A :

**ÉLÉMENTS BIBLIOGRAPHIQUES
SUR LES PIEUX CHARGÉS
TRANSVERSALEMENT**

INTRODUCTION

Le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (LCPC) et le Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols (CERMES, centre commun à l'École Nationale des Ponts et Chaussées et au LCPC) mènent depuis de nombreuses années un travail de recherche portant sur le comportement des pieux. Dans ce cadre, notre étude a porté plus précisément sur l'estimation des déplacements des pieux sous charge transversale¹. En effet leur comportement de groupe s'est révélé plus complexe que celui des pieux sous charge axiale². Ces fondations ont été, dans un premier temps, très employées pour les constructions « onshore », mais depuis ses dernières décennies leur utilisation est devenue plus commune dans les applications « offshore » comme la fabrication de plates-formes localisées dans des environnements très sévères. Les structures les plus soumises aux forces transversales sont les structures hautes, tel que les tours cheminées, les tours télé, les pylônes électriques ou celles au bord de l'eau, comme les digues et les plates-formes offshore. Ces forces peuvent être causées par les tremblements de terre, les forces du vent ou des vagues ou par la pression des terres latérales.

Ces constatations ont conduit à nous intéresser à deux aspects des groupes de pieux sous charge transversale :

- Le comportement général des pieux, traité dans le **chapitre I** ;
Le but de cette partie est d'essayer de comprendre ce qui se passe au sein du groupe et d'identifier les facteurs y jouant un rôle. Cette étude s'appuie, entres-autres, sur des essais de groupe en centrifugeuse et en vraie grandeur.
- Les méthodes permettant l'estimation des déplacements présentés dans leur grandes lignes dans le **chapitre II** ;
En raison de la multitude de méthodes permettant l'estimation des déplacements des pieux pour un groupe sous charge transversale, on a choisi de ne présenter que celles pouvant s'affilier aux deux grandes familles distinguées ici, c'est-à-dire les méthodes basées sur la théorie du continuum³ et celles utilisant les modules et courbes de réaction pour modéliser le sol.

¹ Dans cette étude, on utilise préférentiellement le terme de « transversale » et « axiale » pour désigner la direction des sollicitations par rapport à l'axe du pieu, afin d'éviter la confusion possible entre frottement latéral et charge latérale d'une part et d'autre part avoir un vocabulaire commun pour les pieux inclinés ou non.

² L'étude de groupe sous charge axiale a fait l'objet d'études relativement récentes : MALEKI [1995] et FRANCIS [1997].

³ Dans la théorie du continuum sont présentées des méthodes utilisant les équations de Mindlin (milieu élastique) et les éléments finis (permettant des comportements élasto-plastique).

CHAPITRE I : COMPORTEMENT DES PIEUX SOUS CHARGE TRANSVERSALE

I-1) INTRODUCTION

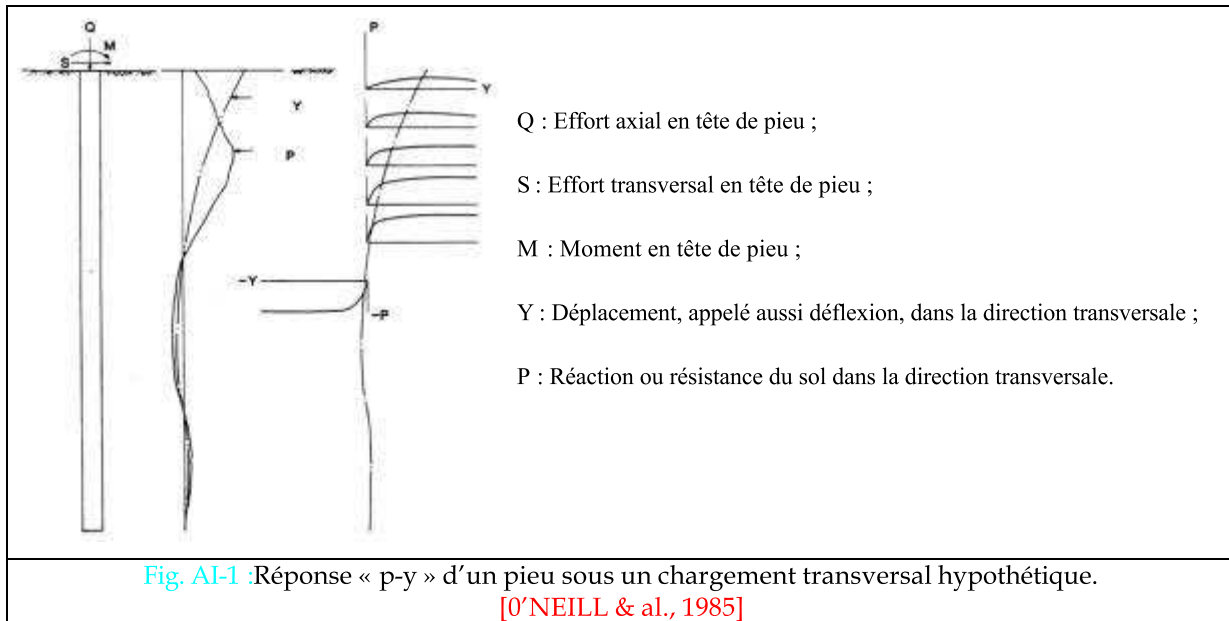
Le comportement des pieux, même isolés, demeure difficile à analyser, d'autant plus lorsqu'ils sont inclinés et chargés tridimensionnellement et qu'ils se trouvent dans une configuration plus ou moins complexe de groupe ou de réseau. Aujourd'hui encore, il demeure difficile d'appréhender de façon complète les réactions du sol aux sollicitations des pieux ; dans ce but nous cherchons à identifier les différents paramètres pouvant influencer sur le comportement des pieux ainsi que l'ampleur de cette influence.

Ce chapitre a pour objectif de présenter le comportement mécanique des pieux, plus particulièrement en groupe, sous charge transversale et dans un sol granulaire. Avant de parler du groupe, il nous a paru nécessaire de fournir quelques éléments sur le comportement du pieu isolé. Ensuite, on aborde les causes de la complexité du comportement des pieux en groupe de manière théorique ; puis, de manière plus appliquée, sont présentés succinctement des cas réels d'essais sur groupes de pieux chargés transversalement accompagnés d'une analyse.

I-2) LE COMPORTEMENT D'UN PIEU ISOLE SOUS CHARGE TRANSVERSALE

Les facteurs relatifs au comportement du sol qui affectent la réponse d'un pieu sont nombreux et encore difficilement appréhendables aujourd'hui. La carence en connaissance s'initie au moment de l'installation du pieu et continue pendant son chargement. Le comportement d'un pieu isolé est compliqué principalement en raison de la nature du matériau dans lequel il est installé : le sol. Ainsi, par exemple lors de l'installation d'un pieu dans du sable, la densité du sol et l'arrangement des grains en fonction de la taille peut se modifier.

Quand le pieu est chargé transversalement, les réactions du sol se développent le long du pieu afin de permettre l'équilibre du système. Le pieu fléchit et le sol est soumis à des déformations. Sous l'augmentation du niveau de chargement, la réaction du sol à une profondeur donnée continuera à croître, alors que le déplacement du pieu à cette profondeur augmente aussi. La relation entre le déplacement du pieu et la résistance est généralement non-linéaire (Fig. AI-1) [O'NEILL & al., 1985].



Lorsque la charge continue d'augmenter le système n'est plus en équilibre. En fonction de la longueur du pieu, de la rigidité de la section et des caractéristiques de charge-déformation du sol, le mode de rupture varie ainsi que le présente **BROMS [1964]**.

I. Pour les pieux « libre » en tête :

- Fig. AI-2a: Le moment de flexion maximum dans le pieu excède le moment causant le fléchissement ou la rupture de la section du pieu ;
 → ce type de rupture arrive plutôt quand la fiche du pieu est relativement grande.
- Fig. AI-2b: Les pressions latérales résistantes des terres sont supérieures à la résistance latérale du sol le long du pieu et il tourne autour d'un point localisé à une certaine distance sous la surface du sol ;
 → ce type de rupture survient plutôt quand la longueur du pieu et sa profondeur de pénétration est relativement petite.

II. Pour les pieux liés au chevêtre :

- Fig. AI-3a : Pour des conditions réellement fixes en tête, le moment négatif maximum est plus important que le moment positif maximum, ainsi l'effort seuil de la section du pieu est généralement dépassé en commençant par la tête du pieu. Cependant le pieu est encore capable de résister à des charges transversales supplémentaires après formation de la première rotule plastique, et la rupture ne survient pas jusqu'à ce qu'une seconde rotule plastique ne se forme au niveau du moment le plus important. Cette seconde rotule plastique se crée quand la valeur de ce moment est égal au moment causant le fléchissement de la section de pieu ;
- Fig. AI-3b: La rupture survient aussi après la formation de la première rotule plastique à la tête du pieu si les réactions transversales du sol dépassent la capacité portante du sol le long du pieu, le pieu tourne alors autour du point situé à une certaine profondeur sous la surface du sol ;
 → ce mode de rupture survient pour des longueurs de pieu et une profondeur de pénétration intermédiaire ;

- Fig. AI-3c : Quand les longueurs de pieu et les profondeurs de pénétration sont petites, les ruptures surviennent au moment où les charges transversales appliquées dépassent la résistance du sol supportant.

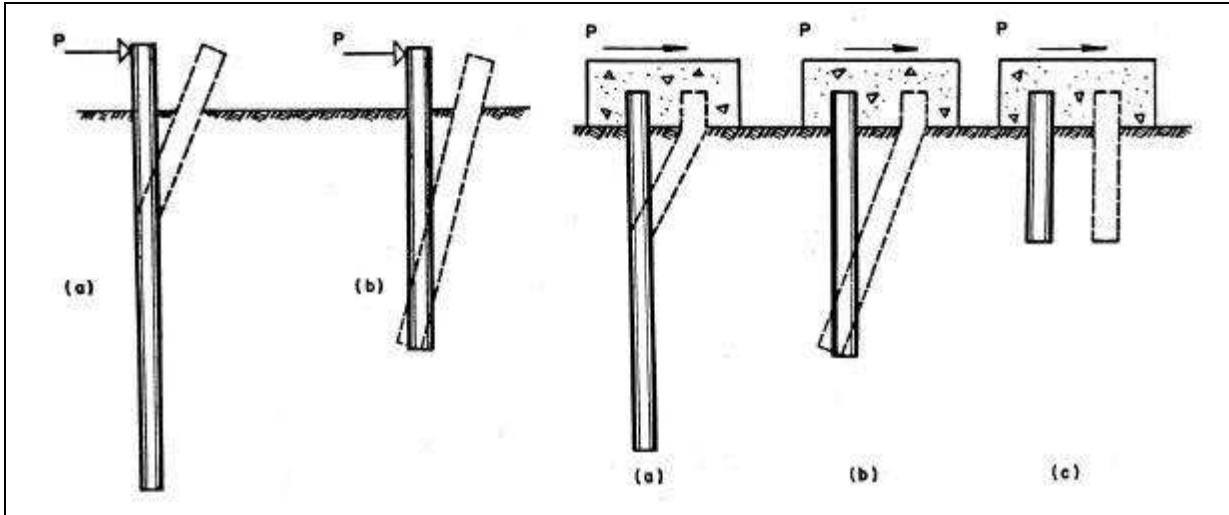


Fig. AI-2 : Ruptures des pieux libres en tête.

Fig. AI-3 : Ruptures des pieux liés au chevêtre.

BROMS [1964]

ADACHI & al. [1994] ont analysé un pieu isolé (un demi-pieu circulaire) installé dans un conteneur à face transparente par traitement d'images (Fig. AI-4), afin de distinguer clairement les grandes déformations concentrées dans les couches superficielles. A l'avant du pieu, la zone dans laquelle se manifestent des déplacements perceptibles s'étend sur environ 4 diamètres (Fig. AI-5).

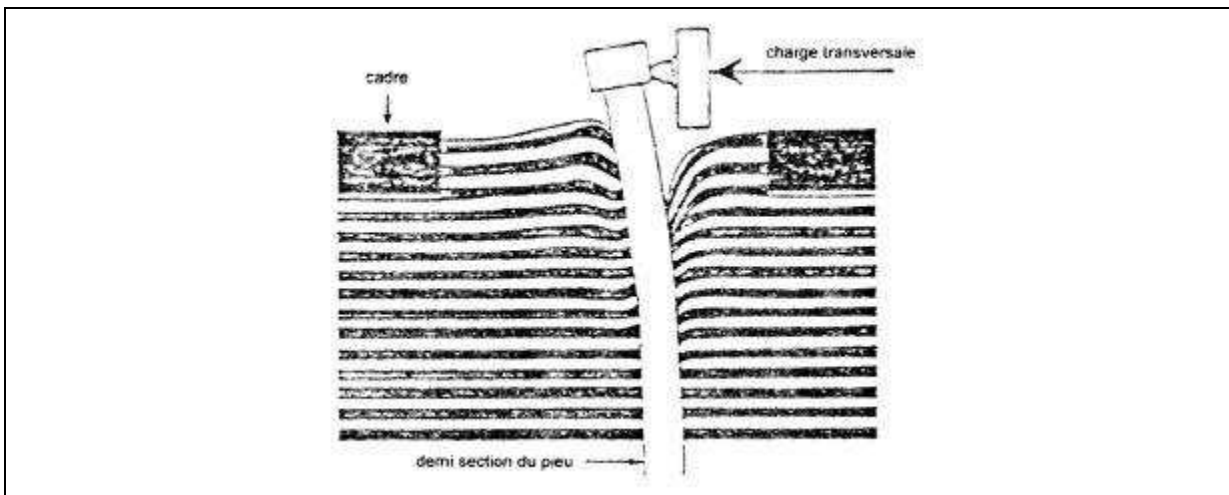


Fig. AI-4 : Déformation du pieu et du sol [ADACHI & al., 1994].

I-3) LA COMPLEXITE DU COMPORTEMENT DU GROUPE SOUS CHARGE TRANSVERSALE

Comme les pieux faiblement espacés interagissent à la fois pendant l'installation et le chargement [O'NEILL & al., 1985], on présente ci-dessous le comportement du groupe lors de ces deux situations. On

cherche aussi à comprendre les causes de la complexité du comportement du groupe, et à identifier les différents facteurs pouvant affecter le groupe de pieux.

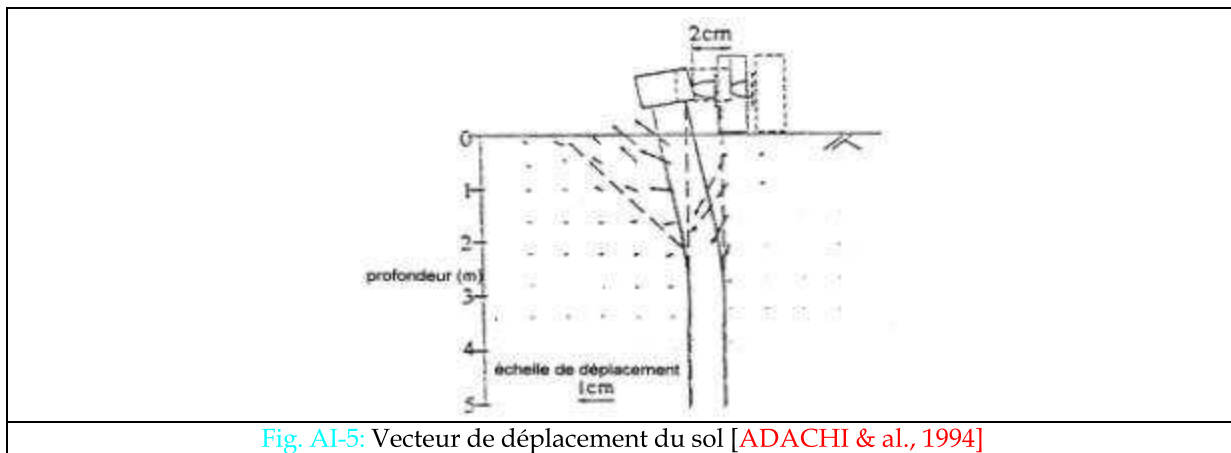


Fig. AI-5: Vecteur de déplacement du sol [ADACHI & al., 1994]

I-3a) Interaction des pieux lors de leur installation

Les études concernant les effets d'installation sont très rares. Elles peuvent globalement être classées en deux catégories : [DE GENNARO, 1999]

1. les études expérimentales privilégiant la visualisation du sol autour des pieux ;
2. les études expérimentales et théoriques où l'attention est portée sur la quantification directe ou indirecte des paramètres d'installation.

La complexité du problème et la difficulté d'une approche en grandeur réelle a souvent orienté les études expérimentales vers la réalisation de modèles réduits en laboratoire.

Dans le tableau AI-1, O'NEILL distingue trois niveaux de modification [O'NEILL & al., 1985].

Tableau AI-1

<p>1. <u>Modification dans le sol</u> des contraintes et de l'état des déformations, de la densité, et peut-être de la distribution des grains en fonction de leur taille</p>	<p><i>Ces modifications sont différentes de celles constatées pour un pieu isolé.</i></p> <p><i>Par exemple, on peut observer une densification des sables lâches [O'NEILL, 1983, KISHIDA, 1967] et une augmentation des contraintes latérales effectives.</i></p>
<p>2. <u>Modification du comportement individuel du pieu</u> en modifiant les propriétés du sol autour du pieu</p>	<p><i>Dans le sable, la densification et l'augmentation des contraintes latérales peuvent conduire à une augmentation de la rigidité initiale et de la</i></p>

	<p>résistance ultime dans les relations « p-y » (définition dans la partie A §II-3)</p>
<p>3. <u>L'effet du renforcement du sol</u> dû à la présence des pieux eux-mêmes peut être considéré comme un effet d'installation</p>	<p>Les pieux encastrés dans le sol conduisent à un renforcement du sol, augmentant sa capacité portante et modifiant son comportement en déformation de la même manière que l'acier renforce le béton dans le cas de structure en béton armé ou précontraint. Malheureusement, bien qu'une analyse suffisamment soignée des effets de renforcement dans les membres de béton peut être habituellement obtenue par l'adaptation de théories simples de fléchissement la nature continue du sol autour des pieux rend l'analyse correspondant de l'effet de renforcement des pieux bien plus difficile. [POULOS & DAVIS, 1990]</p>

Les effets d'installation sont fortement influencés par : [O'NEILL & al., 1985]

1. l'espacement entre les pieux ;
2. la technique de construction, incluant la méthode d'installation des pieux, ainsi que la vitesse et l'ordre selon lequel les pieux sont installés ;
3. la perméabilité, la résistance au cisaillement, la compressibilité, et l'état initial des contraintes effectives du sol.

L'importance des effets diffère pour chaque pieu du groupe.

Pour en savoir plus, on peut se référer aux travaux de :

- **FRANCIS [1997]** : Etude bibliographique sur les effets induits sur le massif de sol et le pieu dans le cas de pieux isolés ou en groupe lors de l'installation et sous chargement monotone, accompagnés de nombreux essais en chambre d'étalonnage. Ces travaux montrent, en particulier, l'importance des contraintes résiduelles existant en fin d'installation, et les modifications qu'elles peuvent subir au cours de l'installation successive de plusieurs micropieux.

- **DE GENNARO [1999]** : Etudes bibliographiques (*MEYERHOF [1959], VESIC [1977], ROBINSKY & MORISSON [1964], SHAKHIREV & al. [1996], FORAY & al. [1989],...*).

I-3b) Le groupe sous charge transversale de travail

A la fois l'importance de la charge, l'historique du chargement et la combinaison des charges appliquées affectent la réponse de la fondation.

Les déflexions d'un pieu isolé ou d'un groupe de pieu peuvent être considérées comme augmentant approximativement linéairement avec la charge appliquée. La déflexion transversale est causée par la déformation au cisaillement du sol au moment du chargement et par la consolidation et le fluage subséquent au chargement. [BROMS, 1964]

En générale le groupe de pieux est utilisé pour résister à des charges et des moments de trois degrés de liberté en translation et en rotation. Pour un groupe soumis à des charges transversales et des moments de renversement, le comportement peut être similaire à celui montré sur la figure (Fig. AI-6). Le groupe a tendance à répondre à cette sollicitation simple comme suit : [O'NEILL & al., 1985]

1. Le groupe s'incline dans la direction de la charge et du moment induisant des poussées axiales dans les pieux ;
2. Les pieux individuels tournent au niveau de leur point de connexion avec la structure ;
3. Le centre du groupe se déplace au niveau de la connexion avec la superstructure ;
4. Les pieux se déplacent relativement les uns par rapport aux autres selon ce que leur permet la rigidité de la structure ou du chevêtre;
5. Chaque pieu fléchit sur sa longueur, induisant des moments de flexion interne.

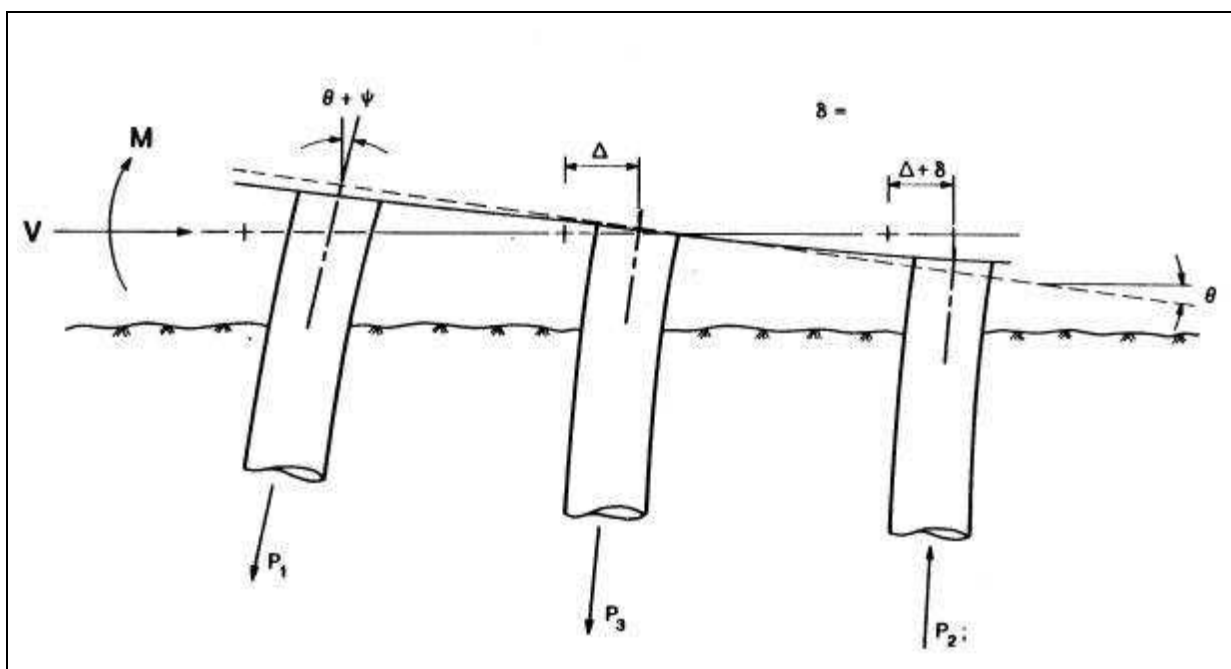


Fig. AI-6 : Comportement d'un groupe de pieux verticaux sous chargement transversal.
[O'NEILL & al., 1985]

On peut distinguer trois schémas conduisant à la limitation du chargement transversal :

1. La capacité du sol peut être dépassée, il en résulterait un large déplacement horizontal du pieu et une rupture de la fondation ;
2. Le moment de flexion peut générer d'excessives contraintes de flexion dans le matériau du pieu, ce qui conduirait à une rupture de la structure du pieu ;
3. Le déplacement de la tête du pieu est trop important pour être compatible avec la superstructure.

I-3c) Les causes de la complexité du comportement du groupe sous charge transversale

Le comportement de groupe de pieux verticaux soumis à des charges transversales et à des moments de torsion est fonction de nombreuses variables interdépendantes. On peut distinguer d'une part les facteurs que l'on pourrait considérer de géométriques ou structurels (tableau AI-2) et ceux à connotations plus mécaniques, conséquences de l'interaction pieu-sol-pieu. Cette interaction résulte de la superposition des champs de contrainte et des champs de déformation (Fig. AI-7). Dans le cas de groupes de pieux faiblement espacés, on peut distinguer deux conditions de contrainte [TOWNSEND & al., 1997]:

- une zone proche soumise à de fortes contraintes et à des déformations plastiques (grands déplacements dans la zone proche du pieu) ;
- une zone plus lointaine soumise à de petites contraintes et déplacements entre les pieux.

Actuellement encore de nombreuses études se déroulent dans le but d'appréhender l'influence de ces zones sur le comportement des groupes en raison de son extrême complexité. Afin de définir les différents facteurs influençant le degré d'interaction entre les pieux d'un groupe, nous nous intéressons dans la partie suivante (Partie A §I-3) à des résultats issus d'essais en vraie grandeur.

Tableau AI-2 [O'NEILL & al., 1985]

La géométrie du groupe	<ul style="list-style-type: none"> • influence <u>la proportion relative du moment global</u> auquel résistent les pieux (par frottement latéral et flexion) ; • agit sur <u>la résistance à la rotation</u> selon l'emplacement des pieux par rapport à l'axe de rotation ; • influence le degré de modification <u>du comportement du pieu dû à la présence des autres pieux</u>.
Les conditions en tête de pieu	<i>influence à la fois le comportement de chaque pieu dans le groupe, mais aussi le comportement du groupe tout entier.</i>
La flexibilité de la structure	<ul style="list-style-type: none"> • influence <u>la nature et l'amplitude des charges</u> supportées par la fondation, ainsi que <u>la répartition des charges</u> aux différents pieux dans le groupe ; • influence <u>la réponse de la structure</u> aux sollicitations transversales tel que le vent ou l'action des vagues ;

- affecte le degré auquel les têtes de pieu du groupe sont contraintes de maintenir constant l'espacement (selon la rigidité du chevêtre) durant le chargement conduisant ainsi à des modifications de la distribution des charges dans les pieux du groupe.

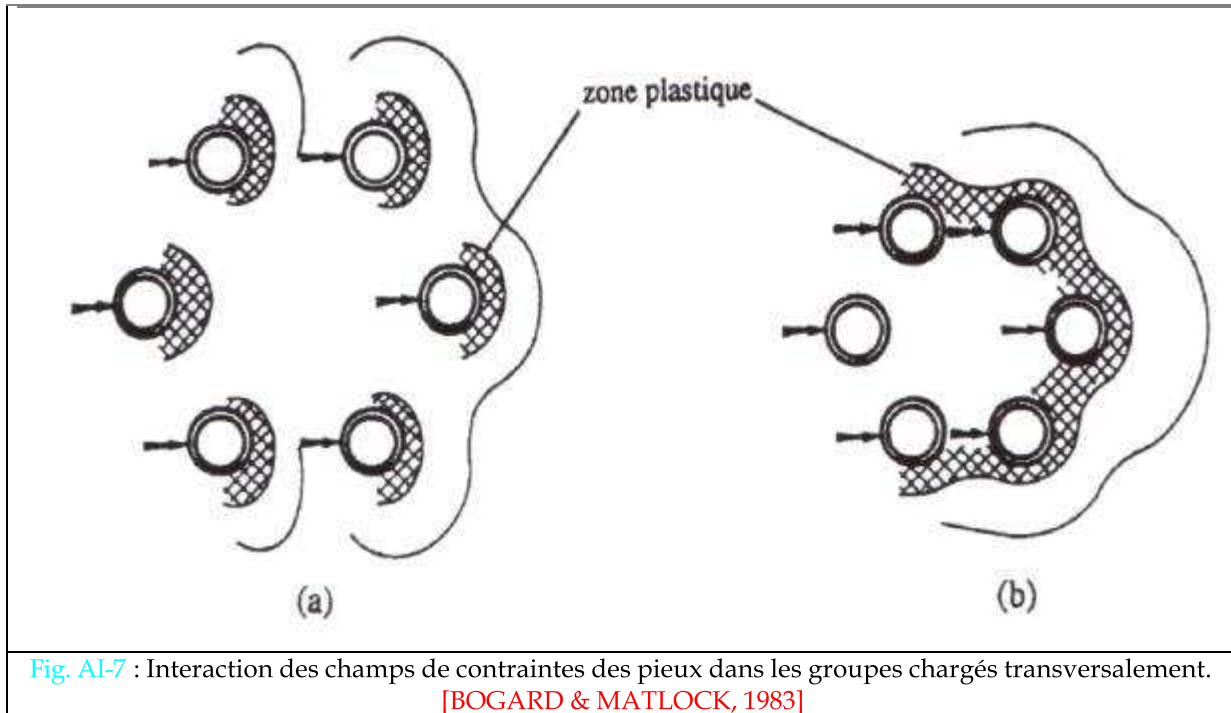


Fig. AI-7 : Interaction des champs de contraintes des pieux dans les groupes chargés transversalement. [BOGARD & MATLOCK, 1983]

I-4) ETUDES DE GROUPE SOUS CHARGE TRANSVERSALE ET RESULTATS QUANTITATIFS

L'objectif de cette partie réside dans l'identification des différents facteurs concomitants dans le comportement de groupe de pieux. Après avoir présenté succinctement quelques essais, nous avons cherché à schématiser le comportement de groupe sous l'influence de différents paramètres.

Nous nous sommes aidés pour ce travail de synthèse, du rapport d'O'NEILL & DUNNAVANT [1985] et des thèses de MEZAZIGH [1995] et de REMAUD [1999].

Bien que quelques remarques font références à des essais réalisés dans l'argile, nous nous sommes plutôt intéressés aux essais réalisés dans le sable, afin de fournir des éléments comparatifs pour l'analyse de groupe réalisée dans cette étude (Partie C).

I-4a) Présentation des essais de groupe sous charge transversale





Les essais en vraie grandeur produisent les résultats les plus représentatifs, cependant, ils sont limités en raison d'une part du coût dû à l'ampleur des essais et d'autre part aux problèmes occasionnés

notamment par leur instrumentation, leur durée et l'hétérogénéité des sols naturels. De plus, pour toutes ces raisons pratiquer des études paramétriques (portant sur la géométrie de la structure, les caractéristiques du sol,...) sont difficilement réalisables. Les essais modèles présentent l'avantage de permettre la modification de plusieurs facteurs tout en conservant le même but et sous les mêmes conditions. Cependant, afin d'appliquer ces résultats d'essais dans le dimensionnement de groupe de pieux, des règles de similitude doivent être définies, ce qui est rarement le cas en raison de la multitude de paramètres et de la difficulté à les reproduire tous. C'est pourquoi les résultats des essais modèles sous la gravité (1g) ne fournissent que des résultats qualitatifs. Les essais en centrifugeuse pallient partiellement au problème de gravité en permettant de faire des essais sous une gravité supérieure à 1g, tout en offrant les mêmes avantages que les essais sur modèles en laboratoire (répétitivité, contrôle rigoureux des conditions expérimentales, études paramétriques possibles, étalonnage de la réponse des pieux instrumentés avant essai, ...). Cependant, une des limites de cette modélisation réside dans la reproduction du mode de mise en place des pieux prototypes (fonçage ou forage). Car l'état de contraintes du massif avant le chargement transversal du groupe, n'est pas le même si les pieux sont mis en place à 1g ou en gravité reconstituée. Certains auteurs [BLOOMQUIST & al., 1991, Mc VAY & al., 1994, 1995, 1996, 1998, FELD & al., 1994] ont développé des dispositifs permettant la mise en place des pieux au cours de la centrifugation. Ainsi cette approche permet de reproduire un mode de mise en place plus représentatif des conditions du prototype. Pour l'instant, l'influence de l'installation au cours de la centrifugation a surtout été mise en évidence pour le chargement axial du groupe ; son effet sur la réponse des pieux aux charges transversales semble être plus réduit. [REMAUD, 1999]

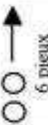
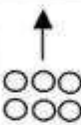
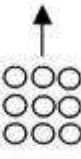

On peut donc dire qu'en raison du respect de certaines conditions de similitude et en particuliers des forces de masse, les résultats des essais en centrifugeuse peuvent être transposés aux ouvrages en vraie grandeur, ce qui n'est pas le cas des modèles de laboratoire. [GARNIER, 1995]

Nous avons donc décidé d'étayer notre étude sur des essais réalisés soit en vraie grandeur (Tableau AI-3), soit en centrifugeuse (Tableau AI-4). Le tableau AI-5 synthétise les différentes configurations de groupes étudiés, et la figure AI-8 la définition des paramètres et du vocabulaire s'y rapportant.

Tableau AI-3 : Présentation des essais en vraie grandeur.

AUTEURS	PIEUX				Condition en tête	SOL	CHARGE	TYPE DE RESULTATS OBTENUS
	Nombre /configuration	Longueur	Type	Mise en place				
BROWN & MORRESON [1987, 1988] Université de Houston	9 pieux (3 x 3) 		Pieux tubulaires en acier			Sable relativement sec et dense	Chargement latéral cyclique	Comparaison avec un pieu isolé Déplacements horizontaux en tête Rotations horizontaux en tête
FEAGIN [1957]	4 pieux (2x2) 		Pieux de béton et de bois installés par lancement jusqu'à une certaine profondeur, puis par forage.		Pieux encastrés dans une dalle en béton.	Sable moyen partiellement immergé	Chargement latéral cyclique	Moments fléchissant Comparaison avec un pieu isolé
HOLLOWAY & al [1981] STEVENS & al [1979] HOLLOWAY & al [1982] WOODWARD, CLYDE Consultants [1979, 1981] MATSUJI [1993]	8 pieux 	25 m	Bois (sapin) non traité Fonçés Pieux en forme de cône tronqué	forage	Pieux encastrés dans une dalle en béton	Sable moyennement dense à dense (suite au forage)	Chargement latéral sous une charge verticale constante.	Déplacements horizontaux en tête Mouvements verticaux Déformée des pieux Moments fléchissant
	2 pieux 		Pieux en béton armé			0 à 7 m : Sable 7 à 18 m : Argile	Chargement latéral	Effort tranchant Comparaison avec un pieu isolé Déplacement horizontal en tête Déplacement vertical en tête Rotation le long des pieux Déplacement latéral et vertical de la surface du sol Déplacement latéral du sol

(suite du tableau AI-3, présentant les essais en vraie grandeur)

		PIEUX					SOL	CHARGE	TYPE DE RESULTATS OBTENUS
AUTEURS	Nombre /configuration	Longueur	Type	Mise en place	Espacement	Condition en tête			
BAGUELIN & al [1978]	2 pieux 	9 m	Poutrelle acier à section H sur laquelle ont été soudées 2 plaques latérales en acier.	battus	3B	Libres, articulés ou encastrés	0 à 1 m : Argile très plastique, retirée par la suite ; 1 à 5 m : Argile peu plastique (gouverne principalement le comportement des pieux) ; 5 à 9 m : Sable limoneux.	Séries d'essais statiques (courte et longue durée) et cycliques	Moments fléchissant Réactions du sol Déplacements horizontaux le long de certains pieux
MEJMOUN & al [1986]	6 pieux 	9 m ficelle 6,5 m	base obturées par une embase plane		2B (largeur frontale) entre 2 rangées 1B entre les pieux d'une même rangée	Articulés dans un chevetre rigide			Déplacements horizontaux le long de certains pieux
HADJADJI [1993]									Répartition de la charge totale en tête des pieux du groupe.
Essais de Planoëet									Comparaison avec un pieu isolé
MORRISON [1986]	9 pieux (3 x 3) 				3B		Couche d'argile dure à très dure surmontée d'une couche de sable mis en place après excavation d'une couche d'argile. Suite aux essais le sable s'est densifié comme si les pieux avaient été foncés	Essais statique et cyclique de chargement latéral	Comparaison avec un pieu isolé Moments fléchissant Déplacements horizontaux en tête
PLUMELLE [1994]	2 groupes de 4 micro-pieux (2 x 2) 	longueur de scellement de 5 m	Diamètre final d'environ 100 mm L'armature des macropieux est constituée d'un tube d'acier	Forés avec ou non injection répétitive	2B	Micropieux liés à une dalle en béton	Sable fin de Fontainebleau	Essais statiques de chargement axial ou transversal	Comparaison avec un pieu isolé Déplacements verticaux en tête
PLUMELLE & al [1996]			2 types de macropieux : (voir partie C)						Mesures des forces en tête
PLUMELLE & RAYNAUD [1996]			type II et assimilé type IV						Déplacements horizontaux en tête
Essais de Saint-REMY-LES-CHEVREUSE									Mesures des rotations en tête

(suite et fin du [tableau AI-3](#), présentant les essais en vraie grandeur)







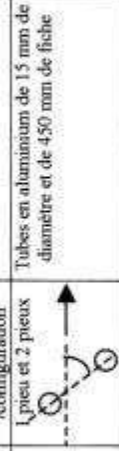
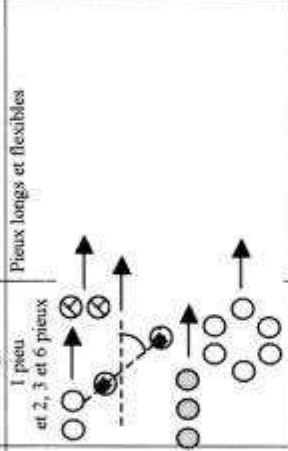
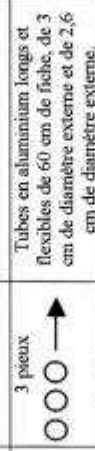
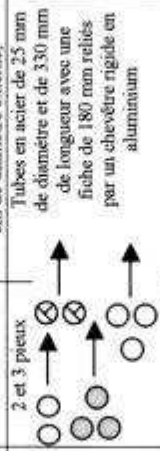
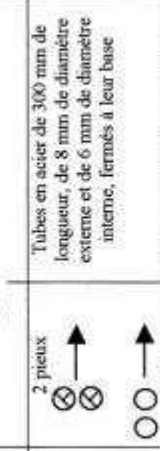

AUTEURS	PIEUX					CHARGE	TYPE DE RESULTATS OBTENUS
	Nombre /configuration	Longueur	Type	Mise en place	Espacement		
ROLLINS & al. [1998] Salt lake International Airport	9 pieux (3 x 3) 	Fiche : 9,1 m 	Tubes en acier clos à leur extrémité	Mise en place foncés	3B		Comparaison avec un pieu isolé Ordre de mise en place Courbes de chargement Déplacement horizontal le long du pieu Rotation le long des pieux
SCHMIDT [1981, 1985]	2 et 3 pieux 2 pieux en ligne  3 pieux en ligne 	8,5 m		forcés	2B 3B 2,2B	Chargement latéral	Moments fléchissant Courbes de chargement Répartition de la charge totale en tête des pieux du groupe Comparaison avec le comportement du pieu isolé
TOWNSEND & al. [1997] RUESTA & al. [1997] Roosevelt Bridge	2 groupes de 16 pieux (4 x 4) 			foncés	3B		Moments fléchissant Comparaison avec un pieu isolé Déplacement horizontal en tête Rotation le long des pieux Courbes de chargement Moments fléchissant Séquence de forçage des pieux

Tableau AI-4 : Présentation des essais réalisés en centrifugeuse.

AUTEURS	PIEUX		SOL	CHARGE	PARAMÈTRES ETUDIÉS
	Nombre / configuration	Type			
ADACHI & al [1994]		Tubes en aluminium de 15 mm de diamètre et de 450 mm de fiche	Sable sec de Toyoura (Japon) déposé par pluviation		Espacement : 2B, 2.5B, 3B, 4B Niveau d'accélération : 40g Orientation par rapport à l'orientation de la charge : 0°, 30°, 45°, 60°, 90°
BARUON [1982]		Pieux longs et flexibles	Sable fin, dense et saturé	Cyclique	Espacement : 2B, 4B, 8B Orientation par rapport à l'orientation de la charge : 0°, 45°, 90° Niveau d'accélération : 40g, 60g, 100g (influence de la rigidité du sol sur le comportement des pieux) Diamètre des pieux : 9,5 mm, 12,7 mm, 16 mm)
KOTHAUS & al [1994]		Tubes en aluminium longs et flexibles de 60 cm de fiche, de 3 cm de diamètre externe et de 2,6 cm de diamètre externe.	Sable très dense et fin déposé par pluviation		Espacement : 3B, 4B Niveau d'accélération : 50g
KULKARNI & al [1985, 1986]		Tubes en acier de 25 mm de diamètre et de 330 mm de longueur avec une fiche de 180 mm reliés par un chevêtre rigide en aluminium	Sable sec, fin et uniforme, d'un poids volumique de 16 kN/m ³		Espacement : 2B, 3B Orientation par rapport à l'orientation de la charge : 2 pieux : 0°, 90° 3 pieux : disposés en « T »
LEVACHER & al [1989]		Tubes en acier de 300 mm de longueur, de 8 mm de diamètre externe et de 6 mm de diamètre interne, fermés à leur base	Sable de Fontainebleau blanc, dense, Mise en place par pluviation présentant un indice de densité de 70.		Orientation par rapport à l'orientation de la charge : 0°, 90° Espacement : 1B, 2B, 4B, 6B, 8B, 10B, 12B Niveau d'accélération : 40g
McVAY & al [1994, 1995]		Tubes en aluminium d'environ 280 mm de longueur, 9,5 mm de diamètre externe et 7,7 mm de diamètre interne, enfoncés au cours de la centrifugation	Sable Resid-Beaiford dense et sec dispose par pluviation		Influence de la densité du sable : Moyennement lâche de 14,51 kN/m ³ de poids volumique Moyennement dense de 15,18 kN/m ³ de poids volumique Niveau d'accélération : 45g Espacement : 3B, 5B

Problèmes plausibles d'effet de bord lors de la réalisation des essais

(suite et fin du [tableau AI-4](#), présentant les essais réalisés en centrifugeuse)




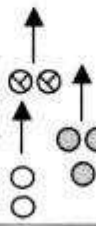
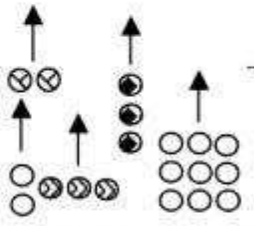
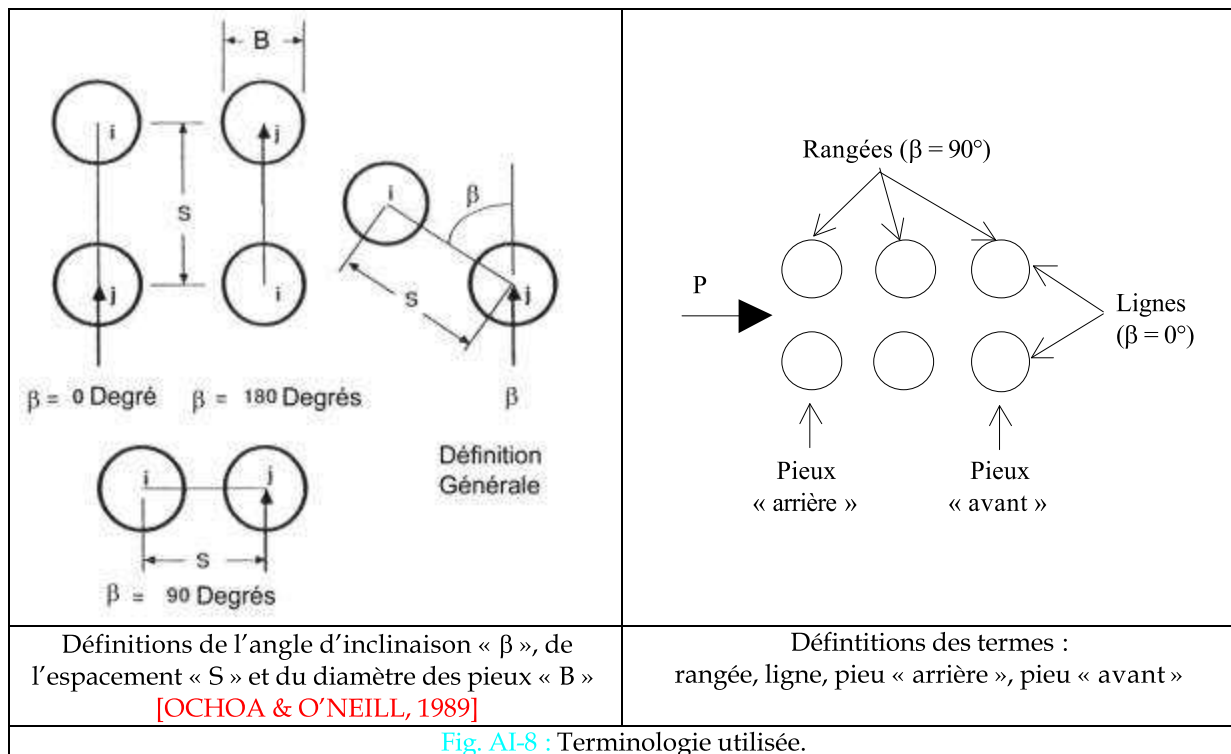
AUTEURS	PIEUX		SOL	CHARGE	PARAMETRES ETUDIES
	Nombre / configuration	Type			
McVAY & al. [1998]	9, 12, 15, 18 et 21 pieux 	Pieux de 9,5 mm de diamètre et de 305 mm de longueur, enfoncés au cours de la centrifugation			<p>Espacement : 3B</p> <p>Influence de la densité du sable : Moyennement lâche de 14,05 kN/m³ de poids volumique Moyennement dense de 15,18 kN/m³ de poids volumique Niveau d'accélération : 45g</p>
MEZAZIGH & al. [1998]	2 pieux 	Tubes en acier de 300 mm de longueur, de 8 mm de diamètre externe et de 6 mm de diamètre interne, fermés à leur base	Sable de Fontainebleau blanc, dense. Mise en place par pluviation présentant un indice de densité de 70.		<p>Orientation par rapport à l'orientation de la charge : 0°</p> <p>Espacement : 1B, 2B, 4B, 6B, 8B</p> <p>Niveau d'accélération : 40g</p>
MEZAZIGH [1995]	2 pieux 	Tubes en aluminium de 380 mm de longueur (fiche 300 mm), 18 mm de diamètre externe, 1 mm d'épaisseur, d'environ 201 N.m ² de rigidité	Sable de Fontainebleau de 16,2 kN/m ³ de densité		<p>Espacement : 1B, 2B, 4B, 6B, 8B</p> <p>Mode de mise en œuvre des pieux Sans refoulement (pluviation du sable autour des pieux) Avec refoulement (battage ou vérinage)</p> <p>Ordre de mise en place pour les pieux avec refoulement Espacement : 3B</p>
NEUNEZ & al. [1988]	1 pieu, 2 et 3 pieux 		Sable calcaire	Chargements monotone et cycliques	<p>Orientation par rapport à l'orientation de la charge : 2 pieux : 0°, 90°</p> <p>Type de sol : sable du site de « Halibut » sable du site de « Kingfish B »</p> <p>Niveau d'accélération : 40g et 60g</p>
REMAUD [1999]	1 pieu, 2, 3 et 9 pieux 	Pieux identiques à ceux de MEZAZIGH [1995]	Sable de Fontainebleau de 16,36 kN/m ³ de poids volumique moyen mis en place par pluviation	Chargement par palier (arrêt avant la rupture)	<p>Méthode de chargement : Chargement avec « chariot » Chargement avec « servo-verin »</p> <p>Mode de mise en œuvre des pieux : Sans refoulement (pluviation du sable autour des pieux) Avec refoulement (battage ou vérinage)</p> <p>Orientation par rapport à l'orientation de la charge : 0° et 90°</p> <p>Espacement* : 2B, 4B, 6B, 8B</p> <p>* (pour le groupe de 9 pieux, l'espacement est de 3B)</p>

Tableau AI-5 : Différentes configurations de groupe présentées dans les tableaux AI-3 et AI-4.

Essais en vraie grandeurs			Essais en centrifugeuse		
AUTEURS	nombre	Configuration	AUTEURS	nombre	Configuration
BAGUELIN & al. [1978] MEIMON & al. [1986] HADJADJI [1993] Essais de Plancoët	2 pieux 6 pieux		ADACHI & al. [1994]	1 et 2	
BROWN [1985, & al. 1987] MORRISSON [1986] BROWN & al. [1998] Université de Houston	9 pieux		BARTON [1982]	1 et 2 pieux 3 pieux 6 pieux	
FEAGIN [1937] Alton Illinois	4 pieux (2 x 2)		KOTTHAUS & al. [1994]	3 pieux	
HOLLOWAY & al. [1981, 1982] STEVENS & al. [1979] WOODWARD-CLYDE Consultants [1979, 1981] Ellis Island, Missouri	8 pieux		KULKARNI & al. [1985, 1986]	2 pieux 3 pieux disposés en 'T'	
MAISUI [1993]	2 pieux		LEVACHER [1989]	2 pieux	
PLUMELLE [1994] PLUMELLE & al. [1995, 1996] Essais de Saint Rémy lès-chevreuse	2 groupes de 4 micro-pieux (2 x 2)		McVAY & al. [1994, 1995] McVAY & al. [1998]	9 pieux 12 pieux 15 pieux 18 pieux 21 pieux	
ROLLINS & al. [1998] Salt lake International Airport	9 pieux (3 x 3)		MEZAZIGH & al. [1990, 1995]	2 pieux	
SCHMIDT [1981, 1985]	2 et 3 pieux		NUNEZ & al. [1988]	1 pieu 2 pieux 3 pieux	
TOWNSEND & al. [1997] RUESTA & al. [1997] Roosevelt Bridge	2 groupes de 16 pieux (4 x 4)		REMAUD [1999]	1 pieu 2 pieux 3 pieux 9 pieux (3 x 3)	



I-4b) Analyse des essais de groupe sous charge transversale

Les différentes mesures de déplacements en tête ont mis en évidence **l'effet d'ombre**, c'est-à-dire que la résistance du pieu de la rangée «arrière» est réduite du fait de la présence des pieux devant eux **BROWN & al. [1987, 1988]**. En effet, les pieux placés dans le plan «avant» du groupe subissent des poussées supplémentaires par rapport aux autres pieux. Ces dernières sont provoquées par la masse de sol retenue à l'intérieur du groupe qui, à cause de l'interaction pieu-sol-pieu, engendre une inclinaison supplémentaire des pieux avant comme le montre la figure AI-9 **[HOLLOWAY & al., 1981]**. Les pieux «arrière» dans un groupe sont généralement moins affectés par l'interaction mécanique que les pieux «avant» **[COX & al., 1984, BROWN, 1985]**. De ce fait, pour les pieux de la rangée «arrière», le chevauchement des zones de cisaillement, dû à cet effet d'ombre, entraîne une réduction importante de la résistance du sol près de la surface, contrairement aux pieux de la rangée en tête qui eux, ne poussent que le sol situé en face d'eux (Fig. AI-10). La perte de résistance du sol résultante de l'effet d'ombre sur les courbes de moments fléchissant se traduit par des moments fléchissant maxima plus importants pour les pieux du milieu et les pieux «arrière» que ceux pour les pieux «avant» **[BROWN & al., 1987, 1988]**. L'action du groupe augmente à la fois la valeur du moment maximum, ainsi que la profondeur à laquelle le moment devient positif **[HARIHARAN & KUMARASAMY, 1982]**.

Dans les groupes faiblement espacés, le champ de contrainte individuel à chaque pieu se chevauche plus que dans les groupes plus espacés. L'augmentation de contrainte dans le sol due aux pieux voisins limite la charge qu'aurait pu supporter le pieu isolé. L'effet de groupe conduit à l'assouplissement du sol qui se traduit par une diminution des valeurs de la résistance limite et une augmentation de la déflexion du pieu **[O'NEILL & al., 1985]**.

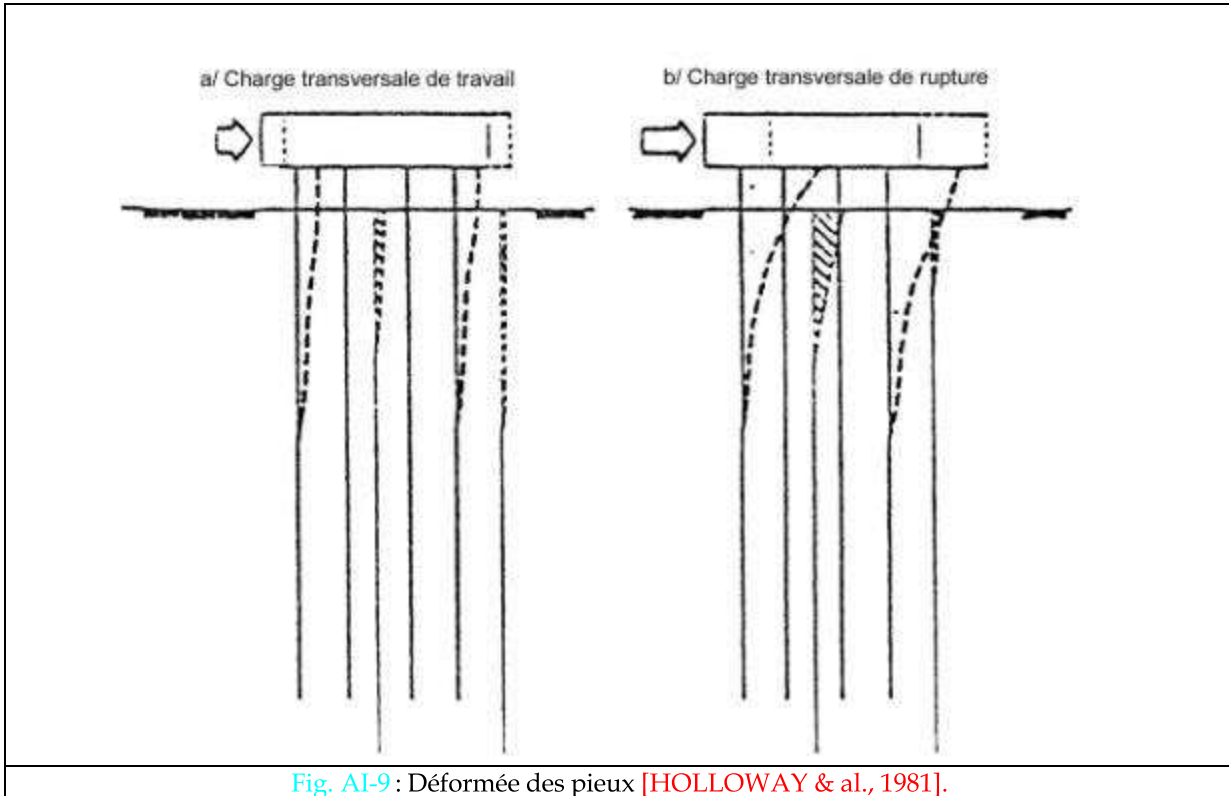


Fig. A1-9 : Déformée des pieux [HOLLOWAY & al., 1981].

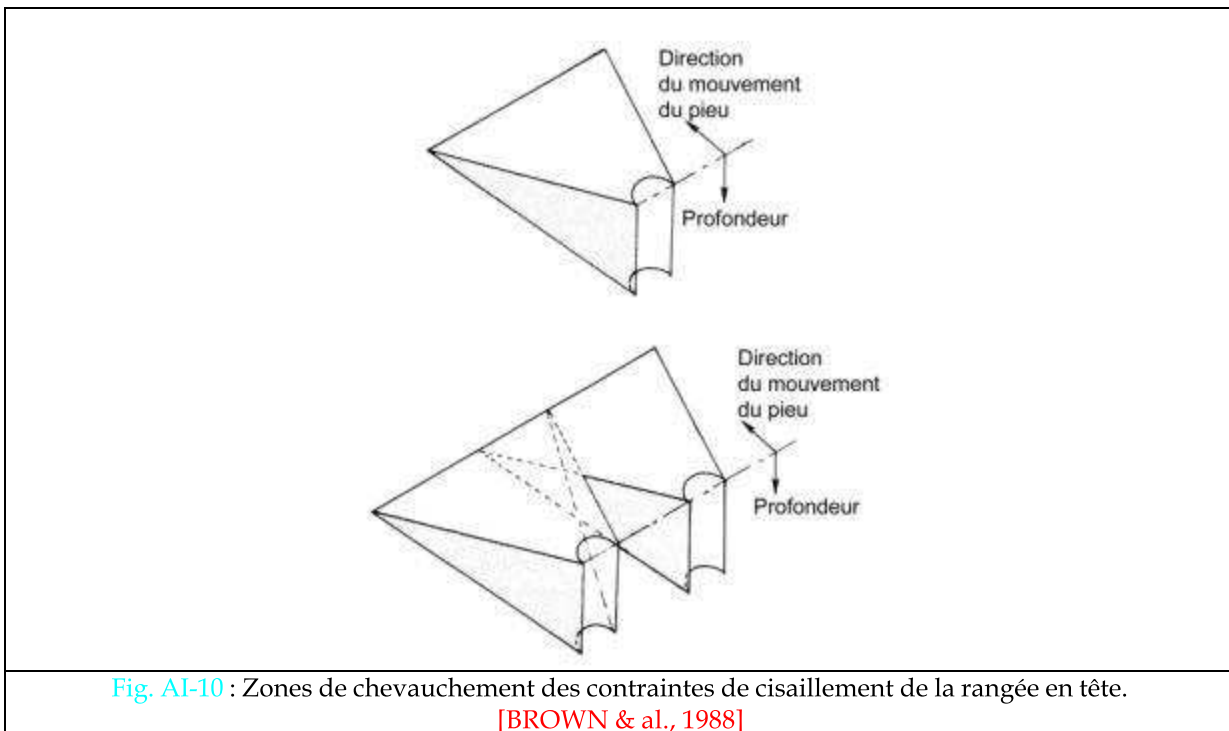


Fig. A1-10 : Zones de chevauchement des contraintes de cisaillement de la rangée en tête. [BROWN & al., 1988]

Il est très difficile de schématiser le comportement d'un groupe face à tous les facteurs l'influençant, car ces derniers sont le plus souvent concomitants et modifient plus ou moins leur influence respective. On compare notamment le comportement des pieux à celui du pieu isolé afin d'essayer de comprendre de quelle manière l'effet de groupe intervient sur le comportement individuel des pieux.

L'interaction entre les pieux est souvent étudiée en fonction de l'espacement, de la position des pieux par rapport à la direction du chargement et de la nature du sol. Dans ce but, on s'intéresse notamment :

- aux courbes de chargement ;
- à la répartition des efforts au sein du groupe ;
- aux moments fléchissant ;
- aux zones d'érosion ;
- aux coefficients d'efficacité ;
- au facteur de réduction de la rigidité ;
- aux équations de matrices de rigidité ;
- ...

A partir des courbes de chargement, BARTON [1982] constata que la réponse d'un groupe de pieux ressemble à celle d'un pieu à la différence près que pour le groupe, les déplacements (ou rotations) pour une charge (ou un moment fléchissant) en tête donnée, sont plus importants. La relation qui lie les deux courbes, pour une charge donnée par pieu, est exprimée par :

$$y = (1 + \alpha) y_0 \quad \text{avec } y_0 : \text{déplacement d'un pieu isolé,}$$

$$y : \text{déplacement d'un pieu du groupe.}$$

Les mêmes équations peuvent être écrites pour les moments et les rotations.

Après avoir calculé des valeurs de « α », BARTON tire les conclusions suivantes :

- Toutes les valeurs de « α » décroissent avec l'augmentation de l'espacement et sont plus importantes pour $\beta=0^\circ$ que pour $\beta=45^\circ$ ou $\beta=90^\circ$ (voir la Fig. AI-8 présenté au § I-3a pour la définition de β);
- Les facteurs d'interaction des moments sont plus petits que ceux des charges transversales.

On rappelle qu'une augmentation de « α » correspond à l'accroissement de l'interaction entre les pieux du groupe et inversement.

On s'intéresse à la fois à la répartition des efforts au sein du groupe (Tableaux AI-6 et AI-7), mais aussi aux moments fléchissant (Tableau AI-8). Ces résultats sont issus majoritairement des essais en vraie grandeur (Tableau AI-3) et en centrifugeuse (Tableau AI-4) présentés dans la partie A §I-4a.

Tableau AI-6 : Synthèse des répartitions de charge proposées pour des couples chargés transversalement en fonction de l'espacement (pieux en ligne) : [REMAUD, 1999]

	S/B	2	4	5	6	8
MEZAZIGH [1995]	« Avant »	60%	56%	-	52%	50%
	« Arrière »	40%	44%	-	48%	50%
ATA * [1998]	« Avant »	60%	-	57%	-	-
	« Arrière »	40%	-	43%	-	-

* Résultats issus de calculs en éléments finis présentés succinctement dans la partie A §II-2d.ii.

Tableau AI-7 : Synthèse des répartitions de charge proposées pour le groupe de 3 pieux à S/B=3 chargé transversalement (pieux en ligne) : [REMAUD, 1999]

	Dispositif expérimental	Nature du sol	Pieu « Avant »	Pieu « Milieu »	Pieu « Arrière »
Mc VAY & al. [1994]	centrifugeuse	sable moyennement dense sable lâche	41% 37%	32% 33%	27% 30%
Mc VAY & al. [1998]	centrifugeuse	sable dense sable lâche	43,3% 46,6%	31,5% 29,3%	25,2% 24,1%
ROLLINS & al. [1998]	En vraie grandeur	argile + sable	42%	26%	32%

Tableau AI-8 : Remarques sur les moments fléchissant relatifs aux essais réalisés en centrifugeuse sur des pieux forés [MEZAZIGH, 1995]

	S=2B	S=8B
Valeur du moment maximum M	$M_{\text{pieu avant}} = 20\% \text{ plus grand que } M_{\text{pieu arrière}}$	$M_{\text{pieu avant}} = M_{\text{pieu arrière}}$
Position du moment maximum	0,16L* pour le pieu « avant » ; 0,26L* pour le pieu « arrière ».	même profondeur pour les 2 pieux

*L : fiche du pieu.

BARTON [1982] a étudié les champs de contrainte dans le sol ainsi que le degré d'interaction entre les pieux d'un groupe, en analysant les formes des zones d'érosion autour des pieux du groupe, après chaque essai de chargement transversal (une description succincte de ses essais est présentée dans le [tableau AI-4](#) du § I-3a). D'après BARTON, le degré d'interaction peut être représenté par l'étendue du chevauchement des ellipses (Fig. AI-9). Ainsi il a, en outre, comparé les zones d'érosion :

- autour d'un pieu isolé et d'un groupe de 2 ou 3 pieux ;
- autour de couple de pieux pour différents espacements et orientation de la charge (Fig. AI-11).

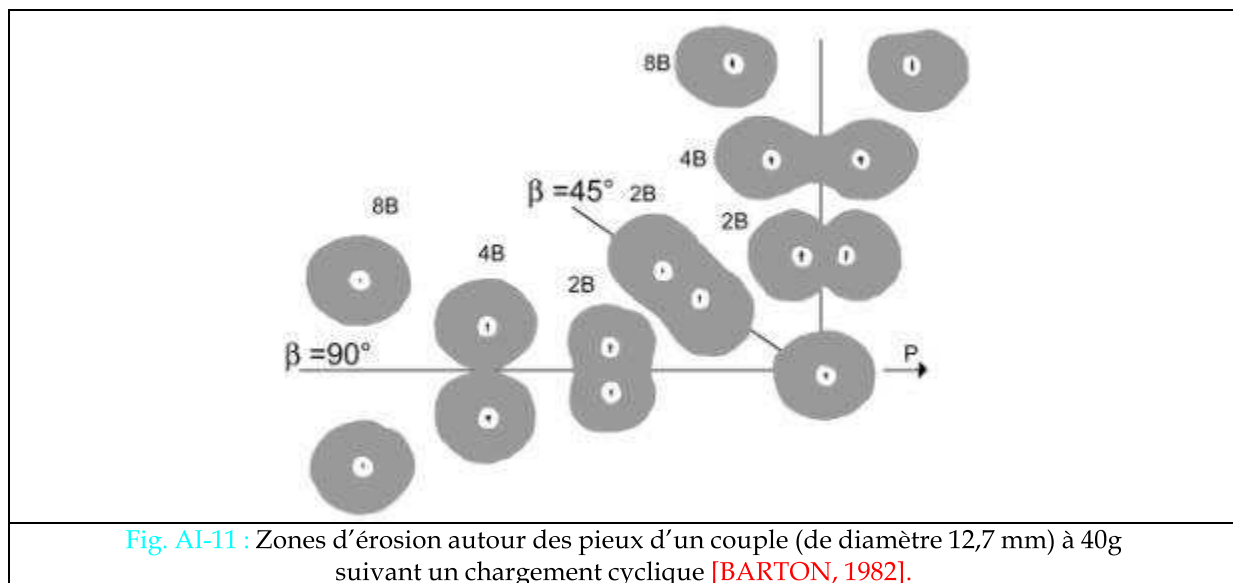


Fig. AI-11 : Zones d'érosion autour des pieux d'un couple (de diamètre 12,7 mm) à 40g suivant un chargement cyclique [BARTON, 1982].

Une autre possibilité pour étudier l'influence de l'espacement sur l'interaction de groupe est le calcul du coefficient d'efficacité. Il est généralement défini comme le rapport entre la capacité portante ultime du groupe de pieux et la capacité portante ultime d'un pieu isolé multiplié par le nombre de pieu du groupe [O'NEILL, 1981]. La valeur de 100% de ce coefficient indique qu'il n'y a pas d'interaction entre les pieux, leur comportement n'est donc pas différent de celui d'un pieu isolé.

Sa définition est très importante car ce coefficient varie avec le chargement. Ainsi, SCHMIDT [1981, 1985] a constaté qu'habituellement, le coefficient d'efficacité décroît avec l'augmentation des déplacements et des chargements en tête des pieux.

REMAUD [1999] présente une synthèse bibliographique des coefficients d'efficacité en fonction de l'espacement calculés dans le cas de groupes constitués de pieux en ligne chargés transversalement (Tableau AI-9). O'NEILL [1981], ont présenté l'influence de la nature du sol sur l'interaction en terme de coefficient d'efficacité (Tableau AI-10).

Tableau AI-9 : Synthèse des efficacités proposées pour le groupe chargé transversalement (pieux en ligne) [REMAUD, 1999].

s/B	2	3	4	5	6	8
Mc VAY & al. [1994]	-	0,74	-	0,92	-	-
MEZAZIGH [1995]	0,72	-	0,87	-	0,96	0,99
ATA *[1998]	0,7 (2 pieux) 0,6 (3 pieux)	-	-	-	-	-

* Résultats issus de calculs en éléments finis présentés succinctement dans la partie A §II-2d.ii.

Tableau AI-10: Exemples de valeurs de coefficient d'efficacité en fonction de natures de sol [O'NEILL, 1981].

<ul style="list-style-type: none"> Argile tendre 	L'efficacité peut être très proche ou même plus grande que l'unité (WHITAKER, 1957 et SOWERS & al., 1961).
<ul style="list-style-type: none"> Sable Foncé dans l'argile Foncé du sable à la roche 	L'efficacité peut être inférieure à l'unité pour un groupe peu espacé de pieux résistant par frottement. VESIC [1967, 1969] a démontré que la capacité portante de la pointe d'un groupe dans le sable est égale à celle d'un pieu isolé et que la résistance au frottement est plus grande à l'intérieur du groupe que pour un pieu isolé.
<ul style="list-style-type: none"> Argile surconsolidée Foncé dans une argile dure et surconsolidée jusqu'à une couche portante solide autre que la roche 	Le problème est mal connu, cependant on ne s'attend pas à ce que l'efficacité soit significativement inférieure à l'unité pour de relativement petits groupes pour ce type de situations stratigraphiques.

Afin d'étudier l'influence de la position des pieux sur leur comportement, O'NEILL & al. [1985] définit un facteur de réduction de la rigidité « ξ » (noté « β » dans son article), comme le rapport de la rigidité latérale d'un pieu d'un couple et de celle d'un pieu isolé. Il désigne par « ξ_L » le facteur relatif au pieu « avant » (« Leading pile » en anglais), « ξ_T » au pieu « arrière » (« Trailing pile » en anglais), et « ξ_S » au pieu disposé en rang (« in side-by-side arrangement » en anglais). La différence entre « ξ_L » et « ξ_T » peut être attribuée à la composante « effet d'ombre » de l'interaction pieu-sol-pieu. On peut notamment noter que les résultats de la figure AI-12 confirme généralement les observations concernant l'espacement au-delà duquel l'interaction pieu-sol-pieu est négligeable.

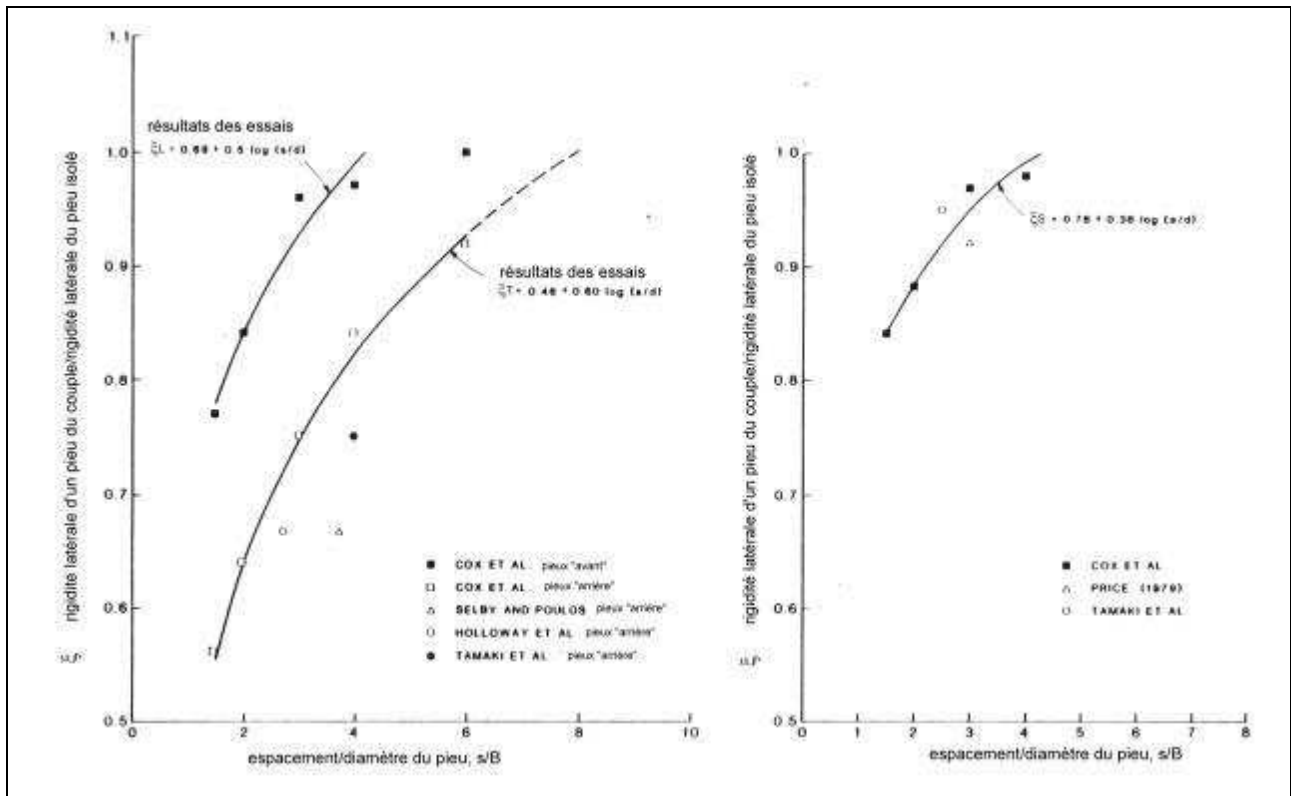


Fig. AI-12 : Facteur de réduction de la rigidité « ξ » pour des pieux en ligne ou en rangée. [O'NEILL & al., 1985]

On peut aussi citer les travaux de OCHOA & O'NEILL [1989]. Ils analysent des groupes de pieux chargés transversalement en utilisant les équations de matrices de rigidité, mettant ainsi en évidence l'influence de l'effet d'ombre sur les facteurs d'interaction.

I-4c) Les facteurs influençant le comportement du groupe sous charge transversale

Les facteurs influençant le comportement du groupe en raison de l'interaction :

Configuration	<ul style="list-style-type: none"> La quantité et la distribution de l'interaction pieu-sol-pieu est différente pour un arrangement circulaire ou carré avec des pieux et un espacement identiques [O'NEILL & al., 1985]
---------------	---

Nombre de pieux	<ul style="list-style-type: none">• A espacement identique et orientation donnée par rapport à la direction de la charge, plus les pieux sont nombreux, plus l'effet de groupe est important [BARTON, 1982 et REMAUD, 1999];• Quand le nombre de pieu est supérieur à deux, le comportement du pieu « avant » est distinct du pieu isolé [REMAUD, 1999].
Espacement	Les groupes ayant des rapports (S/B) plus grand entraînent en général moins d'interactions que les groupes d'espacement entre les pieux plus faible. (Fig. AI-7, [BOGARD & MATLOCK, 1983]).

Position de chaque pieu	<ul style="list-style-type: none"> • <u>Les pieux en rang</u> : peu affectés par l'effet de groupe ; • <u>Sur un même rang</u>, la charge appliquée en tête varie d'un pieu à l'autre, pour une charge horizontale de courte durée, ce sont les pieux situés dans l'axe de la charge qui reprennent le moins d'effort en tête en raison de l'effet de voûte [MEIMON, BAGUELIN & JEZEQUEL, 1986]. Cet effet a été peu constaté et peu d'auteurs y font référence. On le rencontre plus fréquemment dans le clouage de pente puisqu'il constitue un des effets recherchés (thème des thèses de CHAOUI [1992] et de BENHAMIDA [1998]). • <u>Les pieux situés aux bordures</u> des groupes semblent influencés principalement par les pieux proches [BARTON, 1982] ; • <u>Les pieux en ligne</u> : l'effet d'ombre du pieu « avant » modifie le comportement des pieux situés derrière. Le pieu « avant » reprend une part plus importante des efforts en tête, des moments de flexion, des réactions du sol que les pieux « arrière ». Dans un couple en ligne, le pieu « avant » a un comportement proche de celui du pieu isolé [MEZAZIGH, 1995]. L'interaction est plus importantes pour les pieux orientés dans la direction de la charge ($\beta=0^\circ$) que ceux perpendiculaires ($\beta=90^\circ$), ce qui se traduit par une reprise de charge par pieu moins importante pour le groupe que pour un pieu isolé [KULKARNI & al., 1986]. Le pieu « avant » reprend environ 60% de la charge [BARTON, 1982]. SCHMIDT [1981, 1985] note cependant que dans le cas de couple de pieux en ligne, les courbes des moments fléchissant restent approximativement identiques ; • <u>Pour les groupes de 3 pieux disposés en « T »</u>, concernant le comportement total du groupe, on ne note pas d'effet significatif relatif à la disposition des pieux par rapport à l'orientation de la charge ou à la distance entre les pieux (2B ou 3B). Par contre, la position des pieux par rapport à l'orientation du chargement influence la répartition de la charge [KULKARNI & al., 1986].
Conditions en tête	<ul style="list-style-type: none"> • Elle influence à la fois le comportement de chaque pieu dans le groupe et aussi le comportement du groupe tout entier [O'NEILL & al., 1985] ; • On constate que des conditions en tête plus rigides conduisent à un assouplissement des courbes de réaction (p,y) (Fig. A1-13) • Les conditions en tête peuvent affecter l'espacement maximum pour lequel l'effet mécanique doit être considéré, le fait que les pieux soient encastrés en tête engendre une interaction plus étendue que celle constatée pour des pieux articulés en tête (rotation libre) [TAMAKI & al., 1971] ;

Rigidité relative des pieux et du sol	Les pieux ayant une rigidité à la flexion plus grande provoquent une interaction plus importante [POULOS, 1971b]. (Voir aussi les travaux de BARTON, 1982)
Type de sol	<ul style="list-style-type: none"> • L'effet de groupe est plus important dans le sable que dans l'argile. Les différences de nature de sol n'ont cependant pas une influence très marquée [REMAUD, 1999]; • Le degré d'interaction peut être modifié selon le type de sable [NUNEZ & al., 1988].
Densité	Dans les sables, la densité du sable influence d'une part la répartition de la charge au sein du groupe (plus le sable est dense plus la rangée avant reprend de la charge), ainsi que la résistance totale du groupe (elle décroît avec la diminution de la densité) [Mc VAY & al., 1994].
Type de chargement	<ul style="list-style-type: none"> • L'interaction pieu-sol-pieu semble augmenter lorsque le sol entre les pieux adopte un comportement de plus en plus non linéaire, conséquence de l'augmentation du niveau de chargement (voir étude de O'NEILL portant sur le rapport du mouvement transversal [O'NEILL, 1981]); • L'interaction pieu-sol-pieu a une relativement petite influence sur l'importance de la déflexion du pieu lorsque les effets de la dégradation provoquée par le chargement cyclique deviennent importants. [MATLOCK & al., 1980].
Niveau de chargement	<u>L'écart entre les charges reprises par les différents pieux tend à diminuer lorsque le taux de chargement augmente</u> [MEZAZIGH, 1995];
Mise en place des pieux	Le comportement des pieux refoulant (comme les pieux battus ou vérinés) est peu affecté par leur espacement dans le groupe. Le comportement des pieux dans ces cas là est proche de celui d'un pieu isolé. De même, l'ordre de mise en place a eu peu d'effet sur le comportement des pieux. Alors que les pieux non refoulant (comme les pieux forés) sont sensibles à l'espacement (voir tableau AI-8) MEZAZIGH [1995]

En fait, les valeurs de l'espacement limite au-delà duquel l'interaction des pieux ne se fait plus sentir, dépend de la géométrie du groupe, de la position des pieux dans le groupe par rapport à la direction du chargement ([tableau AI-11](#)), mais aussi de la nature du sol [NUNEZ & al., 1988, WHITAKER, 1957] ([tableau AI-12](#)).

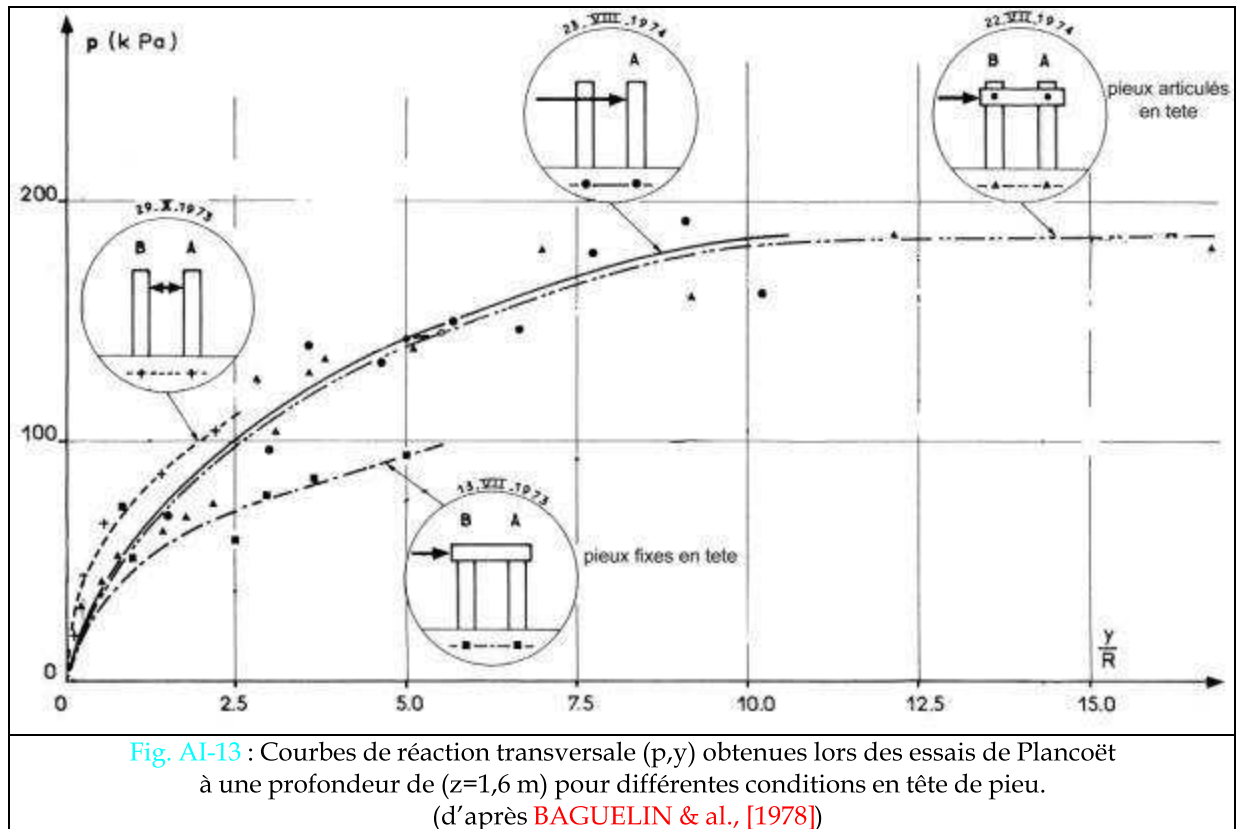


Tableau AI-11 : Distance relative au-delà de laquelle l'effet de groupe disparaît pour des couples de pieux en ligne en fonction de la position des pieux par rapport à la direction du chargement. [MEZAZIGH, 1995] (essais réalisés en centrifugeuse)

AUTEUR / valeur de β	S/B	
	$\beta=0^\circ$ (pieux en ligne)	$\beta=90^\circ$ (pieux en rang)
BARTON [1984]	8	4
KULKARNI & al. [1985]	/	>3
LEVACHER & al. [1989]	6	4
MEZAZIGH & al. [1990]	8	/
ADACHI & al. [1994]	>4	4

Tableau AI-12 : Espacement limite au-delà duquel l'interaction devient négligeable pour des groupes de maximum 10-12 pieux en fonction de la position du pieu par rapport à la direction de la charge, mais aussi du type de sol où se trouve le groupe [O'NEILL & al., 1985].

	Pieux en ligne	Pieux en rang
Sable	8B	2,5B
Argile	5 ou 6B	/

I-5) CONCLUSION

On a vu que la réponse d'un pieu sous chargement transversal est difficile à appréhender, ne serait-ce que parce que l'on ne connaît déjà pas les modifications occasionnées dans le sol lors de son installation. Il est donc évident que lorsque plusieurs pieux, disposés de façon suffisamment rapprochés pour interagir, sont installés dans le sol puis chargés le problème se complique. En effet, on peut considérer que l'augmentation de complexité résultant du groupe sous charge transversale est le fruit de la superposition de trois phénomènes : l'effet de groupe, l'effet d'ombre et l'effet de voûte.

Un certain nombre de facteurs influençant le comportement de groupe ont été relevés comme la nature du sol, la géométrie du groupe, l'espacement, la position du pieu par rapport à la direction du chargement, le type de chargement, la technique et l'ordre d'installation des pieux, ... On cherche ensuite à comprendre leur effet sur le comportement des pieux afin de mieux l'appréhender. A cette fin, on s'est intéressé à des essais de chargement transversal de groupe réalisés en centrifugeuse et en vraie grandeur. En raison du coût et du temps nécessaire à la réalisation de ces essais, peu d'études paramétriques ont pu être réalisées, ce qui rend difficile l'élaboration de conclusions vraiment générales.

CHAPITRE II – METHODES DE CALCUL DES GROUPES DE PIEUX SOUS CHARGE TRANSVERSALE

II-1) INTRODUCTION

Un des premiers objectifs d'une procédure de calcul de pieux est de déterminer les déplacements de la fondation au niveau de la superstructure. De plus, afin de dimensionner les pieux, la connaissance des contraintes et des déformations dans ces derniers est nécessaire. En théorie, le modèle idéal nous fournirait les résultats suivants [O'NEILL, 1981] :

- La capacité ultime du groupe ;
- Les déplacements et les moments fléchissant sous chargement ;
- La distribution des charges parmi les pieux du groupe afin d'évaluer l'adéquation des pieux et du chevêtre ;
- Les schémas de transfert de charge des pieux au sol ;
- L'efficacité du groupe ;
- Les contraintes produites dans la masse de sol.

Et pour réaliser de tels calculs, le modèle devrait pouvoir prendre en compte, d'après les résultats tirés de l'étude bibliographique sur les facteurs influençant le comportement du groupe de pieux (traités dans la partie A §I-4c) :

- Les propriétés des éléments de fondation
(détails sur les pieux, sur le chevêtre et sur la liaison pieu-chevêtre)
- La nature du chargement :
 - Les effets des chargements axiaux, transversaux, des moments et des charges excentrées appliquées au chevêtre ;
 - Les effets de chargements à long terme ;
 - Les effets de chargements dynamiques.
- Les propriétés du sol :
 - Les caractéristiques effort-déformation du sol ;
 - Les effets de glissement entre les pieux et le sol lorsque les pieux s'approchent de la rupture et d'autres effets non linéaires ;
 - Les effets du frottement négatif, des poussées parasites, ...
- Les effets d'installation :
 - Les changements de propriétés des contraintes et des déformations du sol dans et autour du groupe, qui peuvent être fonction du temps ;
 - Les contraintes résiduelles dans les pieux consécutives à leur installation (différentes selon la méthode, l'équipement, l'ordre, les séquences utilisées et la stratigraphie du sol) ;

- La géométrie du groupe :
 - La géométrie tridimensionnelle ;
 - Les détails sur la géométrie du pieu (la pointe, ...).
- Les interactions parmi les éléments du groupes :
 - L'influence du contact sol-chevêtre ;
 - L'interaction pieu-sol-pieu.

Dans la majorité des cas, les déplacements représentent le critère le plus restrictif et les modèles charge-déformation sont les plus appropriés pour les estimer.

En raison de la multitude de méthodes consacrées au calcul de groupe de pieux sous charge transversale, on n'a pas souhaité les décrire en détails, ni présenter forcément les derniers travaux mais plutôt expliquer des méthodologies basées sur des théories classiques, ce qui explique qu'aucune méthode purement empirique n'est présentée. On peut distinguer principalement deux grandes familles de théories classiques :

- celle considérant le sol comme un continuum (comprenant des méthodes utilisant les équations de Mindlin ou associées et les éléments finis) ;
- celle modélisant le sol par des ressorts ou fonction de transfert de charge (désignée sous le nom de modules ou courbes de réaction).

Pour l'étude des groupes de pieux, on peut noter que la théorie du continuum peut être utilisée :

- * soit pour une étude complète du groupe [POULOS, 1971b, 1980, ...] ;
- * soit seulement pour estimer l'interaction entre les pieux [FOCHT & KOCH, 1973, O'NEILL & al., 1977, HARIHARAN & KUMASAMY, 1982, ...].

II-2) LA THEORIE DU CONTINUUM

II-2a) Principe

Le principe clé des méthodes présentées ci-dessous est de considérer le sol dans sa continuité.

Ces méthodes peuvent être classées grossièrement en deux grandes familles :

- Celles utilisant les équations de Mindlin, ou assimilées (partie A §II-2b) ;
- Celles s'appuyant sur les éléments finis (partie A §II-2c).

Les autres méthodes présentées associent les deux grandes familles précédemment citées (partie A §II-2d.i et §II-2d.ii) ou une méthode simplifiée et limitée basée sur les équations de Mindlin (partie A §II-2d.iii).

II-2b) Méthodes utilisant les équations de Mindlin ou associées

Parmi ces méthodes, on peut distinguer :

- celle utilisée par POULOS et ses collaborateurs qui s'appuie sur les équations de Mindlin (partie A §II-2b.ii),
- celles des équations intégrales ou des éléments aux frontières. La majorité de ces méthodes utilisent aussi les équations de Mindlin [BANERJEE & DAVIES, 1977, 1980] et une minorité une solution élémentaire singulière du même genre (solutions de Kelvin ou Boussinesq) (partie A §II-2b.ii).

II-2b.i) Les équations de Mindlin

Les équations de Mindlin [MINDLIN, 1936] sont définies pour un massif semi-infini, homogène, élastique et isotrope et permettent de lier les réactions du sol à une zone discrète sur un pieu aux déplacements produit par le sol à toutes les autres zones similaires sur tous les pieux. Dans ces méthodes, les charges distribuées de manière continue sur le fût et la pointe du pieu sont supposées être similaires à des charges ponctuelles équivalentes à un point nœud le long de la ligne centrale de chaque pieu. L'exactitude de cette hypothèse a été vérifiée pour un groupe de pieux verticaux [CHOW, 1986].

MINDLIN [1936] sépare l'étude en deux cas selon la direction de la force présente dans le massif :

- * la force est normale à la surface frontière du massif semi-infini (Fig. AII-1),
dit « problème N°1 » ;
- * la force est parallèle à la surface frontière du massif semi-infini (Fig. AII-2),
dit « problème N°2 ».

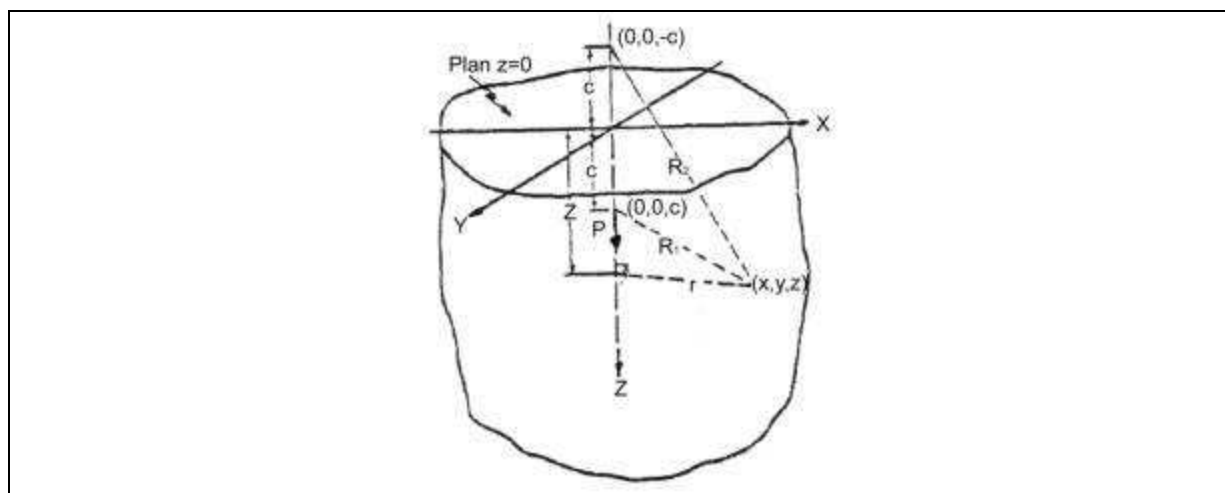


Fig. AII-1 : Force normale à la frontière à l'intérieur d'un massif semi-infini.

[MINDLIN, 1936]

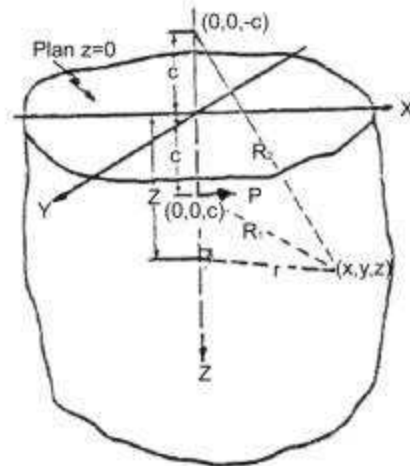


Fig. AII-2 : Force parallèle à la frontière à l'intérieur d'un massif semi-infini.

[MINDLIN, 1936]

L'origine des équations de Mindlin est présentée plus en détail dans l'annexe B.

II-2b.ii) Selon POULOS et ses collaborateurs

POULOS et ses collaborateurs ont développé en tenant compte de plus en plus de paramètres [POULOS, 1971, 1975, 1980, POULOS & MADHAV, 1971, POULOS & DAVIS, 1980, ...] une méthode permettant d'analyser des groupes de pieux sous chargement tridimensionnel [POULOS, 1980]. Le principe de base réside dans le fait que les pieux sont considérés comme ayant un comportement élastique et qu'ils sont disposés dans un autre milieu élastique. Cette méthode utilise le principe des facteurs d'interaction pour développer un système d'équation permettant de calculer la réponse du groupe de pieux à partir de celle d'un pieu isolé sous sollicitation transversale. L'analyse de groupe est réalisée en écrivant les équations de déplacements pour chaque pieu du groupe, en considérant que les effets d'interactions de tous les autres pieux dans le groupe se superposent en raison de la nature élastique conférée au sol.

Ces facteurs d'interaction sont calculés à partir des équations de Mindlin en considérant un problème de deux pieux identiques (assimilés à des bandes verticales d'épaisseur nulle) et identiquement sollicités par un chargement statique en tête (Fig. AII-3). Ils sont définis comme étant le rapport entre le déplacement horizontal (ou rotation) supplémentaire du pieu dû au chargement horizontal du pieu voisin et le déplacement horizontal (ou rotation) du pieu dû à son propre chargement horizontal. Ces facteurs d'interaction sont présentés sous forme d'abaques (exemple d'abaques Fig. AII-4). Une technique de superposition est utilisée pour obtenir la solutions dans le cas d'un groupe de pieux (voir l'exemple). Il faut noter que de nombreuses simplifications sont

nécessaires pour l'analyse de groupe afin de permettre l'utilisation des facteurs d'interaction [POULOS, 1980].

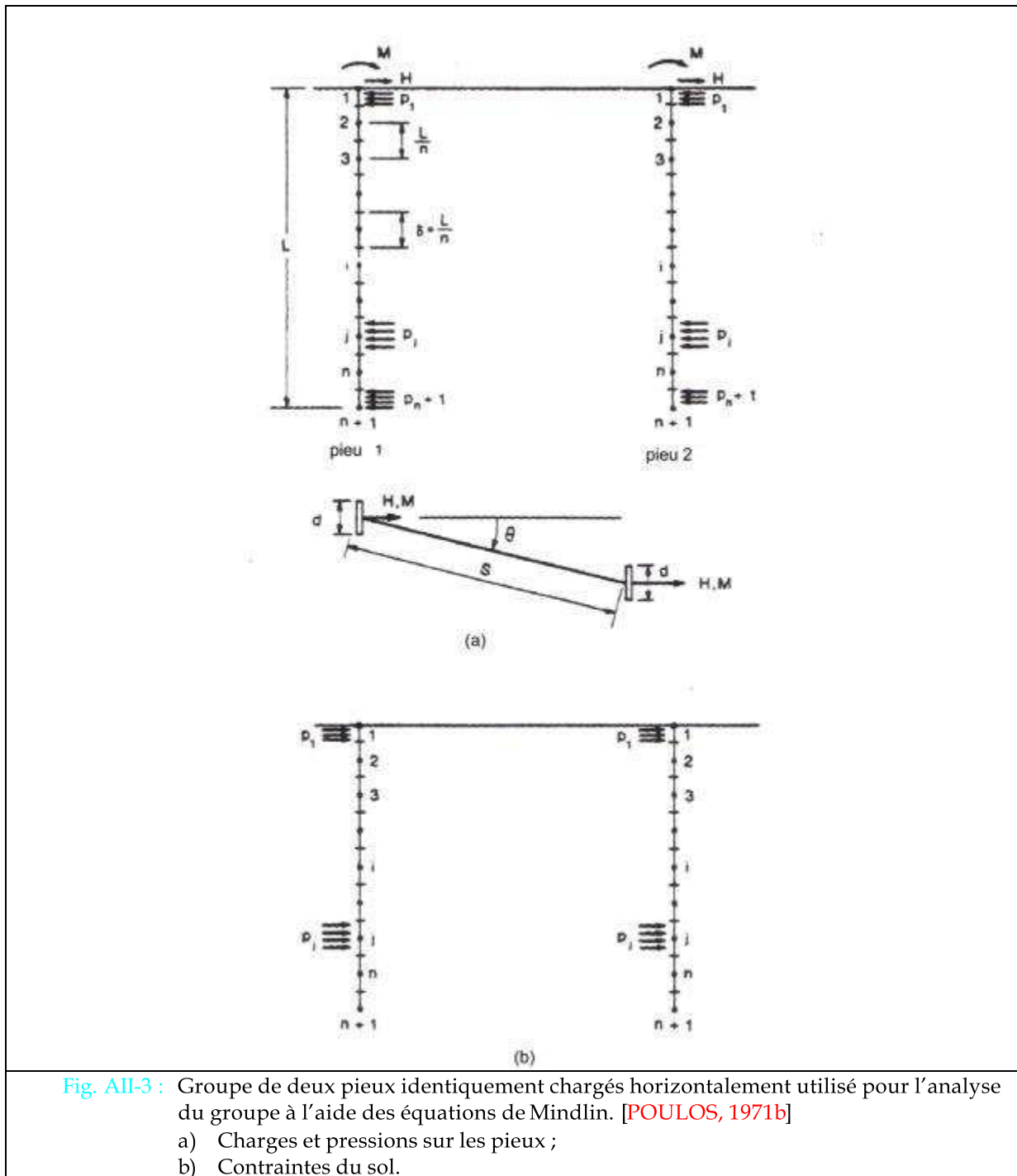


Fig. AII-3 : Groupe de deux pieux identiquement chargés horizontalement utilisé pour l'analyse du groupe à l'aide des équations de Mindlin. [POULOS, 1971b]
 a) Charges et pressions sur les pieux ;
 b) Contraintes du sol.

La méthode initiale développée par POULOS et ses collaborateurs considéraient des cas très limités de groupe de pieux identiques et identiquement chargés, afin de pouvoir analyser un plus grand nombre de configuration de groupe, des facteurs d'influence ont été développés permettant entre autre de considérer par exemple des pieux de longueurs différentes, ou le glissement à l'interface pieu-sol, ou encore la plasticité éventuelle du sol autour du groupe [POULOS, 1975]. Comme l'analyse de groupe est plane, on ne peut traiter par cette méthode que le cas de pieux inclinés dont l'inclinaison

du pieu et la charge transversale se trouvent dans le même plan (étude présentée dans l'article **POULOS [1980]**).

Des réductions de la résistance limite du sol dû aux effets de groupe peut être considérées par l'utilisation de facteurs sélectionnés **[O'NEILL & al., 1985]**.

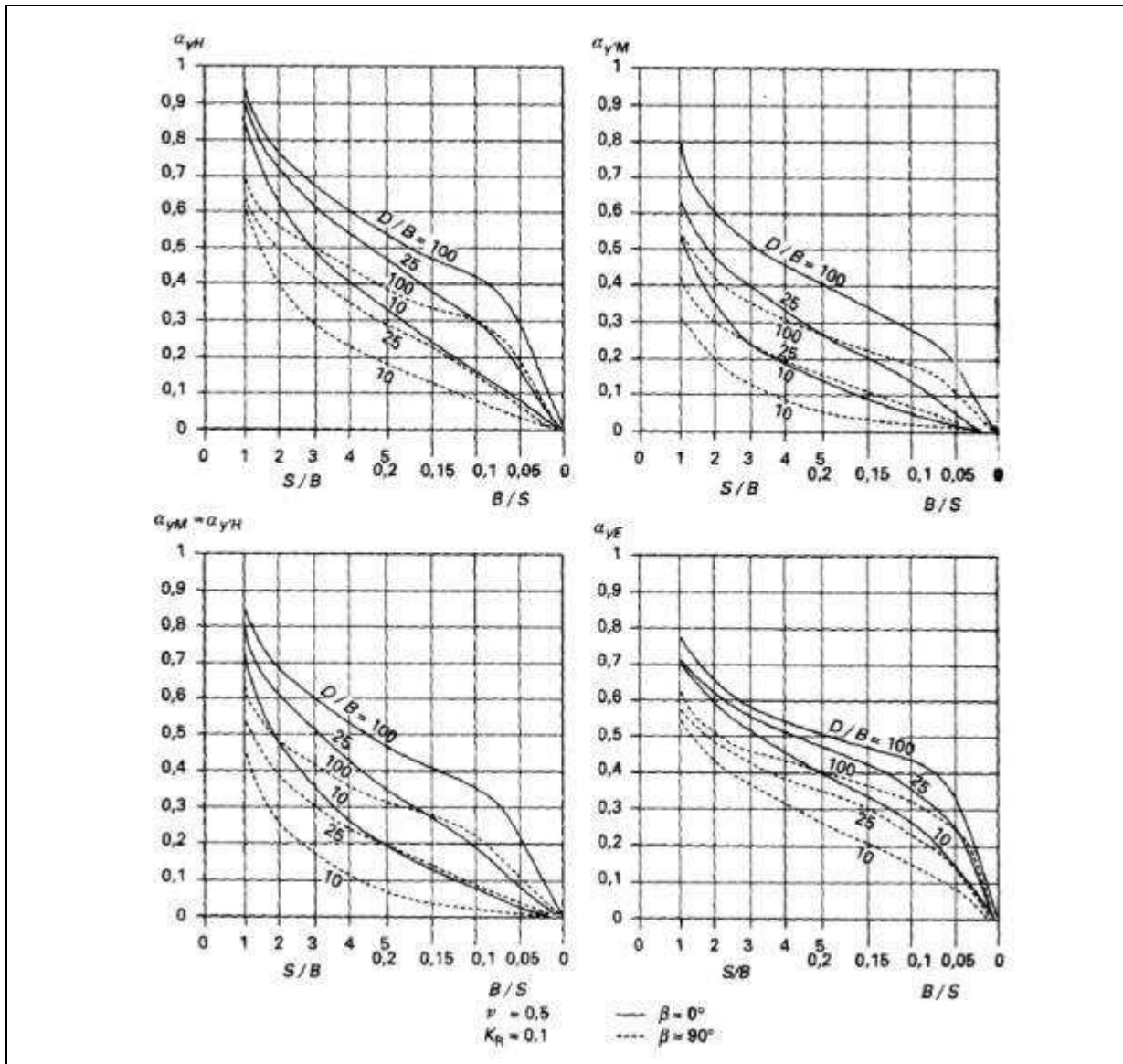


Fig. AII-4 : Exemples d'abaques pour la détermination des facteurs d'interaction « α » issus de la méthode de **POULOS [cité par FRANK, 1999]**

Exemple [FRANK, 1999] : Calcul du déplacement d'un pieu « k » d'un groupe de N pieux identiques libres en tête et soumis à un effort total H_G .

Pour le pieu « k », on a, si y_{1H} est le déplacement du pieu isolé sous une charge unitaire $H=1$ (y_{1H} connu). « α_{yHkj} » est le facteur d'interaction relatif au déplacement du pieu « k » libre en tête dû à une charge transversale H_k et soumis au déplacement supplémentaire occasionné par le pieu « j ».

$$y_k = y_{1H} \left[\sum_{\substack{j=1 \\ j \neq k}}^{j=N} (H_j \alpha_{yHkj}) \right] + H_k \quad \text{avec} \quad H_G = \sum_{j=1}^{j=N} H_j$$

L'effet de groupe, dans le cas de pieux sollicités axialement, a également été quantifié au moyen de facteurs d'interaction [POULOS, 1968, MATTES & POULOS, 1969, POULOS & MATTES, 1969, POULOS & DAVIS, 1980, 1990], qui combinés avec ceux correspondant à un chargement transversal, permettent d'évaluer la réponse d'un groupe de pieux sollicités tridimensionnellement, donnant lieu par la suite au développement d'un programme de calcul de groupe appelé « DEFPIG » [POULOS, 1980].

Pour en savoir plus :

On distingue cinq facteurs d'interaction dans le cas de groupe de pieux chargés transversalement (trois relatifs au déplacement et deux à la rotation) qui sont fonction :

- * du type de conditions en tête ;
- * du type de chargement en tête.

Les facteurs d'interaction dans le cas de pieux chargés transversalement dépendent de :

- * l'espacement entre les pieux ;
- * la longueur des pieux ;
- * la rigidité relative sol-pieu,
- * l'angle que fait la direction du chargement avec la direction de la ligne joignant les pieux.

II-2b.iii) Les éléments aux frontières ou les équations intégrales

Dans une formulation des méthodes des éléments frontières [BANERJEE et DAVIES, 1980], une solution point-source, telle que les solutions de Mindlin, est utilisée pour développer une expression de travail virtuel qui lie les vrais champs de contraintes et de déplacements aux champs virtuels développés à travers l'application d'une charge unitaire virtuelle à la frontière d'un corps homogène. En utilisant la solution du point source pour développer l'équation du travail virtuel, on obtient un système d'équation impliquant seulement le comportement à la frontière du corps homogène. Des méthodes de discrétisation similaires à celles utilisées pour la technique des éléments finis peuvent être utilisées pour obtenir un système d'équations simultanées écrite en termes de contraintes et de déplacements inconnus à la frontière.

Des problèmes faisant appel à des matériaux non-homogènes peuvent être traités en discrétisant en régions considérées comme homogènes, et en développant des équations aux frontières pour chaque région, en appliquant les relations de compatibilité aux interfaces de ces régions homogènes et en résolvant le système d'équations qui en découle.

Dans ce type de méthode, on peut combiner le chargement vertical, horizontal et de moment [BANERJEE, 1978]. Le glissement à l'interface sol - pieu et la plasticité du sol peuvent être pris en

compte [BANERJEE & DAVIES, 1980]. De même, les variations de propriétés du sol avec la profondeur peuvent être traitées de manière rationnelle.

Pour en savoir plus :

Comme cité précédemment, la formulation indirecte de la méthode d'élément aux frontières nécessite la sélection d'une solution élémentaire singulière afin de définir l'équation différentielle du problème. Pour un problème à trois dimensions, les solutions élémentaires peuvent être : [BANERJEE, 1978]

- * les solutions de Kelvin pour une charge ponctuelle dans un solide infini [BANERJEE, 1976] ;
- * les solutions de Mindlin pour une charge ponctuelle dans un solide semi-infini ;
- * les solutions de Boussinesq pour une charge ponctuelle agissant sur une surface d'un demi-espace.

Les solutions de Kelvin conviennent à toutes les formes de solides, alors que les solutions de Mindlin ou de Boussinesq ne conviennent qu'aux solides limités par une surface plane. Lorsque la surface du sol n'est pas chargée, il convient d'utiliser les solutions de Mindlin comme solution singulière. Pour certaines classes de problèmes, l'importance du calcul peut être sensiblement réduite par le développement de solutions de point de force approprié [BANERJEE & DAVIES, 1980].

Les étapes pour la formulation des équations sont les mêmes quelle que soit la solution choisie et sont exposées dans l'article de BANERJEE [1978].

II-2c) Les éléments finis

II-2c.i) Principe

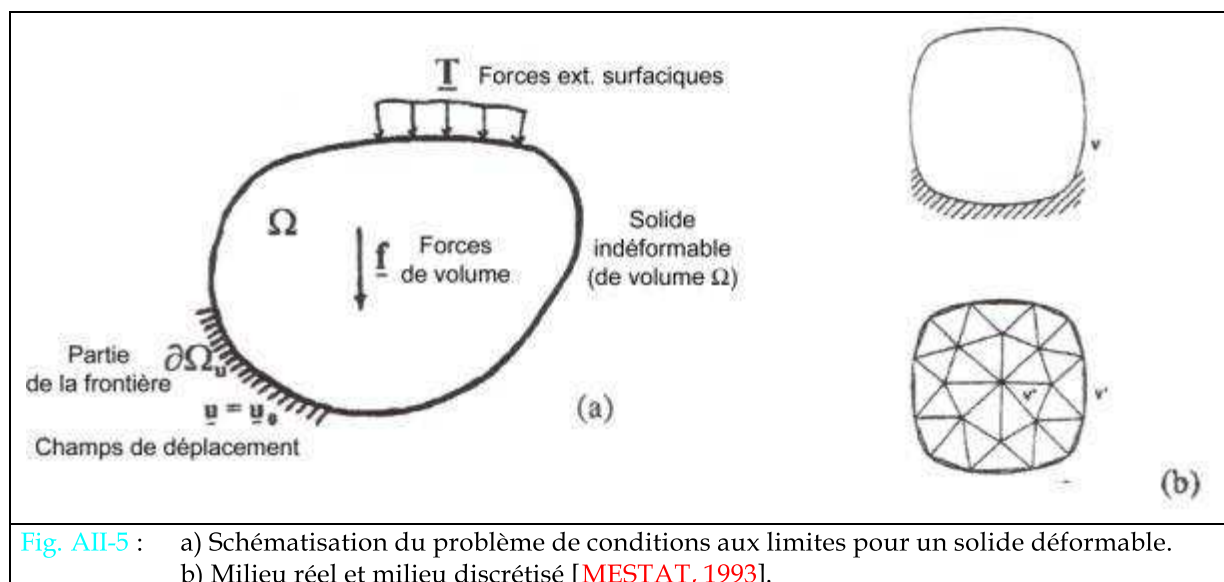
A la différence des autres méthodes citées précédemment, celle-ci peut tenir compte de l'inhomogénéité et de la non-linéarité du sol de manière logique [CHOW, 1986].

Les calculs aux éléments finis peuvent être utilisés :

- * Soit pour effectuer des calculs de groupe en direct, c'est-à-dire au cas par cas en raison de la complexité de la réalisation du maillage, avec tout de même la possibilité d'effectuer certaines études paramétriques ;
- * Soit pour réaliser des abaques, comme par exemple des abaques de facteurs d'interaction (voir la définition dans la partie A § II-2d.i).

La méthode des éléments finis permet, à travers une discrétisation spatiale du milieu réel, de déterminer la solution approchée du système d'équations différentielles régissant le problème d'équilibre d'un solide soumis à des conditions aux limites en termes de forces et/ou de déplacements (Fig. AII-5a). Cette solution est obtenue par la réunion des solutions approchées propres à chaque domaine, dit « élément fini », faisant partie de l'espace discret (Fig. AII-5b). L'idée de base de la méthode consiste à discrétiser le milieu continu en éléments de forme simple et à définir pour ceux-ci une solution approchée du problème d'équilibre avec les conditions aux limites. Le principe de

travaux virtuels conduit à la définition des déformations et des contraintes, et aux équations d'équilibre avec les conditions aux limites correspondantes. Les déplacements à l'intérieur d'un élément fini sont approximés à partir des déplacements aux nœuds (points caractéristiques) du même élément par l'intermédiaire de fonction d'interpolation.



La modélisation d'un groupe de pieux (inclinés ou non) est un problème très complexe, notamment à cause des multiples interactions et de la géométrie tridimensionnelle qu'il faut considérer. Quatre approches peuvent être envisagées selon le type d'étude : [MESTAT, 1997]

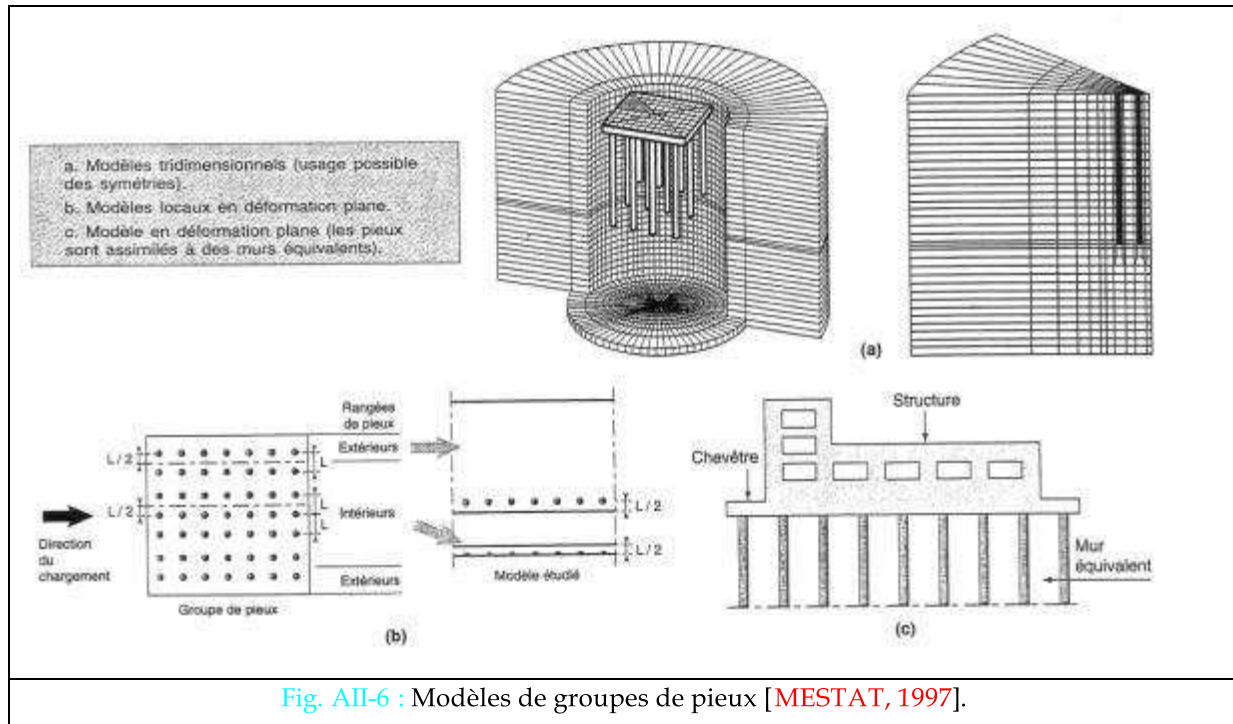
1. une modélisation véritablement tridimensionnelle pour un groupe de pieux avec ou sans chevêtre, et avec la possibilité d'exploiter des symétries remarquables (Fig. AII-6a, AII-7b, AII-7c et AII-7d) ;
2. une modélisation locale et bidimensionnelle pour un groupe de pieux sans chevêtre (coupe transversale en déformation plane) (Fig. AII-6b et AII-7a) ;
3. une modélisation bidimensionnelle équivalente d'une tranche verticale comprenant des pieux, le chevêtre et éventuellement la structure (pieu=mur enterré de rigidité équivalente) (Fig. AII-6c) ;
4. une modélisation équivalente en déformation axisymétrique, dans le plan méridien. (Fig. AII-8)

II-2c.ii) Exemples

On ne présente ici qu'une liste très limitée en raison de la multitude de calculs réalisés par la méthode des éléments finis.

RANDOLPH [1977, 1981]

Il a calculé des facteurs d'interaction au moyen d'analyse par éléments finis bidimensionnels en axisymétrique.



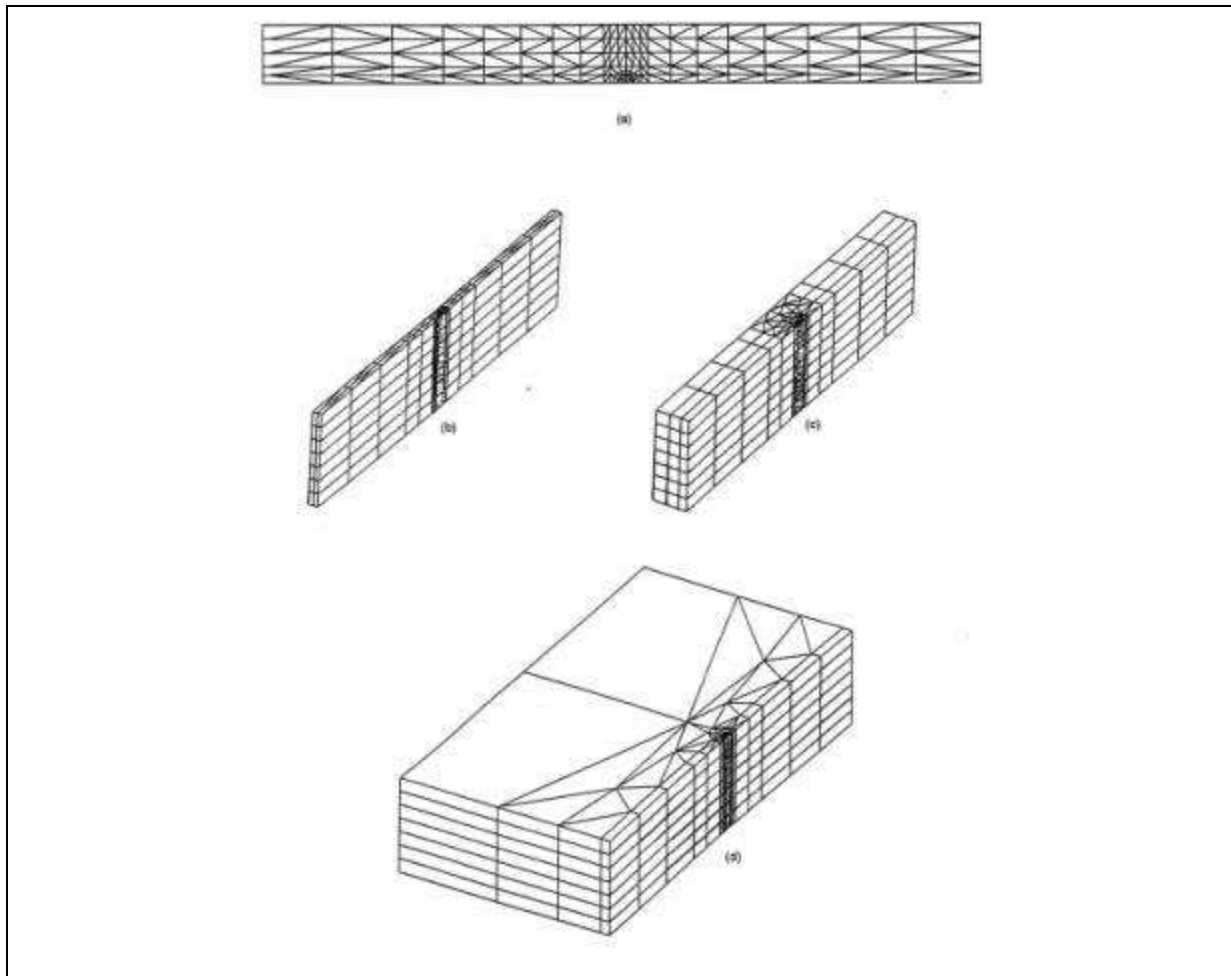


Fig. AII-7 : Maillages bidimensionnels et tridimensionnels pour l'étude de l'effet de groupe dans une file de pieux [CHAOUI, 1992, cité par MESTAT, 1997]

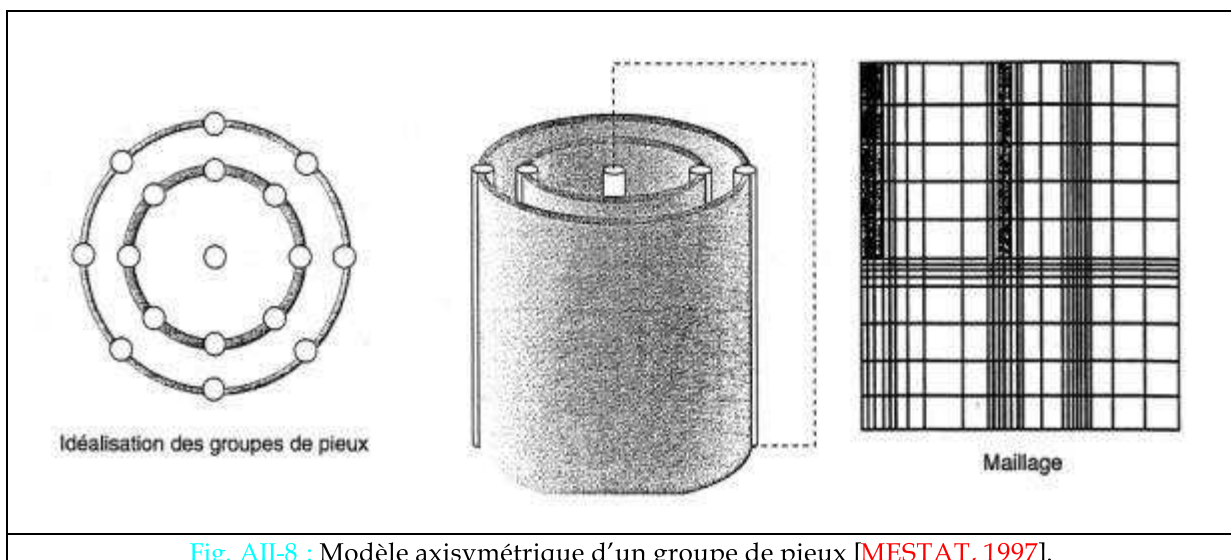


Fig. AII-8 : Modèle axisymétrique d'un groupe de pieux [MESTAT, 1997].

SHAHROUR & ATA [1997]

Leur étude concerne l'influence de la pression interstitielle sur la réaction transversale de micropieux isolés ou en groupe, par le biais de calculs tridimensionnels couplés (squelette + eau). Le squelette est élasto-plastique et les pieux sont élastiques.

BROWN & SHIE [1990, 1991] (travaux cités aussi dans la partie A § II-3c.iv)

Configurations: Une ou deux rangée(s) de pieux faiblement espacés, soumis à un chargement transversal.

Outil : Modèle tridimensionnel non linéaire avec l'utilisation des symétries et des conditions limites du problème pour réduire l'étude au chargement transversal de deux «demi » pieux. Utilisation d'éléments de contact pour la prise en compte des conditions d'interface pieu-sol (adhésion, glissement ou décollement).

Modèle de sol :

- * Comportement non-drainé des sols argileux saturés (sol cohérent) : critère de Von Mises ;
- * Comportement drainé des sables (sol pulvérulent) : critère de Drucker-Prager étendu avec une loi d'écoulement non associée.

Modélisation des pieux : Eléments solides linéaires disposés en forme circulaire.

Etude paramétrique : Influence de l'espacement entre les pieux sur les déplacements en tête, les moments fléchissant et les courbes de réaction.

ATA [1998]

Calculs bidimensionnels (contraintes ou déformations planes) et tridimensionnels dans le but de réaliser une confrontation avec la théorie des modules de réaction (cette théorie est présentée dans la partie A § II-3). Il étudie de ce fait la répartition des charges au sein des pieux du groupe, ainsi que la réduction de la valeur de la réaction transversale par rapport à celle agissant pour un pieu isolé.

ZAMAN, NAJJAR & MUQTADIR [1993]

Ils étudient :

- * l'effet de la direction de l'inclinaison des pieux par rapport à celle de la charge transversale ;
- * les effets produit par l'épaisseur de la semelle de liaison.

WAKAI & al. [1999]

Configurations: Un groupe de 9 pieux (3x3).

Outil : Modèle tridimensionnel utilisant la symétrie (seuls 6 pieux sont modélisés).Le sol et les pieux sont modélisés par des éléments cubiques à 20 nœuds. De minces éléments cubiques sont utilisés pour permettre une modélisation du glissement à l'interface sol-pieu. Calage avec un modèle réduit.

Modèle de sol : Pour le sable : modèle Mohr-Coulomb pour le critère de rupture et Drager-Prager pour le potentiel plastique ;

Etude : Entre autre, distribution des efforts au sein des pieux du groupe, courbes effort-déplacement, courbes des moments fléchissant et construction de courbes de réaction, courbes de pression le long des pieux.

II-2d) Autres méthodes

Parmi la multitude des méthodes faisant appel à la théorie du continuum, on peut citer :

- Les éléments aux frontières associées aux éléments finis ou différences finies (§II-2d.i) ;
- Les équations de Mindlin associées aux éléments finis (§II-2d.ii) ;
- Les méthodes des réseaux d'écoulement (§II-2d.iii).

II-2d.i) Les éléments aux frontières associés aux éléments finis ou différences finies

BANERJEE & DAVIES [1980] ont mis en place une méthode utilisant les équations intégrales aux frontières pour le sol et la technique des éléments finis pour les pieux. En appliquant la compatibilité des déplacements à l'interface sol-pieu, on obtient les solutions conduisant aux comportements des pieux et du sol. Dans la méthode des éléments aux frontières classique, la compatibilité est à la fois imposées pour les contraintes et les déplacements [**O'NEILL & DUNNAVANT, 1985**]. Cette association de méthode permet d'améliorer l'efficacité de l'algorithme de calcul et réduit l'ampleur des calculs [**BANERJEE & DAVIES, 1980**].

II-2d.ii) Les équations de Mindlin associées aux éléments finis

NOVAK & al. [1985] a développé une méthode associant l'utilisation des équations de Mindlin (pour définir les réactions du sol en fonction du déplacement du pieu) et les éléments finis (pour modéliser les pieux). Pour le calcul des groupes de pieux et dans le but d'obtenir une solution directe, la flexibilité du sol est calculée en utilisant les points équivalents de chargement et la symétrie du groupe. La solution est décrite en détails par **EL SHARNOUBY et NOVAK [1986]**. Les coefficients de flexibilité horizontale du pieu et les facteurs d'interaction sont présentés sous formes d'abaques et d'expressions analytiques.

II-2d.iii) Méthode des réseaux d'écoulement

L'hypothèse principale de la « méthode des réseaux d'écoulement » (en anglais « flow net method ») est de considérer que le déplacement horizontal d'un pieu isolé dans une direction donnée engendre un champ de déplacement dans la même direction dans le sol (assimilé à un continuum élastique). Grâce à cette simplification, on peut obtenir une équation différentielle découlant de l'équilibre statique du système, faisant intervenir le module de consolidation, le coefficient horizontal des terres au repos et le module de cisaillement du sol. Le groupe est étudié en superposant l'ensemble des déplacements horizontaux induits par le reste des pieux du groupe. Elle est cependant limitée aux sols drainés où l'état de contrainte est loin de la rupture [HAAR & al., 1979].

II-2e) Avantages et inconvénients

Les méthodes utilisant la théorie du continuum sont nombreuses et actuellement encore utilisées dans le dimensionnement des pieux par les ingénieurs. Elles continuent de faire l'objet d'amélioration en palliant aux inconvénients propres à leur définition. Par exemple, lors de l'utilisation des équations de Mindlin, on peut tenir partiellement compte de l'inhomogénéité du sol en adoptant des modules de cisaillement moyen entre deux nœuds [CHOW, 1986]. De plus, les outils de calcul deviennent de plus en plus performants, permettant ainsi des discrétisations beaucoup plus fines et des temps de calcul plus admissibles. De ce fait, il est difficile de définir une liste exhaustive des avantages ou des inconvénients de ces méthodes, toutefois nous avons essayé de déterminer leurs principaux attributs.

L'inconvénient principal de l'utilisation des équations de Mindlin réside dans l'assimilation du sol à un massif élastique. POULOS et DAVIS [1990] justifient l'utilisation de la théorie de l'élasticité de la manière suivante : « Le sol et la roche ne sont pas des matériaux élastiques car les contraintes et les déformations ne sont pas linéairement liées, les déformations ne sont pas entièrement déduites des contraintes, et les déformations ne sont pas indépendantes du temps. Cependant, on peut du moins dire que les déformations dans le sol augmentent avec les contraintes. De plus, l'hypothèse de quelque chose de plus complexe que les matériaux élastiques pour le sol dans la situation de continuité sol-pieu conduirait généralement à une théorie compliquée à l'excès manquant généralement d'utilité. L'utilisation de théorie élastique linéaire est de ce fait opportune et devrait être suffisamment précise

pour les buts des ingénieurs, pourvu que les constantes élastiques soient employées de manière appropriée selon les problèmes. ».

On présente ci-dessous certains autres inconvénients que peuvent susciter ces méthodes :

- la section des pieux est représentée comme des bandes plates, ce qui entraîne une augmentation de la quantité de sol entre les pieux comparés à ceux des pieux circulaires conduisant à une sous-estimation des facteurs d'interaction aux faibles espacements entre les pieux du groupe [RANDOLPH, 1981];
- irréalité du milieu homogène;
- impossibilité d'inclure les effets du poids du sol [O'NEILL, 1981];
- pas de considération explicite de l'effet de la présence des pieux et de leur effet renforçant dans le demi-espace en présence de l'interaction pieu-sol-pieu;
- impossibilité de prendre en compte les effets d'installation des pieux, en raison des propriétés radialement symétriques du sol;
- non reproduction de la non-symétrie des efforts observées lors des essais : La symétrie des équations de l'analyse élastique entraîne un partage équitable de la charge reprise par les pieux dans un couple, ce qui est en contradiction avec les résultats expérimentaux. En effet, la théorie du continuum élastique ne tient pas compte de l'écoulement plastique du sol derrière et autour du pieu «avant » et par conséquent de la réduction de la réaction sur le pieu «arrière» [MEZAZIGH, 1995]. L'analyse élastique ne tient tout simplement pas compte de l'effet d'ombre.
- irréalité de la résistance du sol en traction (Pour en savoir plus voir O'NEILL [1981]). On peut cependant noter que dans certains modèles, on peut supprimer la prise en compte de contraintes de traction.

Certainement un des principaux inconvénients de ces méthodes reste la définition des paramètres appropriés.

Le principe d'utilisation des facteurs d'interaction proposés par POULOS est assez populaire et est vraiment utile, particulièrement pour les petits groupes, mais pour les groupes plus importants son application peut souffrir de trois inconvénients [EL SHARNOUBY & NOVAK, 1985] :

1. L'évaluation de l'interaction devient pénible et l'utilisation d'ordinateur nécessaire ;
2. Des calculs supplémentaires peuvent être nécessaires pour déterminer le chargement de chaque pieu individuel car en raison de la rigidité du chevêtre tous les pieux ne sont pas chargés de manière identiques ;
3. Les effets de l'interaction peuvent être surestimés ne serait-ce que par le fait que les facteurs d'interaction superposés sont calculés pour deux pieux dans un groupe ignorant l'effet de rigidité des autres pieux.

Bien qu'aujourd'hui les méthodes utilisant les éléments finis sont certainement les plus puissantes, leurs réponses restent étroitement liées aux modèles rhéologiques introduits pour le sol et pour les interfaces sol-pieu et des calages sont encore nécessaires. On énumère ci-dessous certaines difficultés rencontrées lors de la réalisation d'un calcul par éléments finis :

- La connaissance d'équations constitutives appropriées ;
- Les connaissances des paramètres du sol ;
- Les connaissances de l'état initial des contraintes autour des pieux ;
- La prise en compte des effets d'installation sur les contraintes de déformation du sol, particulièrement à l'interface pieu-sol ;
- La connaissance du comportement à l'interface, car il comprend non seulement les limites de l'adhésion entre le pieu et le sol mais aussi les propriétés de contraintes-déformation du sol dans l'approche immédiat du pieu [O'NEILL, 1981] ;

Les méthodes aux élément finis sont aussi capables de prendre en compte l'interaction sol-chevêtre et de calculer les contraintes dans le sol lors d'une analyse de groupe tridimensionnelle, mais il faut rester attentif et critique face aux résultats. De plus, malgré le développement de nombreux progiciels facilitant son utilisation, ces méthodes ne peuvent être encore employées que par des personnes averties et sensibles aux effets du maillage et des lois de comportement sur la réponse du groupe de pieux (Pour en savoir plus voir MESTAT [1997]).

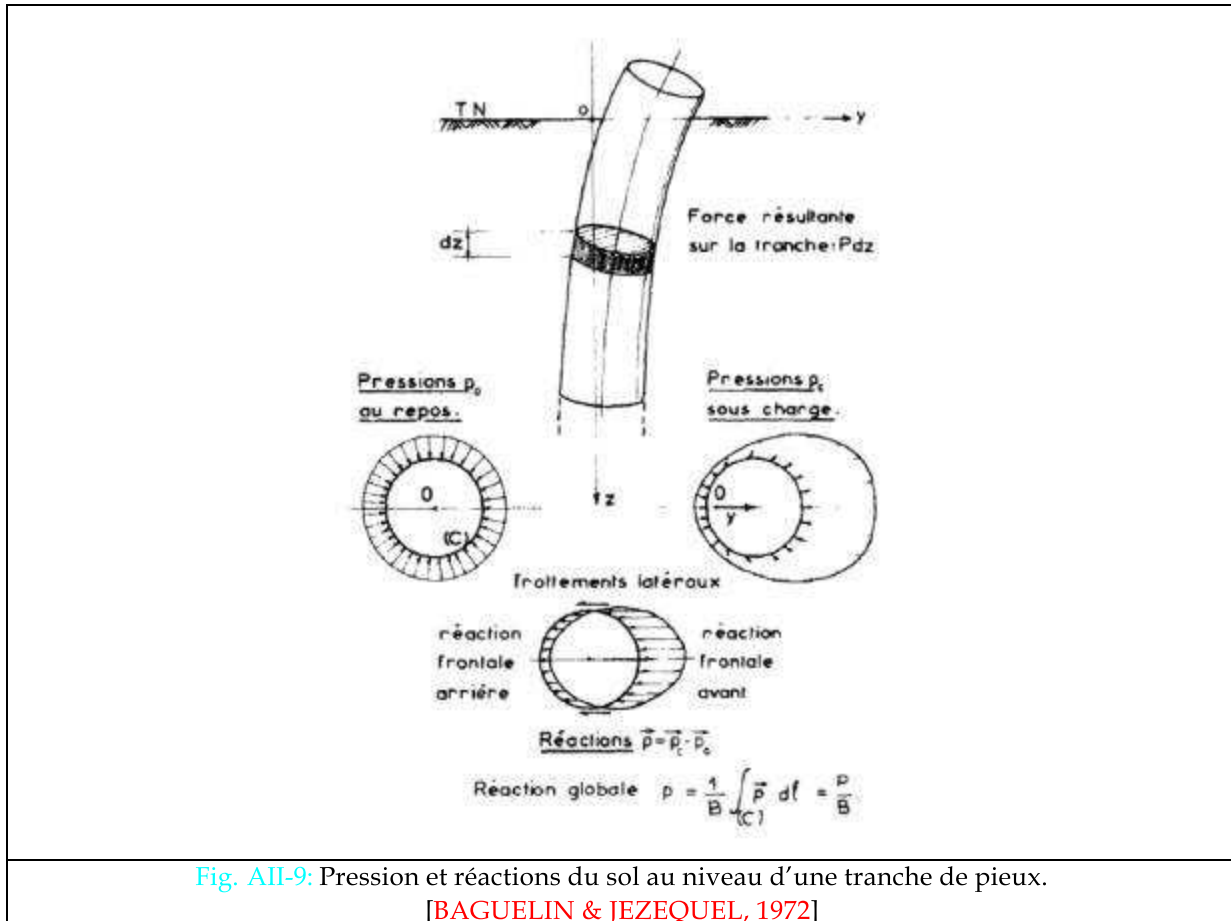
II-3) LA THEORIE DES MODULES DE REACTION OU DE TRANSFERT DE CHARGE

II-3a) Principe

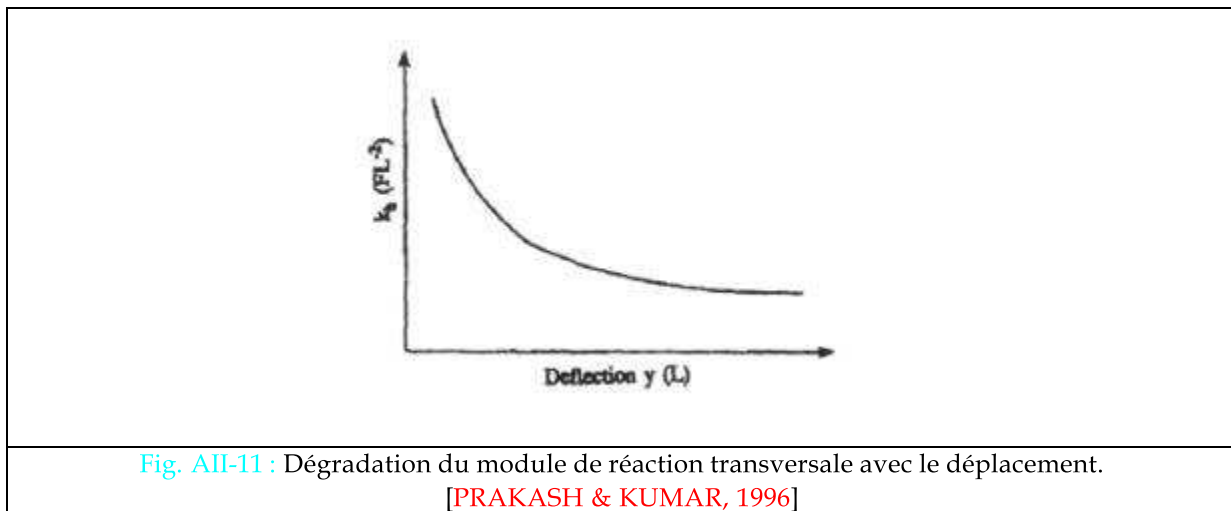
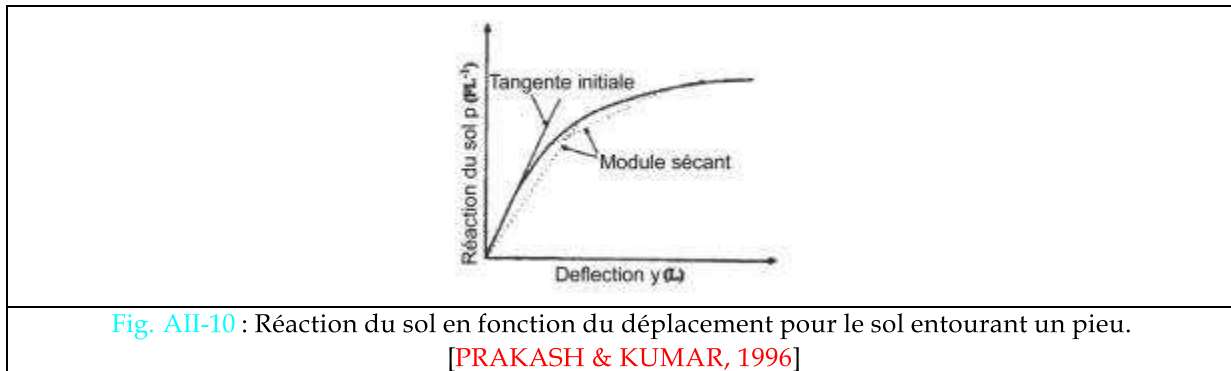
Cette théorie s'inspire du comportement d'un pieu soumis à un chargement transversal. Lorsqu'un pieu est soumis à un effort horizontal en tête, combiné éventuellement avec un moment, il résiste soit en subissant un déplacement d'ensemble, soit en fléchissant, ce qui provoque dans le sol des réactions qui vont équilibrer le système de charges appliqué (voir aussi partie A § I-2). Si on s'intéresse à ce qui se passe sur une tranche du pieu d'épaisseur «dz » situé à une profondeur «z » (Fig. AII-9), on constate :

- Qu'à l'état de repos, la section est soumise à la pression latérale des terres au repos « p_0 », dont la résultante est nulle ;
- Que sous charge, elle subit un déplacement horizontal « y » et les pressions sont modifiées « p_c » de telle sorte que la force résultante sur une tranche d'épaisseur «dz » (soit «Pd z ») ait même direction, mais de sens opposé au déplacement « y ».

On peut donc définir deux zones de réactions frontales, avant et arrière, où les réactions sont essentiellement normales à la surface du pieu, et deux zones de frottements latéraux, où elles sont essentiellement tangentielles [BAGUELIN & JEZEQUEL, 1972].

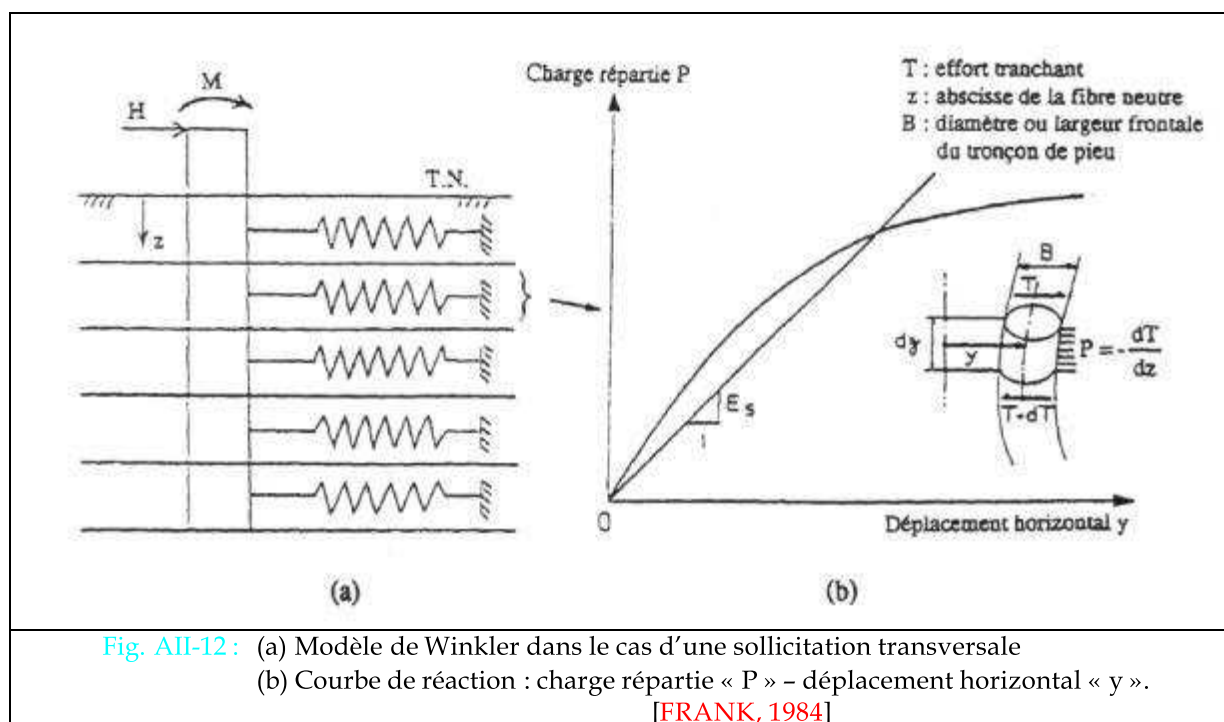


Le principe des méthodes aux modules de réaction est basé sur le phénomène décrit ci-dessus. Le sol est assimilé à des appuis élastiques linéaires ou non-linéaires (communément appelés ressort), traduit par des diagrammes (p, y) (Fig. AII-10), c'est-à-dire par des relations entre la pression de réaction globale « p » et le déplacement « y ». Ces diagrammes sont appelés « courbes de réaction », « courbes de transfert de charge » ou encore « courbes de mobilisation ». Comme la réaction du sol n'est pas linéaire, le module de réaction horizontale est aussi une fonction non linéaire du déplacement ou des contraintes dans le sol autour du pieu, qui se dégrade de plus avec l'augmentation du déplacement (Fig. AII-11) [PRAKASH & KUMAR, 1996].



Cette approche du sol peut être généralisée dans les trois directions principales, on parle alors de courbes de réaction transversale, symbolisées par les diagrammes (p_x, x) et (p_y, y) et de courbes de frottement latéral (t, z) . Le système sol-pieu est discrétisé en couche de sol et tronçons communs. Le modèle qui en résulte (modèle de Winkler), consiste donc à assimiler le pieu à une poutre sur appuis élastiques non linéaires indépendants infiniment proches qui modélisent la réaction du sol à chaque niveau (Fig. AII-12).

On note que chaque couche de sol est indépendante et donc que la réaction à un niveau donné ne dépend que du déplacement de la section à ce niveau, et non de celui des autres sections. Cette hypothèse simplificatrice trouve quelque justification dans le fait que les déplacements des différentes sections ne sont pas arbitrairement indépendants, mais varie de manière très continue, le rayon de courbure du pieu restant toujours très grand par rapport à son diamètre [BAGUELIN & JEZEQUEL, 1972].



La figure AII-13 montre graphiquement certaines complexités dans le comportement du sol qui peuvent être pris en compte par ce type de méthode. Dans la figure AII-13a, les différentes formes des ressorts traduisent la variation de rigidité du sol avec la profondeur et les déplacements. Le block de frottement traduit que la réaction du sol pouvant être mobilisée est limitée. L'absence de contact entre les ressorts et le pieu près de la tête du pieu indique qu'une certaine déflexion du pieu peut survenir sans développer de résistance dans le sol. Les amortisseurs suggèrent que la résistance du sol peut varier avec le taux de chargement et en fonction du temps après l'application de la charge [REESE & al., 1956].

Généralement la théorie des poutres est utilisée pour développer une équation différentielle (Fig. AII-13e). Cette équation peut être résolue selon la représentation mathématique choisie pour définir la réaction du sol « p ». Cette dernière peut être entre autre une fonction des propriétés des pieux, des relations contraintes-déformations du sol, du poids effectif unitaire du sol, de la déflexion du pieu, du taux de chargement, du nombre de cycle de chargement, du temps de consolidation du sol, du fluage du sol, et peut-être d'autres paramètres [REESE & al., 1956].

Ce principe de courbes de réaction est à la fois utilisé comme une méthode de calcul de groupes de pieux mais aussi comme une méthode d'analyse de l'effet de groupe. En raison de l'interaction entre les pieux du groupe, les courbes de réaction définies pour un pieu isolé se trouvent modifiées (exemple Fig. AII-14). Ainsi la majorité des calculs de groupes de pieux tenant compte de l'interaction entre les pieux par la méthode des modules de réactions sont réalisés partir de modifications des courbes de réaction valables pour un pieu isolé. Néanmoins d'autres solutions existent, comme celle

présentée par LEUNG & CHOW [1987], qui utilisent le principe de coefficients de flexibilité, calculés dans le cas de l'interaction par les équations de Mindlin (équations présentées dans la partie A § II-2b).

On présente donc séparément les méthodes de prévision des courbes de réaction pour l'étude d'un pieu isolé (traitée dans la partie A § II-3b) de celles pour l'étude des groupes de pieux (traitée dans la partie A § II-3c).

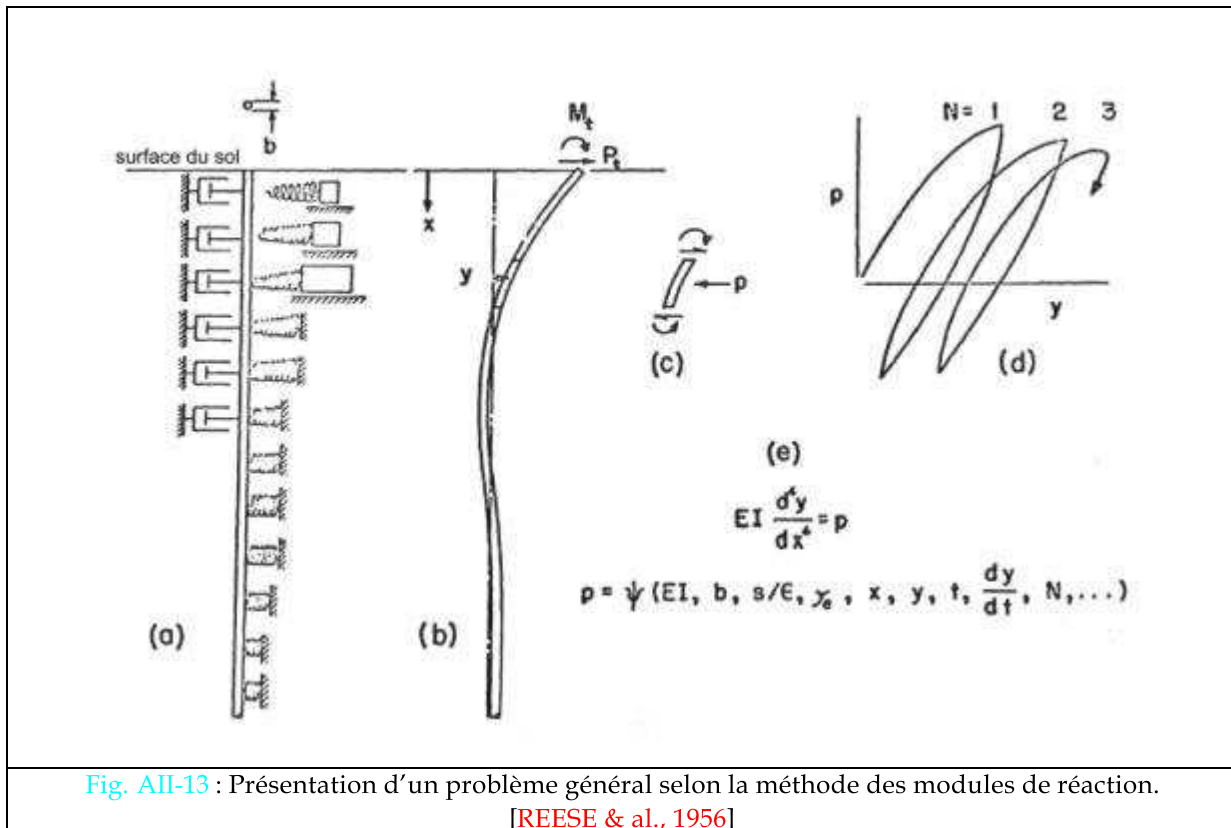


Fig. AII-13 : Présentation d'un problème général selon la méthode des modules de réaction. [REESE & al., 1956]

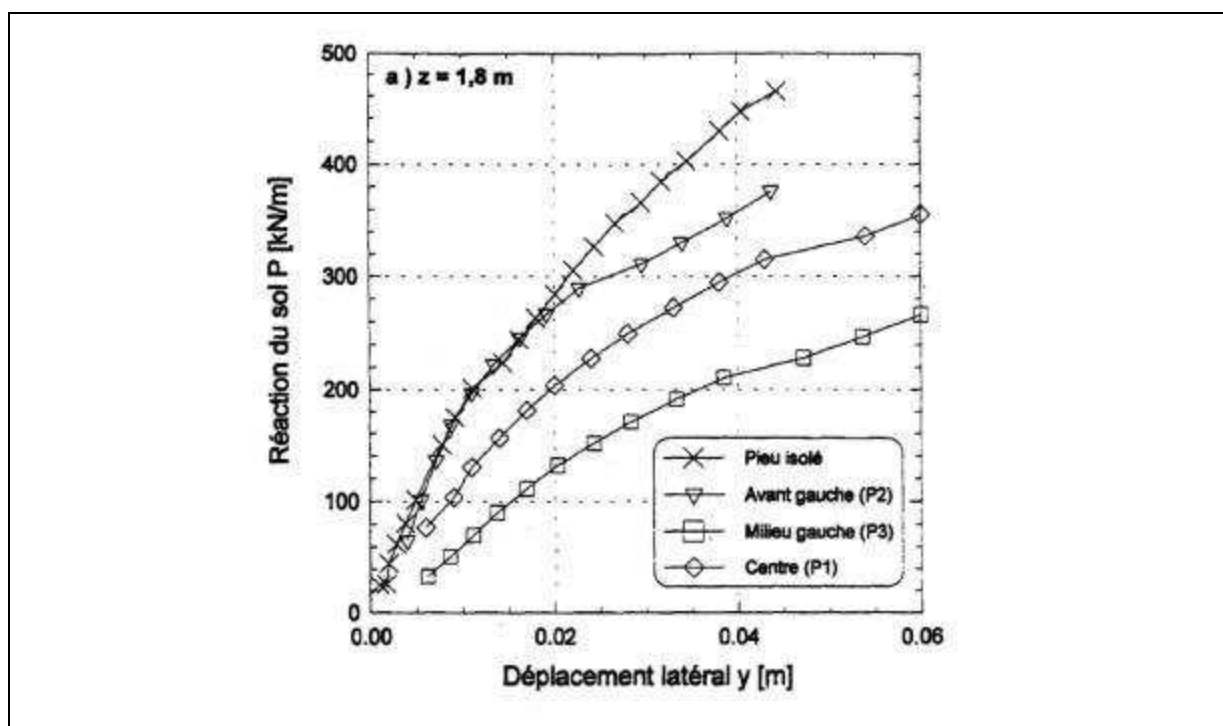


Fig. AII-14 : Groupe de 3x3 pieux à $s/B=3$. Comparaison des courbes de réaction P-y dans le groupe avec celles du pieu isolé (issues d'essais en centrifugeuse, voir partie A § I-4) [REMAUD, 1999].

On a présenté ici la méthode des modules de réaction relative au pieu soumis au chargement transversal, le principe est similaire pour le pieu soumis à une charge axiale. Les modes de chargement sont traités de manière indépendante. La résolution d'un problème tridimensionnel est présenté en détail dans la partie B traitant du logiciel GOUPEG.

II-3b) Prévision des courbes de réaction pour l'étude d'un pieu isolé

La prévision des courbes de réaction transversale peut se faire :

- Soit à partir d'essais en laboratoire sur des échantillons de sol ; Il s'agit le plus souvent d'essais de compression simple ou des essais triaxiaux. Ces méthodes présentent l'inconvénient du prélèvement de l'échantillon, pouvant causer une modification des caractéristiques du sol.
- Soit à partir d'essais pressiométriques à divers profondeurs ; En effet, une analogie a été constatée entre le type de sollicitation du sol chargé transversalement et l'expansion d'une cavité cylindrique, sur laquelle est fondée l'essai pressiométrique. De ce fait, ces essais fournissent à l'ingénieur des sols des informations non seulement sur la résistance mais aussi sur la déformabilité du sol [BUSTAMANTE & al., 1987]. Le développement du pressiomètre autoforeur, a permis de s'affranchir du problème de mise en place du pressiomètre qui causait des perturbations dans le sol [BAGUELIN & al., 1986]. De nombreux types de pressiomètres autoforeurs ou non ont vu le jour depuis [CLOUGH & al., 1990, ROBERTSON & al., 1984 et 1985,...].

La formulation des équations permettant la construction des courbes de réaction associées au pieu isolé a été le plus souvent obtenue de manière empirique à partir d'essais en vraie grandeur. Certains auteurs se sont basés sur des résultats numériques ou d'essais en centrifugeuse. Pour en savoir plus, on peut se référer aux thèses de [HADJADJI \[1993\]](#) et de [REMAUD \[1999\]](#).

Concernant la valeur du module de réaction (pente de la courbe de réaction), on peut néanmoins insister sur :

- la multitude de méthodes permettant de la déterminer : En 1978, [BANERJEE \[1978\]](#) en dénombrait déjà plus de 60 ;
- et le nombre de paramètres pouvant l'influencer :
 - * le module d'Young et le coefficient de Poisson du sol, ou bien le module de déformation représentant les propriétés du sol seul ;
 - * le rapport diamètre-longueur des pieux ;
 - * le diamètre des pieux ;
 - * la compressibilité (EA) et la flexibilité (EI) des pieux ;
 - * la hauteur du chevêtre au-dessus du sol ;
 - * l'espacement entre les pieux ;
 - * l'angle d'inclinaison, ainsi que son signe ;
 - * le nombre de pieu dans le groupe ;
 - * la grandeur relative du rapport des charges verticales et horizontales ;
 - * si les pieux sont flottant ou non ;
 - * la méthode de construction des pieux ;
 - * l'ordre d'installation.

On a constaté que lors du chargement du pieu, le sol au voisinage de la surface est libre de se déformer ([Fig. AII-15a](#)). A l'avant du pieu, le sol a tendance à se soulever tandis qu'il se détache à l'arrière du pieu (perte d'adhérence entre le pieu et le sol). Dans cette zone où le sol subit une déformation tridimensionnelle due à l'état de contraintes planes qui y règne, la réaction P du sol est moins importante que celle existant à de grandes profondeurs où la contrainte verticale du fait de la pression des terres sus-jacentes n'autorise qu'une déformation plane du sol. Ainsi la variation de la réaction P du sol (avec la profondeur) qui devrait être donnée par la ligne CD si la résistance du sol était constante avec la profondeur ([Fig. AII-15b](#)) est réduite au voisinage de la surface du sol et est donnée par la courbe CBA. De ce fait, de nombreux auteurs ont définis une profondeur critique « D_c » au-dessus de laquelle le sol est soumis à un effet de surface. La valeur de cette profondeur, ainsi que la méthode utilisée pour modifier les courbes de réaction, sont obtenues de manière empirique, et varient donc selon les auteurs [[HADJADJI, 1993](#)].

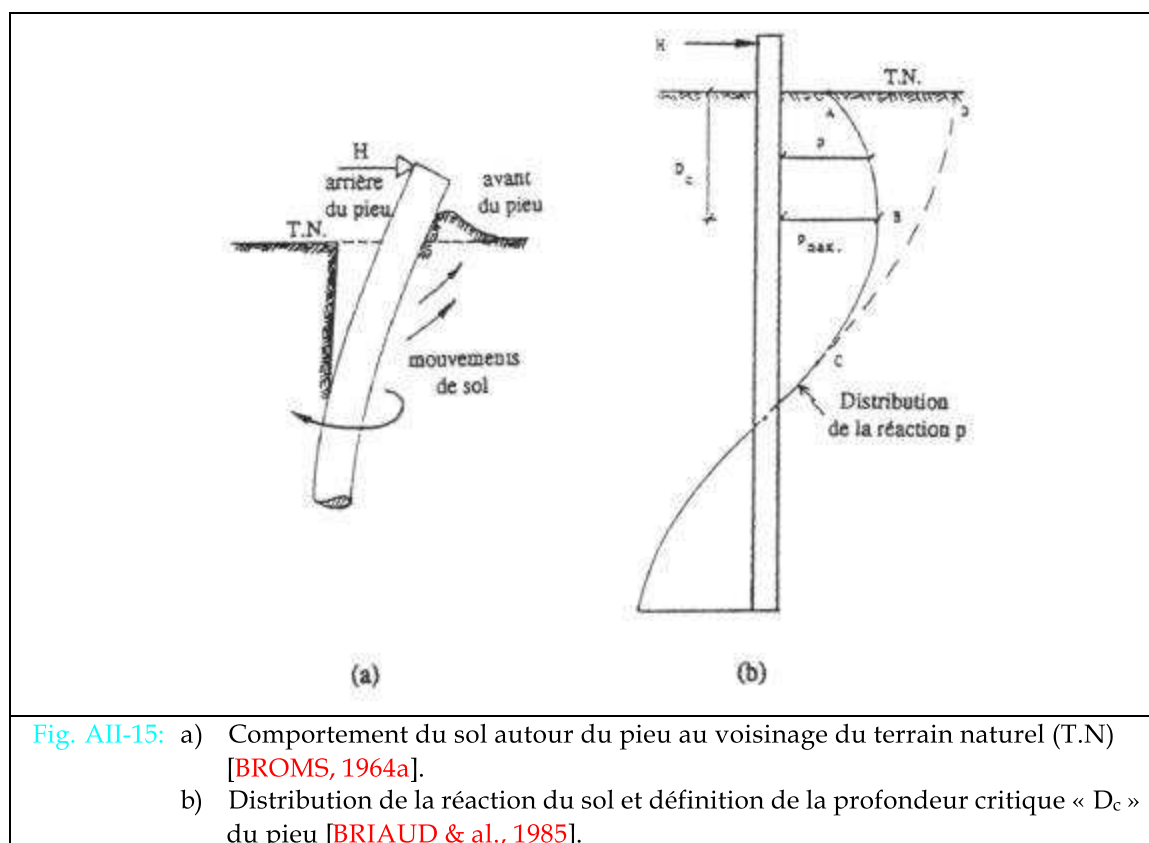


Fig. AII-15: a) Comportement du sol autour du pieu au voisinage du terrain naturel (T.N) [BROMS, 1964a].
 b) Distribution de la réaction du sol et définition de la profondeur critique « D_c » du pieu [BRIAUD & al., 1985].

Des prévisions de courbes de réaction, tenant entre autre compte de l'effet de surface sont présentées lors de l'analyse de pieux isolés et en groupe dans la partie C.

II-3c) Prévision des courbes de réaction pour l'étude d'un groupe de pieux

La construction des courbes de réaction relatives aux pieux d'un groupe est basée sur les modifications des courbes de réaction valables pour un pieu isolé. Deux types de modifications sont le plus souvent utilisées par les auteurs, qui consistent à (Fig. AII-16) :

- augmenter, pour une réaction du sol donnée, le déplacement correspondant du pieu (utilisation du facteur « y », communément noté $Y_m > 1$);
- réduire la réaction du sol pour un déplacement donné (utilisation du facteur « p », noté le plus souvent $P_m < 1$).

Pour rester au plus près de la définition mathématique, ces facteurs sont appelés au cours de cette étude, « coefficient multiplicateur de déplacement » pour « Y_m » et « coefficient réducteur de pression » pour « P_m ».

Selon les auteurs, les courbes de réaction ont été modifiées par le coefficient « y » et/ou par le coefficient « p ». Dans le cas de groupes de pieux chargés transversalement, on parle plus

fréquemment de coefficient « p » pour traduire l'effet d'ombre ou de voûte (ces phénomènes sont expliqués dans la partie A §I-4b).

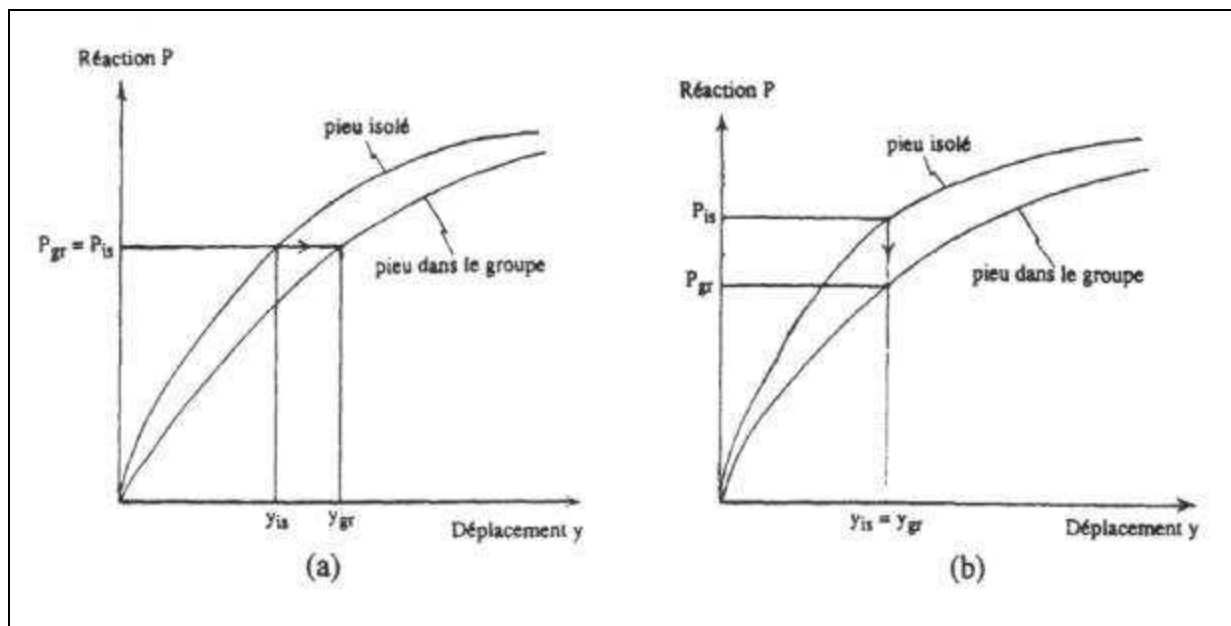


Fig. AII-16: a) Modifications dues à l'effet de groupe sur les courbes de réaction transversale
b) Présentation :

- Du coefficient « y » : augmentation du déplacement horizontal ;
- Du coefficient « p » : diminution de la réaction transversale.

[HADJADJL, 1993]

Néanmoins d'autres types de modifications sont possibles, comme celles présentées par DAVISSON [1970] (présenté dans la partie A § II-3cii) ou celles de BOGARD & MATLOCK [1983] (présenté dans la partie A § II-3ci).

Les différents coefficients permettant la modification des courbes de réaction du pieu isolé afin de traduire l'interaction entre les pieux (dont les coefficients multiplicateurs Y_m et P_m) peuvent être estimés à partir :

- d'essais en vraie grandeur (traité dans la partie A § II-3c.i) ;
- d'essais en modèle réduit (traité dans la partie A § II-3c.ii) ;
- d'essais en centrifugeuse (traité dans la partie A § II-3c.iii) ;
- de calculs numériques en élément finis (traité dans la partie A § II-3c.iv) ;
- de calculs numériques utilisant la théorie du continuum (traité dans la partie A § II-3c.v) ;

Les sous-parties présentées ci-dessous (§ II-3c.i à II-3c.v) décrivent très succinctement différentes méthodes pour tenir compte de l'effet de groupe. La liste de ces méthodes n'est pas exhaustive, elle permet de fournir une vision d'ensemble des différentes possibilités de modification des courbes de réaction.

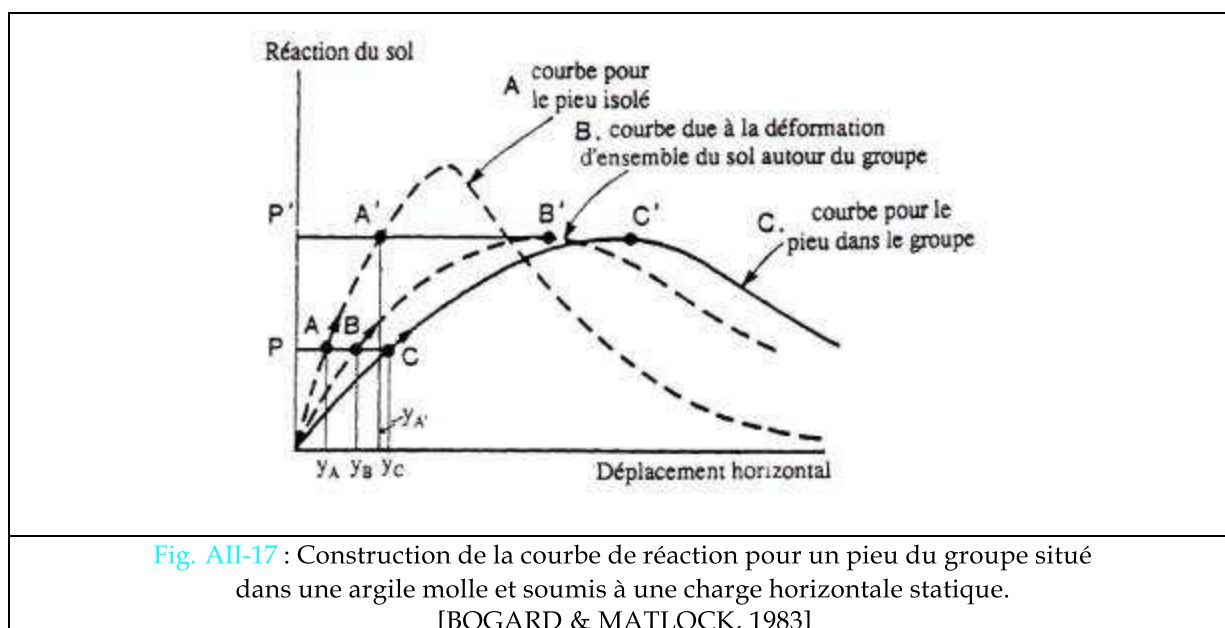
II-3c.i) A partir d'essais en vraie grandeur

Les essais en vraie grandeur nous permettent de saisir de manière plus certaine les effets d'ombre ou de voûte survenant au sein des groupes de pieux chargés transversalement. Cependant leur inconvénient principal réside dans leur limitation (configuration, nature des sols, mise en place des pieux, ...).

BOGARD & MATLOCK [1983]

Configurations : Deux groupes de pieux verticaux identiques circulaires liés au chevêtre (5 et 10 pieux), disposés en cercle dans une argile molle.

Prise en compte de l'effet de groupe : L'interaction entre les pieux est de nature non linéaire et il est supposé que l'augmentation du déplacement horizontal d'un pieu d'un groupe est due au déplacement horizontal d'ensemble du groupe dont le comportement est assimilé à celui d'un pieu unique équivalent circulaire, dont le diamètre correspond à celui du cercle circonscrivant le groupe. La courbe de réaction valable pour un pieu du groupe s'obtient à partir de la courbe de réaction pour un pieu isolé et une courbe de réaction traduisant la déformation d'ensemble du sol autour du groupe. Cette dernière a été estimée à partir de différentes modifications associées au pieu circulaire équivalent (Fig. AII-17).

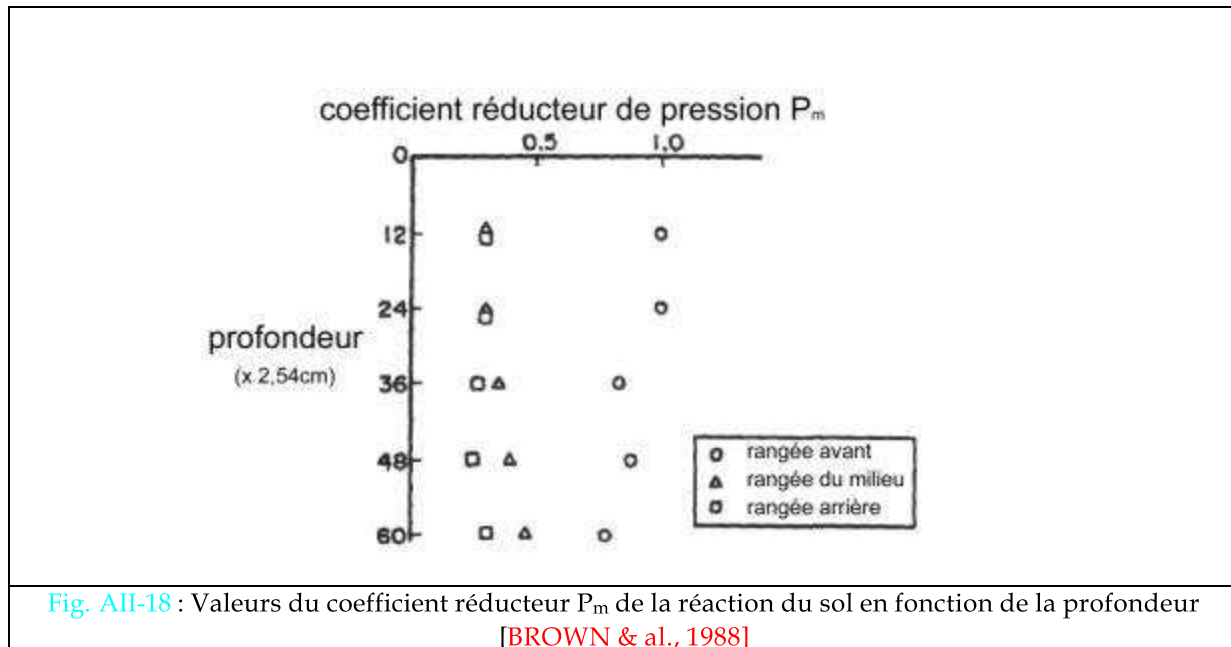


BROWN & al. [1987, 1988, 1991] – Université de Houston

Configuration : 9 pieux (3x3) de 3B d'entre-axe, situés dans un sable dense, essais présentés dans la partie A § I-4a, et dans une argile très raide.

Prise en compte de l'effet de groupe : Par comparaison des valeurs moyennes de réaction du sol obtenues par rangée des courbes de réaction. Les valeurs moyennes obtenues sont présentées dans le

tableau récapitulatif AII-6 figurant dans la partie A § II-3c.vi. BROWN & al. se sont intéressés à la variation des coefficients réducteurs de réaction transversal en fonction de leur position dans le groupe et de la profondeur (zone située près de la surface) (Fig. AII-18).



HADJADJI [1993] – Essais de Plancoët

Configuration : 6 pieux (2 rangées de 3 pieux), essais présentés dans la partie A § I-4a (Niveaux de chargement peu élevés).

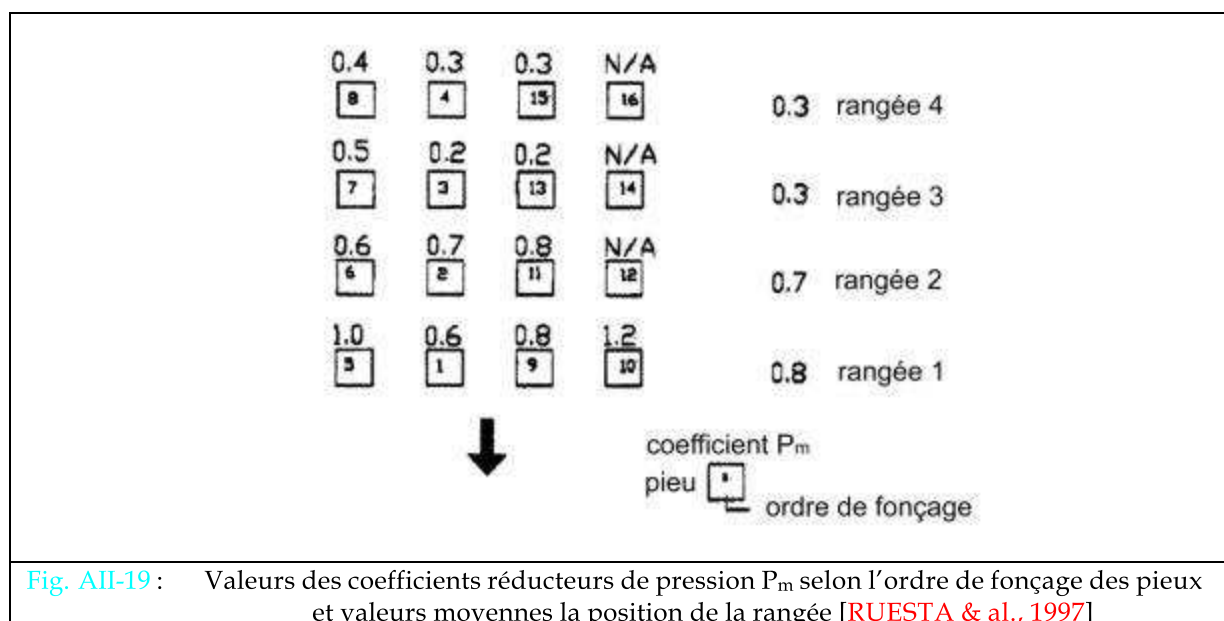
Prise en compte de l'effet de groupe : Par calage avec la réponse expérimentale :

- les coefficients réducteurs de la réaction du sol sont $P_m=0,9$ pour la rangée « avant », $P_m=0,4$ pour la rangée « arrière » ;
- les coefficients multiplicateurs de déplacement $Y_m=1,4$ pour les deux rangées.

TOWNSEND & al. [1997], RUESTA & al. [1997] – Roosevelt Bridge

Configuration : 2 groupes de 16 pieux (4x4) de 3B d'entre-axe : un avec les pieux encastés en tête et un les pieux libres en tête, essais présentés dans la partie A § I-4a.

Prise en compte de l'effet de groupe : Par tâtonnement, ajustement de coefficients réducteurs de pression à appliquer à la courbe p-y du pieu isolé par calage avec la courbe de chargement du groupe (Fig. AII-19).



ROLLINS & al. [1998] – Salt Lake International Airport

Configuration: 9 pieux (3x3) de 3B d'entre-axe, essais présentés dans la partie A § I-4a.

Prise en compte de l'effet de groupe : Par tâtonnement, ajustement de coefficient réducteur de pression à appliquer à la courbe p-y du pieu isolé par calage avec la courbe de chargement du groupe : pour la rangée « avant » $P_m=0,6$ et $P_m=0,4$ pour les deux rangées suivantes.

II-3c.ii) A partir d'essais en modèle réduit

Ces essais sont réalisés en modèle réduit sous la gravité « 1g » et doivent de ce fait être interprétés avec réserve en raison de leur manque de similitude globale, et ne peuvent fournir que des indications qualitatives.

DAVISSON [1970]

Configurations : Rectangulaire.

Pieux : Circulaire.

Sol : Sable.

Prise en compte de l'effet de groupe : Appliqué au module de réaction selon la figure AII-20. Pour des espacements intermédiaires à ceux présentés dans la figure, le module de réaction $E_s^{p,g}$ pour l'ensemble des pieux du groupe s'obtient par interpolation en fonction du module de réaction $E_s^{p,i}$ pour un pieu isolé.

Inconvénients : Limité à une géométrie particulière (groupe et pieux), indépendant de la profondeur et de la position du pieu, absence de réduction de la réaction ultime du sol.

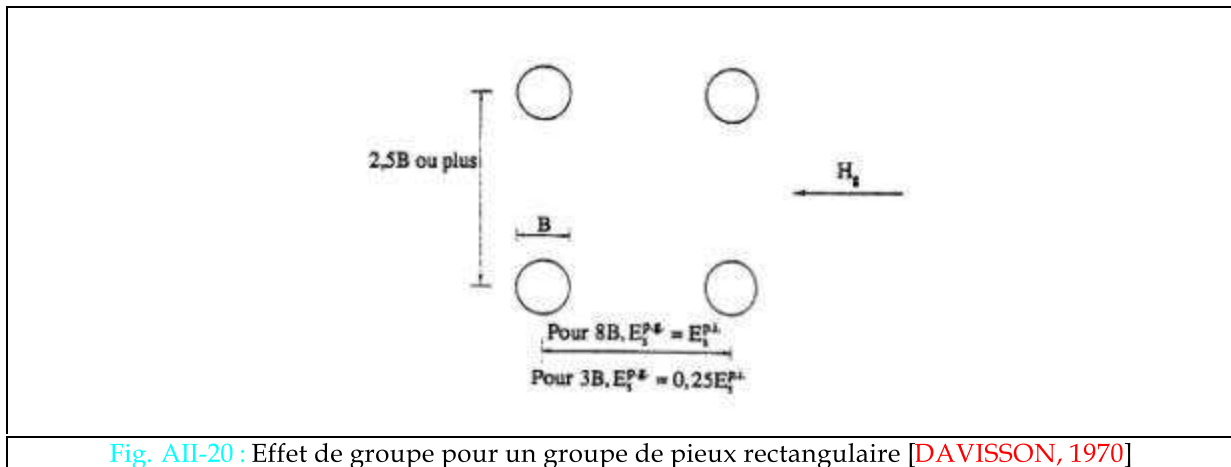


Fig. AII-20 : Effet de groupe pour un groupe de pieux rectangulaire [DAVISSON, 1970]

GEORGIADIS & al. [1991]

Configurations : 6 paires de pieux identiques cylindriques de diamètre B situés dans une argile molle chargé transversalement selon 3 angles d'inclinaison différents ($\beta=0^\circ, 90^\circ$ et 180°). (voir définition de l'angle d'inclinaison β dans la partie A § I-4a)

Prise en compte de l'effet de groupe : La méthodologie utilisée consiste à charger un des deux pieux et à observer le comportement du pieu voisin non chargé, conduisant à la définition d'un coefficient de réduction « ? » de la réaction du sol (fig. AII-21). La réaction d'un pieu du groupe équivaut à

$$q_i = \sum_{j=i(j \neq i)}^n (\lambda_{ij} \cdot p)$$

avec « q_i » la réaction des courbes de réaction du pieu « i » sans modifier le déplacement horizontal des courbes de réaction pour un même pieu (« p » correspond à la réaction du sol pour un pieu isolé).

Inconvénients : L'indépendance des coefficients multiplicateurs par rapport à la profondeur, limitation à une argile particulière.

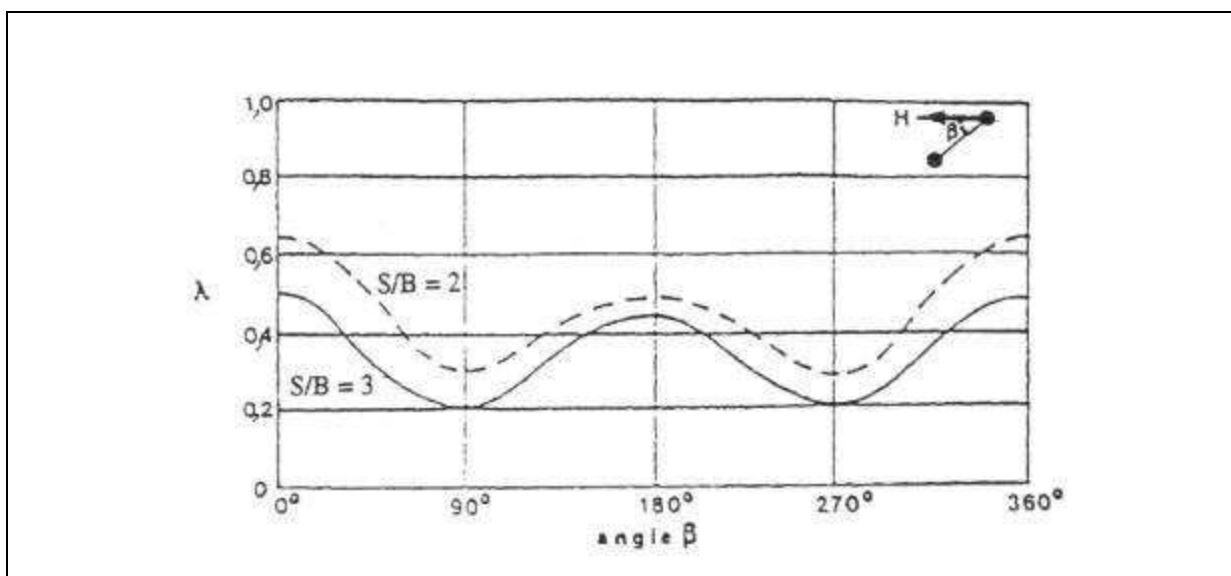


Fig. AII-21 : Valeurs du coefficient d'interaction η tel que la réaction du sol pour un pieu du groupe est : $P(\text{d'un pieu du groupe}) = \eta P(\text{d'un pieu isolé})$ **GEORGIADIS & al. [1991].**

II-3c.iii) A partir d'essais en centrifugeuse

Les essais en centrifugeuse offrent l'avantage de pouvoir réaliser des études paramétriques plus aisément que lors des essais en vraie grandeur tout en s'affranchissant du problème de similitudes rencontré dans les essais en modèle réduit. De ce fait, on considère que les résultats issus des essais en centrifugeuse fournissent des renseignements qualitatifs mais aussi quantitatifs sur le comportement des groupes de pieux.

MEZAZIGH [1995]

Configurations : Couples de pieux situés dans un sable, essais présentés dans la partie [A § I-4a](#).

Prise en compte de l'effet de groupe : Par comparaison des courbes de réaction du groupe à celle du pieu isolé, des coefficients réducteurs de réaction du sol P_m sont présentés en fonction de l'espacement entre les pieux ([Tableau AII-1](#)).

Tableau AII-1 : Coefficients réducteurs de réaction du sol P_m obtenus pour des couples en fonction de la valeur de l'espacement (pieux en ligne). **[MEZAZIGH, 1995]**

Espacement relatif s/B	P_m pour le pieu « avant »	P_m pour le pieu « arrière »
2	0,85	0,44
4	0,94	0,65
6	0,97	0,83
8	1	0,95

Mc VAY & al. [1994, 1995]

Configuration : Deux groupes de 9 pieux, avec 3B et 5B d'espacement entre les pieux, essais présentés dans la partie [A § I-4a](#) (problèmes d'effets de bord lors de la réalisation des essais).

Prise en compte de l'effet de groupe : Coefficients réducteurs de réaction du sol P_m obtenus par ajustement du coefficient appliqué à la courbe P-y du pieu isolé par calage avec la courbe de chargement du groupe présentés dans le tableau ([Tableau AII-6](#)) figurant dans la partie [A §II-3c.vi](#).

Mc VAY & al. [1998]

Configuration : Cinq groupes de respectivement 3 à 7 rangées de 3 pieux, avec 3B d'espacement entre les pieux, essais présentés dans la partie [A § I-4a](#).

Prise en compte de l'effet de groupe : Coefficients réducteurs de réaction du sol P_m obtenus par ajustement du coefficient appliqué à la courbe P-y du pieu isolé par calage avec la courbe de chargement du groupe présentés dans le tableau ([Tableau AII-2](#)).

Tableau AII-2 : Propositions de coefficients réducteurs P_m pour des groupes de pieux chargés transversalement [Mc VAY & al., 1988]

Nombre de rangée Position de la rangée	P_m dans le cas d'1 groupe de 3 rangées	P_m dans le cas d'1 groupe de 4 rangées	P_m dans le cas d'1 groupe de 5 rangées	P_m dans le cas d'1 groupe de 6 rangées	P_m dans le cas d'1 groupe de 7 rangées
1 ^{ère} rangée	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8
2 ^{ème} rangée	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
3 ^{ème} rangée	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
4 ^{ème} rangée		0,3	0,2	0,2	0,2
5 ^{ème} rangée			0,3	0,2	0,2
6 ^{ème} rangée				0,3	0,2
7 ^{ème} rangée					0,3

REMAUD [1999]

Configurations : Des groupes de respectivement 2, 3 et 9 pieux (3x3), situés dans un sable, essais présentés dans la partie A § I-4a.

Prise en compte de l'effet de groupe : Détermination de coefficients réducteurs de réaction du sol P_m par comparaison des courbes de réaction du groupe à celle du pieu isolé (Fig.AII-22, Fig.AII-23, Tableau AII-3). Pour trois pieux en rang chargés transversalement, aucun effet de voûte n'a été mis en évidence et le coefficient réducteur de réaction du sol obtenus est identique pour les trois pieux à $P_m=0,8$. Pour le groupe de 9 pieux par comparaison des courbes de réaction transversale, REMAUD obtient $P_m \approx 0,8$ pour le pieu « avant » gauche, $P_m \approx 0,7$ pour le pieu central et $P_m \approx 0,5$ pour le pieu milieu gauche. Fort de ces résultats, REMAUD propose des expressions analytiques pour la valeur du coefficient réducteur de réaction transversale P_m en fonction de l'espacement (Tableau AII-4).

REMAUD étudie aussi la variation du coefficient réducteur de la réaction transversale P_m en fonction de la profondeur (estimés pour les pieux mis en place avec et sans refoulement) (Fig.AII-24). Après différents calculs, il a constaté qu'en appliquant le coefficient P_m sur seulement 3,6m ($\approx 30\%$ de la fiche du pieu), les résultats restent satisfaisants.

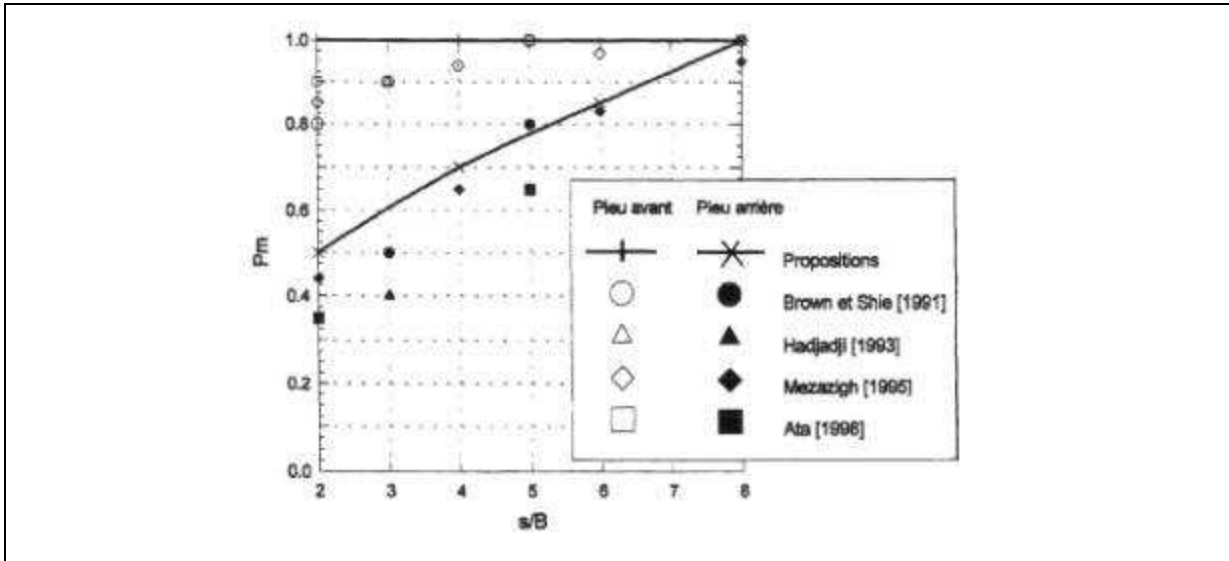


Fig.AII-22 : Couples chargés en ligne. Confrontation des coefficients réducteurs P_m proposés par REMAUD avec ceux tirés de la littérature [REMAUD, 1999].

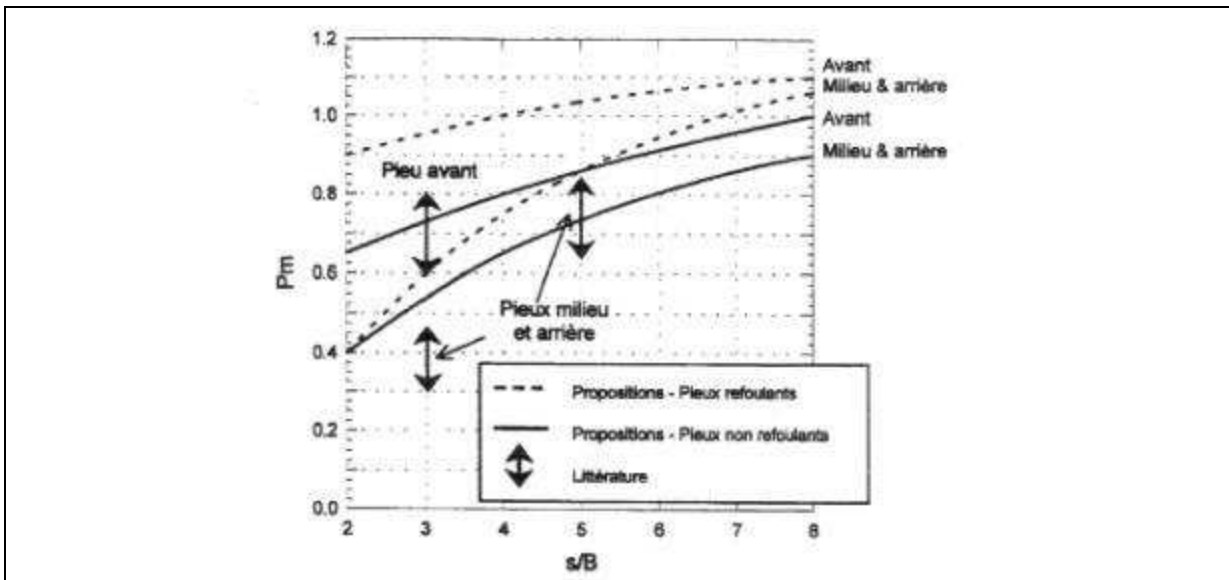


Fig.AII-23 : Groupe de trois pieux en ligne. Confrontation des coefficients réducteurs P_m proposés avec ceux tirés de la littérature [REMAUD, 1999].

Tableau AII-3 : Groupe de trois pieux en ligne. Valeurs moyennes du coefficient réducteur P_m calculées sur les trois premiers mètres de profondeur [REMAUD, 1999].

	s/B=2			s/B=4			s/B=8		
	Avant	Milieu	Arrière	Avant	Milieu	Arrière	Avant	Milieu	Arrière
Sans refoulement du sol	0,66	0,41	0,42	0,78	0,65	0,64	0,98	0,81	0,75
Avec refoulement du sol	0,87	0,38	0,35	0,97	0,76	0,70	1,11	1,05	1,08

Tableau AII-4 : Valeurs du coefficient réducteur P_m de la réaction transversale du sol pour des pieux non refoulant [REMAUD, 1999].

	Pour les couples de pieux en ligne		Pour trois pieux en ligne	
Pieu « avant »	$\forall s/B$	$P_m=1$	$P_m=0,1.(s/B) + 0,4$	Pour $s/B < 6$ $P_m=1$ Pour $s/B \geq 6$
Pieu milieu et/ou « arrière »	Pour $s/B < 7$ Pour $s/B \geq 7$	$P_m=0,1.(s/B) + 0,3$ $P_m=1$	$P_m=0,12.(s/B) + 0,16$ $P_m=1$	Pour $s/B < 7$ Pour $s/B \geq 7$

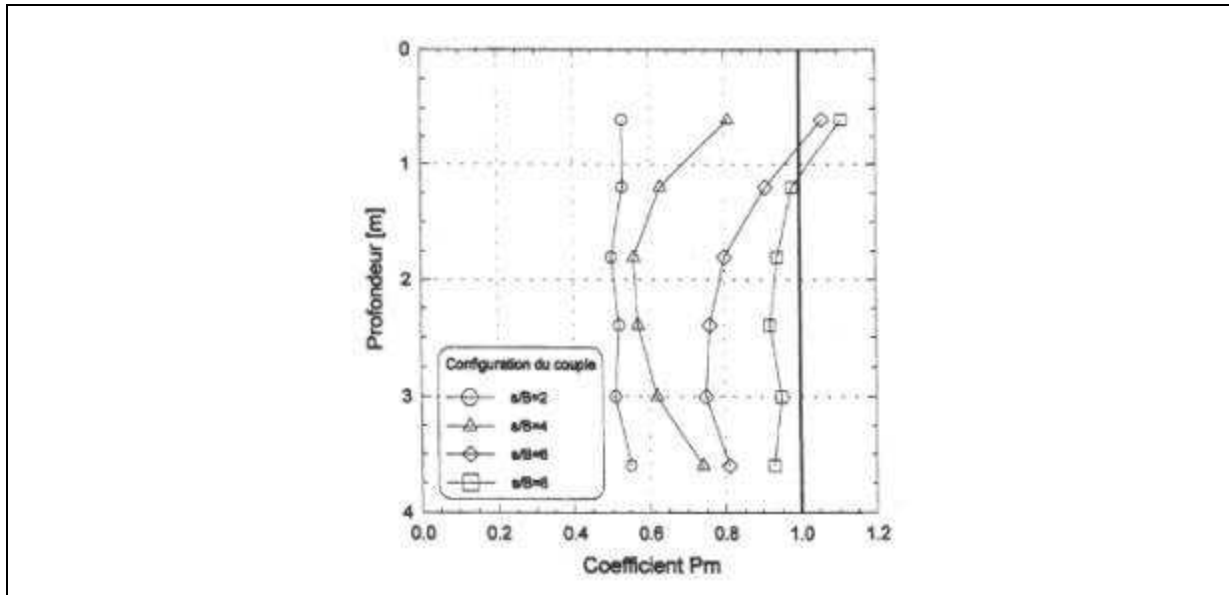


Fig. AII-24 : Evolution du coefficient réducteur P_m Couples de pieux mis en place avec refoulement du sol. [REMAUD, 1999]

II-3c.iv) A partir de calculs en éléments finis

La méthode des éléments finis est actuellement certainement la méthode la plus puissante, bien qu'elle souffre encore de certains désavantages, comme son temps de calcul très important ou encore la difficulté de la prise en compte de l'interface sol-pieu, Contrairement à la majorité des autres méthodes de calcul, il est nécessaire pour sa bonne utilisation et pour une interprétation correcte de ses résultats de calculs d'avoir des connaissances préalables relatives à cette méthode. Son principe est présenté dans ses grandes lignes dans la partie A § II-2d.

BROWN & SHIE [1990b, 1991] (déjà cité dans la partie A § II-2d)

Prise en compte de l'effet de groupe : A partir de calculs tridimensionnels par éléments finis de rangées (une ou deux) de pieux identiques circulaires articulés dans le chevêtre et situés dans une argile ou dans un sable, des coefficients multiplicateurs de déplacement Y_m et de réaction P_m ont été évalués (Fig. AII-25 et Fig. AII-26). Le coefficient multiplicateur de déplacement Y_m est plutôt proposé pour de petits déplacements (début de la courbe de réaction) et le coefficient réducteur de réaction du

sol P_m pour de grands déplacements, ce qui revient à modifier la courbe en fonction du taux de chargement.

Inconvénients : L'indépendance des coefficients multiplicateurs par rapport à la profondeur, indifférence des coefficients multiplicateurs en fonction de la nature du sol, limitation à la géométrie de groupe étudiée.

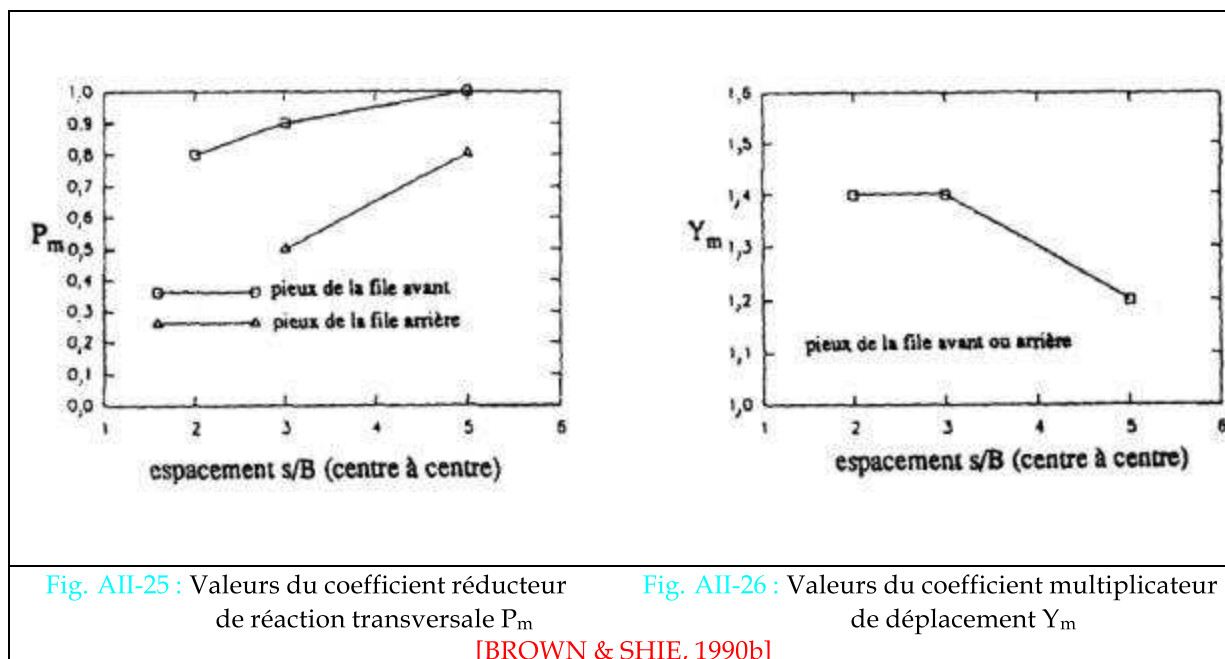


Fig. AII-25 : Valeurs du coefficient réducteur de réaction transversale P_m

Fig. AII-26 : Valeurs du coefficient multiplicateur de déplacement Y_m

[BROWN & SHIE, 1990b]

YEGIAN & WRIGHT [1973]

Configurations : Un groupe constitué de deux pieux et un groupe constitué d'une file infinie de pieux.

Prise en compte de l'effet de groupe: Présentation des courbes de réaction déduites d'une analyse bidimensionnelle par la méthode des éléments finis d'une tranche de sol comportant des disques rigides représentant les pieux.

POULOS & CHEN [1993]

Configurations : Groupes constitués d'une rangée et de deux rangées de 3 pieux, de groupes constitués d'une et de deux rangées infinies de pieux.

Prise en compte de l'effet de groupe : Présentation des courbes de réaction issues d'une analyse en déformations planes de sections situés à une profondeur donnée.

SHAHROUR & ATA [1995] et ATA [1998]

Configurations: Groupes constitués d'une et de deux rangées infinies de pieux (Fig. AII-27) situés dans un sol argileux en condition non drainée et un groupe de trois pieux en ligne ($s/B=2$).

Prise en compte de l'effet de groupe : Détermination de coefficients réducteurs de réaction du sol P_m (Tableau AII-5) et comparaison de courbes de réaction calculées en déformations ou en contraintes planes d'une tranche de sol située à une profondeur donnée et comportant des disques rigides représentant les pieux (Fig. AII-28 et Fig. AII-29) avec l'analyse tridimensionnelle de BROWN & SHIE [1990].

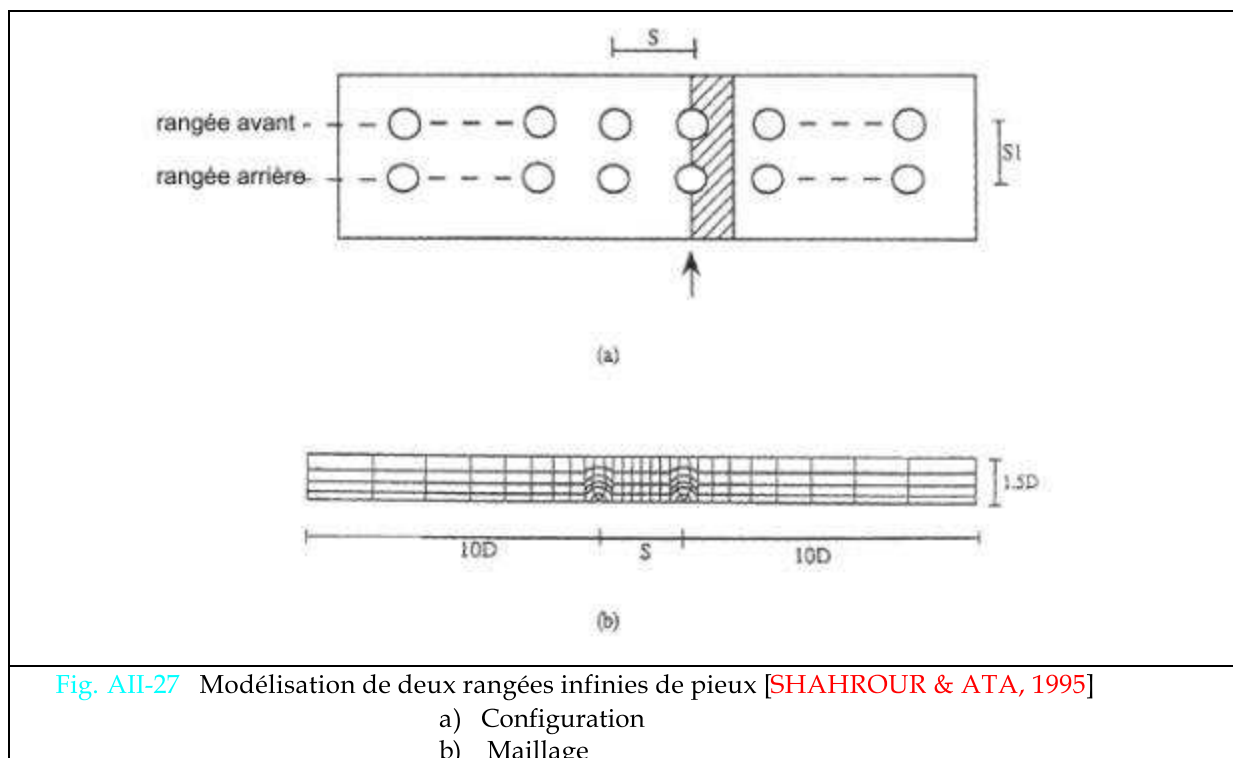


Tableau AII-5: Valeurs de coefficients réducteurs de réaction du sol obtenus par des calculs bidimensionnels par la méthode des éléments finis ATA [1998].

	2 rangées infinies de pieux		3 pieux en ligne
	$s/B=5$	$s/B=2$	$s/B=2$
P_m pour le pieu « avant »	1	0,8 à 0,9	0,75
P_m pour le pieu du milieu			0,27
P_m pour le pieu « arrière »	0,65	0,35	0,2

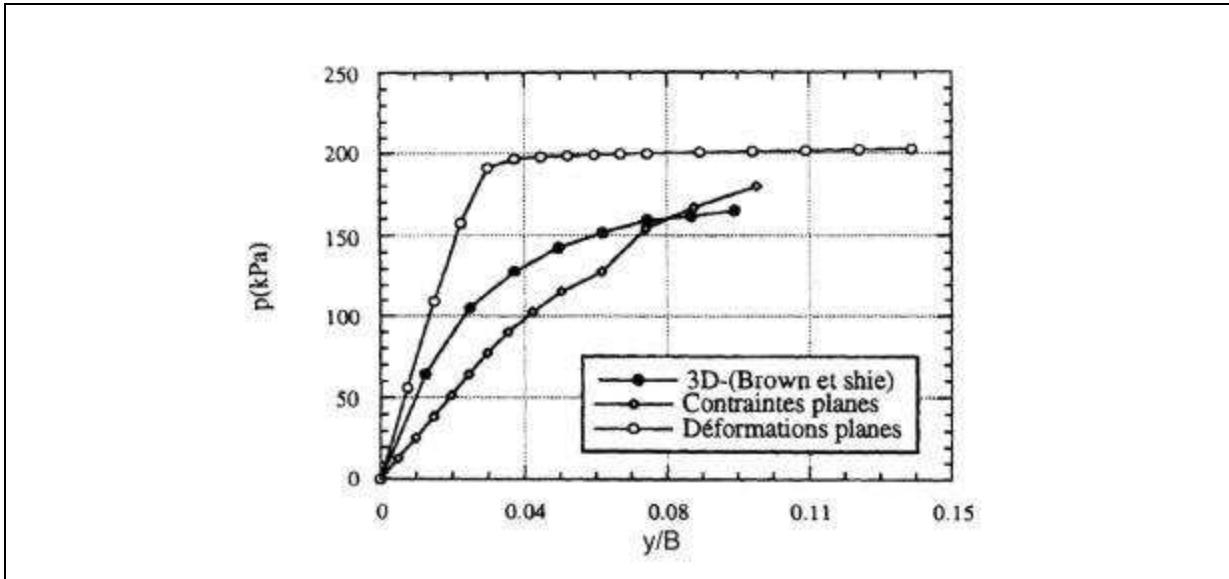


Fig. AII-28 : Courbes de réaction p-y pour une rangée infinie de pieux ($S/B=2$)
[SHAHROUR & ATA, 1995]

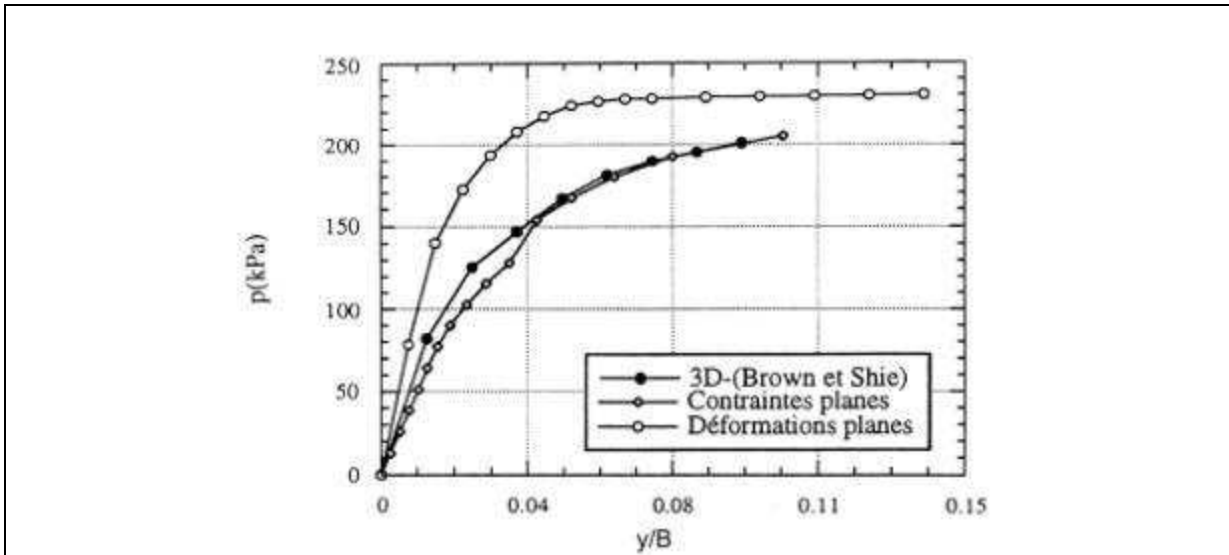


Fig. AII-29 : Courbes de réaction p-y pour une rangée infinie de pieux ($S/B=5$)
[SHAHROUR & ATA, 1995]

II-3c.v) A partir de calculs utilisant la théorie de l'élasticité (méthodes hybrides)

On appelle « méthode hybride », les méthodes qui estiment l'interaction sol-pieu par la théorie des modules de réaction et l'interaction pieu-sol-pieu par celle de l'élasticité. Le concept principal de cette méthode est de considérer que la zone proche des pieux est soumise à de fortes contraintes et à des déplacements plastiques et la zone entre les pieux est elle soumise à des efforts et des contraintes relativement petits. Cette hypothèse a été justifiée dans le cas de pieux dans l'argile par l'étude de COOKE & PRICE [1973]. De ce fait, l'approche algorithmique du modèle hybride est d'utiliser le modèle

des modules de réaction comme premier outil de calcul et d'utiliser le modèle du continuum pour corriger les courbes de réaction. La majorité de ces méthodes estiment l'interaction pieu-sol-pieu à partir des équations de Mindlin (équations présentées dans la partie A § II-2b).

FOCHT & KOCH [1973]

Configurations : Groupe de pieux identiques, verticaux disposés en cercle et encastrés dans le chevêtre (même déplacement en tête de tous les pieux).

Prise en compte de l'effet de groupe : Augmentation du déplacement horizontal des courbes de réaction, la réaction P restant inchangée. Les coefficients Y_m sont calculés par la méthode du continuum élastique avec des calculs de pieux isolés et en groupe présentée par **POULOS [1971]**, c'est-à-dire l'utilisation des équations de Mindlin.

Inconvénients : Assez grand nombre d'analyses de pieux isolés, le coefficient Y_m n'est valable que pour la charge horizontale la plus élevée déterminée dans le groupe, intervention des abaques de **POULOS** pour l'évaluation des coefficients d'interaction, modification uniforme des courbes, absence de modification de la réaction transversale du sol.

O'NEILL & al. [1977]

Configurations : Groupes tridimensionnels avec pieux inclinés ou non sous sollicitations tridimensionnelles.

Prise en compte de l'effet de groupe : Utilisation du coefficient multiplicateur de déplacement Y_m calculés au moyen des équations de Mindlin et de calculs de groupe sans interaction par la méthode des modules de réaction. Le coefficient Y_m est calculé pour chaque tronçon des pieux à partir des déplacements induits « d » par les autres pieux et du déplacement propre « y » du tronçon considéré. Si le déplacement induit est dans le même sens que le déplacement propre du tronçon, alors le coefficient se calcule selon l'équation **AII-1**, sinon **AII-2**.

$$Y_m = \frac{d + y}{y} \geq 1 \quad (\text{Eq. AII-1})$$

$$Y_m = \frac{|y|}{|y| + |d|} \leq 1 \quad (\text{Eq. AII-2})$$

Une fois, les courbes de réaction transversale modifiées, le calcul de groupe avec la méthode des modules de réaction est exécuté.

Remarques : La même procédure est appliquée dans les deux plans transversaux et dans le plan axial de chaque pieu. Dans la partie B traitant du logiciel GOUPEG, une méthode similaire est utilisée et décrite en détail.

Inconvénients : Nombre de calculs très important, absence de réduction de la réaction du sol.

HARIHARAN & KUMARASAMY [1982]

Configurations : Groupes de pieux verticaux encastrés dans un chevêtre situés dans une argile soumis à une sollicitation transversale.

Prise en compte de l'effet de groupe : L'interaction entre les pieux est évaluée à l'aide de la théorie de l'élasticité linéaire, à partir d'expressions des déplacements et des contraintes induits par le déplacement d'un disque rigide dans une couche de sol (milieu en contraintes planes) (Fig. AII-30). Elle est exprimée par des coefficients multiplicateurs du déplacement Y_m et réducteurs de la réaction du sol P_m (Fig. AII-31).

Inconvénients : Limitation propre à la configuration des groupes possibles, les interactions pieu-sol-pieu n'ont lieu que dans un plan horizontal.

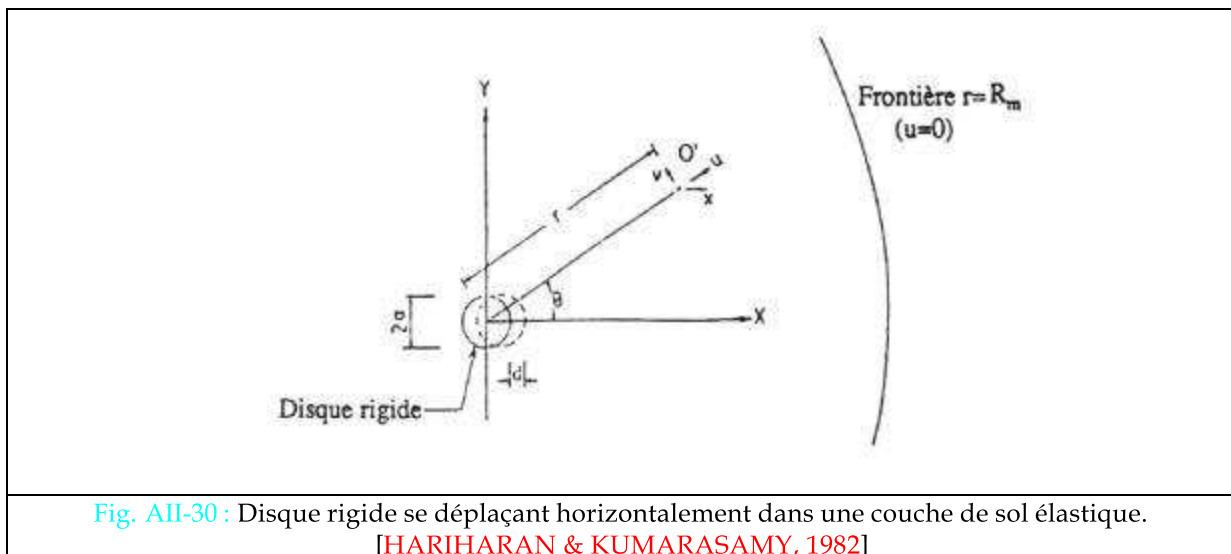
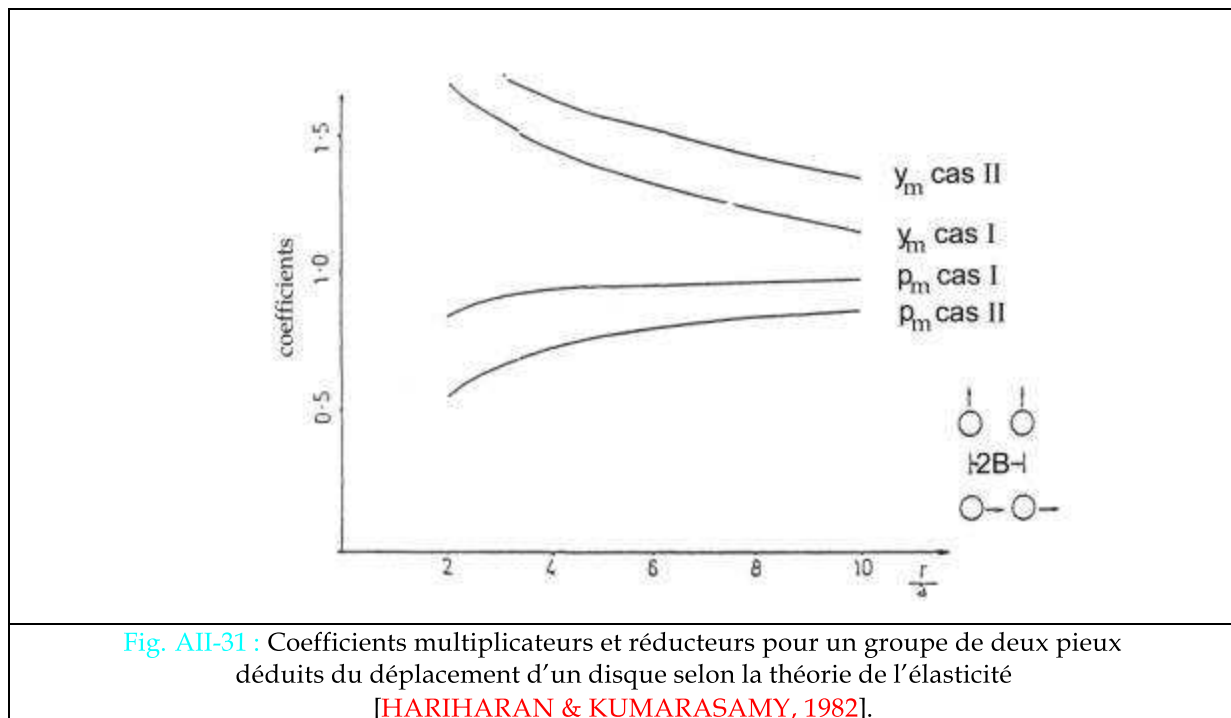


Fig. AII-30 : Disque rigide se déplaçant horizontalement dans une couche de sol élastique.

[HARIHARAN & KUMARASAMY, 1982]



II-3c.vi) Récapitulatif sur la modification des courbes de réaction pour le groupe

On constate que la majorité des résultats d'essais ou des méthodes de calculs présentent des coefficients multiplicateurs de déplacements Y_m (majoration) et/ou réducteur de la réaction du sol P_m .

D'après les résultats expérimentaux présentés, on peut remarquer que seul HADJADJI [1993] propose des valeurs du coefficients multiplicateurs de déplacement Y_m , qui plus est identiques pour les deux rangées de pieux.

En ce qui concernent les méthodes de calcul, on constate que ce coefficient est majoritairement proposé par des méthodes utilisant la théorie du continuum pour estimer l'interaction pieu-sol-pieu (méthodes hybrides). BROWN & SHIE [1990b, 1991], à partir de calculs par éléments finis, proposent d'utiliser des coefficients Y_m pour de petits déplacements de pieux, et des coefficients réducteurs de la pression pour les grands, soit une modification variable selon le taux de chargement. Il semble naturel que le coefficient réducteur de réaction du sol P_m soit plus souvent proposé pour tenir compte de l'interaction pieu-sol-pieu, car il permet de traduire l'effet d'ombre constaté (phénomène présenté dans la partie A § I-4). Des exemples de valeurs de coefficients réducteurs de réaction du sol P_m obtenues dans le cas de groupes de pieux espacés de $3B$ sous chargement transversal sont présentées dans le Tableau AII-6.

Les valeurs des coefficients multiplicateurs Y_m et P_m varient entre autre en fonction de la profondeur et du type de sol. Toutefois, ces variations ne sont pas assez importantes pour être prises en considération, de ce fait les valeurs présentées sont souvent des valeurs moyennes [BROWN & al., 1990]. REMAUD [1999] constate que pour des couples de pieux les variations du coefficient P_m avec la profondeur restent en général inférieures à $\pm 20\%$, et qu'en appliquant des valeurs moyennes des coefficients réducteurs P_m sur 30% de la fiche du pieu les résultats du calcul de groupe restent satisfaisants.

A partir du tableau AII-6, on constate que l'on peut établir des fourchettes de valeurs du coefficient réducteur de la réaction du sol P_m indépendamment de la nature du sol ou du mode de mise en place des pieux dans le cas de groupe de 9 pieux espacés de $3B$:

- $P_m=0,6$ à $0,8$ pour le pieu avant ;
- $P_m=0,3$ à $0,45$ pour les pieux situés derrière.

On peut remarquer que majoritairement les auteurs distinguent le coefficient réducteur pour les pieux du milieu de celui pour les pieux « arrières ».

On parle généralement de coefficients « réducteurs » P_m pour caractériser le coefficient multiplicateur des réactions transversales, il peut cependant arriver qu'il soit légèrement supérieur à un ; ce cas survient lorsque la composante positive de l'effet de groupe (due à la mise en place des pieux) compense totalement la composante négative (due à l'interaction au travers du massif de sol) [REMAUD, 1999]. En raison de la connaissance encore limitée de l'effet de groupe, il reste conseillé de négliger cet éventuel effet positif et de limiter le coefficient multiplicateur de réaction du sol à 1.

Tableau AII-6: Synthèse des coefficients P_m proposés pour le groupe de pieux à $s/B=3$ chargé transversalement. (Une description succincte de ces essais figurent dans la partie A § I-4)

Auteurs	Type de sol	pieu(x) en rangée x pieu(x) en ligne*	Méthode utilisée pour estimer P_m	P_m sur le pieu « avant »	P_m sur le 2 ^{ème} pieu	P_m sur le 3 ^{ème} pieu
TOWNSEND & al. [1997] RUESTA & al. [1997]	Sable	4x4	(1)	0,8	0,7	0,3
REMAUD [1999]	Sable très dense	3x3	(2)	0,8	0,7	0,5
BROWN & al. [1988]	Sable très dense à moyennement dense	3x3	(1)	0,8	0,4	0,3
Mc VAY & al. [1995]	Sable moyennement dense	3x3	(1)	0,8	0,45	0,3
	Sable lâche	3x3	(1)	0,65	0,45	0,35

Mc VAY & al. [1998]	Sable de densité indifférente	3x3	(1)	0,8	0,4	0,3
ROLLINS & al. [1998]	Argile raide + sable dense	3x3	(1)	0,6	0,4	0,4
BROWN & al. [1987]	Argile raide	3x3	(1)	0,7	0,55 (moyenne)	0,45 (moyenne)
HADJADJI [1998]	Argile	3x2	(1)	0,9	0,4	
BROWN & SHIE [1991]	Indifférent	1x2	(2)	0,7	0,4	
MEZAZIGH [1995]	Sable dense	1x2	(2)	0,9	0,55	
REMAUD [1999]	Sable très dense	1x2	(2) et (3)	1	0,6	
		1x3	(2) et (3)	0,7	0,52	0,52

*Les pieux sont en ligne lorsqu'ils sont alignés parallèlement à la direction du chargement et en rangée lorsqu'ils sont alignés perpendiculairement à cette direction (voir Fig. AI-8 présentée dans la partie A §I-4a).

- (1) Méthode indirecte : ajustement du coefficient appliqué à la courbe P-y du pieu isolé par calage avec la courbe de chargement du groupe.
- (2) Méthode directe : détermination du coefficient par comparaison des courbes de réaction du groupe à celle du pieu isolé.
- (3) Coefficients calculés à partir d'expressions établies pour des pieux non refoulant suites à des essais en centrifugeuse (expressions présentées A § II-3c.iii).

REMAUD [1999] explique que certains écarts obtenus entre les déplacements (ou moments fléchissant) issus des calculs réalisés à partir des courbes de réaction transversales modifiées par les coefficients P_m et ceux mesurés, peuvent provenir du choix de la valeur du module de réaction. En effet, le module de réaction est représentatif d'un état de sol pour un taux de charge donné. Or la gamme d'efforts appliqués aux groupes étudiés est plus importante que dans le cas d'un pieu isolé.

Pour conclure, nous pouvons dire qu'il est difficile de proposer une généralisation car les coefficients Y_m et P_m sont fonction [SHAHROUR & ATA, 1995] :

- des propriétés des sols ;
- de la rigidité des pieux ;
- de la configuration des pieux ;
- de la disposition des pieux par rapport au chargement.

Concernant leur variation en fonction de la profondeur, on considère qu'une valeur moyenne fournit des résultats satisfaisants.

II-3d) Avantages et inconvénients

La théorie des modules de réaction pour le calcul de groupe de pieux offre de nombreux avantages en remplaçant le sol par une série de ressorts faiblement espacés mais indépendants, elle est

relativement simple, d'autant plus que des facteurs tels que la non-linéarité du sol, la variation du module de réaction avec la profondeur et des systèmes de couches de sol de caractéristiques différentes peuvent être incorporés [PRAKASH & KUMAR, 1996]. Néanmoins la construction des courbes de mobilisation correspondant au pieu isolé ou à un pieu du groupe demeure difficile et de multiples méthodes sont proposées conduisant à des courbes relativement différentes sans qu'aucune ne se distingue réellement. De plus, le module de réaction du sol n'est :

- d'une part pas une propriété intrinsèque du sol, et est fonction de nombreux paramètres (présentés dans la partie A § II-3b), comme par exemple le taux de chargement ce qui complique la construction des courbes de réaction du sol pour un pieu du groupe à partir de celles valables pour un pieu isolé,
- et d'autre part, son estimation ne tient pas compte de l'effet de renforcement du sol dû à la présence des pieux [O'NEILL, 1981].

Lorsque l'on traite un problème de groupe tridimensionnel par la méthode des modules de réaction, les différents modes (axial, transversaux et de torsion) sont découplés, et de plus on superpose les déformations issus des différents modes, ce qui peut impliquer des erreurs importantes pour des chargements très importants (près de la rupture) [O'NEILL, 1981].

Les méthodes de calcul s'appuyant sur des résultats expérimentaux pour tenir compte de l'interaction pieu-sol-pieu souffrent de la limitation de validité de ces derniers. Certains auteurs ont cherché à généraliser leur résultats, comme REMAUD [1999] en fournissant des expressions analytiques qui pourront par la suite être intégrées dans un code de calcul, mais qui pour l'heure requièrent encore un certain nombre de validation.

Bien que très répandues et très utilisées par les ingénieurs dans le cas de réalisations offshore, les méthodes hybrides présentent cependant principalement deux inconvénients :

- l'hypothèse de superposition entre les déplacements élastiques linéaires de sol induits par l'effet de groupe avec des déplacements non linéaires issus du calcul utilisant la méthode des modules de réaction sans interaction ;
- l'inconvénient propre à l'utilisation de l'élasticité, c'est-à-dire la détermination des valeurs des paramètres élastiques.

De plus, les effets d'interaction entre le sol et le chevêtre des pieux ne sont pas traités par les méthodes hybrides. Dans le cas de groupes de pieux sous charge axiale, des valeurs de la réaction du chevêtre ont été mesurées, elles se sont révélées peu importantes et irrégulières, ce qui a conduit à ne pas considérer comme nécessaire de réaliser des essais où le chevêtre serait en contact avec la surface du

sol, et de ne pas inclure les effets de l'interaction chevêtre sol dans les modèles mathématiques [O'NEILL, 1981].

II-4) VALIDATION ET COMPARAISON DE DIFFERENTES METHODES

Dans les parties précédentes (parties A § II-2 et A § II-3), on a présenté les grands principes des théories les plus utilisées, ainsi que certaine méthode s'appuyant sur ces théories. Afin d'estimer la validité d'une méthode, on peut :

- la comparer d'une part, avec d'autres méthodes ou encore avec des résultats expérimentaux (Tableau AII-7);
- et, juger d'autre part la théorie ou les théories qu'elle utilise, sur les limites propres à leur définition.

Il reste cependant difficile de comparer des méthodes faisant appel à des théories différentes entre elles en raison des paramètres de calcul qui seront eux aussi d'origine différente. De même, lorsque l'on souhaite valider une méthode de calcul avec des résultats expérimentaux, il faut garder en mémoire que les paramètres définissant le sol vont avoir une influence significative sur les résultats comme le montre certaines études paramétriques (voir par exemple l'étude N°2 de O'NEILL & al. [1985], Tableau AII-7 ou l'influence de la valeur du module de cisaillement dans la partie C § II-4d).

Concernant le tableau AII-7, on y compare les déplacements issus de calculs avec différentes méthodes avec ceux mesurés lors d'expériences en centrifugeuse. De telles comparaisons peuvent être réalisées sur d'autres critères comme par exemple la distribution des charges au sein du groupe ou les moments fléchissant (voir l'étude très complète de O'NEILL & al. [1985]).

Tableau AII-7 : Comparaison avec des résultats issus de calculs avec ceux expérimentaux :

Essais	Méthodes	Commentaires
Vraie grandeur [HADJADJI, 1993]	Elasticité [POULOS, 1971]	Le module d'Young a été obtenu par un calcul à rebours à partir de l'essai SH-2 (plus raide que l'essai SH-1) <ul style="list-style-type: none"> • Bonne approximation des déplacements par rapport à l'essai SH-1 (légère surestimation pour les deux premiers niveaux de chargement) • Sous estimation des déplacements par rapport à l'essai SH-2.
Vraie grandeur 1. Harvey [MATLOCK & al., 1980] 2. Université de Houston [BROWN, 1985] 3. Danube river 4. Bucknell University [KIM & al., 1976] 5. University de Houston [MORRISSON, 1986] 6. Ellis Island [STEVENS & al., 1979] 7. Alton [FEAGIN, 1937]	Méthodes hybrides 1. FOCHT & KOCH 2. HARIHARAN & KUMARASAMY 3. O'NEILL (avec le logiciel PILGP2R) [O'NEILL & al., 1985] Modules de réaction BOGARD & MATLOCK	Etude N°1 : Evaluer la relative capacité des différentes méthodes d'analyse de groupe à prédire la réponse moyenne du groupe. Ces méthodes utilisent les courbes p-y qui ont été calibrées en utilisant les résultats du pieu isolé, afin de limiter les erreurs induites par des valeurs insuffisamment représentatives des caractéristiques du sol ; Etude N°2 : Evaluer la sensibilité des méthodes face aux valeurs inexacts des caractéristiques du sol. Ces analyses utilisent les courbes de réaction p-y développées par des critères standard et non calibrées à partir de celles des pieux isolés. Concernant l'étude N°1 : Les méthodes qui évaluent l'interaction pieu-sol-pieu en utilisant la méthode du continuum fournissent des prédictions plus logiques pour le comportement de groupe, mais pas forcément les plus correctes, que les méthodes simplifiées dont l'interaction pieu-sol-pieu est évaluée par d'autres moyens. De plus nombreuses analyses portant sur l'influence de la valeur du module de réaction sur les méthodes utilisant la théorie du continuum pour l'estimation de l'interaction pieu-sol-pieu devront être réalisées. Parmi les méthodes simplifiées étudiées, la méthode présentée par FOCHT & KOCH et modifiée par REESE & al. [1984] fournit les estimations pour le comportement de groupe les plus logiques et les plus précises. Concernant les méthodes simplifiées examinées, les erreurs dans l'estimation du comportement des groupes occasionnées par les limitations des modèles analytiques sont du même ordre de grandeur que les erreurs issues de valeurs inexacts des paramètres de caractérisation du sol.

<p>Centrifugeuse [BARTON, 1982] (présentés dans la partie A § I-4a)</p>	<p>Elasticité [POULOS, 1971, RANDOLPH, 1977]</p>	<p>Comparaison des mesures de déplacements et rotation en tête :</p> <ul style="list-style-type: none"> • <u>Pour tous les couples</u> <ul style="list-style-type: none"> - Pour les couples espacés de 2B et avec $\beta=0^\circ$ ou 45°, l'analyse élastique sous-estime le déplacement du groupe ; - Pour les autres configurations, l'analyse élastique surestime le déplacement du groupe ; - L'analyse élastique sous-estime les rotations ; • <u>Pour un groupe de trois pieux espacés de 2B et $\beta=0^\circ$</u>, le déplacement est sous-estimé ; • <u>Pour un groupe de six pieux</u>, le déplacement du groupe est surestimé. <p>L'analyse élastique sous-estime la charge reprise par le pieu avant.</p>
<p>Centrifugeuse [KULKARNI & al., 1986] (présentés dans la partie A § I-4a)</p>	<p>Elasticité [RANDOLPH, 1981]</p>	<p>Pour de faibles espacements, l'analyse élastique surestime toujours la charge appliquée aux pieux.</p>

En ce qui concerne la modification des courbes de mobilisation pour tenir compte de l'interaction entre les pieux (traitée dans la partie A § II-3c), HADJADJI [1993] compare un certain nombre de méthode en réalisant les calculs pour un groupe de 6 pieux (2 rangées de 3 pieux, essais figurant dans la partie A § I-4a) avec le logiciel GOUPIL (présenté dans la partie B), programme utilisant la théorie des modules de réaction. Les courbes à modifier utilisées sont celles de MENARD (Tableau AII-8). On ne s'est intéressé qu'aux essais de courte durée, nommée SH1 dans l'étude d'HADJADJI.

Il est à noter que l'ensemble des déplacements horizontaux calculés au moyen du logiciel GOUPIL ont conduit à des réponses linéaires pour lesquelles le sol s'est comporté élastiquement puisque le niveau de charge appliquée au groupe est resté relativement bas. Par conséquent, il nous est impossible d'apprécier l'effet de la réduction des réactions du sol [HADJADJI, 1993].

On constate que les modifications proposées par BROWN & SHIE [1991] fournissent les meilleurs résultats. Les courbes y sont modifiées avec le coefficient multiplicateur de déplacement et le coefficient réducteur de pression.

Tableau AII-8 : Comparaison de différentes modifications des courbes de réaction

Origine	Modifications	Commentaires
Fascicule 62 [1993]	Aucunes	Courbes de réactions trop raides, sous estimation importante des déplacements.
Fascicule 62 [1993]	Réduction du module de réaction MENARD pour tous les pieux ($E_s/1,4$, puis $E_s/2,8$ jusqu'à la pression limite p_l)	Sous-estimation des déplacements (inférieur au calcul précédent)
BROWN & SHIE [1991]	Y_m vaut 1,4 pour les deux rangée et P_m vaut respectivement 0,9 et 0,5 pour les pieux de la rangée « avant » et « arrière », ce qui conduit à une réduction du module de réaction MENARD : - $E_s/1,55$, puis $E_s/3,11$ jusqu'à la pression limite p_l pour les pieux « avant » ; - $E_s/2,8$, puis $E_s/5,6$ jusqu'à la pression limite p_l pour les pieux « arrière ».	Bonne approximation des déplacements des pieux obtenus au cours de l'essai de courte durée (légère surestimation pour les deux premiers niveaux de charge)
DAVISSON [1970]	Réduction du module de réaction MENARD pour tous les pieux ($E_s/4$, puis $E_s/8$ jusqu'à la pression limite p_l)	Surestimation des déplacements horizontaux
En comparant les courbes de réaction du pieu isolé, avec celles des pieux du groupe	Réduction du module de réaction MENARD : - $E_s/4$, puis $E_s/8$ jusqu'à la pression limite p_l pour les pieux « avant » ; - $E_s/5$, puis $E_s/10$ jusqu'à la pression limite p_l pour les pieux « arrière ».	Surestimation des déplacements – ceci peut s'expliquer par le fait que les réductions sont réalisées sur les courbes MENARD, initialement déjà plus souples que les courbes obtenues par les mesures.

O'NEILL & DUNNAVANT [1985] présentent sur la figure (Fig. AII-32) une comparaison entre les facteurs α issues des essais avec celles calculées par les équations de Mindlin (présentées dans la partie A § II-2b). Les valeurs théoriques sont obtenues à partir des abaques de POULOS & DAVIS [1980]. Les valeurs expérimentales sont issues d'essais dans de l'argile. Les valeurs expérimentales sont généralement inférieures aux valeurs théoriques, ce qui implique que les équations de Mindlin surestiment le niveau d'interaction pieu-sol-pieu.

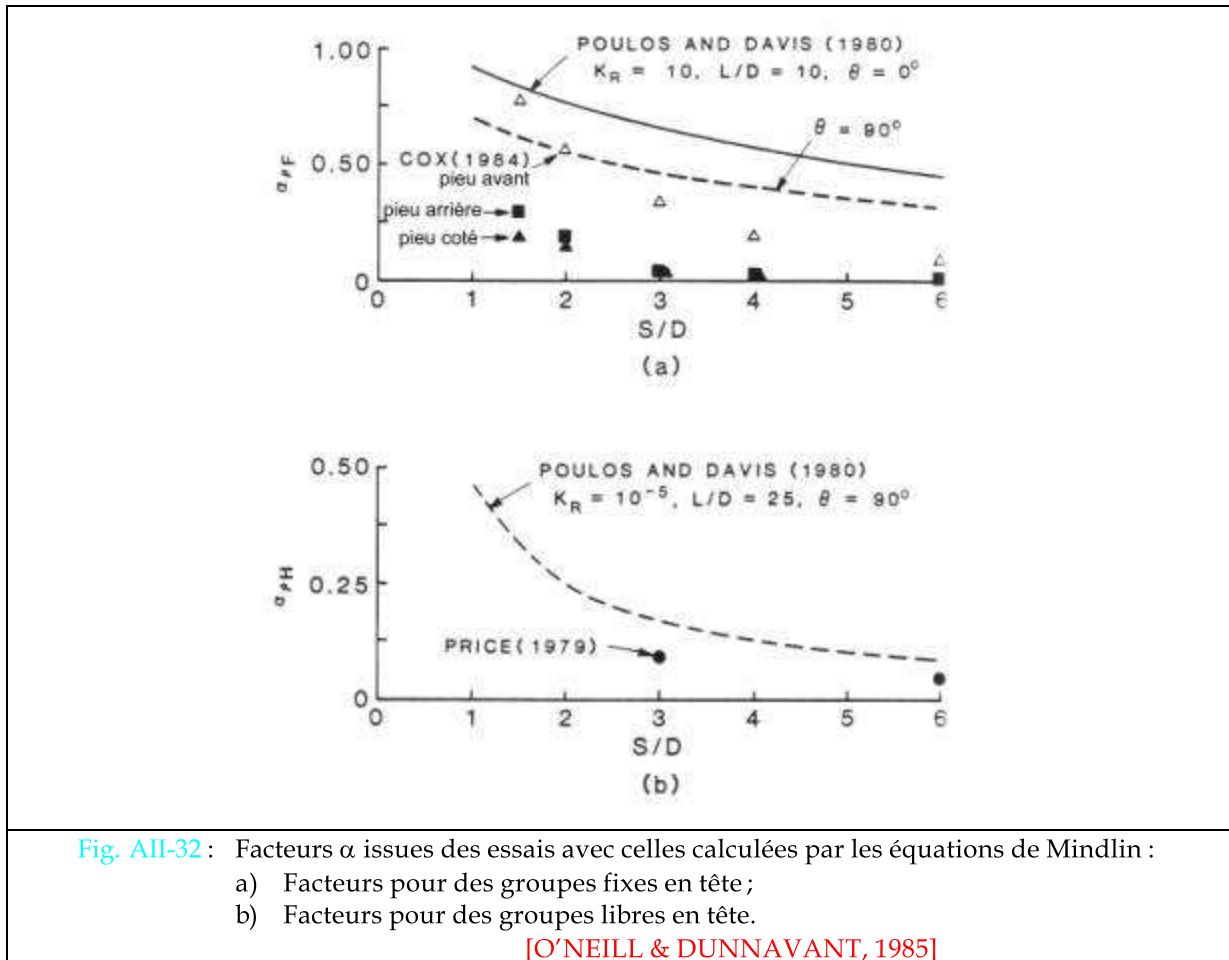


Fig. AII-32 : Facteurs α issues des essais avec celles calculées par les équations de Mindlin :
 a) Facteurs pour des groupes fixes en tête ;
 b) Facteurs pour des groupes libres en tête.

[O'NEILL & DUNNAVANT, 1985]

On ne souhaite pas présenter de comparaisons à proprement dites entre différentes méthodes en raison du caractère très limité de l'étude.... On a présenté pour chaque théorie leurs inconvénients et avantages principaux (pour la théorie du continuum : partie A § II-2e, et pour la théorie des modules de réaction : partie A § II-3d), on peut ajouter ici quelques réflexions sur les avantages d'un modèle par rapport à un autre :

- Avantages des méthodes utilisant les éléments aux frontières par rapport aux méthodes utilisant les équations de Mindlin :
 - Les pieux peuvent être modélisés comme des cylindre (bandes plates pour Mindlin) ;
 - Prise en compte des contraintes de cisaillement le long du pieu (ignoré dans Mindlin) ;
 - Prise en compte du glissement sol-pieu et de la plasticité du sol [BANERJEE & DAVIES, 1980] ;
 - Variation des propriétés du sol en fonction de la profondeur.
- Avantages des méthodes élastiques par rapport aux méthodes utilisant deux théories différentes, comme les méthodes hybrides : une analyse basée entièrement sur la théorie élastique a l'avantage qu'un ensemble consistant de paramètre du sol peut être utilisé à la fois pour la réponse du pieu isolé et l'interaction, et les effets de variation dans la rigidité du sol sur le comportement du groupe peuvent être évalués [POULOS, 1980].

- Avantages des méthodes utilisant les éléments aux frontières et les méthodes utilisant les éléments finis : Puisque la méthode entraîne seulement une discrétisation des frontières, le nombre d'équations à résoudre est généralement plus petites que dans la méthode aux éléments finis [CHOW, 1986].

II-5) CONCLUSION SUR LES DIFFERENTES METHODES DE CALCUL DU GROUPE

Un modèle idéal serait un modèle en éléments finis qui pourrait tenir compte des effets énumérés en [introduction](#) et fournir tous les résultats nécessaires au dimensionnement du projet, et qui pourrait aussi considérer les problèmes de construction. Il n'existe cependant pas de nos jours de modèle idéal capable à la fois de considérer tous ces effets et de fournir tous les résultats souhaités. En fait, même si un tel modèle existait, les dépenses occasionnées par une analyse si complète, y compris celles pour en déterminer les données serait exorbitantes. Il faut, en fait, estimer dans un premier temps la précision des résultats fondamentaux nécessaires dans le cas d'un problème donné et trouver une adéquation entre les dépenses occasionnées par l'étude et les économies réalisées pour la construction du groupe (risque de surdimensionnement).

Dans les parties précédentes, nous avons donc exposé la théorie relative aux deux principales familles les plus usitées, c'est-à-dire la théorie du continuum¹ (traitée dans la partie [A § II-2](#)) et la théorie des modules de réaction (traitée dans la partie [A § II-2](#)). Leurs présentations ont été accompagnées de quelques exemples de méthodes utilisant ces théories, ainsi que de quelques réflexions sur leurs avantages et leurs inconvénients principaux. Nous avons vu que le concept de courbes de réaction, rencontré dans la théorie des modules, peut aussi être utilisé pour l'étude des effets de groupe décrits dans la partie [A § I](#) (Modification des courbes de réaction pour tenir compte de l'interaction entre les pieux traitée dans la partie [A § II-3c](#)).

O'NEILL & al. [1981 et 1985] ont réalisé de nombreuses études afin de comparer les différentes méthodes de type charge-déformation proposées dans la littérature ; ils ont conclu qu'il n'existe pas de méthode supérieure et que chaque méthode a son domaine de prédilection en fonction du niveau de chargement, de la configuration de groupe, inclinaison des pieux, etc. ..., de la précision nécessaire des résultats et aussi du budget et du temps impartis. Il est, de ce fait, recommandé de réaliser de multiples analyses de groupes quand cela est possible. Les analyses doivent être conduites en utilisant deux ou plus méthodes appropriées, avec des valeurs limites inférieures et supérieures des paramètres caractéristiques du sol. Ainsi, l'ingénieur obtiendra une appréciation des incertitudes induites dans ses estimations du comportement du groupe.

Néanmoins, le modèle hybride (combinant la théorie des modules de réaction pour analyser chacun des pieux et le continuum élastique pour estimer l'interaction entre les pieux) s'est un peu distingué pour ses qualités de facilité d'utilisation pour l'ingénieur et sa relativement bonne aptitude à résoudre les problèmes de groupes sous charges de travail. En effet, il convient relativement bien pour la recherche des effets produits par un chargement excentré tels que les déplacements transversaux et les moments de flexion dans les pieux, les effets d'un alignement non-uniforme des pieux, et d'autres phénomènes importants. Sa capacité à prendre en compte une géométrie tridimensionnelle et un chargement non vertical avec un peu plus d'effort que pour une géométrie verticale et concentrique soumis à un chargement axial, font qu'il est approprié pour des calculs de groupe sous chargement de travail – il a en effet tendance à surestimer les déplacements pour de petits chargements, et à ne pas tenir compte des phénomènes limites tel que la rupture du pieu pour des charges très importantes.

¹ Dans la théorie du continuum, nous avons présenté les méthodes reposant sur les équations de Mindlin ou associées (milieu élastique) et celles utilisant les éléments finis (permettant des comportements élasto-plastique).

CONCLUSION

La partie relative au comportement mécanique des pieux (traitée dans la partie A §I) a mis en évidence la complexité du comportement des pieux isolés et d'autant plus en groupe. En s'appuyant sur des essais de groupe sous charge transversale, on a pu mettre en évidence certains facteurs influençant le comportement du groupe. A ce titre, on peut citer : la configuration, la position de chaque pieu par rapport à la direction de la charge, le nombre de pieux, l'espacement entre les pieux, les conditions en tête, la rigidité relative des pieux et du sol, le type de sol, la densité de ce dernier, le type de chargement et la mise en place des pieux. Cette liste n'est pas exhaustive, mais on y retrouve les facteurs les plus couramment étudiés.

Ce qui intéresse principalement l'ingénieur est d'estimer les déplacements occasionnés par le chargement des fondations afin de savoir s'ils sont admissibles pour la structure supportée. A cette fin, on a présenté les deux grands courants de méthodes de calcul, qui reposent sur la théorie du continuum (traitée dans la partie A §II-2) et la théorie des modules de réaction (traitée dans la partie A §II-3). A l'heure actuelle, il n'existe pas de modèle capable de tenir compte de toutes les contraintes liées à la réalisation de fondations. Chaque modèle a son domaine de prédilection en fonction du niveau de chargement, de la configuration de groupe, de l'inclinaison des pieux, ... et aussi de la précision des résultats, du budget et du temps impartis. Car à l'exception des deux derniers critères, les calculs aux éléments finis se trouvent être aujourd'hui la méthode la plus performante. Néanmoins, les méthodes hybrides (traitée dans la partie A §II-3c.v), associant la théorie des modules de réaction et celle du continuum semblent relativement bien satisfaire les demandes de l'ingénieur quant à l'estimation du comportement des pieux sous charges de travail usuelles.

PARTIE B :
DEVELOPPEMENT DU LOGICIEL
GOUPEG-3D

INTRODUCTION

Le but du logiciel GOUPEG réside dans le calcul de la réponse d'un groupe de pieux soumis, à la fois, à des sollicitations tridimensionnelles en un point de son chevêtre, et à des déplacements du sol de direction quelconque associés à chacun des pieux. La disposition géométrique des pieux dans l'espace peut être quelconque (la longueur et l'inclinaison des pieux peuvent être différentes pour chaque pieu du groupe). GOUPEG-3D utilise le modèle hybride présenté dans la [partie A §II-3c.v](#).

GOUPEG-3D s'inscrit dans une lignée de programmes adaptés à des problèmes de pieux de plus en plus complexes. En effet, à l'origine existaient deux logiciels distincts permettant l'analyse du comportement d'un pieu isolé :

- * d'une part sous efforts transversaux et déplacements du sol (poussées parasites) :
Le logiciel PILATE-LCPC [[BAGUELIN, FRANK & GUEGAN, 1976 & FRANK, 1984](#)];
- * et d'autre part sous efforts axiaux : Le logiciel PIVER-LCPC [[FRANK, 1989](#)]

Leur association a conduit au développement du logiciel GOUPIL-LCPC [[BANGRATZ, 1982, DEGNY 1987, 1988 et DEGNY & ROMAGNY, 1989](#)], permettant l'analyse de pieux isolés ou en groupe soumis à des charges axiales ou transversales, sans tenir compte automatiquement de l'effet de groupe. En raison de l'importance des effets de groupe sur le comportement (développés dans la [partie A](#)), GOUPEG a été développé à partir du logiciel GOUPIL-LCPC. Une première version a vu le jour en 1995 [[MALEKI, 1995 et FRANK & MALEKI, 1995](#)] permettant la prise en compte automatique des effets de groupe en 3D pour les effets axiaux et en 2D pour les effets transversaux. Afin de tenir compte de l'interaction entre les pieux en 3D quelles que soient les sollicitations appliquées et l'inclinaison des pieux, la version de GOUPEG-3D présentée ici, a nécessité une reformulation complète par rapport à la version précédente.

A partir de GOUPIL a également été développé le programme GOUFLA-LCPC [[YOUSSEF, DEGNY & FRANK, 1994 et YOUSSEF, 1994](#)] afin de traiter le problème du flambement des pieux. Actuellement, cette partie n'est pas incluse dans GOUPEG.

La présentation du programme GOUPIL-LCPC fait l'objet du premier chapitre de cette partie et l'introduction de l'effet de groupe du second (programme GOUPEG-3D).

CHAPITRE I : LE LOGICIEL GOUPIL-LCPC

I-1) PRESENTATION DE GOUPIL-LCPC

I-1a) Théories utilisées

Le logiciel GOUPIL-LCPC utilise pour la modélisation des pieux, les équations classiques de la résistance des matériaux en considérant que le pieu suit un comportement élastique (explicité dans la partie B §I-2a). Le modèle utilisé pour traduire le comportement du sol est une extension du modèle de Winkler, c'est-à-dire que la raideur du sol contre le pieu est représenté par des courbes de réaction, de plus le programme permet de prendre en compte des éventuels déplacements libres du sol. Les détails de cette modélisation sont présentés dans la partie B §I-2b et §I-2c. Le système pieu-sol est discrétisé selon plusieurs critères (partie B §I-3a), puis les calculs sont réalisés en utilisant les notions de matrice de transfert, de vecteur d'état et des éléments de rigidité (partie B §I-3c et §I-3d.i). Le critère de convergence des calculs repose sur les valeurs de réaction du sol (partie B §I-3d.ii).

I-1b) Données d'entrée et de sortie

Dans un soucis de clarté, on se limite ici à ne présenter de façon simplifiée, que les données d'entrée et de sortie possédant une dimension physique du problème des pieux dans un massif de sol (Tableau BI-1).

La construction du jeu de données s'effectue de façon « conversationnelle » à l'aide de l'outil EDIPPR [DEGNY & ROMAGNY, 1989].

I-2) MODELISATION DU PROBLEME

I-2a) Modélisation des pieux

Afin de traduire le comportement des pieux, on utilise les équations classiques de la résistance des matériaux (Eq. BI-1 à BI-6) :

Tableau BI-1 : Présentation des données d'entrée et résultats principaux dans le logiciel GOUPIIL.

Données d'entrée	Résultats en sortie
<p style="text-align: center;"><u>Pieu</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Nombre de pieux ; ➤ Configuration géométrique (Inclinaison et position de la tête) ; ➤ Caractéristiques mécaniques du pieu par tronçon ; ➤ Conditions de liaison entre la tête et le chevêtre rigide (encastrement, articulation, liaison élastique en rotation) ; <p style="text-align: center;"><u>Sol</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Définition des courbes de réaction (transversales et axiales) ; ➤ Conditions aux limites en pointe (libre, articulée, encastrée ou définies par une courbe de réaction) ; <p style="text-align: center;"><u>Sollicitations</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Coordonnées du point du chevêtre où l'on applique les sollicitations ; ➤ Type de chargement dans les trois directions principales : Effort : forces, moments ou Action : déplacements, rotations ➤ Définition des déplacements libres du sol ; 	<p style="text-align: center;"><u>Résultats en sortie</u></p> <p>Au point d'application des sollicitations :</p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Le torseur des déplacements ; ➤ Le torseur des efforts ; <p>Pour chaque tronçon des pieux (détails de la discrétisation dans la partie B §I-3a), et pour chaque sollicitation (flexion dans le plan x-y, flexion dans le plan y-z, compression, torsion)</p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Les déplacements et les rotations ; ➤ Les forces et les moments fléchissant ; ➤ La pression répartie ;

Compression

$$\frac{dN}{dz} = -P_z \quad (\text{Eq. BI-1})$$

Torsion

$$\frac{dM_z}{dz} = -\mu_z \quad (\text{Eq. BI-2})$$

Flexion plan x-z

$$\frac{dM_y}{dz} = -T_x - \mu_y \quad (\text{Eq. BI-3})$$

$$\frac{dT_x}{dz} = -P_x \quad (\text{Eq. BI-4})$$

Flexion plan y-z

$$\frac{dM_x}{dz} = T_y - \mu_x \quad (\text{Eq. BI-5})$$

$$\frac{dT_y}{dz} = -P_y \quad (\text{Eq. BI-6})$$

où N : effort normal à la section droite; T_x, T_y : effort tranchant selon x, ou selon y;
 M_z : couple de torsion; P_x, P_y, P_z : densité de charge répartie selon x, ou selon y,
 M_x, M_y : moment fléchissant autour de l'axe des x, ou l'axe des y; ou selon z (forces par unité de longueur);
 μ_x, μ_y, μ_z : densité de couple répartie autour de l'axe z.

Comme on considère que le matériau du pieu a un comportement élastique, les composantes du tenseur des efforts sont régies par les équations suivantes (Eq. BI-7 à BI-10):

Compression
$$\frac{dw}{dz} = \frac{N(z)}{ES} \quad (\text{Eq. BI-7})$$

Torsion
$$\frac{d\theta_z}{dz} = \frac{M_z(z)}{GK} \quad (\text{Eq. BI-8})$$

Flexion plan x-z
$$M_y = EI_y \frac{d\theta_y}{dz} = EI_y \frac{d^2u}{dz^2} \quad \text{car } \theta_y = \frac{du}{dz} \quad (\text{Eq. BI-9})$$

Flexion plan y-z
$$M_x = EI_x \frac{d\theta_x}{dz} = EI_x \frac{d^2v}{dz^2} \quad \text{car } \theta_x = \frac{dv}{dz} \quad (\text{Eq. BI-10})$$

où u, v : flèche dans la direction x, ou y; G : module de cisaillement ($G=E/2(1+\nu)$);
 w : allongement de la fibre neutre; S : aire de la section droite;
 $\theta_x, \theta_y, \theta_z$: rotation de la section droite autour de l'axe x, ou y ou z; ν : coefficient de Poisson;
 K : inertie de torsion de la section droite;
 E : module d'Young; I_x, I_y : inerties autour de l'axe x, y.

En dérivant les équations de comportement (Eq. BI-7 à BI-10) et en les combinant aux équations d'équilibre (Eq. BI-1 à BI-6), on obtient, pour chacune des sollicitations élémentaires, les équations différentielles suivantes (Eq. BI-11 à BI-14) :

Compression
$$ES \frac{d^2w}{dz^2} + P_z(z) = 0 \quad (\text{Eq. BI-11})$$

Torsion
$$GK \frac{d^2\theta_z}{dz^2} + \mu_z(z) = 0 \quad (\text{Eq. BI-12})$$

Flexion plan x-z
$$EI_y \frac{d^4u}{dz^4} - P_x(z) = 0 \quad (\text{Eq. BI-13})$$

Flexion plan y-z
$$EI_x \frac{d^4v}{dz^4} - P_y(z) = 0 \quad (\text{Eq. BI-14})$$

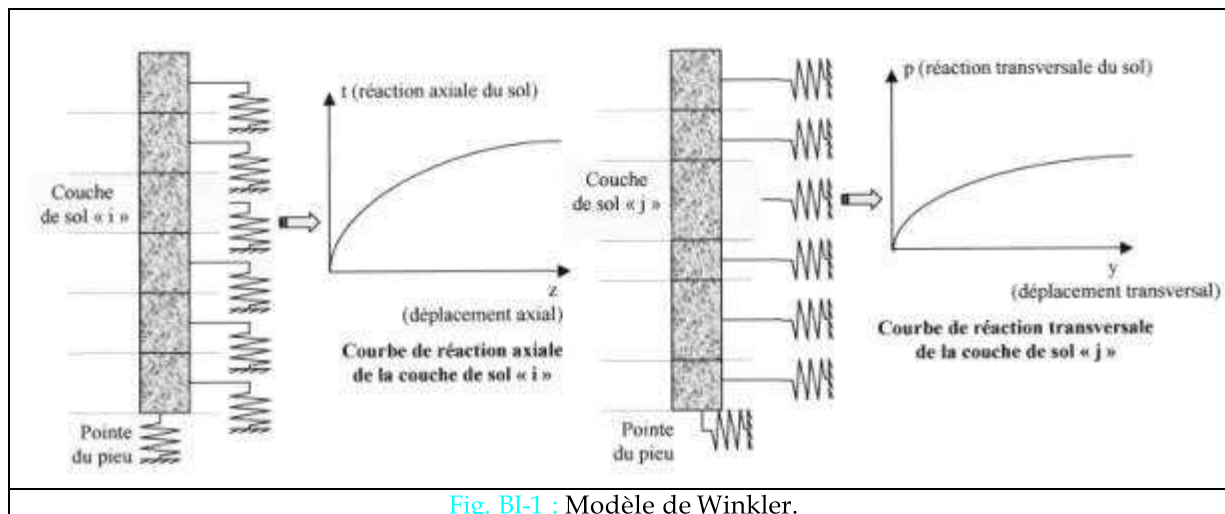
$P_x(z)$, $P_y(z)$ et $P_z(z)$ représentent les réactions du sol dans les trois directions principales. Leurs expressions sont présentées dans la partie suivante (B §I-2b).

I-2b) Modélisation du sol

Dans la modélisation du sol, on distingue celle du sol le long du fût (partie B §I-2b.i) de celle en pointe (partie B §I-2b.ii).

I-2b.i) Le long du pieu

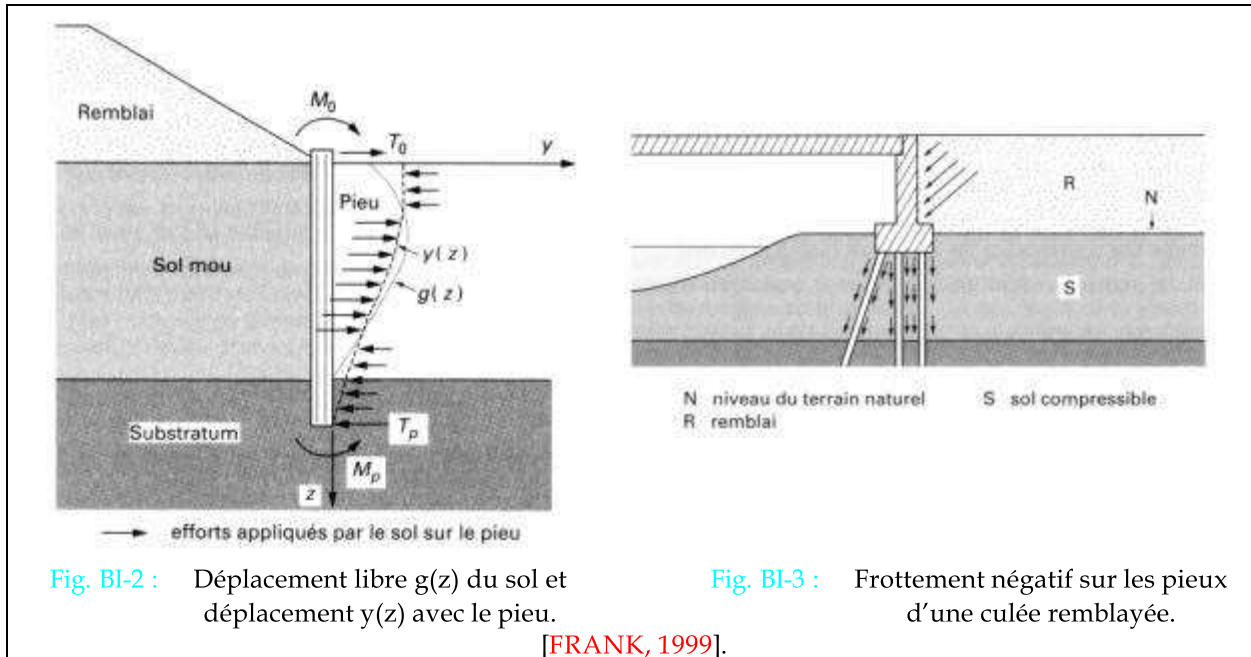
La modélisation du sol utilisé dans le logiciel GOUPIL-LCPC est basée sur le modèle de Winkler (théorie présentée dans la partie A §II-3). On rappelle succinctement que ce modèle consiste à assimiler le pieu à une poutre élastique sur appuis non-linéaires indépendants définis par des courbes de réaction (modélisant ainsi la raideur du sol). Pour chaque sollicitation, on discrétise le sol en couche de manière à considérer que la courbe de réaction du sol affectée soit représentative de toute la couche (Fig. BI-1).



Ces courbes de réaction telles que définies ci-dessus, permettent de représenter la réaction du sol par rapport à un pieu soumis à des sollicitations en tête. Mais, par exemple, lorsque le pieu traverse une couche de sol mou et compressible, il peut en plus être soumis à des déplacements libres du sol :

- * Dans le sens transversal, ces déplacements surviennent généralement lorsque la couche de sol mou compressible est chargée de façon dissymétrique, comme par exemple dans le cas d'un remblai, ou encore dans le cas de glissement de terrain, on dit alors que le pieu est soumis à des poussées latérales du sol notée $g(z)$ (Fig. BI-2) ;

- * Dans le sens axial, ces déplacements libres du sol arrivent lorsque le tassement du sol est supérieur au tassement du pieu qui le traverse, on parle alors de frottement négatif, noté $f_n(z)$ (Fig. BI-3).



On admet alors que les efforts sur un pieu soumis à des déplacements libres du sol (poussées latérales, frottement négatif) sont fonction de la différence entre le déplacement du pieu et le déplacement libre du sol à un niveau de cote « z » donnée. Ainsi on construit les courbes de réaction du sol par extension à partir de celles relatives aux couches de sol sans déplacement libre (Fig. BI-1), en remplaçant le déplacement du sol « y » ou « t » par leur différence avec le déplacement libre du sol $g(z)$ ou $f_n(z)$.

Le programme de calcul GOUPIIL permet de considérer ces déplacements libres du sol dans les trois directions principales. L'interaction sol-pieu y est donc représentée par des lois de réaction non-linéaires, fonction du déplacement relatif sol-pieu (Eq. BI-15 à Eq. BI-17) :

$$P_x = f_1(f - u) \quad (\text{Eq. BI-15})$$

$$P_y = f_2(g - v) \quad (\text{Eq. BI-16})$$

$$P_z = f_3(h - w) \quad (\text{Eq. BI-17})$$

où P_x, P_y, P_z sont les densités de charge répartie représentant la réaction du sol sur le pieu dans les trois directions principales;

f, g et h sont les composantes du déplacement libre du sol dans les trois directions principales, elles sont régies par des polynômes de degré trois [DEGNY & ROMAGNY, 1987];

u, v, w sont les déplacements du pieu dans les trois directions principales.

Les courbes de réaction peuvent être modifiées indépendamment par des coefficients de pondération afin de prendre en compte, par exemple, les effets de groupe. Ces coefficients de pondération, introduits dans le fichier de données pour chaque pieu, peuvent s'appliquer indépendamment aux déplacements ou aux réactions du sol [DEGNY & ROMAGNY, 1989].

I-2b.ii) Au niveau de la pointe

En pointe, il est possible d'imposer quatre types de conditions aux limites :

- * Encastrement ;
- * Libre ;
- * Articulée ;
- * Régie par des courbes de réaction, liant les efforts (les deux efforts tranchants, l'effort normal et les moments de flexion dans trois directions principales) aux déplacements. Cette courbe est définie de manière identique aux courbes de réaction relatives au sol autour du fût du pieu.

I-2c) Modélisation du système pieu-sol

I-2c.i) Principe de la modélisation sol-pieu

Comme on l'a vu dans la partie B §I-2a, le pieu est considéré constitué d'un matériau élastique régi par les équations différentielles suivantes (Eq. BI-11 et Eq. BI-14):

$$\text{Compression} \quad ES \frac{d^2 w}{dz^2} + P_z(z) = 0 \quad (\text{Eq. BI-11})$$

$$\text{Torsion} \quad GK \frac{d^2 \theta_z}{dz^2} + \mu_z(z) = 0 \quad (\text{Eq. BI-12})$$

$$\text{Flexion plan x-z} \quad EI_y \frac{d^4 u}{dz^4} - P_x(z) = 0 \quad (\text{Eq. BI-13})$$

$$\text{Flexion plan y-z} \quad EI_x \frac{d^4 v}{dz^4} - P_y(z) = 0 \quad (\text{Eq. BI-14})$$

On rappelle que P_x , P_y et P_z symbolisent les densités de charge répartie représentant l'action du sol sur le pieu, elles sont fonction du déplacement relatif sol-pieu (Eq. BI-15 à Eq. BI-17) et sont définies par des courbes de réaction comme celles présentées dans la figure BI-1 (présentée dans la partie B §I-2b.i).

Dans la partie B §I-1c.ii est présentée la résolution de l'équation différentielle régissant le comportement du pieu, relative à la flexion dans le plan « y-z ». Celles des autres équations différentielles (Eq. BI-11 et Eq. BI-14) suivent un principe analogue. Il en est de même concernant les courbes de réaction en pointe éventuelles.

I-2c.ii) Résolution des équations différentielles de flexion

Par exemple, dans le cas de la flexion dans le plan y-z, a un niveau de cote « z » donnée, on peut donc écrire, que (Eq. BI-18) :

$$P_y = E_S \cdot (v - g) \quad (\text{Eq. BI-18})$$

Avec E_S : le module du sol est une fonction du déplacement relatif ($v-g$) ;

v : le déplacement du pieu dans la direction Y ;

g : le déplacement libre du sol dans la direction Y.

L'équation BI-14 devient donc, à un niveau de cote z donné (Eq. BI-19) :

$$\text{Flexion plan y-z} \quad EI_x \frac{d^4 v}{dz^4} - E_S (v - g) = 0 \quad (\text{Eq. BI-19})$$

Afin de connaître le déplacement du pieu dans la direction « y », on doit donc résoudre cette équation différentielle BI-19. La méthode de résolution de cette équation différentielle va dépendre de la fonction du module de réaction E_S , qui peut être soit :

- * $E_S = \text{constante}$; lorsque le sol est homogène et linéaire, l'équation (Eq. BI-19) devient donc (Eq. BI-20) :

$$\text{Flexion plan y-z} \quad EI_x \frac{d^4 v}{dz^4} - E_S \cdot v = E_S \cdot g \quad (\text{Eq. BI-20})$$

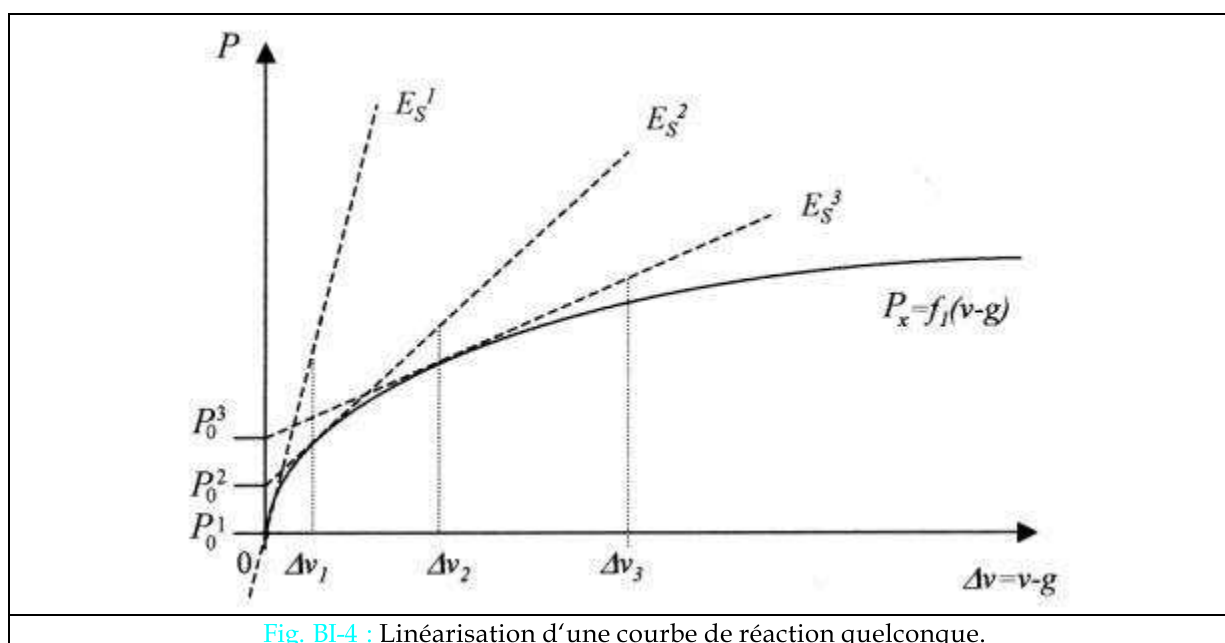
- * E_S quelconque ; lorsque le sol est non homogène et régi par une loi de réaction quelconque. Afin de résoudre l'équation différentielle BI-19, on utilise une courbe de réaction linéarisée par morceau de la forme (Fig. BI-4), la fonction définissant le module de réaction peut alors s'écrire (Eq. BI-21) :

$$P_y^i = E_S^i \cdot (v^i - g) + p_0^i \quad (\text{Eq. BI-21})$$

Avec E_S^i le module tangent.

En remplaçant dans l'équation BI-14 « P_y » par son expression dans l'équation BI-21, on peut alors résoudre l'équation différentielle. Pour le premier calcul réalisée avec GOUPIL-LCPC, on choisit la première section de droite, puis par des calculs itératifs dictés par le critère de convergence, on définit la véritable section de droite concernée. Ce processus itératif est explicité dans la partie B §I-3d.ii relatif au principe de résolution.

Dans le logiciel GOUPIL-LCPC, il est aussi possible d'introduire des courbes de mobilisation linéarisée par morceau à partir de droite sécante ; une telle possibilité n'a pas été utilisée lors de l'analyse des pieux isolés ou en groupe de Saint Rémy lès-Chevreuse (présentée en partie C).



I-3) PRINCIPE DE RESOLUTION

On a vu précédemment que l'utilisation de la résistance des matériaux pour modéliser le pieu (partie B §I-2a) et des courbes de réaction pour le sol (partie B §I-2b), conduisait à résoudre, à un niveau de cote « z » donné, une équation différentielle (partie B §I-2c) par sollicitation élémentaire (les différents modes étant considérés découplés). C'est pour cette raison que l'on discrétise le système pieu-sol (présenté dans la partie B §I-3a) en couche où toutes les caractéristiques, à la fois du pieu et du sol, sont considérées comme constantes. Au niveau mathématique, pour assembler ces différentes couches liées par leurs extrémités (continuité des déplacements et des contraintes), on utilise les matrices de transfert (présenté dans la partie B §I-3c). La résolution du système par ce biais conduit à définir des repères locaux et un repère de référence (figurant dans la partie B §I-3b).

I-3a) Discrétisation

On distingue deux discrétisations, une que l'on peut qualifier de :

- Discrétisation physique, qui concerne :
 - La discrétisation des pieux en tronçon où les caractéristiques mécaniques et géométriques sont constantes ;
 - La discrétisation du sol en couche pour laquelle on peut attribuer une courbe de réaction unique, et ce pour chaque sollicitation élémentaire.

Et l'autre de :

- Discrétisation numérique, qui comme son nom l'indique se réfère au côté mathématique de la résolution. Elle doit respecter trois clauses :
 - D'une part s'appuyer sur la discrétisation physique de manière à ce que chaque couche du système pieu-sol possède pour le pieu des caractéristiques mécaniques et géométriques constantes et pour le sol des courbes de réaction considérées comme valables sur toute la hauteur de la couche ;
 - Les couches doivent être suffisamment minces de manière à ce que le déplacement au milieu de la couche puisse être considéré comme représentatif de toute la couche (on rappelle que les équations différentielles régissant le système pieu-sol sont définies pour une cote « z » donnée (se référer à la partie B §I-2c)) ;
 - Les déplacements et les efforts le long des pieux sont connus à l'intersection des couches de discrétisation, d'où le choix introduit par l'utilisateur.

I-3b) Deux repères principaux

On considère deux repères (fig. BI-5) :

- le repère local : il est lié à chaque pieu, son centre est celui de la section droite au niveau de la tête du pieu et ses axes sont constitués des deux axes d'inertie de la section droite du pieu et de l'axe du pieu (orienté de la pointe vers la tête);
- le repère de référence : il est lié au chevêtre, son centre, appelé communément « centre du chevêtre », se situe au point d'application du torseur des sollicitations extérieures. L'axe « Z » de ce repère orthonormé (O, X, Y, Z) est vertical et orienté vers le haut. Les rotations autour des axes OX , OY et OZ sont définies positives si le vecteur rotation associé est positif (Fig. BI-6) [DEGNY & ROMAGNY, 1986]. L'orientation du repère local, par rapport au repère de référence, est définie par la donnée des trois angles d'Euler: ψ , θ , φ (Fig. BI-7).

Sur la figure (Fig. BI-7), on distingue:

- P : centre du chevêtre;
- Des repères orthonormés :
 - * (X, Y, Z) : repère parallèle au repère de référence;
 - * (x, y, z) : repère local lié au pieu;
 - * $(X_1, Y_1, Z_1), (X_2, Y_2, Z_2)$: repères utilisés pour le passage du repère local au repère de référence;
- (Δ) : plan vertical contenant l'axe du pieu;
- Les angles d'Euler :
 - * ψ : rotation autour de l'axe PZ amenant l'axe PX sur l'axe PX_1 ;
 - * θ : rotation autour de l'axe PX_1 amenant l'axe $PZ=PZ_1$ sur l'axe $PZ_2=Pz$;
 - * φ : rotation autour de l'axe Pz amenant l'axe PX_2 sur l'axe d'inertie du pieu Px.

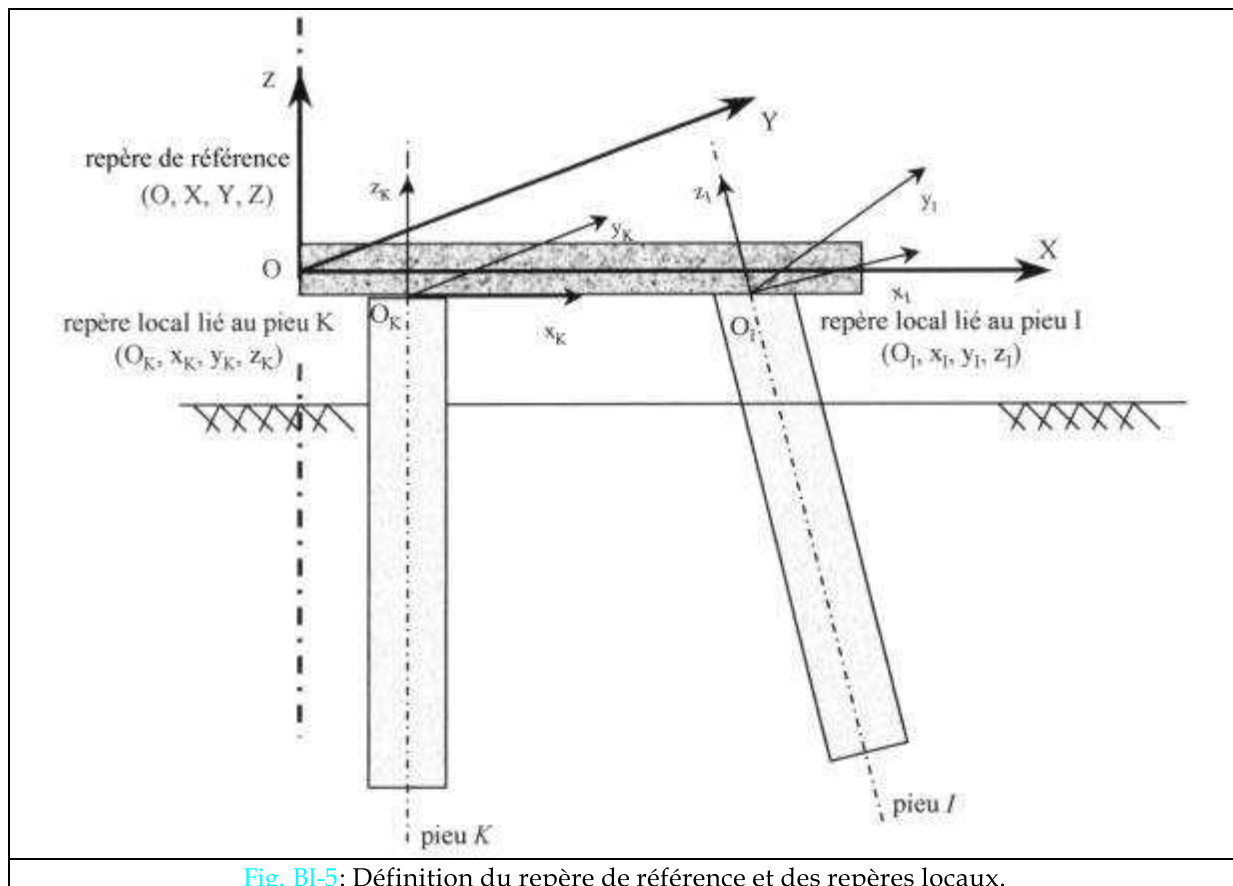


Fig. BI-5: Définition du repère de référence et des repères locaux.

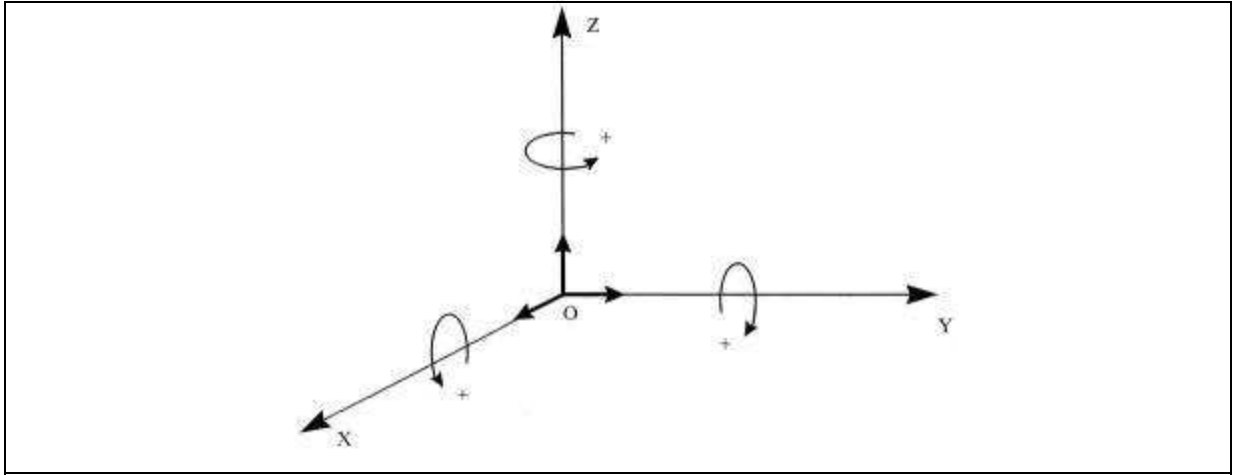


Fig. BI-6: Orientation du repère de référence [DEGNY & ROMAGNY, 1986].

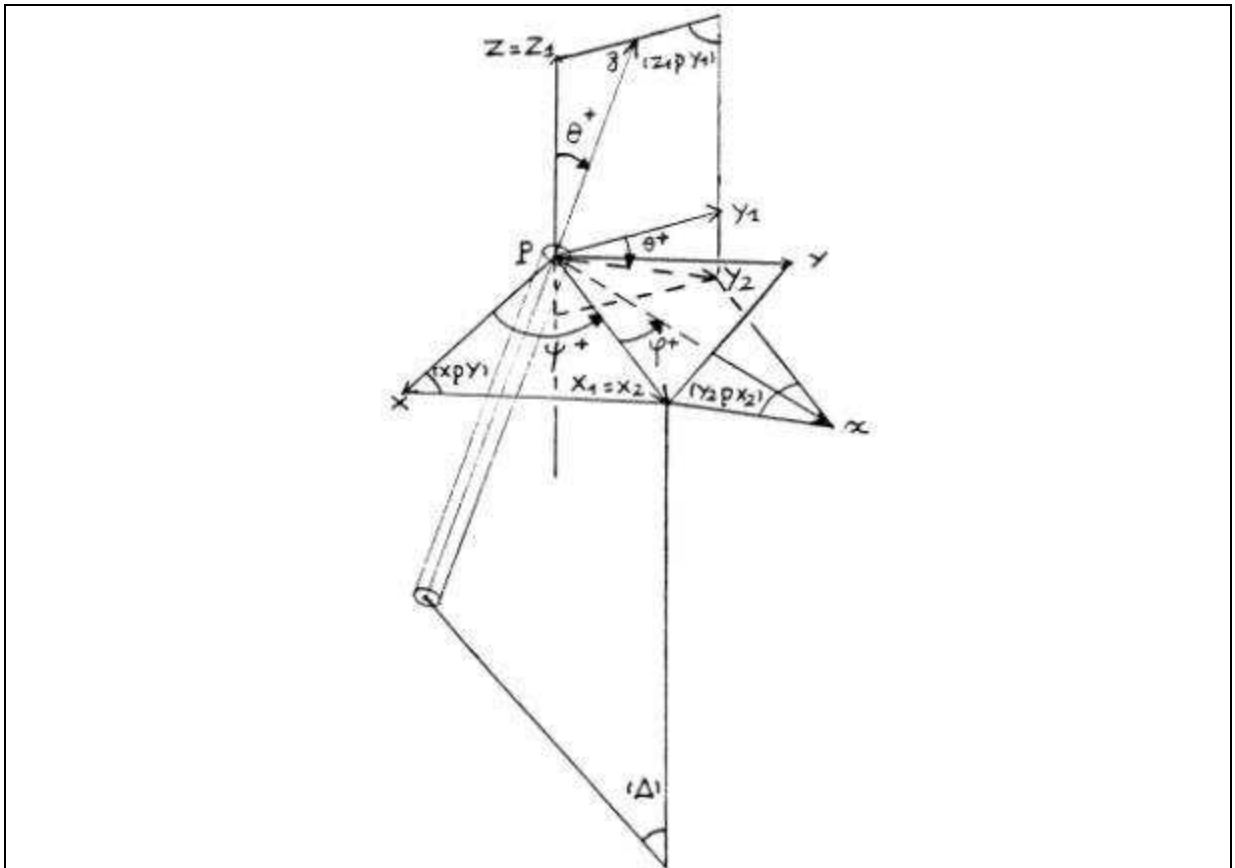


Fig. BI-7: Définition des trois angles d'Euler [DEGNY & ROMAGNY, 1986].

De ce fait la matrice de passage du repère de référence au repère local a pour expression:

$$[Q] = \begin{bmatrix} \cos\psi & -\sin\psi & 0 \\ \sin\psi & \cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\theta & -\sin\theta \\ 0 & \sin\theta & \cos\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos\varphi & -\sin\varphi & 0 \\ \sin\varphi & \cos\varphi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. BI-22})$$

On peut constater que :

$$[Q(\psi, \theta, \varphi)]^{-1} = {}^t [Q(\psi, \theta, \varphi)] = [Q(-\psi, -\theta, -\varphi)] \quad (\text{Eq. BI-23})$$

Pour résoudre le problème d'un groupe de pieux, on fait ainsi appel aux différents repères locaux associés aux pieux (Fig. BI-5).

I-3c) Définition des outils mathématiques

Pour plus de détails sur l'utilisation générale des matrices de transfert dans le calcul des structures, on peut se référer au livre de GERY et CALGARO [1973].

Vecteur d'état

On appelle vecteur d'état en un point de la fibre neutre d'un pieu, le vecteur \bar{V} (Eq. BI-24):

$$\bar{V} = \begin{bmatrix} \bar{D} \\ \dots \\ \bar{E} \\ \dots \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. BI-24})$$

où \bar{D} : le vecteur torseur des déplacements est constitué du vecteur déplacement \bar{U} et du vecteur de rotation $\bar{\theta}$ (Eq. BI-25);

\bar{E} : le vecteur torseur des efforts de la résistance des matériaux. Il est constitué du vecteur force \bar{T} et du vecteur moment fléchissant \bar{M} (Eq. BI-26);

1: est la composante d'homogénéité.

$$\bar{D} = \begin{bmatrix} u \\ \bar{U} v \\ w \\ \theta_x \\ \bar{\theta} \theta_y \\ \theta_z \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. BI-25})$$

$$\bar{E} = \begin{bmatrix} T_x \\ \bar{T} T_y \\ T_z \\ M_x \\ \bar{M} M_y \\ M_z \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. BI-26})$$

Matrice de transfert

Matrice de transfert d'un tronçon: On appelle « matrice de transfert » d'un tronçon de pieu sollicité à la flexion, à la compression et à la torsion, la matrice \bar{T} liant les vecteurs d'état de chacune des extrémités, notés \bar{V}_0 et \bar{V}_1 (Eq. BI-27).

$$\begin{bmatrix} \bar{D}_1 \\ \bar{E}_1 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{T}_{11} & \bar{T}_{12} & \bar{\alpha} \\ \bar{T}_{21} & \bar{T}_{22} & \bar{\beta} \\ \bar{0} & \bar{0} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \bar{D}_0 \\ \bar{E}_0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad \text{Soit, de manière générale :} \quad \bar{V}_i = \bar{T}_i \bar{V}_{i-1} \quad (\text{Eq. BI-27})$$

Les matrices \bar{T}_{ij} de dimension 6x6 sont construites à partir des solutions analytiques des équations différentielles régissant le système pieu-sol de chacune des sollicitations élémentaires (Eq. BI-11 et Eq. BI-14). Les vecteurs $\bar{\alpha}$ et $\bar{\beta}$ de dimension 6, correspondent notamment aux chargements extérieurs du tronçon de pieu.

Les étapes principales du calcul de la matrice de transfert d'un tronçon figurent en [annexe A §A1](#).

Matrice de transfert de discontinuité du vecteur d'état : On appelle discontinuité, toute liaison ou tout phénomène local agissant en un point d'un tronçon, à l'exclusion de ses extrémités, et se traduisant par une discontinuité d'une ou plusieurs composantes du vecteur d'état en ce point. [DEGNY, 1988]. On peut citer comme type de discontinuité la liaison pieu-chevêtre, ou encore la

présence d'un appui intermédiaire. Certains exemples de matrice de transfert de discontinuité du vecteur d'état sont présentés en [annexe A §A1](#).

Matrice de transfert d'un pieu: Un pieu est donc constitué de « p » tronçons de caractéristiques différentes et de « q » discontinuités. De ce fait, la matrice-transfert de ce pieu reliant les vecteurs d'état en chacune de ses extrémités est le produit des « p+q » matrices-transfert élémentaires. En utilisant plusieurs fois l'équation (Eq. BI-27), on peut calculer la matrice de transfert d'un pieu (Eq. BI-28).

$$\bar{V}_n = \left(\bar{T}_n \cdot \bar{T}_{n-1} \cdot \bar{T}_{n-2} \cdot \bar{T}_{n-3} \dots \bar{T}_i \dots \bar{T}_2 \cdot \bar{T}_1 \right) \bar{V}_0 \quad (\text{Eq. BI-28})$$

Élément de rigidité – prise en compte des conditions aux limites

- * Les éléments de rigidité (Eq. BI-29) : permettent d'exprimer le torseur des efforts en fonction du torseur des déplacements en une extrémité du tronçon (ou d'un pieu) en fonction des conditions limites à l'autre extrémité (voir développement en [annexe A § A2-2](#)).

$$\bar{E}_0 = \bar{R} \cdot \bar{D}_0 + \bar{\gamma} \quad (\text{Eq. BI-29})$$

où \bar{R} : est la matrice de rigidité (dim 6x6);

$\bar{\gamma}$: est le vecteur de rigidité (dim 6).

- * Les éléments de rigidité d'une structure : sont la somme des éléments de chacune des sous-structures (Eq. BI-30)

$$\bar{R} = \sum \bar{R}_i \quad \text{et} \quad \bar{\gamma} = \sum \bar{\gamma}_i \quad (\text{Eq. BI-30})$$

I-3d) Principe de résolution

La résolution du système se fait par des calculs matriciels en utilisant les notions de vecteurs d'état, matrice de transfert et éléments de rigidité (présentés dans la partie [B §I-3c](#)). Les étapes de résolution figurent dans la partie [B §I-3d.i](#). Le critère de convergence des calculs repose sur les valeurs de réaction du sol comme présenté dans la partie [B §I-3d.ii](#).

I-3d.i) Calculs matriciels

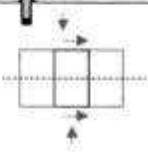
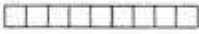

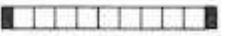
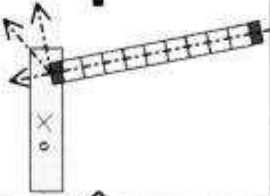
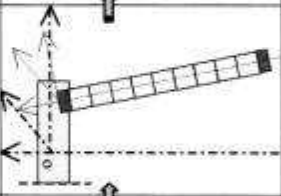
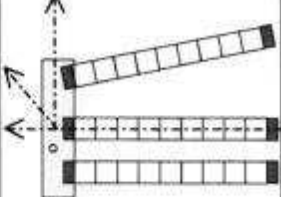
Suite à la discrétisation numérique (partie B §I-3a), on obtient des couches de système pieu-sol régies par des équations différentielles. Afin de résoudre le problème, on calcule les éléments de rigidité comme présenté dans le [tableau BI-2](#).

La moitié des composantes du vecteur d'état au centre du chevêtre sont connues, puisque l'on impose comme donnée d'entrée soit une action (déplacement, rotation), soit un effort (force, moment). Connaissant les éléments de rigidité au centre du chevêtre, exprimés dans le repère de référence, on peut résoudre le système.

Afin de vérifier la convergence des calculs et pour connaître le comportement des pieux sur toute leur longueur, on calcule le vecteur d'état en haut de chaque tronçon, comme indiqué ci-dessous:

- Après résolution du système, on connaît le vecteur d'état au centre du chevêtre, il faut donc le déterminer en tête de chaque pieu et l'exprimer dans le repère local;
 - ↳ les calculs sont présentés dans l'annexe A §A-3 (Eq. A3-1 à A3-3).
- Dans la phase précédente, on a calculé le vecteur d'état en tête de chaque pieu, liaison avec le chevêtre comprise, on a besoin de calculer ce dernier sans la liaison;
 - ↳ on utilise les matrices de transfert de discontinuité, comme indiqué en annexe A §A-3 (Eq. A3-4).
- Connaissant la matrice de rigidité de chaque tronçon, on peut calculer le vecteur d'état en haut de chaque tronçon à partir du vecteur d'état du tronçon précédent;
 - ↳ on utilise l'équation (Eq. BI-27) avec $\overline{\overline{T}}_i$ la matrice de transfert calculées à partir des équations différentielles relative au tronçon compris entre les vecteurs d'état \overline{V}_i et \overline{V}_{i-1} .
- On vérifie la convergence du calcul;
 - ↳ la convergence du calcul nécessite une explication détaillée, qui fait l'objet de la partie suivante. (B §I-3d.ii)

Tableau BI-2 :

Matrice de transfert des tronçons	Matrice de transfert du pieu sans les conditions en pointe	Eléments de rigidité du pieu, conditions en pointe comprises, sans la liaison au chevêtre	Eléments de rigidité en tête de pieu avec la liaison au chevêtre	Transfert des éléments de rigidité au point d'application des sollicitations « o » au chevêtre	Expression des éléments de rigidité dans le repère global	Eléments de rigidité de toute la structure exprimés dans le repère global
Voir l'annexe A §A1-1	Voir l'annexe A §A2-1 et §A2-2	Voir l'annexe A §A2-3	Voir l'annexe A §A2-4	Voir l'annexe A §A2-5		
$\bar{V}_i = \bar{T}_i \bar{V}_{i-1}$	$\bar{E}_{tête} = \bar{R} \cdot \bar{D}_{tête} + \gamma$					$\bar{R} = \sum \bar{R}_i, \bar{\gamma} = \sum \bar{\gamma}_i$
						
Repère local						Repère global

I-3d.ii) Convergence du calcul

Une fois tous les vecteurs d'état calculés, on en déduit la valeur du déplacement relatif du sol en haut et en bas de chaque tronçon. On a vu précédemment que les réactions du sol $P_x(z)$, $P_y(z)$ et $P_z(z)$ sont remplacées par des équations de droite (exemple sur la Fig. BI-8). Pour chaque tronçon et dans chaque direction principale, le test de convergence porte sur les valeurs de la réaction du sol. La procédure suivie est la suivante:

- on calcule le déplacement relatif sol-pieu au milieu du tronçon en prenant la moyenne des valeurs de déplacement relatif du sol en haut et en bas du tronçon issues des vecteurs d'état correspondant;
- on calcule la réaction du sol à partir du déplacement relatif au milieu du tronçon calculé précédemment et de l'équation de droite utilisée. Afin de faciliter la compréhension du principe de convergence, on l'appelle « P_{calc} »; (Le premier calcul est réalisé avec la première section de droite).
- on cherche l'équation de droite de la portion de courbe de réaction correspondant au déplacement relatif calculé. A partir de celle-ci on calcule la réaction du sol correspondante à ce déplacement. On l'appelle « $P_{déd}$ »;
- on compare le rapport $eps = \frac{P_{déd} - P_{calc}}{P_{calc}}$ avec la précision relative $eps0$ introduite dans les

données de calcul:

- ↳ si $eps \leq eps0$ alors le critère de convergence est rempli;
 - ⇒ on conserve l'équation de droite utilisée pour les calculs.
 - ↳ si $eps > eps0$ alors le critère de convergence n'est pas rempli;
 - ⇒ on utilise pour le prochain calcul GOUPIIL-LCPC, l'équation de droite utilisée pour calculer « $p_{déd}$ ».
- si pour chaque tronçon et dans chaque direction principale, le test de convergence est vérifié alors le calcul GOUPIIL-LCPC est terminé ; sinon on recommence le calcul avec les nouvelles équations de droite caractérisant la réaction du sol.

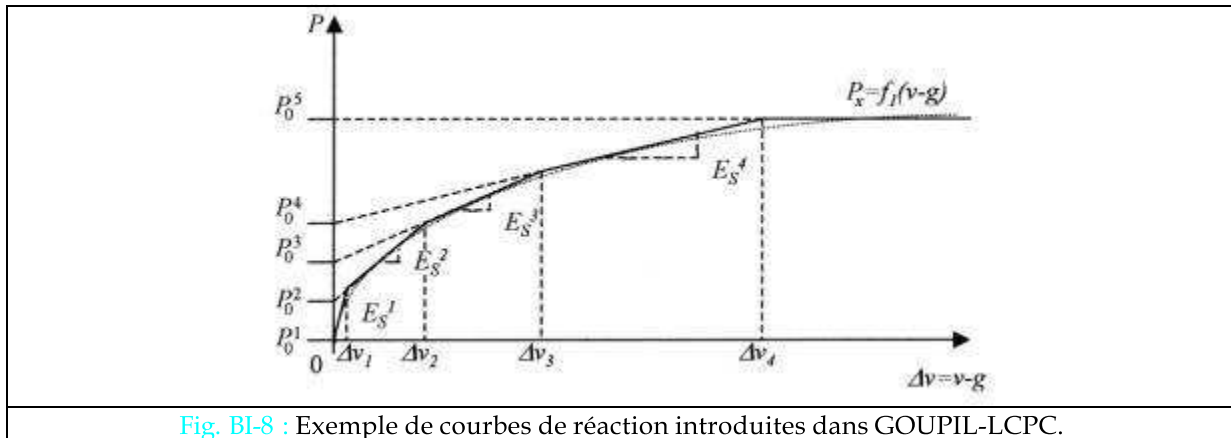


Fig. BI-8 : Exemple de courbes de réaction introduites dans GOUPII-LCPC.

CHAPITRE II : LE LOGICIEL GOUPEG-3D

La différence entre les logiciels GOUPIIL-LCPC et GOUPEG réside principalement dans l'introduction de l'effet de groupe, par modification des courbes de réaction définies pour les pieux isolés. On modifie ces courbes à partir de coefficient de contraintes et/ou de déplacement, calculés à partir des équations de Mindlin [MINDLIN, 1936].

II-1) LES EQUATIONS DE MINDLIN

II-1a) L'origine des équations de Mindlin

L'origine des équations de Mindlin [MINDLIN, 1936] est présentée succinctement dans la partie bibliographique (partie A §II-2b) et plus en détails dans l'annexe B. Nous rappelons toutefois que les équations de Mindlin fournissent une solution aux équations élastiques tridimensionnelles valables dans un massif semi-infini, homogène et isotrope, dans le cas d'une force ponctuelle agissant à l'intérieur de celui-ci.

II-1b) Approximations réalisées pour utiliser les équations de Mindlin dans GOUPEG

Les équations de Mindlin ont été obtenues en respectant certaines hypothèses, qui ne correspondent pas forcément aux conditions pour lesquelles elles ont été utilisées. Les hypothèses de ces équations et les approximations qu'elles présentent pour leur application aux micropieux sont les suivantes:

- la force est ponctuelle;

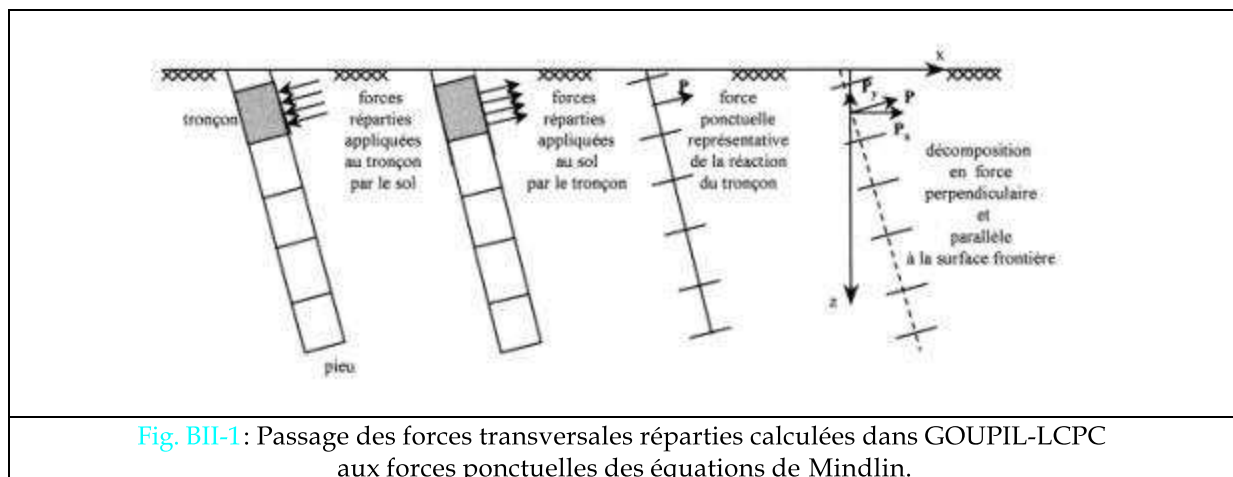
- ↳ dans GOUPEG, on utilise les équations de Mindlin afin de calculer l'interaction entre les pieux. Les forces, dont on doit tenir compte, sont celles exercées par les pieux sur le sol. On suppose qu'elles correspondent à l'opposé des réactions du sol (P_x , P_y et P_z) agissant sur les tronçons. Puisqu'il s'agit de forces réparties sur une surface, on les assimile à des forces ponctuelles appliquées sur l'axe central des pieux, au milieu de chaque tronçon, afin de

pouvoir utiliser les équations de Mindlin. L'exactitude de cette hypothèse a été vérifiée pour un groupe de pieux verticaux [CHOW, 1986].

- le sol est élastique;
 - ↳ l'utilisation des équations de Mindlin pour l'étude des fondations profondes est souvent critiquée pour cette raison. Néanmoins d'autres auteurs justifient l'approximation du sol à un milieu élastique pour évaluer l'interaction entre les pieux, en expliquant que les déplacements ou les contraintes induits sont petits.
- le sol est homogène et isotrope;
 - ↳ dans la nature, le sol est rarement homogène et isotrope. Dans le cas des groupes de pieux, cette inhomogénéité et anisotropie sont accrues par la présence des pieux. L'utilisation de paramètres du sol (coefficient de Poisson et module de cisaillement) homogénéisés ne nous a pas semblé être opportune.

II-1c) Calculs des déplacements et des contraintes induits dans le logiciel GOUPEG

La figure BII-1 schématise le passage des forces réparties représentant la réaction transversale du sol sur un tronçon de pieu calculées dans GOUPIIL-LCPC, aux forces ponctuelles des équations de Mindlin. Elles doivent être exprimées dans le repère de Mindlin associé au tronçon dont elles proviennent.



Le repère, dans lequel sont exprimées les équations de Mindlin, est orthonormé. On l'appellera par la suite « repère de Mindlin ». Le plan formé de ses axes « x » et « y » est confondu avec la surface du sol. Son axe des « z » passe par le point d'application de la force ponctuelle et est dirigé vers l'intérieur du sol. De ce fait, les coordonnées de l'origine du repère de Mindlin sont différentes pour chaque tronçon en cas d'inclinaison des pieux, ce qui implique de multiples changements de repère pour

L'utilisation de ces équations dans le logiciel GOUPEG. Néanmoins tous les différents repères de Mindlin ainsi obtenus demeurent toujours parallèles entre eux. Il faut noter que l'orientation de leur axe des « z » est inversé par rapport au repère de référence (Fig. BII-2).

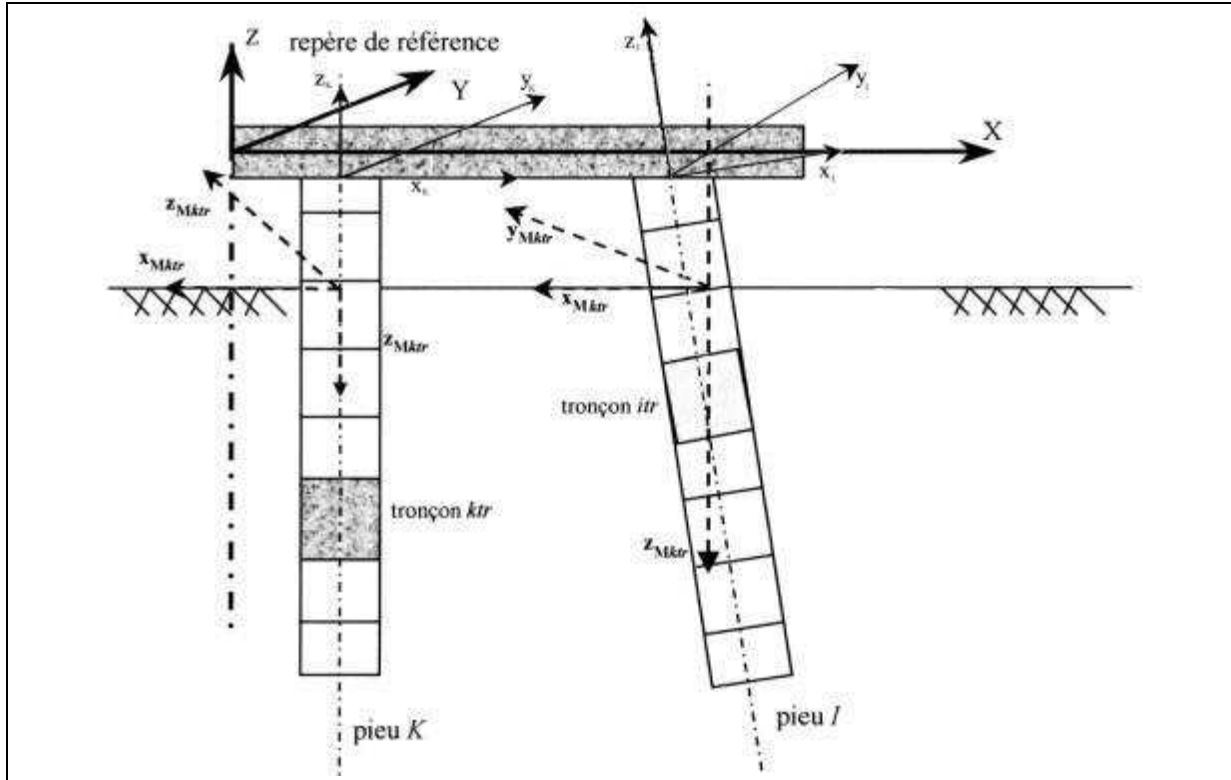


Fig. BII-2: Exemple des différents repères :
 X, Y, Z : repère de référence du système;
 $x_{Mitr}, y_{Mitr}, z_{Mitr}$: repère de Mindlin associé au tronçon « *itr* » du pieu « *I* »;
 x_i, y_i, z_i : repère local du pieu « *I* » défini dans GOUPEG-LCPC ;
itr, ktr: représente un tronçon respectivement du pieu « *I* » et du pieu « *K* ».

Les différentes étapes pour obtenir les variables d'origine géométrique nécessaires au calcul des équations de Mindlin au niveau du milieu du tronçon « *itr* » d'un pieu « *I* » (en considérant que la force ponctuelle est appliquée au niveau du milieu du tronçon « *ktr* » d'un autre pieu noté « *K* ») sont :

- la définition de la position de l'origine du repère de Mindlin associé au tronçon « *ktr* », exprimées dans le repère de référence;
- l'expression de la position du tronçon « *itr* » par rapport au repère de Mindlin associé au tronçon « *ktr* ».

Les déplacements et les contraintes induits dans un tronçon « *itr* » appartenant au pieu « *I* » sont calculés d'après les équations de Mindlin (présentées dans l'annexe B) selon la procédure suivante :
 Pour chaque tronçon « *ktr* » des pieux « *K* » tel que les pieux « *K* » soient différents du pieu « *I* » :

- on calcule les déplacements et les contraintes induits sur le tronçon «itr» dans les trois directions principales du repère de Mindlin ;
- on somme respectivement tous les déplacements et les contraintes induits exprimés dans le repère de Mindlin.

Quelques exemples de valeurs de déplacements ou de contraintes induits sont présentés dans le chapitre traitant de l'analyse des expérimentations de Saint Rémy-lès-Chevreuse réalisées sur des groupes de quatre micropieux par le CEBTP (Partie C §II-4e).

II-2) LA MODIFICATION DES COURBES DE REACTION

Trois méthodes sont le plus souvent employées pour modifier les courbes de réaction (se référer au chapitre bibliographique, partie A §II-3c) (Fig. BII-3):

- l'utilisation de facteurs de déplacement (facteurs «y» et «z»), noté « Y_m » pour le facteur appliqué aux courbes de réaction transversale dans l'étude bibliographique ;
- l'utilisation de facteurs de contrainte (facteur «p»), noté « P_m » dans l'étude bibliographique;
- le cumul des deux précédentes.

Afin de mieux correspondre à la définition mathématique, on appelle au cours de cette étude ces facteurs, des coefficients, soit multiplicateurs de déplacement (*coefu*, *coefv* et *coefw*), soit réducteurs de pression (*coefx* et *coefy*).

Initialement dans GOUPEG, on appliquait, suivant l'article d'O'NEILL & al. [1977], le coefficient multiplicateur de déplacement (couramment appelé facteur «y» pour les courbes de réaction transversales et «z» pour celles de frottement axial). Cette méthode nous a permis d'obtenir des résultats satisfaisants concernant les groupes de pieux sous charge axiale (étude présentée dans la partie C §II-3), par contre, les mauvais résultats issus des calculs de groupes de pieux chargés transversalement, nous ont conduits, après une étude bibliographique appropriée (présentée en partie A), à modifier également la pression ultime des courbes de réaction transversale.

II-2a) Modification des courbes par coefficient de déplacement

Le principe de modification est le même dans le cas des courbes de réaction transversale ou de frottement axial. Les coefficients multiplicateurs de déplacement «y» ou «z» sont calculés à partir des déplacements induits par les autres pieux, obtenus par les équations de Mindlin. Les

déplacements totaux du tronçon « *itr* » occasionnés par les autres pieux, sont composés des déplacements induits par tous les tronçons « *ktr* », n'appartenant pas au pieu « *I* » contenant le tronçon « *itr* » (Eq. BII-1) [O'NEILL & al., 1977].

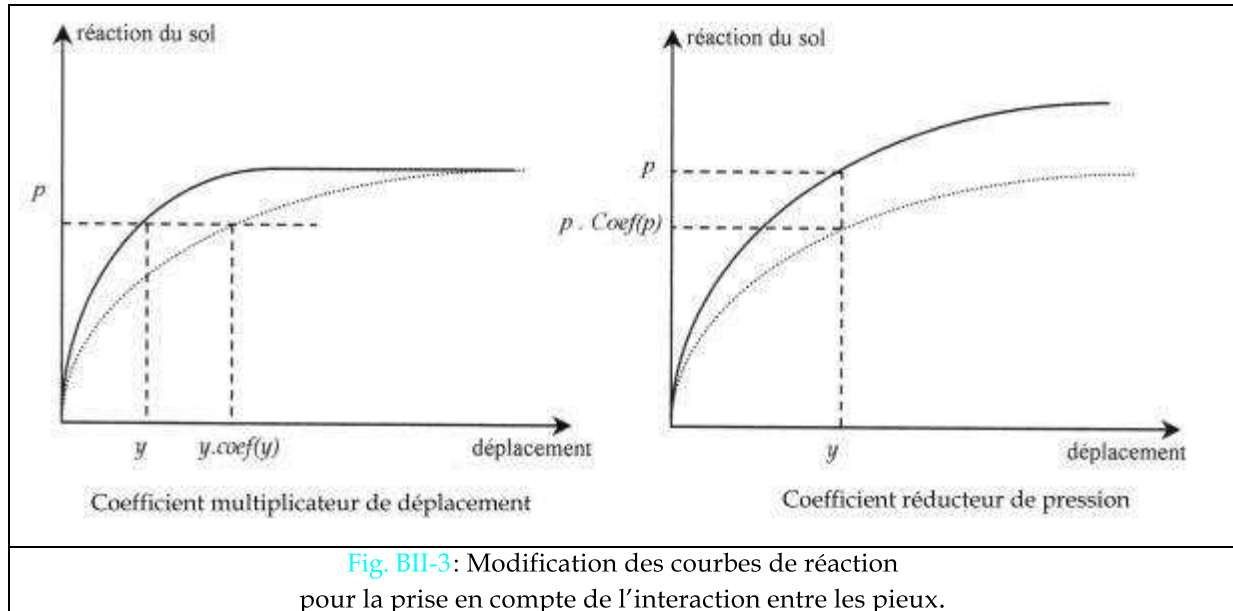


Fig. BII-3: Modification des courbes de réaction pour la prise en compte de l'interaction entre les pieux.

$$\begin{aligned}
 du(itr) &= \sum_{\substack{K=1 \\ K \neq I}}^N \sum_{\substack{kt=1 \\ kt \neq I}}^{nkt} du_{kt}(itr) \\
 dv(itr) &= \sum_{\substack{K=1 \\ K \neq I}}^N \sum_{\substack{kt=1 \\ kt \neq I}}^{nkt} dv_{kt}(itr) \\
 dw(itr) &= \sum_{\substack{K=1 \\ K \neq I}}^N \sum_{\substack{kt=1 \\ kt \neq I}}^{nkt} dw_{kt}(itr)
 \end{aligned}
 \tag{Eq. BII-1}$$

où $du_{kt}(itr)$, $dv_{kt}(itr)$, $dw_{kt}(itr)$: déplacements induits par le tronçon « *ktr* » du pieu « *K* » sur le tronçon « *itr* » du pieu « *I* », respectivement dans la direction « *x* », « *y* » et « *z* » du repère de Mindlin;

K: numéro du pieu, où sont appliquées les forces ponctuelles agissant sur le sol;

I: numéro du pieu, contenant le tronçon « *itr* » où sont calculés les déplacements induits;

ktr: numéro du tronçon, appartenant au pieu « *K* », au niveau duquel est appliquée la force ponctuelle au sol induisant les déplacements $du_{kt}(itr)$, $dv_{kt}(itr)$ et $dw_{kt}(itr)$ sur le tronçon « *itr* »;

itr: numéro du tronçon appartenant au pieu « *I* », où sont calculés les déplacements induits par les autres pieux;

nkt: nombre de tronçons du pieu « *K* »;

N: nombre de pieux du groupe;

$du(itr)$, $dv(itr)$, $dw(itr)$: déplacements induits par tous les pieux « K » sur le tronçon « itr » du pieu « I », respectivement dans la direction « x », « y » et « z » du repère de Mindlin.

On modifie les courbes de réaction en appliquant des coefficients multiplicateurs calculés comme indiqués par l'équation (Eq. BII-2) fournie par O'NEILL et al. [1977]. Pour des raisons de clarté, le coefficient multiplicateur de déplacement est noté :

- $coefu$ et $coefv$ pour les coefficients multiplicateurs appliqués aux courbes de réaction transversale (dit facteur « y ») ;
- $coefw$ pour les coefficients multiplicateurs appliqués aux courbes de frottement axial (dit facteur « z »).

$$\begin{aligned} coefu(itr) &= \frac{u_0(itr) + du(itr)}{u_0(itr)} \\ coefv(itr) &= \frac{v_0(itr) + dv(itr)}{v_0(itr)} \\ coefw(itr) &= \frac{w_0(itr) + dw(itr)}{w_0(itr)} \end{aligned} \quad \text{(Eq. BII-2)}$$

où $coefu(itr)$, $coefv(itr)$, $coefw(itr)$: coefficients multiplicateurs appliqués respectivement aux courbes de réaction, de réaction transversale selon « x » ou « y » ou de frottement axial, définies pour le tronçon « itr » ;

$u_0(itr)$, $v_0(itr)$, $w_0(itr)$: déplacements propres du tronçon « itr » (c'est-à-dire dus à son propre chargement, donc sans effet de groupe), respectivement dans la direction « x », « y », « z » du repère local lié au pieu « I » contenant le tronçon « itr » ;

$du(itr)$, $dv(itr)$, $dw(itr)$: déplacements induits par les autres pieux sur le tronçon « itr », respectivement selon la direction « x », « y », « z » du repère local lié au pieu « I », obtenus des équations (Eq. BII-1) après changement de repère.

O'NEILL & al. [1977] distinguent pour les courbes de réaction :

- des coefficients « assouplisseurs » ($coef > 1$) (Eq. BII-2) ; dans le cas où le déplacement propre du tronçon (sans effet de groupe) et le déplacement induit par les autres pieux agissent dans le même sens ;
- des coefficients « rigidificateurs » ($coef < 1$) (Eq. BII-3) ; dans le cas où le déplacement propre du tronçon est dans le sens contraire au déplacement induit par les autres pieux.
-

$$coefu(itr) = \frac{|u_0(itr)|}{|u_0(itr)| + |du(itr)|} \quad (\text{Eq. BII-3})$$

$coefv(itr)$ et $coefw(itr)$ se calculent de la même façon.

Il semblerait qu'aucun autre auteur n'envisage l'utilisation de coefficients rigidificateurs. GOUPEG-3D avait été initialement programmé en tenant compte de ces coefficients rigidificateurs. On a finalement décidé de les supprimer, car dans le cas de groupes de pieux chargés transversalement, on pouvait obtenir certains coefficients multiplicateurs très grands ne pouvant traduire un phénomène physique vraisemblable. Il serait intéressant de juger de leur utilité dans le cas de groupe chargé axialement en présence d'importants frottements négatifs. Faute de données expérimentales, une telle étude n'a pu être réalisée.

Les coefficients multiplicateurs dans GOUPEG sont calculés selon les équations (Eq. BII-2) lorsque les déplacements propres du tronçon sont dans le même sens que les déplacements induits, et pris égaux à 1 dans le cas contraire (pas d'effet de groupe).

On rappelle que les courbes de réaction sont définies, dans le logiciel GOUPEG, linéaires par morceaux (présentées dans la partie B §I-2c). La modification de ces courbes consiste à multiplier les abscisses des points de changement de pente (« ξ^j ») par ces coefficients multiplicateurs (« $coef$ »), en laissant inchangés les ordonnées (« f^i ») (Fig. BII-4).

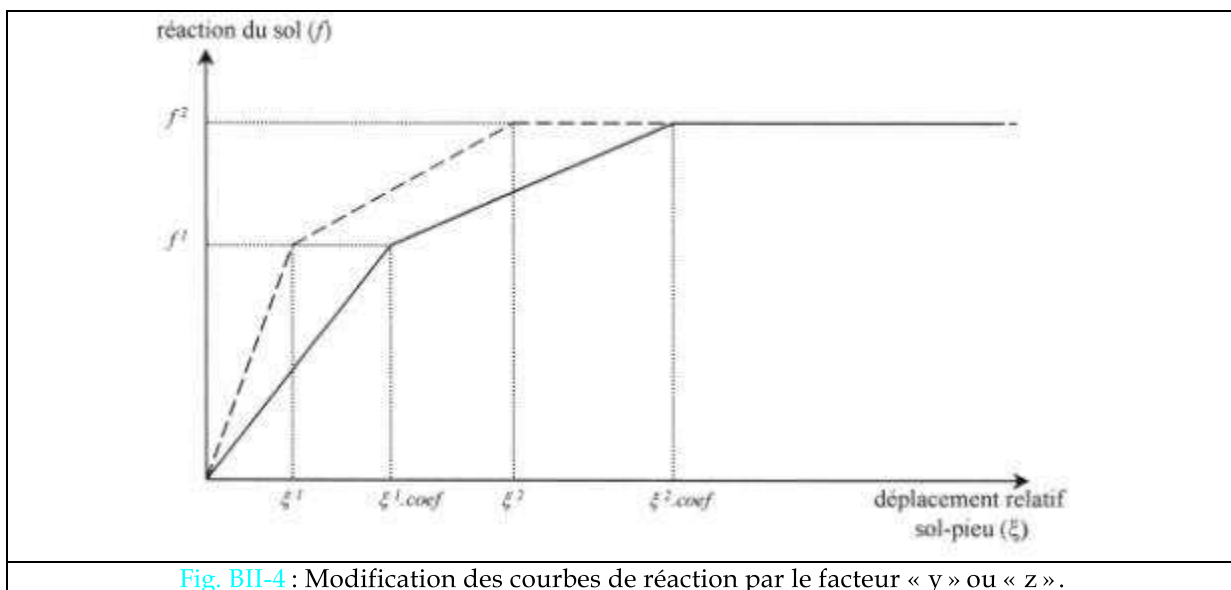


Fig. BII-4 : Modification des courbes de réaction par le facteur « y » ou « z ».

II-2b) Modification de la pression des courbes de réaction transversale

Les déplacements supplémentaires induits par l'interaction entre les pieux calculés par la méthode utilisant les coefficients de déplacement se sont révélés insuffisants par rapport à ceux produits dans la réalité, lors de l'analyse des groupes de pieux réalisés à Saint Rémy-lès-chevreuse (présentée dans la partie C). De plus, l'étude bibliographique sur l'effet de groupe dans le cas de pieux chargés transversalement (partie A §I-4) a conduit à mettre en évidence ce que l'on appelle « l'effet d'ombre ». Cet effet est tel que l'on peut penser que non seulement les modules sont à diminuer mais également les pressions ultimes valables pour un pieu isolé; on parle alors de « coefficient de contrainte (p) ». Selon les auteurs, l'importance de la diminution de la pression ultime dépend, entre autre, de l'emplacement du pieu dans la ligne de pieux, de l'angle existant entre les pieux et la direction de la force, de l'espacement entre les pieux, du mode de mise en place,.... Plusieurs approches ont été proposées pour déterminer ce coefficient d'abattement agissant sur la pression ultime (présentées dans la partie A §II-3c).

Dans GOUPEG, on a décidé d'utiliser de nouveau la théorie de l'élasticité basée sur les équations de Mindlin. En effet, la majorité des résultats publiés n'offrent pas une formulation adaptée pour traiter toutes les configurations, de plus ils sont souvent présentés sous forme d'abaque, ce qui ne facilite pas leur introduction dans un logiciel de calcul. Pour calculer le coefficient réducteur appliqué à la pression ultime (facteur «p»), on utilise les équations de Mindlin relatives aux contraintes normales dans les trois directions du repère local lié au pieu (présenté dans l'annexe B, Eq. B1-1). On conserve le même principe de calcul que celui adopté pour les coefficients multiplicateurs de déplacement. On calcule donc pour chaque tronçon les contraintes induites par les tronçons des autres pieux (Eq. BII-4).

$$\begin{aligned}
 d\sigma_x(itr) &= \sum_{\substack{K=1 \\ K \neq I}}^N \sum_{ktr=1}^{nkt} d\sigma_{x_{ktr}}(itr) \\
 d\sigma_y(itr) &= \sum_{\substack{K=1 \\ K \neq I}}^N \sum_{ktr=1}^{nkt} d\sigma_{y_{ktr}}(itr) \\
 d\sigma_z(itr) &= \sum_{\substack{K=1 \\ K \neq I}}^N \sum_{ktr=1}^{nkt} d\sigma_{z_{ktr}}(itr)
 \end{aligned}
 \tag{Eq. BII-4}$$

où $d\sigma_x(itr)$, $d\sigma_y(itr)$, $d\sigma_z(itr)$: contraintes induites par tous les pieux «K » sur le tronçon « itr » du pieu « I », respectivement dans la direction « x », « y » et « z » du repère de Mindlin;

itr: numéro du tronçon appartenant au pieu « I », où sont calculés les contraintes induites par les autres pieux;

K: numéro du pieu, où sont appliquées les forces ponctuelles agissant sur le sol;

I: numéro du pieu, contenant le tronçon « itr » où sont calculées les contraintes induites;

N: nombre de pieux du groupe;

ktr : numéro du tronçon, appartenant au pieu « K », au niveau duquel est appliquée la force ponctuelle agissant sur le sol induisant les contraintes $d\sigma_x(itr)$, $d\sigma_y(itr)$, $d\sigma_z(itr)$ du tronçon « itr »;

$nktr$: nombre de tronçons du pieu « K »;

$d\sigma_{x\ ktr}(itr)$, $d\sigma_{y\ ktr}(itr)$, $d\sigma_{z\ ktr}(itr)$: contraintes induites par le tronçon « ktr » du pieu « K » sur le tronçon « itr » du pieu « I », respectivement dans la direction « x », « y » et « z » du repère de Mindlin.

On calcule un coefficient réducteur lorsque les contraintes induites et les contraintes propres du tronçon agissent dans le même sens (Eq. BII-5) ; dans le cas contraire on le prend égal à 1, pour rester du côté de la sécurité en considérant qu'il ne peut y avoir augmentation de la pression ultime pour un pieu du groupe. De plus, généralement la pression ultime d'un pieu du groupe est au mieux égale à celle du pieu isolé [YEGIAN & WRIGHT, 1973, POULOS & CHEN, 1993, BROWN & SHIE, 1990, ...]. On applique aussi un coefficient réducteur de 1, lorsque les contraintes induites sont supérieures aux contraintes propres du tronçon, ce qui peut se produire en profondeur car ces dernières deviennent extrêmement faibles, puisque le chargement est repris essentiellement par la partie haute du pieu.

$$\begin{aligned} \text{coefx}(itr) &= \frac{\sigma_{x_0}(itr) - d\sigma_x(itr)}{\sigma_{x_0}(itr)} \\ \text{coefy}(itr) &= \frac{\sigma_{y_0}(itr) - d\sigma_y(itr)}{\sigma_{y_0}(itr)} \end{aligned} \quad (\text{Eq. BII-5})$$

où $\sigma_{x_0}(itr)$, $\sigma_{y_0}(itr)$, $\sigma_{z_0}(itr)$: contraintes propres du tronçon, respectivement dans la direction « x », « y », « z » du repère local lié au pieu « I » contenant le tronçon « itr ».

$d\sigma_x(itr)$, $d\sigma_y(itr)$, $d\sigma_z(itr)$: contraintes induites par les autres pieux sur le tronçon « itr ». Elles sont obtenues à partir des équations (Eq. BII-4), après changement de repère.

II-2c) Récapitulatif de la prise en compte de l'effet de groupe

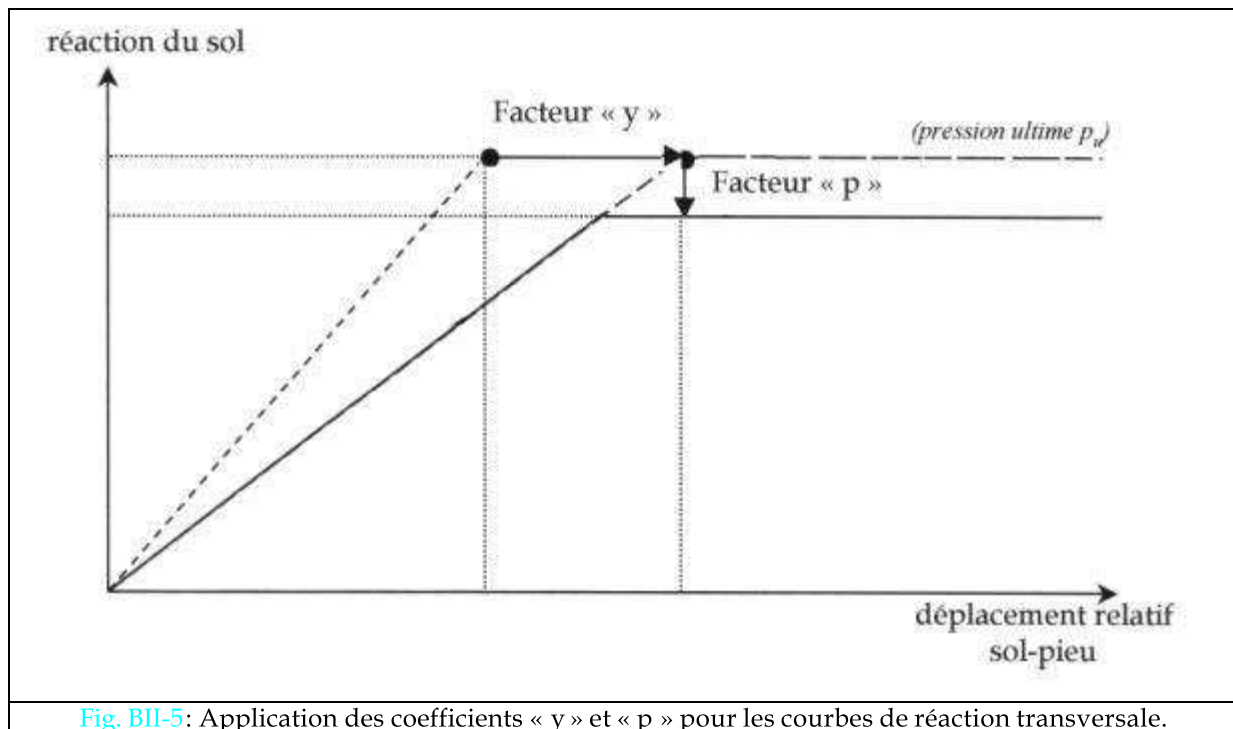
On rappelle le mode de calcul des coefficients permettant la modification des courbes de réaction afin de prendre en compte l'interaction entre les pieux du groupe :

- Les coefficients de déplacement (coefu , coefv et coefw) sont :
 - calculés à partir des équations de Mindlin lorsque les déplacements induits et les déplacements propres du tronçon sont dans le même sens ;
 - égaux à 1 dans le cas contraire.
- Les coefficients réducteurs de pression ultime (coefx et coefy) sont :
 - calculés à partir des équations de Mindlin lorsque les contraintes induites et les contraintes propres du tronçon sont dans le même sens ;

- égaux à 1 dans le cas contraire ;
- égaux à 1 lorsque les contraintes induites sont supérieures aux contraintes propres du tronçon.

On modifie les courbes de réaction grâce au coefficient de déplacement, puis on réduit, seulement pour les courbes de réaction transversale, le palier de la pression ultime par application du coefficient réducteur (Fig. BII-5).

Bien que GOUPEG-3D, permette l'introduction de courbes de réaction transversale multilinéaires, la réduction du palier n'a été programmée, pour l'instant, que dans le cas de courbes bilinéaires, qui représentent les cas les plus courants. En effet, le Fascicule 62- titre V admet l'utilisation de courbe trilinéaire seulement dans le cas de sollicitations accidentelles très brèves (chocs), ou pour les sols cohérents, de sollicitations rares de courte durée.

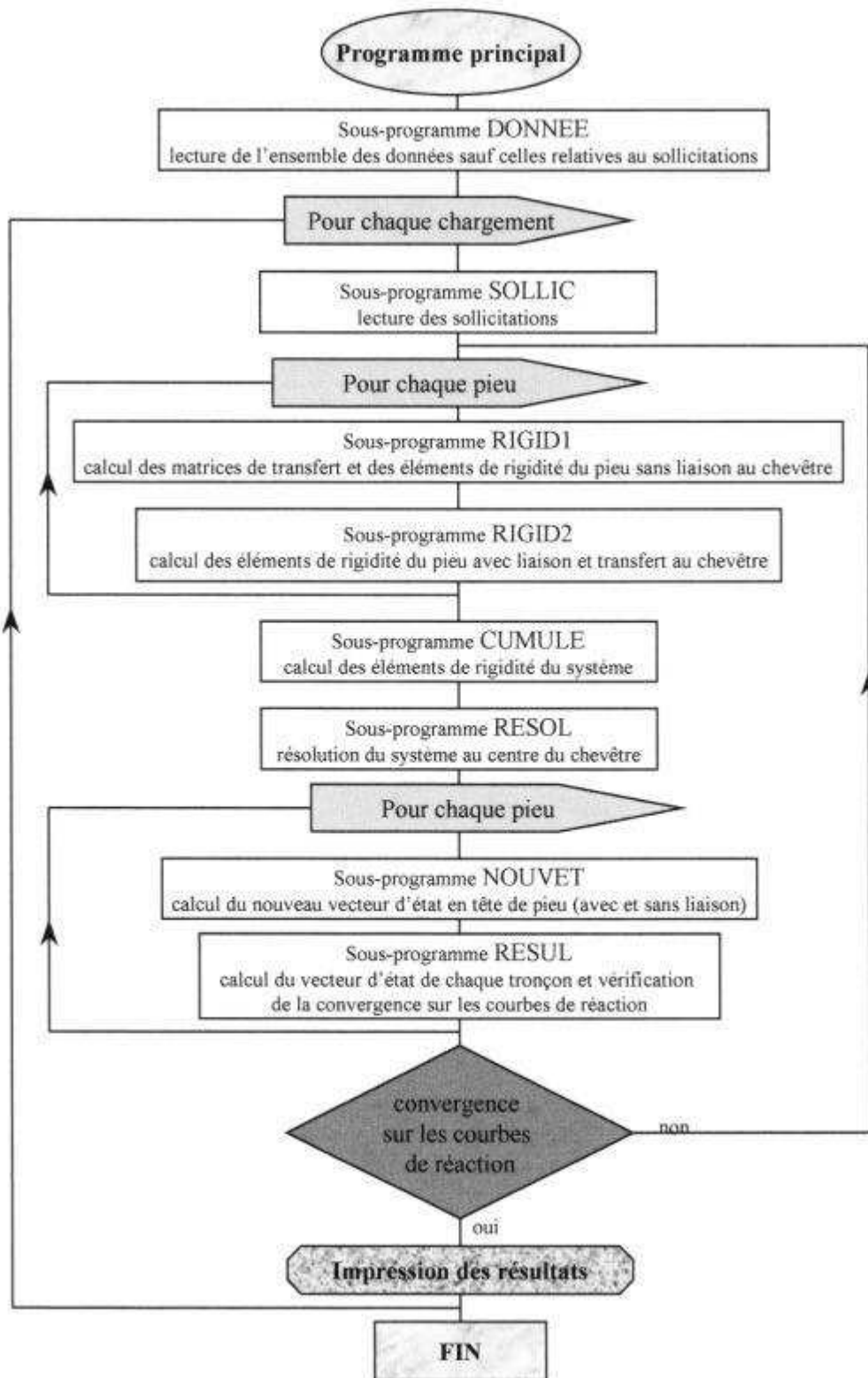


II-3) DETAILS INFORMATIQUES CONCERNANT GOUPEG

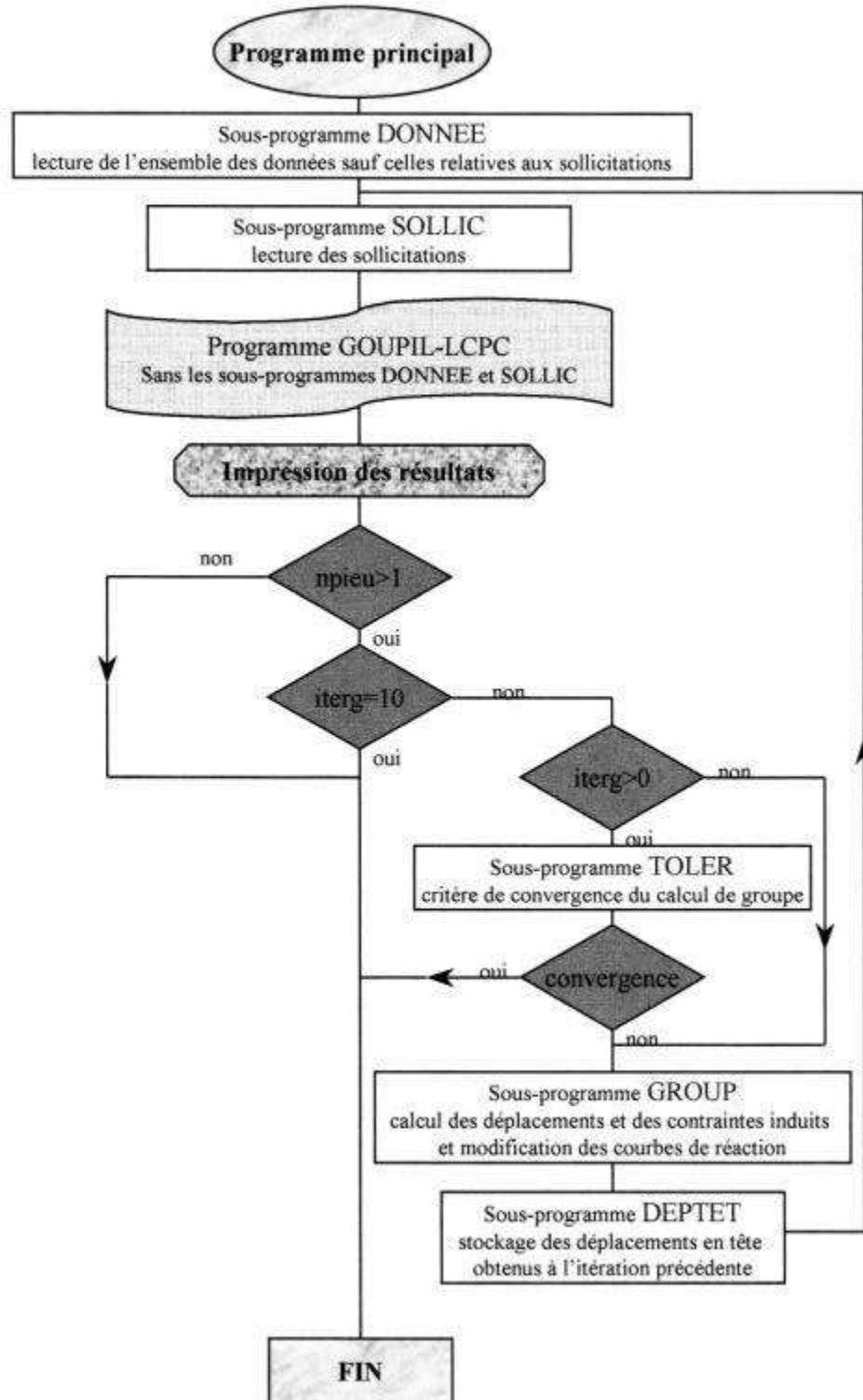
II-3a) Introduction de l'effet de groupe dans le programme de GOUPIL

L'organigramme BII-1 rappelle le principe de résolution du logiciel GOUPIL-LCPC, exposé dans la partie B §I.

Le précepte de base pour l'introduction de l'effet de groupe est de réaliser un calcul GOUPIL avec les courbes de réaction modifiées par des coefficients de déplacement « y » et/ou de contraintes « p », il a fallu néanmoins procéder à certaines petites modifications ([Organig. BII-2](#)).



Organig. BII-1: Programme principal de GOUPEG-3D.



Organig. BII-2 : Introduction de l'effet de groupe.

npieu : nombre de pieu du groupe ;

iterg : compteur du nombre de calcul de groupe réalisé; il est limité à 10.

II-3b) Critère de convergence du calcul de groupe

Le critère de convergence du processus itératif pour le calcul de groupe est atteint lorsque, pour chaque pieu et dans les trois directions principales du repère de référence, les différences relatives entre les déplacements en tête à l'itération actuelle et précédente sont inférieures à une valeur fournie dans le fichier de données (« *tol* »). On n'applique ce critère qu'à partir d'un certain ordre de grandeur des déplacements, car en présence de valeurs de déplacements très petites (inférieures au micromètre), cette formulation n'est plus adaptée.

Par exemple, dans le cas de déplacement selon la direction « *x* » (Eq. BII-6) :

$$\frac{|ute(I) - utn(I)|}{|ute(I)|} \leq tol \quad (\text{Eq. BII-6})$$

où *ute(I)*: déplacement en tête du pieu « *I* » dans la direction « *x* » du repère de référence, calculé à l'itération précédente;

utn(I): déplacement en tête du pieu « *I* » dans la direction « *x* » du repère de référence, calculé à l'itération actuelle;

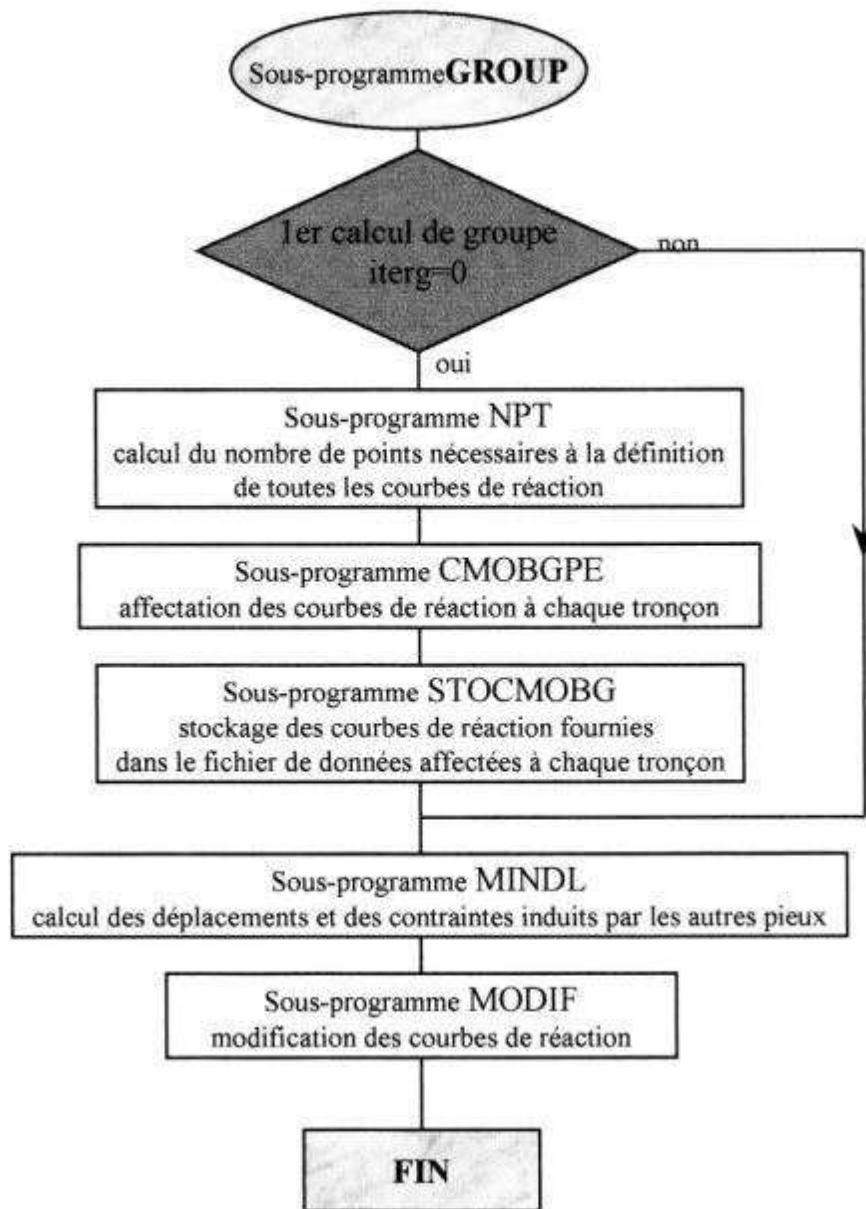
tol: valeur entrée dans le fichier de données pour la convergence du calcul de groupe.

La formulation est la même pour les autres directions.

II-3c) Détails informatiques sur le calcul de groupe

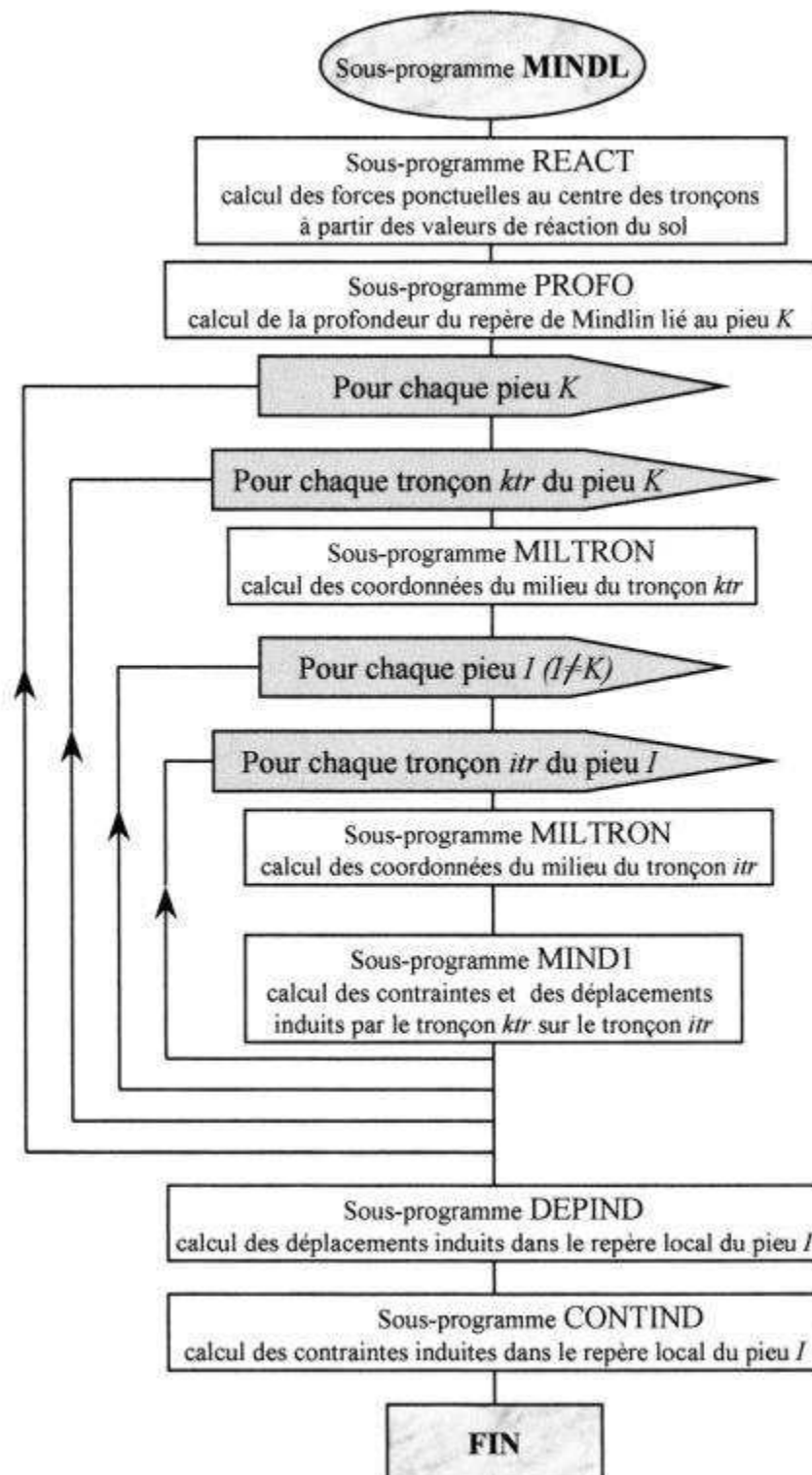
Les organigrammes BII-2 à BII-5 décrivent GOUPEG. On y récapitule les principales phases de calcul nécessaires à l'introduction de l'effet de groupe dans GOUPIL-LCPC. Ces dernières sont présentées de manière simplifiée, le but n'étant pas de reprendre la programmation dans ses détails, mais plutôt d'en expliquer le déroulement.

L'organigramme BII-3 présente les grandes phases du calcul de groupe en tenant compte de l'interaction entre les pieux. Les sous-programmes «NPT», «CMOBGE» et «STOCMOBG» permettent de préparer les différents calculs de groupe (affectation des courbes de réaction pour chaque tronçon). Le sous-programme «MINDL» (Organig. BII-4) apporte quelques renseignements sur le calcul des contraintes et/ou des déplacements induits (théorie explicitée dans la partie B §II-1), tandis que le sous-programme «MODIF» (Organig. BII-5) présente le déroulement concernant les modifications des courbes de réaction pour tenir compte des effets de groupe (méthodologie présentée dans la partie B §II-2).

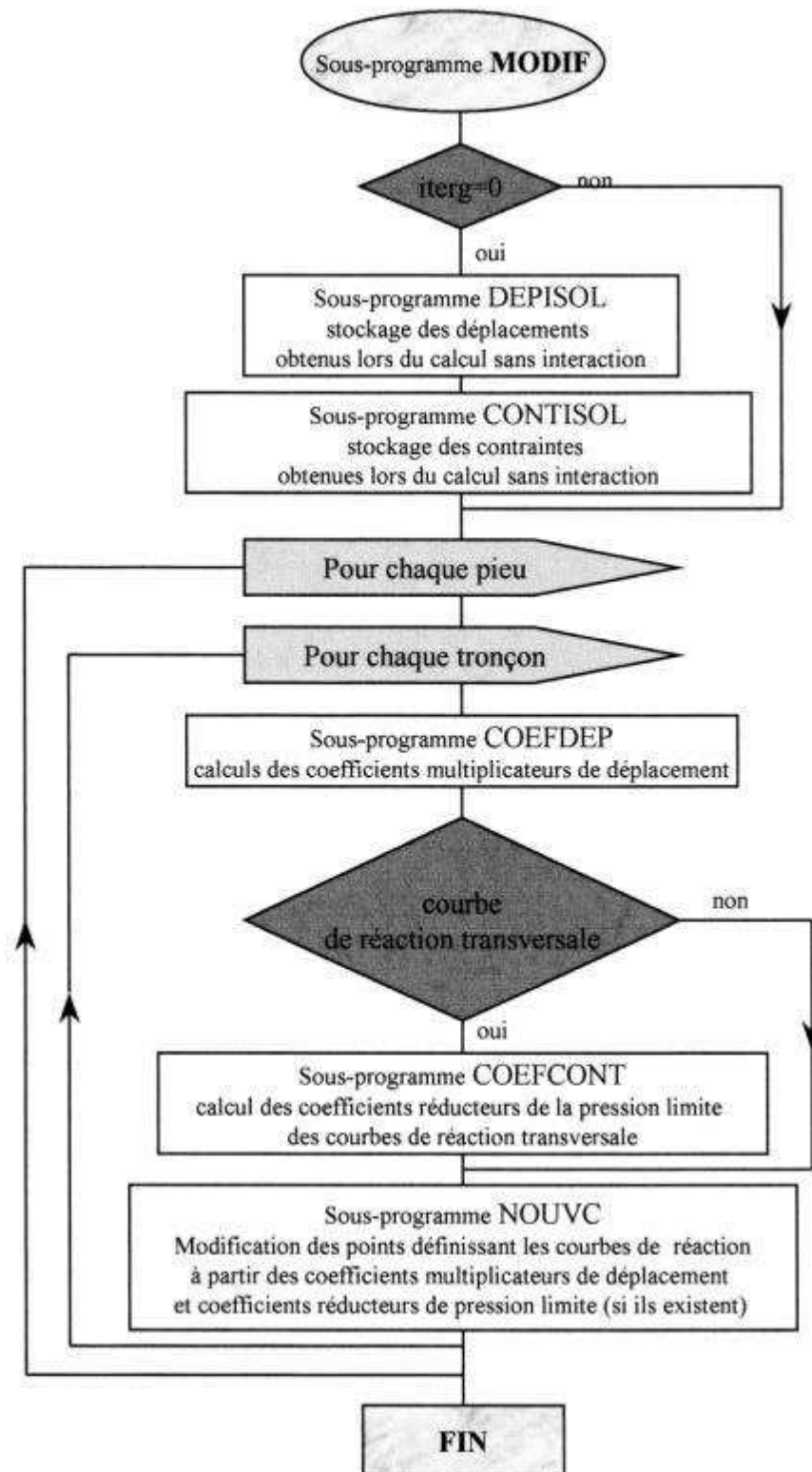


Organig. BII-3: Le sous-programme « GROUP »,
présentant les grandes phases du calcul de groupe en tenant compte de l'interaction entre les pieux.

Dans l'organigramme BII-4 le sous programme MILTRON appliquée au tronçon « *ktr* » permet de déterminer la position de la force ponctuelle (prise en compte dans Mindlin) sur l'axe des « *z* » du repère de Mindlin associé à ce même tronçon. Le sous-programme MILTRON, quand il est appliquée au tronçon « *itr* » permet de définir la position du point où sont appliqués les déplacements et les contraintes induits.



Organig. BII-4: Le sous-programme « MINDL », relatif au calcul des contraintes et/ou déplacements induits par les autres pieux.



Organig. BII-5: Le sous-programme « MODIF », relatif à la modification des courbes de réaction.

CONCLUSION

Le programme GOUPEG-3D a été développé afin d'estimer les déplacements des groupes de pieux, en tenant compte, de façon automatique, de l'interaction produite entre eux, quelque soit la configuration et l'inclinaison des pieux.

Dans la [partie C](#), ce logiciel est utilisé afin d'analyser des essais de micropieux verticaux isolés et en groupes simples (2x2 avec un espacement de deux diamètres).

PARTIE C :

**ANALYSE
DU COMPORTEMENT
DES MICROPIEUX
du site
de SAINT RÉMY-LÈS-
CHEVREUSE**

INTRODUCTION

Cette partie présente l'analyse, à l'aide du logiciel GOUPEG-3D, des essais en vraie grandeur réalisés à Saint Rémy-lès-Chevreuse par le CEBTP en 1995. Cette partie est constituée de deux chapitres.

Dans le **chapitre I** sont présentés **les essais en vraie grandeur** réalisés par le CEBTP dans la station d'essais d'ouvrages en terre à Saint Rémy-lès-Chevreuse.

Les micropieux prennent place dans un massif de sable de Fontainebleau (de surface utile 10 m x 10 m et de 6 m de profondeur) reconstitué de manière à obtenir un massif homogène. De nombreux essais en place (mesures au gammadensimètre, au pénétromètre dynamique, au pressiomètre,...), ainsi qu'en laboratoire ont été réalisés afin de déterminer les caractéristiques du sol.

Deux types de micropieux ont été choisis de manière à mettre en évidence l'influence du mode de fabrication : des micropieux de type II (gravitaires) et des micropieux R-SOL (en raison de l'utilisation de perforateur R-SOL) assimilés au type IV (IRS: injection répétitive et sélective).

Le CEBTP a effectué, sur neuf micropieux isolés et deux groupes de quatre micropieux de deux diamètres d'entre-axe, des essais de chargement axial, suivis d'essais de chargement transversal. Le dispositif d'essais se compose des structures de l'ancienne station de Poussée-Butée pour les essais de chargements transversaux et d'une poutre de réaction fixée par deux chevêtres à quatre tirants d'ancrage pour les essais de chargements axiaux.

Le second chapitre traite des **simulations** des essais en vraie grandeur réalisés par le CEBTP sur les micropieux isolés et en groupe à l'aide du logiciel GOUPEG-3D (présenté dans la [partie B](#)).

Pour chaque type de chargement, on présente les hypothèses utilisées pour construire le jeu de données du logiciel GOUPEG, suivies des résultats. On utilise pour la construction des courbes de frottement axial, de réaction transversale et de réaction en pointe les différents règlements en vigueur comme le Fascicule 62 - titre V ou le TA 95, dans le but de distinguer les méthodes fournissant les meilleurs résultats.

On rappelle que le logiciel GOUPEG utilise le principe des méthodes hybrides : l'interaction entre les pieux y est calculée en modifiant les courbes de mobilisation définies pour le micropieu isolé, par des coefficients s'inspirant de ceux proposés par O'NEILL [1977] calculés à partir des équations de Mindlin [1936].

A ce titre, des études paramétriques sont présentées sur l'influence du module de cisaillement et du coefficient de Poisson, paramètres intervenant dans les équations de Mindlin (pour les groupes sous charge axiale dans la partie [C §II-3b](#) et pour les groupes sous charge transversale dans la partie [C §II-4d](#)). Certaines valeurs issues des équations de Mindlin (déplacements et contraintes induites), ainsi que les coefficients (multiplicateurs de déplacements et réducteurs de pression ultimes) qui en découlent, définies pour un calcul de groupe sous charges transversales, figurent dans la partie [C §II-4e](#). On rappelle que ces coefficients permettent la modification des courbes de réaction définies pour un pieu isolé, afin de tenir compte de l'interaction entre les pieux du groupe.

CHAPITRE I : EXPERIMENTATIONS EN VRAIE GRANDEUR

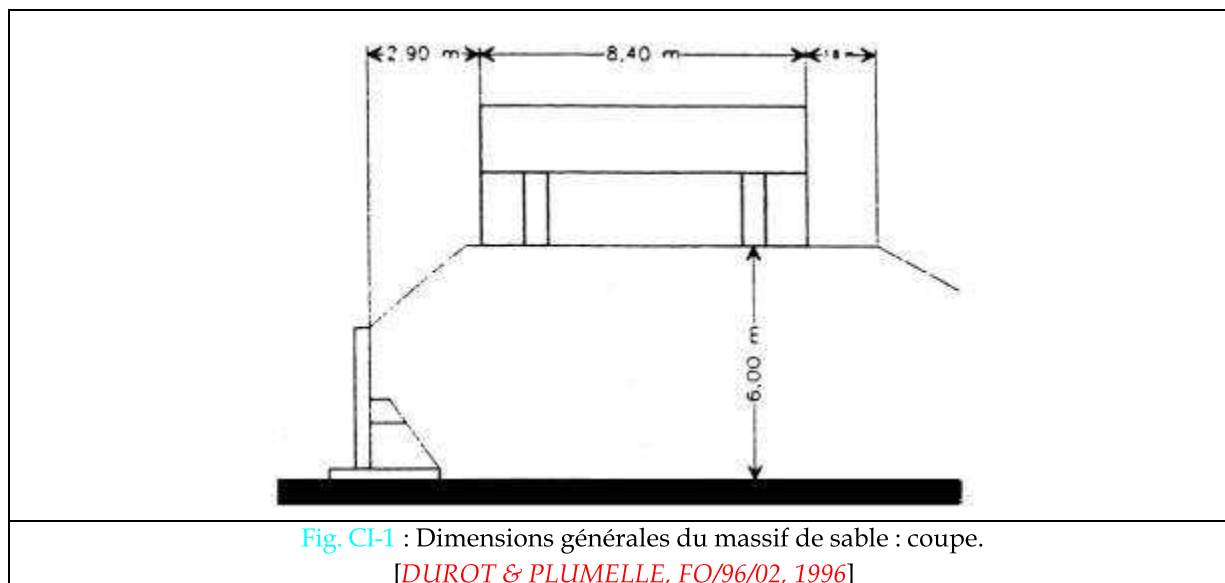
DE SAINT-REMY-LES-CHEVREUSE

Il s'agit, dans cette partie, d'une description succincte afin de situer l'étude qui va suivre. On peut trouver de plus amples informations dans les quatre rapports du projet national FOREVER qui se sont succédés pour traiter :

- de l'étude de faisabilité [PLUMELLE, FO/93/01,1994],
- du site expérimental [PLUMELLE, PELLO & RAYNAUD, FO/94/01, 1995],
- de la réalisation des micropieux [PELLO, PLUMELLE & RAYNAUD, FO/94/05, 1995],
- du programme de chargement et du résultat des mesures réalisées [PLUMELLE & RAYNAUD, FO/95/03, 1996].

I-1) Caractéristiques du site

Le massif (10 m x 10 m sur une hauteur de 6 m) a été constitué de sable fin de Fontainebleau ($D_{50}=0,15$ mm, $D_{max}=0,60$ mm), disposé par couche de manière à obtenir un sol lâche homogène (Fig. CI-1).



Des essais en place (mesures au gammadensimètre, au pénétromètre dynamique, au pressiomètre, au phicomètre, au SPT), ainsi qu'en laboratoire (mesures de cisaillement à la boîte de Casagrande et à l'appareil triaxial) ont été effectués. Les résultats sont détaillés dans le rapport FOREVER FO/94/01 [PLUMELLE & al., 1995].

I-2) CARACTERISTIQUES DES MICROPIEUX

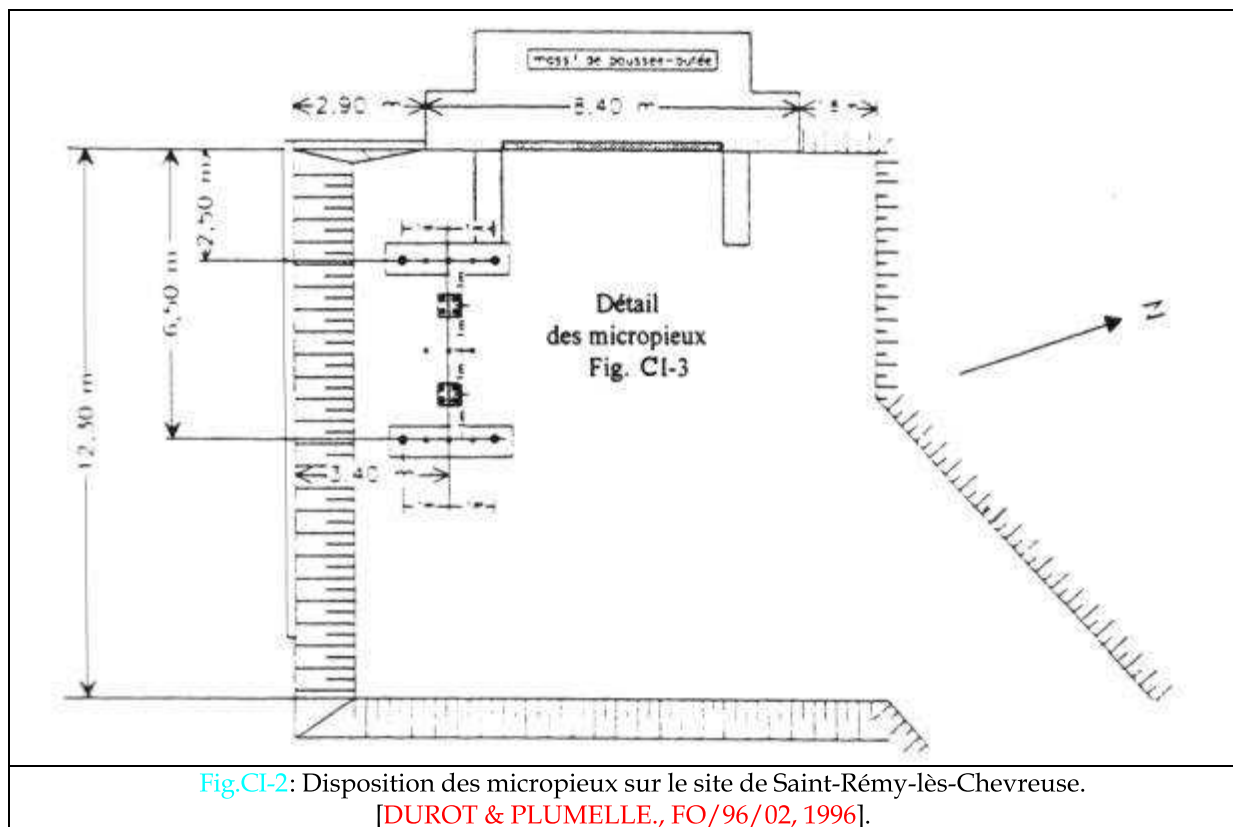
Afin de comparer l'influence du mode d'exécution, deux types de micropieux ont été retenus (terminologie du **fascicule 62 -titre V**) :

- des micropieux de type II, réalisés par l'entreprise SOLETANCHE,
- des micropieux R-SOL assimilés au type IV, réalisés par l'entreprise USIBA.

Le détail de leur réalisation fait l'objet de la partie C §I-2b.

I-2a) Implantation des micropieux

Les micropieux sont disposés dans le massif d'essai comme le montre les figures CI-2 et CI-3.



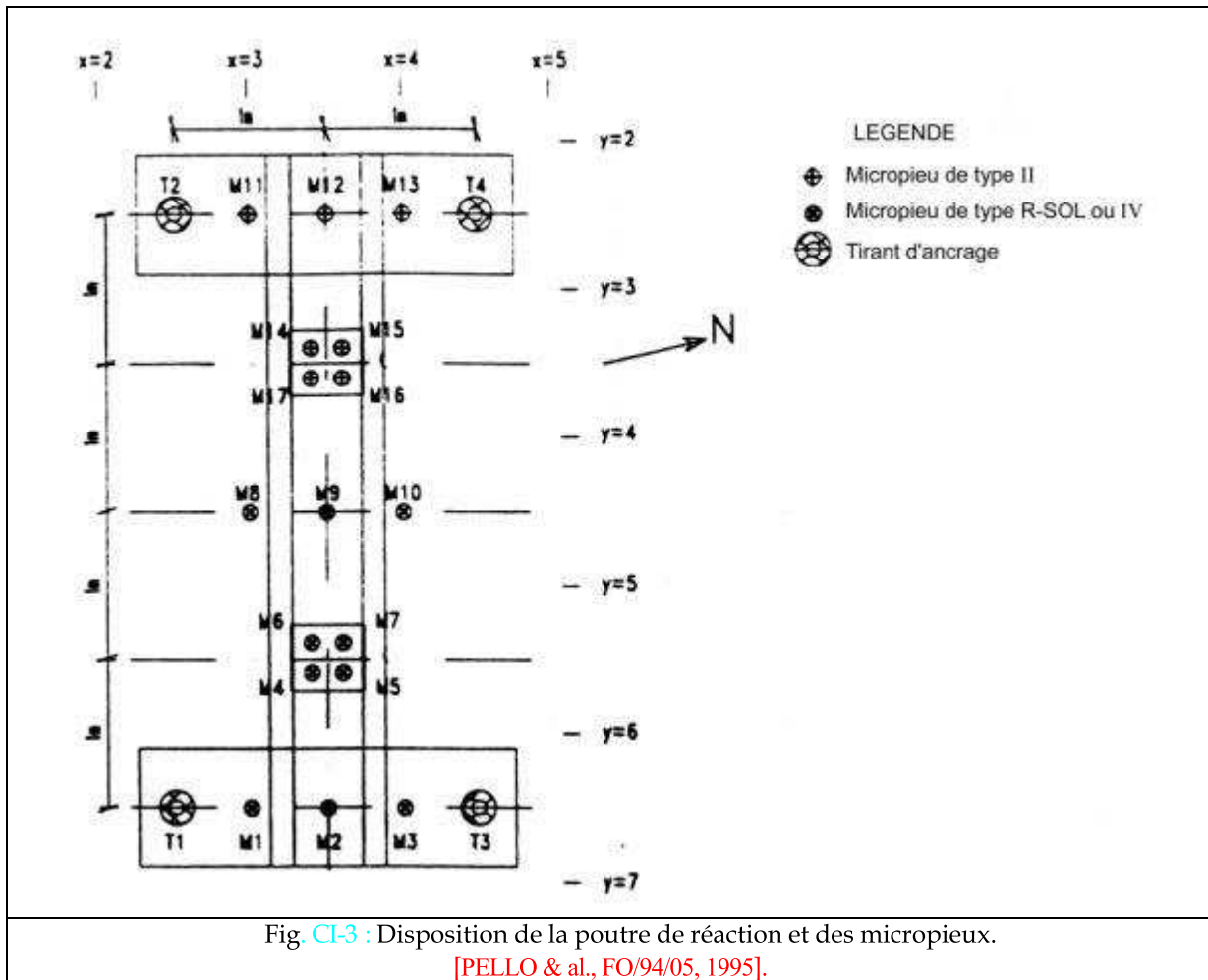
Les essais de chargement axial puis transversal ont été réalisés sur :

- 3 micropieux isolés de type IIb : M8, M9, M10 ;
- 3 micropieux isolés de type IIh : M1, M2, M3 ;
- 3 micropieux de type IV : M11, M12, M13 ;
- 1 groupe de 4 micropieux de type IIh : M4, M5, M6, M7;
- 1 groupe de 4 micropieux de type IV : M14, M15, M16, M17 ;

L'espacement entre les micropieux des groupes est de deux diamètres.

I-2b) Réalisation des micropieux de type IIh, IIb et R-SOL

Quelque soit leur type, les micropieux ont un diamètre final d'environ 100 mm et une longueur de scellement de 5 m. L'armature des micropieux est constituée d'un tube d'acier ($\varnothing_{\text{ext}} = 50,3$ mm, $\varnothing_{\text{int}} = 40,3$ mm).



Les micropieux de type II : (Fig.CI-4)

Le forage est réalisé à l'aide d'une sondeuse électrique de gabarit réduit, équipée d'une tarière hélicoïdale continue. L'armature a été installée manuellement en raison de la bonne tenue du trou. Le coulis ($C/E = 2$, $\sigma_{c28} = 31$ MPa) a été mis en place par pompage à l'aide d'un flexible à l'intérieur de l'armature. Afin de compenser l'essorage, on a rajouté du coulis par le haut (h), l'heure qui a suivi et/ou le jour suivant, ou par le bas (b), après une minute. Ceci conduit à faire une distinction entre les micropieux **IIh** et **IIb** (respectivement).

Les micropieux R-SOL (assimilé type IV) : (Fig. CI-5)

Le forage est réalisé par refoulement à l'aide du perforateur pneumatique R-SOL (annexe C) de 71 mm de diamètre, une étude détaillée sur ce type de pieu figure dans le rapport FOREVER FO/93/01 [PLUMELLE, FO/93/01, 1994]. Ensuite, son premier remplissage est exécuté à la main avec du béton mi-sec (annexe C du rapport FOREVER FO/94/05 [PELLO & al., 1995]. Un second passage du perforateur compacte le béton. On dispose manuellement l'armature. Le coulis de scellement (C/E=1,8, σ_{C28} =35 MPa) est versé directement dans le trou de forage et par l'intérieur de l'armature jusqu'au refus. Le complément a été fait au fur et à mesure par le haut du forage. Le CEBTP a considéré que le diamètre final des micropieux R-SOL, de par son mode de fabrication, est égal à 100 mm.

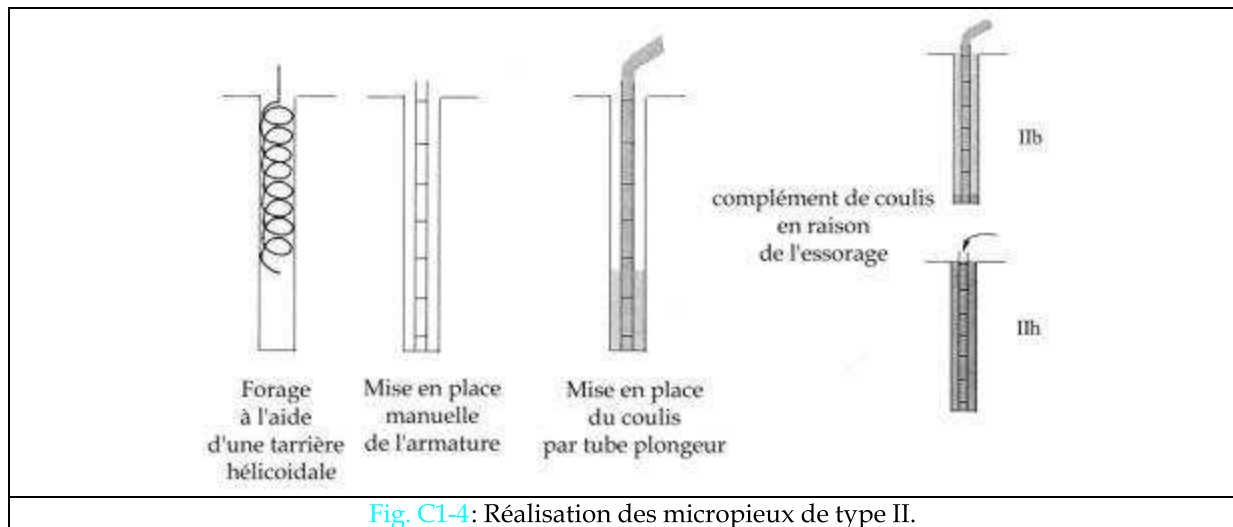


Fig. CI-4: Réalisation des micropieux de type II.

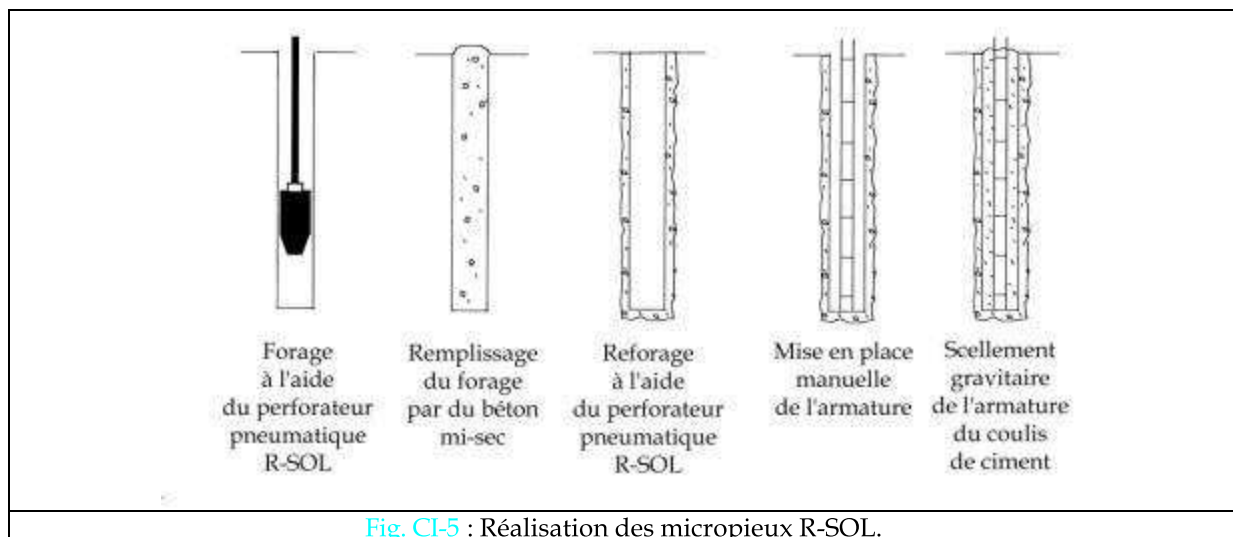


Fig. CI-5 : Réalisation des micropieux R-SOL.

Remarques :

- Un surforage de 0,20 à 0,50 m de long a parfois été réalisé, mais ne sera pas pris en compte dans les calculs, car cette partie n'est pas armée et sa longueur ne peut-être vérifiée avant excavation.
- Une platine a été fixée en tête de tous les micropieux.
- Les micropieux de chaque groupe sont reliés par une dalle en béton armé (500 x 500 x 250 mm³).

I-2c) Instrumentation

La mesure des déplacements verticaux a été réalisée à l'aide de comparateurs placés en tête (3 par essai), celle des forces appliquées grâce à des dynamomètres annulaires de marque PROCEQ ou SCHMIDT. Il n'y a pas d'instrumentation le long du fût.

La mesure des déplacements horizontaux a été effectuée à l'aide de deux comparateurs. La rotation au point d'application des efforts a été, à la fois, mesurée par l'inclinomètre (de marque SCHAEVITZ) et calculée à partir des mesures des comparateurs. L'inclinomètre a été installé sur la platine en tête des micropieux et les comparateurs sur la partie libre des micropieux (Fig. CI-6).

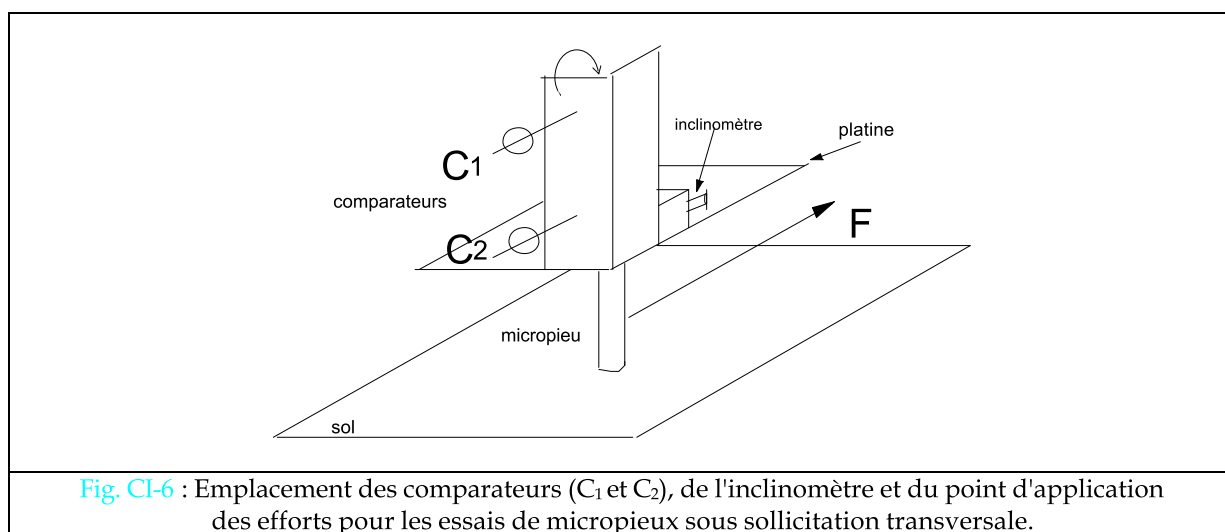


Fig. CI-6 : Emplacement des comparateurs (C₁ et C₂), de l'inclinomètre et du point d'application des efforts pour les essais de micropieux sous sollicitation transversale.

I-3) PROCEDURE D'ESSAI DE CHARGEMENT

Les essais statiques de chargement, axial ou transversal, ont été conduits conformément aux normes NF P94-150 [AFNOR, 1991] et NF P94-151 [AFNOR, 1993]. Le détail de ces essais est présenté dans le rapport FOREVER FO/95/03 [PLUMELLE & RAYNAUD, 1996].

Précisions sur le déroulement des essais :

Concernant le chargement axial :

- un préchargement de $0,1 Q_{\max}$ qui définit, en fin d'essai, la valeur du déplacement initial pour chaque comparateur;
- on a appliqué des paliers de chargement d'une durée de 60 minutes, sauf si les déplacements restent inférieurs à 1 ou $2/100$ de mm au bout de 10 à 15 minutes de charge;
- on a appliqué 2 à 4 paliers de déchargement de 5 minutes, voire 20 minutes pour le déchargement complet en cas de recouvrance (fluage au déchargement).

Concernant le chargement transversal :

- un préchargement de $0,1 Q_{\max}$ permet de vérifier la direction de l'effort transversal sur un micropieu, la rotation de la platine (montée en tête du micropieu) et la position des comparateurs par rapport au sol;
- on a appliqué des paliers de chargement, dans le sens transversal, d'une durée de 30 minutes sauf si les déplacements restent inférieurs à 1 ou 2/100 de mm au bout de 10 à 15 minutes,
- l'essai se termine par un déchargement complet avec un palier intermédiaire.

I-4) SYNTHÈSE DES MESURES ET RESULTATS

Les résultats de ces essais figurent dans le rapport FOREVER FO/95/03 [PLUMELLE & RAYNAUD, 1996].

I-4a) Micropieux sous charge axiale

Les mesures obtenues concernent les déplacements en tête en fonction de la charge et du temps. Les courbes effort-déplacement du présent rapport ont été cependant construites à partir des mesures réalisées en fin de palier de 60 minutes ou après stabilisation du tassement.

I-4a.i) Micropieux isolés sous charge axiale

Afin de comparer les types de micropieu, la figure CI-7 présente les courbes effort-déplacement résultant des essais de chargement axial en compression sur les micropieux isolés. Pour plus de clarté, les courbes effort-déplacement, pour un type de micropieu donné, sont exposées sur les figures CI-8 et CI-9.

Dans le but de faciliter la lecture des graphes, lors de la comparaison calculs-mesures, les micropieux sont représentés, pour chaque type, soit par la courbe enveloppe, soit par la courbe moyenne. Certains micropieux ne seront pas utilisés pour la construction de ces courbes. En effet, des problèmes ont été rencontrés lors de leur fabrication ou lors de leur chargement. Les raisons qui ont entraîné cette sélection seront exposées à la suite du paragraphe relatif aux comparaisons des résultats des mesures d'essais.

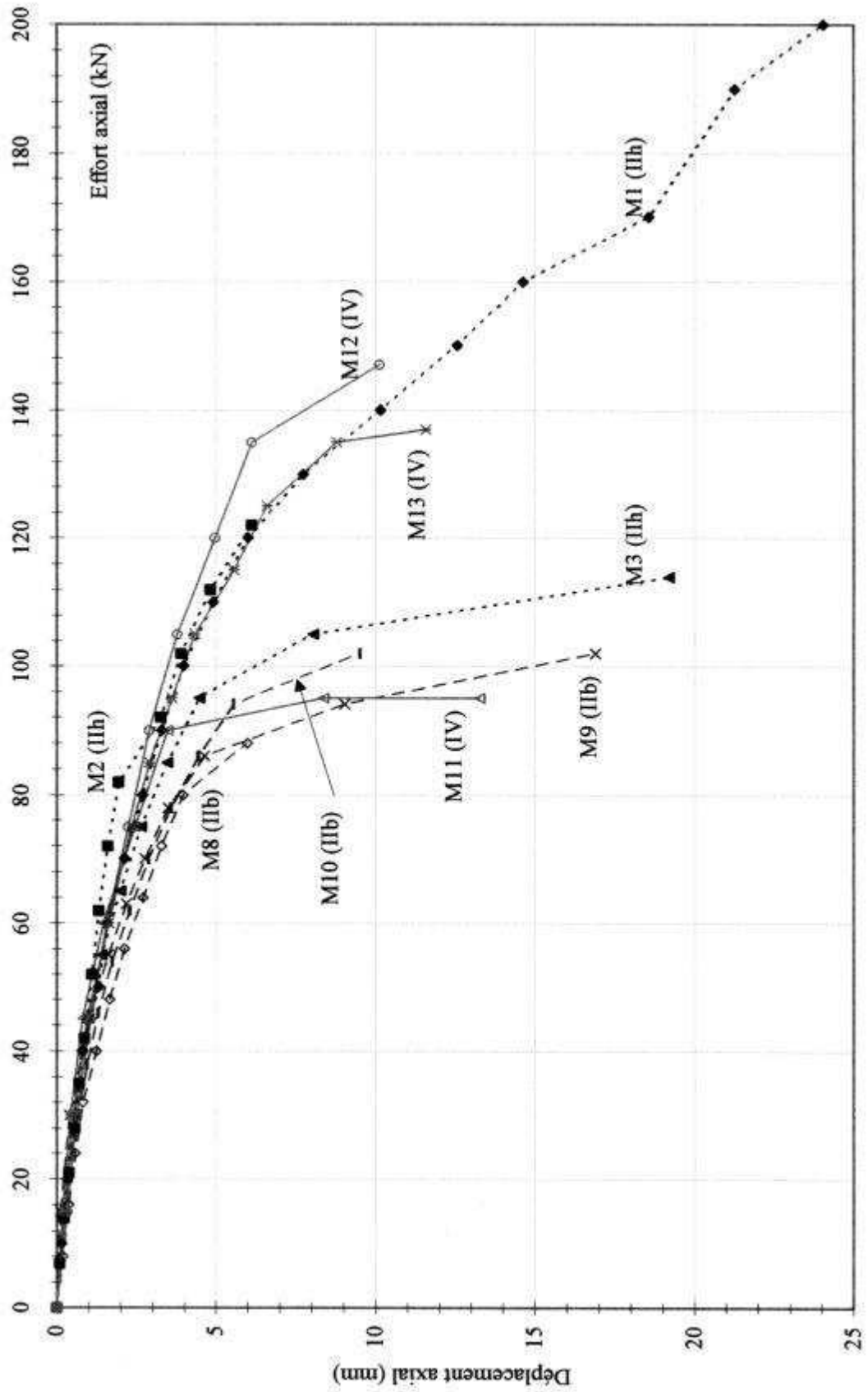


Fig. CI-7 : Essais de chargement axial en compression sur micropieux isolés
Courbes effort-déplacement.

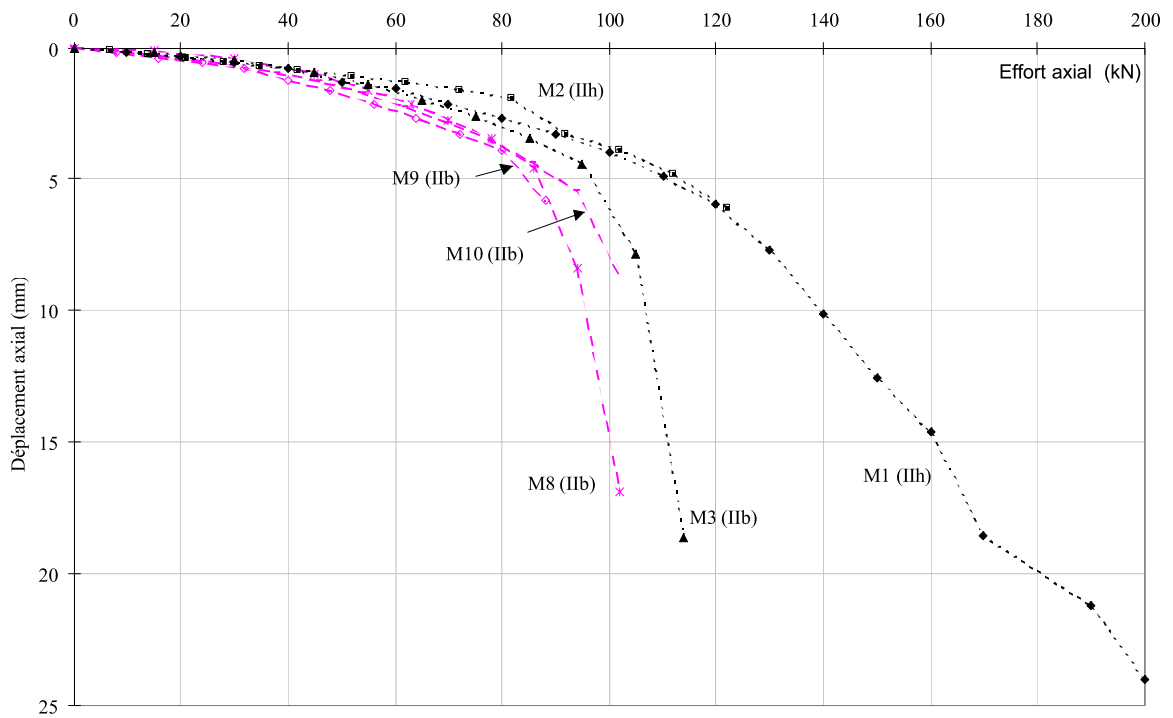


Fig. CI-8 : Essais de chargement axial en compression - courbes effort-déplacement pour les micropieux de type II.

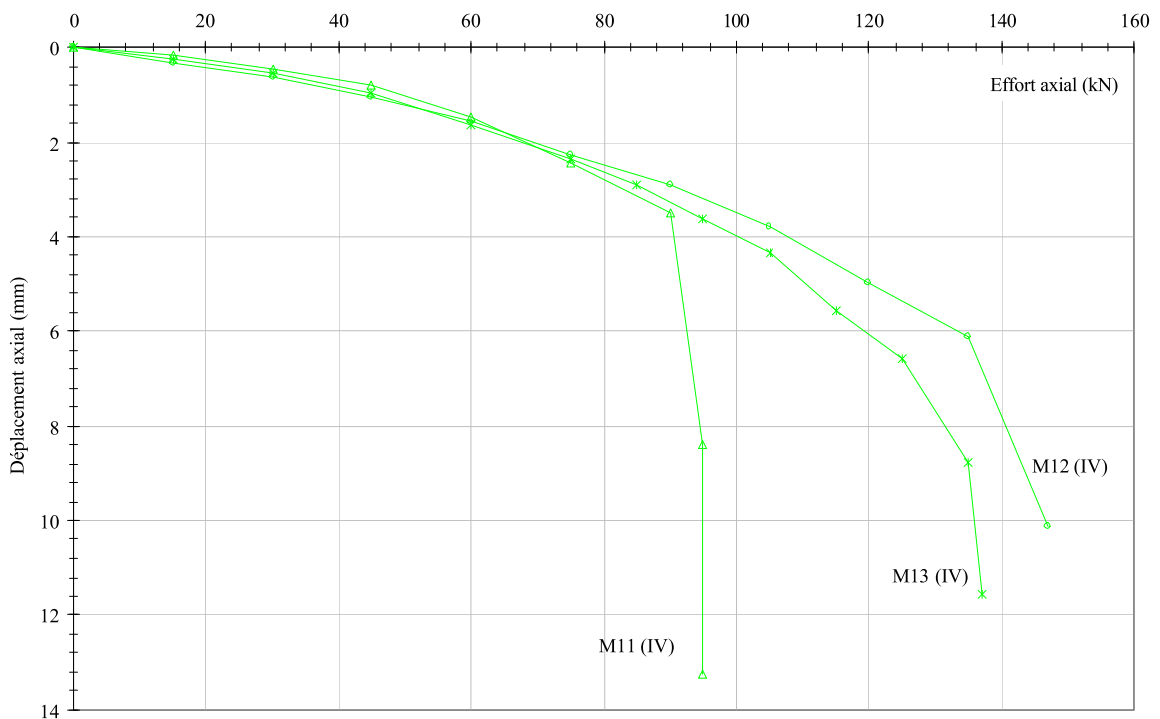


Fig. CI-9: Essais de chargement axial en compression - courbes effort-déplacement pour les micropieux R-SOL.

Comparaison sur les résultats des mesures :

La comparaison des résultats issus des différents essais de chargement axial en compression sur les micropieux isolés peut être établie selon trois critères :

- * la dispersion des mesures pour chaque type (ou sous-type) de micropieu;
- * la charge critique de fluage Q_c ;
- * la charge limite conventionnelle Q_e .

Concernant la dispersion des mesures réalisées sur les micropieux de type **IIb**, on constate que les déplacements obtenus jusqu'à une charge de 80 kN sont du même ordre pour les trois micropieux. Ensuite, on voit apparaître une augmentation plus importante des déplacements, qui survient de manière plus dispersée entre 80 et 100 kN annonçant l'approche de la charge limite de rupture. La charge maximale Q_{me} à laquelle ont été soumis les micropieux s'élève à :

- $Q_{me} = 102$ kN pour **M8** donnant un déplacement de 16,9 mm;
- $Q_{me} = 88$ kN pour **M9** donnant un déplacement de 6,0 mm;
- $Q_{me} = 102$ kN pour **M10** donnant un déplacement de 9,5 mm.

Pour les micropieux IIIh, la dispersion des mesures des déplacements résultant du chargement axial en compression est plus importante que pour les micropieux **IIb**. On constate des valeurs de déplacement pour **M2** moins importante que pour les micropieux **M1** et **M3** pour des charges comprises entre 50 et 90 kN. Pour des sollicitations plus grandes, les valeurs des déplacements sont similaires à celles mesurées pour **M1**.

On peut voir sur la figure **CI-8** ou **CI-7** se dessiner deux fuseaux distincts contenant respectivement les micropieux de type **IIb** et **IIIh**, avec des déplacements moins importants pour les seconds.

Jusqu'à une sollicitation axiale en compression d'environ 80 kN, les courbes effort-déplacement obtenues pour les micropieux R-SOL (assimilés au type **IV**) sont bien groupées. La dispersion constatée sur les résultats des mesures réalisées est très notable à partir d'un chargement de 90 kN. En effet, la courbe effort-déplacement de **M11** se détache nettement de celles des micropieux **M12** et **M13**. Bien que la différence des valeurs des mesures des déplacements pour ces deux micropieux augmente pour des charges supérieures à 90 kN, cette différence est beaucoup moins importante qu'avec **M11**. En effet, ce dernier connaît une rupture brutale pour ce chargement, alors que la charge limite de rupture des micropieux **M12** et **M13** semblent se produire pour une sollicitation axiale en compression supérieure à 130 kN.

La courbe enveloppe des micropieux **R-SOL** (assimilés au type **IV**) chevauche les courbes effort-déplacement des micropieux de type **IIIh** même pour de faibles sollicitations et celles des micropieux **IIb** à partir d'une charge d'environ 82 kN en raison de la rupture brutale du micropieu **M11**.

L'étude sur les charges critiques de fluage a été menée par le CEPTP et figure dans le rapport FOREVER FO/95/03 [PLUMELLE & RAYNAUD, 1996]. On ne donne ici que les résultats qui en découlent.

En ce qui concerne les micropieux **IIb**, la charge de fluage Q_c s'échelonne entre 80 et 93 kN, avec une moyenne de $Q_c = 85,7$ kN. Les courbes de fluage obtenues indiquent des valeurs homogènes pour les trois micropieux. Les valeurs de charge critique de fluage, pour les micropieux **IIh** sont comprises entre 80 et 93 kN, avec une moyenne de $Q_c = 85,7$ kN. On constate donc peu de différence entre les micropieux de type **IIb** et **IIh**, ce qui semble indiquer une faible influence de la méthode de rajout du coulis consécutif à l'essorage. On obtient comme valeur moyenne de la charge critique de fluage, pour les six micropieux de type **II**, $Q_c = 87,5$ kN conduisant à un déplacement moyen de 4,2 mm ($1,6 \text{ mm} \leq \text{déplacement axial}$ pour la charge critique de fluage $Q_c \leq 5,9$ mm).

Pour les micropieux **R-SOL**, les charges critiques de fluage sont comprises entre 95 et 135 kN, avec une moyenne $Q_c = 113$ kN.

La charge de fluage Q_c est nettement plus élevée pour les micropieux **R-SOL** (assimilés au type **IV**) que pour les micropieux de type **II**.

En ce qui concerne les comparaisons sur la charge limite conventionnelle Q_{ie} , on donne ci-dessous la moyenne, suivie de la fourchette, des valeurs obtenues pour les types groupes de micropieux [PLUMELLE & RAYNAUD, FO/95/03, 1996]. On rappelle que la charge limite conventionnelle correspond à un déplacement de $0,1B$ (B , diamètre du micropieu), soit 10 mm dans cette étude.

- $Q_{ie} = 95$ kN ($88 \leq Q_{ie} \leq 102$ kN) pour les micropieux de type **IIb**;
- $Q_{ie} = 123$ kN ($106 \leq Q_{ie} \leq 140$ kN) pour les micropieux de type **IIh**;
- $Q_{ie} = 125$ kN ($95 \leq Q_{ie} \leq 145$ kN) pour les micropieux de type **IV**.

On ne peut pas distinguer clairement les différents types de micropieu.

Construction des courbes moyennes et enveloppes :

- * Pour les micropieux de type **IIb** :

S'agissant des micropieux de type **IIb**, **M8** a rencontré un problème lors de sa fabrication. En effet, le rajout de coulis, en raison de l'essorage, n'a pu se faire par la base, car le coulis avait déjà commencé sa prise. Ce défaut permet peut-être d'expliquer le fait que la charge de rupture semble plus faible. Mais comme les déplacements obtenus pour les différents chargements restent néanmoins majoritairement similaires à ceux obtenus pour les micropieux **M9** et **M10**, on a tout de même décidé de l'utiliser dans l'étude des essais de micropieux isolés soumis à des sollicitations axiales.

- * Pour les micropieux de type **IIh** :

M1 et M2 - Lors de leur foration à 5,5 m, une couche compacte a été rencontrée, ce qui a certainement augmenté leur portance en pointe. Au vu de la comparaison avec les résultats obtenus pour ce type de micropieu, on a décidé de ne pas tenir compte de ces deux micropieux, et donc de faire reposer cette étude sur le micropieu **M3** (le plus « souple »). Il est, de ce fait, évident que la précision de l'étude s'en trouve amoindrie.

* Pour les micropieux de type **IV** :

M11 - Lors de son chargement, il a subi une rupture brutale. En effet, on voit sa courbe effort-déplacement sur la figure I-9 se détacher des autres courbes obtenues pour **M12** et **M13**. Ces deux micropieux serviront donc de base pour la construction de la courbe enveloppe et de la moyenne.

La figure **CI-10** représente ainsi les courbes enveloppes, de même que la courbe moyenne effort-déplacement des différents types de micropieux.

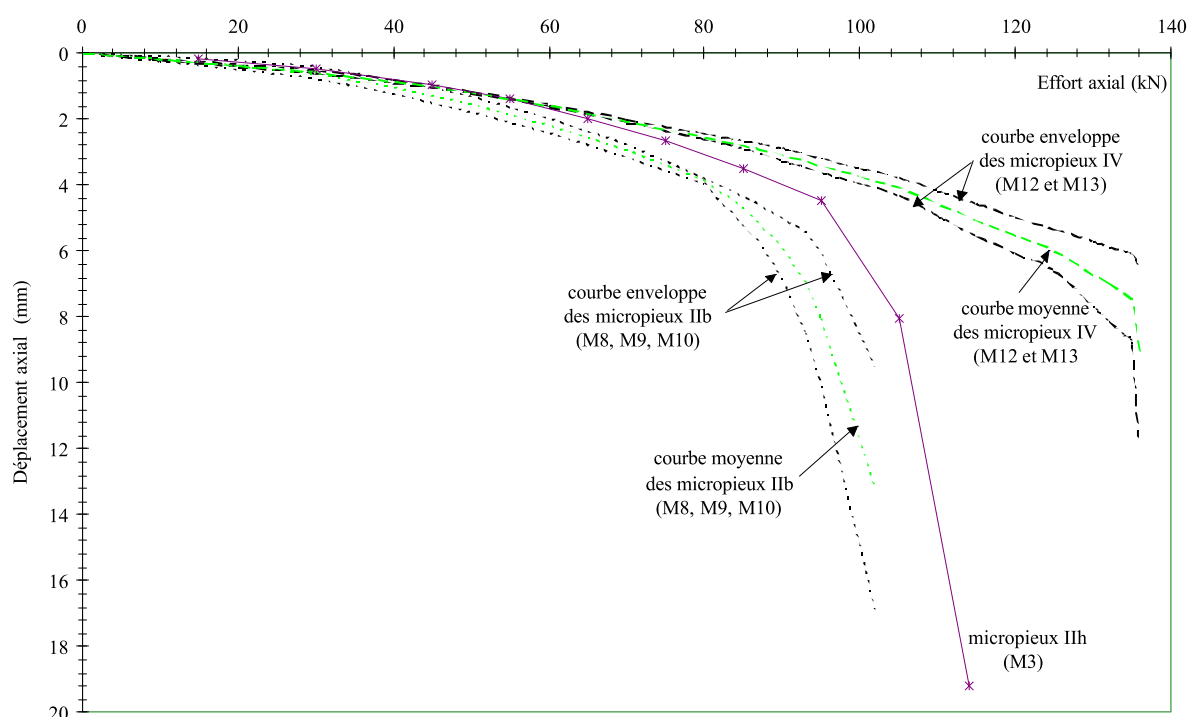


Fig. CI-10 : Essais de chargement axial en compression - courbes enveloppes et moyennes.

I-4a.ii)

Micropieux en groupe sous charge axiale

En ce qui concerne les groupes de micropieux, seuls les déplacements en tête des micropieux et la charge transmise à l'ensemble de chaque groupe ont été mesurés. Les figures **CI-11**, **CI-12** et **CI-13** ont été réalisées en considérant que la charge reprise par chaque micropieu est identique (charge par micropieu = charge totale du groupe / 4).

Deux sortes de comparaison sont réalisées :

- * une comparaison des courbes effort-déplacement obtenues pour les deux groupes;
- * pour chaque type de micropieu, une comparaison entre les courbes effort-déplacement obtenues pour les groupes et celles des micropieux isolés.

On constate, en comparant les courbes effort-déplacement obtenues pour les deux groupes, que, pour une même sollicitation, les déplacements mesurés pour le groupe constitué de micropieux **R-SOL** sont plus importants que ceux obtenus pour le groupe de micropieux **IIIh**. La charge critique de fluage s'élève à 432 kN pour les micropieux **IIIh** avec un déplacement de 5,4 mm et à 420 kN pour les micropieux **R-SOL** avec un déplacement de 12 mm.

Lorsque l'on compare les courbes effort-déplacement obtenues pour les groupes avec celles des micropieux isolés (Fig. CI-12 et CI-13), les constatations ne sont pas les mêmes selon le type de micropieux étudiés.

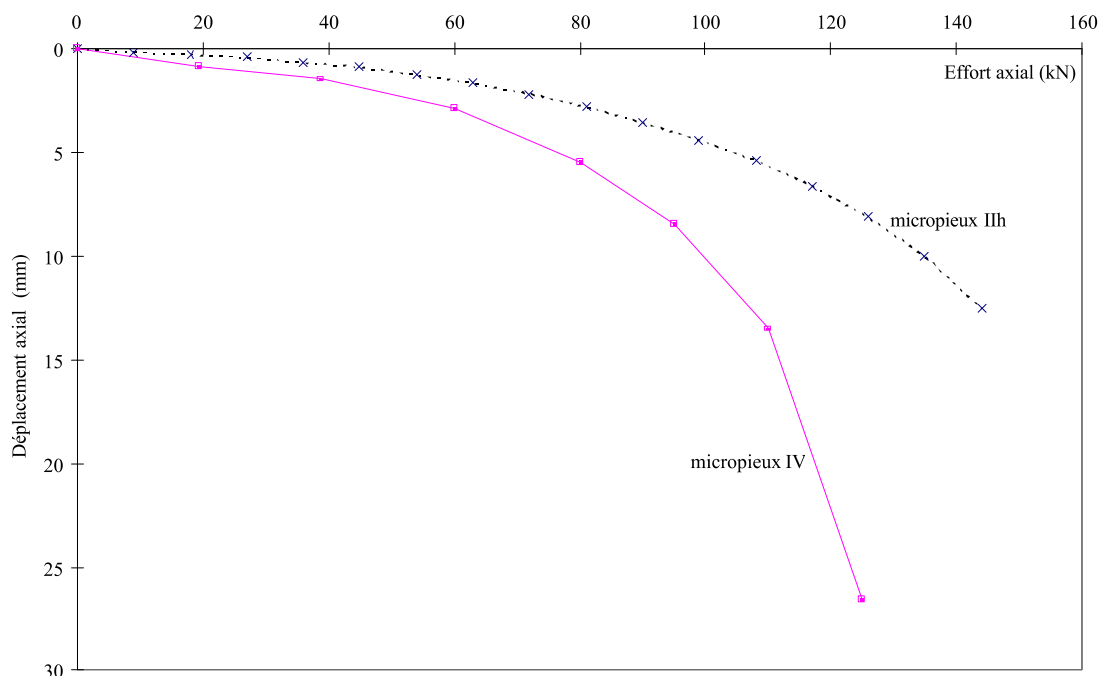


Fig. CI-11: Essais de chargement axial en compression - courbes effort-déplacement des groupes de micropieux **IIIh** et **IV**.

Nous rappelons que pour les micropieux isolés **IIIh** sous sollicitation axiale, nous ne tenons compte, pour nos comparaisons, que des résultats obtenus pour le micropieu **M3** (voir le paragraphe relatif à la construction des courbes moyennes et enveloppes dans la partie C §I.4a.i). On constate, sur la figure CI-12, que le micropieu **M3** subi des déplacements un peu plus importants, pour des sollicitations inférieures à 100 kN. On suppose que chaque micropieu du groupe reprend $\frac{1}{4}$ de la charge globale. On remarque que la courbe effort-déplacement du groupe se place entre celles obtenues pour les micropieux **M1** et **M2** (borne supérieure) et celle relative au micropieu **M3** (borne inférieure). Pour de petits chargements, les quatre courbes (**M1**, **M2**, **M3**, **groupe**) sont quasiment confondues. Ces constatations

pourraient remettre en question notre décision concernant la non-utilisation des micropieux **M1** et **M2**, mais nous conservons notre choix de départ, pour l'instant.

Des coefficients d'efficacité ont été calculés par **PLUMELLE et RAYNAUD [FO/95/03, 1996]** à partir des charges critiques de fluage Q_c (tableau CI-1). On notera que ce coefficient est supérieur à 1 (effet de groupe "positif").

Lorsque l'on compare la courbe effort-déplacement obtenue pour le groupe de micropieux **R-SOL** avec la courbe enveloppe des micropieux isolés de même type (Fig. CI-13), on constate que le groupe subit des déplacements plus importants pour des chargements identiques (en considérant que chaque micropieu du groupe reprend $\frac{1}{4}$ de la charge globale).

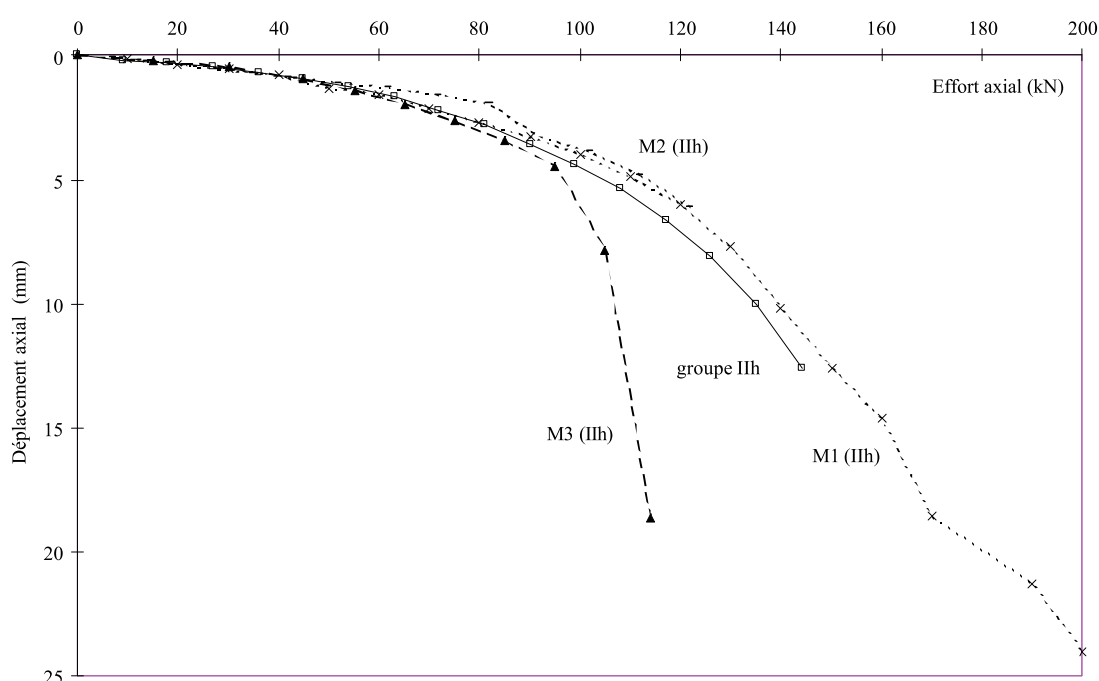


Fig. CI-12: Essais de chargement axial en compression des micropieux de type **IIIh**.
Comparaison entre la courbe effort-déplacement obtenue pour le **groupe**
et celles des micropieux isolés (**M1**, **M2** et **M3**).

Tableau CI-1 : Calcul du coefficient d'efficacité du groupe de micropieu **IIIh** à partir des charges critiques de fluage Q_c .

	Q_c (kN)	$C_e = \frac{Q_c \text{ groupe}}{4 \times Q_c \text{ isolé}}$
micropieu isolé M1 ou M3	98	1,10
micropieu isolé M2	72	1,5
ensemble des micropieux isolés	87,5	1,23
groupe type IIIh	$Q_c / 4 = 108$	

On calcule le coefficient d'efficacité du groupe de micropieux de type **IV** à partir des charges critiques de fluage (tableau CI-2). Dans ce tableau, à titre indicatif, figure la charge critique de fluage du micropieu isolé **M11**. Ce micropieu n'a pas servi à la construction de la courbe enveloppe présentée.

On remarque donc que le coefficient d'efficacité, calculé à partir des charges critiques de fluage, pour un groupe de micropieux de type **R-SOL** est inférieur à 1 (donc plus faible que pour un groupe de micropieux de type **IIIh**).

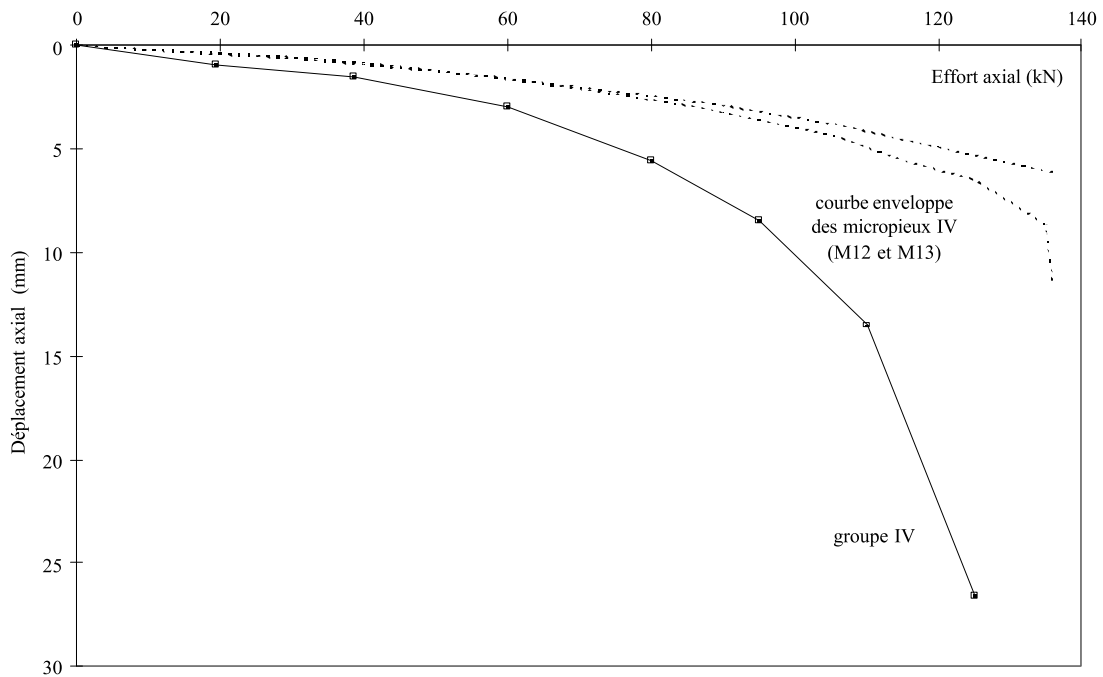


Fig. CI-13: Essais de chargement axial en compression des micropieux **R-SOL** (assimilés au type **IV**)

Comparaison entre la courbe effort-déplacement obtenue pour le **groupe** et celles des micropieux isolés (courbe enveloppe obtenue à partir des mesures de **M12** et **M13**).

Tableau CI-2 : Calcul du coefficient d'efficacité du groupe de micropieu **IV** à partir des charges critiques de fluage Q_c .

	Q_c (kN)	$C_e = \frac{Q_c \text{ groupe}}{4 \times Q_c \text{ isolé}}$
micropieu isolé M11	95	1,10
micropieu isolé M12	135	0,78
micropieu isolé M13	110	0,95
ensemble des micropieux isolés	113	0,93
groupe type IV	$Q_c / 4 = 105$	

I-4b) Micropieux sous charge transversale

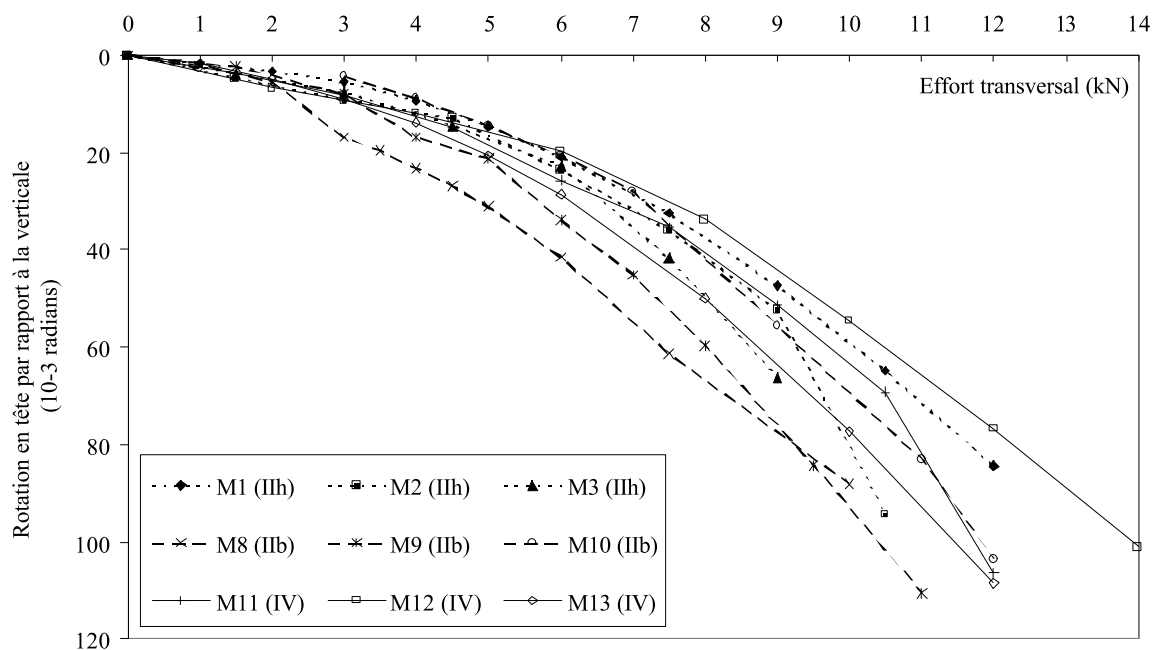
Les mesures réalisées pour chaque micropieu ou groupe de micropieux et à chaque palier de chargement sont :

- les déplacements en tête et au niveau d'application des efforts (l'effort horizontal est appliqué à 0,05 m du sol);
- les rotations en tête fournies par les comparateurs et l'inclinomètre.

I-4b.i) Micropieux isolés sous charge transversale

La comparaison, pour chaque micropieu, de la rotation mesurée par les comparateurs (Fig. CI-14) ou par l'inclinomètre (Fig. CI-15) se trouve en annexe D du rapport FOREVER [PLUMELLE & RAYNAUD, FO/95/03, 1996].

Les courbes effort-rotation pour les différents micropieux isolés ne laissent pas apparaître une distinction quant au type de micropieu utilisé (IIb, IIh ou R-SOL). Les valeurs des rotations mesurées par l'inclinomètre et calculées à partir des mesures de déplacement des comparateurs sont assez différentes, quel que soit le chargement transversal pour les micropieux M8 (IIb) et M9 (IIb) et pour des sollicitations importantes pour les micropieux M2 (IIh), M3 (IIh) et M11(IV).

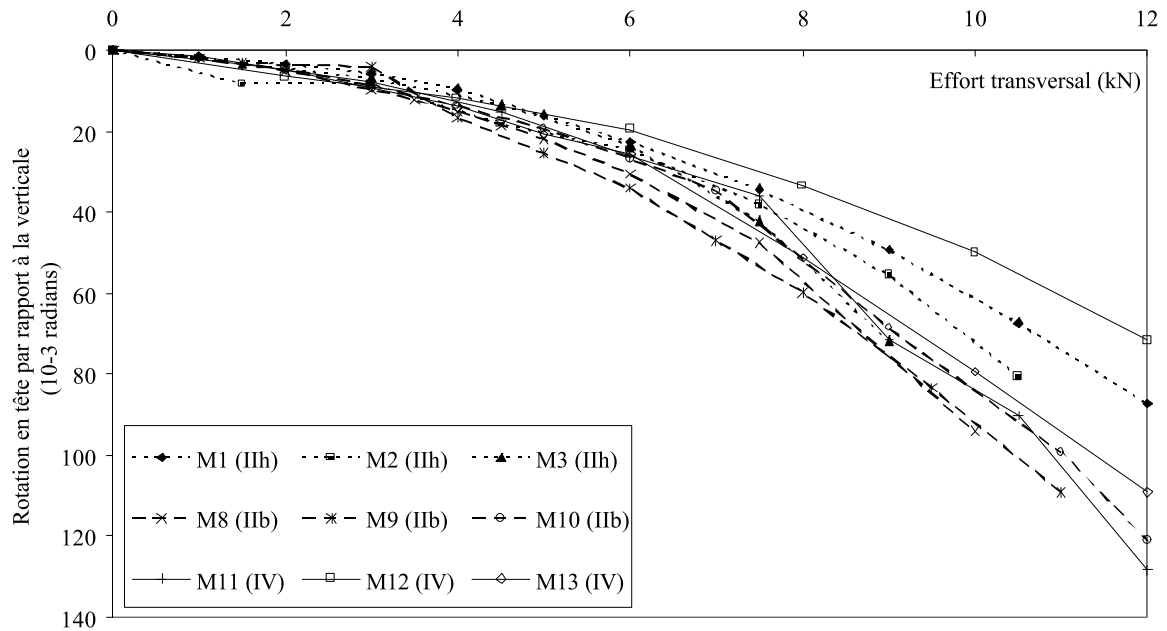


ig. CI-14 : Essais de chargement transversal - courbes effort-rotation.
Mesures de la rotation par l'inclinomètre.

Les figures CI-16 et CI-17 représentent, respectivement, les déplacements au niveau du point d'application des efforts et au niveau du sol, tous micropieux confondus.

Afin de comparer les courbes effort-déplacement au niveau du sol selon le type de micropieu, la figure CI-18 présente les courbes moyennes, ainsi que les courbes enveloppes. Ces courbes seront utilisées

ultérieurement lors de la comparaison des déplacements mesurés avec ceux calculés. De même que pour les essais de chargement axial, nous nous intéressons aux mesures considérées comme fiables pour servir de support à la construction des courbes moyennes et enveloppes représentatives.



ig. CI-15 : Essais de chargement transversal - courbes effort-rotation.
Mesures de la rotation par les comparateurs.

F

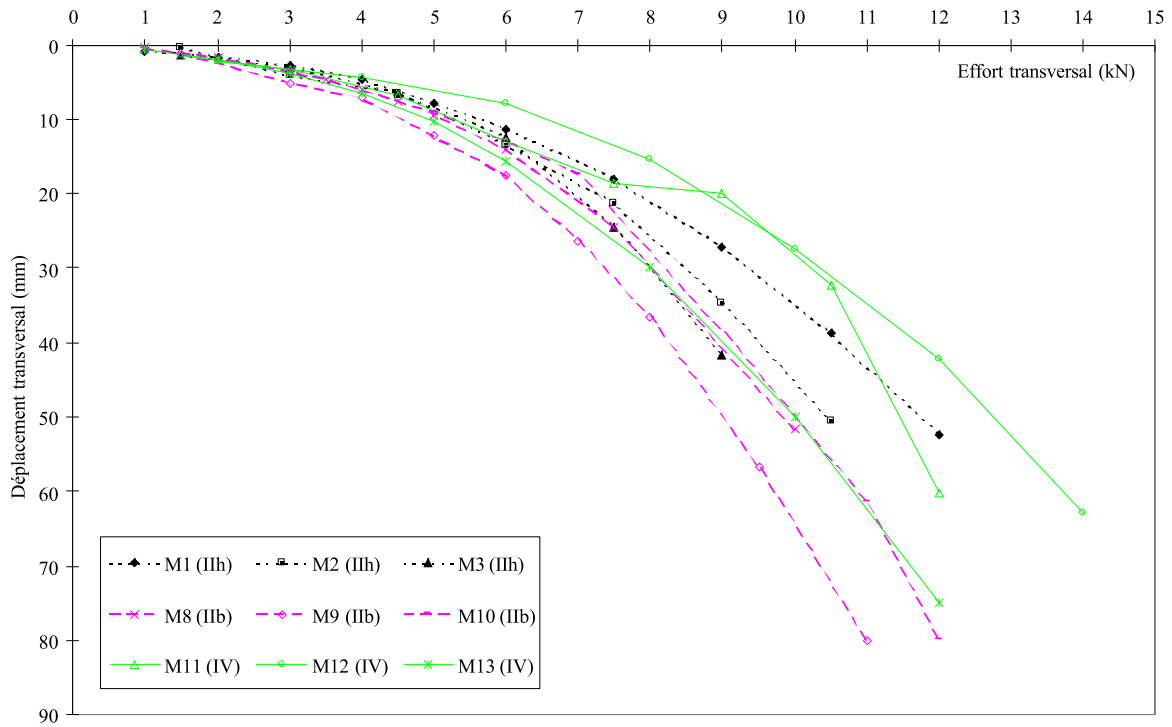


Fig. CI-16 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts.

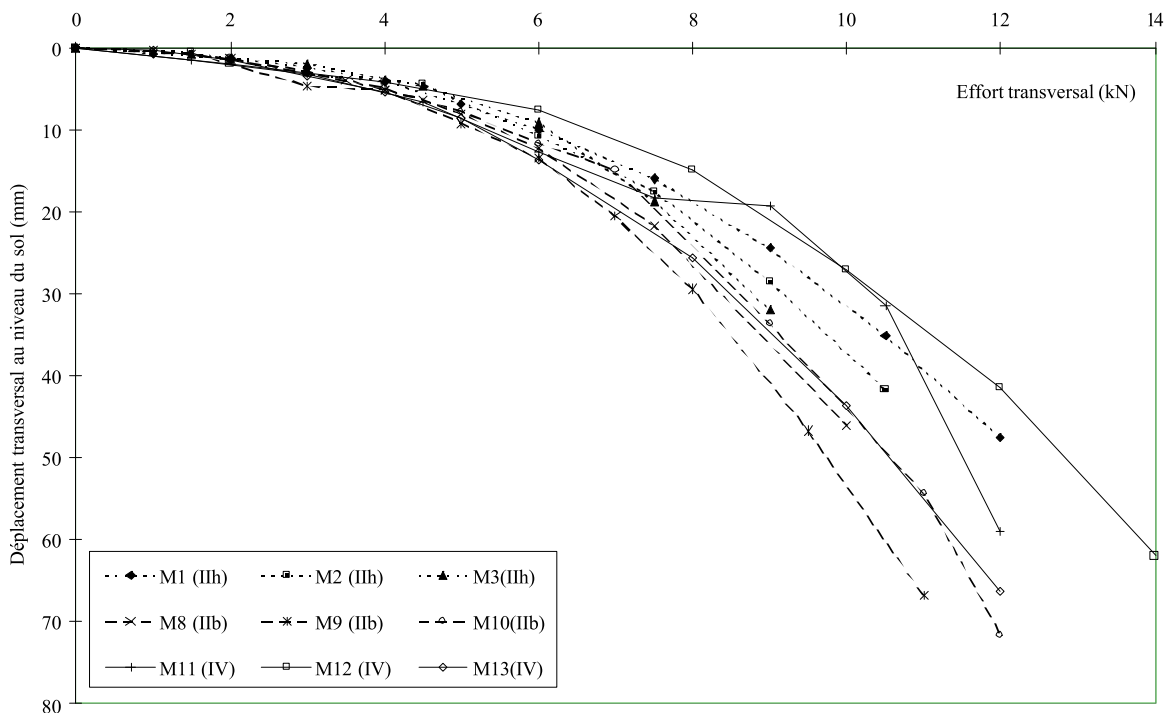


Fig. CI-17 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement au niveau du sol.

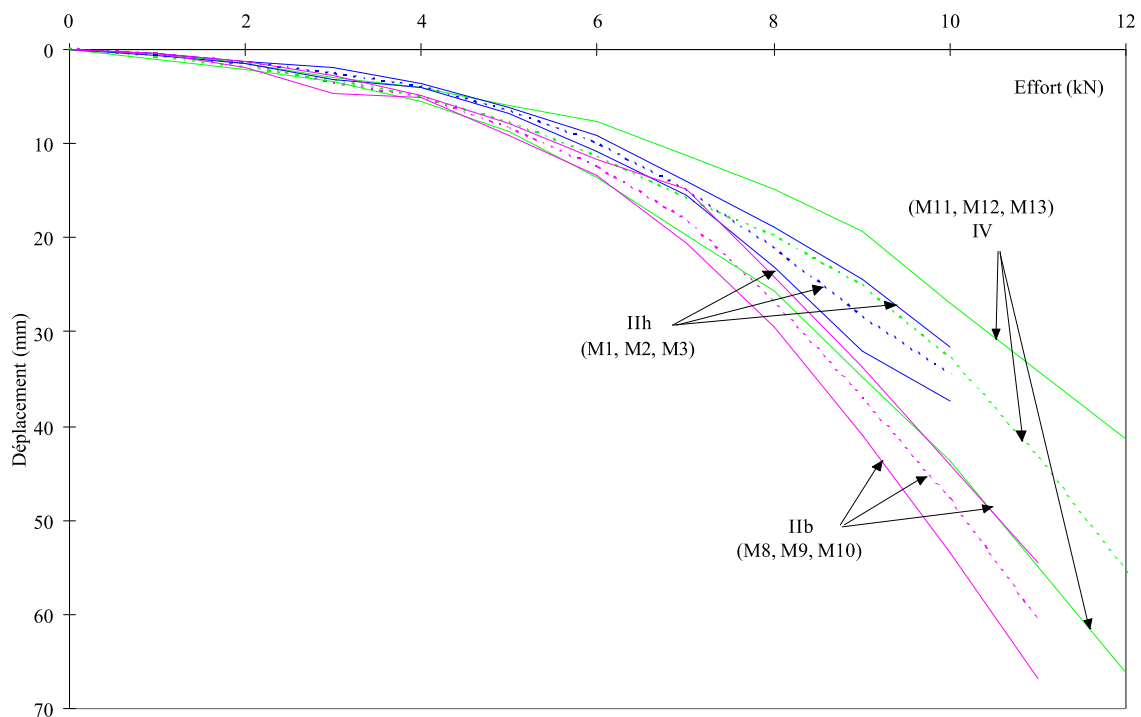


Fig. CI-18 : Essais de chargement transversal - courbes enveloppes (en trait plein) et moyennes (en pointillés) des déplacements en fonction des efforts au niveau du sol.

Construction des courbes effort-déplacement moyennes et enveloppes :

- * Pour les micropieux de type **IIb** :

Les courbes effort-déplacement obtenues pour les micropieux de type **IIb** ne présentent pas de particularité. De ce fait, les trois micropieux (**M8**, **M9** et **M10**) sont utilisés pour la construction des courbes enveloppes et moyennes.

- * Pour les micropieux de type **IIh** :

La présence de la couche compacte rencontrée par les micropieux **M1** et **M2** a beaucoup moins d'influence sur le comportement des micropieux sous chargement transversal; de ce fait, on tient compte de leurs résultats lors de la comparaison mesures-calculs.

- * Pour les micropieux de type **IV (R-SOL)** :

On constate que la courbe effort-déplacement obtenue (Fig. CI-16 et Fig.CI-17) pour le micropieu **M11** présente quelques particularités pour des sollicitations transversales supérieures à 7 kN. Ces résultats peuvent s'expliquer par la rupture brutale de ce micropieu lors de l'essai précédent de chargement axial. Cependant, elle reste pratiquement comprise dans le fuseau formé par les courbes effort-déplacement des micropieux **M12** et **M13**. Les résultats obtenus pour le micropieu **M11** sont donc pris en compte pour la construction des courbes moyenne et enveloppes représentatives des micropieux de type **IV**.

Comparaison sur les résultats des mesures :

La comparaison des résultats issus des différents essais de chargement transversal sur micropieux isolés peut être établie selon trois critères :

- * la position relative des courbes enveloppes pour chaque type de micropieu;
- * la charge transversale critique de fluage T_c ;
- * la charge limite conventionnelle T_{ie} (pour un déplacement de $0,1B = 10$ mm).

On constate, au vu de la figure [CI-18](#), que les déplacements obtenus par les micropieux de type **IIb** sont généralement plus importants que ceux des autres micropieux pour des charges transversales identiques. Le fuseau des micropieux **IIIh** se trouve à l'intérieur de celui des micropieux **IV**.

Lorsque l'on compare les charges transversales critiques de fluage T_c , on constate que le rajout du coulis en raison de l'essorage, par le "haut" (micropieux **IIIh**) ou par le "bas" (micropieux **IIb**) n'influence pas les résultats. Ainsi, on obtient des charges transversales critiques moyennes de 3,8 kN ($3,0 \leq T_c \leq 5,0$ kN) pour les micropieux de type **IIIh** (**M1**, **M2** et **M3**) et de 3,7 kN ($3,5 \leq T_c \leq 3,8$ kN) pour ceux de type **IIb** (**M8**, **M9** et **M10**) pour un déplacement moyen de 4,4 mm. Par contre les résultats des essais sur les micropieux **R-SOL** (**M11**, **M12** et **M13**) sont supérieurs (35%) à ceux des micropieux de type II avec une charge transversale critique de fluage moyenne de 5,1 kN ($4,5 \leq T_c \leq 5,9$ kN) correspondant à un déplacement moyen au niveau du sol d'environ deux fois supérieurs (8,3 mm) [[PLUMELLE & RAYNAUD, FO/95/03, 1996](#)].

On ne distingue pas de différence entre les types de micropieux en comparant les valeurs de charge limite conventionnelle. En effet, elle est en moyenne de 6 kN ($5,9 \leq T_{ie} \leq 6,2$) pour les micropieux **IIIh**, 5,5 kN ($5,2 \leq T_{ie} \leq 5,8$) pour les micropieux **IIb** et de 5,6 kN ($5,2 \leq T_{ie} \leq 6,5$) pour les micropieux **R-SOL** (assimilés au type **IV**).

I-4b.ii)

Micropieux en groupe sous charge transversale

Les mesures dont on dispose sur les groupes de micropieux sont les rotations en tête ([Fig. CI-19](#)), ainsi que les déplacements au point d'application des efforts et au niveau du sol ([Fig. CI-20](#)).

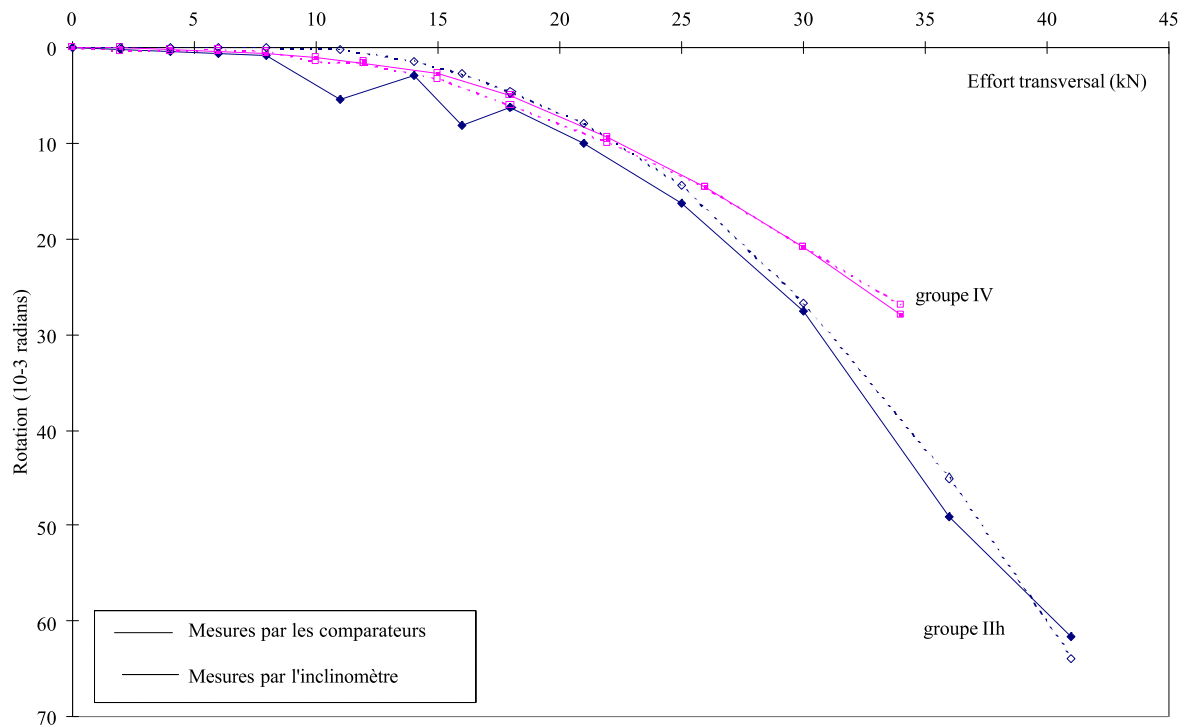


Fig. CI-19 : Essais de chargement transversal - courbes effort-rotation.

On peut comparer les résultats des mesures de deux manières :

- * une comparaison des courbes effort-rotation et effort-déplacement obtenues pour les deux groupes (Fig. CI-19 et Fig. CI-20);
- * pour chaque type de micropieu, une comparaison entre les courbes effort-déplacement obtenues pour les groupes et celles des micropieux isolés (Fig. CI-21).

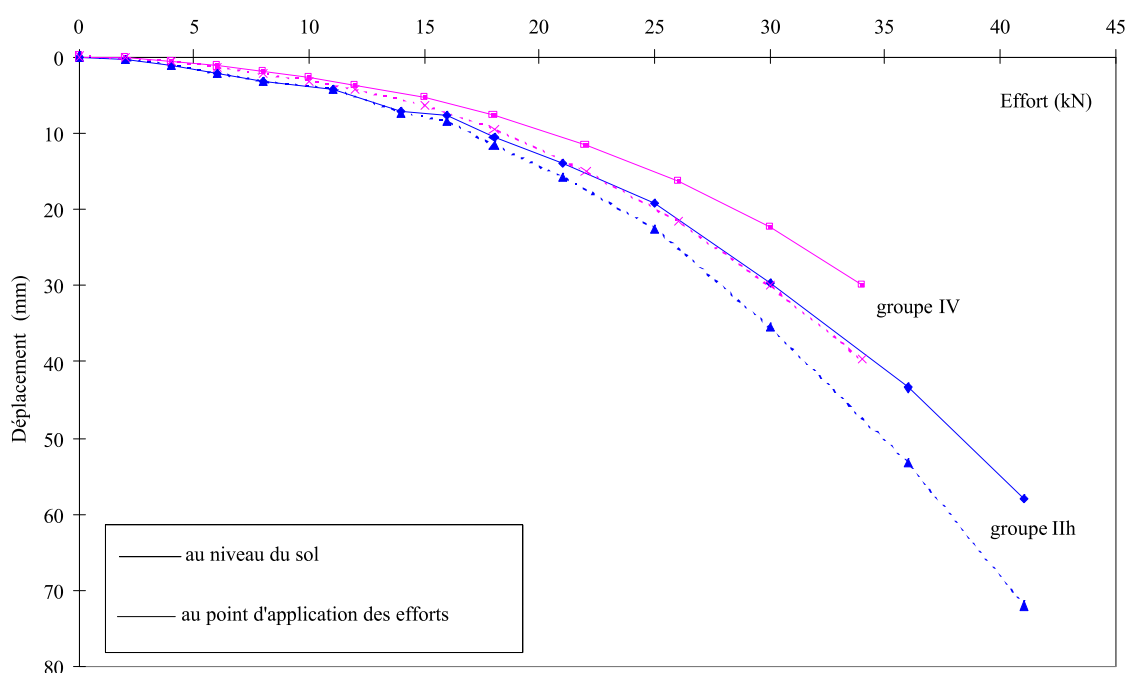


Fig. CI-20 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement au point d'application des efforts et au niveau du sol.

Comparaison des courbes effort-rotation et effort-déplacement

On constate, en comparant les courbes effort-rotation (Fig. CI-19) et effort-déplacement (Fig. CI-20) obtenues pour les deux groupes, que pour une même sollicitation, les déplacements mesurés pour le groupe constitué de micropieux **IIIh** sont plus importants que ceux obtenus pour le groupe de micropieux **IV**. On a donc obtenu une tendance inverse par rapport aux groupes sous sollicitations axiales en compression; il semble donc que les micropieux **R-SOL** résistent relativement mieux aux charges transversales.

Comparaison des groupes avec les micropieux isolés

La figure CI-21 a été réalisée en utilisant la charge moyenne par micropieux, ce qui revient à négliger l'effet des micropieux « avant » sur les micropieux « arrière ».

Un coefficient d'efficacité « C_e » est calculé pour ces deux charges. On constate que ce dernier varie avec la valeur du chargement, traduisant ainsi des effets de groupe positifs ou négatifs pour un groupe donné (Tableaux CI-3 et CI-4), ce qui souligne l'importance de sa définition.

La comparaison des charges critiques de fluage « T_c » (Tableau CI-3) montre un fort effet de groupe négatif pour les micropieux **IIIh** (perte de 34%). Le groupe composé de micropieux de type **IV** (**R-SOL**) ne

présente ni d'effet positif, ni négatif, on peut toutefois noter que le déplacement du groupe est plus important ($y(T_c)=10,5$ mm pour le groupe et $y(T_c)=8,3$ mm pour les micropieux isolés).

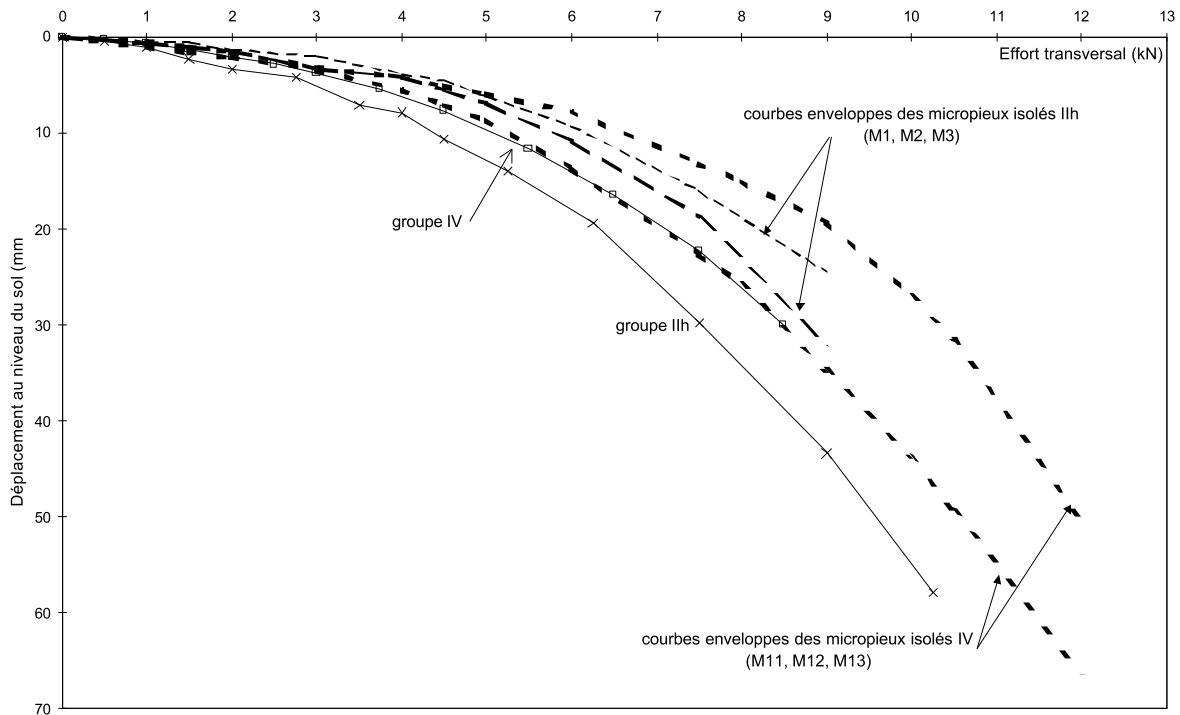


Fig. CI-21 : Essais de chargement transversal – comparaison entre les courbes effort-déplacement au niveau du sol obtenues pour les groupes et celles des micropieux isolés (courbes enveloppes).

En ce qui concerne les charges limites conventionnelles « T_{le} » (Tableau CI-4), il apparaît que l'effet de groupe est toujours négatif pour le groupe de micropieux de type **IIIh**, et qu'il le devient pour les micropieux de type **IV (R-SOL)**. On rappelle que ces charges correspondent à celles associées à un déplacement de $0,1 B$ (B étant le diamètre du micropieu).

Tableau CI-3: Comparaison des charges critiques obtenues pour les groupes et les micropieux isolés.

	Groupe	Micropieux isolés (valeurs moyennes sur les trois micropieux)	$\frac{T_{c\text{ groupe}} - 4T_{c\text{ isolé}}}{4T_{c\text{ isolé}}}$	$C_e = \frac{T_{c\text{ groupe}}}{4T_{c\text{ isolé}}}$
Micropieux IIIh isolés: M1, M2, M3. groupe: M4, M5, M6, M7.	$T_c=10$ kN $y(T_c)=4,5$ mm	$T_c=3,8$ kN $\Rightarrow 4T_c=15,2$ kN $y(T_c)=4,4$ mm	-34%	0,66
Micropieux IV isolés: M11, M12, M13. groupe: M14, M15, M16, M17.	$T_c=21$ kN $y(T_c)=10,5$ mm	$T_c=5,1$ kN $\Rightarrow 4T_c=20,4$ kN $y(T_c)=8,3$ mm	3%	1,03

Tableau CI-4: Comparaison des charges limites conventionnelles obtenues pour les groupes et les micropieux isolés.

	Groupe	Micropieux isolés (valeurs moyennes sur les trois micropieux)	$\frac{T_{le_groupe} - 4T_{le_isolé}}{4T_{le_isolé}}$	$C_e = \frac{T_{le_groupe}}{4T_{le_isolé}}$
Micropieux III isolés: M1, M2, M3. groupe: M4, M5, M6, M7.	$T_{le}=18 \text{ kN}$ $y(T_{le})=10 \text{ mm}$	$T_{le}=6 \text{ kN} \Rightarrow 4T_{le}=24 \text{ kN}$ $y(T_{le})=10 \text{ mm}$	-25%	0,75
Micropieux IV isolés: M11, M12, M13. groupe: M14, M15, M16, M17.	$T_{le}=20,5 \text{ kN}$ $y(T_{le})=10 \text{ mm}$	$T_{le}=5,6 \text{ kN} \Rightarrow 4T_{le}=22,4 \text{ kN}$ $y(T_{le})=10 \text{ mm}$	-8%	0,92

CHAPITRE II : CALCUL DU COMPORTEMENT DES MICROPIEUX

A L'AIDE DU LOGICIEL GOUPEG-3D

Le logiciel GOUPEG-3D est présenté en détail dans la partie B, néanmoins on rappelle qu'il utilise la théorie des modèles hybrides (présentée dans la partie A §II-3.v). On tient compte de l'effet de groupe en modifiant les courbes de réaction définies pour le pieu isolé, à partir de coefficients inspirés de ceux de O'NEILL calculés en utilisant les équations de Mindlin. Selon la direction des sollicitations, on opère comme suit (partie B §II-2) :

- Pour les groupes de pieux sous **sollicitations axiales**, par **coefficients multiplicateurs de déplacement** ;
- Pour les groupes de pieux sous **sollicitations transversales**, par **coefficients multiplicateurs de déplacement et réducteurs de pression ultime**.

Afin d'interpréter les différents essais présentés dans la partie C §I, un certain nombre d'hypothèses sont faites concernant la construction des courbes de mobilisation du frottement axial ou de la réaction transversale ainsi que de l'effort en pointe. Elles portent essentiellement sur :

- ◇ la raideur des courbes de réaction;
- ◇ la valeur du frottement axial limite (palier des courbes de mobilisation);
- ◇ la valeur de la réaction transversale ultime (palier des courbes de réaction);
- ◇ la valeur limite de l'effort en pointe;
- ◇ le diamètre des micropieux (dans le cas du chargement transversal).

Les données relatives à ces courbes de réaction sont exclusivement basées sur les résultats des essais pressiométriques exécutés sur le site.

II-1) MICROPIEUX ISOLES SOUS CHARGE AXIALE

II-1a) Données du calcul

On trouvera ci-dessous les hypothèses utilisées pour les données du logiciel GOUPEG. Les valeurs, ainsi que certains calculs intermédiaires permettant d'y aboutir, figurent en annexe D.

En fin de partie C §II-1a, se trouve le tableau récapitulatif des principaux paramètres et des différents calculs (tableau CII-1).

II-1a.i) La raideur des courbes de réaction

Concernant les essais de chargements axiaux, on a choisi les courbes de mobilisation "trilinéaires" du frottement axial ou de l'effort en pointe de FRANK & ZHAO [1982] figurant aussi dans le Fascicule 62 - titre V, Annexe G4. (Fig. CII-1).

Les pentes de ces courbes ont été calculées en considérant le cas de pieux forés dans un sol granulaire. Le module pressiométrique a été pris uniformément égal à 5 MPa selon les indications du CEBTP [PLUMELLE & RAYNAUD, 1996].

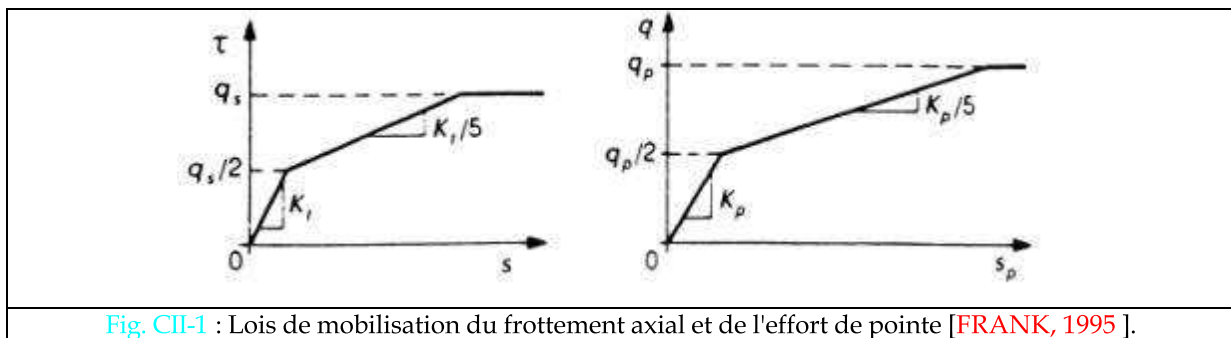


Fig. CII-1 : Lois de mobilisation du frottement axial et de l'effort de pointe [FRANK, 1995].

II-1a.ii) La valeur du frottement limite

Quelles que soient les hypothèses utilisées, le frottement axial est donné en fonction de la pression limite (annexe D §D2). Cette pression limite a été prise égale à 0,4 MPa [PLUMELLE & RAYNAUD, 1996]. Le détail des mesures réalisées à l'aide du pressiomètre et du mini-pressiomètre aux profondeurs de 2 m, 4 m et 6,4 m dans huit emplacements figure dans le rapport FOREVER FO/94/01 [PLUMELLE, PELLO & RAYNAUD, 1995].

Deux choix ont été faits pour le calcul du frottement axial limite q_s , reposant sur :

- ◇ le Fascicule 62 - titre V, Annexe C3. Ceci aboutit à prendre $q_s = 20$ kPa
- ◇ le TA 95, identique aux prescriptions préconisées par BUSTAMANTE & DOIX [1985]
 - * pour les micropieux IGU (Injection Globale et Unitaire) : $q_s = 38$ kPa
 - * pour les micropieux IRS (Injection Répétitive et Sélective) : $q_s = 88$ kPa

En raison de la construction particulière des micropieux R-SOL (présentée en partie C §I-2b), on basera nos calculs à la fois sur les recommandations relatives au micropieu de type IGU que IRS.

II-1a.iii) La valeur de la résistance limite en pointe

Le nombre de possibilités examinées est important, bien que le terme de pointe dans le comportement des micropieux soit souvent considéré comme peu influent (annexe D §D3):

- ◇ Fascicule 62 titre V [1993], règlement relatif aux pieux;
- ◇ calcul "à rebours" à partir de la charge maximale moyenne* Q_{me} à laquelle le micropieu a été soumis;
- ◇ calcul "à rebours" à partir de la charge limite conventionnelle moyenne* Q_e (déterminée à l'issue de l'essai de chargement pour un déplacement de 0,1 fois le diamètre, soit 10 mm);
- ◇ règle simplifiée de BUSTAMANTE & DOIX [1985].

*Le calcul "à rebours" du terme de pointe consiste en la soustraction du frottement axial limite à ces charges maximales et limites conventionnelles. Pour les calculs à partir des charges maximales et limites conventionnelles ,on fait la moyenne à partir des micropieux considérés comme admissibles suite à l'analyse des résultats expérimentaux, c'est-à-dire :

- **M3** pour les micropieux **IIh**;
- **M8, M9 et M10** pour les micropieux **IIb**;
- **M12 et M13** pour les micropieux de type **IV**.

II-1a.iv) La valeur du diamètre de scellement

Le diamètre de scellement pour les micropieux de type II est celui du forage (100 mm) en raison de leur mode de fabrication.

Par contre, la fabrication des micropieux R-SOL laisse à penser que le passage du perforateur pneumatique dans le forage rempli de béton sec a provoqué un déplacement des parois (la description du perforateur se trouve en annexe C). De ce fait, on parlera de diamètre de scellement pour ce type de micropieu. BUSTAMANTE & DOIX [1985] préconisent, pour un sable fin, un facteur majorateur du diamètre de forage de 1,1 à 1,2 pour les micropieux **IGU** et de 1,4 à 1,5 pour les **IRS**. Bien que les micropieux R-SOL soient assimilés au type IV, en raison de la particularité de leur fabrication, ils ont été calculés à la fois comme des IGU et des IRS. On a pris un facteur moyen dans chacun des cas, soit 1,15 pour les premiers et 1,45 pour les seconds. De plus, le CEBTP a calculé un diamètre de scellement équivalent (appelé, par la suite, diamètre calculé) de 100 mm environ à partir de la quantité de béton sec, en considérant que celui-ci forme une couche d'épaisseur uniforme après le passage du perforateur. Nous rappelons que le diamètre du perforateur pneumatique utilisé pour les micropieux **R-SOL** est de 71 mm.

Récapitulatif des diamètres de scellement utilisés pour les calculs :

- ◇ diamètre de forage pour les micropieux de type **IIb**, **IIh** et **R-SOL** (type **IV**);
- ◇ diamètre de scellement IGU et **IRS** à partir des prescriptions de BUSTAMANTE. & DOIX. pour les micropieux **R-SOL** (type **IV**);
- ◇ **diamètre de scellement calculé** pour les micropieux R-SOL (type IV).

Tableau récapitulatif CII-1

Hypothèses de calcul Noms du calcul réalisé avec GOUPEG	q_s frottement limite	q_p résistance limite	diamètre de scellement	type de micropieux
comp1a	Fascicule 62	Fascicule 62	Forage	IIb=IIh, IV
comp1b1	"	"	IGU	IV
comp1b2	"	"	IRS	IV
comp1c	"	"	Calculé	IV
comp4a1	TA 95 - IGU	Règle simplifiée	Forage	IIb=IIh, IV
comp4a2	" - IRS	"	"	IV
comp4b1	" - IGU	"	IGU	IV
comp4b2	" - IRS	"	IRS	IV
comp4c1	" - IGU	"	Calculé	IV
comp4c2	" - IRS	"	"	IV
comp5a1	" - IGU	Fascicule 62	Forage	IIb=IIh, IV
comp5a2	" - IRS	"	"	IV
comp5b1	" - IGU	"	IGU	IV
comp5b2	" - IRS	"	IRS	IV
comp5c1	" - IGU	"	Calculé	IV
comp5c2	" - IRS	"	"	IV
comp8a1	" - IGU	Q _{me} moyen	Forage	IIb, IIh, IV
comp8a2	" - IRS	"	"	IV
comp8b1	" - IGU	"	IGU	IV
comp8b2	" - IRS	"	IRS	IV
comp8c1	" - IGU	"	Calculé	IV
comp8c2	" - IRS	"	"	IV
comp9a1	" - IGU	Q _{le} moyen	Forage	IIb, IIh, IV
comp9a2	" - IRS	"	"	IV
comp9b1	" - IGU	"	IGU	IV
comp9b2	" - IRS	"	IRS	IV
comp9c1	" - IGU	"	Calculé	IV
comp9c2	" - IRS	"	"	IV
comp10a	Fascicule 62	Q _{me} moyen	Forage	IIb, IIh, IV
comp10b1	"	"	IGU	IV
comp10b2	"	"	IRS	IV
comp10c	"	"	Calculé	IV
comp11a	"	Q _{le} moyen	Forage	IIb, IIh, IV
comp11b1	"	"	IGU	IV
comp11b2	"	"	IRS	IV
comp11c	"	"	Calculé	IV
comp12a	"	Règle simplifiée	Forage	IIb=IIh, IV
comp12b1	"	"	IGU	IV
comp12b2	"	"	IRS	IV
comp12c	"	"	Calculé	IV

II-1b) Comparaisons calculs-mesures

Avant de comparer les résultats des calculs réalisés avec le logiciel GOUPEG, il est intéressant de regarder les capacités portantes correspondant aux différentes hypothèses présentées précédemment. Les calculs figurent en annexe D §D4. A titre d'exemple, les capacités portantes des simulations portant

sur les micropieux de type **IV**, calculées à partir du diamètre de scellement IGU et IRS, fournis par **BUSTAMANTE & DOIX [1985]**, sont présentées sur la figure **CII-2**.

Les essais n'ont pas fourni la valeur des capacités portantes expérimentales. On ne peut faire figurer que la valeur de la charge maximale appliquée, en supposant qu'elle s'en rapproche.

Il est à noter que les calculs "**comp8**" et "**comp10**" sont précisément basés sur la charge maximale à laquelle a été soumis le micropieu, ce qui explique le résultat (aux erreurs d'arrondi près). De même, nous ne pouvons pas considérer les simulations "**comp9**" et "**comp11**" comme de réelles prévisions, car elles ont été fondées sur la charge limite conventionnelle, obtenue d'après les mesures sur les micropieux.

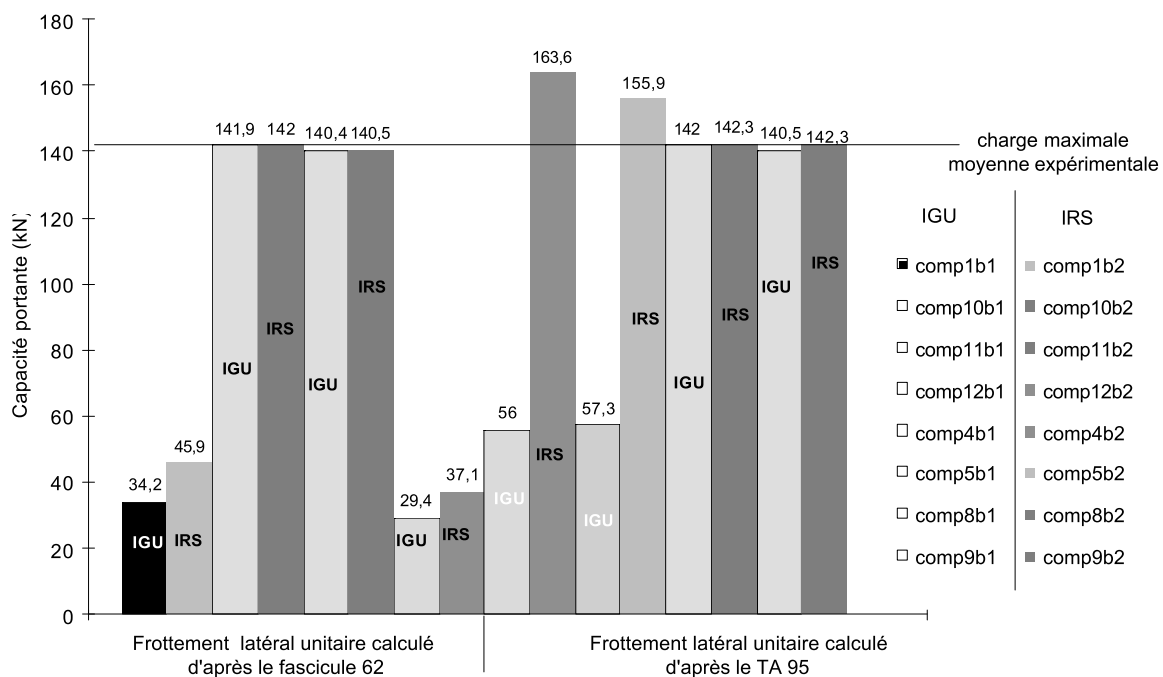


Fig. CII-2 : Capacités portantes des micropieux **IV** (diamètre calculé d'après **BUSTAMANTE & DOIX**).

Les comparaisons des courbes effort-déplacement obtenues par le logiciel **GOUPEG** avec la moyenne des mesures expérimentales sont maintenant présentées par type de micropieux. Chaque figure est présentée et traitée indépendamment. Les valeurs des points des courbes effort-déplacement figurent en annexe **D §D5**.

Afin de faciliter la lecture des courbes, on a conservé les mêmes symboles en fonction du type de calcul du facteur de pointe, pour toutes les figures. Ainsi, les représentations des calculs sont les suivantes :

- ◊ pour celles utilisant le **Fascicule 62** pour les pieux ;
- o pour celles calculées à partir de la **charge maximale** à laquelle le micropieu a été soumis ;
- Δ pour les interprétations déterminées à partir de la **charge limite conventionnelle** ;
- □ pour les calculs basés sur la **règle simplifiée** de **BUSTAMANTE & DOIX [1985]**.

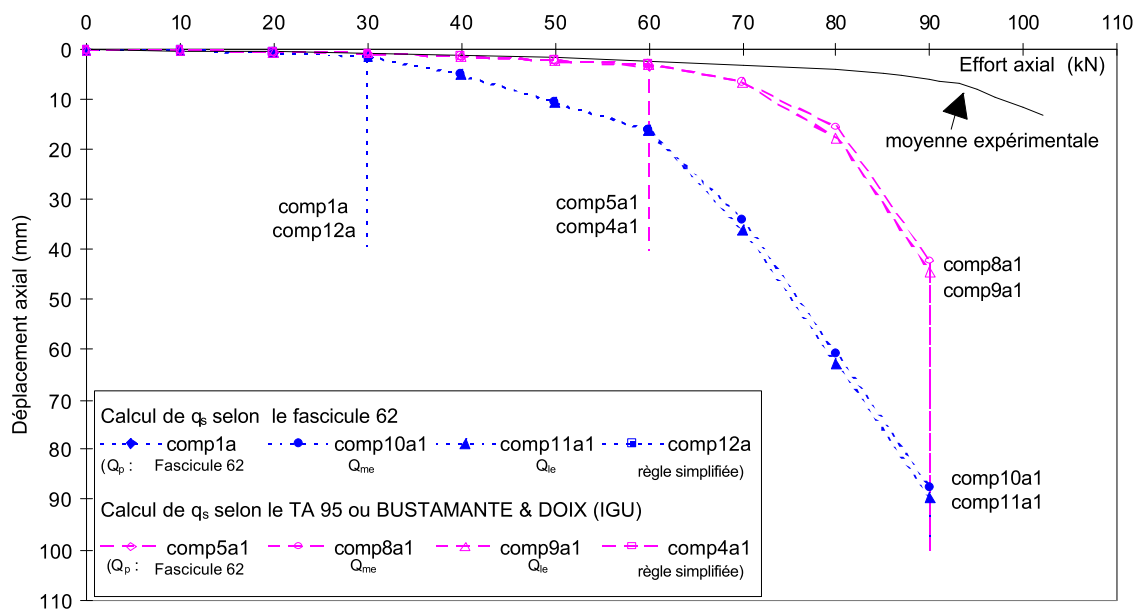
II-1b.i) Les micropieux de type IIb

Fig. CII-3 : Simulations des essais de chargement axial en compression.
Micropieux de type IIb (diamètre de forage uniquement).

Les courbes correspondant aux hypothèses « **comp1a** » et « **comp12a** » sont confondues sur leur partie initiale avec les courbes « **comp10a1** » et « **comp11a1** » (Fig. CII-3). De plus, elles saturent très rapidement, respectivement pour un chargement axial de 30 et 40 kN. Les valeurs des capacités portantes calculées Q_u sont, pour les différents calculs, représentées sur la figure CII-3 :

Q_u (comp1a) = 34,5 kN, Q_u (comp12a) = 36,1 kN, Q_u (comp10a1) = 97 kN et Q_u (comp11a1) = 95 kN. De même, les courbes « **comp5a1** » et « **comp4a1** » (respectivement 62,8 kN et 68,6 kN de capacité portante Q_u) sont confondues sur leur partie initiale avec les courbes « **comp8a1** » et « **comp9a1** » (Q_u (comp8a1) = 97 kN, et Q_u (comp9a1) = 95 kN).

On rappelle que les capacités portantes Q_u sont calculées à partir des hypothèses sur la valeur limite de frottement axial, de la résistance en pointe et sur la dimension du diamètre de scellement; elles ne correspondent donc pas à une capacité portante réelle des micropieux déterminés par les essais de chargement.

Conclusion sur les courbes effort-déplacement pour les micropieux de type IIb :

On peut constater que les simulations basées sur le Fascicule 62 pour le calcul du frottement axial surestiment rapidement les déplacements. Par contre, celles reposant sur le TA 95 ou BUSTAMANTE & DOIX [1985] estiment assez bien le déplacement jusqu'à une charge de 60 kN avec un écart relatif ne dépassant pas 44% alors que déjà à 70 kN elle est à 118%. Il est à noter que les courbes « **comp8a1** » et « **comp9a1** », comme d'ailleurs « **comp10a1** » et « **comp11a1** », ne sont pas de réelles prévisions car elles utilisent les charges maximales ou limites conventionnelles des essais comme hypothèses de calculs.

II-1b.ii) Les micropieux de type IIIh

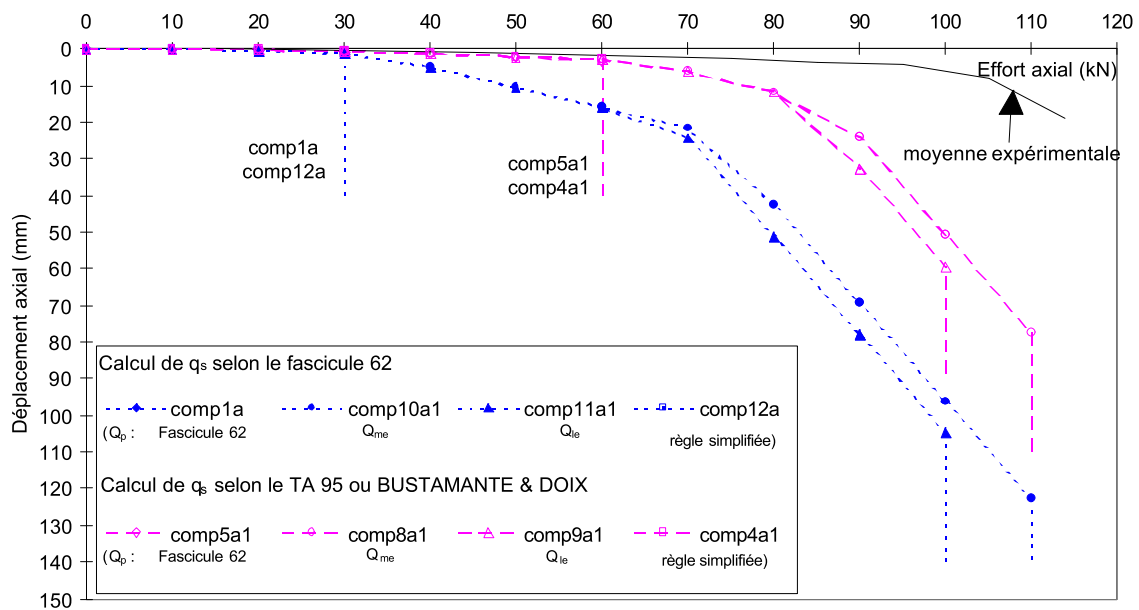


Fig. CII-4 : Simulations des essais de chargement axial en compression .
Micropieux de type IIIh (diamètre de forage uniquement).

Les constatations sont à peu près identiques que pour les micropieux IIb (Fig. CII-4), bien que les déplacements obtenus soient moins bien estimés (avec « comp8a » ou « comp9a », on obtient un écart relatif de 77% pour une charge de 60 kN).

II-1b.iii) Les micropieux R-SOL (assimilés type IV)

Les micropieux R-SOL, en raison du nombre important de simulations, sont présentés selon deux critères:

- ◇ d'une part, d'après la méthode de calcul du frottement axial q_s , ce qui nous permettra, en outre, d'étudier l'influence du diamètre de calcul,
- ◇ d'autre part, en conservant le diamètre de calcul utilisé, afin de comparer les méthodes du calcul du frottement axial.

Présentation selon la méthode de calcul du frottement axial limite : (Fig. CII-5 à CII-8)

Pour chaque figure, on présente des remarques générales relatives aux courbes, suivies de quelques conclusions concernant les hypothèses utilisées.

Pour des raisons de lisibilité des courbes, on a présenté, sur un même graphique, pour une même hypothèse de calcul du frottement axial limite (Fascicule 62 ou TA 95), deux des quatre possibilités d'estimation du facteur de pointe :

- les figures [CII-5](#) et [CII-6](#) présentent les courbes effort-déplacement obtenues avec le frottement axial limite calculé selon le Fascicule 62 ;
- les figures [CII-7](#) et [CII-8](#), celles avec le frottement axial limite calculé selon le TA 95.

Commentaire des figures [CII-5](#) et [CII-6](#): (calcul de q_s selon le fascicule 62)

Les courbes "**comp12**" sont confondues ou quasiment avec celles "**comp1**", bien qu'ayant une capacité portante plus faible ([Fig. CII-5](#)). Pour cette raison, un agrandissement de la figure ([Fig. CII-5](#)), pour de petits chargements, est présentée en annexe [D §D6](#) ([Fig. D6-1](#)). Les capacités portantes estimées sont pour les différents calculs :

$$Q_u (\text{comp1a}) = 28,8 \text{ kN}$$

$$Q_u (\text{comp12a}) = 25,6 \text{ kN}$$

$$Q_u (\text{comp1b1}) = 34,2 \text{ kN}$$

$$Q_u (\text{comp12b1}) = 29,4 \text{ kN}$$

$$Q_u (\text{comp1b2}) = 45,9 \text{ kN}$$

$$Q_u (\text{comp12b2}) = 37,1 \text{ kN}$$

$$Q_u (\text{comp1c}) = 44,3 \text{ kN}$$

$$Q_u (\text{comp12c}) = 36,1 \text{ kN}$$

Pour un même diamètre, les écarts entre les courbes « **comp10** » et « **comp11** » ([Fig. CII-6](#)) sont faibles; ceci s'explique aisément par les hypothèses utilisées (voir valeurs en annexe [D](#)). En effet, la résistance en pointe est calculée à partir de la charge limite conventionnelle Q_{le} (« **comp11** ») ou de la charge maximale appliquée Q_{me} (« **comp10** »), qui valent (moyenne réalisée à partir des micropieux **M12** et **M13**) respectivement $Q_{le} = 95 \text{ kN}$ et $Q_{me} = 142 \text{ kN}$. Les valeurs de capacité portante Q_u ainsi obtenues sont : $Q_u (\text{comp10a}) = 142 \text{ kN}$, $Q_u (\text{comp10b1}) = 141,9 \text{ kN}$, $Q_u (\text{comp10b2}) = 142 \text{ kN}$, $Q_u (\text{comp10c}) = 142 \text{ kN}$, $Q_u (\text{comp11a}) = 140,5 \text{ kN}$, $Q_u (\text{comp11b1}) = 140,4 \text{ kN}$, $Q_u (\text{comp11b2}) = 140,5 \text{ kN}$, $Q_u (\text{comp11c}) = 140,5 \text{ kN}$.

Conclusion relatives aux figures [CII-5](#) et [CII-6](#): (calcul de q_s selon le fascicule 62)

Lorsque la valeur du frottement axial limite est calculée à partir du Fascicule 62, quelle que soit la valeur de la résistance en pointe utilisée, les déplacements sont rapidement surestimés ([Fig. CII-5](#) et [CII-6](#)).

Comme attendu, plus le diamètre est important, plus les déplacements sont petits. Toutes les pentes des courbes effort-déplacement sont sensibles à la valeur du diamètre, ainsi même pour de petite variation de diamètre, on voit des différences entre « **comp1b2** » ($\varnothing=102,95 \text{ mm}$) et « **comp1c** » ($\varnothing=100 \text{ mm}$). Sur la figure [CII-6](#), on voit bien les diminutions des pentes des différentes parties de courbes effort-déplacement avec l'augmentation du diamètre.

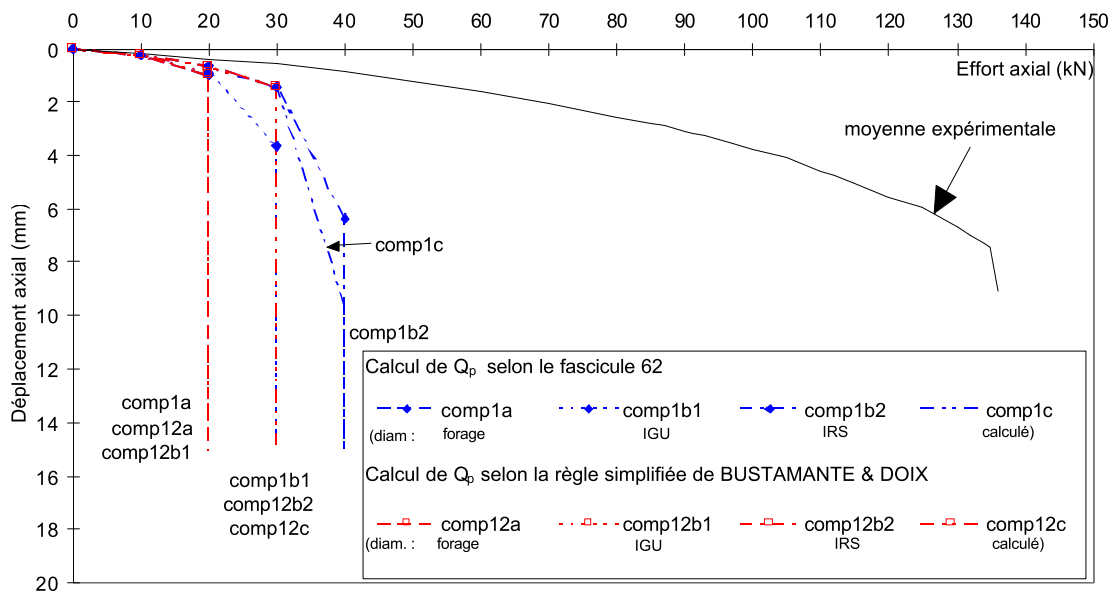


Fig. CII-5 : Simulations des essais de chargement axial en compression
Calcul de q_s selon le Fascicule 62.
Micropieux de type IV - (« comp1 » et « comp12 »).

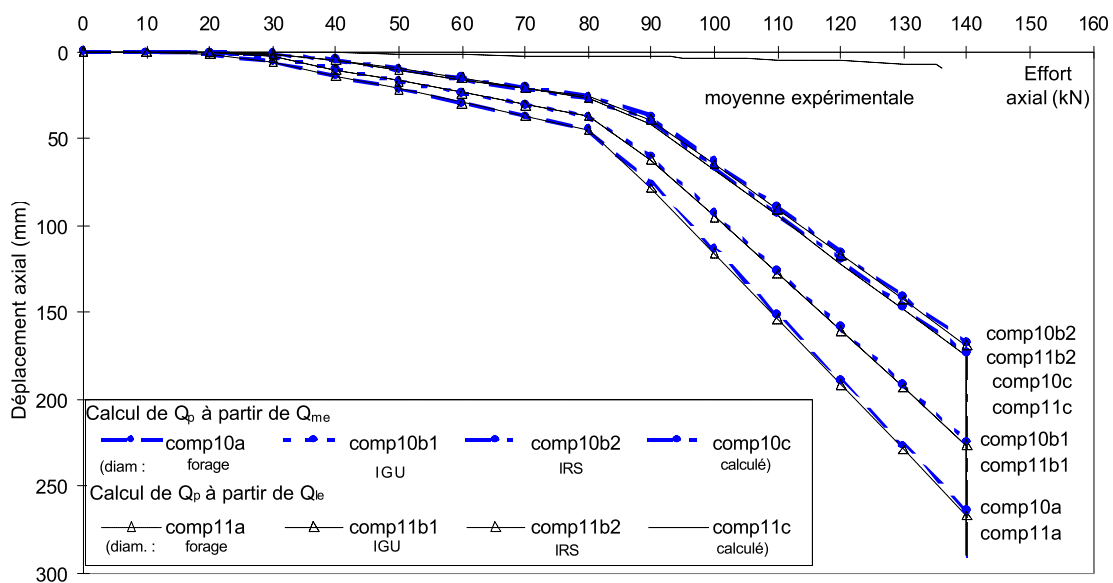


Fig. CII-6 : Simulations des essais de chargement axial en compression
Calcul de q_s selon le Fascicule 62.
Micropieux de type IV - (« comp10 » et « comp11 »).

Commentaire des figures CII-7 et CII-8: (calcul de q_s selon le TA 95)

On peut découper la figure CII-7 en deux parties : celle réunissant les micropieux dits de type IGU, donc avec un frottement axial limite de 38 kPa et celle regroupant les micropieux dits IRS, pour lesquels le frottement axial est plus important (88 kPa). On constate que les premiers induisent des déplacements plus importants que les seconds pour des charges identiques. On rappelle que les micropieux "IGU" concernent les simulations dont le nom de la courbe finit par "1" et les "IRS" par "2".

Pour les hypothèses de calcul du frottement axial limite relatif aux micropieux IGU, on constate (Fig. CII-7), que la courbe «**comp5a1** » est confondue avec «**comp4a1** » ($Q_u(\text{comp5a1}) = 48,9 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp4a1}) = 48,8 \text{ kN}$); il en est de même pour «**comp5b1** » et «**comp4b1** », et «**comp5c1** » et «**comp4c1** », bien que la capacité portante soit moins importante dans ce dernier cas pour «**comp4c1** » ($Q_u(\text{comp5b1}) = 57,3 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp4b1}) = 56 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp5c1}) = 72,6 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp4c1}) = 68,6 \text{ kN}$).

Les raideurs des courbes effort-déformation issues des micropieux "IGU" diminuent avec l'augmentation du diamètre.

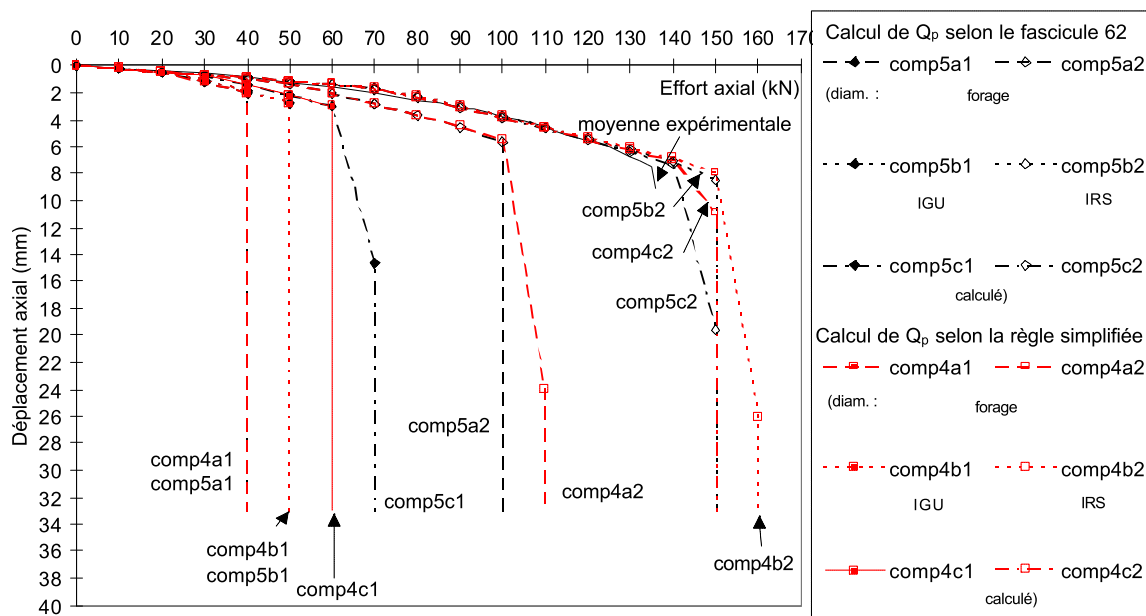


Fig. CII-7 : Simulations des essais de chargement axial en compression
 Calcul de q_s selon le TA 95 ou BUSTAMANTE & DOIX
 Micropieux de type IV - («**comp5** » et «**comp4** »)

Certaines simulations basées sur la valeur du frottement axial limite pour des micropieux IRS sont partiellement confondues (en parties initiales), ainsi «**comp5a2** » avec «**comp4a2** », «**comp5b2** » avec «**comp4b2** » et «**comp5c2** » avec «**comp4c2** » ($Q_u(\text{comp5a2}) = 104,6 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp4a2}) = 112,8 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp5b2}) = 155,9 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp4b2}) = 163,6 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp5c2}) = 151,1 \text{ kN}$, $Q_u(\text{comp4c2}) = 158,9 \text{ kN}$).

La comparaison des pentes des courbes en fonction du diamètre est plus délicate pour les micropieux IRS en raison des derniers segments de courbe (voir Fig.D6-2 en annexe D §D6). On peut faire la même constatation en ce qui concerne les parties initiales des courbes.

On rappelle que la réaction en pointe a été calculée à partir de la charge maximale appliquée Q_{me} pour les calculs «**comp8** » et à partir de la charge limite conventionnelle Q_{le} pour les «**comp9** ». Comme on peut le constater sur la figure CII-8, les courbes relevant des hypothèses des calculs «**comp8** » et «**comp9** », pour un même diamètre de micropieu, sont généralement très proches (par exemple, «**comp8b1** » avec «**comp9b1** »). Cela s'explique par le fait que la charge limite conventionnelle et celle maximale sont peu différentes ($Q_{le} = 140,5\text{kN}$ et $Q_{me} = 142\text{kN}$). La courbe relative à «**comp8a1** » est

superposée à celle de « **comp9a1** » jusqu'au chargement de 100 kN. Les courbes correspondant aux calculs « **comp8b2** », « **comp8c2** », « **comp9b2** » et « **comp9c2** » sont confondues. Plus exactement, on trouve pour les calculs « **comp8b2** » et « **comp9b2** » des résultats identiques, et on obtient comme déplacements avec une sollicitation axiale de 140 kN, 7,87 mm pour « **comp8b2** » ou « **comp9b2** », 7,76 mm pour « **comp8c2** » et enfin 7,04 pour « **comp9c2** ».

Les calculs « **comp8b2** », « **comp8c2** », « **comp9b2** » et « **comp9c2** » donnent des déplacements proches de la moyenne expérimentale.

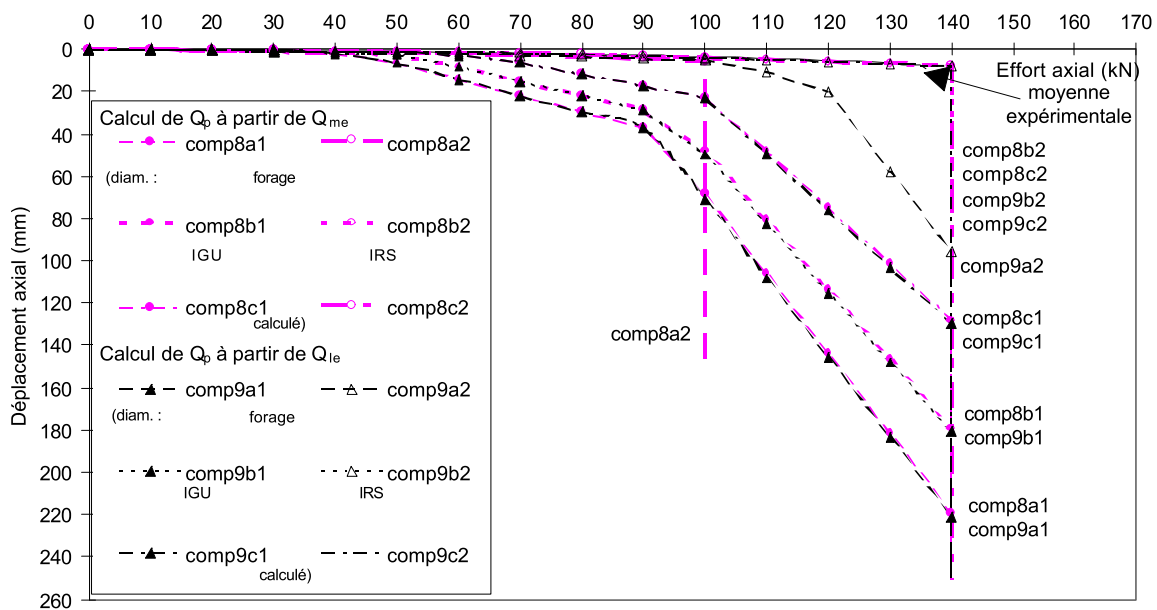


Fig. CII-8 : Simulations des essais de chargement axial en compression
Calcul de q_s selon le TA 95 ou BUSTAMANTE & DOIX
Micropieux de type IV - (« **comp8** » et « **comp9** »)

Conclusion relatives aux figures CII-7 et CII-8: (calcul de q_s selon le TA 95)

Les calculs dont le frottement axial limite a été calculé pour les micropieux de type IGU surestiment très rapidement les déplacements et la raideur des courbes augmente avec le diamètre. Par contre, lorsque le frottement axial limite est estimé pour les micropieux IRS avec un **diamètre autour de 100 mm** (diamètre IRS = 102,95 mm et diamètre calculé = 100 mm), les simulations donnent des résultats proches des essais (« **comp8b2** », « **comp8c2** », « **comp9b2** » et « **comp9c2** »).

Présentation selon les méthodes pour un même diamètre :

Comme les remarques relatives aux calculs basés sur les différents diamètres sont similaires, on ne présente qu'une seule figure (CII-9), les trois autres se trouvant en annexe D §D6 (Fig. D6-3, Fig. D6-4 et Fig. D6-5). De plus, on ne commente pas en détail les différentes courbes, puisqu'elles ont été décrites précédemment (Fig. CII-6 et Fig. CII-7), mais on s'attache aux conclusions relatives aux différentes hypothèses de calcul utilisées.

Raisonnement à partir du calcul du frottement axial : Quelle que soit la valeur du diamètre de calcul, lorsque le frottement axial est calculé à partir du Fascicule 62, les déplacements sont très rapidement surestimés. Par contre, lorsqu'il est calculé à partir du TA 95 ou BUSTAMANTE & DOIX [1985] pour les micropieux de type IRS, on se rapproche des déplacements expérimentaux. Concernant les estimations des déplacements relatifs aux micropieux de type IGU, elles se situent entre celles du Fascicule 62 et celles des IRS.

Raisonnement à partir du calcul du facteur de pointe : Lorsque l'on calcule le frottement axial limite selon le TA 95 pour les micropieux de type IRS, aucune préférence ne peut être émise concernant le choix pour le terme de pointe entre le Fascicule 62 (« comp5 ») et la règle simplifiée de BUSTAMANTE & DOIX [1985] (« comp4 »). En conservant les mêmes hypothèses sur le frottement axial limite, les calculs s'appuyant sur le calcul de la résistance en pointe à partir de la charge limite conventionnelle Q_{le} (« comp8 ») et de la charge maximale appliquée Q_{me} (« comp9c2 ») donnent des déplacements proches de la moyenne expérimentale.

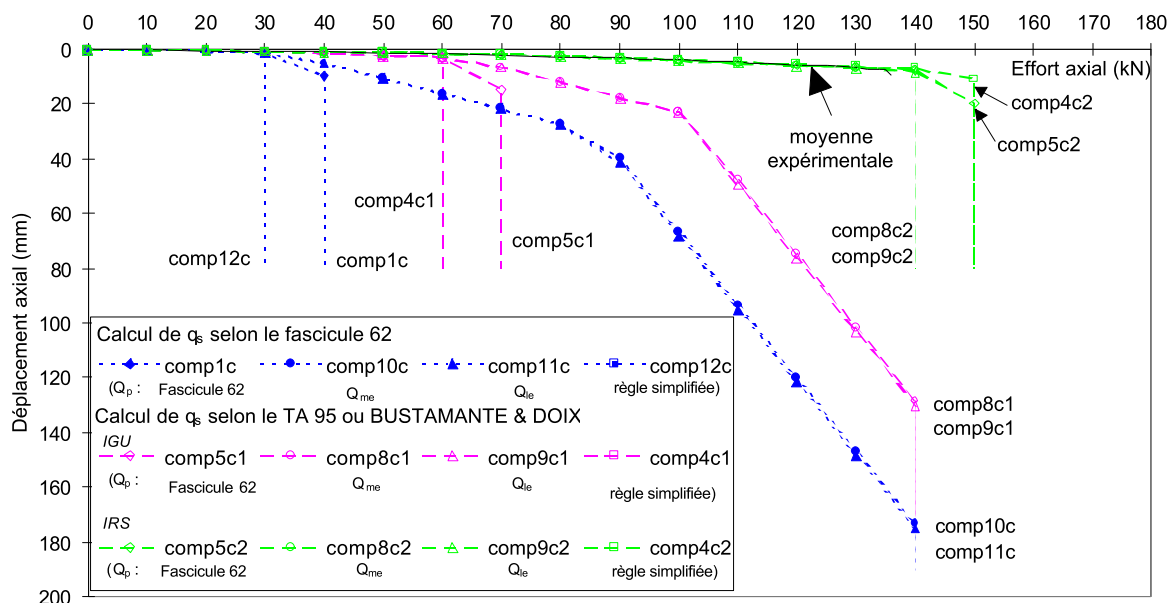


Fig. CII-9 : Simulations des essais de chargement axial en compression
Micropieux de type IV avec le diamètre calculé (100 mm)

II-1c) Conclusion

II-1c.i) Micropieux de type II (IIb et IIh)

Les calculs basés sur le Fascicule 62, pour le calcul du frottement axial limite, surestiment rapidement les déplacements. Par contre, celles reposant sur le TA 95 pour les micropieux **IGU** estiment assez bien les déplacements jusqu'à un chargement axial d'environ 60 kN, surtout pour les micropieux **IIb**. Cette charge représente à peu près 50 à 60% de la charge maximale appliquée (la charge maximale moyenne Q_{me} appliquée aux micropieux **IIb** est $Q_{me} = 97$ kN et pour les micropieux **IIIh**, $Q_{me} = 114$ kN).

Le Fascicule 62 ou la règle simplifiée de **BUSTAMANTE & DOIX [1985]** ne semblent pas estimer correctement la valeur de la résistance en pointe. Les calculs utilisant la valeur de la résistance en pointe calculée à partir de la charge limite conventionnelle Q_{le} ou de la charge maximale appliquée Q_{me} donnent de meilleurs résultats quant à l'estimation des déplacements, bien que toujours surestimés. Il faut noter que ces valeurs sont tirées des essais de chargement, donc elles ne peuvent être utilisées comme données pour des calculs de prévision.

Les calculs donnant les meilleurs résultats, sont ceux dont le frottement axial limite a été calculé selon le TA 95 pour les micropieux de type **IGU**, et la résistance en pointe estimée soit par les recommandations du Fascicule 62 pour les pieux de diamètre normal, soit selon la règle simplifiée de **BUSTAMANTE & DOIX [1985]** (simulations « **comp4a1** » et « **comp5a1** »).

II-1c.ii) Micropieux R-SOL (assimilés au type IV) :

Comme attendu, les déplacements diminuent avec l'augmentation du diamètre des micropieux. Toutes les raideurs des pentes des courbes effort-déplacement sont sensibles à la valeur du diamètre, même pour de petites variations. La raideur des pentes des courbes effort-déplacement augmente avec le diamètre de scellement. Toutefois, on peut noter que pour les calculs utilisant le frottement axial limite selon le TA 95 pour les micropieux de type **IRS**, cette augmentation apparaît faible en partie initiale (annexe D §D6, Fig. D6-2).

Lorsque la valeur du frottement axial limite est calculée à partir du Fascicule 62, les déplacements sont rapidement surestimés, indépendamment des valeurs de la résistance en pointe ou du diamètre de scellement des micropieux. Les simulations dont le frottement axial a été calculé à partir du TA 95 donnent de meilleurs résultats. Les calculs réalisés pour des micropieux de type **IRS** fournissent des déplacements plus proches de la courbe effort-déplacement expérimentale moyenne pour les micropieux **R-SOL** que ceux pour des micropieux de type **IGU**.

Les simulations dont la résistance en pointe a été calculée à partir de la charge limite conventionnelle Q_{le} ou de la charge limite calculée Q_{me} ne sont pas prises en compte dans ces conclusions sur les hypothèses de calcul, car elles sont tirées des résultats des essais de chargement.

Les calculs fournissant les meilleurs résultats sont : ceux utilisant le TA 95 pour les micropieux de type **IRS**, pour le calcul du frottement axial limite, et le Fascicule 62 ou la règle simplifiée de **BUSTAMANTE & DOIX [1985]** pour la valeur de la résistance en pointe, avec un diamètre de scellement autour de 100

mm (le diamètre estimé par le CEBTP est de 100 mm et celui calculé selon le TA 95 pour les micropieux IRS de 102,95 mm) (calculs « comp4b2 », « comp4c2 », « comp5b2 » et « comp5c2 »).

II-2) MICROPIEUX ISOLES SOUS CHARGE TRANSVERSALE

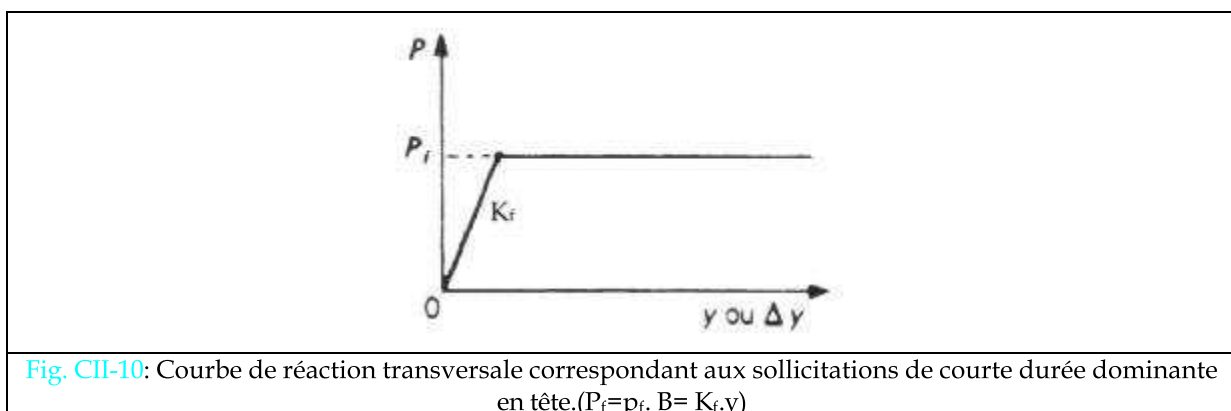
II-2a) Données du calcul

Comme pour les micropieux isolés sous charge axiale, certaines hypothèses doivent être faites pour calculer les déplacements en fonction des sollicitations transversales. Elles portent sur :

- ◇ la raideur des courbes de réaction transversale;
- ◇ la valeur limite de la réaction ultime transversale (palier des courbes de réaction transversales);
- ◇ les caractéristiques mécaniques des micropieux;
- ◇ la discrétisation du système sol-pieu;
- ◇ la réaction en pointe.

II-2a.i) La raideur des courbes de réaction transversale

On utilise le type de courbe correspondant aux sollicitations de courte durée dominantes en tête présentée dans l'annexe C5 du Fascicule 62 (Fig. CII-10). Il s'agit d'une courbe bilinéaire dont la pente, calculée à partir du module pressiométrique moyen du massif de sol $E_M=5$ Mpa [PLUMELLE & RAYNAUD, FO/95/03, 1996], est égale à K_r , soit 27,5 MPa (calculs développés dans l'Annexe E §E1).



II-2a.ii) La valeur limite de la réaction transversale

La valeur limite de la réaction transversale est prise égale à la pression de fluage donnée dans le rapport FOREVER N°FO/95/03 [PLUMELLE & RAYNAUD, 1996], soit :

$$\left. \begin{array}{l} \text{pression de fluage : } p_f = 0,25 \text{ MPa} \\ \text{diamètre du micropieu : } B = 0,1 \text{ m} * \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{valeur de la réaction transversale ultime :} \\ P_f = p_f \times B = 0,025 \text{ MN/m} \end{array}$$

* Suite aux résultats obtenus pour les micropieux isolés sous charge axiale, on a considéré un **diamètre moyen** de 100 mm pour tous les micropieux (IIb, IIh et R-SOL).

II-2a.iii) Prise en compte de l'effet de surface

Afin de prendre en compte l'effet de surface produit lors d'un chargement transversal, on fait varier la pente et la valeur limite des courbes de réaction sur une couche d'épaisseur 4B (soit 0,4 m, pour cette étude) [Fascicule 62]. L'abattement est calculé selon une formule qui est fonction de la profondeur. Dans cette étude, les courbes de mobilisation sont définies pour des couches de sol de 0,1 m d'épaisseur. Comme ce coefficient est défini pour une profondeur donnée, pour traduire l'effet de surface sur toute la couche, on base son calcul en prenant comme valeur de la profondeur :

- le haut de la couche, pour les calculs nommés « **F62cds** » ;
- le milieu de la couche, pour les calculs nommés « **F62cdm** ».

Les valeurs des coefficients réducteurs et de la pression ultime « p_u » issus de ces hypothèses figurent dans le tableau (Tableau CII-2). La valeur du déplacement correspondant à la pression ultime « p_u » est $y=0,91$ mm. Les détails des calculs figurent en annexe E §E1.

Entre le point d'application de la charge transversale (« partie libre »), située à 0,05 m au-dessus du sol, et le niveau du sol, une réaction nulle est imposée lors des calculs.

Tableau CII-2: Prise en compte de l'effet de surface.

profondeur de la couche	calculs « F62cds »		calculs « F62cdm »	
	coefficient au sommet de la couche	réaction transversale ultime (MPa)	coefficient au milieu de la couche	réaction transversale ultime (MPa)
0 à 0,1 m	0,5	0,125	0,5625	0,146
0,1 à 0,2 m	0,625	0,156	0,6875	0,172
0,2 à 0,3 m	0,75	0,188	0,8125	0,203
0,3 à 0,4 m	0,875	0,219	0,9375	0,234
0,4 à 5 m	1	0,25	1	0,25

II-2a.iv) Les caractéristiques mécaniques des pieux

Lors de la flexion du pieu, certaines parties du coulis (et du béton pour les micropieux **IV**) se fissurent et de ce fait ne participent plus à la résistance du micropieu. Le logiciel GOUPEG considère que les matériaux constitutifs des pieux sont régis par des comportements linéaires. Donc pour rester du côté de la sécurité, nous ne tenons pas compte, dans le calcul du module d'Young et du moment d'inertie, de la présence du coulis (ou du béton). C'est d'ailleurs ce que préconise le Fascicule 62.

II-2a.v) La discrétisation du système sol-pieu

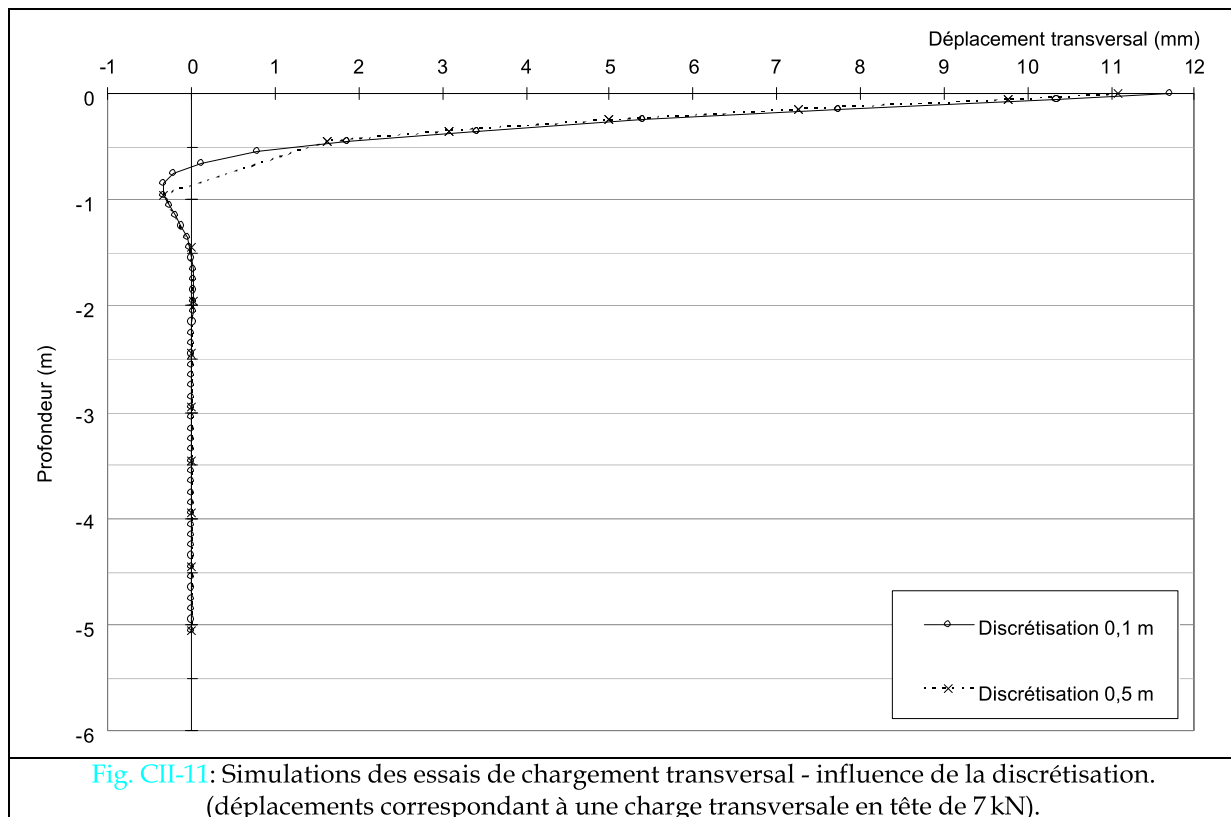
Lors de la simulation d'un micropieu soumis à un chargement transversal, la finesse de la discrétisation en tronçon joue un rôle. Cette influence est illustrée par la figure (Fig. CII-11) où l'unique différence entre ces deux simulations réside dans la discrétisation ; la hauteur du tronçon est de 0,5 m pour l'une et 0,1 m pour l'autre.

II-2a.vi) La réaction en pointe

La pointe est considérée libre. Les conditions en pointe sont donc : $M_{\text{pointe}} = T_{\text{pointe}} = 0$.

II-2b) Comparaisons calculs-mesures

Les trois "types" de micropieux sont traités consécutivement. Nous présentons à chaque fois la courbe effort-déplacement au niveau du sol et la courbe effort-rotation en tête. Une étude relative aux courbes effort-déplacement au niveau du point d'application de l'effort transversal figurent en annexe E §E3.



Sur toutes les figures relatives aux micropieux isolés soumis à un effort transversal, les courbes discontinues représentent les deux calculs (« F62c_{ds} » et « F62c_{dm} ») et celles continues les résultats d'essais. Les courbes relatives au même micropieu sont représentés par le même symbole.

Afin de comparer les résultats obtenus avec le logiciel GOUPEG avec ceux des mesures expérimentales, des écarts relatifs sont calculés. On essaiera d'estimer ces écarts relatifs pour les cas de charge où l'écart entre les déplacements mesurés et ceux calculés est le plus grand. Parfois, on calculera l'écart relatif entre deux mesures pour comparer l'ordre de grandeur de l'écart entre les calculs et les mesures et de la dispersion des essais.

II-2b.i) Les micropieux de type IIb

Courbes effort-déplacement au niveau du sol :

Sur la figure CII-12, les deux calculs sous-estiment les déplacements mesurés pour les trois micropieux, « F62c_{dm} » plus que « F62c_{ds} » (ce qui est logique, les courbes de réaction « c_{dm} » sont plus raides). Le tableau CII-3 présente quelques écarts relatifs calculés.

Tableau CII-3: Comparaison des déplacements issus du calculs « F62c ds » avec les mesures du micropieu M10.

	$ M10_{\text{mesures}} - F62c ds / M10_{\text{mesures}}$
3 kN	45 %
6 kN	33 %
12 kN	14 %

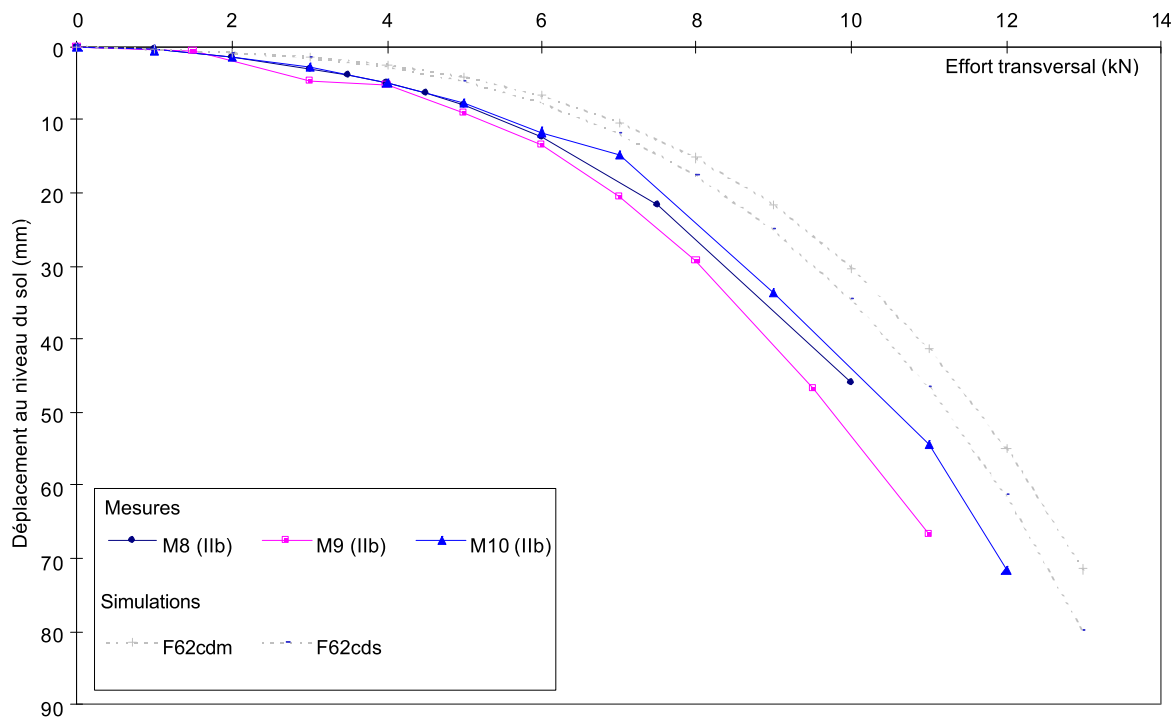


Fig. CII-12 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement au niveau du sol.

Lorsque l'on se reporte à l'annexe E §E3, on remarque que les écarts relatifs au même chargement sont similaires pour les courbes effort-déformation au point d'application des efforts que pour celles au niveau du sol.

Courbes effort-rotation en tête :

De manière générale, les rotations obtenues par le logiciel GOUPEG sont inférieures à celles mesurées (Fig. CII-13).

La courbe issue des mesures réalisées par l'inclinomètre, pour le micropieu M10, suit relativement bien la simulation « F62c ds ». Cette constatation n'est pas confirmée par les mesures effectuées par les comparateurs.

Le tableau CII-4 reprend le calcul des écarts relatifs entre le micropieu M10 et les calculs selon les hypothèses « F62c ds ». Entre les mesures réalisées par les comparateurs pour les micropieux M10 et M8, l'écart relatif, pour un chargement de 6 kN, est de 14% (écart relat. = $|M10_{\text{mesures}} - M8_{\text{mesures}}| / M10_{\text{mesures}}$).

Tableau CII-4: Comparaison des rotations en tête entre les calculs « F62c_{ds} » et les mesures du micropieu M10.

	Mesures des comparateurs	Mesures de l'inclinomètre
3 kN	32%	40%
6 kN	20%	3%
12 kN	15%	≅0

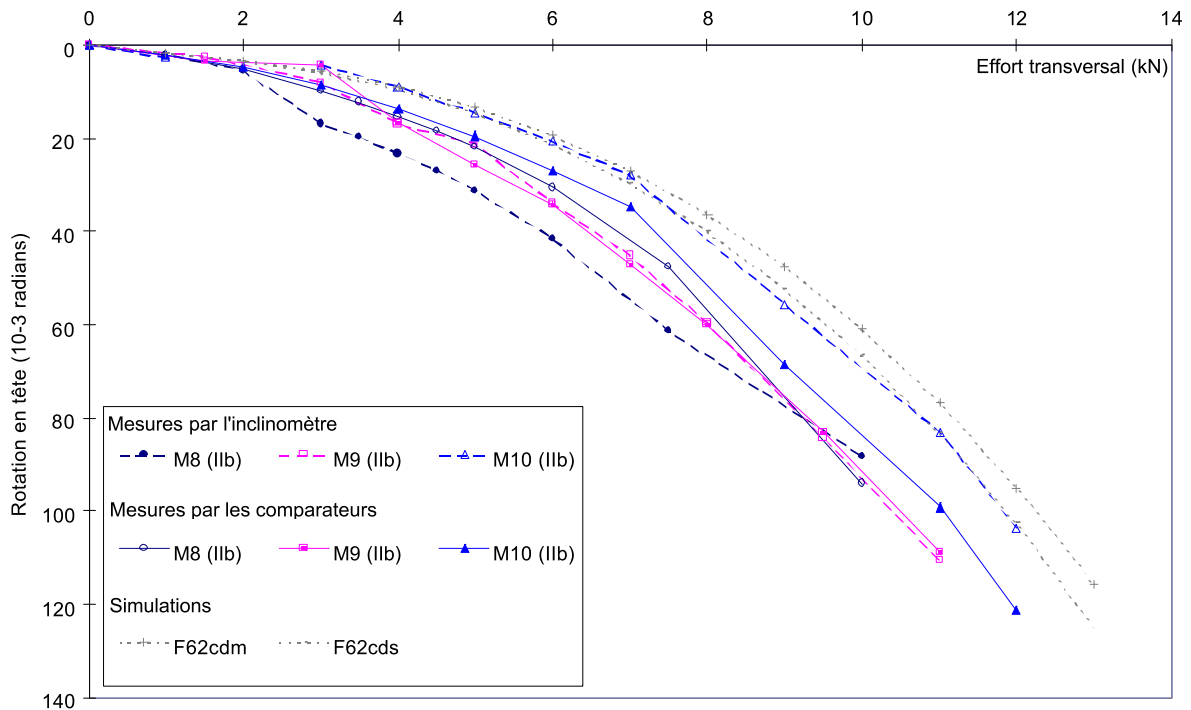


Fig. CII-13 : Essais de chargement transversal - courbes effort-rotation en tête.

II-2b.ii) Les micropieux de type IIIh

Courbes effort-déplacement au niveau du sol :

Les calculs « F62cdm » et « F62c_{ds} » semblent mieux estimer les déplacements pour les micropieux **IIIh** que **IIb** (Fig. CII-14). De manière générale, ils sous-estiment les déplacements à l'exception des mesures réalisées pour le micropieu **M1** pour des efforts supérieurs à 10,5 kN. Le tableau CII-5 présente les écarts relatifs obtenus à partir des mesures (connues) présentant les plus grands écarts de déplacements avec les calculs « F62c_{ds} », pour des chargements transversaux de 3 kN, 6 kN et 12 kN.

Tableau CII-5: Comparaison des déplacements issus des calculs « F62c_{ds} » avec les mesures du micropieu fournissant les plus grands écarts de déplacements:

	$ M2_{mesures} - F62c_{ds} / M2_{mesures}$
3 kN	51%
6 kN	34%

	$ M1_{\text{mesures}} - F62\text{cds} / M1_{\text{mesures}}$
12 kN	29%

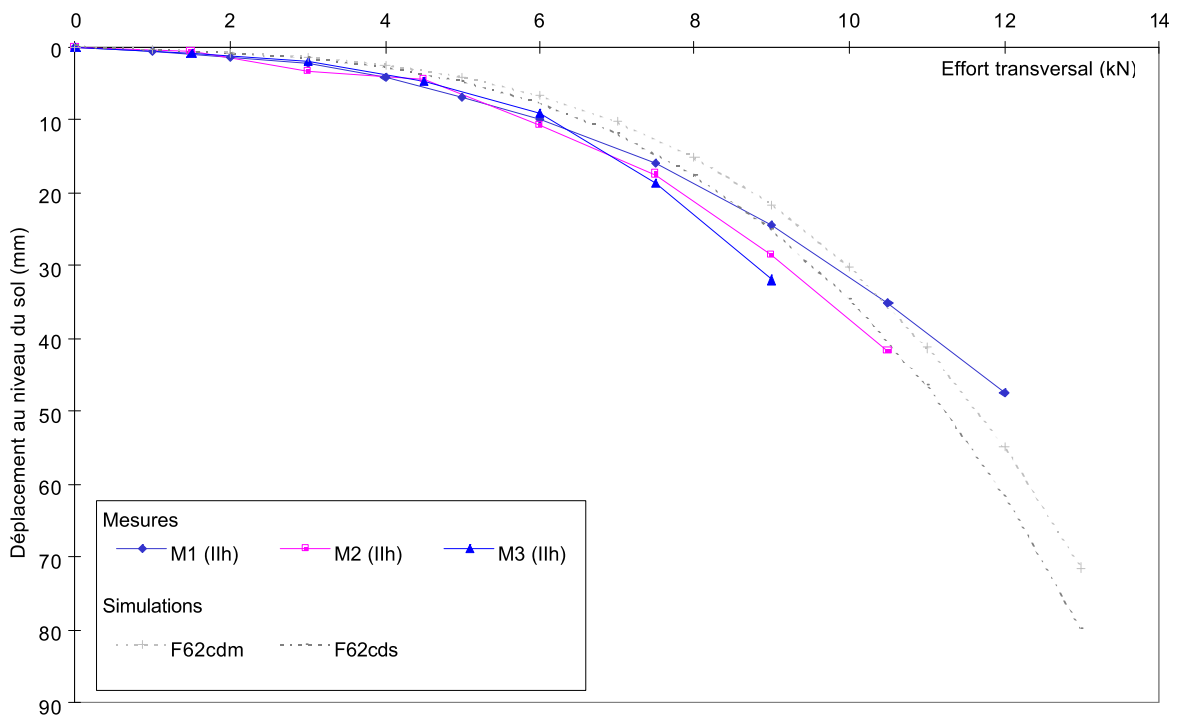


Fig. CII-14 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement au niveau du sol.

On a obtenu des écarts relatifs du même ordre de grandeur pour les courbes effort-déplacement au point d'application des efforts.

Courbes effort-rotation en tête : (Fig. CII-15)

Les mesures réalisées pour chaque micropieu **IIh** par les comparateurs et l'inclinomètre semblent plus similaires que pour les micropieux **IIb**, à l'exception des premiers paliers de chargement du micropieu **M2**.

Le [tableau CII-6](#) présente les écarts relatifs minimums et maximums calculés à partir des mesures des rotations connues réalisées avec l'inclinomètre. L'écart relatif obtenu entre les rotations des micropieux **M1** et **M2** s'élève à 11% (écart relat. = $|M2_{\text{mesures}} - M1_{\text{mesures}}| / M2_{\text{mesures}}$) pour un chargement de 6 kN. On peut ainsi constater que l'écart entre les mesures à 6 kN est du même ordre de grandeur que la différence entre les calculs et les mesures

Par rapport aux constatations établies pour les déplacements, on remarque que les rotations obtenues avec le logiciel GOUPEG pour le micropieu **M1** sont surestimées pour des paliers de chargement supérieur à 9 kN.

Tableau CII-6: Les écarts relatifs minimums et maximums calculés à partir des mesures des rotations connues réalisées avec l’inclinomètre.

	$ M1_{mesures}-F62cds / M1_{mesures}$	$ M2_{mesures}-F62cdm / M2_{mesures}$
3 kN	5%	41%
6 kN	1%	18%
12 kN	12%	22%

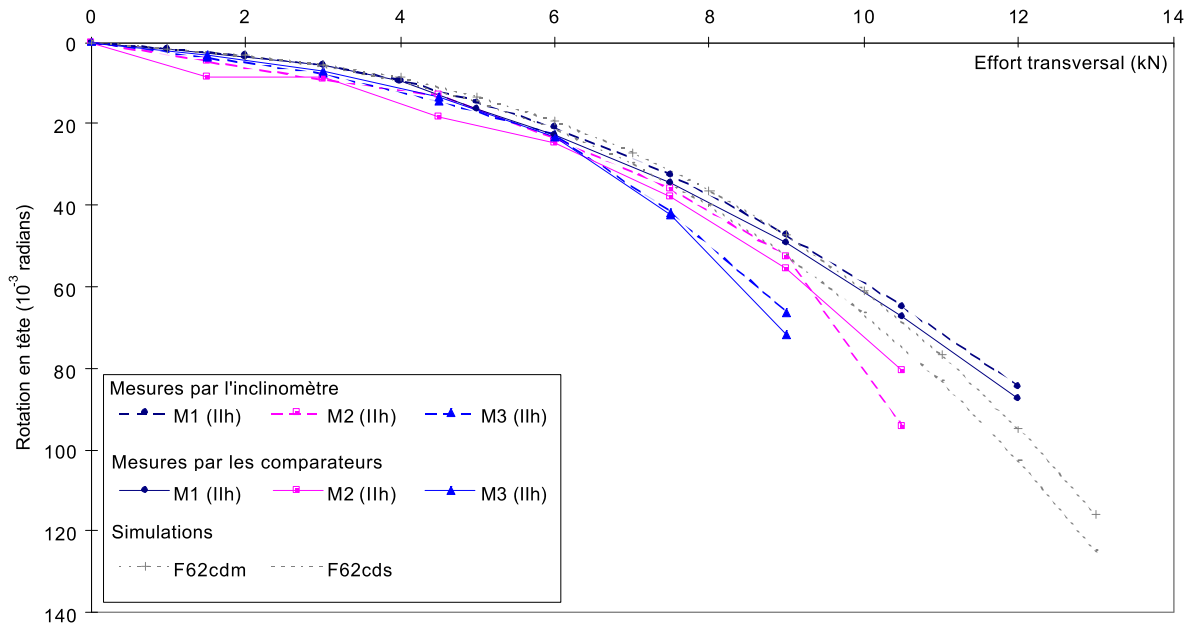


Fig. CII-15 : Essais de chargement transversal - courbes effort-rotation en tête.

II-2b.iii) Les micropieux de type IV

Courbes effort-déplacement au niveau du sol : (Fig. CII-16)

On constate sur la figure CII-16 que les déplacements mesurés sont assez différents entre les micropieux M12 et M13, tandis que le micropieu M11 varie entre les deux. On voit que les courbes représentant les simulations sont encadrées par les mesures des micropieux M12 et M13, à partir d'un chargement de 8 kN. Pour les courbes effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts, ce phénomène intervient pour une sollicitation transversale de 6 kN (annexe E §E3, Fig. E3-3). Le tableau CII-7 présente les écarts relatifs calculés entre les déplacements mesurés des micropieux M11, M12 et M13, pour des chargements de 6 kN et 12 kN, et les résultats des calculs réalisés à l'aide du logiciel GOUPEG.

Tableau CII-7: Les écarts relatifs entre les déplacements issus des calculs (« F62cds » et « F62cdm ») et ceux obtenus par les mesures pour, respectivement, des chargements de 6 kN et 12 kN:

6 kN	M11	M12	M13
F62cdm	47%	12%	51%
F62cds	39%	1%	43%
12 kN	M11	M12	M13
F62cdm	7%	33%	17%
F62cds	4%	49%	7%

L'écart entre les déplacements mesurés et estimés est plus petit que pour les courbes efforts-déformations au niveau du sol que pour celles au niveau du point d'application des efforts (annexe E §E3).

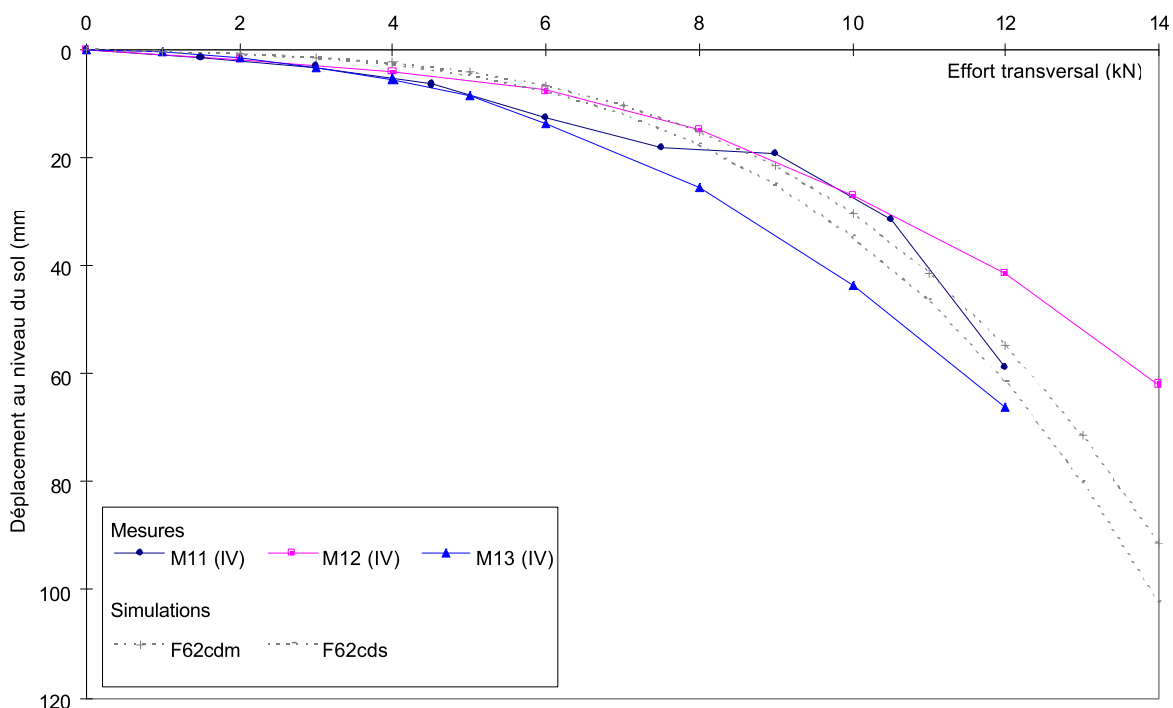


Fig. CII-16 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement au niveau du sol.

Courbes effort-rotation en tête : (Fig. CII-17)

Les mesures réalisées avec les comparateurs et l'inclinomètre semblent corroborer pour les micropieux de type IV (R-SOL). De même que pour la figure précédente, on calcule l'écart relatif correspondant à un effort de 12 kN. Le [tableau CII-8](#) présente les écarts relatifs calculés entre les mesures de rotation et les calculs « F62cdm » et « F62cds ». Celles-ci sont comparables aux écarts relatifs calculés entre les mesures réalisées par l'inclinomètre et les comparateurs, pour un micropieu et une charge donnés ([Tableau CII-9](#)).

[Tableau CII-8](#): Ecart relatif sur les rotations obtenus pour des chargement de 6 kN et 12 kN:

6 kN	M11		M12		M13	
	Inclinomètre	Comparateurs	Inclinomètre	Comparateurs	Inclinomètre	Comparateurs
F62cdm	24%	26%	2%	1%	32%	24%
F62cds	17%	19%	-8%	-9%	26%	16%
12 kN	M11		M12		M13	
	Inclinomètre	Comparateurs	Inclinomètre	Comparateurs	Inclinomètre	Comparateurs
F62cdm	11%	26%	-24%	-33%	12%	13%
F62cds	3%	20%	-34%	-43%	5%	6%

Tableau CII-9: Les écarts relatifs entre les mesures de rotation pour des chargement de 6 kN et 12 kN.

6 kN	$\frac{(M11-M12)}{M11}$	$\frac{(M12-M11)}{M12}$	$\frac{(M11-M13)}{M11}$	$\frac{(M13-M11)}{M11}$	$\frac{(M12-M13)}{M12}$	$\frac{(M13-M12)}{M13}$
	Inclinomètre	23%	-30%	-12%	10%	-45%
Comparateurs	25%	-34%	3%	-3%	-30%	23%
12 kN	$\frac{(M11-M12)}{M11}$	$\frac{(M12-M11)}{M12}$	$\frac{(M11-M13)}{M11}$	$\frac{(M13-M11)}{M11}$	$\frac{(M12-M13)}{M12}$	$\frac{(M13-M12)}{M13}$
	Inclinomètre	28%	-39%	-2%	2%	-41%
Comparateurs	44%	-79%	15%	-17%	-52%	34%

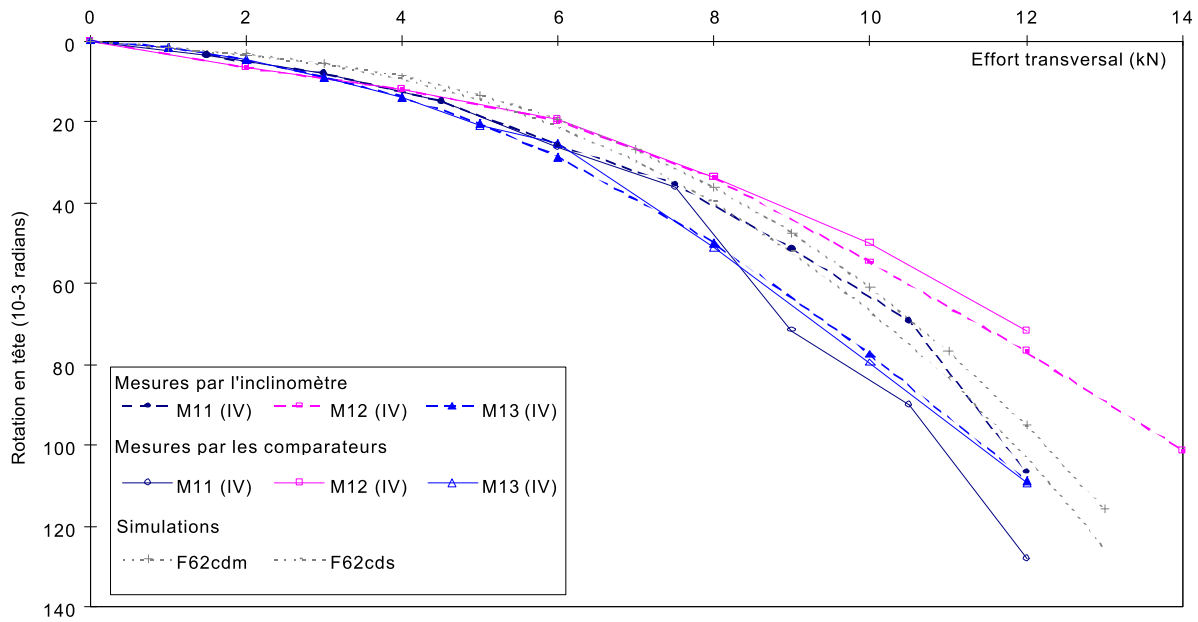


Fig. CII-17 : Essais de chargement transversal - courbes effort-rotation en tête.

II-2c) Conclusion

Micropieux de type IIb

Les deux calculs (« F62cds » et « F62cdm ») sous-estiment les déplacements transversaux (tant au niveau du sol qu'au niveau du point d'application des efforts) et les rotations par rapport à la verticale en tête des micropieux.

Micropieux de type IIh

Les calculs « F62cds » et « F62cdm » semblent mieux estimer les déplacements transversaux et les rotations en tête pour les micropieux **IIh** que pour les **IIb**. De manière générale, ils sous-estiment les déplacements (transversaux et rotations), à l'exception de ceux mesurés pour le micropieu **M1** pour les niveaux élevés de chargement.

Micropieux de type IV (R-SOL)

Les deux calculs semblent fournir des résultats respectant l'ordre de grandeur des déplacements transversaux (tant au niveau du point d'application des efforts qu'au niveau du sol) et des rotations en tête.

On note que les courbures des courbes représentant les résultats des calculs semblent un peu plus importantes que pour les courbes tirées des mesures.

II-3) MICROPIEUX EN GROUPE SOUS CHARGE AXIALE

Concernant les données utiles pour le calcul des groupes de micropieux, on s'appuie sur celles des micropieux isolés. On a choisi les hypothèses de calculs dont on dispose qui simulent le mieux le comportement des micropieux isolés.

Les hypothèses de calcul portent

- ◇ comme pour les micropieux isolés sur :
 - * les courbes de mobilisation du frottement axial (raideur et valeur limite);
 - * les courbes de mobilisation de la réaction en pointe (raideur et valeur limite);
 - * le diamètre des micropieux;
- ◇ pour tenir compte de l' "effet de groupe" :
 - * le coefficient de Poisson (« ν »);
 - * le module de cisaillement (« G »).

Le coefficient de Poisson et le module de cisaillement interviennent dans les équations de Mindlin [1936] utilisées pour la prise en compte de l'interaction pieu-sol-pieu. On rappelle que ces équations permettent de calculer les déplacements induits (dans les trois directions) utilisés pour la modification des courbes de réaction du frottement axial afin de prendre en compte l'interaction entre les pieux (méthode présentée dans la partie **B §II**).

II-3a) Données du calcul

II-3a.i) Les courbes de réaction

Une sélection entre les différents calculs réalisés est effectuée de manière à limiter les calculs de groupe. On conserve les simulations donnant les meilleurs résultats pour les micropieux isolés (présentés dans la partie C §II-1):

- ◇ pour les micropieux **II** : « **comp4a1** » et « **comp5a1** » ;
- ◇ pour les micropieux **IV (R-SOL)**: « **comp5b2** » et « **comp5c2** ».

Ces calculs comportent les choix suivants :

- la courbe de mobilisation de frottement axial est trilineaire; les pentes sont calculées d'après **FRANK & ZHAO [1982]** et la valeur limite est estimée selon **BUSTAMANTE & DOIX [1985]**. On a assimilé les micropieux **II** à des « **IGU** » et les micropieux **IV** à des « **IRS** »;
- la courbe de mobilisation de réaction en pointe est calculée selon la règle simplifiée de **BUSTAMANTE & DOIX [1985]** pour le calcul « **comp4a1** » et selon le **Fascicule 62 [1993]** pour les calculs « **comp5a1** », « **comp5b2** » et « **comp5c2** ».
- pour les micropieux **II**, le diamètre est celui du forage, soit 100 mm. Les micropieux **IV** sont calculés, d'une part, avec le diamètre estimé par le CEBTP (« **comp5c2** »), et d'autre part, avec le diamètre selon les recommandations de **BUSTAMANTE & DOIX [1985]** pour les micropieux « **IRS** », soit avec un coefficient multiplicateur du diamètre de forage $\alpha = 1,45$ (« **comp5b2** »).

Toutes les données de ces calculs figurent en annexe **D** et sont commentés dans la partie **C §II-1a**.

II-3a.ii) Le coefficient de Poisson

Dans le cas des essais de St-Rémy-lès-Chevreuse, l'indice de densité est compris entre $I_D = 0,53$ et $I_D = 0,62$, le module pressiométrique entre $E_M = 2,2$ et $E_M = 6,3$ MPa et la pression limite entre $p_l = 0,25$ et $p_l = 0,56$ MPa [**PLUMELLE, PELLO & RAYNAUD, 1995**].

Le coefficient de Poisson pour un sable lâche se situe autour de $\nu = 0,25$ [**BOWLES, 1990**] et pour les sables communément utilisés entre $\nu=0,3$ et $\nu=0,4$ [**BOWLES, 1996**].

Comme le sable constituant le site est fin et assez lâche, le coefficient de Poisson est pris égale à $\nu=0,3$ pour les calculs qui vont suivre.

II-3a.iii) Le module de cisaillement

Le module de cisaillement G est lié au module de déformation du sol E et au coefficient de Poisson ν par la relation suivante :

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

La relation entre le module pressiométrique et le module de déformation est très controversée. Le Centre d'études Ménard [BAGUELIN, JEZEQUEL & SHIELD, 1978] propose de diviser le module pressiométrique par un facteur donné en fonction du type de sol et de son état, pour obtenir le module de déformation. Ils préconisent un facteur de 1/3 pour les sables normalement consolidés. Avec un module pressiométrique moyen de 5 MPa, on obtient un module de déformation élastique de $E = 15$ MPa. Cette valeur est en accord avec la fourchette donnée par BOWLES [1996].

On obtient par ce calcul, un module de cisaillement $G = \frac{3 E_M}{2(1 + \nu)} = 5,77$ kN .

II-3b) Comparaisons calculs-mesures

Afin de montrer l'effet de groupe, on présente sur les figures les déplacements obtenus par un calcul sans interaction (réalisé avec GOUPII-LCPC) et par un calcul avec interaction (réalisé avec GOUPEG-3D).

Afin de voir l'influence des valeurs du module de cisaillement et du coefficient de Poisson sur le calcul des déplacements par le logiciel GOUPEG, deux autres calculs ont été réalisés :

◇ $G = 4$ MPa et $\nu = 0,25$;

Ce calcul a été réalisé en premier. On a utilisé des paramètres respectant les ordres de grandeur relatifs à un sable fin et lâche [BOWLES, 1990]. Le module de déformation associé est de $E = 10$ MPa, ce qui représente environ deux fois le module Ménard E_M .

◇ $G = 19,23$ MPa et $\nu = 0,3$;

Ce calcul a été réalisé pour voir l'influence du module de cisaillement sur les déplacements axiaux. Il correspond à un module de déformation E , onze fois supérieur au module Ménard E_M .

On présente respectivement pour chaque type de micropieux :

- ◇ les courbes effort-déplacement avec les hypothèses explicitées ci-dessus;
- ◇ la comparaison des courbes effort-déplacement obtenues pour le groupe avec les mesures de micropieux isolés;
- ◇ les courbes effort-déplacement avec les simulations pour des valeurs du coefficient de Poisson et de module de cisaillement différentes.

Pour comparer les courbes effort-déplacement obtenues pour les groupes avec celles des micropieux isolés, on considère que chaque micropieu reprend la même charge, soit la charge à laquelle est soumis le groupe divisée par quatre. Les résultats des calculs figurent en annexe F.

II-3b.i) Groupe de micropieux de type III

La figure CII-18 présente les déplacements axiaux du groupe en fonction de l'effort, issus des mesures ainsi que des calculs réalisés avec le logiciel GOUPEG (avec et sans prise en compte de l'interaction entre les pieux) selon les hypothèses retenues lors de l'analyse des micropieux isolés (partie C §II-1), c'est-à-dire relatives aux calculs « **comp4a1** » et « **comp5a1** ».

Les déplacements obtenus par les calculs sont surestimés (Tableau CII-10), même pour le calcul sans interaction. Ceci montre que les hypothèses du calcul, sans prise en compte de l'effet de groupe, sont déjà en cause. La simulation « **comp4a1** » fournit pour une charge axiale de 60 kN, un écart relatif, calculé à partir du micropieu isolé **M3**, de 78% (écart relat. = $|M3_{mesures} - comp4a1| / M3_{mesures}$) ce qui explique les résultats obtenus pour le groupe. On note que les capacités portantes des micropieux isolés correspondant aux simulations « **comp4a1** » et « **comp5a1** » s'élèvent respectivement à $Q_u = 68,6$ kN et à $Q_u = 62,8$ kN, d'où la capacité portante du groupe, selon ces hypothèses de calcul est d'environ 250 kN, à savoir quatre fois la capacité portante du micropieu isolé.

Tableau CII-10 :Ecart relatif calculés entre les mesures et les calculs des déplacements réalisés avec le logiciel GOUPEG-3D.

Hypothèses de calcul	Calculs sans interaction	Calculs avec interaction
« comp4a1 » charge : 252 kN	100%	300%
« comp5a1 » charge : 216 kN	107%	376%

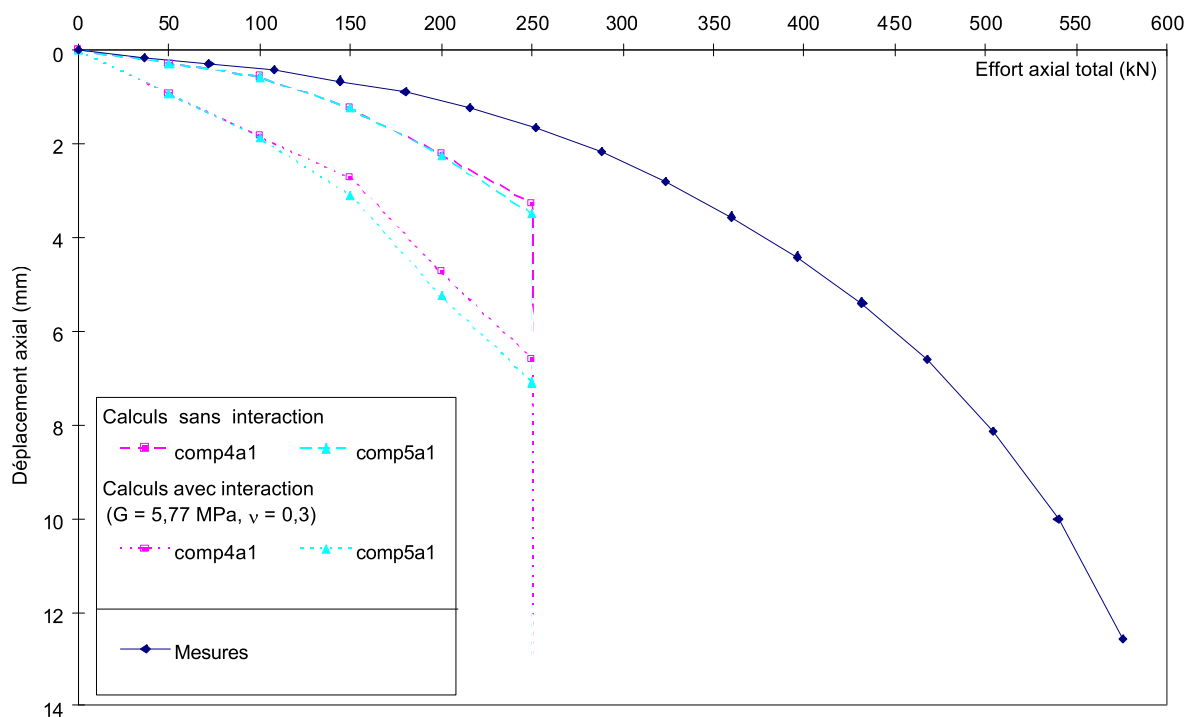


Fig. CII-18 : Simulations des essais de chargement axial en compression

Courbes effort-déplacement - Groupe de micropieux **IIIh**.

Sur la figure CII-19, on constate que les déplacements mesurés du **groupe** sont plus faibles que ceux du micropieu isolé **M3**. Les déplacements du groupe semblent plus correspondre aux micropieux **M1** et **M2** qui ont été éliminés pour cette étude en raison de l'incertitude sur la représentativité de leur facteur de pointe (partie C §I-4a).

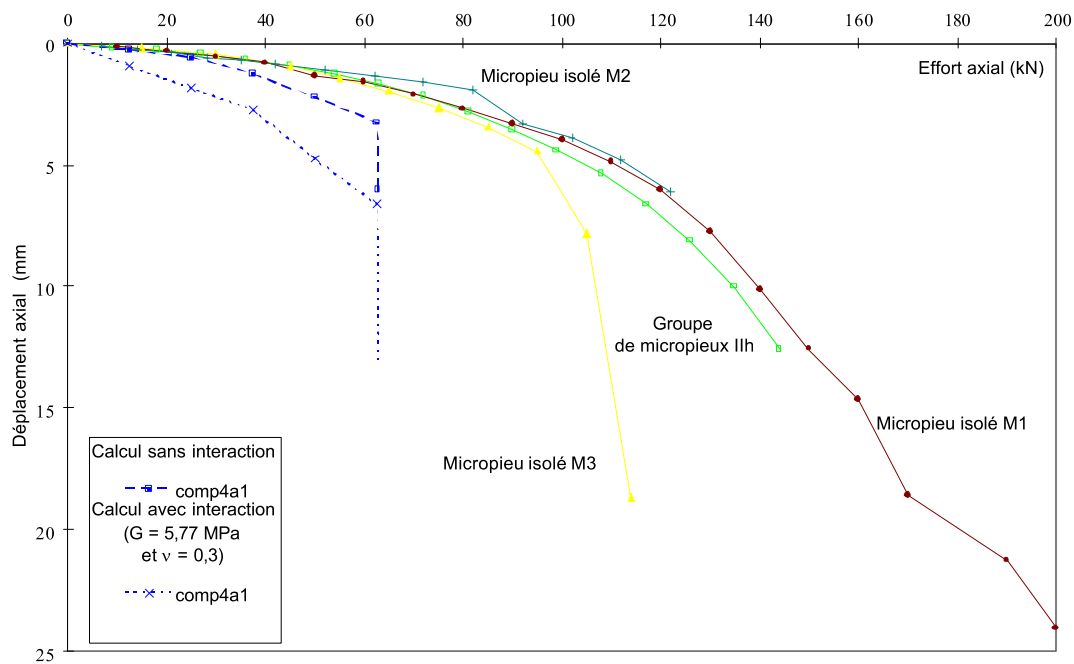


Fig. CII-19 : Essais de chargement axial en compression des micropieux de type **IIIh**
Courbes effort-déplacement - Comparaison des mesures des déplacements du **groupe**
avec celles des micropieux isolés (**M1**, **M2**, **M3**).

Sur la figure CII-20, on présente le résultat des simulations utilisant des coefficients de Poisson et des modules de cisaillement différents ; on rappelle que ces deux paramètres entrent dans la formulation des équations de Mindlin [1936] utilisées pour tenir compte de l'interaction entre les pieux. On constate que les déplacements diminuent avec l'augmentation du module de cisaillement indépendamment de l'hypothèse de calcul utilisée. En effet, les équations de Mindlin sont fonction de l'inverse du module de cisaillement. La variation du coefficient de Poisson a un effet relativement moins important.

II-3b.ii) Groupe de micropieux R-SOL (assimilés au type IV)

La courbe effort-déplacement mesurée (Fig. CII-21) présente une courbure plus importante que celle de la courbe effort-déplacement calculée en tenant compte de l'interaction entre les micropieux (avec un

module de cisaillement $G = 5,77 \text{ MPa}$ et un coefficient de Poisson $\nu = 0,3$). On peut noter deux pentes principales pour les courbes effort-déplacement calculées, le changement se situant autour de 300 kN. Alors que l'on en dénombre au moins trois pour la courbe effort-déplacement mesurée; les changements de pente se trouvent approximativement à des chargements légèrement inférieur à 300 kN et à 400 kN.

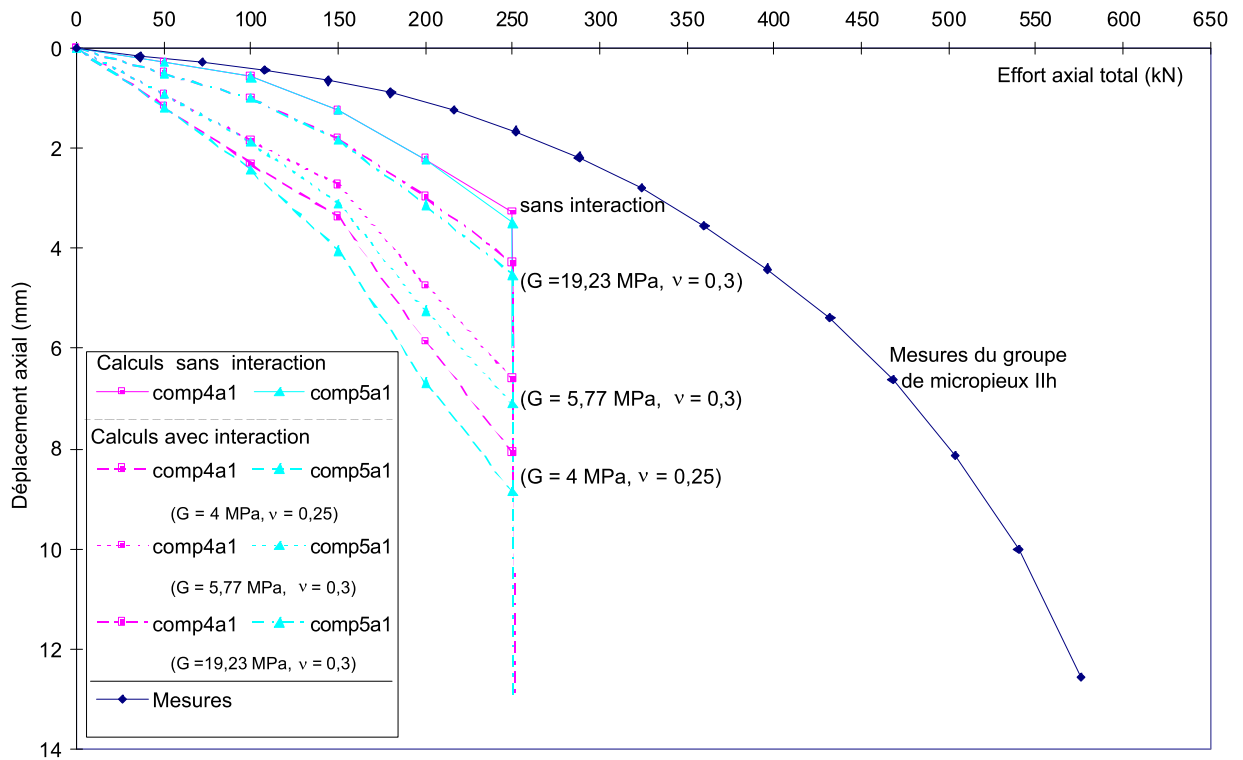


Fig. CII-20: Essais de chargement axial en compression -Courbes effort-déplacement.
Influence des valeurs du module de cisaillement et du coefficient de Poisson.
Groupe de micropieux IIh.

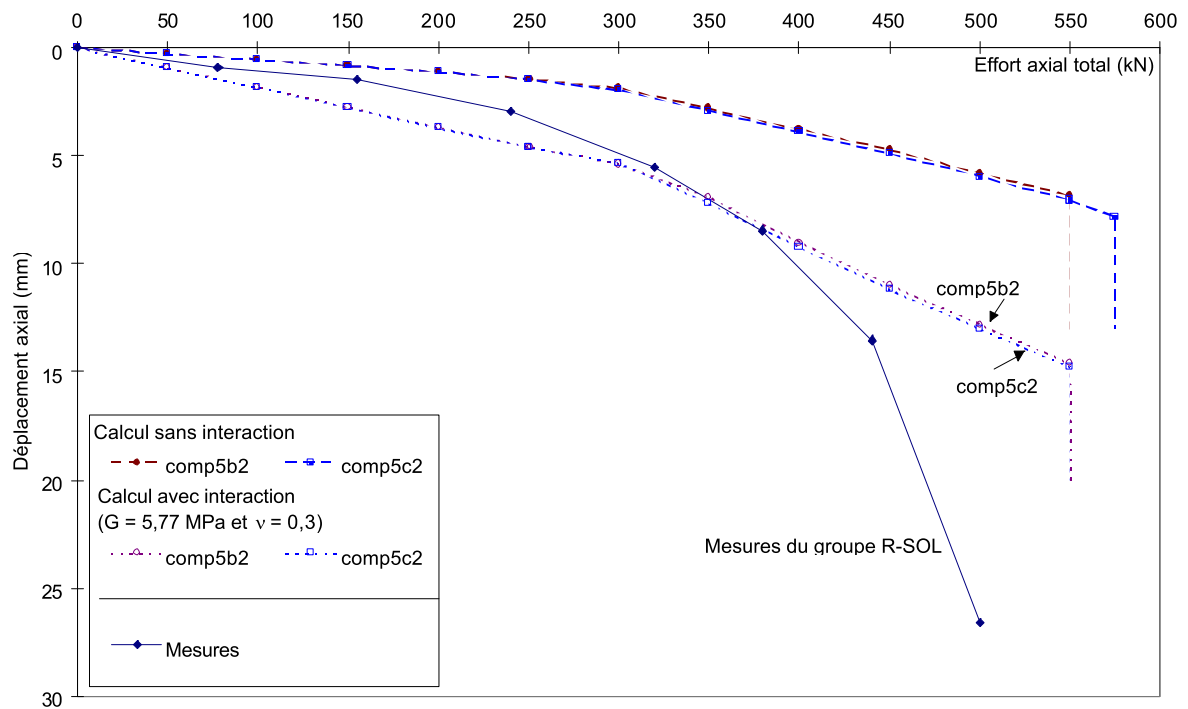


Fig. CII-21 : Essais de chargement axial en compression - courbes effort-déplacement. Micropieux R-SOL (assimilés au type IV)

On constate que jusqu'à environ 350 kN, la courbe effort-déplacement mesurée du groupe est encadrée par celle du calcul avec et sans interaction. Pour un chargement plus important, les calculs sous-estiment les déplacements. Afin de mieux apprécier l'évolution de la courbe effort-déplacement par rapport à celles obtenues par les calculs avec et sans interaction (« **comp5b2** »), les écarts relatifs pour quatre valeurs de chargement sont calculées (tableau CII-11).

Tableau CII-11 : Calculs des écarts relatifs entre les mesures des déplacements du groupe et les calculs (« **comp5b2** ») en tenant compte ou non de l'interaction entre les micropieux (Micropieux **R-SOL**, assimilés type **IV**). (écart relat. = $(\text{Groupe}_{\text{mesures}} - \text{comp5b2}) / \text{Groupe}_{\text{mesures}}$).

Charge (kN)	Écarts relatifs calculés à partir des simulations sans interaction	Écarts relatifs calculés à partir des simulations avec interaction
155	+ 42%	- 91%
240	+ 53%	- 51%
320	+ 59%	- 1%
500	+ 78%	+ 48%

Comme les simulations « **comp5b2** » et « **comp5c2** » fournissent des déplacements axiaux similaires, on ne présente par la suite (Fig. CII-22 et Fig. CII-23) qu'un des deux calculs.

On fait figurer sur la figure CII-22 la courbe enveloppe des mesures de déplacements des micropieux isolés de type **IV**, de manière à souligner l'encadrement de la courbe du calcul GOUPEG-3D (réalisé sans interaction avec les hypothèses de calculs « **comp5b2** », en divisant les efforts auxquels le groupe a été soumis par quatre), par cette courbe enveloppe.

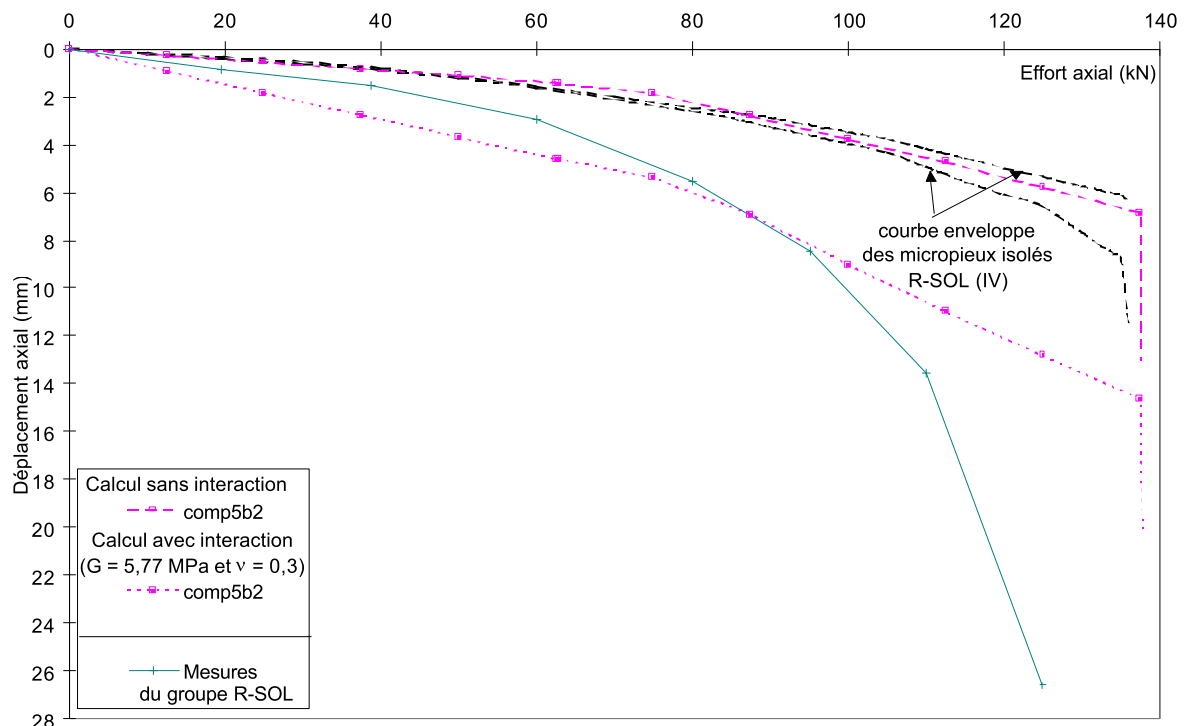


Fig. CII-22: Essais de chargement axial en compression - courbes effort-déplacement. Comparaison des mesures des déplacements du groupe avec celles des micropieux isolés (M12, M13). Micropieux R-SOL assimilés au type IV.

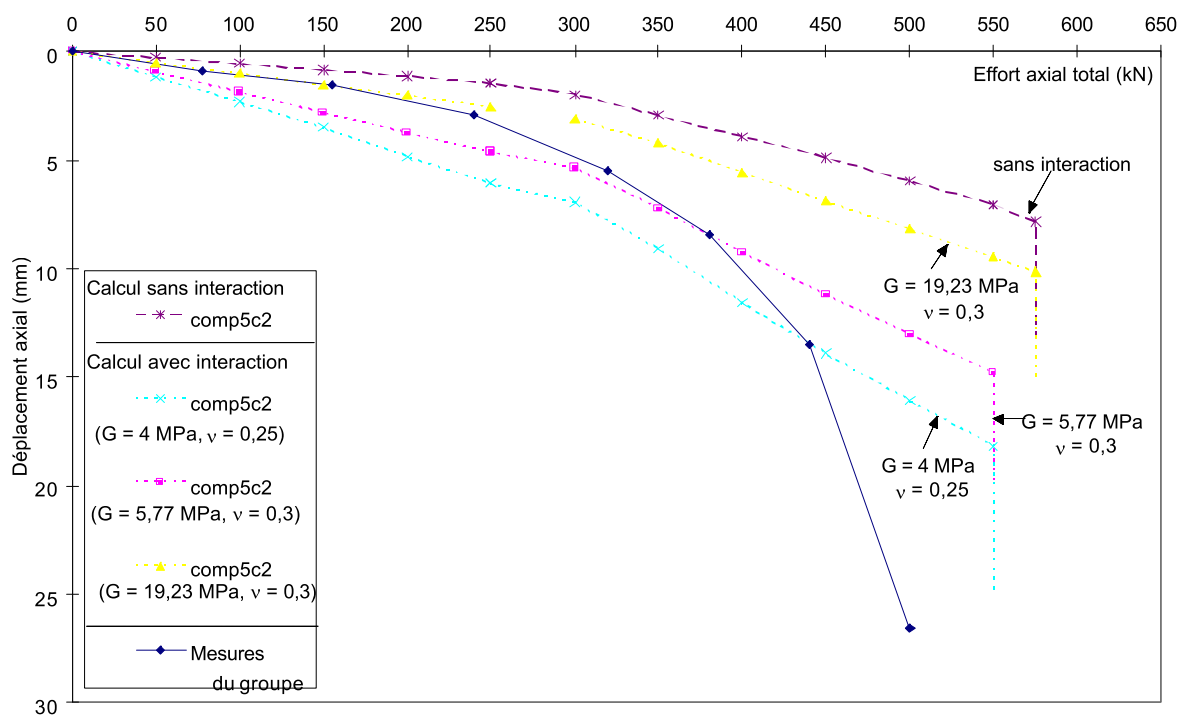


Fig. CII-23 : Essais de chargement axial en compression - courbes effort-déplacement Influence des valeurs du module de cisaillement et du coefficient de Poisson. Groupe de micropieux R-SOL, assimilés type IV.

Concernant l'influence des valeurs du coefficient de Poisson et du module de cisaillement sur les calculs des déplacements du groupe, les mêmes remarques que sur la figure CII-20, relative au groupe de micropieux **IIh**, peuvent être avancées concernant l'effet de la variation du module de cisaillement sur les déplacements des micropieux **R-SOL** (Fig. CII-23). On peut constater que la raideur des pentes diminue avec le module de cisaillement.

La capacité portante obtenue selon les hypothèses de calculs «**comp5b2** » et «**comp5c2** » se situe autour de $Q_u = 575$ kN pour le groupe et respectivement de $Q_u = 155,9$ kN ($155,9 \times 4 = 623,2$ kN) et $Q_u = 151,1$ kN ($151,1 \times 4 = 604,4$ kN) pour les micropieux isolés. On constate que la capacité portante tirée des mesures du groupe semble se situer autour de $Q_u = 500$ kN, alors que pour le micropieu isolé, on obtient (environ) entre $Q_u = 100$ kN (**M11**) et $Q_u = 140$ kN (**M13**).

II-3c) Conclusion

Groupe de micropieux de type IIh

Les calculs «**comp4a1** »* et «**comp5a1** »* relatifs au groupe de micropieux **IIh** n'estiment pas correctement les déplacements mesurés.

Ce résultat semble être dû à une mauvaise estimation des paramètres nécessaires au calcul des micropieux isolés. Ne connaissant pas les valeurs réelles du frottement axial limite et de la résistance limite en pointe des micropieux isolés, nous ne pouvons pas conclure sur l'exactitude de la prise en compte de l'effet de groupe. De plus, en raison du manque de fiabilité des résultats d'essais relatifs aux micropieux **M1** et **M2**, les calculs pour les micropieux isolés ne sont basés que sur les résultats obtenus pour le micropieu **M3**. On constate ici que les déplacements mesurés pour le groupe correspondent à ceux des micropieux **M1** et **M2** et sont inférieurs à ceux du micropieu **M3** (pour faire cette comparaison, nous avons supposé que chaque pieu du groupe reprend un quart de la charge totale).

Groupe de micropieux R-SOL (assimilés au type IV)

La courbe effort-déplacement mesurée présente une courbure plus importante que celle des courbes effort-déplacement calculées (calculs «**comp5b2** »* et «**comp5c2** »*) en tenant compte de l'interaction (avec un module de cisaillement $G = 5,77$ MPa et un coefficient de Poisson $\nu = 0,3$). Les simulations surestiment les déplacements jusqu'à une charge de 350 kN, puis les sous-estiment.

Pour des charges inférieures à 350 kN, la courbe effort-déplacement mesurée est encadrée par les calculs avec et sans prise en compte de l'interaction. Par contre, au delà de cette charge, les déplacements mesurés sont sous-estimés par les calculs.

* Rappel sur les origines des hypothèses de calculs (détails présentés dans la partie C §II-1a et §II-3a) :

Nom du calcul	Hypothèses de calculs	Frottement latéral unitaire « q_s »	Résistance limite en pointe « q_p »	Diamètre de scellement
comp4a1		TA 95 - IGU	Règle simplifiée	Forage
comp5a1		TA 95 - IGU	Fascicule 62	Forage
comp5b2		TA 95 - IRS	Fascicule 62	IRS
comp5c2		TA 95 - IRS	Fascicule 62	Calculé

Remarques générales sur l'influence du coefficient de Poisson et du module de cisaillement

On constate que les déplacements diminuent avec l'augmentation du module de cisaillement, indépendamment des hypothèses de calcul utilisées, ce qui est bien naturel en raison de la formulation des équations de Mindlin.

II-4) MICROPIEUX EN GROUPE SOUS CHARGE TRANSVERSALE

II-4a) Données de calculs

II-4a.i) Les courbes de réaction transversale

On reprend, pour le calcul des groupes de micropieux, les données du calcul « F62cds » utilisées pour les micropieux isolés. On rappelle que les calculs « F62cdm » et « F62cds » avaient présenté des résultats similaires (l'analyse des micropieux isolés sous charge transversale est présentée dans la partie C §II-2). On rappelle les hypothèses relatives au calcul « F62cds » :

- Le type de courbes de réaction transversale : il s'agit d'une courbe bilinéaire, correspondant aux sollicitations de courte durée ;
- La valeur de la pression limite : elle correspond à la pression de fluage ;

- Prise en compte de l'effet de surface : sur une couche d'épaisseur $4B$ (B étant le diamètre des micropieux), un abattement, fonction de la profondeur, est appliqué sur la valeur de réaction transversale ultime (détails présentés dans la partie C §II-2a.iii).

On rappelle que pour tenir compte de l'interaction entre les pieux, les courbes de réaction transversale sont modifiées par un coefficient multiplicateur de déplacement et réducteur de la valeur de la pression limite (principe présenté dans la partie B §II-2).

II-4a.ii) Le coefficient de Poisson et le module de cisaillement

Pour l'utilisation des équations de Mindlin [1936], on choisit les mêmes valeurs que lors du calcul des groupes de micropieux sous charge axiale, c'est-à-dire un coefficient de Poisson $\nu=0,3$ et un module de cisaillement $G=5,77$ MPa. Le détail du calcul du module de cisaillement « G », ainsi qu'une étude sur son influence sur le calcul de groupe sous charge axiale est présenté dans la partie C §II-4d.

II-4b) Comparaisons calculs-mesures

L'effet de groupe généré par GOUPEG est négatif comme on peut le voir en comparant les résultats du calcul avec et sans prise en compte de l'interaction entre les micropieux (Fig. CII-24), ce qui est logique puisque l'effet de groupe implanté augmente les déplacements pour un chargement donné et diminue la valeur de la pression ultime.

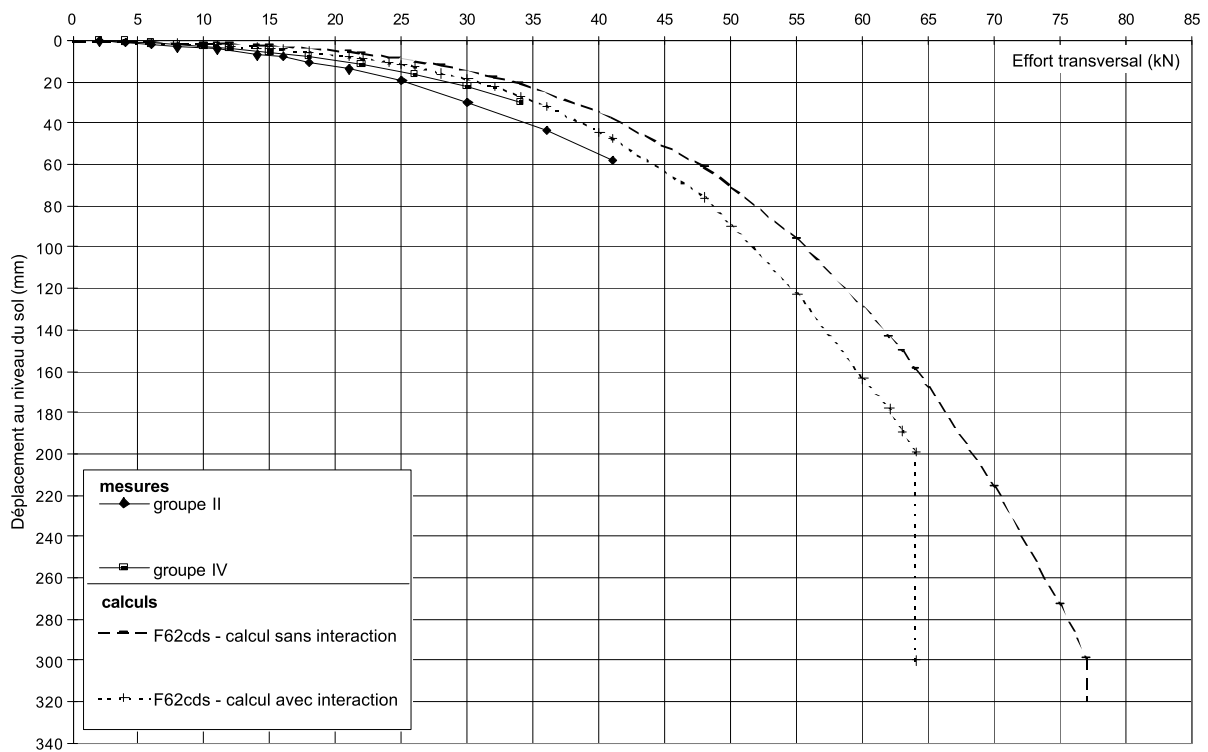


Fig. CII-24: Essais de chargement transversal des groupes de micropieux
Comparaison entre les courbes effort-déplacement
issues des mesures et des calculs à l'aide du logiciel GOUPEG.

Les figures CII-25 et CII-26 permettent de comparer, pour chaque type de micropieux, les mesures de déplacement au niveau du sol, des micropieux isolés et en groupe avec le calcul réalisé par GOUPEG, ceci avec et sans effet de groupe. Comme précédemment on a imputé aux micropieux du groupe une charge moyenne, négligeant ainsi l'effet d'ombre, agissant sur la répartition des charges au sein du groupe (étudiée dans la partie A §I-4b).

La figure CII-27 présente les écarts relatifs obtenus en comparant les déplacements mesurés et ceux calculés par GOUPEG. On constate que bien que l'allure des courbes pour les déplacements au niveau du sol et du point d'application des efforts soient similaires, elles ne se superposent pas. Pour les déplacements obtenus au niveau du sol, on observe, à part pour la première valeur de chargement (2 kN), que les écarts relatifs calculés pour le groupe de micropieux de type IV (R-SOL) sont inférieurs à ceux du groupe de micropieux IIIh.

La capacité ultime issue du calcul de groupe est bien plus élevée que la charge maximale appliquée aux groupes de micropieux ($T_{\text{GOUPEG}}=64$ kN, $T_{\text{mégroupeIIh}}=41$ kN et $T_{\text{mégroupeIV}}=34$ kN) (Fig. CII-24). Les courbures des courbes représentant les mesures et les résultats de calculs semblent assez similaires, ce qui laisse à penser que la capacité portante des groupes de micropieux est effectivement bien supérieure aux charges maximales appliquées.

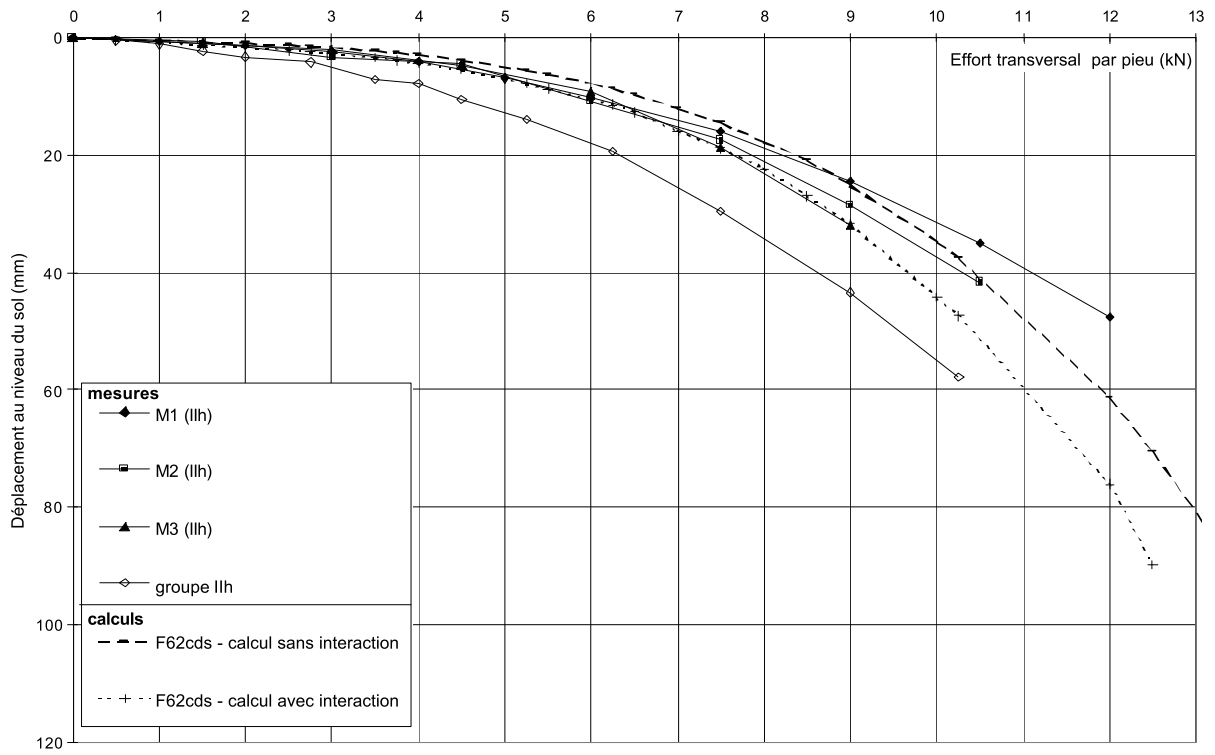


Fig. CII-25: Essais de chargement transversal des micropieux isolés et en groupe de type IIIh
 Comparaison entre les courbes effort-déplacement
 issues des mesures et des calculs à l'aide du logiciel GOUPEG.

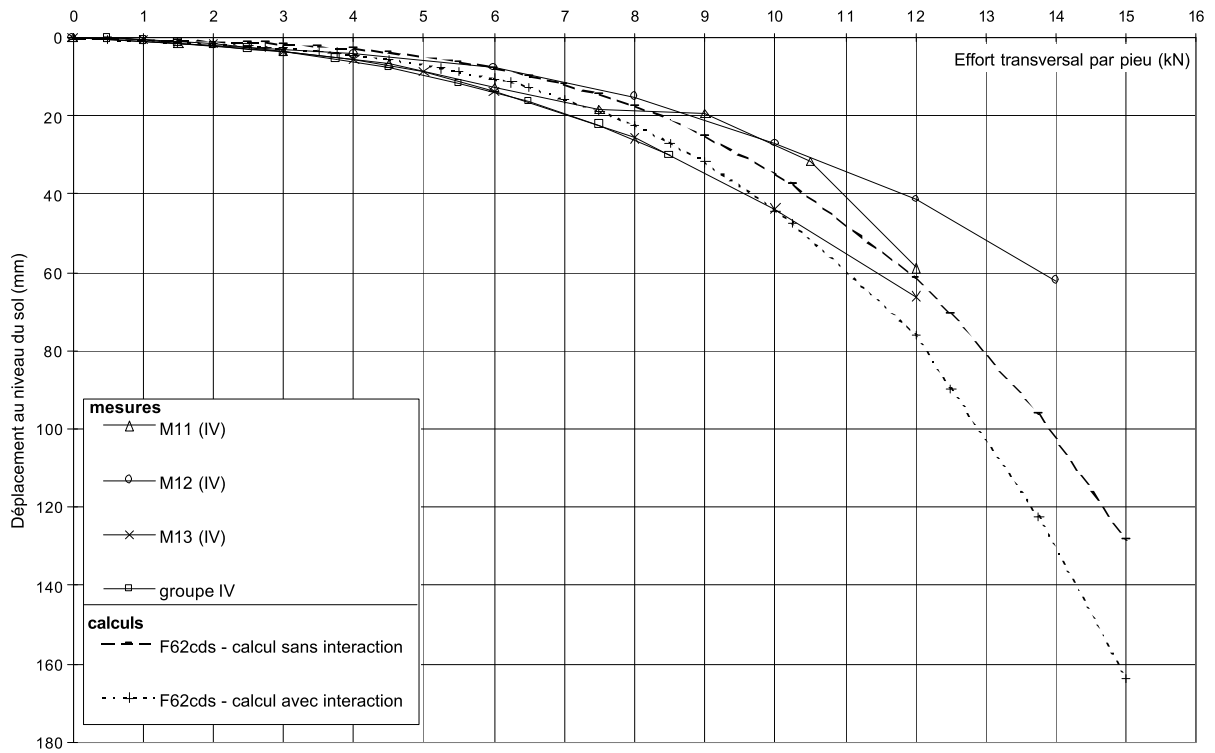


Fig. CII-26: Essais de chargement transversal des micropieux isolés et en groupe de type IV
 Comparaison entre les courbes effort-déplacement issues des mesures et des calculs à l'aide du logiciel GOUPEG.

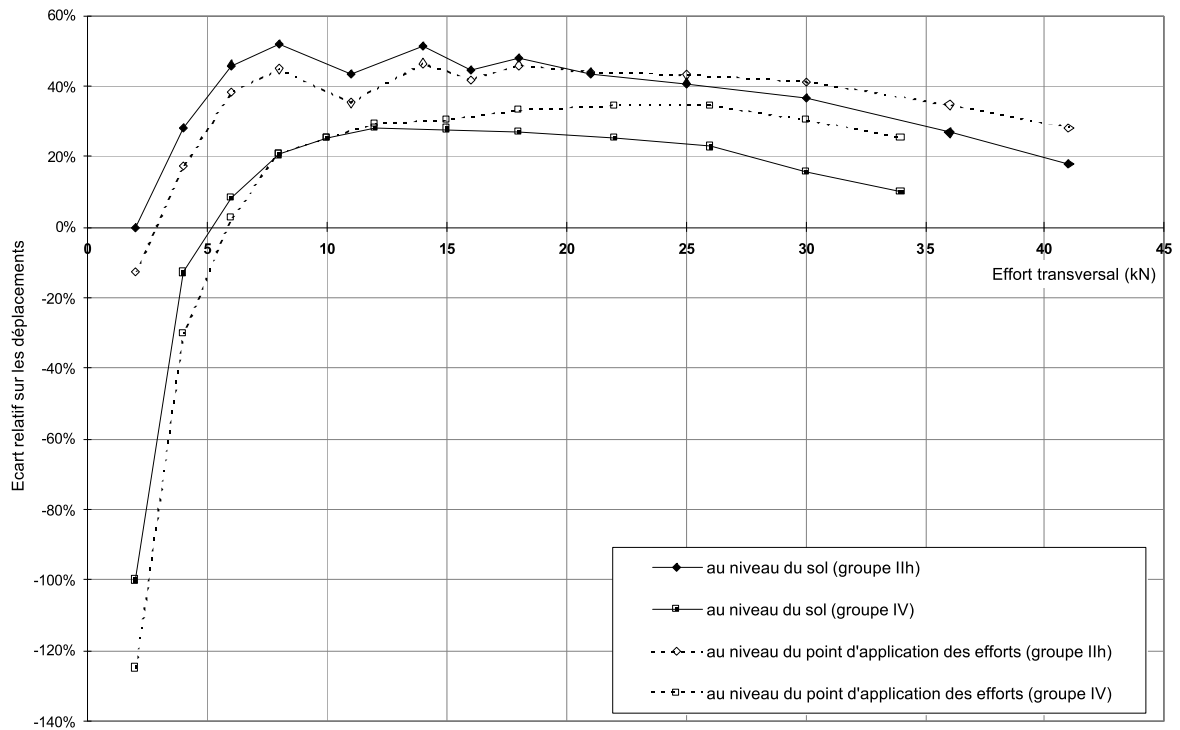


Fig. CII-27: Ecarts relatifs obtenus en comparant les déplacements mesurés et ceux calculés par GOUPEG à partir du fichier de données « F62cds ».

II-4c) Conclusion

Considérant l'écart entre les mesures et les calculs des déplacements pour les micropieux isolés, on peut dire que le logiciel GOUPEG-3D semble prendre en compte correctement l'effet de groupe (augmentation des déplacements par rapport aux micropieux isolés). Il est toutefois difficile de juger les capacités du logiciel GOUPEG à estimer l'effet de groupe, car on ne possède les résultats des essais que sur un seul groupe pour chaque type de micropieu. De plus, concernant la construction des courbes de réaction transversale, les recommandations du Fascicule 62 - titre V ne distinguent pas le type de micropieux, alors que l'effet de groupe a été relevé différent au regard des mesures de déplacement.

II-4d) Etude de l'influence de la valeur du module de cisaillement

On rappelle que le module de cisaillement entre dans la formulation des équations de Mindlin permettant l'évaluation de l'interaction entre les groupes (présentées au niveau théorique dans la partie [A §II-2b](#), et d'application dans le logiciel GOUPEG dans la partie [B §II](#)).

On utilise les mêmes valeurs que pour l'étude des groupes sous charges axiales, c'est-à-dire un coefficient de Poisson « ν » de $\nu=0,3$ et un module de cisaillement « G » de $G=5,77$ Mpa (détails présentés dans la partie [C §II-3](#)).

Afin de réaliser une étude paramétrique d'autres valeurs du module de cisaillement ont été choisies de manière plus au moins arbitraire: $G=2,88$ MPa, correspond à la moitié du module considéré comme représentatif du sol, $G=0,50$ MPa équivaut à peu près à son dixième et $G=0,10$ MPa à son cinquantième. La figure [CII-28](#) présente les courbes effort-déplacement mesurées et calculées à l'aide du logiciel GOUPEG, avec les différentes valeurs du module de cisaillement « G » citées précédemment. La courbe du calcul de groupe « F62cds », sans tenir compte de l'interaction (c'est-à-dire que les micropieux du groupe agissent comme des micropieux isolés encastrés dans un chevêtre rigide) y est aussi exposée.

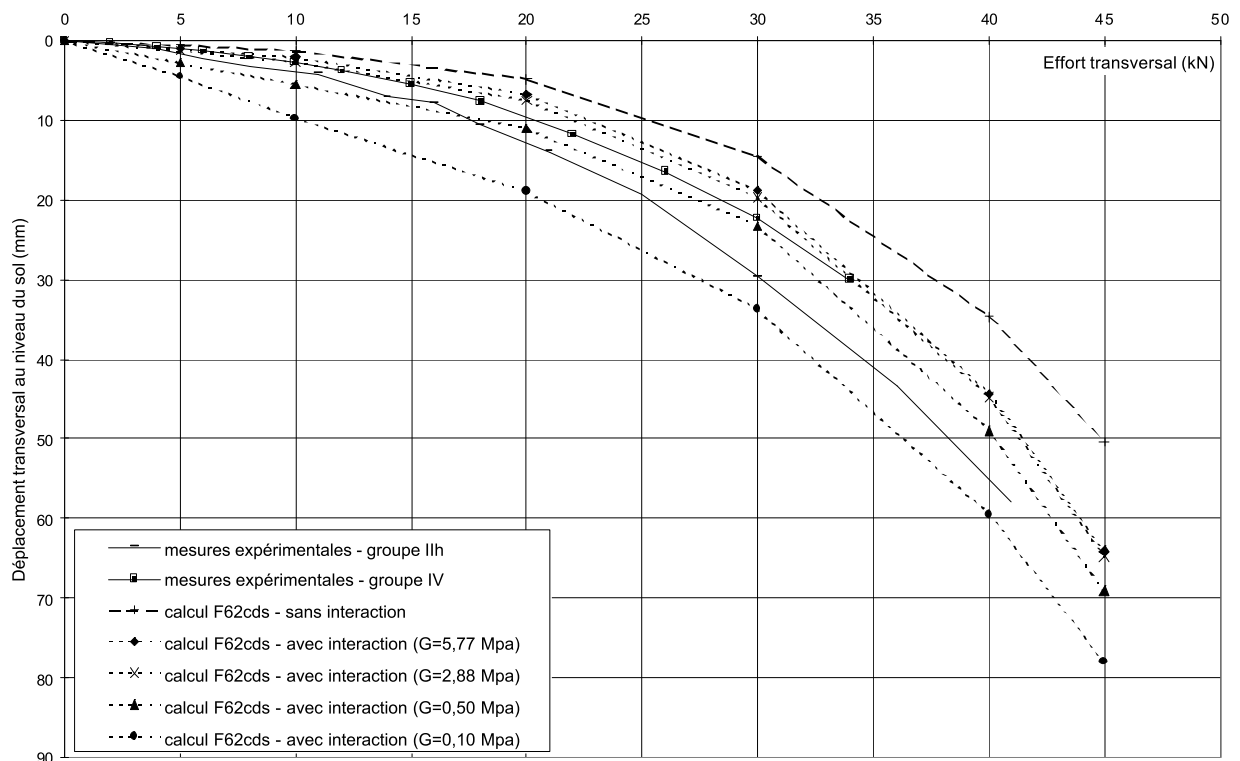


Fig. CII-28: Essais de chargement transversal - Courbes effort-déplacement au niveau du sol issues des mesures et des calculs à l'aide du logiciel GOUPEG provenant de l'étude paramétrique portant sur le module de cisaillement.

On note que les déplacements augmentent avec la diminution de la valeur du module de cisaillement « G » (Fig. CII-28), ce qui est logique. Le tableau CII-12 donne les écarts relatifs calculés entre les déplacements issus des calculs GOUPEG avec le module de cisaillement utilisé dans l'étude de groupe ($G=5,77$ Mpa) et les déplacements avec d'autres valeurs de module de cisaillement ($G=2,88$ kN, $G=0,5$ kN et $G=0,1$ kN). Lorsque l'on divise par deux la valeur du module de cisaillement, l'augmentation des déplacements reste assez faible (au maximum 30% pour les charges très faibles).

On observe que jusqu'à un rapport de 10 entre le module de cisaillement utilisé et celui estimé ($G=5,77$ MPa), les valeurs de déplacements obtenus par les calculs restent admissibles, lorsqu'on les compare aux mesures.

Tableau CII-12: Ecart relatif obtenu entre les déplacements transversaux issus des calculs avec différentes valeurs du module de cisaillement G.

Charge transversale (kN)	écart relatif = $\frac{ \text{dép}_{G=5,77 \text{ MPa}} - \text{dép}_G }{ \text{dép}_{G=5,77 \text{ MPa}} }$		
	G=2,88 kN	G=0,5 kN	G=0,1 kN
5	31%	181%	353%
20	12%	64%	182%
40	1%	11%	34%

II-4e) Utilisation des équations de Mindlin dans le cas de groupe sous charges transversales

Les exemples de déplacements et contraintes induits, présentés dans ce qui suit, sont issus des résultats de calcul **GOUPEG-3D** à partir du fichier « **F62c**ds » relatif aux essais de deux groupes de quatre micropieux sous chargements transversaux, dont les données sont présentées dans la partie C §II-4. Ce cas de groupe est suffisamment simple pour permettre de se sensibiliser aux types de déplacements ou de contraintes induits, calculés à partir des équations de Mindlin, car les micropieux sont identiques (longueur, diamètre, ...), verticaux, positionnés de manière symétrique et soumis à une sollicitation transversale agissant au centre du groupe. On présente, à la suite, quelques résultats de coefficients multiplicateurs de déplacements et réducteurs de pression ultime de réaction transversale, accompagnés de quelques réflexions sur leur effet sur le déplacement transversal des micropieux du groupe.

II-4.e.i) Les déplacements induits dans le cas de groupe sous charges transversales

On se propose, dans ce qui suit, de donner des exemples de déplacements induits, afin de voir leur variation au sein du groupe en fonction de la profondeur et de la charge transversale au quelle est soumise le groupe. Dans ce but, on présente des exemples de déplacements induits « *du* » dans la direction du chargement :

- par une force dans un tronçon d'un micropieu sur les autres micropieux (Fig. CII-29) ;
- sur un micropieu par des forces ponctuelles « *P* » représentant la réaction de certains tronçons d'un autre micropieu (Fig. CII-30 et CII-35) ;
- d'un micropieu sur les autres (Fig. CII-31) ;
- de tous les micropieux (Fig. CII-32 et CII-36) ;

On s'intéresse principalement aux déplacements induits dans le sens du chargement transversal, cependant on présente à titre indicatif les déplacements induits dans les directions perpendiculaires au chargement, soit « *dv* » et « *dw* » :

- d'un micropieu sur les autres (Fig. CII-33 et Fig. CII-34) ;
- de tous les micropieux (Fig. CII-37 et Fig. CII-38).

On rappelle que les forces concernées par les équations de Mindlin sont celles exercées par les micropieux dans le sol. On assimile ces forces réparties le long du fût, à des forces ponctuelles agissant sur l'axe central au milieu de chaque tronçon constituant le micropieu. La formulation des équations de Mindlin est présentée dans l'annexe B.

Désignation utilisée :

- « *z* » la direction suivant l'axe central du micropieu ;
- « *x-y* » le plan qui lui est perpendiculaire ;

- « x » la direction de la sollicitation à laquelle est soumise le groupe de micropieux, les forces ponctuelles agissant sur le sol, dont on parle ici, suivent aussi cette direction ;
- « du », « dv » et « dw », respectivement les déplacements induits selon « x », « y » et « z ».

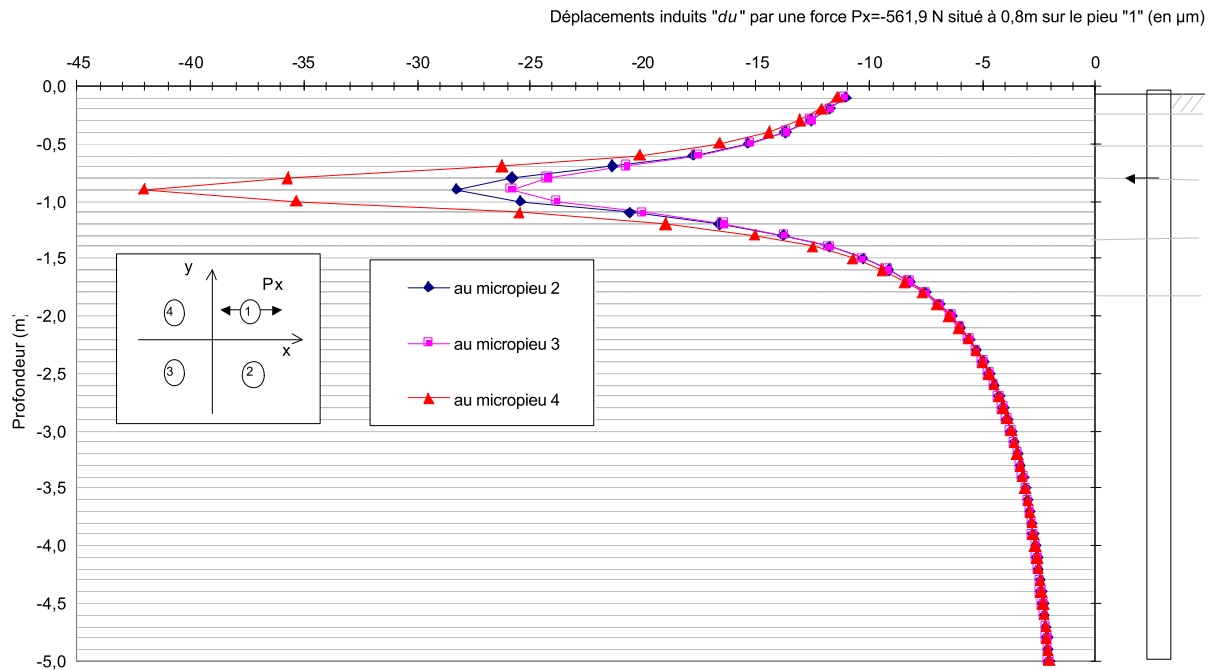


Fig. CII-29: Exemples de déplacements induits « du » par une force « P_x » ($P_x = -0,56$ kN) dans un tronçon (dont le milieu est situé à une profondeur de 0,8 m, à partir de la tête du micropieu) du micropieu « 1 » sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T = 25$ kN).

On constate, sur la [figure CII-29](#) que les déplacements induits « du » dans les micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » par une force « P_x » provenant du micropieu « 1 », sont dans le même sens; ce phénomène est expliqué par la formulation des équations de Mindlin; « du » est exprimée en fonction de la position selon « x » des micropieux par rapport au micropieu « 1 », élevée au carré, d'où l'absence d'influence de son signe.

On remarque que le micropieu « 4 » subit les plus importants déplacements; ceci paraît conforme à ce qui se passe physiquement puisqu'il est placé devant le micropieu « 1 » (en considérant la direction et le sens de la force « P_x »). Le micropieu « 3 » est le moins influencé par la force « P_x » agissant sur le sol à une profondeur de 0,8 m, parce qu'il est le plus éloigné.

La [figure CII-30](#) montre les déplacements induits le long du micropieu « 2 » par des forces ponctuelles « P_x » représentant la réaction de certains tronçons du micropieu « 1 » à la sollicitation du sol selon la direction « x ». On constate que les déplacements sont d'autant plus importants que la valeur de la force ponctuelle « P_x » est grande. L'extremum des courbes se situe, à peu près, à la même profondeur que le

point d'application des forces. On peut noter que les déplacements induits sont dans le même sens que la force ponctuelle (Fig. CII-30), ce qui est corroboré par la logique du phénomène physique.

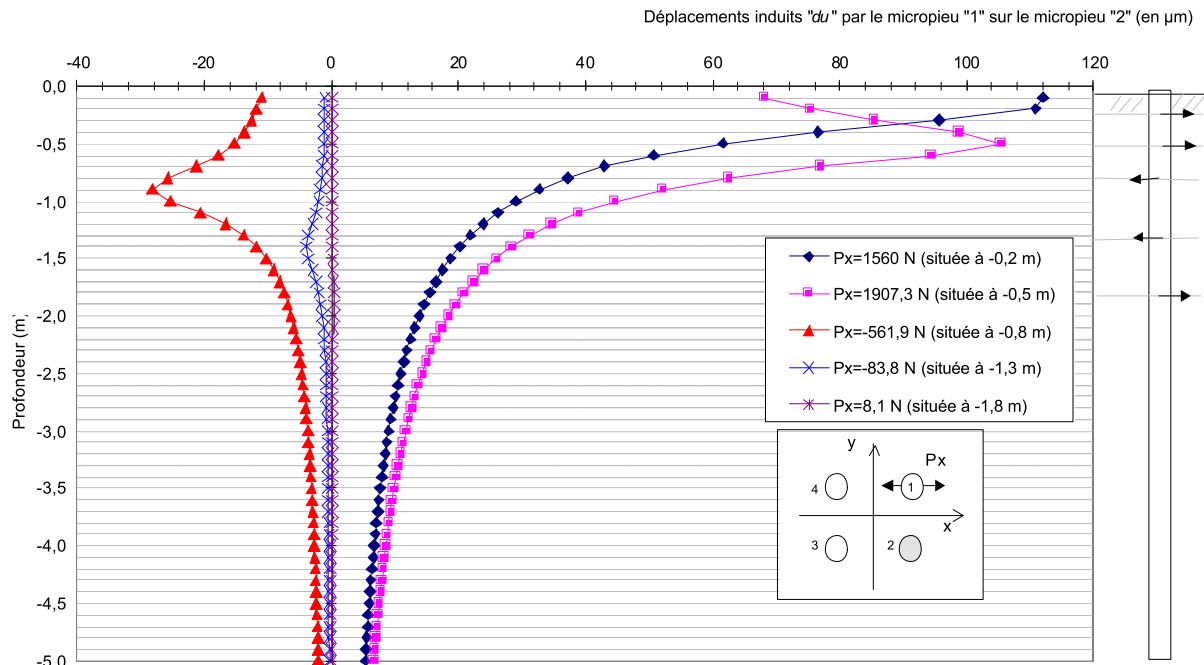


Fig. CII-30: Exemples de déplacements induits « du » par des forces « P_x » dans des tronçons du micropieu « 1 » sur le micropieu « 2 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

La figure CII-31 présente les résultats des déplacements induits « du », dans la direction du chargement sur les micropieux « 2 », « 3 » et « 4 », par l'ensemble des forces ponctuelles de réaction du micropieu « 1 », disposées le long de son fût. Comme la réaction du sol est plus importante dans la partie haute des micropieux, les déplacements induits par les forces la contrecarrant sont aussi plus grands dans cette zone. On peut remarquer que dans un groupe de quatre micropieux, sous une charge transversale de 25 kN, les déplacements induits par un des micropieux sur les autres n'excèdent pas le millimètre (Fig. CII-31). La différence entre les extrema de déplacements induits est faible entre les micropieux « 2 » et « 3 » et plus importante entre le couple de micropieux « 2 » et « 3 » et le micropieu « 4 ». On rappelle que ce phénomène s'explique par le fait que le micropieu « 4 » est situé dans la direction de la sollicitation provenant du micropieu « 1 ».

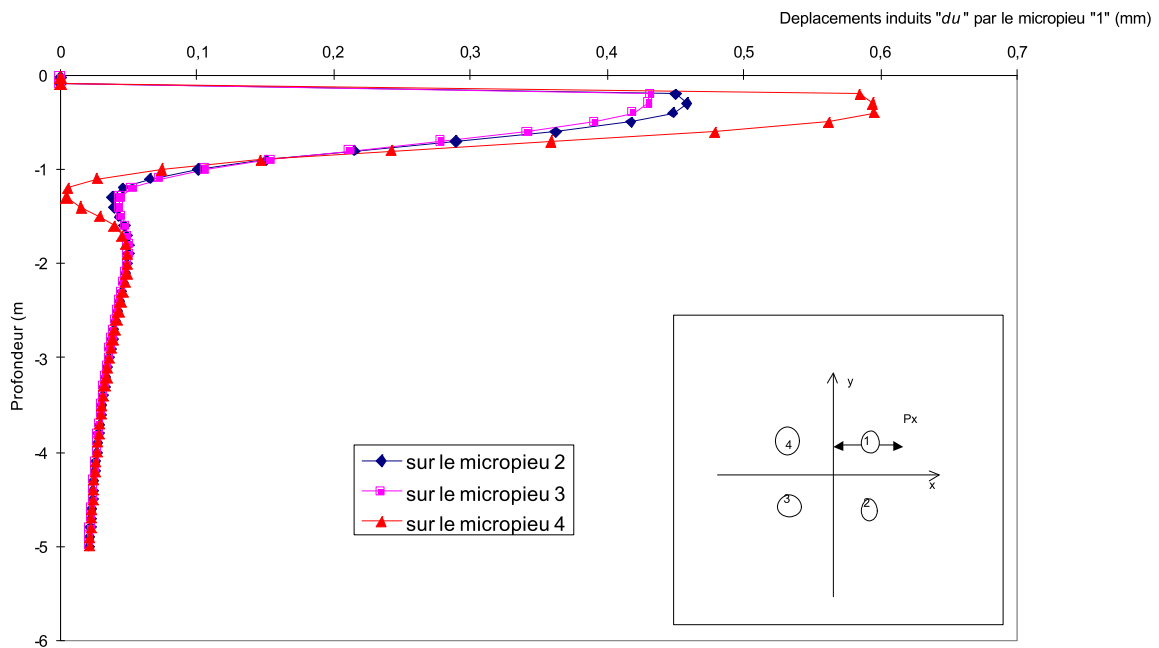


Fig. CII-31: Exemples de déplacements induits « du » par l'ensemble des forces « P_x » du micropieu « 1 » sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

En comparant la figure CII-31 avec la figure CII-32, on remarque que les déplacements induits « du » par le micropieu « 1 », sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 », sont identiques à ceux qu'ils induisent sur ce micropieu.

Les déplacements induits « dv » sur les micropieux « 2 », « 3 » et « 4 », par l'ensemble des réactions du micropieu « 1 » aux sollicitations du sol dans le sens « x » sont d'un ordre de grandeur dix fois moins grand que les déplacements induits « du » (Fig. CII-33). Ce qui nous fait dire que leur participation dans la prise en compte de l'effet de groupe, par l'intermédiaire des équations de Mindlin n'était pas si négligeable, contrairement à ce que semblent insinuer certains auteurs [O'NEILL & al., 1977]. On rappelle que les déplacements induits « dv » sont dirigés dans la direction perpendiculaire aux forces ponctuelles, mais dans le même plan horizontal, et « du » dans celle de l'axe « x », soit dans la direction des forces ponctuelles qui les provoquent.

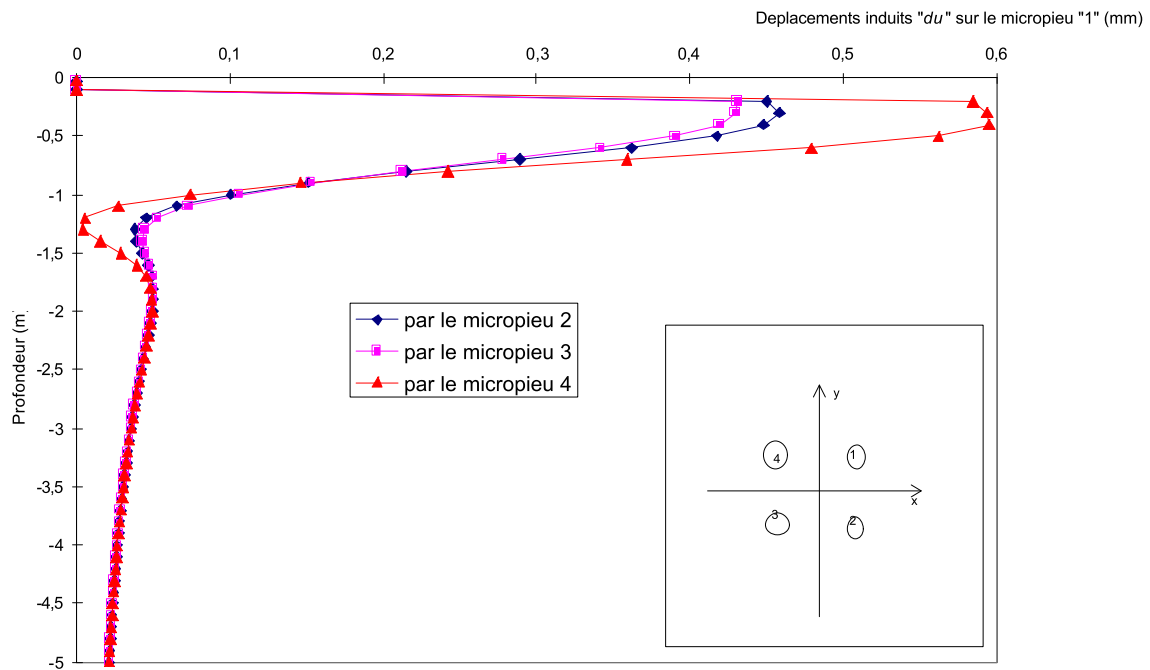


Fig. CII-32: Exemples de déplacements induits « du » sur le micropieu « 1 » par l'ensemble des forces « P_x » des autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

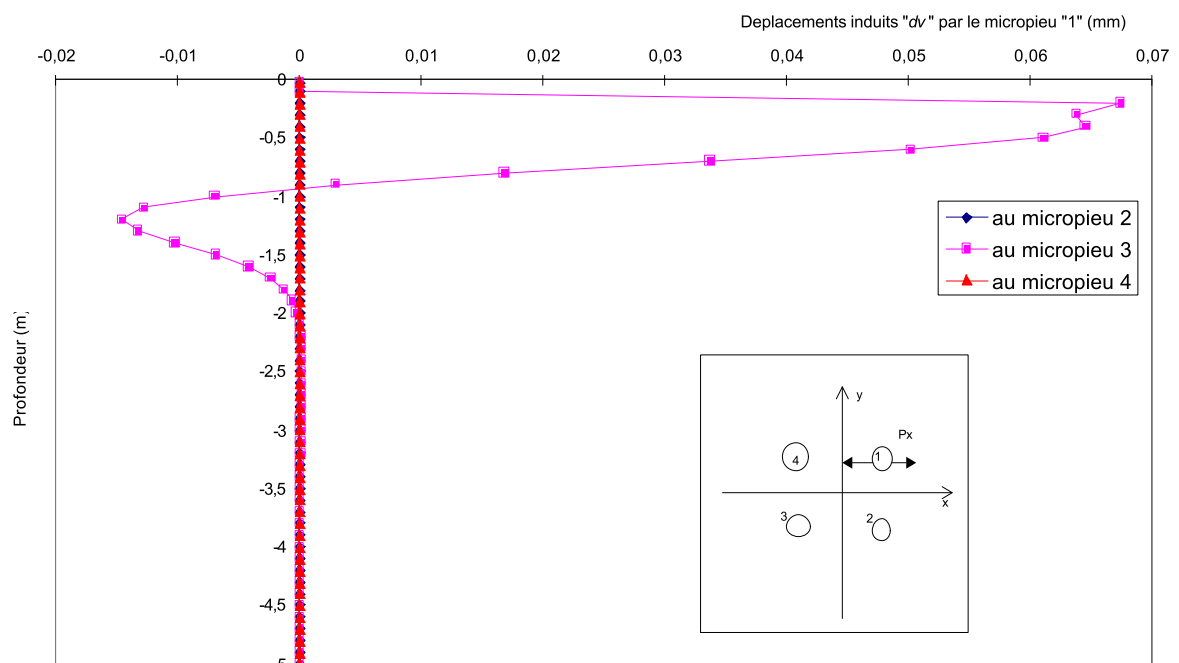


Fig. CII-33: Exemples de déplacements induits « dv » par l'ensemble des forces « P_x » du micropieu « 1 » sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

On constate sur la figure CII-33 que les forces ponctuelles « P_x » agissant le long du micropieu « 1 » n'induisent pas de déplacements selon la direction « y » sur les micropieux « 2 » et « 4 »; ce phénomène s'explique par la formulation des équations de Mindlin, pour cette configuration de groupe. Malheureusement, l'absence de mesures expérimentales de déplacements induits ne nous permet pas de justifier ces résultats.

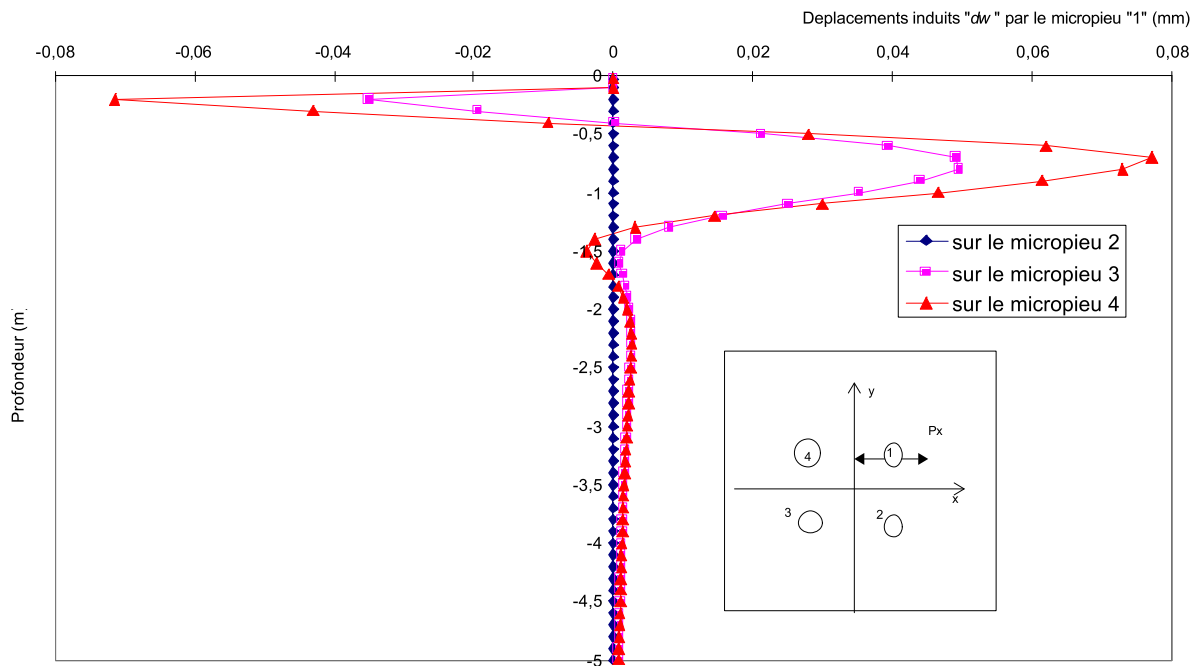


Fig. CII-34: Exemples de déplacements induits « dw » par l'ensemble des forces « P_x » du micropieu « 1 » sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

La figure CII-34 présente les déplacements induits « dw » sur les micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » par l'ensemble des réactions du micropieu « 1 » aux sollicitations du sol dans le sens « x », calculés par les équations de Mindlin. On rappelle que les déplacements induits « dw » sont dirigés selon l'axe central des micropieux, soit l'axe « z ».

Ces déplacements induits « dw » sont du même ordre de grandeur que les déplacements induits « dv » (Fig. CII-33 et Fig. CII-34). La formulation des équations de Mindlin, pour cette configuration de groupe, conduit à ce que les déplacements induits « dw » sur le micropieu « 2 » par les forces ponctuelles agissant le long du micropieu « 1 » sont nuls (Fig. CII-34). On constate que la zone où se produisent les déplacements induits les plus importants est toujours située dans le premier tiers haut des micropieux (Fig. CII-34).

L'objectif des figures CII-35 à CII-38 est de comparer les valeurs des déplacements induits pour des chargements transversaux différents ($T=25$ kN et $T=60$ kN).

Comme la position des pressions nulles se déplace vers le bas du micropieu avec l'augmentation de la charge, la force ponctuelle relative à un tronçon peut être positive pour un chargement du groupe $T=25$ kN et négative pour $T=60$ kN, ou inversement. La forme des courbes pour chaque direction de déplacements induits « du », « dv » et « dw » restent identiques quelque soit la valeur de la sollicitation « T » à laquelle est soumis le groupe de micropieux (Fig. CII-35 à CII-38). On rappelle que ces résultats sont issus des calculs GOUPEG à partir des équations de Mindlin, et à notre connaissance aucune mesure expérimentale n'a été réalisée dans ce sens nous permettant une éventuelle validation.

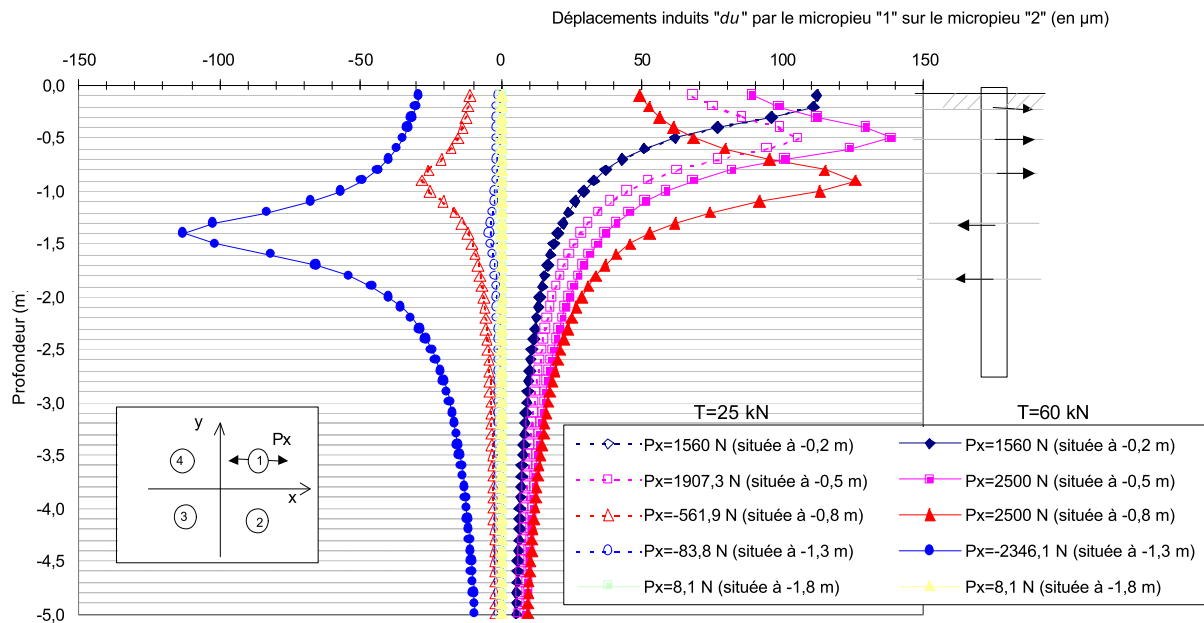


Fig. CII-35: Exemples de déplacements induits « du » par des forces « P_x » dans des tronçons de micropieu « 1 » sur le micropieu « 2 » (charges transversales du groupe T=25 kN et T=60 kN).

La **figure CII-35** présente les déplacements induits « du » dans la direction de la sollicitation du groupe et des forces ponctuelles « P_x ». On constate que la force ponctuelle située à 0,2 m ($P_x = 1560$ N) est la même quelque soit la valeur du chargement du groupe. Ceci s'explique par le fait que la réaction transversale relative à ce tronçon a atteint sa résistance maximale, qui correspond au palier des courbes de mobilisation. Pour une charge du groupe de T=60 kN, les tronçons associés aux forces « P_x » situées à 0,5 m et 0,8 m de profondeur, par rapport à la tête des micropieux, ont aussi atteint leur résistance maximale de réaction du sol ($P_x = 2500$ N).

Les **figures CII-36 à CII-38** présentent les déplacements induits totaux, c'est - à - dire provoqués par l'ensemble de la réaction des micropieux du groupe aux sollicitations du sol, dans les trois directions principales. On constate que les valeurs absolues moyennes des déplacements induits sont toujours plus importants pour la sollicitation la plus importante (T=60 kN), ce qui est naturel, cependant leur ordre de grandeur restent similaires.

On constate que la zone où se produisent les déplacements induits les plus importants se situe dans le premier tiers des micropieux. Ces résultats pourraient corroborer les remarques de **REMAUD [1999]** spécifiant de ne modifier les courbes de réaction transversale que sur cette partie.

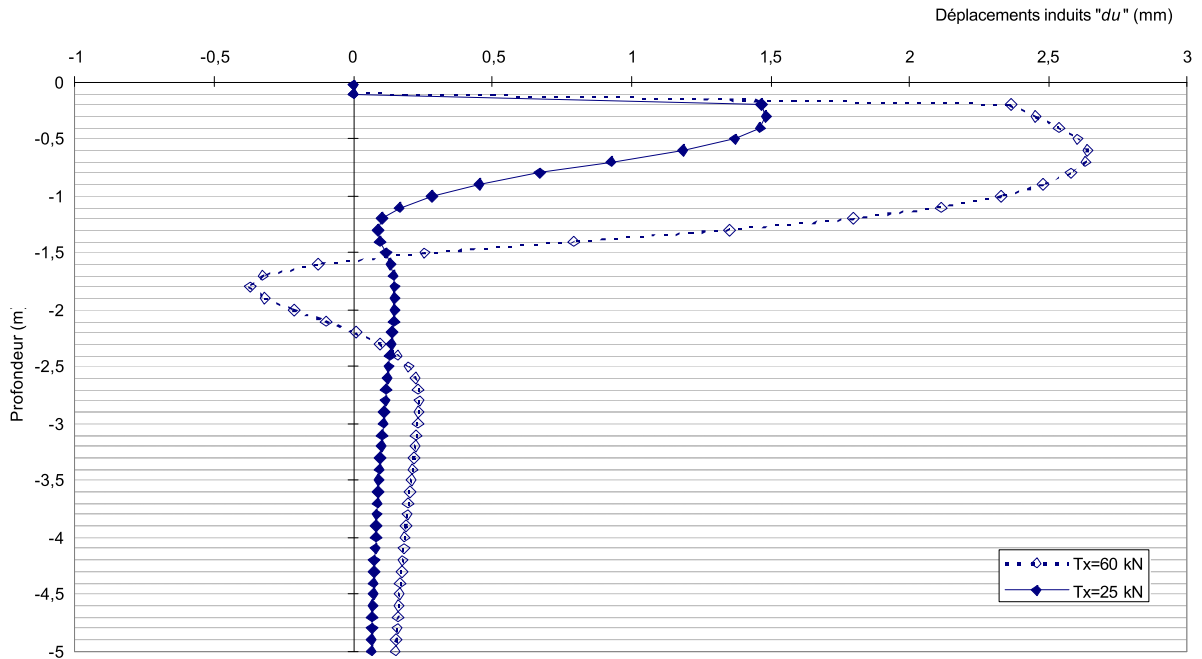


Fig. CII-36: Exemples de déplacements induits « du » par l'ensemble des forces « P_x » des micropieux du groupe sur les autres micropieux (charges transversales du groupe $T=25$ kN et $T=60$ kN).

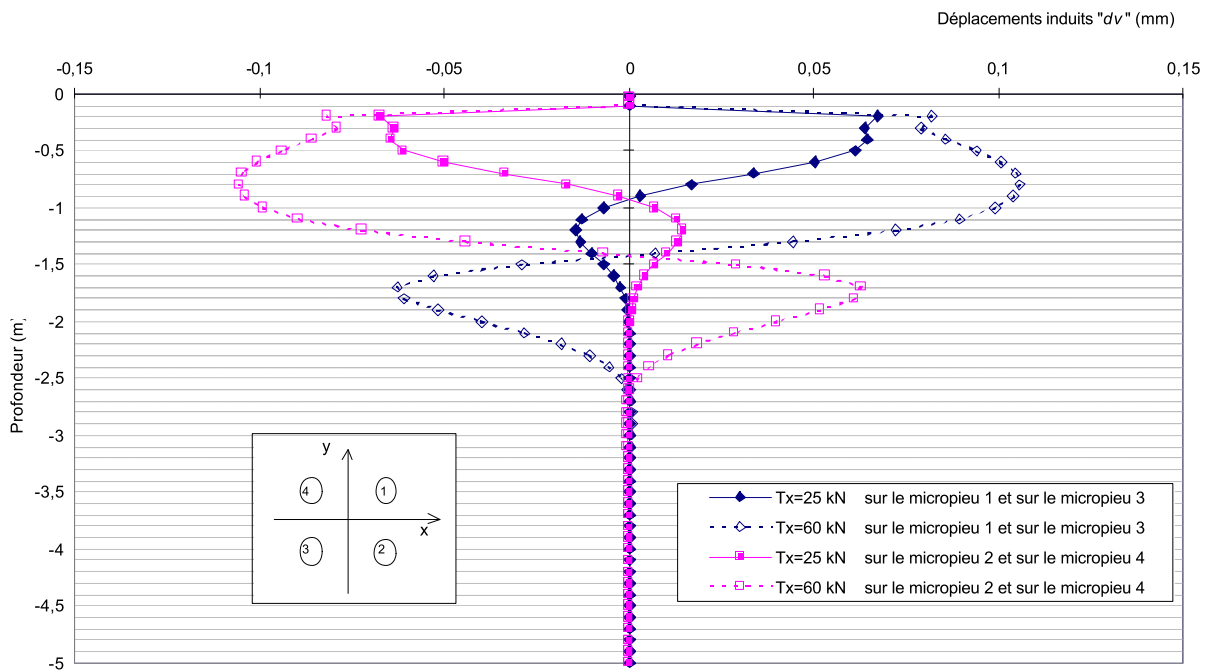


Fig. CII-37: Exemples de déplacements induits « dv » par l'ensemble des forces « P_x » des micropieux du groupe sur les autres micropieux (charges transversales du groupe $T=25$ kN et $T=60$ kN).

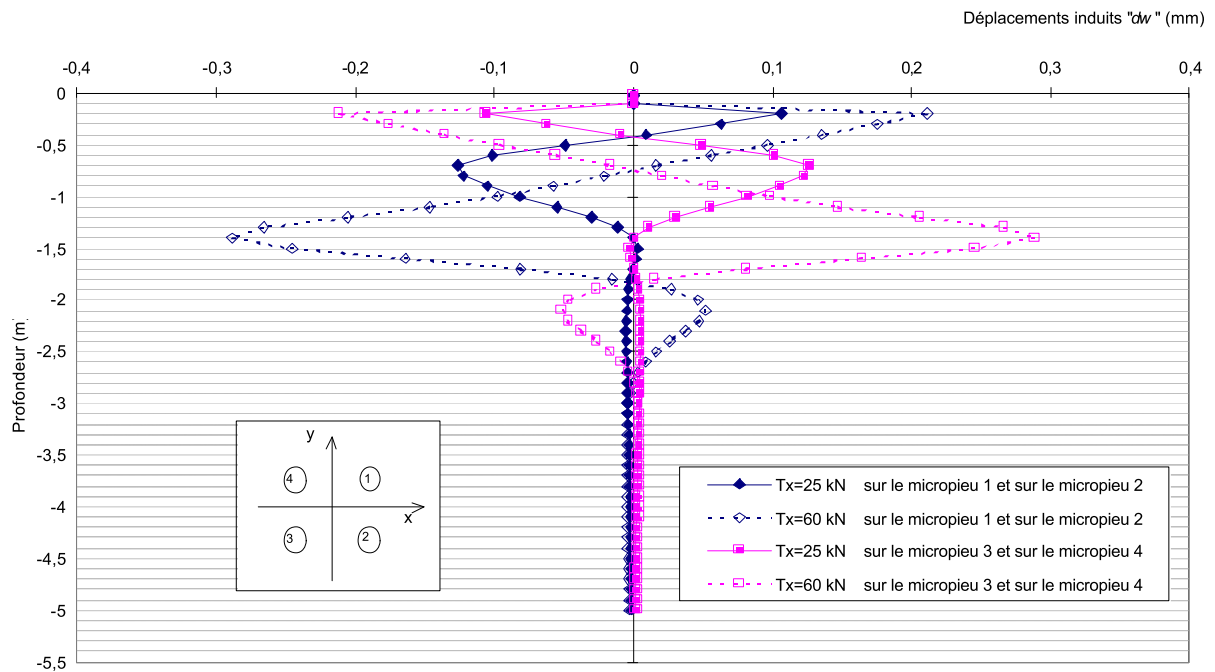


Fig. CII-38: Exemples de déplacements induits « dw » par l'ensemble des forces « P_x » des micropieux du groupe sur les autres micropieux (charges transversales du groupe $T=25$ kN et $T=60$ kN).

II-4e.ii) Les contraintes induites

Comme pour les déplacements induits, on se propose de donner des exemples de contraintes induites, dans le but de s'intéresser aux types de résultats obtenus à partir des équations de Mindlin. On présente, dans ce qui suit, des exemples de contraintes induites dans la direction « x » et « y » car celles selon l'axe central des micropieux (soit l'axe « z ») ne sont pas utilisées lors de la modification des courbes de mobilisation de la réaction transversale (dans le cas des essais réalisés à Saint Rémy-lès-chevreuse, car les micropieux sont verticaux). Ces contraintes ne sont induites que par les forces « P_x » dirigées selon l'axe « x », en raison de la configuration du groupe étudié. Comme pour les déplacements induits, elles sont issues des calculs GOUPEG réalisés pour simuler les essais de chargements transversaux de groupe de micropieux, en vraie grandeur.

Il est difficile de juger de l'exactitude de ces résultats, car à notre connaissance, aucune mesure de contraintes dans le sol, dues au chargement d'un ou de plusieurs micropieux, n'a été réalisée. Il nous a paru cependant intéressant de montrer quelques exemples de types de solutions fournies par les équations de Mindlin, en espérant que dans un proche avenir on puisse les comparer à des résultats expérimentaux.

Dans ce qui suit, on présente des exemples de contraintes induites « $d\sigma_x$ » dans la direction du chargement :

- par une force dans un tronçon d'un micropieu sur les autres micropieux (Fig. CII-39 et CII-40) ;

- sur un micropieu par des forces ponctuelles « P_x » représentant la réaction de certains tronçons d'un autre micropieu (Fig. CII-41 et CII-42) ;
- de tous les micropieux (Fig. CII-43).

On s'intéresse principalement aux contraintes induites dans le sens du chargement transversal, cependant on présente à titre indicatif les contraintes induites dans la direction perpendiculaire au chargement, soit « $d\sigma_y$ »:

- par une force dans un tronçon d'un micropieu sur les autres micropieux (Fig. CII-44 et CII-45)
- sur un micropieu par des forces ponctuelles « P_x » représentant la réaction de certains tronçons d'un autre micropieu (Fig. CII-46 et CII-47)
- de tous les micropieux (Fig. CII-48).

Les figures CII-39 et CII-40 présentent des exemples de contraintes induites « $d\sigma_x$ » par une force « P_x » ($P_x=1,88$ kN) située à 0,5 m de profondeur, reproduisant la réaction d'un tronçon du micropieu « 1 » sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 ». On constate que les contraintes induites calculées « $d\sigma_x$ », sont plus importantes lorsque le micropieu sollicité est dans l'alignement de la force « P_x » (cas du micropieu « 4 » pour la figure CII-39 et du micropieu « 2 » pour la figure CII-40). Le fait qu'il soit placé à l'avant ou à l'arrière du micropieu (selon la direction et le sens de la force ponctuelle « P_x ») influence le sens des contraintes induites « $d\sigma_x$ ». Ce phénomène pourrait traduire l'effet d'ombre constatée expérimentalement. Pour cette configuration de groupe, les équations de Mindlin entraînent des contraintes induites nulles « $d\sigma_x$ » lorsque le micropieu où elles sont calculées et celui d'où provient la force « P_x » ont la même coordonnée selon l'axe « x » (cas du micropieu « 2 » pour la figure CII-39 et du micropieu « 4 » pour la figure CII-40).

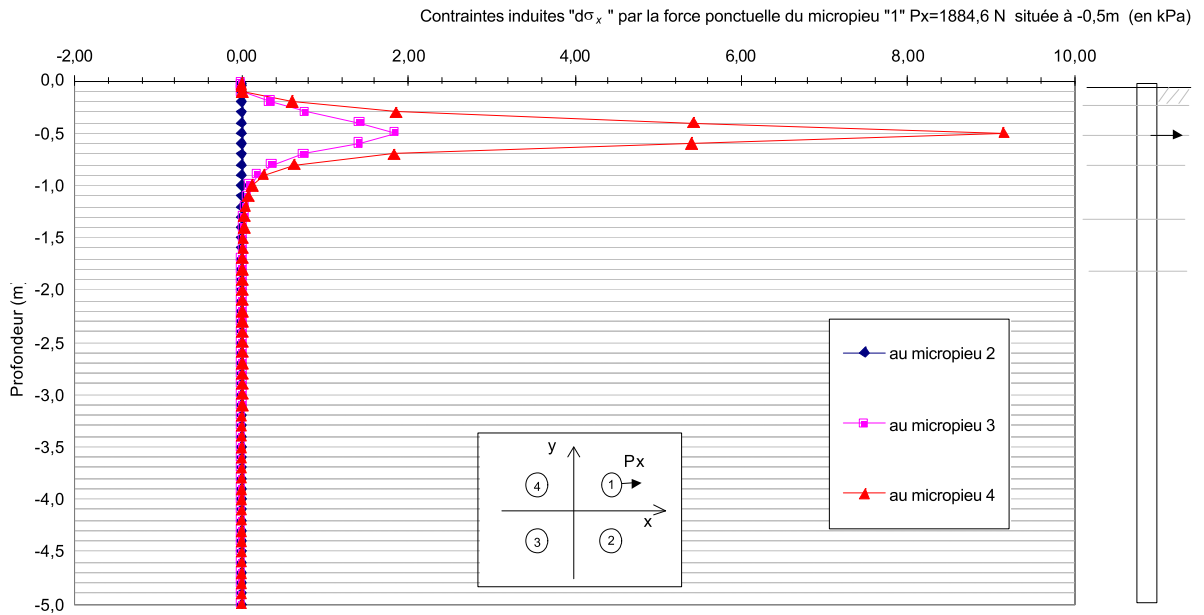


Fig. CII-39: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_x$ » par une force « P_x » ($P_x=1,88$ kN) dans un tronçon (dont le milieu est situé à une profondeur de 0,5 m, à partir de la tête du micropieu) du micropieu « 1 » sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

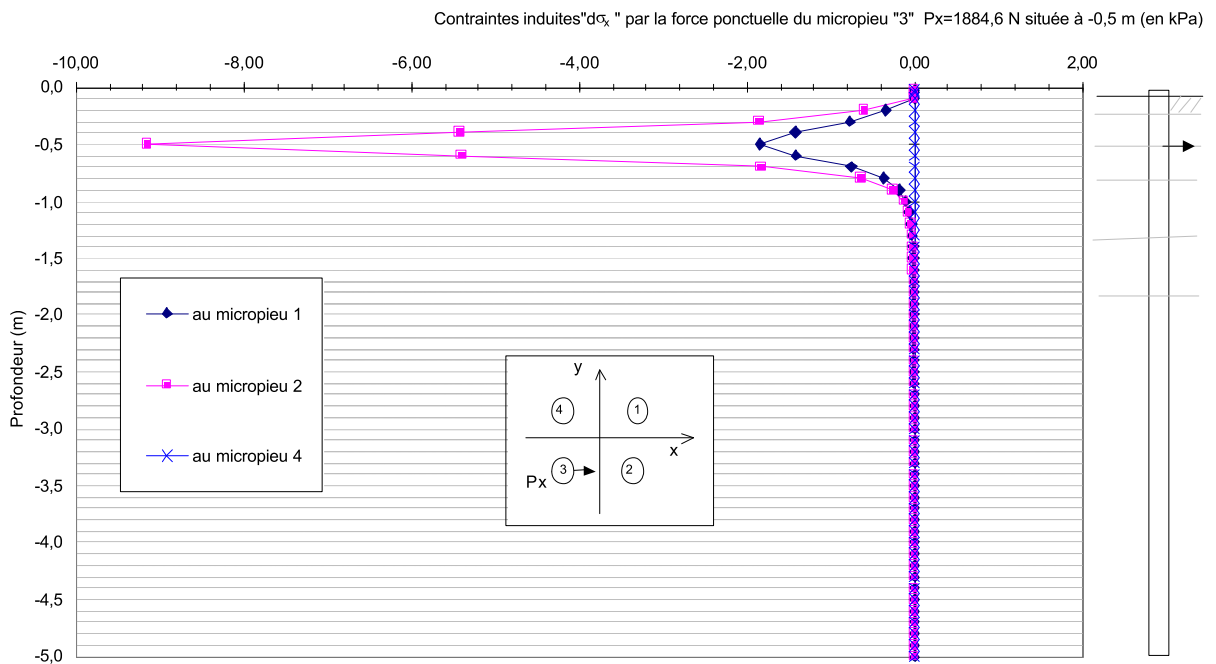


Fig. CII-40: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_x$ » par une force « P_x » ($P_x=1,88$ kN) dans un tronçon (dont le milieu est situé à une profondeur de 0,5 m, à partir de la tête du micropieu) du micropieu « 3 » sur les autres micropieux « 1 », « 2 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

Les figures CII-41 et CII-42 présentent respectivement les contraintes induites « $d\sigma_x$ » le long des micropieux « 3 » et « 4 » par des forces ponctuelles « P_x » représentant la réaction de certains tronçons du micropieu « 1 » à la sollicitation du sol selon la direction « x ». On constate que les contraintes induites « $d\sigma_x$ » sont d'autant plus importantes que la valeur de la force ponctuelle « P_x » est grande.

L'extremum de ces courbes se situe, à peu près, à la même profondeur que le point d'application des forces. Les contraintes induites ont le même sens que les forces ponctuelles « P_x » les produisant. En comparant la figure CII-41 avec la figure CII-42, on remarque que les contraintes induites maximales « $d\sigma_x$ » par une force provenant de la réaction d'un tronçon du micropieu « 1 » sont environ cinq fois plus importantes pour le micropieu « 4 » que pour le micropieu « 3 ».

La figure CII-43 présente les contraintes induites totales « $d\sigma_x$ », c'est-à-dire provenant de l'action de l'ensemble de la réaction des micropieux du groupe aux sollicitations du sol. Les contraintes induites « $d\sigma_x$ » sur les micropieux de la ligne « avant » (soit, les micropieux « 1 » et « 2 »), sont de mêmes valeurs mais de signe contraire à celles induites sur les micropieux de la ligne « arrière » (soit, les micropieux « 3 » et « 4 »). Ce phénomène pourrait être la traduction de l'effet d'ombre observée expérimentalement. On peut noter que l'on constate bien la symétrie produite par la configuration des groupes de Saint Rémy-lès-Chevreuse. Comme pour les déplacements induits « du », « dv » et « dw » (Fig. CII-36 à CII-38), on remarque que les contraintes induites totales « $d\sigma_x$ » surviennent sur la partie haute des micropieux (premier tiers).

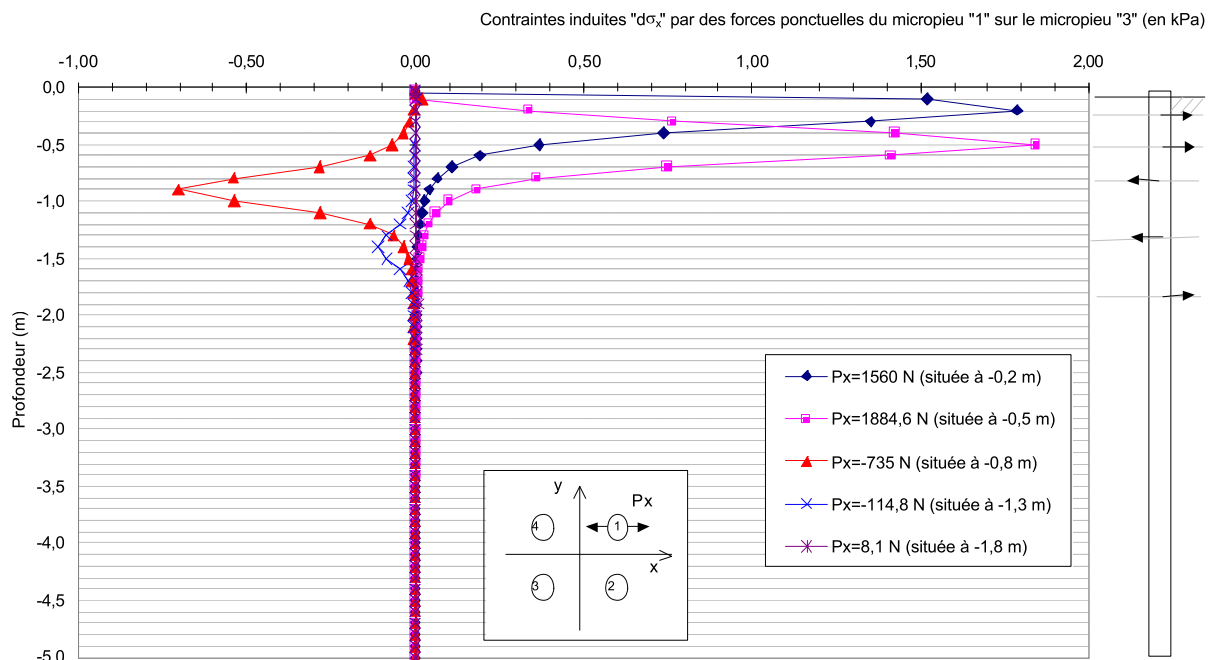


Fig. CII-41: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_x$ » par des forces « P_x » dans des tronçons du micropieu « 1 » sur le micropieu « 3 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

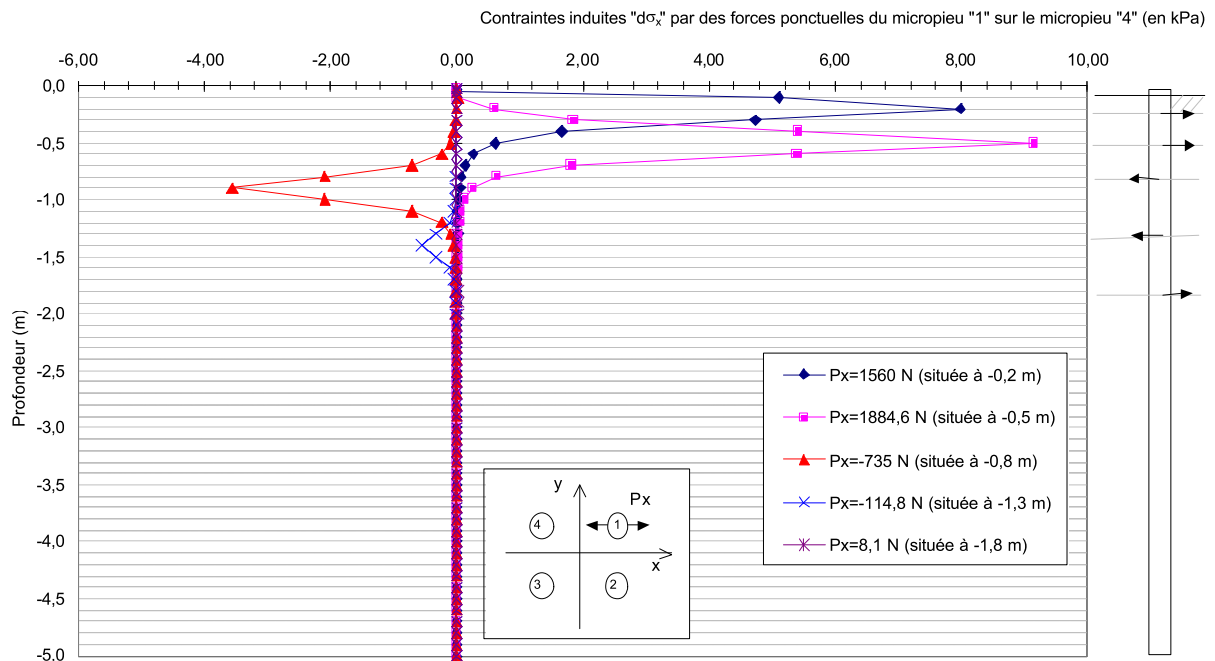


Fig. CII-42: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_x$ » par des forces « P_x » dans des tronçons du micropieu « 1 » sur le micropieu « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

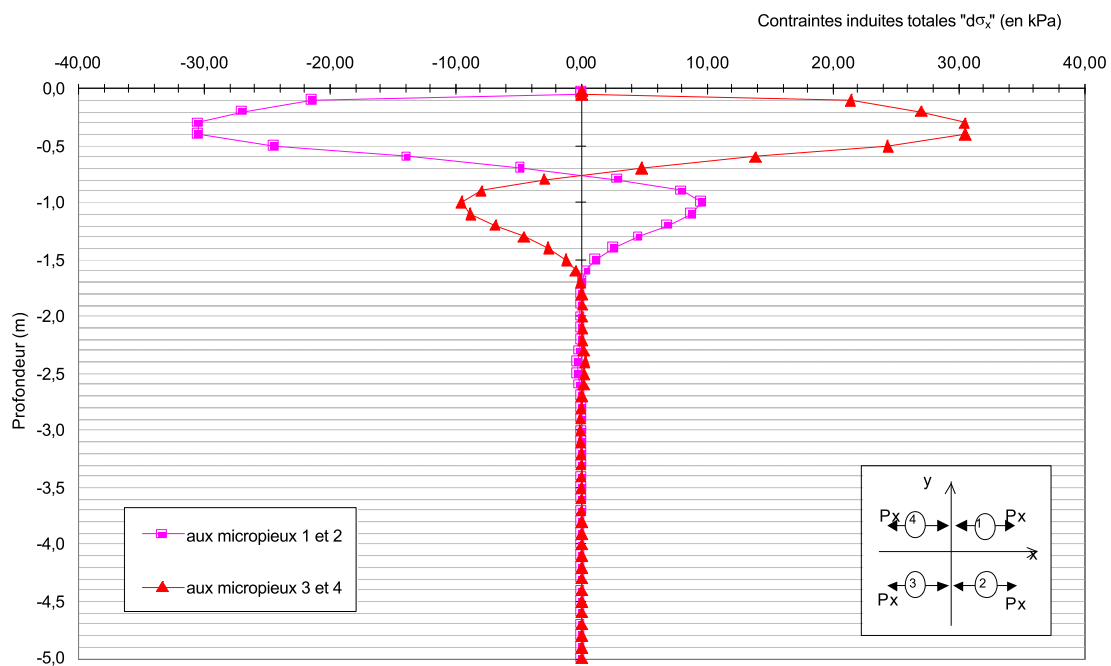


Fig. CII-43: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_x$ » par l'ensemble des forces « P_x » des micropieux du groupe sur les autres micropieux (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

Afin de permettre une petite comparaison entre les contraintes induites « $d\sigma_x$ » dans la direction de l'axe « x » avec celles « $d\sigma_y$ » dans la direction de l'axe « y », on présente les résultats relatifs aux mêmes situations (Fig. CII-44 à CII-48).

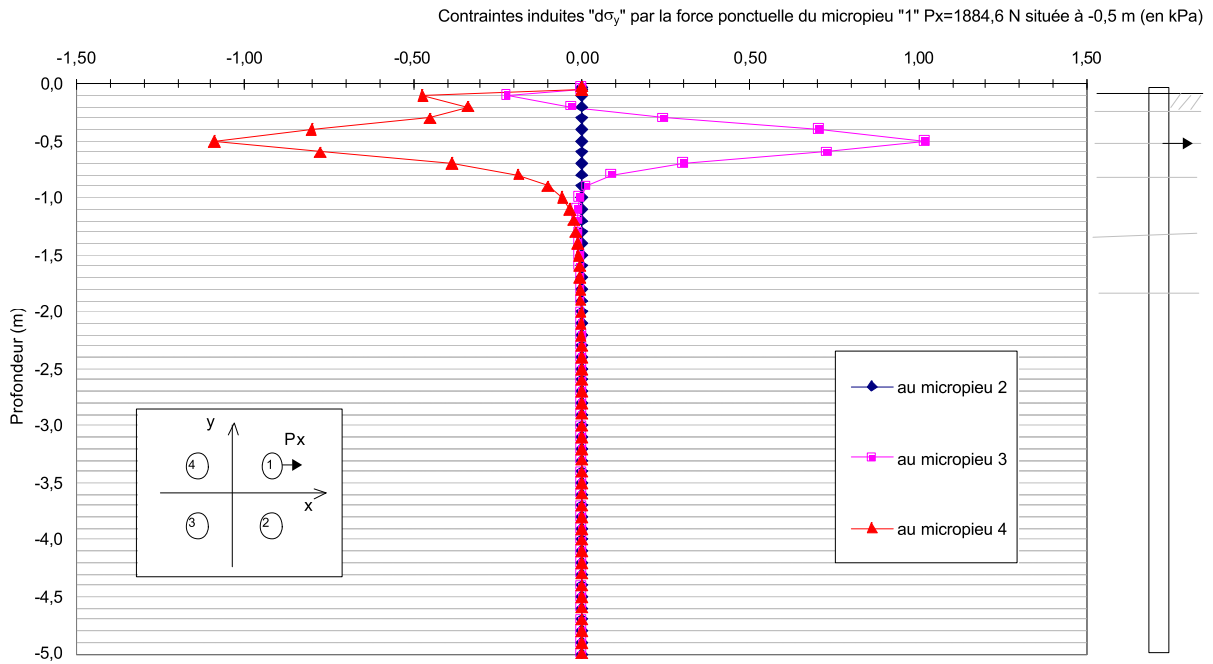


Fig. CII-44: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_y$ » par une force « P_x » ($P_x=1,88$ kN) dans un tronçon (dont le milieu est situé à une profondeur de 0,5 m, à partir de la tête du micropieu) du micropieu « 1 » sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

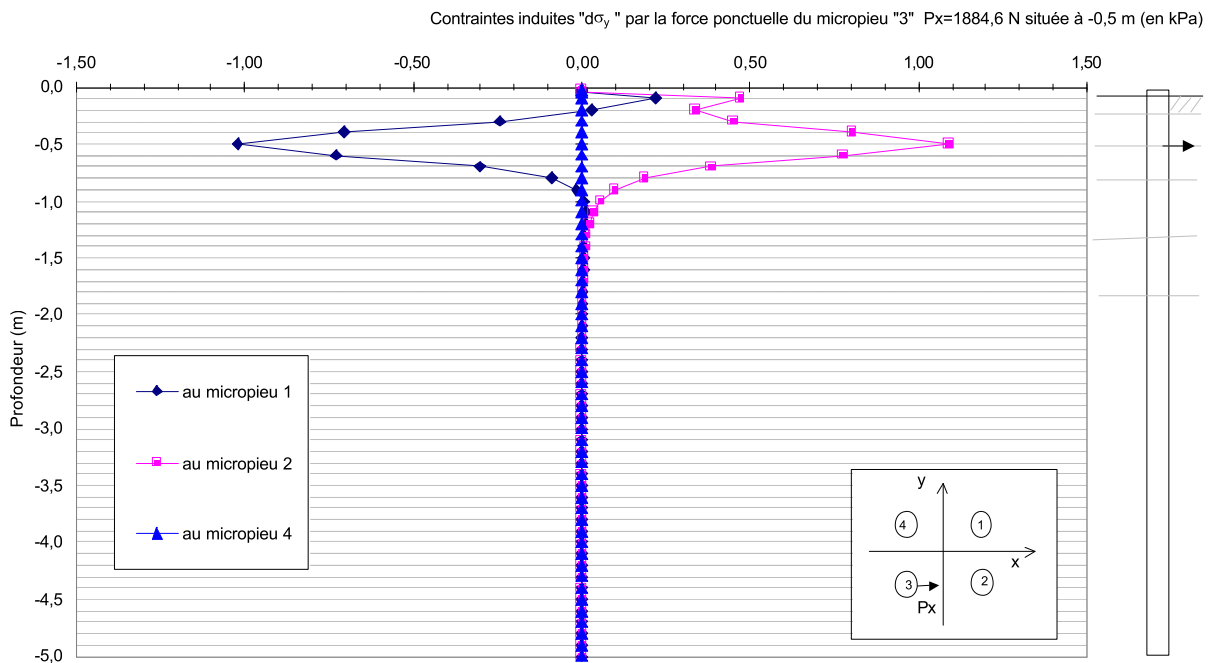


Fig. CII-45: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_y$ » par une force « P_x » ($P_x=1,88$ kN) dans un tronçon (dont le milieu est situé à une profondeur de 0,5 m, à partir de la tête du micropieu) du micropieu « 3 » sur les autres micropieux « 1 », « 2 » et « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

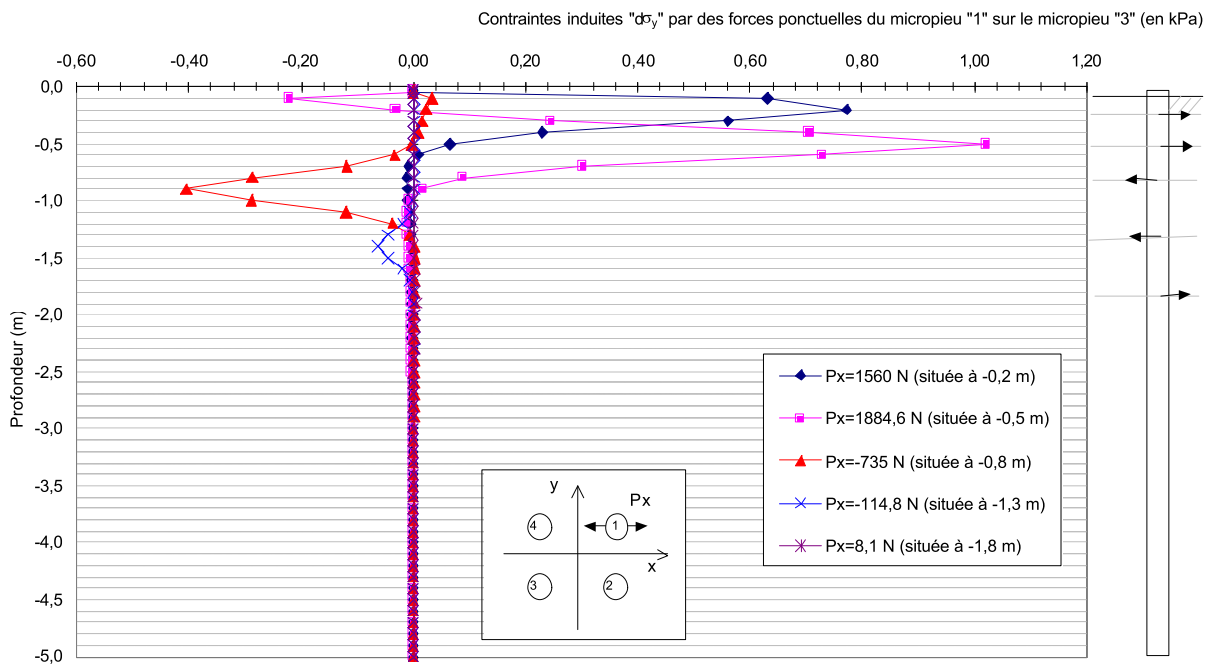


Fig. CII-46: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_y$ » par des forces « P_x » dans des tronçons du micropieu « 1 » sur le micropieu « 3 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

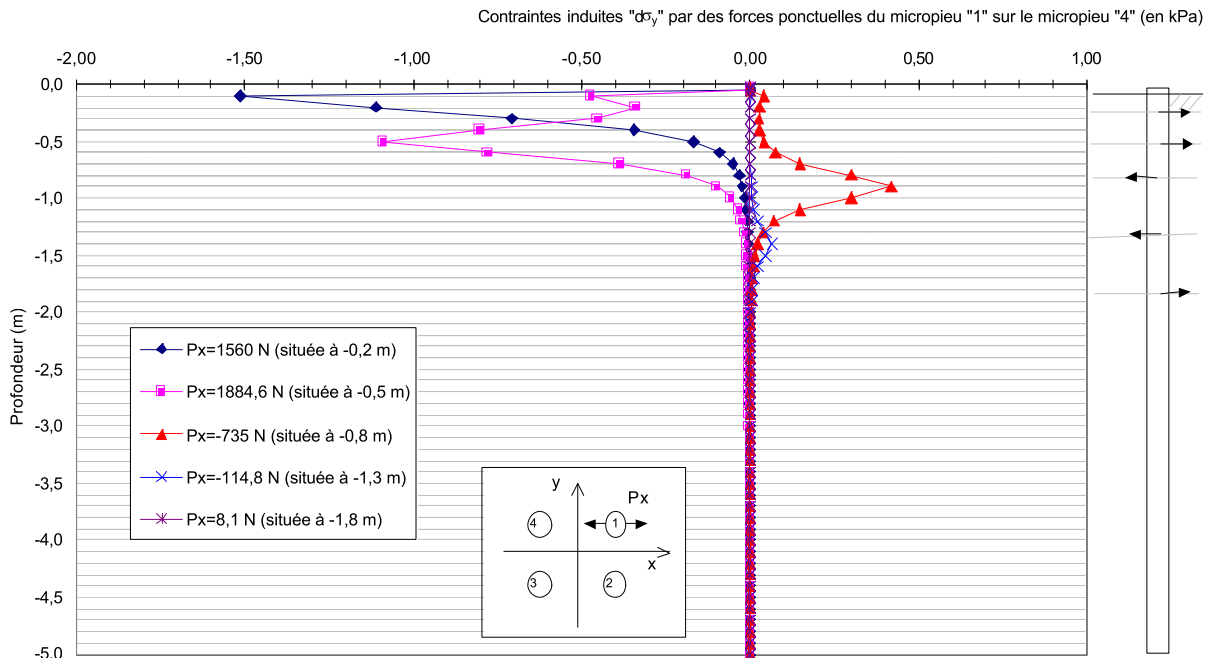


Fig. CII-47: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_y$ » par des forces « P_x » dans des tronçons du micropieu « 1 » sur le micropieu « 4 » (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

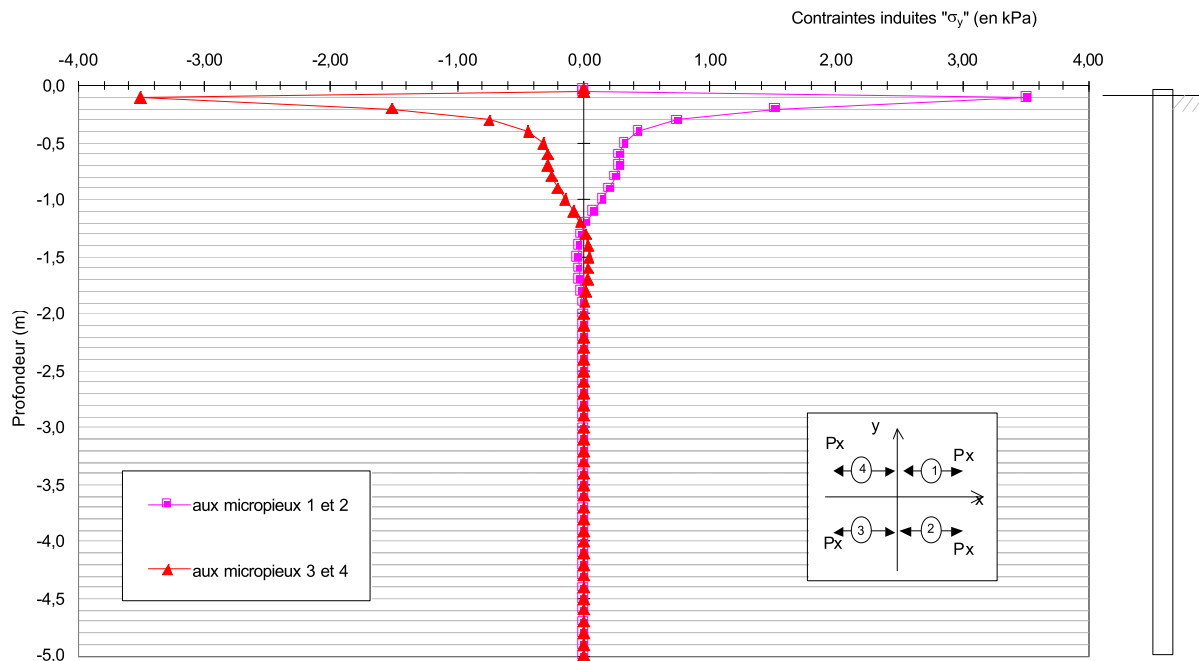


Fig. CII-48: Exemples de contraintes induites « $d\sigma_y$ » par l'ensemble des forces « P_x » des micropieux du groupe sur les autres micropieux (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

Les figures CII-44 à CII-48 présentent des exemples de contraintes « $d\sigma_y$ » par une force « P_x » ($P_x=1,88$ kN) située à 0,5 m de profondeur, matérialisant la réaction d'un tronçon du micropieu « 1 » sur les autres micropieux « 2 », « 3 » et « 4 ». Le phénomène particulier qui se produit dans l'évolution des valeurs des contraintes proches de la surface, est probablement dû à la complexité des équations de Mindlin où interviennent des termes positifs et négatifs dépendant fortement des paramètres géométriques. A l'exception de la zone proche de la surface évoquée ci-dessus, on constate que les contraintes induites « $d\sigma_y$ » sur le micropieu « 3 » et sur le micropieu « 4 » sont de signe opposé (Fig. CII-44 et CII-45). En comparant ces deux figures, on remarque une symétrie dans les résultats. En raison de la géométrie particulière du groupe étudié, les contraintes induites « $d\sigma_y$ » sur le micropieu possédant la même coordonnée selon l'axe « x » que celui émettant la force ponctuelle dans le sol, sont nulles (cas du micropieu « 2 » pour la figure CII-44 et du micropieu « 4 » pour la figure CII-45).

Les figures CII-46 et CII-47 présentent respectivement les contraintes induites « $d\sigma_y$ » le long des micropieux « 3 » et « 4 », par des forces ponctuelles « P_x » représentant la réaction de certains tronçons du micropieu « 1 » à la sollicitation du sol selon la direction « x ». On constate sur la figure CII-47 que les contraintes « $d\sigma_y$ » les plus grandes, en valeur absolue, ne sont pas forcément induites par la force la plus importante. Contrairement à ce qui a été trouvé lors de la comparaison des résultats de contraintes induites « $d\sigma_x$ » entre les figures CII-41 et CII-42, l'ordre de grandeur des résultats trouvés pour les micropieux « 3 » et « 4 » est identique concernant les contraintes induites « $d\sigma_y$ » (Fig. CII-46 et CII-47).

On rappelle que les contraintes induites totales « $d\sigma_y$ » sont la superposition des contraintes induites « $d\sigma_y$ » par l'ensemble des forces traduisant la réaction des micropieux à la sollicitation du sol dans la direction « x » (Fig. CII-48). Les remarques élaborées pour les contraintes totales « $d\sigma_x$ » dans la direction « x » (Fig. CII-43) sont applicables à celles dans la direction perpendiculaire « y ». Par contre, la valeur de la contrainte induite maximale « $d\sigma_y$ », dans le cas du groupe de Saint Rémy-lès-Chevreuse sous un chargement transversal de 25 kN, ne représente qu'environ dix pour cent de la contrainte induite maximale « $d\sigma_x$ » selon la direction de la sollicitation ($d\sigma_{x(max)} = 30$ kPa et $d\sigma_{y(max)} = 3,5$ kPa).

II-4e.iii) Les coefficients multiplicateurs et réducteurs des courbes de réaction

On présente, d'une part, quelques résultats de coefficients multiplicateurs de déplacement « $coefu$ » (Fig. CII-49) et réducteurs de pression limite « $coefx$ » (Fig. CII-50) et d'autre part, les déplacements obtenus à partir de la prise en compte de l'effet de groupe en utilisant seulement les coefficients multiplicateurs de déplacements « $coefu$ » ou ces derniers associés aux coefficients réducteurs de pression limite « $coefx$ » (Fig. CII-51 et Fig. CII-52).

L'objectif est de s'intéresser aux ordres de grandeur de ces différents coefficients et à leur influence sur les déplacements transversaux des micropieux du groupe obtenus dans l'exemple considéré. On rappelle que les différents résultats présentés dans cette partie sont issus des calculs de GOUPEG à partir du fichier de données « F62cds » (se référer à la partie C §II-4a) relatif aux essais en vraie grandeur de groupe de quatre micropieux sous charges transversales, réalisés à Saint Rémy-lès-Chevreuse par le CEBTP [PLUMELLE & RAYNAUD, 1996].

La figure CII-49 est présentée en échelle semi-logarithmique de manière à reproduire sur le même graphe tous les coefficients multiplicateurs de déplacements « $coefu$ » calculés le long des micropieux du groupe. On rappelle que ces coefficients multiplicateurs de déplacements s'appliquent aux abscisses des points de changement de pente constituant les courbes de mobilisation de la réaction transversale selon la direction « x » et sont calculés à partir des déplacements induits « du » calculés grâce aux équations de Mindlin [1936] et des déplacements des micropieux sans interaction « u_0 » (se référer à la partie B §II-2). Les coefficients multiplicateurs prennent la valeur $coefu=1$, lorsque les deux déplacements précités (« du » et « u_0 ») sont de sens contraire.

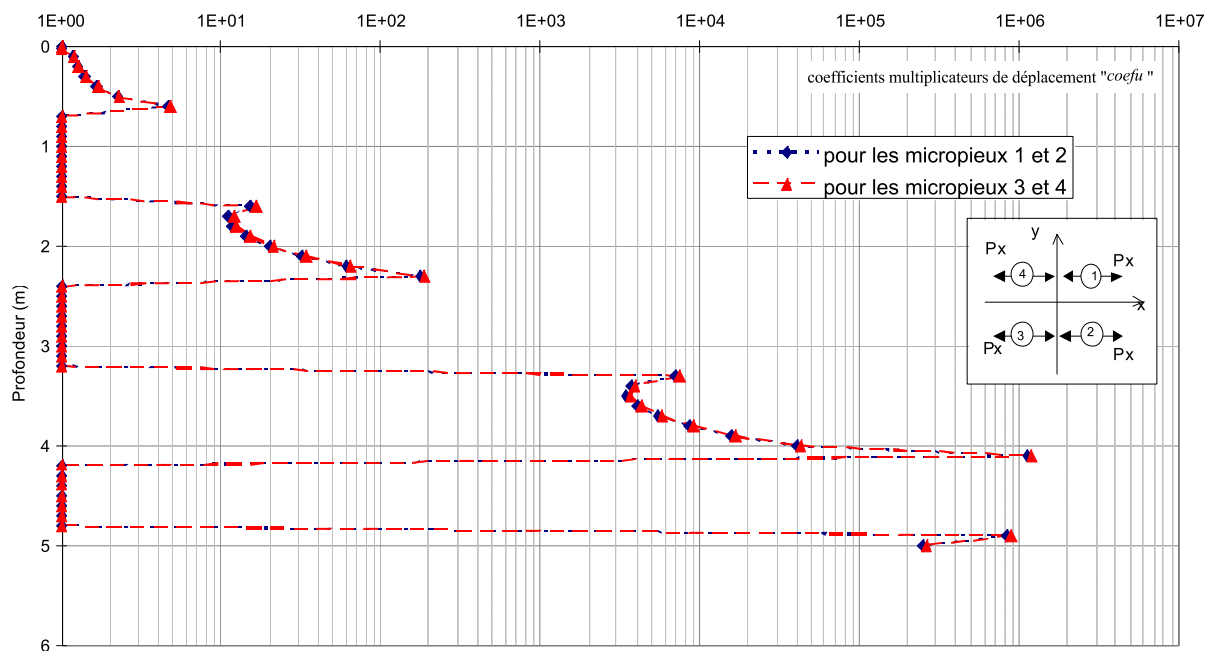


Fig. CII-49: Exemples de coefficients multiplicateurs de déplacements « *coefu* » calculés pour les micropieux du groupe de Saint Rémy-lès-Chevreuse (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

On remarque bien (Fig. CII-49) que les micropieux « 1 » et « 2 », ainsi que les micropieux « 3 » et « 4 » sont associés aux mêmes coefficients « *coefu* », les coefficients de déplacements sont quasi-identiques (différence maximale de 0,195) pour les quatre pieux.

On rappelle que les coefficients réducteurs de pression limite « *coefx* » sont calculés à partir des contraintes induites « $d\sigma_x$ » issues des équations de Mindlin [1936] et des contraintes présentes dans les micropieux obtenues lors d'un calcul sans interaction « σ_{x0} » (se référer à la partie B §II-2). Le coefficient réducteur est pris égale à $coefx=1$, lorsque les deux contraintes précitées (« $d\sigma_x$ » et « σ_{x0} ») sont de signe contraire ou que les contraintes induites sont supérieures aux contraintes propres des micropieux.

Les coefficients réducteurs de pression limite « *coefx* » (Fig. CII-50) mettent en évidence un comportement différent selon la position des micropieux par rapport au chargement transversal « T », auquel est soumis le groupe de micropieux (ligne « avant » et ligne « arrière »). Les valeurs obtenues pour les micropieux de la ligne « avant » sont très différentes de celles de la ligne « arrière ». Le coefficient réducteur moyen sur la longueur du fût obtenu pour les micropieux « 1 » et « 2 » s'élève à $coefx=0,952$ et à $coefx=0,916$ pour les micropieux « 3 » et « 4 ». En se basant sur les résultats de REMAUD [1999], on calcule cette moyenne sur le premier tiers de la partie haute des micropieux et on obtient $coefx=0,964$ et $coefx=0,859$ respectivement pour les couples de micropieux « 1 » - « 2 » et « 3 » - « 4 ». Le coefficient réducteur moyen est effectivement légèrement plus important pour la ligne « arrière »,

mais ces valeurs sont inférieures à celles trouvées dans la littérature (présentée dans la partie A §II-3c). Il faut noter que ces résultats sont sensibles aux taux de chargement et que dans le cas étudié il demeure relativement faible ($T=25$ kN).

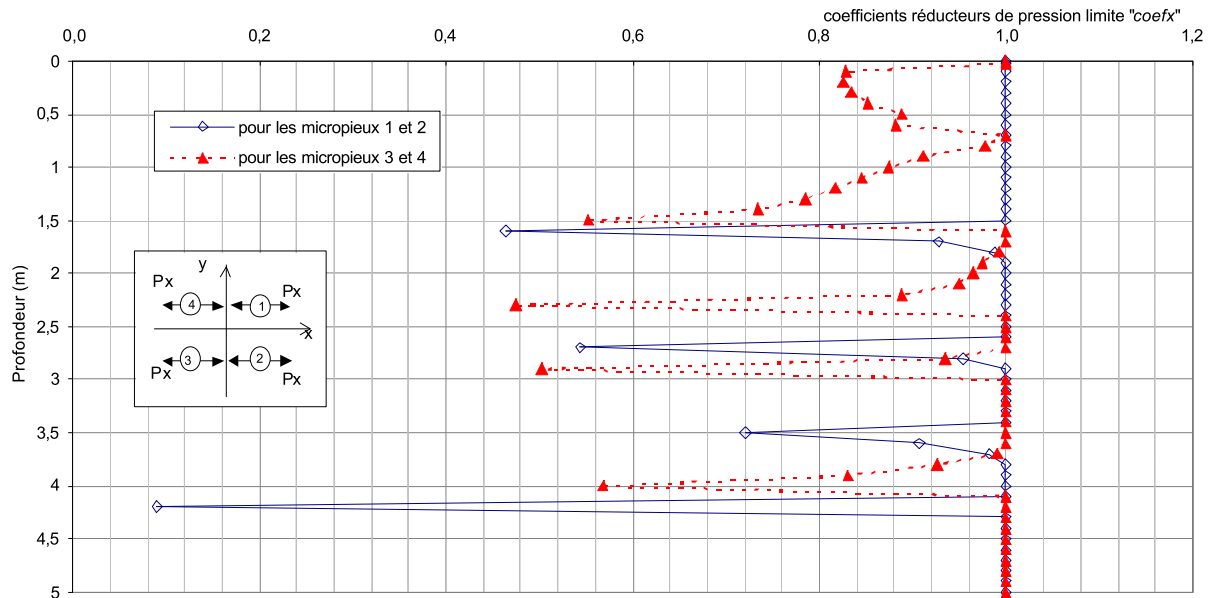


Fig. CII-50: Exemples de coefficients réducteurs de pression limite « *coefx* » calculés pour les micropieux du groupe de Saint Rémy-lès-Chevreuse (charge transversale du groupe $T=25$ kN).

On constate (Fig. CII-50) que les coefficients réducteurs « *coefx* » appliqués aux courbes de mobilisation relatives aux micropieux « 1 » et « 2 » sont majoritairement égaux à $coefx=1$ (41 tronçons sur 50). Ce résultat est en accord avec certaines observations expérimentales où l'on confère aux pieux de la ligne « avant » un comportement de pieu isolé (voir études bibliographiques dans la partie A §I-4).

Les figures CII-51 et CII-52 ont pour objectif de montrer l'incapacité de la méthode utilisant seulement les coefficients multiplicateurs de déplacements « *coefu* », pour tenir compte de l'effet de groupe, à simuler le comportement d'un groupe de micropieux. Comme les déplacements obtenus pour les micropieux « 1 » et « 2 » sont très légèrement différents de ceux des micropieux « 3 » et « 4 » (« effet d'ombre » peu significatif ici), chaque type de calcul est représenté par une seule courbe.

On constate que pour les premiers pas de chargement, la différence entre les deux méthodes - utilisation des coefficients multiplicateurs « *coefu* » et des coefficients multiplicateurs et réducteurs « *coefu+coefx* » - est faible, mais elle augmente avec la valeur du chargement (Fig. CII-51 et Tableau CII-13). L'accroissement des déplacements des micropieux au niveau du sol, par rapport aux calculs sans tenir compte de l'interaction entre les micropieux du groupe, diminue avec l'augmentation de la charge transversale « T » à laquelle est soumis le groupe. Ce phénomène peut s'expliquer par la participation majoritaire de la partie haute des micropieux (environ le premier tiers) dans la résistance du groupe aux

charges transversales; une fois la valeur limite de réaction transversale atteinte pour un tronçon donné, les déplacements « du » et contraintes « $d\sigma_x$ » induits restent constants et par la même, les coefficients multiplicateurs « $coefu$ » et coefficients réducteurs « $coefx$ ».

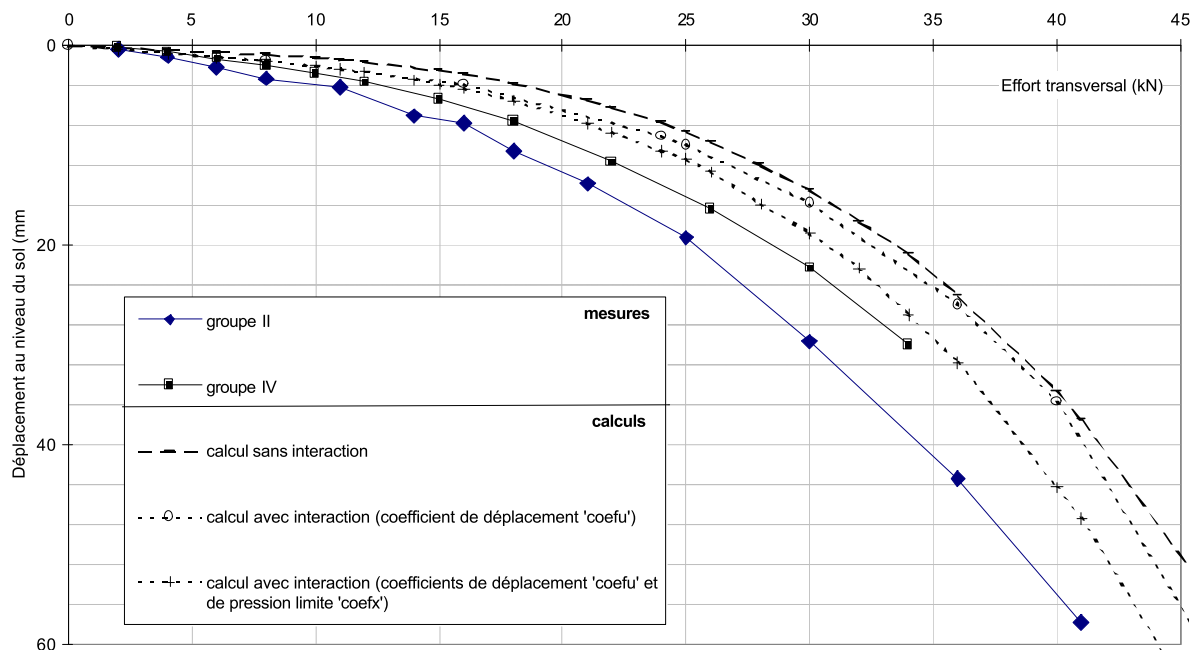


Fig. CII-51: Exemples de déplacements calculés au niveau du sol des micropieux du groupe de Saint Rémy-lès-Chevreuse en fonction de l'utilisation des coefficients multiplicateurs « $coefu$ » et des coefficients réducteurs « $coefx$ ».

La participation majoritaire de la partie haute des micropieux est encore illustrée par la figure CII-52. Les déplacements transversaux calculés entre 2,5 m et la pointe des micropieux ne sont pas présentés ici, car ils sont nuls ou quasiment nuls. On constate que le long des micropieux, les déplacements obtenus à partir des calculs utilisant les coefficients de déplacements associés aux coefficients de pression (« $coefu+coefx$ ») sont toujours supérieurs ou égaux à ceux des calculs utilisant les coefficients multiplicateurs de déplacements « $coefu$ » seuls. Malheureusement, on ne peut pas confronter ces résultats avec des mesures expérimentales.

Tableau CII-13: Evolution des déplacements transversaux des micropieux au niveau du sol pour différentes valeurs de chargement.

charge transversale	$dep_{coefu} - dep_{sans\ interact.}$	$dep_{coefu+coefx} - dep_{sans\ interact.}$	$dep_{coefu+coefx} - dep_{coefu}$
	$dep_{sans\ interact.}$	$dep_{sans\ interact.}$	dep_{coefu}
8 kN	62 %	69 %	5 %
16 kN	38 %	52 %	11 %
24 kN	18 %	36 %	16 %
25 kN	16 %	32 %	14 %
30 kN	9 %	30 %	19 %
36 kN	3 %	26 %	22 %
40 kN	3 %	28 %	24 %
55 kN	1 %	27 %	26 %
65 kN	0 %	/	/
75 kN	0 %	/	/
77 kN	1 %	/	/

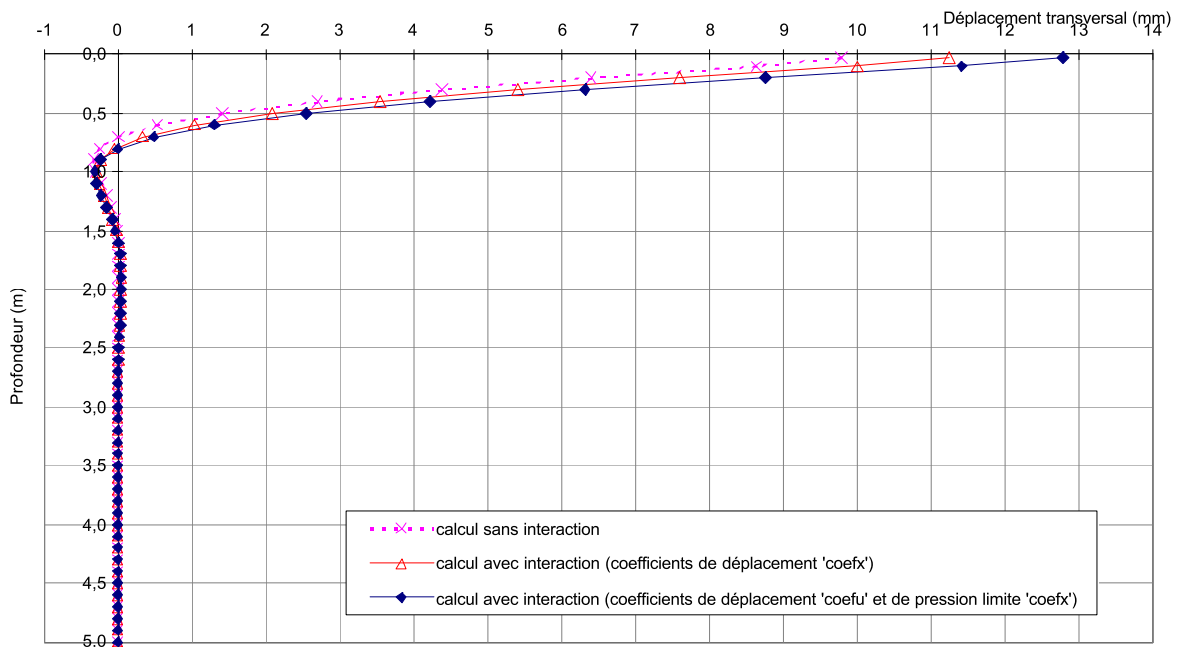


Fig. CII-52: Exemples de déplacements calculés le long des micropieux du groupe de Saint Rémy-lès-Chevreuse en fonction de l'utilisation des coefficients multiplicateurs « *coefu* » et des coefficients réducteurs « *coefx* » (charge transversale du groupe T=25 kN).

CONCLUSION

Une étude relative à la représentativité et la fiabilité des essais de chargements réalisés sur les micropieux isolés a tout d'abord été menée, ce qui a conduit, parfois, à l'élimination de certains micropieux pour la comparaison entre les mesures et les calculs.

La première série de calculs réalisées porte sur les **micropieux isolés sous chargement axial** (partie C §II-1). Les hypothèses de calcul concernent d'une part, les micropieux (caractéristiques mécaniques et géométriques) et d'autre part, le sol (courbes de mobilisation du frottement axial et de la réaction en pointe). En utilisant des hypothèses différentes sur le frottement axial limite (calculé selon le TA 95 ou le Fascicule 62 - titre V), la résistance en pointe estimée (d'après les recommandations du Fascicule 62 - Titre V relatifs aux pieux ou les règles de BUSTAMANTE & DOIX) et le diamètre de scellement des micropieux, 52 calculs différents ont été réalisés.

Les capacités portantes tirées des hypothèses de calcul n'ont pu être comparées aux charges limites réelles, car elles n'ont pas été atteintes lors des essais afin de ne pas menacer la représentativité des essais de chargement transversaux prévus par la suite.

L'étude principale relative aux essais de micropieux isolés sous charges axiales a résidé dans la comparaison des courbes effort-déplacement en tête obtenues par les mesures et les calculs. On en déduit que :

- pour les micropieux de type II, les calculs fournissent de meilleurs résultats lorsque le frottement axial limite est calculé à partir du TA 95 pour les micropieux de type IGU (injection globale unitaire). Aucune des différentes méthodes utilisées pour la résistance en pointe n'a donné entière satisfaction. Tous les calculs surestiment les déplacements en tête ;
- pour les micropieux R-SOL (assimilés au type IV), les calculs utilisant le frottement axial limite estimé selon le TA 95 pour les micropieux IRS (injection sélective et répétitive), en utilisant un diamètre de micropieu d'environ 100 mm, donnent les meilleurs résultats. Notre choix pour la résistance en pointe s'est arrêté sur la règle simplifiée de BUSTAMANTE & DOIX [1985].

De manière générale, les calculs relatifs aux micropieux **R-SOL** ont donné des courbes effort-déplacement plus proches des mesures réalisées, que ceux des micropieux de type **II**.

La seconde série de calculs concerne **les micropieux isolés soumis aux essais de chargements transversaux** (partie C §II-2). Les hypothèses de calcul ont porté d'une part, sur les caractéristiques mécaniques et géométriques des micropieux et d'autre part, sur les courbes de réaction transversale du sol. Nous avons considéré que le coulis (et le béton pour les micropieux R-SOL) ne participent pas à la résistance aux sollicitations transversales. Le calcul de la réaction transversale ultime repose sur les

recommandations du Fascicule 62 - Titre V. La différence entre les deux calculs réalisés de micropieux isolés sous charge transversale réside dans la prise en compte de l'effet de surface.

On en tire les conclusions suivantes :

- pour les micropieux II, de manière générale, les deux calculs donnent des déplacements et des rotations inférieurs à ceux mesurés sur les micropieux ;
- pour les micropieux R-SOL, les mesures réalisées encadrent les déplacements calculés par le logiciel.

La troisième série de calculs porte sur les **essais de chargement axial sur les groupes de micropieux** (partie C §II-3). Pour cette étude, nous avons utilisé les hypothèses de calcul relatives à ceux des micropieux isolés sous charge axiale, qui donnaient des déplacements les plus proches des mesures expérimentales.

Deux paramètres supplémentaires sont nécessaires pour le calcul de groupe : le module de cisaillement « G » et le coefficient de Poisson « ν ». Une étude paramétrique a été réalisée sur la valeur du module de cisaillement « G », afin de mettre en évidence son influence sur les résultats. Pour la comparaison entre les résultats des essais et des calculs, nous avons estimé le module de cisaillement à partir du module Ménard selon les indications du Centre d'études Ménard [BAGUELIN & al., 1978].

A partir des courbes effort-déplacement ainsi calculées, nous avons déduit que:

- pour le groupe de micropieux IIIh, les calculs ne fournissent pas des déplacements similaires aux mesures. Nous pensons que ce problème provient d'une mauvaise estimation des courbes de frottement axial et de résistance en pointe des micropieux isolés. De plus, nous constatons un manque de fiabilité (ayant pour origine la réalisation des micropieux) quant aux mesures réalisées.
- pour le groupe de micropieux R-SOL, lorsque les charges axiales sont inférieures à 350 kN, les déplacements mesurés se trouvent entre les déplacements obtenus par les calculs avec et sans interaction. Au delà de cette charge, les calculs sous-estiment les déplacements mesurés. On constate que la courbure de la courbe effort-déplacement mesurée est plus importante que celle de la courbe effort-déplacement calculée.

Quelle que soit l'hypothèse de calcul utilisée, les déplacements diminuent avec l'augmentation du module de cisaillement « G ».

La quatrième série de calculs présente les **essais de groupes de micropieux sous charge transversale** (partie C §II-4). On rappelle que pour ce type de chargement, afin de tenir compte de l'interaction entre les pieux par modification des courbes de réaction transversale, on utilise un coefficient de déplacement mais aussi un coefficient de réduction de la réaction transversale ultime (partie B §II-2). Comme pour les groupes sous charge axiale, on s'est appuyé sur les hypothèses de calculs étudiés lors de l'analyse des

micropieux isolés. Les paramètres élastiques, intervenant dans la prise en compte de l'interaction entre les micropieux, pour l'interprétation des essais (partie C §II-4b), ont été pris identiques à ceux des groupes sous charge axiale. Afin de quantifier l'influence du module de cisaillement « G », une étude paramétrique a été réalisée (partie C §II-4d). Considérant l'écart entre les mesures et les calculs des déplacements pour les micropieux isolés, et dans le cas des groupes de micropieux de Saint Rémy-lès-Chevreuse, on estime que bien que le logiciel GOUPEG-3D sous-estime encore un peu les déplacements, l'introduction de coefficients réducteurs de pression ultime améliore leurs évaluations.

Lors de cette quatrième série de calculs (groupe sous charge transversale), on s'est intéressé, aux variations :

- des **déplacements induits** ;
- des **contraintes induites** ;
- des **coefficients multiplicateurs de déplacement** ;
- des **coefficients réducteurs de pression ultime**,

et cela, en fonction de la position du pieu et de la profondeur, pour deux valeurs de charge transversale du groupe (T=25 kN et T=60 kN). On rappelle que ces déplacements et contraintes induits sont calculés à partir des équations de Mindlin et sont le résultat de la réaction des micropieux aux sollicitations provoquées par le sol. Ils nous permettent par le biais de coefficients multiplicateurs de déplacements et réducteurs de pression ultime (inspirés de ceux d'O'NEILL), de modifier les courbes de réaction du sol définies pour un pieu isolé dans le but de prendre en compte l'effet de groupe (détails présentés dans la partie B §II).

On constate que les déplacements induits totaux¹ dans la direction du chargement sont identiques pour tous les pieux du groupe, ce qui est certainement une conséquence de la symétrie du groupe. Par contre, dans les directions perpendiculaires à la sollicitation, les déplacements induits réagissent en couple, leur ordre de grandeur s'élève à dix pour cent des déplacements induits selon la direction de la sollicitation.

Les contraintes induites totales¹ dans la direction du chargement sont de mêmes valeurs mais de signes contraires selon la position des micropieux (lignes « avant » et « arrière »). Elles agissent principalement dans la partie haute des pieux. Le rapport entre les contraintes induites selon la direction de l'effort et celle perpendiculaire (plan de la section) est le même que pour les déplacements induits.

On obtient des coefficients multiplicateurs de déplacement identiques pour les quatre micropieux du groupe. Quant aux coefficients réducteurs de pression, on constate une légère distinction entre les valeurs obtenues pour les micropieux de la ligne « avant » par rapport à ceux de la ligne « arrière » ; mais pour un chargement transversal de 25 kN, elles sont inférieures à celles trouvées dans la littérature, cependant l'écart semble diminuer avec l'augmentation de la charge.

Le décalage entre les résultats des calculs (courbes effort-déplacement) obtenus avec le logiciel GOUPEG en utilisant, pour tenir compte de l'interaction entre les micropieux, des seuls coefficients multiplicateurs de déplacement ou de l'association des coefficients multiplicateurs de déplacement et réducteurs de pression ultime, bien que faible pour les premier pas de chargement, s'accroît par la suite.

¹ C'est-à-dire induits par tous les autres micropieux du groupes.

CONCLUSION GÉNÉRALE & PERSPECTIVES

Le présent travail s'articule autour des essais réalisés à Saint Rémy-lès-Chevreuse par le CEBTP sur des micropieux isolés et en groupe ; il comprend le développement d'un logiciel de calcul facile d'utilisation pour l'ingénieur, permettant de les analyser et d'appréhender l'effet de groupe.

Ce rapport est constitué de trois grandes parties, comme suit :

- **La partie A** traite des **éléments bibliographiques** ;
- **La partie B** présente le logiciel **GOUPEG-3D**, développé pour tenir compte de manière automatique de l'interaction entre les pieux ou micropieux ;
- **La partie C** a pour objectif la présentation des **essais** de Saint Rémy-lès-Chevreuse, et de leur **analyse** par le logiciel GOUPEG-3D.

En raison des questions qui se sont présentées au cours de cette étude et des difficultés rencontrées, on a concentré notre travail sur les groupes de pieux dans le sable sous charge transversale.

Dans le chapitre I de la partie A, on s'est tout d'abord intéressé aux **phénomènes physiques survenant lors de l'installation et du chargement des pieux**. Notre étude s'est étayée sur une vingtaine d'essais réalisés en centrifugeuse et en vraie grandeur (partie [A §I-4](#)). On peut schématiser l'interaction d'un groupe de pieux sous charge transversale, comme la superposition de trois manifestations : l'effet de groupe, l'effet d'ombre et l'effet de voûte, bien que ce dernier soit peu constaté dans la littérature. De manière très simplifiée, on pourrait dire que l'effet de groupe agit sur l'importance des déplacements par rapport à ceux constatés pour les pieux isolés, et l'effet d'ombre ainsi que celui de voûte sur la diminution des réactions du sol. On a relevé de nombreux facteurs jouant un rôle, comme l'espacement, la géométrie du groupe, la position des pieux par rapport à l'axe de chargement, la nature du sol, ...

Un des objectifs du présent travail était de développer un logiciel de calcul permettant de tenir compte au mieux de l'interaction entre les pieux, tout en demeurant facile d'utilisation et économique. Comme le critère le plus restrictif lors de la réalisation de fondations demeure les déplacements, on s'est intéressé aux méthodes permettant de l'estimer. On a souhaité avant tout présenter dans le chapitre II de la partie A, les principes des deux **grandes théories** utilisées, c'est-à-dire celle qui considère le sol comme un continuum¹ ([partie A §II-2](#)) et celle qui assimile son comportement à celui des «ressorts » (basée sur les modules de réaction) ([partie A §II-3](#)). Quelques méthodes qui en découlent y sont présentées à titre d'exemple.

¹ On considère entrant dans la théorie du continuum, les méthodes utilisant les équations de Mindlin ou associées (milieu élastique), ainsi que les méthodes aux éléments finis.

On a porté une attention toute particulière aux méthodes basées sur les modules de réaction, car les courbes utilisées permettent aussi d'étudier les effets de groupes. Dans ces méthodes, on introduit l'interaction entre les pieux par modification des courbes de réaction définies pour un pieu isolé (partie C §II-3c). Ces modifications peuvent être le fruit de la théorie du continuum, comme les méthodes utilisant les équations de Mindlin (conduisant au modèle hybride, traité dans la partie C §II-3c.v) ou les éléments finis (partie C §II-3c.iv), ou encore le résultat d'essais réalisés en modèle réduit (partie C §II-3c.ii), en centrifugeuse (partie C §II-3c.iii) ou en vraie grandeur (partie C §II-3c.i). On constate que pour les groupes de pieux chargés transversalement, un coefficient de réduction de la réaction du sol est le plus souvent proposé (voir récapitulatif présenté dans la partie C §II-3c.vi). Ses valeurs diffèrent principalement en fonction de l'espacement entre les pieux et de leur position par rapport à la direction du chargement.

En comparant différentes méthodes, on peut conclure qu'aucune n'est idéale et ne peut répondre à toutes les exigences ; néanmoins lorsqu'on s'interroge sur les déplacements occasionnés dans un groupe sous charge de travail transversale, les méthodes hybrides semblent fournir des résultats satisfaisants.

Le logiciel GOUPEG-3D, développé dans cette thèse, est présenté en détail dans la partie B. Il utilise la théorie des modèles hybrides (présentée dans la partie A §II-3.v), ce qui signifie que :

- l'interaction sol-pieu est fondée sur la théorie des modules de réaction, c'est-à-dire que le comportement du sol est modélisé par des courbes de réaction ;
- L'interaction pieu-sol-pieu est calculée à partir des équations de Mindlin basée sur la théorie du continuum élastique.

Pour la prise en compte de l'effet de groupe (partie B §II-2), on opère :

- Pour les groupes de pieux sous *sollicitations axiales*, par des *coefficients de déplacement* ;
- Pour les groupes de pieux sous *sollicitations transversales*, par des *coefficients de déplacement mais aussi de contrainte*.

Le logiciel GOUPEG-3D est utilisé dans la partie C, lors de l'**analyse d'essais en vraie grandeur** dans du sable (partie C §I-1) , comprenant des micropieux verticaux isolés et en groupe (2x2, de 2 diamètres d'entre-axe, présentés dans la partie C §I-2a) soumis à des sollicitations axiales et transversales (partie C §I). Deux méthodes de construction des pieux ont été adoptées (partie C §I-2b) : une gravitaire (pour les micropieux, dit IIb et IIh) et une autre à l'aide du perforateur R-SOL (pour les micropieux R-SOL, assimilés au type IV). En fonction d'elles, des hypothèses pour la construction des courbes de réaction axiales et transversales (ainsi qu'en pointe dans le cas de chargements axiaux) ont été faites, donnant lieu à 52 calculs différents pour les micropieux isolés sous charge axiale (partie C §II-1) et 2 sous charge transversale (partie C §II-2). Les hypothèses pour les groupes se sont appuyées, en ce qui concerne le choix des courbes de réaction, sur celles fournissant les meilleurs résultats pour les micropieux isolés (partie C §I-3 et §I-4).

L'influence des paramètres élastiques (le module de cisaillement «G » et le coefficient de Poisson « ν »), entrant dans les équations de Mindlin (à partir desquelles sont calculés des coefficients multiplicateurs de déplacement et réducteur de pression ultime) a fait l'objet d'études paramétriques, que ce soit pour les groupes sous sollicitations axiales ou transversales (respectivement partie C §II-3b et §II-4d).

Dans la partie C §II-4e, ont été présentés les déplacements et contraintes induits calculés à partir des équations de Mindlin, dans le cas du groupe de micropieux de Saint Rémy-lès-Chevreuse sous sollicitations transversales, ainsi que les coefficients multiplicateurs de déplacement et réducteurs de pression ultime qui en découlent.

La prise en compte de l'effet de groupe a été étudiée dans une configuration de groupe particulière (2x2), pour des micropieux situés dans le sable, valider ce programme pour d'autres configurations, d'autres natures de sol et des pieux classiques est essentielle.

Il serait, entre autres, intéressant d'étudier des groupes de micropieux inclinés avec le logiciel GOUPEG-3D. Ce dernier a été programmé pour calculer les déplacements et les contraintes induites dans les trois directions quelle que soit la direction du chargement du groupe.

On pourrait aussi réaliser une étude afin d'évaluer l'importance des termes secondaires (c'est-à-dire ceux issus des facteurs de direction perpendiculaire à la sollicitation du groupe) implantés à ce jour dans GOUPEG-3D, et de manière générale étudier le mode de diffusion des déplacements et des contraintes induits.

Lorsque les effets provoqués par l'enserrement des réseaux seront mieux appréhendés, une modification des courbes de réaction du sol pourrait être envisagée et implantée dans GOUPEG-3D.

**RÉFÉRENCES
BIBLIOGRAPHIQUES**

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ADACHI T., KIMURA M., KOBAYASHI H. & MORIMOTO A.** [1994]
« Behavior of laterally pile groups in dense sand »,
📖 *Centifuge 94, Lee & Tan (ed.), Singapore, pp. 509-514.*
- AFNOR -normes NF P94-149** [1991]
« Sols: Reconnaissance et essais - Essai statique de pieu isolé sous compression axiale ».
- AFNOR -normes NF P94-150** [1993]
« Sols: Reconnaissance et essais - Essai statique de pieu isolé sous effort transversal ».
- ATA N.** [1998]
« Etude du comportement de micropieux sous charge transversal: Construction numérique des courbes (p-y) et couplage fluide-squelette »,
📖 *Thèse de doctorat, Université des sciences et technologies de Lille, 168 pages.*
- BAGUELIN F., BUSTAMANTE M. & FRANK R.** [1986]
« The pressumeter for foundations : french experience »,
📖 *Reprinted from proceedings of in situ, GT div., ASCE, june 23-25.*
- BAGUELIN F., FRANK R. & GUEGAN Y.** [1976]
« Calcul sur ordinateur des pieux sollicités horizontalement ou subissant des poussées parasites »,
📖 *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées, N 84, juillet-août, pp. 113-120.*
- BAGUELIN F. & JEZEQUEL J.** [1972]
« Etude expérimentale du comportement de pieux sollicités horizontalement »,
📖 *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées, N 62, novembre-décembre, pp. 129-170.*
- BAGUELIN F., JEZEQUEL J. F. & SHIELD D. H.** [1978]
« The Pressuremeter and Foundation Engineering, Series on Rock and Soil Mechanics »,
📖 *Trans Tech Publications, 617 pages.*
- BANERJEE P. K.,** [1976]
« Analysis of pile groups embedded in nonhomogeneous soils »,
📖 *Proceedings 6th European conference on soil mechanics and foundation engineering, Vienna, vol. 2, pp. 345-350.*
- BANERJEE P. K.,** [1978]
« Analysis of axially and laterally loaded pile groups (chapitre 9) »,
📖 *Developments in Soil Mechanics -1, Applied Science Publishers LTD, 1978, pp. 317-347.*

BANERJEE P.K. & DAVIES T.G. [1977]

« Analysis of pile groups embedded in gibson soil »,

📖 *Proc. of 9th Int. conf. of soil mech. and found. eng., Tokyo, vol 1, pp. 381-386.*

BANERJEE P. K. & DAVIES T.G. [1980]

« Analysis of some reported case histories of laterally loaded pile groups »,

📖 *Institution of Civil Engon. - Num. Meth. in offshore piling, ICE London, pp. 101-108.*

BANGRATZ J.-L. [1982]

« Calcul élastique non-linéaire d'un groupe de pieux, analyse et programmation »,

📖 *LCPC, FAER 1.05.10.1, février.*

BARTON Y. O. [1982]

« Laterally loaded model piles in sand : Centrifuge tests and finite element analysis »,

📖 *PhD memory, University of Cambridge, 182 pages.*

BENHAMIDA B. [1998]

« Modélisation numérique des murs en sol cloué: Application aux calculs en déformation des murs expérimentaux en vraie grandeur – N°1 et 2 du projet nationale Clouterre »,

📖 *Thèse de doctorat, Ecole Nationale des ponts et Chaussées, 395 pages.*

BLOOMQUIST D. G., FELD T. TOWNSEND F. C., GRAVGAARD J. & GILL J.

[1991]

« Development of a multiple pile driver/load test device for pile group studies »,

📖 *Centrifuge 91, H.-Y. Ko and Mc Lean eds., A. A. Balkema publishers, Rotterdam, The Netherlands, pp. 355-359.*

BOGARD D. & MATLOCK H. [1983]

« Procedures for analysis of laterally loaded pile groups in soft clay »,

📖 *Geotechnical practice in offshore engineering, Stephen G. Wright, pp. 499-535.*

BOWLES J. [1990]

« Foundation analysis and design »,

📖 *The Mc Graw-Hill Companies, Inc.*

BOWLES J. [1996]

« Foundation analysis and design »,

📖 *The Mc Graw-Hill Companies, Inc, Fifth Edition, 1173 pages.*

BRIAUD J.L., MAKARIM C.A., LITTLE R. & TUCKER L. M. [1985]

« Development of a pressumeter method for predicting the behaviour of single piles in clay subjected to cyclic lateral loads »,

📖 *Research report N°5112, Departement of civil engineering, Texas A & M University, july, 213 pages.*

BROMS B.B., [1964a]

« Lateral resistance of piles in cohesive soils »,

📖 *ASCE vol. 90, no. SM2, march.*

BROMS B.B., [1964b]

« Lateral resistance of piles in cohesionless soils »,

📖 *ASCE vol. 90, no. SM3, may.*

BROWN D. A. [1985]

« Behavior of a large scale pile group subjected to lateral loading »,

📖 *PhD dissertation, the university of Texas, Austin, august.*

BROWN D. A., MORRISON C. & REESE L. C. [1988]

« Lateral load behavior of pile group in sand »,

📖 *Journal of geotechnical engineering, ASCE, Vol. 114, N°11, november, pp. 1261-1276.*

BROWN D. A., REESE L. C. & O'NEILL M. W. [1987]

« Cyclic lateral loading of a large scale pile group »,

📖 *Journal of geotechnical engineering, ASCE, Vol. 113, N°11, november, pp. 1326-1343.*

BROWN D. A. & SHIE C.-F. [1990a]

« Three dimensional finite element model of laterally loaded piles »,

📖 *Computers and geotechnics, Vol. 10, N° 1, pp. 59-79.*

BROWN D. A. & SHIE C.-F. [1990b]

« Numerical Experiments into Group Effects on the Response of Piles of Lateral Loading »,

📖 *Computers and Geotechnics Vol 10, N°3, pp. 211-230.*

BROWN D. A. & SHIE C.-F. [1991]

« Some numerical experiments with a three dimensional finite element model of a laterally loaded pile »,

📖 *Computers and Geotechnics, Vol. 12, N°2, pp. 149-162.*

BUSTAMANTE M. & DOIX B. [1985]

« Une méthode pour le calcul des tirants et des micropieux injectés »,

📖 *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées, 140, novembre-décembre.*

BUSTAMANTE M., FRANK R. & GIANESELLI L. [1987]

« Le dimensionnement des fondations profondes, l'expérience des laboratoires des Ponts et Chaussées »,

📖 *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées, mai-juin, pp. 13-21.*

CHAOUI F. [1992]

« Etude tridimensionnelle du comportement des pieux dans les pentes instables »,

📖 *Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 355 pages.*

CHOW Y.K. [1986]

« Analysis of vertically loaded pile groups »,

📖 *International Journal For Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol. 10, pp. 59-72.*

CLOUGH J. L., BRIAUD J. L. & HUGHES J. M. O. [1990]

« The Development of Pressuremeter Testing »,

📖 *The Pressuremeter and Its Marine Applications: 3d Internat. Symp., SP3, Oxford University, England, pp. 25-46.*

COOKE R. W. & PRICE G. [1973]

« Strains and displacements around friction piles »,

📖 *Building research establishment current paper 28/73, Garston, England, october.*

COX W. R., DIXON D. A. & MURPHY B. S. [1984]

« Lateral load tests on 25.4 mm diameter piles in very soft clay in side-by-side and in-line groups »,

📖 *Laterally loaded deep foundations: analysis and performance, J. A. Langer, E. T. Mosley & C. D. Thompson eds., pp. 56-71.*

DAVISSON M. T. [1970]

« Lateral load capacity of piles »,

📖 *Highway research record (USA), N 333, pp. 104-112.*

DE GENNARO V. [1999]

« Etude du comportement mécanique des interfaces sol-structure. Application à l'analyse du comportement des pieux »,

📖 *Thèse de doctorat, Ecole nationale des ponts et chaussées, novembre.*

DEGNY E. [1987]

« Calcul des groupes de pieux : Notice d'utilisatation du programme GOUPIL »,

📖 *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, FAER 1.05.10.6, mai.*

DEGNY E. [1988]

« Calcul des groupes de pieux : notice théorique du programme GOUPIL »,

📖 *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, FAER 1.05.10.7, décembre.*

DEGNY E. & ROMAGNY J.-C. [1986]

« Calcul d'un groupe de pieux, Programme GOUPIL Version Fortran 77, "GOUPIL 77", tests et comparaisons »,

📖 *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, FAER 1.05.10.5, février.*

DEGNY E. & ROMAGNY J.-C. [1989]

« Calcul des efforts et déplacements dans les groupes de pieux : le programme GOUPIL »,

📖 *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées, 162, juillet-août.*

DUROT D. & PLUMELLE C. [1996]

« FOREVER: Expérimentation en vraie grandeur de réseaux de micropieux - etude de faisabilité »,

📖 *FOREVER, Rapport interne N°FO/96/02, octobre.*

EL SHARNOUBY B. & NOVAK M. [1985]

« Static and low-frequency response of pile groups »,

📖 *Canadian Geotechnical Journal, N°22, pp.79-94.*

EL SHARNOUBY B. & NOVAK M. [1986]

« Flexibility coefficients and interaction factors for pile group analysis »,

📖 *Canadian Geotechnical Journal.*, N°23, pp. 441-450.

FASCICULE 62 - titre V [1993]

« Règles techniques de calcul et de conception des fondations des ouvrages de génie civil. »,

📖 *Cahier des clauses techniques générales applicables aux marchés de travaux, Ministère de l'équipement, du logement et des transports, textes officiels N 93-3, 182 pages.*

FEAGIN L. B. [1937]

« Lateral pile-loading tests »,

📖 *Transactions, ASCE, Vol. 63, pp. 236-254.*

FELD T., BLOOMQUIST D., TOWNSEND F. C. & Mc VAY M. C. [1994]

« Investigation of pile group efficiencies in sand »,

📖 *Centrifuge 94, Leung CF, Lee F. H. & Tan T. S. Editors, A. A. Balkema publishers, Rotterdam, Netherlands, pp. 437-442.*

FOCHT J. A. & KOCH K. J. [1973]

« Rational analysis of the lateral performance of offshore pile groups »,

📖 *Fifth annual Offshore technology conference, vol II, Houston, Texas, pp. 701-708.*

FORAY P., GENEVOIS J.M., LABANIEH S. & GOULOIS A. [1989]

« Effet de la mise en place sur la capacité portante des pieux dans les sables »,

📖 *XII ICSMFE, Rio de Janeiro, Vol 2, pp. 913-914.*

FRANCIS R. [1997]

« Etude du comportement mécanique de micropieux modèles en chambre d'étalonnage. Application aux effets de groupe »,

📖 *Thèse, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, octobre, 383 pages.*

FRANK R. [1984]

« Etudes théoriques de fondations profondes et d'essais en place par autoforage dans les LPC et résultats pratiques (1972-1983) »,

📖 *Rapport de recherche LPC N°128, juin.*

FRANK R. [1989]

« Déplacement axial des pieux dans les sols mous »,

📖 *Symposium Franco-Sovietique LCPC-VNIOSP, Mocou, avril, pp.105-114.*

FRANK R. [1994-95]

« Fondations profondes »,

📖 *Techniques de l'ingénieur, traité construction, C 248.*

FRANK R. [1999]

« Calcul des fondations superficielles et profondes »,

📖 *Techniques de l'ingénieur, Presse des ponts et Chaussées, 141 pages.*

FRANK R. & MALEKI K. [1995]

« Analyse des groupes de micropieux par approche semi-analytique »,
📖 *FOREVER, Rapport interne N°FO/95/01, 41 pages.*

FRANK R. & ZHAO S.-R. [1982]

« Estimation par les paramètres pressiométriques de l'enfoncement sous charge axiale de pieux forés dans des sols fins »,
📖 *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées, 119, mai-juin.*

GARNIER J. [1995]

« Modèles réduits en mécanique des sols »,
📖 *Les modèles réduits en génie Civil, A.U.G.C., Ecole centrale de Nantes, 18 mai, pp.21-44.*

GEORGIADIS M., ANAGNOSTOPOULOS C. & SAFLEKOU S. [1991]

« Interaction of laterally loaded piles »,
📖 *Edit. Presse Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, pp. 177-184.*

GERRY P. M. & CALGARO J. A. [1973]

« Les matrices-transferts dans le calcul des structures »,
📖 *Editions Eyrolles, 304 pages.*

HAAR F., HANSEN B. & PETERSEN K. [1979]

« Group effect for laterally loaded piles in sand »,
📖 *Proceedings of the eighth international conference on soil mechanics and foundation engineering, Rio de Janeiro, Brazil, august 13-18, Vol. 1, pp. 427-432.*

HADJADJI T. [1993]

« Analyse du comportement expérimental de pieux sous chargements horizontaux »,
📖 *Thèse de doctorat de l'école Nationale des Ponts et Chaussées, 307 pages.*

HARIHARAN M. & KUMARASAMY K. [1982]

« Analysis of pile groups subjected to lateral loads »,
📖 *Proceeding third international conference on behaviour of offshore structures, vol 2, Cambridge-Massachsetts, pp. 383-390.*

HOLLOWAY D.M., MORIWAKI Y., FINNO R.J. & GREEN R.K. [1982]

« Lateral load response of a pile group in sand »,
📖 *Proceedings 2nd international conference on numerical methods in offshore piling, 29-30 april, Austin, Texas, pp. 441-456.*

HOLLOWAY D.M., MORIWAKI Y., STEVENS J. B. & PEREZ J.-Y. [1981]

« Response of a pile group to combined axial and lateral loading »,
📖 *Proc. 10th international conference on soil mechanics and foundation engineering, Boulimia Publishers, Stockholm, Sweden, Vol. 2, pp. 731-734.*

JEZEQUEL J. & MARCHAL J. [1970]

« Essai statique de fondations profondes »,
📖 *Bulletin de liaison des laboratoires routiers des Ponts et Chaussées, N 44, mars-avril, pp. 161-177.*

KIM I. B. & BRUNGRABER R. J. [1976]

« Full-scale lateral load tests of pile groups »,

📖 *Journal of the geotechnical engineering division, ASCE, Vol.102, GT 1, january, pp. 87-104.*

KISHIDA. H. [1967]

« Ultimate bearing capacity of piles driven into loose sand »,

📖 *Soils and foundations, Vol. VII, N 3, pp. 20-27.*

KOTTHAUS M., GRUNDHOFF T. & JESSBERGER H. [1994]

« Single piles and pile rows subjected to static and dynamic lateral load »,

📖 *Centrifuge 94, Lee & Tan (ed.), Singapore, pp. 497-502.*

KULKARNI K., CHANDRASEKARAN V. & KING G. [1985]

« Centrifugal model studies on laterally loaded pile groups in sand »,

📖 *11th C.S.M.F.E., San Francisco, Vol. 2, pp. 1113-1116.*

KULKARNI K. & KING G. [1986]

« Centrifuge tests on laterally loaded pile groups in sand »,

📖 *University of Liverpool, Departement of civil engineering, 31 pages.*

LEVACHER D. [1989]

« Groupe de pieux sollicités latéralement: Analyse et réflexions en vue d'une étude paramétrique en centrifugeuse »,

📖 *Rapport interne Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, M.E.C. N°89.08, 29 pages.*

LEUNG C. F. & CHOW Y. K. [1985]

« Analysis of laterally loaded pile groups »,

📖 *Congrès: Engineering software, Proceeding of the 4th international conference, pp. 51- 59.*

LEUNG C. F. & CHOW Y. K. [1987]

« Response of pile groups subjected to lateral loads »,

📖 *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics, may-june, Vol. 11, pp. 307-314.*

MALEKI K. [1995]

« Contribution à l'étude du comportement des micropieux isolés et en groupe »,

📖 *Thèse de l'école Nationale des Ponts et Chaussées, 350 pages.*

MANOLIU I., BOTEAN E. & CONSTANTINESCU A. [1977]

« Behaviour of pile foundations submitted to lateral loads »,

📖 *Proceedings ninth international conference on soil mechanics and foudation engineering, Vol. 1, pp. 637-640.*

MATLOCK H., INGRAM W. B., KELLEY A. E. & BOGARD D. [1980]

« Field tests of the lateral load behavior of pile groups in soft clay »,

📖 *Proceedings of the twelfth annual offshore technology conference, Vol. 4, Houston, Texas, pp. 163-174.*

MATSUI T. [1993]

« Case studies on cast-in-place bored piles and some considerations for design - Deep foundations on bored and auger piles »,
📖 *Proceeding of the 2nd international geotechnical seminar on deep foundations on bored and auger piles, Ghent, Belgium, pp. 77-97.*

MATTES N. S. & POULOS H. G. [1969]

« Settlement of single compressible pile »,
📖 *Journal of the soil mechanics and foundations division, january.*

Mc VAY M. C., BLOOMQUIST D. A., VENDER-LINE D. & CLAUSE J. [1994]

« Centrifuge modeling of laterally loaded pile groups in sand »,
📖 *A.S.T.M., Geotech. Testing J., Vol. 17, pp. 129-137.*

Mc VAY M., CASPER R. & SHANG T.-I [1995]

« Lateral response of three-row groups in loose to dense sands at 3D and 5D spacing »,
📖 *Journal of geotechnical engineering, Vol. 121, N 5, may, pp. 436-441.*

Mc VAY M. C., SHANG T. & CASPER R. [1996]

« Centrifuge testing of fixed-head laterally loaded battered and plumb pile groups in sand »,
📖 *Geotechnical testing journal, A.S.T.M., Vol. 19, N°1, pp. 41-50.*

Mc VAY M. C., ZHANG L., MOLNIT T. & LAI P. [1998]

« Centrifuge testing of large laterally loaded pile groups in sands »,
📖 *Journal of geotechnical Engineering, A.S.C.E, Vol. 121, N°5, pp. 436-441.*

MEIMON Y., BAGUELIN F. & JEZEQUEL J. F. [1986]

« Pile groups behaviour under long time lateral monotonic and static loading »,
📖 *Proc. 3rd international conference on numerical methods in offshore piling, Institut français du pétrole Ed., Nantes, France, pp. 286-302.*

MESTAT P. [1993]

« Lois de comportement des géomatériaux et modélisation par la méthode des éléments finis »,
📖 *Etudes et recherches des laboratoires des Ponts et Chaussées, série géotechnique GT 52, mars, 193 pages.*


MESTAT P. [1997]

« Maillage d'éléments finis pour les ouvrages de géotechnique, Conseils et recommandations »,
📖 *Bulletin des laboratoires des Ponts et Chaussées, N°212, novembre-décembre, pp. 39-64.*


MEYERHOF G. G. [1959]

« Compaction of sands and bearing capacity of piles »,
📖 *Journal soils mechanics found. Div., Proc. ASCE, 85 (SM6), pp. 1-29.*


MEZAZIGH S. [1990]

« Comportement d'un couple de pieux sollicités latéralement : Etude paramétrique »,
 *Mémoire de DEA, E.N.S.M. Nantes, 88 pages.*


MEZAZIGH S. [1995]

« Etude expérimentale de pieux chargés latéralement: proximité d'un talus et effet de groupe »,
 *Thèse de Doctorat, Université de Nantes - Ecole Centrale de Nantes, novembre, 217 pages.*

MEZAZIGH S., LEVACHER D. & GARNIER J. [1990]


« Comportement d'un couple de pieux sollicité latéralement »,
 *Premières journées inter-universitaires, Génie civil – Génie côtier, Le Havre, pp. 149-160.*

MINDLIN R. D. [1936]


« Force at a point in the interior of semi-infinite solid »,
 *Physics, mars, pp. 195-202.*

Ministère de l'équipement et du logement - Laboratoire central des Ponts et Chaussées


[1970]

« Essai statique de fondations profondes (projet de mode opératoire) »,
 *Laboratoire central des Ponts et Chaussées, mai.*


MORRISON C. [1986]

« A lateral load test of a full-scale pile group in sand »,
 *Master's thesis, University of Texas, Austin.*


NOVAK M. & EL SHARNOUBY B. [1985]

« Pile groups under static and dynamic loading »,
 *Proceeding of the eleventh international conference on soil mechanics and foundation engineering, San Francisco, Vol. 3, pp. 1449-1454.*


NUNEZ I., PHILLIPS R., RANDOLPH M. & WESSELINK B. [1988]

« Modeling laterally loaded piles in calcareous sand »,
 *Centrifuge 88, Corté (ed.), Balkema, Rotterdam, Paris, pp. 371-381.*

OCHOA M. & O'NEILL M.W. [1989]

« Lateral pile interaction factors in submerged sand »,
 *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 115, N°3, pp. 359-378.*

O'NEILL M. W. [1981]

« Field study of pile group action (volume 1) »,
 *Report N FHWA/RD-81/001, interim report, march.*

O'NEILL M. W. [1983]

« Group action in offshore piles »,
 *Proceedings, Conference on geotechnical practice in offshore engineering, ASCE, Austin, TEXAS, pp. 25-64.*

O'NEILL M. W. & DUNNAVANT T. W. [1985]

« An evaluation of the behavior and analysis of laterally loaded pile groups »,

📖 *A report to the American Petroleum Institute (PRAC 84-52), december, 177 pages.*

O'NEILL M., GHAZZALY O. I. & HA H. [1977]

« Analysis of 3D pile groups with non-linear soil response and pile-soil-pile interaction »,

📖 *Offshore Technology Conference, Houston, may 2-5 1977, pp. 245-250.*

PELLO T., PLUMELLE D. & RAYNAUD D. [1995]

« Expérimentation en vraie grandeur de groupes de micropieux. Réalisation des micropieux »,

📖 *FOREVER, Rapport interne FO/94/05, juin, 24 pages.*

PLUMELLE C. [1994]

« Etude de faisabilité d'une expérimentation en vraie grandeur de groupes de micropieux »,

📖 *FOREVER, Rapport interne FO/93/12, octobre, 14 pages.*

PLUMELLE C., PELLO T. & RAYNAUD D. [1995]

« Expérimentation en vraie grandeur de groupes de micropieux . Construction du site d'essais »,

📖 *FOREVER, Rapport interne FO/94/01, mars, 23 pages.*

PLUMELLE C. & RAYNAUD D. [1996]

« FOREVER: Essais de chargement des micropieux isolés et des groupes »,

📖 *FOREVER, mars, 51 pages.*

POULOS H. G. [1968]

« Analysis of the settlement of pile groups »,

📖 *Geotechnique, 18, pp. 449-471.*

POULOS H. G. [1971a]

« Behaviour of laterally loaded piles: I – single piles »,

📖 *ASCE, Soil mechanics and foundations division journal, vol 97, N°SM5, pp. 711-731.*

POULOS H. G. [1971b]

« Behaviour of laterally loaded piles: II – group piles »,

📖 *ASCE, Soil mechanics and foundations division journal, vol 97, N°SM5, pp. 733-751.*

POULOS H. G. [1975]

« Lateral load deflection prediction for pile groups »,

📖 *ASCE, Journal of the geotechnical engineering division, vol 101, N°GT1, pp. 19-34.*

POULOS H. G. [1980]

« An approach for the analysis of offshore pile groups »,

📖 *Institution of civil engineers. Numerical methods in offshore piling, ICE, London, pp. 119-126.*

- POULOS H. G. & CHEN L.** [1993]
 « Analysis of pile interaction under lateral loading using infinite and finite elements »,
 📖 *Computers and Geotechnics*, pp. 149-162.
- POULOS H. G. & DAVIS E. H.** [1980]
 « Pile foundation analysis and design »,
 📖 *John Wiley and sons, New York*.
- POULOS H. G. & DAVIS E. H.** [1990]
 « Pile foundation analysis and design »,
 📖 *Robert E.Krieger Publihing Compagny, Malabar, Florida*.
- POULOS H. G. & MADHAV M. R.** [1971]
 « Analysis of the movements of battered piles »,
 📖 *Proceedings of the 1st au. – New Zealand conference on geomechanics, Melbourne, vol.1, pp. 268-275*.
- POULOS H. G. & MATTES N. S.** [1969]
 « The behaviour of axially loaded end-bearing piles »,
 📖 *Geotechnique*, 19, N 2, pp. 285-300.
- PRAKASH S. & KUMAR S.** [1996]
 « Nonlinear lateral pile deflection prediction in sands »,
 📖 *Journal of Geotechnical Engineering*, vol 122, N 2, pp. 130-138, february.
- RANDOLPH M. F.** [1977]
 « A theoretical study of the performance of piles »,
 📖 *PhD thesis, University of Cambridge, England, 260 pages*.
- RANDOLPH M. F.** [1981]
 « The response of flexible piles to lateral loading »,
 📖 *Géotechnique XXXI, N 2, pp. 247-259*.
- REESE L. & MATLOCK H.** [1956]
 « Non-dimensional solutions for laterally loaded piles with soil modulus assumed proportional to depth »,
 📖 *University of TEXAS, Proceedings of the eighth, Texas conference on soil mechanics and foundation engineering, 14-15 september*.
- REESE L., WRIGHT S. G. & AURORA R. P.** [1984]
 « Analysis of a pile group under lateral loading »,
 📖 *Laterally loaded deep foundations: Analysis and performance, J. A. Langer, E. T. Mosley and C. D. Thompson, Eds., American society for testing and materials, pp. 56-71*.
- REMAUD D.** [1999]
 « Pieux sous charges latérales: Etude expérimentale de l'effet de groupe »,
 📖 *Thèse de doctorat, Université de Nantes, 229 pages*.

ROBERTSON P. K. & CAMPANELLA R. G. [1984]

« Guidelines for Uses and Interpretation of the Electric Cone Penetration Test »,
📖 *Canada, Univ. of British Columbia (UBC).*

ROBERTSON P. K. & CAMPANELLA R. G. [1985]

« Liquefaction Potential of Sands Using the CPT. »,
📖 *ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 111(3), pp. 384-403.*

ROBERTSON P. K., CAMPANELLA R. G. & BROWN P.T. [1985]

« Design of axially and laterally loaded piles using in situ tests: a case history »,
📖 *Canadian Geotechnical Journal, Vol 22, N 4, pp. 518-527.*

ROBINSKY E. I., SAGAR W. L. & MORRISSON C. F. [1964]

« Sand displacement and compaction around model friction piles »,
📖 *Canadian Geotechnical Journal, vol.2, N°2, march, pp. 81-93.*

ROLLINS K. M., PETERSON K. T. & THOMAS J. W. [1998]

« Lateral load behavior of full-scale pile group in clay »,
📖 *Journal of geotechnical engineering, A.S.C.E., Vol.124, N 6, pp. 468-478.*

RUESTA P. & TOWNSEND F. [1997]

« Evaluation of laterally loaded pile group at rRoosevelt bridge »,
📖 *Journal of geotechnical engineering, A.S.C.E., Vol. 123, N 12, pp. 1153-116.*

SCHMIDT H. [1981]

« Group action of laterally loaded bored piles »,
📖 *X ICSMFE, San Francisco, Vol. 2, pp. 833-837.*

SCHMIDT H. [1985]

« Horizontal load test on piles of large diameter bored piles »,
📖 *XI ICSMFE, San Francisco, Vol. 3, pp. 1569-1573.*

SHAHROUR I. & ATA N. [1995]

« Calcul des groupes de micropieux à l'aide de la méthode des modules de réaction (p-y) »,
📖 *FOREVER, Rapport interne N°FO/94/10, 20 pages.*

SHAHROUR I. & ATA N. [1997]

« Etude du comportement des micropieux sous charge latérale avec prise en compte du couplage fluide-squelette »,
📖 *FOREVER, Rapport interne N°FO/96/06.*

SHAKHIREV V., MAGNAN J.-P. & EJAAOUANI H. [1996]

« Etude expérimentale du comportement du sol lors du fonçage des pieux »,
📖 *Bulletin des laboratoires des Ponts et Chaussées, 206, novembre-décembre.*

SHIBATA T., YAMASHIMA A. & KIMURA M. [1989]

« Model tests and analyses of laterally loaded pile groups »,
📖 *Soils and Foundations, Vol. 29, N 1, march, pp. 31-44.*

- SOWERS G. F., MARTIN C. B., WILSON L. L. & FAUSOLD M.** [1961]
 « 3-D elasto-plastic finite element analyses of pile foundations subjected to lateral loading »,
 📖 *Proceedings fifth international conference on soil mechanics and foundation engineering, Paris, vol. II, pp. 155-159.*
- STEVENS J. B., HOLLOWAY D. M., MORIWAKI Y. & DEMSKY E. C.** [1979]
 « Pile group response to axial and lateral loading »,
 📖 *Proceedings, Symposium on deep foundations, ASCE, Atlanta, pp. 396-419.*
- TA 95** [1995]
 « Tirants d'ancrage - Recommandations concernant la conception, le calcul, l'exécution et le contrôle »,
 📖 *Comité Français de la Mécanique des Sols et des travaux de fondations, Editions Eyrolles, 151 pages.*
- TAMAKI O., MITSUHASHI K. & IMAI T.** [1971]
 « Horizontal resistance of a pile group subjected to lateral load »,
 📖 *Proceedings fourth Asian regional conference on soil mechanics and foundation engineering, vol. 1, Bangkok, july, pp. 311-315.*
- TOWNSEND F. & Mc VAY M.** [1997]
 « Prediction and evaluation of a laterally loaded pile group »,
 📖 *Final report, State project N 99700-3508-119, Florida department of transportation, 381 pages.*
- VESIC A. S.** [1967]
 « Ultimate loads and settlements of deep foundations in sand »,
 📖 *Bearing Capacity and Settlement of foundations, Department of civil Engineering DUKE UNIVERSITY, 1967, pp.53-68.*
- VESIC A. S.** [1969]
 « Experiments with instrumented pile groups in sand »,
 📖 *Performance of deep foundations, ASTM, pp. 177-222.*
- VESIC A. S.** [1977]
 « Design of pile foundations »,
 📖 *Transportation research council, Washington, D.C.*
- WAKAI A., GOSE S. & UGAI K.** [1999]
 « 3-D elasto-plastic finite element analyses of pile foundations subjected to lateral loading »,
 📖 *Soils and foundations, Vol. 39, N 1, pp. 97-111.*
- WHITAKER T.** [1957]
 « Experiments with model piles in groups »,
 📖 *Geotechnique, vol. VII, N°4, décembre, pp.147-167.*

WOODWARD-CLYDE Consultants [1979]

« Results and interpretation of pile driving effects test program-locks and Dam 26 »,
📖 *U. S. Army corps of engineers St Louis District, may.*

WOODWARD-CLYDE Consultants [1981]

« Futher results and interpretation of pile driving effects test program-locks and Dam 26 »,
📖 *U. S. Army corps of engineers St Louis District, september.*

YEGIAN M. & WRIGHT S. G. [1973]

« Lateral soil resistance-displacement relationships for pile foundations in soft clays »,
📖 *Offshore technology conference, octobre, pp. 663-671.*

YOUSSEF E. [1994]

« Etude théorique et expérimentale du flambement des pieux »,
📖 *Thèse de doctorat, Ecole nationale des ponts et chaussées, décembre, 255 pages.*

YOUSSEF E., DEGNY E. & FRANK R. [1994]

« Etude théorique du flambement des micropieux »,
📖 *FOREVER, Programme de recherche 1993, Thème 1.6, Etudes et modelisations des micropieux, Rapport interne N°FO/93/10, Juillet, 109 pages.*

ZAMAN M. M., NAJJAR Y. M. & MUQTADIR A. [1993]

« Effects of cap thickness and pile inclination on the response of a pile group foundation by a three-dimensional nonlinear finite element analysis »,
📖 *Computers and Geotechnics, Vol. 15. pp. 65-86.*

ANNEXES

ANNEXE A :
RÉSOLUTION MATHÉMATIQUE

ANNEXE A1: LES MATRICES DE TRANSFERT

A1-1) Matrice de transfert d'un tronçon

On utilise les solutions des équations différentielles obtenues lors de l'étude mécanique du tronçon (Eq.BI-11 à BI-14, citées dans la partie B §I-2a) pour calculer la matrice de transfert liant deux vecteurs d'état. Ces équations différentielles sont exprimées en fonction des densités de charge répartie. Dans la partie relative à la modélisation du système sol-pieu (partie B §I-2c), on a vu que ces densités étaient exprimées à partir d'équations de droite de la forme suivante $f_j^i(\xi) = a_j^i + b_j^i \cdot \xi$ avec ξ le déplacement relatif sol-pieu (Fig. A1-1). Donc comme les fonctions $p_x(z)$, $p_y(z)$ et $p_z(z)$ sont remplacés par une section de droite, les solutions des équations différentielles sont composées d'une solution homogène (indice « 0 ») et d'une solution particulière (indice « 1 »).

$$\text{Flexion dans le plan x-z} \quad u = u_0(z) + u_1(z) \quad (\text{Eq. A1-1})$$

$$\text{Flexion dans le plan y-z} \quad v = v_0(z) + v_1(z) \quad (\text{Eq. A1-2})$$

$$\text{Compression} \quad w = w_0(z) + w_1(z) \quad (\text{Eq. A1-3})$$

$$\text{Torsion} \quad \theta_z = \theta_{z0}(z) + \theta_{z1}(z) \quad (\text{Eq. A1-4})$$

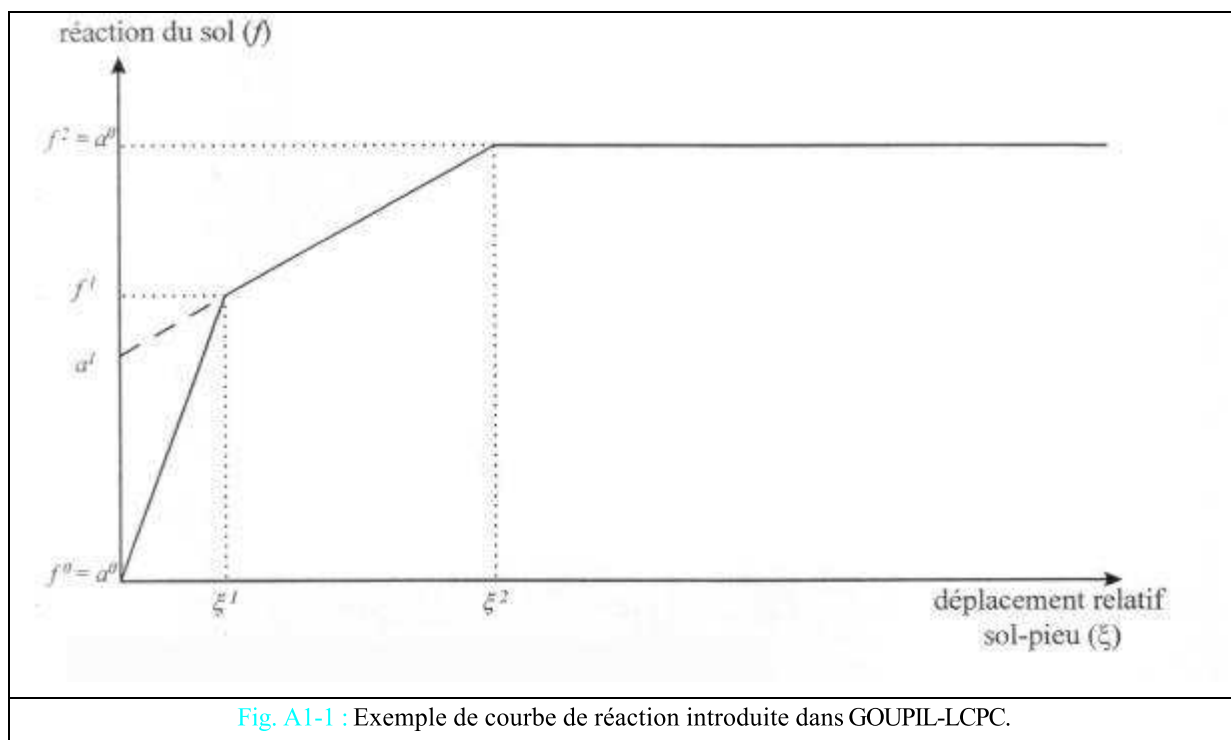


Fig. A1-1 : Exemple de courbe de réaction introduite dans GOUPIL-LCPC.

Le principe:

- Expression des composantes du vecteur d'état (excepté la composante d'homogénéité) en fonction des déplacements (total, c'est-à-dire la somme de la solution homogène et de la solution particulière) et de leurs dérivées successives à la profondeur z (Eq. A1-5 et Eq. A1-6).

$$V^*(z) = \text{fonction}(u, u', u'', u''', v, v', v'', v''', w, w', w'', \theta_z, \theta_z') \quad (\text{Eq. A1-5})$$

- Par permutation sur les lignes et les colonnes, obtention de l'expression de la matrice de transfert d'un tronçon utilisée dans la résolution du problème (partie B §I-3c).

$$\begin{bmatrix} \overline{D}_1 \\ \overline{E}_1 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{T}_{11} & \overline{T}_{12} & \overline{\alpha} \\ \overline{T}_{21} & \overline{T}_{22} & \overline{\beta} \\ \overline{0} & \overline{0} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \overline{D}_0 \\ \overline{E}_0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. BI-27})$$

D1-2) Matrice de transfert de discontinuité

Ci-dessous vont être présentées succinctement les discontinuités rencontrées, pour plus de précision se référer à la notice théorique de Goupil [DEGNY E., 1988].

Discontinuité de déplacement (élément élastique de longueur négligeable)

Exemple: la liaison pieu-chevêtre peut être considérée comme une discontinuité de déplacement.

Paramètres affectés: le vecteur déplacement.

Matrice de transfert:

$$\begin{bmatrix} \overline{D}_1 \\ \overline{E}_1 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{I}_6 & \overline{f} & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{I}_6 & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{0} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{D}_0 \\ \overline{E}_0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-11})$$

où \overline{f} est une matrice de dimension 6x6, fonction de la matrice de flexibilité en rotation, dépendant elle-même de la rotation angulaire pour chaque direction.

Discontinuité élastique d'effort

Exemple: le point d'appui d'une liaison élastique

Paramètres affectés: le vecteur effort.

Matrice de transfert:

$$\begin{bmatrix} \overline{D}_1 \\ \overline{E}_1 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{I}_6 & \overline{0} & \overline{0} \\ \overline{K} & \overline{I}_6 & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{0} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{D}_0 \\ \overline{E}_0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-12})$$

où \overline{K} est la matrice de rigidité de l'appui élastique (dim 6x6).

Discontinuité de rotation: rotule plastique

Exemple: une rotule plastique en un point d'une poutre

Paramètres affectés: la rotation

Matrice de transfert:

$$\begin{bmatrix} \overline{D}_1 \\ \overline{E}_1 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{I}_6 & \overline{0} & \overline{\Delta D} \\ \overline{0} & \overline{I}_6 & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{0} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{D}_0 \\ \overline{E}_0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-13})$$

où $\overline{\Delta D}$ est un vecteur de dimension 6, fonction du moment maximal plastique et de la matrice de flexibilité de la rotule plastique.

Remarque: une autre présentation de la matrice de transfert est possible.

Discontinuité d'effort interne

Exemple: l'application d'une charge ponctuelle ou la présence d'un appui fixe intermédiaire

Paramètres affectés: le vecteur effort.

Matrice de transfert:

$$\begin{bmatrix} \overline{D}_1 \\ \overline{E}_1 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{I}_6 & \overline{0} & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{I}_6 & \overline{\Delta E} \\ \overline{0} & \overline{0} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{D}_0 \\ \overline{E}_0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-14})$$

où $\overline{\Delta E}$ est, dans le premier cas de l'application d'une charge ponctuelle, le chargement, et dépend, dans le cas de la présence d'un appui, des conditions aux limites en déplacement de l'appui considéré et de la matrice de rigidité de l'appui.

Remarque: une autre présentation de la matrice de transfert est possible.

A1-3) Matrice de transfert de liaison indéformable

Soit deux éléments de structure AXi-1 et BXi encastrés dans l'élément de liaison indéformable Xi-1Xi. Il s'agit d'exprimer la matrice-transfert \overline{T} de l'élément de liaison telle que $\overline{V}_i = \overline{T}\overline{V}_{i-1}$ avec \overline{V}_{i-1} l'action de Xi-1Xi sur AXi-1 et \overline{V}_i de BXi sur Xi-1Xi.

On fait l'hypothèse que les déplacements sont petits par rapport à la dimension de la structure; on peut ainsi considérer que tous les points de la liaison subissent une même rotation $\overline{\theta}$ (liaison supposée indéformable). On exprime le déplacement en Xi en fonction du point Xi-1 et de la rotation instantanée $\overline{\theta}$ (Eq. A1-15).

$$\overline{U}_i = \overline{U}_{i-1} + \overline{\theta} \Lambda (\overline{X}_i - \overline{X}_{i-1}) \quad (\text{Eq. A1-15})$$

où \overline{X}_{i-1} et \overline{X}_i sont les vecteurs composés des coordonnées des points Xi-1 et Xi.

On écrit ensuite les équations d'équilibre en Xi, en définissant \overline{X} tel que $\overline{X} = \overline{X}_i - \overline{X}_{i-1}$ et \overline{X}^* la matrice antisymétrique associée à X telle que:

$$\overline{X}^* \cdot \overline{\theta} = \overline{X} \Lambda \overline{\theta} \quad (\text{Eq. A1-16})$$

D'où la matrice de transfert de la liaison indéformable qui s'écrit:

$$\begin{bmatrix} \overline{U}_i \\ \overline{\theta}_i \\ \overline{F}_i \\ \overline{M}_i \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{I}_3 & \overline{X}^* & \overline{0} & \overline{0} & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{I}_3 & \overline{0} & \overline{0} & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{0} & \overline{I}_3 & \overline{0} & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{0} & \overline{X}^* & \overline{I}_3 & \overline{0} \\ \overline{0} & \overline{0} & \overline{0} & \overline{0} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{U}_{i-1} \\ \overline{\theta}_{i-1} \\ \overline{F}_{i-1} \\ \overline{M}_{i-1} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-17})$$

ANNEXE A2: Les éléments de rigidité

On fournit les notations utilisées:

Avant résolution du système			Après résolution du système				
pieu		système	système	pieu			
en tête de pieu		en O*		en O*	en tête de pieu		
sans liaison	avec liaison				avec liaison	sans liaison	
I _p	II _p	III _p	III _s	IV _s	IV _p	V _p	VI _p

*O: représente le point du chevêtre où l'on applique les sollicitations sous la forme d'actions ou de déplacements, appelés par commodité « centre du chevêtre ».

A2-1) Expression des conditions en pointe

Les conditions aux limites peuvent s'écrire si l'on suppose qu'elles sont du type "condition imposée" (efforts ou déplacements) sous la forme d'une "relation linéaire":

$$\overline{\overline{A}} \cdot \overline{\overline{E}}_1 + \overline{\overline{B}} \cdot \overline{\overline{D}}_1 = \overline{\overline{C}} \quad (\text{Eq. A1-18})$$

où $\overline{\overline{A}}$ et $\overline{\overline{B}}$ sont des matrices de dimension 6x6.

En pointe du pieu, il est possible d'imposer quatre types de conditions aux limites : [DEGNY & ROMAGNY, 1989]

- encastrement \Rightarrow les six composantes du torseur des déplacements sont nulles;
- libre \Rightarrow les six composantes du torseur des efforts sont nulles;
- articulé \Rightarrow les trois composantes de moment du torseur des efforts et les trois composantes de déplacement du torseur des déplacements sont nulles;
- courbe de réaction liant la composante du torseur des efforts à la composante correspondante du torseur des déplacements.

Ces différentes conditions aux limites en pointe conditionnent les valeurs des matrices $\overline{\overline{A}}$, $\overline{\overline{B}}$ et $\overline{\overline{C}}$, en voici deux exemples:

conditions	$\overline{\overline{A}}$	$\overline{\overline{B}}$	$\overline{\overline{C}}$
encaissement	nulle	unité	nul
libre	unité	nulle	nul

A2-2) Eléments de rigidité d'un pieu, conditions en pointe comprises - sans tenir compte de la liaison avec le chevêtre

- On transforme la matrice de transfert totale du pieu, grâce à l'équation en sa «décomposition canonique» définie de la manière suivante (Eq. A1-19):

$$\begin{bmatrix} \overline{\overline{E}}_{tête} \\ \overline{\overline{E}}_{pointe} \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{\overline{T}}_{12}^{-1} - \overline{\overline{T}}_{11} & \overline{\overline{T}}_{12}^{-1} & -\overline{\overline{T}}_{12}^{-1} \\ \overline{\overline{T}}_{22} - \overline{\overline{T}}_{22} \overline{\overline{T}}_{12}^{-1} \overline{\overline{T}}_{11} & \overline{\overline{T}}_{22} \overline{\overline{T}}_{12}^{-1} & \overline{\overline{\beta}} - \overline{\overline{T}}_{22} \overline{\overline{T}}_{12}^{-1} \overline{\overline{\alpha}} \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\overline{D}}_{tête} \\ \overline{\overline{D}}_{pointe} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-19})$$

- On exprime les conditions en pointe de pieu sous la forme d'une relation linéaire du type (Eq. A1-20):

$$\overline{\overline{A}} \overline{\overline{E}}_{po\grave{int}e} + \overline{\overline{B}} \overline{\overline{D}}_{po\grave{int}e} = \overline{\overline{C}} \quad (\text{Eq. A1-20})$$

où $\overline{\overline{A}}$ et $\overline{\overline{B}}$ sont des matrices de dimension 6x6. En pointe du pieu, il est possible d'imposer quatre types de conditions aux limites [DEGNY & ROMAGNY, 1989], les valeurs des matrices $\overline{\overline{A}}$ et $\overline{\overline{B}}$ et du vecteurs $\overline{\overline{C}}$ en découlent (développé dans l'annexe D2 § D2-1).

- A partir des équations (Eq. A1-19) et (Eq. A1-20), on peut exprimer le torseur des efforts en tête par rapport au torseur des déplacements en tête, la matrice $\overline{\overline{R}}$ et le vecteur $\overline{\overline{\gamma}}$ sont appelés les éléments de rigidité (Eq. A1-21)

$$\overline{\overline{E}}_{t\grave{e}te} = \overline{\overline{R}} \cdot \overline{\overline{D}}_{t\grave{e}te} + \overline{\overline{\gamma}} \quad (\text{Eq. A1-21})$$

A2-3) Eléments de rigidité d'un pieu, conditions en pointe comprises - liaison en tête comprise

Afin d'effectuer la résolution au centre du chevêtre, il faut tenir compte de la liaison en tête de pieu. On ne traitera ici que les deux cas suivants:

- la tête du pieu est liée élastiquement au chevêtre
- la tête de pieu est articulée au chevêtre

La tête du pieu est liée élastiquement au chevêtre:

Dans le repère local du pieu, la liaison élastique au chevêtre constitue une discontinuité des déplacements. On rappelle donc ici la forme de la matrice de transfert:

$$\begin{bmatrix} \overline{\overline{D}}_1 \\ \overline{\overline{E}}_1 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{\overline{I}}_6 & \overline{\overline{f}} & \overline{\overline{0}} \\ \overline{\overline{0}} & \overline{\overline{I}}_6 & \overline{\overline{0}} \\ \overline{\overline{0}} & \overline{\overline{0}} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\overline{D}}_0 \\ \overline{\overline{E}}_0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-11})$$

où $\overline{\overline{f}}$ est une matrice de dimension 6x6, fonction de la matrice de flexibilité en rotation, dépendant elle-même de la rotation angulaire pour chaque direction et $\overline{\overline{I}}_{(6)}$ la matrice identité de dimension 6x6.

En notant $\overline{\overline{R}}_{local}^{ip}$ et $\overline{\overline{\gamma}}_{local}^{-Ip}$, les éléments de rigidité en tête de pieu avant la liaison, $\overline{\overline{R}}_{local}^{ip}$ et $\overline{\overline{\gamma}}_{local}^{-Ip}$ ceux après la liaison, d'après la définition des éléments de rigidité et de la matrice de transfert ci-dessus, on obtient:

$$\begin{aligned} \overline{\overline{R}}_{local}^{Ip} &= \overline{\overline{R}}_{local}^{Ip} (\overline{\overline{I}}_6 + \overline{\overline{f}} \overline{\overline{R}}_{local}^{Ip})^{-1} \\ \overline{\overline{\gamma}}_{local}^{-Ip} &= (\overline{\overline{I}}_6 - \overline{\overline{R}}_{local}^{Ip} \overline{\overline{f}}) \overline{\overline{\gamma}}_{local}^{-Ip} \end{aligned} \quad (\text{Eq. A1-22})$$

La tête de pieu est articulée au chevêtre:

Dans le repère local du pieu, on utilise la relation linéaire liant les efforts aux déformations pour le vecteur d'état en tête liaison non comprise.

$$\begin{bmatrix} \overline{T} \\ \overline{M} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \overline{R}_{11} & \overline{R}_{12} \\ \overline{R}_{21} & \overline{R}_{22} \end{bmatrix}}_{\overline{R}_{local}^{Ip}} \begin{bmatrix} \overline{U} \\ \overline{\theta} \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} \overline{\gamma}_1 \\ \overline{\gamma}_2 \end{bmatrix}}_{\overline{\gamma}_{local}^{Ip}} \quad (\text{Eq. A1-23})$$

Dans le cas d'une articulation parfaite, les moments en tête de pieu sont nuls. Une fois prise en compte cette hypothèse, on obtient les nouveaux éléments de rigidité.

$$\begin{aligned} \overline{E} &= \overline{R}_{local}^{Ip} \overline{D} + \overline{\gamma}_{local}^{Ip} \\ \text{avec } \overline{R}_{local}^{Ip} &= \begin{bmatrix} \overline{R}_{11} - \overline{R}_{12} \overline{R}_{22}^{-1} \overline{R}_{21} & \overline{R}_{12} \overline{R}_{22}^{-1} \overline{\gamma}_2 \\ \overline{R}_{21} \overline{R}_{22}^{-1} \overline{\gamma}_2 & \overline{R}_{22} \overline{R}_{22}^{-1} \overline{\gamma}_2 \end{bmatrix} \\ \text{et } \overline{\gamma}_{local}^{Ip} &= \begin{bmatrix} \overline{\gamma}_1 - \overline{R}_{12} \overline{R}_{22}^{-1} \overline{\gamma}_2 \\ \overline{\gamma}_2 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (\text{Eq. A1-24})$$

A2-4) Transfert de rigidité de la tête du pieu au centre du chevêtre

Comme l'on connaît les éléments de rigidité de la structure en tête de pieu liaison comprise $\overline{R}_{global}^{Ip}$ et $\overline{\gamma}_{global}^{Ip}$, on cherche à exprimer les éléments de rigidité au centre du chevêtre $\overline{R}_{global}^{IIIp}$ et $\overline{\gamma}_{global}^{IIIp}$ en fonction des éléments de rigidité en tête en utilisant la matrice-transfert de la structure « O-1 ». A partir de la matrice de transfert de la liaison indéformable (que représente le chevêtre rigide) et de la définition des éléments de rigidité, on obtient:

$$\begin{aligned} \overline{R}_{global}^{IIIp} &= (\overline{T}_{21} + \overline{T}_{22} \overline{R}_{global}^{Ip}) (\overline{T}_{11} + \overline{T}_{12} \overline{R}_{global}^{Ip})^{-1} \\ \overline{\gamma}_{global}^{IIIp} &= \overline{\beta} - \overline{R}_{global}^{IIIp} \overline{\alpha} + (\overline{T}_{22} - \overline{R}_{global}^{IIIp} \overline{T}_{12}) \overline{\gamma}_{global}^{Ip} \end{aligned} \quad (\text{Eq. A1-25})$$

D'où on remplace les sous-matrices de la matrice de transfert d'une liaison indéformable de dimension finie par leur valeur, on obtient alors:

$$\begin{aligned} \overline{R}_{global}^{IIIp} &= \overline{T}_{22} \overline{R}_{global}^{Ip} \overline{T}_{11}^{-1} = \begin{bmatrix} \overline{I}_3 & \overline{0} \\ \overline{X}^* & \overline{I}_3 \end{bmatrix} \overline{R}_{global}^{Ip} \begin{bmatrix} \overline{I}_3 & -\overline{X}^* \\ \overline{0} & \overline{I}_3 \end{bmatrix} \\ \overline{\gamma}_{global}^{IIIp} &= \overline{T}_{22} \overline{\gamma}_{global}^{Ip} = \begin{bmatrix} \overline{I}_3 & \overline{0} \\ \overline{X}^* & \overline{I}_3 \end{bmatrix} \overline{\gamma}_{global}^{Ip} \end{aligned} \quad (\text{Eq. A1-26})$$

A2-5) Changement de repère des éléments de rigidité

De manière à calculer les éléments de rigidité de l'ensemble de la structure au centre du chevêtre, les éléments de rigidité représentatifs des pieux doivent être exprimés dans un même repère. Nous avons vu ci-dessus comment connaître les éléments de rigidité au centre du chevêtre à partir de ceux en tête de pieu. Pour connaître ces éléments dans le repère de référence, on utilise les différentes matrices de passage permettant la liaison entre les différents repères locaux propres à chaque pieu et le repère de référence.

Les éléments de rigidité dans le repère de référence \overline{R}^{IIIi} et $\overline{\gamma}^{IIIi}$ sont donnés par les relations suivantes:

$$\begin{cases} \overline{\overline{R}}_{global} = \overline{\overline{Q}}_{(6)} \overline{\overline{R}}_{local} \overline{\overline{Q}}_{(6)}^{-1} = \overline{\overline{Q}}_{(6)} \overline{\overline{R}}_{local} \overline{\overline{Q}}_{(6)}^T \\ \overline{\overline{\gamma}}_{global} = \overline{\overline{Q}}_{(6)} \overline{\overline{\gamma}}_{local} \end{cases} \quad (\text{Eq. A1-27})$$

$\overline{\overline{Q}}_{(6)}$ la matrice de rotation de passage du repère local dans le repère général tel que:

$$\overline{\overline{Q}}_{(6)} = \begin{bmatrix} [\mathcal{Q}] & [0] \\ [0] & [\mathcal{Q}] \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-28})$$

ANNEXE A3 : CALCUL DES VECTEURS D'ETAT APRES RESOLUTION DU SYSTEME

A3-1) Vecteur d'état en tête liaison au chevêtre comprise

Après la résolution au centre du chevêtre, le vecteur d'état au centre du chevêtre est alors entièrement déterminé, il faut donc déterminer le vecteur d'état en tête de chaque pieu.

La matrice de transfert de la liaison indéformable X_0-X_{i1} ($\overline{T}_{X_0X_1}$ avec $\overline{X} = \overline{X}_0 - \overline{X}_1$) permet de relier le vecteur d'état au centre du chevêtre ($\overline{V}_{global}^{IVP}$) et celui en tête de pieu ($\overline{V}_{global}^{Vp}$) dans le repère global.

On obtient le vecteur d'état dans le repère local ($\overline{V}_{local}^{Vp}$) en utilisant la matrice de passage \overline{Q} telle que:

$$\overline{Q}_{(12)} = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_{(6)} & 0 \\ 0 & Q_{(6)} \end{bmatrix} & 0 \\ 0 & \begin{bmatrix} Q & 0 \\ 0 & Q \end{bmatrix} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} Q & 0 \\ 0 & Q \end{bmatrix} & 0 \\ 0 & \begin{bmatrix} Q & 0 \\ 0 & Q \end{bmatrix} \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. A1-29})$$

D'où l'écriture:

$$\overline{V}_{global}^{IVP} = \overline{T}_{X_0X_1} \cdot \overline{Q}_{(12)} \cdot \overline{V}_{local}^{Vp} \quad (\text{Eq. A1-30})$$

Afin de connaître, le vecteur d'état en tête dans le repère local, on effectue les inversions suivantes:

$$\overline{V}_{local}^{Vp} = \overline{Q}_{(12)}^{-1} \cdot \overline{T}_{X_0X_1}^{-1} \cdot \overline{V}_{global}^{IVP} \quad (\text{Eq. A1-31})$$

(Remarque: le vecteur d'état en tête du chevêtre exprimé ici comprend la liaison)

A3-2) Vecteur d'état en tête liaison au chevêtre non-comprise

Le vecteur effort du vecteur d'état en tête de pieu dans le repère local représente le torseur des efforts extérieurs appliqués au centre du chevêtre, rapporté en tête de pieu. Or ce qui nous intéresse c'est le torseur des efforts extérieurs appliqués en tête du pieu liaison non comprise. Pour le calculer, nous nous servons des éléments de rigidité obtenus pour la liaison élastique et pour la liaison articulée.

Nous avons déterminé les efforts en tête du pieu, liaison comprise. Le vecteur d'état associé $\overline{V}_{local}^{Vp}$ est relié au vecteur d'état en tête liaison non comprise $\overline{V}_{local}^{VIp}$, tous deux exprimés dans le repère local, par la matrice de transfert de liaison \overline{T}_{liais} :

$$\overline{V}_{local}^{Vp} = \overline{T}_{liais} \cdot \overline{V}_{local}^{VIp} \quad \text{d'où} \quad \overline{V}_{local}^{VIp} = \overline{T}_{liais}^{-1} \cdot \overline{V}_{local}^{Vp} \quad (\text{Eq. A1-32})$$

Précédemment, nous avons vu les expressions de la liaison articulée et de la liaison élastique au chevêtre.

ANNEXE B :
LES ÉQUATIONS DE MINDLIN

ANNEXE B: LES EQUATIONS DE MINDLIN

B-1) Origine des équations de Mindlin

Mindlin utilise la notion de noyau de déformation d'un solide infini. Les déplacements (Eq. B1-1) ou les contraintes (Eq. B1-2 et Eq. B1-3) induits par une force ponctuelle sont donnés en fonction d'un vecteur de Galerkin en terme de coefficients différentiels. Ce vecteur est lui-même composé de vecteurs de Galerkin, traduisant ainsi la superposition des noyaux de déformation. Dans le cas de l'expression de l'effet d'une force dans un solide semi-infini, on en utilise six, un pour représenter la force appliquée dans le solide semi-infini et cinq pour respecter les conditions aux limites (contraintes nulles à la frontière de l'espace semi-infini) sans ajouter de nouvelles singularités. Les vecteurs de Galerkin utilisés sont présentés plus loin.

$$\begin{aligned} u &= \frac{1}{2G} \left[2(1-\nu)\Delta X - \frac{\partial(\operatorname{div}\bar{F})}{\partial x} \right] \\ v &= \frac{1}{2G} \left[2(1-\nu)\Delta Y - \frac{\partial(\operatorname{div}\bar{F})}{\partial y} \right] \\ w &= \frac{1}{2G} \left[2(1-\nu)\Delta Z - \frac{\partial(\operatorname{div}\bar{F})}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (\text{Eq. B1-1})$$

$$\begin{aligned} \sigma_x &= 2(1-\nu) \frac{\partial X}{\partial x} + \left(\nu\Delta - \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right) \operatorname{div}\bar{F} \\ \sigma_y &= 2(1-\nu) \frac{\partial Y}{\partial y} + \left(\nu\Delta - \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \operatorname{div}\bar{F} \\ \sigma_z &= 2(1-\nu) \frac{\partial Z}{\partial z} + \left(\nu\Delta - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) \operatorname{div}\bar{F} \end{aligned} \quad (\text{Eq. B1-2})$$

$$\begin{aligned} \tau_{yz} &= (1-\nu) \left(\frac{\partial\Delta Y}{\partial z} + \frac{\partial\Delta Z}{\partial y} \right) - \frac{\partial^2 \operatorname{div}\bar{F}}{\partial y\partial z} \\ \tau_{zx} &= (1-\nu) \left(\frac{\partial\Delta Z}{\partial x} + \frac{\partial\Delta X}{\partial z} \right) - \frac{\partial^2 \operatorname{div}\bar{F}}{\partial z\partial x} \\ \tau_{xy} &= (1-\nu) \left(\frac{\partial\Delta X}{\partial y} + \frac{\partial\Delta Y}{\partial x} \right) - \frac{\partial^2 \operatorname{div}\bar{F}}{\partial x\partial y} \end{aligned} \quad (\text{Eq. B1-3})$$

où X, Y, Z : coordonnées du vecteur de Galerkin;

$\bar{F} = \bar{i}X + \bar{j}Y + \bar{k}Z$: vecteur de Galerkin;

$\bar{i}, \bar{j}, \bar{k}$: vecteurs unitaires orthogonaux définissant le repère de Mindlin;

Δ : opérateur de Laplace;

G : module de cisaillement;

ν : coefficient de Poisson.

Les constantes du vecteurs de Galerkin sont définies à partir des équations limites et des conditions d'équilibre. On obtient après résolution du système les équations (Eq. B1-4) pour la force ponctuelle normale à la surface frontière et (Eq. B1-5) pour les forces parallèles. On ne présente ici que l'expression des déplacements. Ces derniers sont présentés dans les repères définis sur les figures (Fig. AII-1 et Fig. AII-2, présentées dans la partie A §II-2b.i).

Cas où la force est normale à la surface frontière:

$$U = \frac{P_z \cdot r}{16\pi G(1-\nu)} \left[\frac{z-c}{R_1^3} + \frac{(3-4\nu)(z-c)}{R_2^3} - \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2(R_2+z+c)} + \frac{6cz(z+c)}{R_2^5} \right]$$

$$w = \frac{P_z}{16\pi G(1-\nu)} \left[\frac{3-4\nu}{R_1} + \frac{8(1-\nu)^2 - (3-4\nu)}{R_2} + \frac{(z-c)^2}{R_1^3} \right]$$

$$+ \left[\frac{(3-4\nu)(z+c)^2 - 2cz}{R_2^3} + \frac{6cz(z+c)^2}{R_1^5} \right]$$

(Eq. B1-4)

où U : déplacement radial induit par la force ponctuelle P_z dans le repère de Mindlin de la figure (Fig. AII-1);

w : déplacement induit par la force ponctuelle P_z , selon l'axe des « z », dans le repère de Mindlin de la figure (Fig. AII-1);

P_z : force ponctuelle dirigée selon l'axe des « z », dans le repère de Mindlin de la figure (Fig. AII-1);

r : distance, dans le plan horizontal, entre le point d'application de la force P_z et le point où sont calculés les déplacements;

z : profondeur par rapport à la surface frontière, du point où sont calculés les déplacements;

c : profondeur par rapport à la surface frontière, du point d'application de la force ponctuelle P_z ;

R_1 : distance entre le point d'application de la force P_z et le point où sont calculés les déplacements;

R_2 : distance entre l'image du point d'application de la force P_z par rapport à la surface frontière et le point où sont calculés les déplacements;

G : module de cisaillement;

ν : coefficient de Poisson.

Cas où la force est parallèle à la surface frontière:

$$u = \frac{P_x}{16\pi G(1-\nu)} \left[\frac{3-4\nu}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{x^2}{R_1^3} + \frac{(3-4\nu)x^2}{R_2^3} + \frac{2cz}{R_2^3} \left(1 - \frac{3x^2}{R_2^2} \right) \right]$$

$$+ \left[\frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2+z+c} \left(1 - \frac{x^2}{R_2(R_2+z+c)} \right) \right]$$

(Eq. B1-5)

$$v = \frac{P_x \cdot x \cdot y}{16\pi G(1-\nu)} \left[\frac{1}{R_1^3} + \frac{3-4\nu}{R_2^3} + \frac{6cz}{R_2^5} - \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2(R_2+z+c)^2} \right]$$

$$w = \frac{P_x \cdot x}{16\pi G(1-\nu)} \left[\frac{z-c}{R_1^3} + \frac{(3-4\nu)(z-c)}{R_2^3} - \frac{6cz(z+c)}{R_2^5} + \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2(R_2+z+c)} \right]$$

où u, v, w : déplacements induits par la force ponctuelle P_x , respectivement dans la direction « x », « y » et « z », dans le repère de Mindlin de la figure (Fig. AII-2);

P_x : force ponctuelle dirigée selon l'axe des « x », dans le repère de Mindlin de la figure (Fig. AII-2);

r : distance, dans le plan horizontal, entre le point d'application de la force P_x et le point où sont calculés les déplacements;

x, y, z : coordonnées du point où sont calculés les déplacements, respectivement selon les axes « x », « y », « z » dans le repère de Mindlin;

c : profondeur par rapport à la surface frontière, du point d'application de la force ponctuelle P_x ;

R_1 : distance entre le point d'application de la force P_x et le point où sont calculés les déplacements;

R_2 : distance entre l'image du point d'application de la force P_x par rapport à la surface frontière et le point où sont calculés les déplacements;

G : module de cisaillement;

ν : coefficient de Poisson.

B-2) Les vecteurs de Galerkin

Les vecteurs, ainsi que les points d'application des forces sont exprimés dans le repère de MINDLIN (Fig. AII-1 et Fig. AII-2).

Les vecteurs de Galerkin utilisés sont différents selon la direction de la force. Dans les équations suivantes, les définitions des différents paramètres sont:

- $\bar{i}, \bar{j}, \bar{k}$: vecteurs unitaires orthogonaux définissant le repère de Mindlin;
- A, B, C, D, E, F, G et H sont des constantes (différentes pour les deux cas de forces).

A la suite des vecteurs de Galerkin, on présente les conditions limites la condition d'équilibre.

Dans le cas d'une force normale à la surface frontière

Pour représenter la force ponctuelle dans le solide semi-infini:

- $\bar{F} = \bar{k}AR$ appliqué au point $(0,0,c)$ avec $R = R_1 = \sqrt{r^2 + (z - c)^2}$;

Pour respecter les conditions aux limites. Dans les équations suivantes, on remplace z et R par les valeurs suivantes: $z=z+c$ et $R = R_2 = \sqrt{r^2 + (z + c)^2}$.

- $\bar{F} = \bar{k}AR$ force ponctuelle appliquée au point $(0,0,-c)$;
- $\bar{F} = \bar{k} \frac{Bz}{R}$ force double appliquée au point $(0,0,-c)$ dans la direction z ;
- $\bar{F} = \bar{k}E \log(R + z)$ centre de compression ou de dilatation appliquée au point $(0,0,-c)$;
- $\bar{F} = \bar{k}F [z \log(R + z) - R]$ ligne de compression ou de dilatation de force constante le long de l'axe des z de $z=0$ à $z=-\infty$;
- $\bar{F} = \bar{k} \frac{G}{R}$ double centre de compression et de dilatation parallèle à l'axe des z , appliquée au point $(0,0,-c)$.

Les conditions aux limites sont: $[\sigma_z]_{z=0} = [\tau_{rz}]_{z=0} = 0$.

La condition d'équilibre est: $P = -\int_0^{\infty} 2\pi r \sigma_z dr$ pour $z > c$.

Dans la cas d'une force parallèle à la surface frontière dans la direction des x

Pour représenter la force ponctuelle dans le solide semi-infini:

– $\bar{F} = \bar{i}AR$ appliqué au point $(0,0,c)$ avec $R = R_1 = \sqrt{r^2 + (z-c)^2}$;

Pour respecter les conditions aux limites. Dans les équations suivantes, on remplace z et R par les valeurs suivantes: $z=z+c$ et $R = R_2 = \sqrt{r^2 + (z+c)^2}$.

– $\bar{F} = \bar{i}AR$ force ponctuelle appliquée au point $(0,0,-c)$;

– $\bar{F} = \bar{k} \frac{Cx}{R}$ force double dans la direction z et un moment autour de l'axe des y , appliqués au point $(0,0,-c)$;

– $\bar{F} = \bar{k}Dx \log(R+z)$ ligne de force double dans la direction z et un moment autour de l'axe des y , appliqués le long de l'axe des z de $z=0$ à $z=-\infty$;

– $\bar{F} = \bar{i} \frac{G}{R}$ double centre de compression ou de dilatation appliquée au point $(0,0,-c)$;

– $\bar{F} = \bar{i}H[z \log(R+z) - R]$ ligne de double centre de compression et de dilatation appliquée le long de l'axe des z de $z=0$ à $z=-\infty$;

Les conditions aux limites sont: $[\sigma_z]_{z=0} = [\tau_{yz}]_{z=0} = [\tau_{zx}]_{z=0} = 0$.

La condition d'équilibre est: $P = -4 \int_0^{\infty} \int_0^{\infty} \tau_{zx} dy dx$ pour $z > c$.

ANNEXE C :

**LE PERFORATEUR
PNEUMATIQUE
R-SOL**

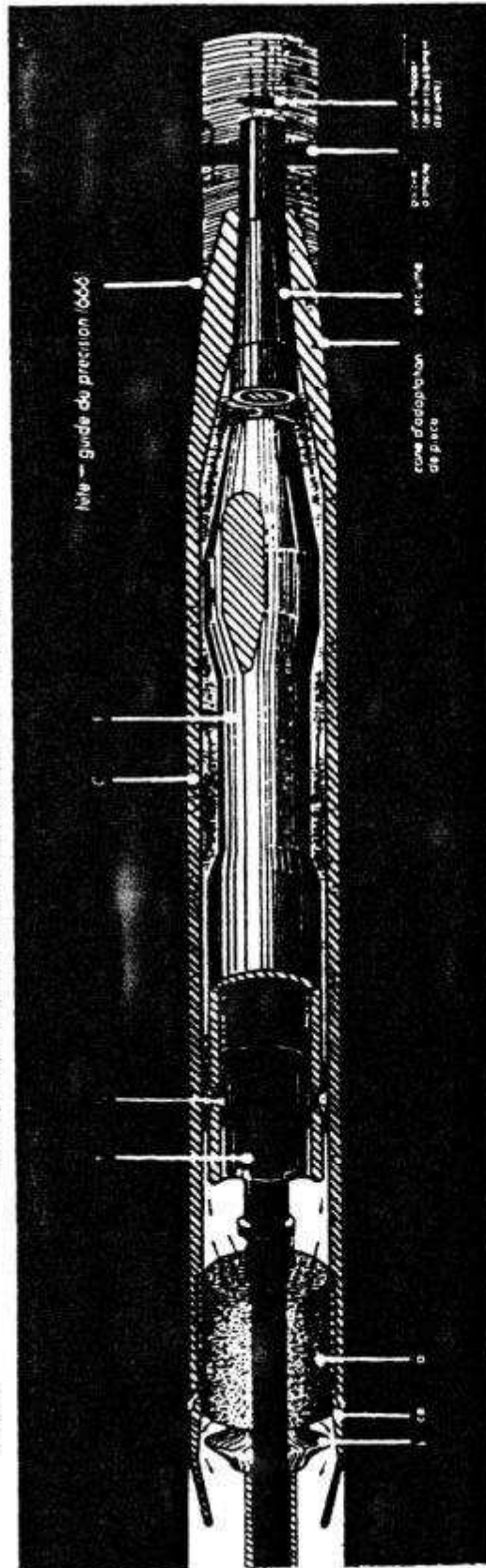
ANNEXE C: LE PERFORATEUR PNEUMATIQUE R-SOL

L'UNITÉ PNEUMATIQUE SUPER R-SOL

Se compose schématiquement du Corps C, du Tendeur T et du Frappeur F. Ces trois pièces délimitent trois chambres. F et C, entre Frappeur et Corps - F et T, entre Frappeur et Tendeur - C et T, entre Corps et Tendeur. F et T communiquent avec un type d'alimentation d'un compresseur - C et T communiquent avec l'air ambiant. Le Frappeur comporte des soupapes S (haut sur le Frappeur) qui permettent à F C de communiquer alternativement avec F T (position avant du Frappeur - C T position arrière).

SCHEMATIQUE SUPER R-SOL 5

- T TENDEUR
- S SOUPAPE
- F FRAPPEUR
- C CORPS



FONCTIONNEMENT

L'air comprimé pénètre de F à C par la soupape S. Le Frappeur recule, les soupapes S maintiennent F C et échappent le Frappeur avant à nouveau. MARCHÉ AVANT: Le tirer en position avant l'avance de F est stoppé par percussions alternées C, T et T, C, T, puis par celles progressivement plus par la différence de pression entre F, T et F, C, T, puis par l'air qui s'échappe sous les chocs rétrogrades du piston. MARCHÉ ARRIÈRE: Le tirer en position arrière, obtenu par dévissage du tuyau C est obtenu par percussions F, stoppé par percussions alternées T, puis par celles progressivement plus par la différence de pression entre F, T et F, C, T, puis par l'air qui s'échappe sous les chocs rétrogrades du piston. N.B. la rétrogression sur le modèle SUPER R-SOL 7 est obtenue par action directe sur le tuyau.

SCHEMATIQUE SUPER R-SOL 5

- 1 soupape caoutchouc
- 2 collet - écrou arrière
- 3 anneau caoutchouc
- 4 écrou

Schéma de fonctionnement de l'unité pneumatique SUPER R-SOL

ANNEXE D :

**DÉTAILS DES CALCULS
RELATIFS AUX ESSAIS
DE CHARGEMENTS AXIAUX
SUR MICROPIEUX ISOLÉS**

ANNEXE D1 : CALCULS ANNEXES

Diamètre		Section	Surface latérale	Module équivalent*
Explication	Valeur (mm)	(m ²)	(m ² /ml)	(MPa)
Forage II Calculé IV	100	0,7854E-02	0,314	2,8E+04
Forage IV	71	0,39592E-02	0,223	4,6E+04
IGU IV (BUSTAMANTE & DOIX)	81,65 ($\alpha = 1,15$)**	0,5236E-02	0,256	3,2E+04
IRS IV (BUSTAMANTE & DOIX)	102,95 ($\alpha = 1,45$)**	0,83242E-02	0,323	2,7E+04

*: le module équivalent pour les micropieux de type IV a été calculé avec un module d'Young du béton sec égal à celui du coulis, soit 10 000 MPa.

** : α est le coefficient majorateur par lequel on multiplie le diamètre de forage pour obtenir le diamètre de scellement selon par BUSTAMANTE & DOIX.

La section d'acier représente, quel que soit le type de micropieu, 0,0711E-2 m² (tube de diamètre extérieur 50,3 mm et de diamètre intérieur 40,3 mm).

ANNEXE D2 : COURBES DE MOBILISATION DU FROTTEMENT AXIAL

Courbes de mobilisation utilisées :

Nous utilisons, comme données dans le logiciel GOUPEG, des courbes de mobilisation trilineaires (figure III-1). La première pente des courbes de mobilisation appelée K_t , est prise dans le cas de pieux forés dans un sol granulaire, égale à [Fascicule 62 - annexe G4]:

$$K_t = 0,8 E_M/B \text{ avec } E_M \text{ le module pressiométrique,} \\ B \text{ le diamètre des pieux.}$$

Valeurs du frottement latéral limite :

- d'après le FASCICULE 62 - TITRE V [1993] - annexe C3

Le Fascicule 62 - annexe C3 présentent des courbes qui permettent, connaissant la pression limite tirée des essais au pressiomètre Ménard, d'en déduire le frottement latéral unitaire le long du fût du pieu. Le choix de ces courbes est fait en fonction du type de l'élément de fondation considéré (foré simple, battu moulé, injecté haute pression, ...), de la nature du terrain concerné (argile mou, sable compact, ...) et s'il y a lieu des conditions particulières du marché.

Pour un P_l de 0,4 MPa [PLUMELLE & RAYNAUD, FO/95/03, 1996], les courbes sont confondues dans une droite commune. On obtient un frottement latéral unitaire de **20 kPa**.

- d'après le TA 95 ou de l'article de BUSTAMANTE & DOIX [1985]

"La formulation du frottement latéral limite le long du scellement est la même pour un micropieu sous traction ou sous compression" [BUSTAMANTE & DOIX, 1985]

$$T_u = \pi D_s L_s q_s$$

avec D_s : diamètre du bulbe de scellement qui est fonction du diamètre de forage D_a , de lanature du sol d'ancrage, de la technique de réalisation du scellement. $D_s = \alpha D_a$, avec α coefficient majorateur;

T_u : traction limite (ou de compression limite);

q_s : frottement latéral unitaire limite du sol supposé homogène dans lequel le scellement est réalisé.

Pour un sable fin, on obtient

- ◇ pour les micropieux **IRS**
 - * pour le frottement latéral limite - $q_s = 88 \text{ kPa}$
 - * pour le coefficient majorateur - $\alpha = 1,4$ à $1,5$
- ◇ pour les micropieux **IGU**
 - * pour le frottement latéral limite - $q_s = 38 \text{ kPa}$
 - * pour le coefficient majorateur - $\alpha = 1,1$ à $1,2$

Le frottement latéral limite est donné par un abaque [TA 95, page 147]. Le coefficient majorateur, faute de plus d'indication, a été pris à $\alpha = 1,45$ pour les IRS, et $\alpha = 1,15$ pour les IGU.

Valeurs des points des courbes de mobilisations :

Le nom des différents calculs est le suivant, selon l'origine de la valeur de q_s utilisée (Fascicule 62 ou TA 95) :

- le **Fascicule 62** : comp1a, comp1b1, comp1b2, comp1c
comp10a, comp10b1, comp10b2, comp10c,
comp11a, comp11b1, comp11b2, comp11c
comp12a, comp12b1, comp12b2, comp12c
- le **TA 95** : comp4a1, comp4a2, comp4b1, comp4b2, comp4c1, comp4c2,
comp5a1, comp5a2, comp5b1, comp452, comp5c1, comp5c2,
comp8a1, comp8a2, comp8b1, comp8b2, comp8c1, comp8c2,
comp9a1, comp9a2, comp9b1, comp9b2, comp9c1, comp9c2.

L'abscisse des courbes de mobilisation est un déplacement relatif (déplacement du pieu / rayon du pieu).

Hypothèse	2eme point		3eme point	
	$2 s / B$ (à $q_s/2$)	$q_s/2$ (kPa)	$2 s / B$ (à q_s)	q_s (kPa)
Fascicule 62	5 E-03	10	3E-02	20
TA 95 - IGU	9.5E-03	19	5.7E-02	38
TA 95 - IRS	2.2E-02	44	1.32E-01	88

Le premier point des courbes de mobilisation est le point origine (0 ; 0).

ANNEXE D3 : COURBES DE MOBILISATION DE LA RESISTANCE EN POINTE

Valeurs de la résistance limite en pointe :

- d'après le FASCICULE 62 - TITRE V [1993]
en supposant les micropieux comme des pieux normaux

La force de rupture sous la pointe est donnée dans l'annexe C3 par :

$$Q_p = A k_p p_{le}^*$$

- avec **A** : la section de la pointe. Elle dépend du diamètre retenu (voir chapitre III);
k_p : appelé facteur de portance est fonction de la nature du sol, et du mode de mise en place, soit pour un sable lâche, on obtient : **k_p = 1** pour les micropieux **II** (mis en œuvre sans refoulement du sol) et **k_p = 4,2** pour les micropieux **IV** (mis en œuvre avec refoulement du sol);
p_{le}^{*} : pression limite nette équivalente:
 Elle est calculée de la manière suivante d'après FRANK [1995]

$$p_{le}^* = \frac{1}{3a + b} \int_{D-b}^{D+3a} (p_1(z) - p_0(z)) dz$$

avec D = 5

- a = 0,5 m car B < 1,0 m
- b = min {a; h = 5} = 0,5 m
- p₀ : contrainte totale horizontale au même niveau dans le sol avant essai P₀ = K₀ γ z et γ = 14,61 kN
- p₁ : on a pris la valeur moyenne, donc p₁ = 0,4 MPa.

On obtient **p_{le}^{*} = 0,3896 MPa**. On prend donc 0,39 MPa pour le calcul de Q_p.

On trouve, ainsi, pour la force limite en pointe :

- Q_p = **3,1 kN** pour le diamètre de **forage** et les micropieux **II**
- Q_p = **6,5 kN** pour le diamètre de **forage** et les micropieux **IV**
- Q_p = **8,6 kN** pour le diamètre de scellement selon le **TA 95** (micropieux **IV (IGU)**)
- Q_p = **13,6 kN** pour le diamètre de scellement selon le **TA 95** (micropieux **IV (IRS)**)
- Q_p = **12,9 kN** pour le diamètre de scellement **calculé** et les micropieux **IV**.

- à partir de la **CHARGE MAXIMALE** à laquelle le micropieu a été soumis

Comme indiqué dans le paragraphe traitant de la synthèse des mesures, tous les micropieux ne sont pas utilisés. Il en résulte les résultats suivants :

- pour les micropieux de type **IIb**

$$\left. \begin{array}{l} Q_{me}(M8) = 102\text{kN} \\ Q_{me}(M9) > 88\text{kN} \\ Q_{me}(M10) = 102\text{kN} \end{array} \right\} Q_{me} = 97\text{kN}$$

- pour les micropieux de type **IIIh**

$$Q_{me}(M13) = 114\text{kN}$$

- pour les micropieux de type **IV**

$$\left. \begin{array}{l} Q_{me}(M12) = 147\text{kN} \\ Q_{me}(M13) = 137\text{kN} \end{array} \right\} Q_{me} = 142\text{kN}$$

On calcule la **force limite de pointe** en soustrayant le frottement latéral limite calculé total à cette charge maximale.

- à partir de la CHARGE LIMITE CONVENTIONNELLE

Elle est déterminée à l'issue de l'essai de chargement pour un déplacement de 0,1 fois le diamètre (pris, ici, égale à 100 mm).

Les mêmes calculs réalisés que pour les charges maximales sont effectués ici :

- pour les micropieux de type **IIIb**

$$\left. \begin{array}{l} Q_{le}(M8) = 95\text{kN} \\ Q_{le}(M9) > 88\text{kN} \\ Q_{le}(M10) = 102\text{kN} \end{array} \right\} Q_{le} = 95\text{kN}$$

- pour les micropieux de type **IIIh**

$$Q_{le}(M3) = 106\text{kN}$$

- pour les micropieux de type **IV**

$$\left. \begin{array}{l} Q_{le}(M12) = 145\text{kN} \\ Q_{le}(M13) = 136\text{kN} \end{array} \right\} Q_{le} = 140,5\text{kN}$$

Comme dans le cas des charges maximales, on calcule la **force limite de pointe** en soustrayant le frottement latéral limite calculé total à la charge limite conventionnelle.

- à partir de la règle simplifiée de BUSTAMANTE & DOIX. [1985]

"La résistance en pointe n'excédant pas, en général, 15 à 20 % du terme du frottement latéral, celle-ci peut être calculée forfaitairement pour la pratique courante par application de la règle simplifiée :

$$Q_p = 0,15 Q_s$$

Courbes de mobilisation utilisées :

Comme pour le frottement latéral, les courbes de mobilisation utilisées sont de forme trilineaires (figure III-1). La première pente des courbes de mobilisation, notée K_p , est prise dans le cas de pieux forés ou battus dans un sol granulaire égale à [Fascicule 62 - annexe G4]:

$$K_p = 4,8 E_M/B \text{ avec } E_M \text{ le module pressiométrique} \\ B \text{ le diamètre des pieux.}$$

Valeurs des points des courbes de réaction en pointe :

Les résultats obtenus, en considérant les hypothèses citées, sont les suivants :

- d'après le FASCICULE 62 - TITRE V [1993]
(en supposant les micropieux comme des pieux normaux)

Noms	Pieux	B (mm)	2eme point		3eme point	
			s (Q _p /2) (mm)	Q _p /2 (kN)	s (Q _p) (mm)	Q _p (kN)
comp1a comp5a1	IIb = IIh	100	0,8	1,55	1,9	3,1
comp1a comp5a1 comp5a2	IV	(forage) 71	2,4	3,25	14,6	6,5
comp1b1 comp5b1	IV	(IGU) 81,65	2,8	4,3	16,8	8,6
comp1b2 comp5b2	IV	(IRS) 102,95	3,5	6,8	21,0	13,6
comp1c comp5c1 comp5c2	IV	(calculé) 100	3,4	6,45	20,5	12,9

- à partir de la CHARGE MAXIMALE

Noms	Pieux	B (mm)	Frottement latéral		Charge maximale Q _{me} (kN)	2eme point		3eme point	
			q _s (kPa)	Q _s (kN)		s (Q _p /2) (mm)	Q _p /2 (kN)	s (Q _p) (mm)	Q _p (kN)
comp8a1	IIb	100	38	59,7	97	9,9	18,6	59,4	37,3
	IIh					14,4	27,1	86,4	54,3
	IV					37,2	49,8	223,3	99,6
comp8a2	IV	71	88	98,1	142	16,4	21,9	98,3	43,9
comp8b1	IV	81,65	38	48,7	142	30,3	46,6	181,8	94,3
comp8b2	IV	102,95	88	142,3	142	0	0	0	0*
comp8c1	IV	100	38	59,7	142	21,8	41,1	131,0	82,3
comp8c2	IV	100	88	138,2	142	01	01,9	06,0	3,8
comp10a	IIb	100	20	31,4	97	17,4	32,8	104,4	65,6
	IIh					21,9	41,3	131,4	82,6
	IV					44,7	59,8	268,3	119,7
comp10b1	IV	81,65	20	25,6	142	37,8	58,2	226,8	116,3
comp10b2	IV	102,95	20	32,3	142	28,25	54,8	169,5	109,7
comp10c	IV	100	20	31,4	142	29,3	55,3	176,0	110,6

* : lorsque on obtient de la soustraction un résultat négatif, on considère que la pointe ne participe pas, donc que le frottement latéral réussit seul à reprendre la charge,

- à partir de la CHARGE LIMITE CONVENTIONNELLE

Noms	Pieux	B (mm)	Frottement latéral		Charge limite conventionnelle Q _{le} (kN)	2eme point		3eme point	
			q _s (kPa)	Q _s (kN)		s (Q _p /2) (mm)	Q _p /2 (kN)	s (Q _p) (mm)	Q _p (kN)
comp9a1	IIb	100	38	59,7	95	9,4	17,6	56,2	35,3
	IIh					12,3	23,1	73,7	46,3
	IV					36,7	49,1	219,9	98,1
comp9a2	IV	71	88	98,1	140,5	15,8	21,2	94,9	42,4
comp9b1	IV	81,65	38	48,7	140,5	29,8	45,9	178,9	91,8
comp9b2	IV	102,95	88	142,3	140,5	0	0	0	0*
comp9c1	IV	100	38	59,7	140,5	21,4	40,4	128,6	80,8
comp9c2	IV	100	88	138,2	140,5	0,6	1,13	3,6	2,3
comp11a	IIb	100	20	31,4	95	16,9	31,8	101,2	63,6
	IIh					19,8	37,3	118,7	74,6
	IV					44,2	59,1	264,9	118,2

comp11b1	IV	81,65	20	25,6	140,5	37,3	57,4	223,9	114,8
comp11b2	IV	102,95	20	32,3	140,5	27,9	54,1	167,2	108,2
comp11c	IV	100	20	31,4	140,5	28,9	54,5	173,6	109,1

- à partir de la règle simplifiée de BUSTAMANTE & DOIX [1985]

Noms	Pieux	B (mm)	Frottement latéral		2eme point		3eme point	
			q _s (kPa)	Q _s (kN)	s (Q _p /2) (mm)	Q _p /2 (kN)	s (Q _p) (mm)	Q _p (kN)
comp4a1	IIb, IIh	100	38	59,7	2,4	4,5	14,2	8,9
	IV	71		42,4				3,2
comp4a2	IV	71	88	98,1	5,5	7,4	33,0	14,7
comp4b1	IV	81,65	38	48,7	2,4	3,7	14,2	7,3
comp4b2	IV	102,95	88	142,3	5,5	10,7	33,0	21,3
comp4c1	IV	100	38	59,7	2,4	4,5	14,2	8,9
comp4c2	IV	100	88	138,2	5,5	10,4	33,0	20,7
comp12a	IIb=IIh	100	20	31,4	1,2	2,3	7,5	4,7
	IV	71		22,3				1,6
comp12b1	IV	81,65	20	25,6	1,2	1,9	7,5	3,8
comp12b2	IV	102,95	20	32,3	1,2	2,4	7,5	4,8
comp12c	IV	100	20	31,4	1,2	2,3	7,5	4,7

ANNEXE D4 : CAPACITES PORTANTES

Noms	Pieux	Diamètre (mm)	Q _s (kN)	Q _p (kN)	Capacité Portante totale (kN)
comp1a	IIb, IIIh	100	31,4	3,1	34,5
	IV	71	22,3	6,5	28,8
comp1b1	IV	81,65	25,6	8,6	34,2
comp1b2	IV	102,95	32,3	13,6	45,9
comp1c	IV	100	31,4	12,9	44,3
comp4a1	IIb, IIIh	100	59,7	8,9	68,6
	IV	71	42,4	6,4	48,8
comp4a2	IV	71	98,1	14,7	112,8
comp4b1	IV	81,65	48,7	7,3	56
comp4b2	IV	102,95	142,3	21,3	163,6
comp4c1	IV	100	59,7	8,9	68,6
comp4c2	IV	100	138,2	20,7	158,9
comp5a1	IIb, IIIh	100	59,7	3,1	62,8
	IV	71	42,4	6,5	48,9
comp5a2	IV	71	98,1	6,5	104,6
comp5b1	IV	81,65	48,7	8,6	57,3
comp5b2	IV	102,95	142,3	13,6	155,9
comp5c1	IV	100	59,7	12,9	72,6
comp5c2	IV	100	138,2	12,9	151,1
comp8a1	IIb	100	59,7	37,3	97
	IIIh	100	59,7	54,3	114
	IV	71	42,4	99,6	142
comp8a2	IV	71	98,1	43,9	142
comp8b1	IV	81,65	48,7	93,3	142
comp8b2	IV	102,95	142,3	0	142,3
comp8c1	IV	100	59,7	82,3	142
comp8c2	IV	100	138,2	3,8	142
comp9a1	IIb	100	59,7	35,3	95
	IIIh	100	59,7	46,3	106
	IV	71	42,4	98,1	140,5
comp9a2	IV	71	98,1	42,4	140,5
comp9b1	IV	81,65	48,7	91,8	140,5
comp9b2	IV	102,95	142,3	0	142,3
comp9c1	IV	100	59,7	80,8	140,5
comp9c2	IV	100	138,2	2,3	140,5
comp10a	IIb	100	31,4	65,6	97
	IIIh	100	31,4	82,6	114
	IV	71	22,3	119,7	142
comp10b1	IV	81,65	25,6	116,3	141,9
comp10b2	IV	102,95	32,3	109,7	142
comp10c	IV	100	31,4	110,6	142
comp11a	IIb	100	31,4	63,6	95
	IIIh	100	31,4	74,6	106
	IV	71	22,3	118,2	140,5
comp11b1	IV	81,65	25,6	114,8	140,4
comp11b2	IV	102,95	32,3	108,2	140,5
comp11c	IV	100	31,4	109,1	140,5
comp12a	IIb, IIIh	100	31,4	4,7	36,1
	IV	71	22,3	3,3	25,6
comp12b1	IV	81,65	25,6	3,8	29,4
comp12b2	IV	102,95	32,3	4,8	37,1
comp12c	IV	100	31,4	4,7	36,1

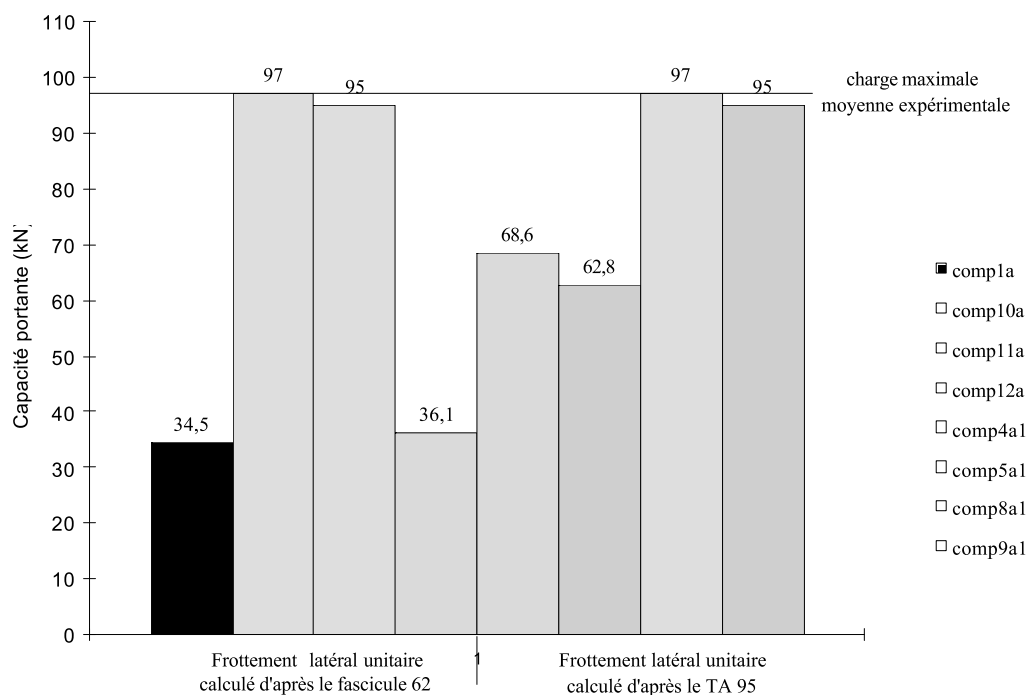


Fig. D4-1 : Capacités portantes des micropieux IIb.

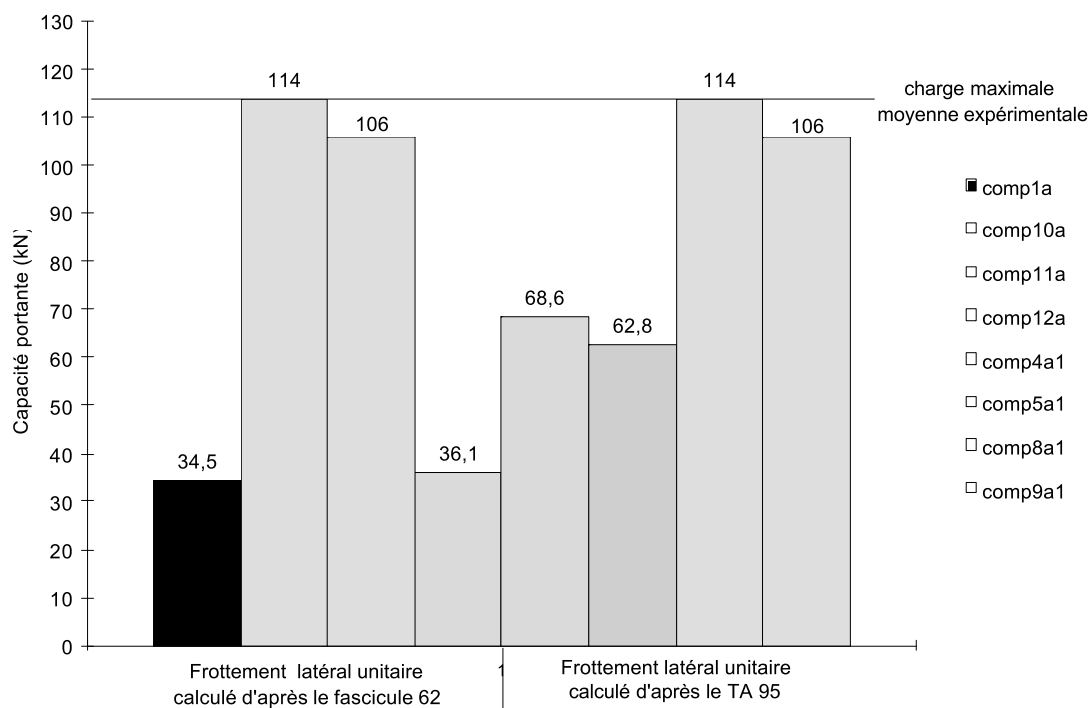


Fig. D4-2 : Capacités portantes des micropieux III.

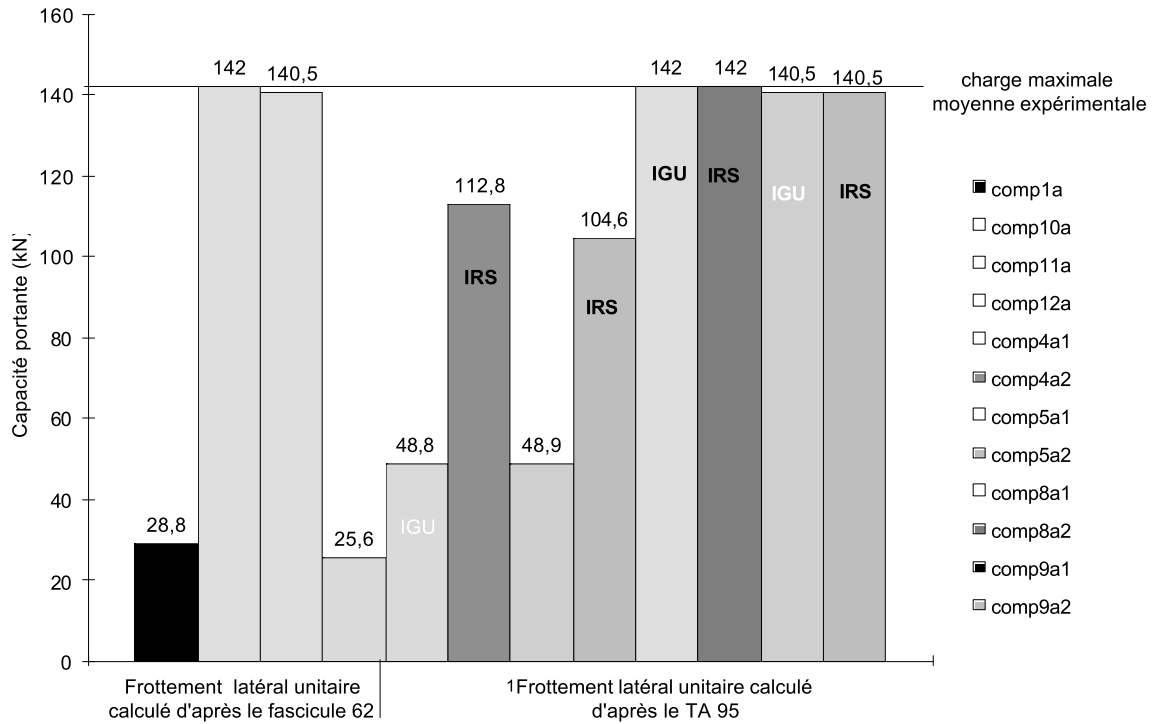


Fig. D4-3 : Capacités portantes des micropieux IV (diamètre de forage, soit 71 mm).

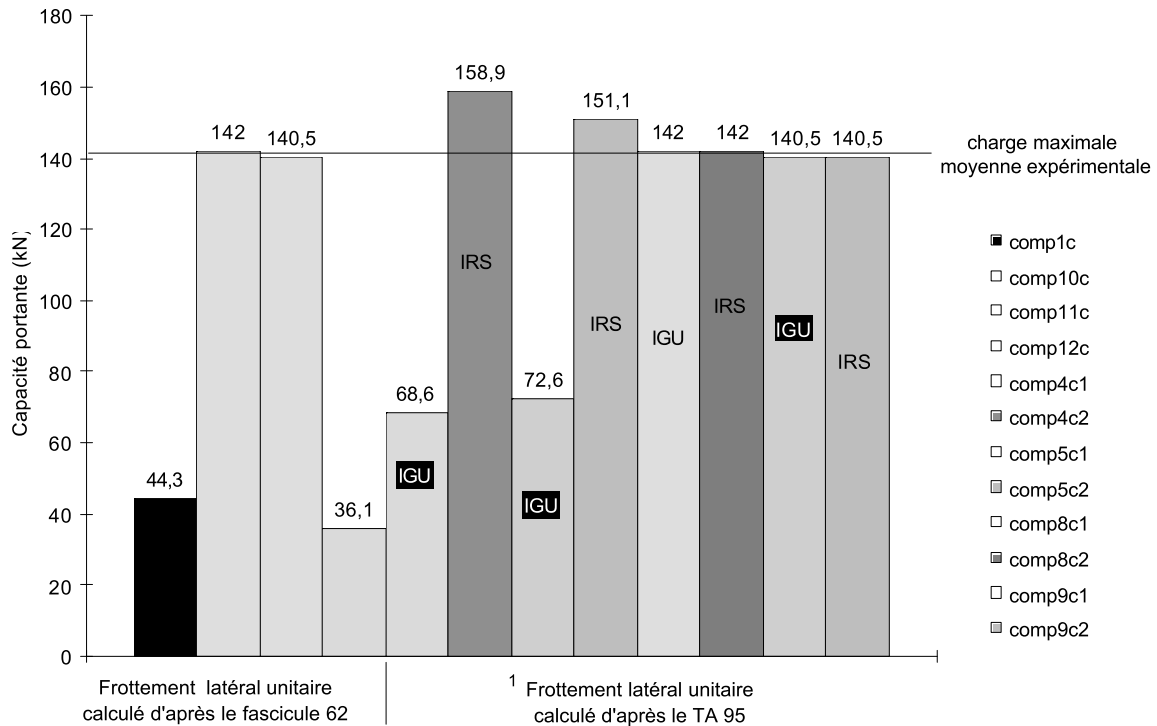


Fig. D4-4 : Capacités portantes des micropieux IV (diamètre d'après calcul, soit 100 mm).

ANNEXE D5 : RESULTATS DES CALCULS

Pour les micropieux de type II :

Effort (kN)	Déplacement en tête (mm)											
	comp1a	comp4a1	comp5a1	Iib comp8a1	Iih comp8a1	Iib comp9a1	Iih comp9a1	Iib comp10a1	Iih comp10a1	Iib comp11a1	Iih comp11a1	comp12a
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0.2258	0.2258	0.2258	0.2258	0.2258	0.2258	0.2258	0.2258	0.2258	0.2258	0.2258	0.2257
20	0.6772	0.4516	0.4516	0.4516	0.4516	0.4516	0.4516	0.6773	0.6773	0.6774	0.6773	0.6765
30	1.485	0.7369	0.7368	0.7369	0.7369	0.7369	0.7369	1.454	1.454	1.455	1.454	1.452
40		1.443	1.46	1.443	1.443	1.443	1.442	5.116	5.116	5.123	5.114	
50		2.22	2.309	2.22	2.22	2.22	2.22	10.65	10.65	10.66	10.65	
60		3.006	3.215	3.006	3.006	3.006	3.005	16.18	16.18	16.21	16.18	
70				6.403	6.402	6.403	6.399	34.05	21.72	36.16	24.49	
80				15.52	11.94	17.64	11.93	60.8	42.76	62.9	51.24	
90				42.27	24.24	44.39	32.72	87.55	69.52	89.63	78	
100					50.99		59.46		96.27		104.8	
110					77.74				123			

Pour les micropieux de type IV :

Effort (kN)	Déplacement en tête (mm)			
	comp1a	comp1b1	comp1b2	comp1c
0	0	0	0	0
10	0.2521	0.2508	0.2244	0.2257
20	0.9892	0.9032	0.6475	0.6769
30		3.639	1.421	1.454
40			6.347	9.652

Effort (kN)	Déplacement en tête (mm)					
	comp4a1	comp4a2	comp4b1	comp4b2	comp4c1	comp4c2
0	0	0	0	0	0	0
10	0.2398	0.2398	0.2463	0.2244	0.2258	0.2258
20	0.5149	0.4795	0.5073	0.4488	0.4515	0.4515
30	1.226	0.7193	1.061	0.6732	0.7367	0.6773
40	2.044	0.9814	1.88	0.8976	1.442	0.903
50		1.341	2.771	1.122	2.22	1.129
60		2.064		1.371	3.006	1.389
70		2.882		1.687		1.727
80		3.699		2.231		2.358
90		4.517		3.004		3.135
100		5.453		3.778		3.913
110		24.01		4.551		4.69
120				5.325		5.467
130				6.098		6.244
140				6.872		7.051
150				7.909		10.9
160				26.04		

Effort (kN)	Déplacement en tête (mm)					
	comp5a1	comp5a2	comp5b1	comp5b2	comp5c1	comp5c2
0	0	0	0	0	0	0
10	0.2398	0.2398	0.2463	0.2244	0.2258	0.2258
20	0.5149	0.4795	0.5073	0.4488	0.4515	0.4515
30	1.225	0.7193	1.061	0.6732	0.7367	0.6773
40	2.043	0.9814	1.879	0.8976	1.442	0.903
50		1.341	2.77	1.122	2.219	1.129
60		2.064		1.371	3.005	1.389
70		2.882		1.686	14.65	1.726
80		3.712		2.23		2.358
90		4.582		3.006		3.135
100		5.666		3.777		3.912
110				4.551		4.69
120				5.374		5.537
130				6.222		6.386
140				7.084		7.329
150				8.449		19.56

Effort (kN)	Déplacement en tête (mm)					
	comp8a1	comp8a2	comp8b1	comp8b2	comp8c1	comp8c2
0	0	0	0	0	0	0
10	0.2398	0.2398	0.2463	0.2274	0.2258	0.2258
20	0.5149	0.4795	0.5073	0.4549	0.4515	0.4515
30	1.226	0.7193	1.061	0.6823	0.7367	0.6773
40	2.044	0.9814	1.88	0.9097	1.442	0.9031
50	6.493	1.341	2.771	1.137	2.219	1.129
60	14.24	2.064	8.446	1.394	3.005	1.389
70	21.99	2.882	15.24	1.73	6.399	1.727
80	29.73	3.712	22.04	2.427	11.93	2.407
90	37.48	4.582	28.84	3.297	17.46	3.257
100	68.6	5.666	47.93	4.167	23	4.106
110	106.2		80.71	5.036	48.03	4.956
120	143.9		113.5	5.906	74.78	5.805
130	181.5		146.3	6.776	101.5	6.655
140	219.1		179.1	7.873	128.3	7.766

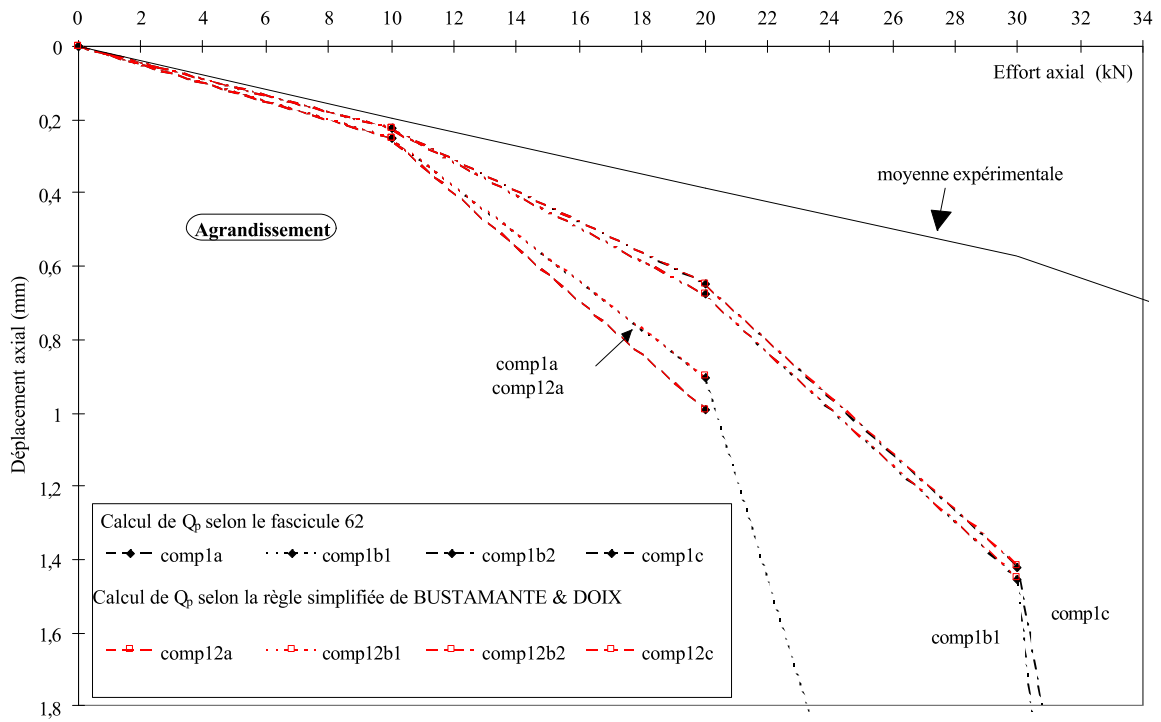
Effort (kN)	Déplacement en tête (mm)					
	comp9a1	comp9a2	comp9b1	comp9b2	comp9c1	comp9c2
0	0	0	0	IDEM COMP8B2	0	0
10	0.2398	0.2398	0.2363		0.2258	0.2258
20	0.5149	0.4795	0.5073		0.4515	0.4515
30	1.226	0.7193	1.061		0.7367	0.6773
40	2.044	0.9814	1.88		1.442	0.9031
50	6.493	1.341	2.771		2.22	1.129
60	14.24	2.064	8.446		3.005	1.393
70	21.99	2.882	15.24		6.401	1.741
80	29.73	3.699	22.04		11.93	2.451
90	37.48	4.517	28.83		17.47	3.301
100	70.79	5.453	49.87		23	4.15
110	108.4	10.55	82.66		49.62	5.004
120	145.9	20.38	115.4		76.37	5.874
130	183.5	58.02	148.2		103.1	6.745
140	221.1	95.65	181		129.9	8.045

Effort (kN)	Déplacement (mm)			
	comp10a	comp10b1	comp10b2	comp10c
0	0	0	0	0
10	0.2521	0.2508	0.2244	0.2258
20	0.9894	0.9031	0.6476	0.6773
30	6.268	3.372	1.421	1.454
40	14.01	10.17	4.498	5.115
50	21.75	16.97	9.873	10.65
60	29.5	23.76	15.25	16.18
70	37.24	30.56	20.62	21.71
80	44.98	37.36	26	27.24
90	76.2	60.34	37.29	39.8
100	113.8	93.12	63.28	66.55
110	151.5	125.9	89.26	93.31
120	189.1	158.7	115.3	120.1
130	226.8	191.5	141.2	146.8
140	264.4	224.3	167.2	173.6

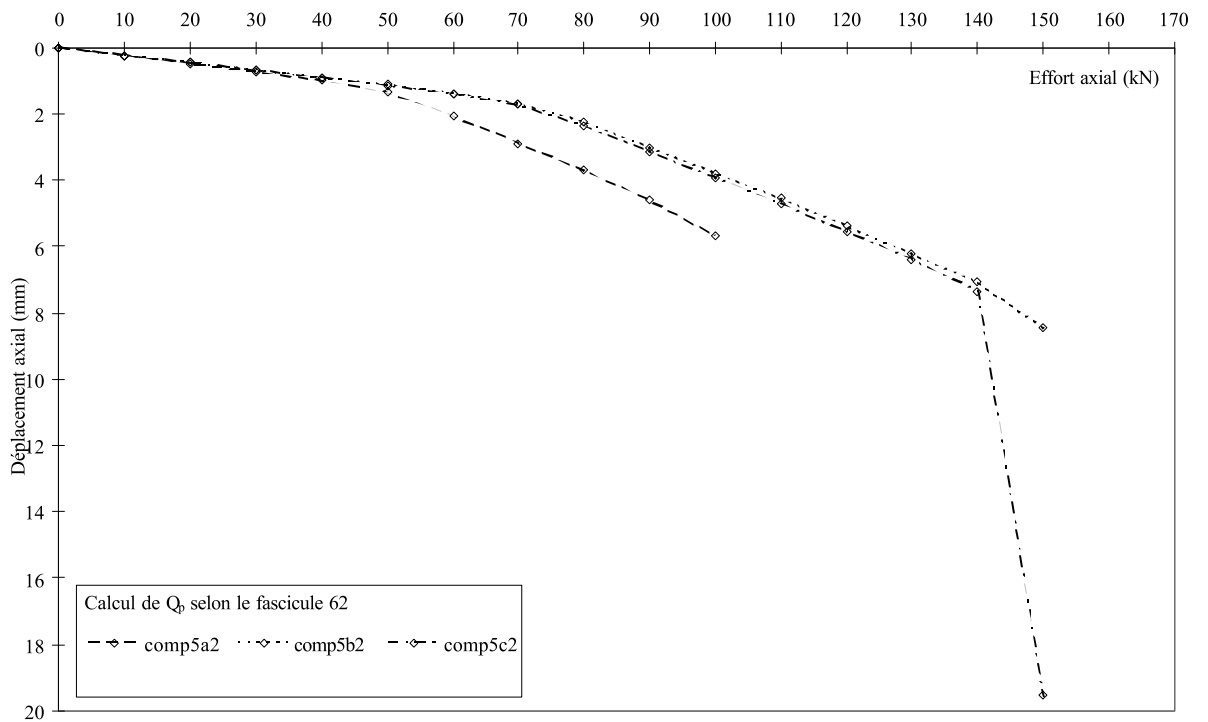
Effort (kN)	Déplacement (mm)			
	comp11a	comp11b1	comp11b2	comp11c
0	0	0	0	0
10	0.2521	0.2508	0.2244	0.2258
20	0.9895	0.9031	0.6476	0.6773
30	6.271	3.372	1.421	1.454
40	14.02	10.17	4.499	5.116
50	21.71	16.96	9.875	10.65
60	29.51	23.76	15.25	16.18
70	37.26	30.56	20.63	21.72
80	45	37.35	26	27.25
90	78.46	62.29	38.84	41.4
100	116.1	95.07	64.83	68.15
110	153.7	127.9	90.81	94.9
120	191.4	160.6	116.8	121.7
130	229	193.4	142.8	148.4
140	266.7	226.2	168.8	175.2

Effort (kN)	Déplacement (mm)			
	comp12a	comp12b1	comp12b2	comp12c
0	0	0	0	0
10	0.2521	0.2507	0.2243	0.2257
20	0.9897	0.9014	0.646	0.6764
30			1.417	1.452

ANNEXE D6 : FIGURES COMPLEMENTAIRES

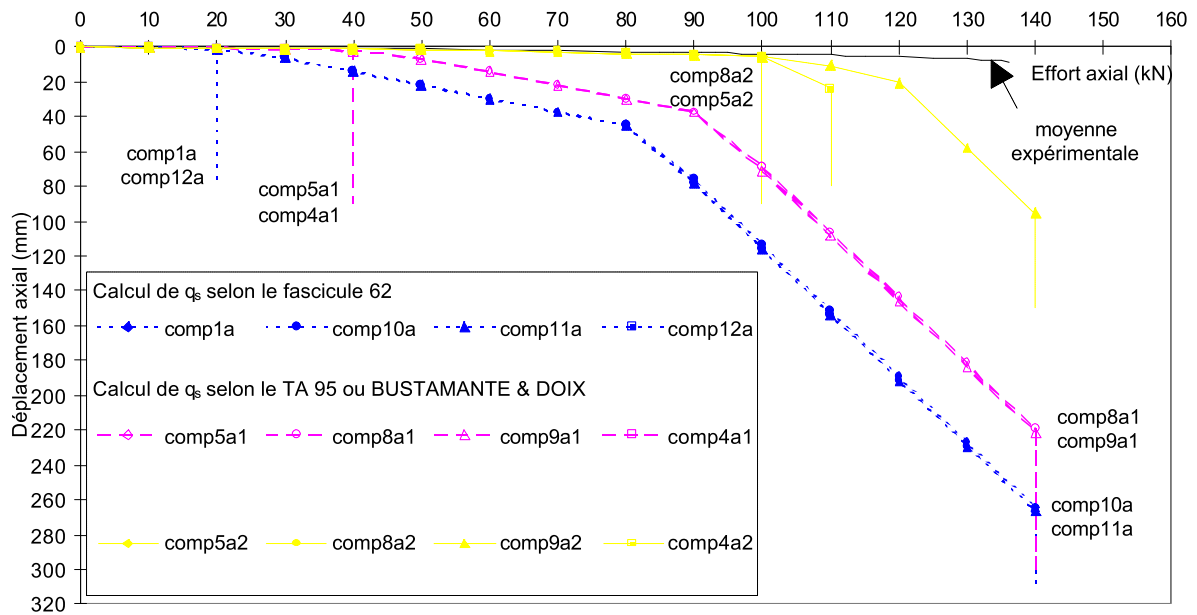


**Fig. D6-1 : Essais de chargement axial en compression - Calcul de q_p selon le Fascicule 62
Micropieux R-SOL (M12, M13)**

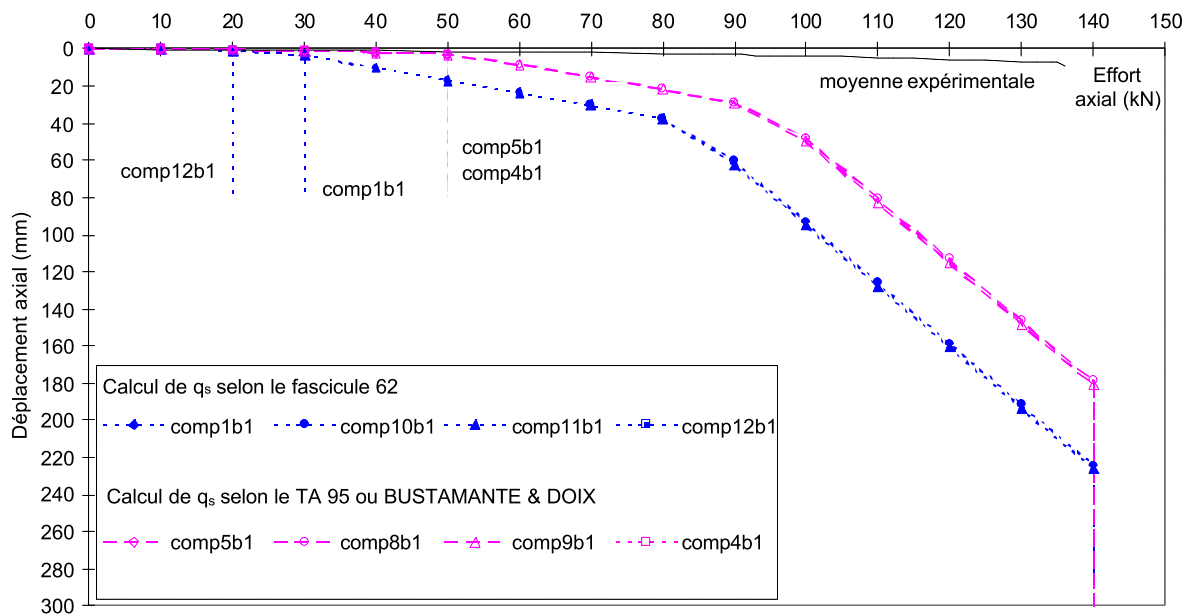


**Fig. D6-2 : Essais de chargement axial en compression - Calcul de q_p selon le TA 95
ou BUSTAMANTE & DOIX [1985] Micropieux R-SOL (M12, M13) calcul "comp5"**

Les figures D6-3, D6-4 et D6-5 se rapportent à la partie III.1b relative aux micropieux R-SOL (assimilés au type IV) : Présentation selon les méthodes pour un même diamètre.



**Fig. D6-3 : Essais de chargement axial en compression
Micropieux de type R-SOL (IV) avec le diamètre de forage (100 mm)**



**Fig. D6-4 : Essais de chargement axial en compression
Micropieux de type R-SOL (IV) avec le diamètre IGU (81,65 mm)
[TA 95 ou BUSTAMANTE & DOIX, 1985]**

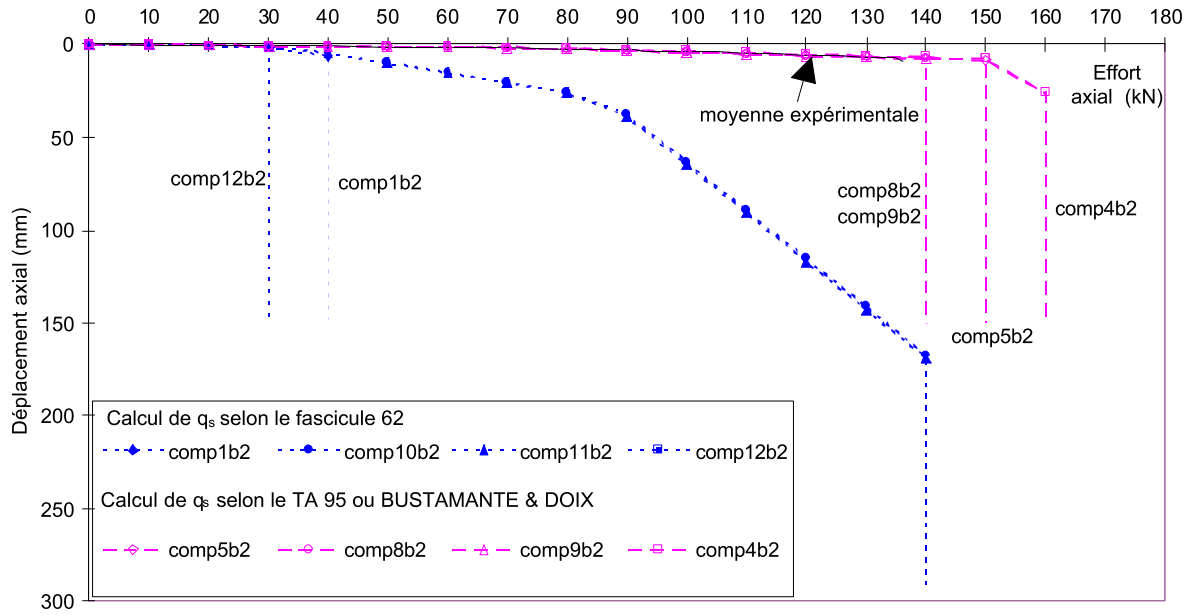


Fig. D6-5 : Essais de chargement axial en compression
Micropieux de type R-SOL (IV) avec le diamètre IRS (102,95 mm)
[TA 95 ou BUSTAMANTE & DOIX, 1985]

ANNEXE E :

**DÉTAILS DES CALCULS
RELATIFS AUX ESSAIS
DE CHARGEMENTS
TRANSVERSAUX
SUR MICROPIEUX ISOLÉS**

ANNEXE E1 : COURBE DE REACTION TRANSVERSALE

Valeurs de K_f :

K_f est calculé à partir des résultats du pressiomètre Ménard, d'après les indications du fascicule 62, annexe C5. Comme le diamètre des micropieux est inférieur au diamètre de référence 0,6 m, on calcule K_f d'après la formule suivante :

$$K_f = E_M \frac{12}{\frac{4}{3}(2,65)^\alpha + \alpha} \quad \text{avec } E_M : \text{ module pressiométrique (= 5MPa)}$$

α : coefficient rhéologique (= 1/3 car on est en présence de sable lâche)

Nous obtenons ainsi $K_f = 27,5 \text{ MPa}$.

Les courbes de mobilisation :

Nous prenons comme hypothèse que le diamètre des micropieux, quelque soit leur type, est de 100 mm. La valeur limite de la réaction latérale ultime, sans effet de surface, est égale à 0,025 MN/m ($P_f = p_f \times B = 0,25 \times 0,1 \text{ MN/m}$). Le déplacement correspondant à cette charge est de : $y(P_f) = 0,91 \text{ mm}$.

Effet de surface :

Le Fascicule 62 - annexe C5, préconise de minorer le module de réaction du sol et la valeur de palier sur une certaine profondeur pour tenir compte de la proximité de la surface. Le coefficient d'abattement s'écrit :

$$= 0,5 \left(1 + \frac{z}{z_c} \right)$$

avec z : la profondeur

z_c : la profondeur critique. Pour un sol frottant, on prend $4B$ avec B le diamètre des micropieux ($B = 0,1 \text{ m}$)

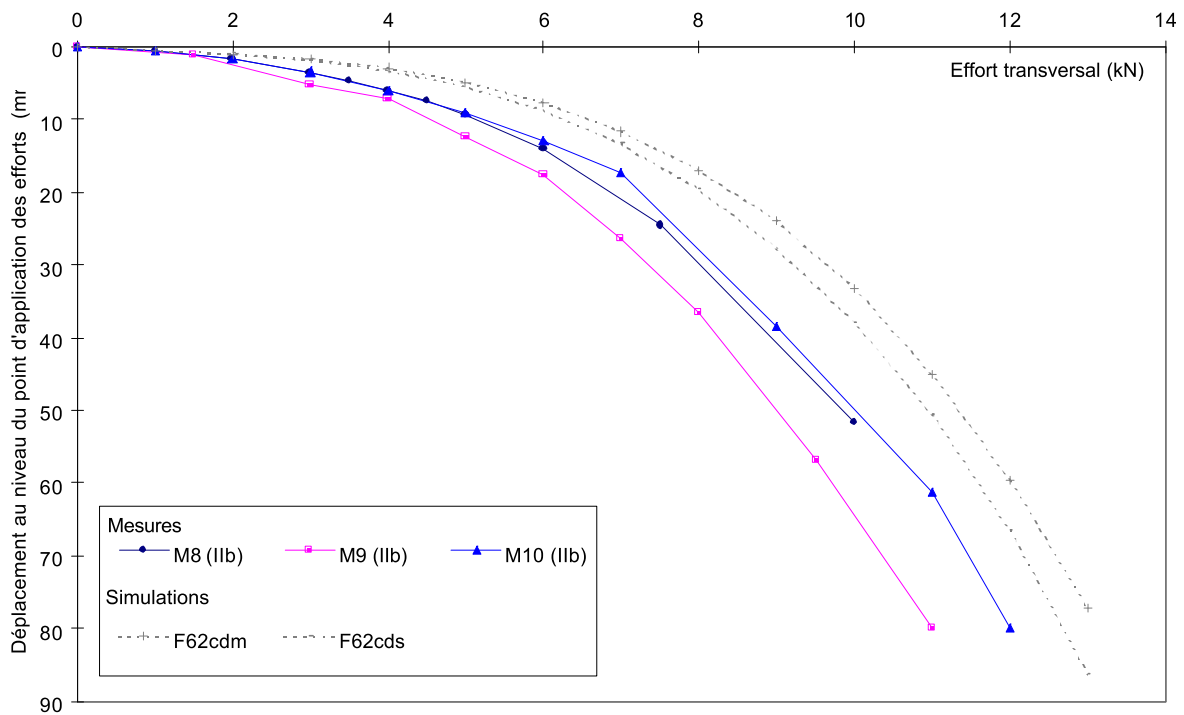
profondeur de la couche	"valeur minimale"		"valeur moyenne"	
	coefficient au sommet de la couche	Réaction latérale ultime (MPa)	coefficient au milieu de la couche	Réaction latérale ultime (MPa)
0 à 0,1 m	0,5	0,125	0,5625	0,146
0,1 à 0,2 m	0,625	0,156	0,6875	0,172
0,2 à 0,3 m	0,75	0,188	0,8125	0,203
0,3 à 0,4 m	0,875	0,219	0,9375	0,234

ANNEXE E3 : COURBES EFFORT-DEPLACEMENT AU NIVEAU DU POINT D'APPLICATION DES EFFORTS

On présente pour chaque type de micropieux la courbe effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts pour les micropieux isolés sous charge transversale.

Les micropieux de type IIb :

- Courbes effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts :



**Fig. E3-1 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement
au niveau du point d'application des efforts.**

Sur la figure E3-1, les deux simulations sous-estiment les déplacements mesurés pour les trois micropieux, F62cdm plus que F62cds (ce qui est logique, les courbes de réaction "cdm" sont plus raides). Pour un chargement de 3 kN, l'écart relatif entre le micropieux M10 et le calcul F62cds est de 46% (écart relat. = $|M10_{mesures} - F62cds| / M10_{mesures}$). Elle est de 32% pour 6kN et de 17% pour 12 kN.

A titre de comparaison quant à la dispersion des mesures, l'écart relatif entre M10 et M9 pour un chargement de 6 kN s'élève à 36% (écart relat. = $|M10_{mesures} - M9_{mesures}| / M10_{mesures}$).

Les micropieux de type IIIh :

- Courbes effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts :

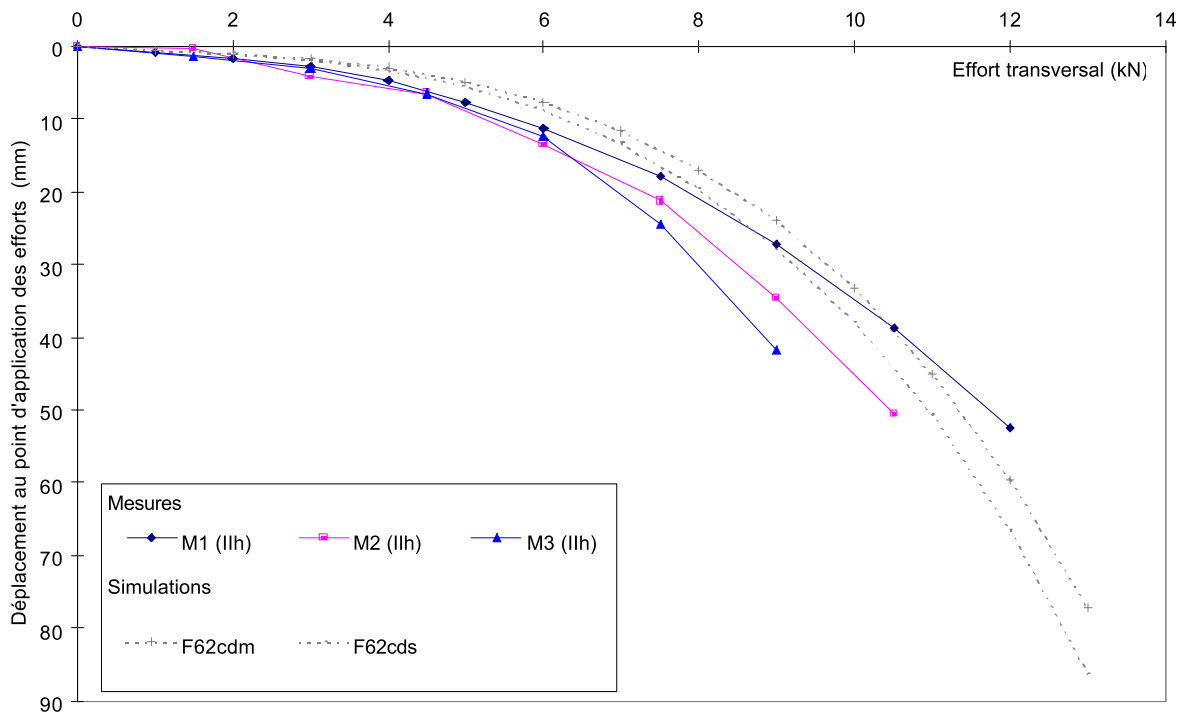


Fig. E3-2 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts.

Les calculs F62cdm et F62cds semblent mieux estimer les déplacements pour les micropieux IIh que IIb (figure E3-2). De manière générale, ils sous-estiment les déplacements à l'exception des mesures réalisées pour le micropieu M1 pour des efforts supérieurs à 10,5 kN. En comparant F62cds avec le micropieu fournissant les plus grands écarts de déplacements entre les mesures et la simulation (M2 pour 3 et 6 kN et M1 pour 12 kN), on obtient respectivement pour les trois chargements précités des écarts relatifs de 54% (écart relat. = $|M2_{\text{mesures}} - F62cds| / M2_{\text{mesures}}$), 35% (écart relat. = $|M2_{\text{mesures}} - F62cds| / M2_{\text{mesures}}$) et 27% (écart relat. = $|M1_{\text{mesures}} - F62cds| / M1_{\text{mesures}}$). Pour l'effort de 12 kN, M1 est plus proche de F62cdm, on obtient un écart relatif de 12% (écart relat. = $|M1_{\text{mesures}} - F62cdm| / M1_{\text{mesures}}$). En effet, la courbe correspondant aux mesures des déplacements de M1 traverse celle des simulations F62cdm et F62cds.

On obtient comme écart relatif entre les mesures effectuées pour les micropieux M1 et M2, 16% (écart relat. = $|M2_{\text{mesures}} - M1_{\text{mesures}}| / M2_{\text{mesures}}$), pour un effort transversal de 6 kN.

Les micropieux de type IV :

- Courbes effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts :

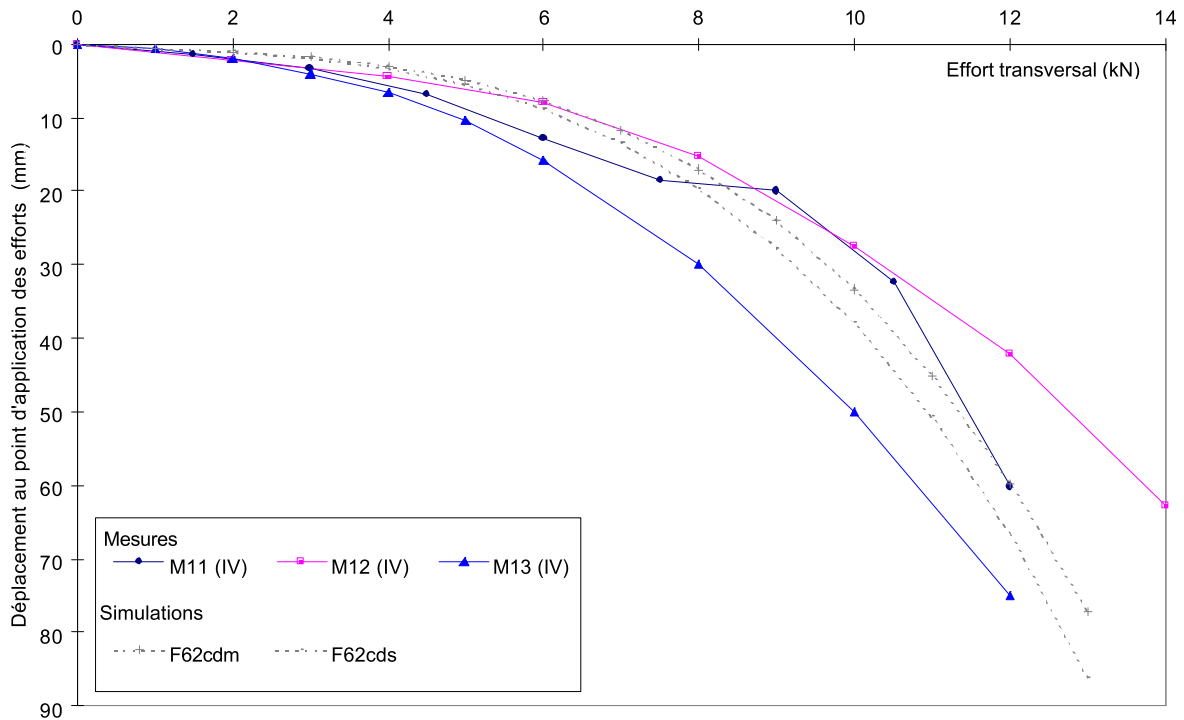


Fig. E3-3 : Essais de chargement transversal - courbes effort-déplacement au niveau du point d'application des efforts.

A partir d'un chargement de 6 kN, on voit que les courbes représentant les simulations sont encadrées par les mesures des micropieux M12 et M13. Les déplacements mesurés sont assez différents entre les micropieux M12 et M13, et M11 varie entre les deux.

Pour un chargement de 12 kN, on trouve :

- * pour le micropieu M11, un écart relatif négligeable (écart relat. = $|M11_{mesures} - F62cdm| / M11_{mesures}$) avec F62cdm et de 11% (écart relat. = $|M11_{mesures} - F62cds| / M11_{mesures}$) avec F62cds;
- * pour le micropieu M12, un écart relatif de 41% (écart relat. = $|M12_{mesures} - F62cdm| / M12_{mesures}$) avec F62cdm et de 58% (écart relat. = $|M12_{mesures} - F62cds| / M12_{mesures}$) avec F62cds;
- * pour le micropieu M13, respectivement 20% (écart relat. = $|M13_{mesures} - F62cdm| / M13_{mesures}$) et 11% (écart relat. = $|M13_{mesures} - F62cds| / M13_{mesures}$).

On obtient, pour un chargement de 12 kN, comme écart relatif entre les micropieux M12 et M13, 78 % (écart relat. = $|M12_{mesures} - M13_{mesures}| / M12_{mesures}$) quand on calcule par rapport à M12 et 44% (écart relat. = $|M13_{mesures} - M12_{mesures}| / M13_{mesures}$) par rapport à M13.

ANNEXE F :

**RESULTATS DES CALCULS
DE GROUPE DE MICROPIEUX
SOUS CHARGEMENTS AXIAUX**

ANNEXE F : RESULTATS DES CALCULS DE GROUPE DE MICROPIEUX SOUS CHARGEMENTS AXIAUX

Calculs comp4a1 (groupe de micropieux IIIh)

Effort de compression (kN)	Déplacements verticaux (mm)		
	sans interaction	avec interaction	
		G=4MPa, $\gamma=0,25$	G=5,77MPa, $\gamma=0,3$
50	0,2822	1,169	0,9339
100	0,5745	2,313	1,848
150	1,249	3,366	2,738
200	2,221	5,867	4,742
240	3,007	/	6,290
250	3,269	8,082	6,600
252	3,339	/	6,643
255	3,464	/	6,690

Calculs comp5a1 (groupe de micropieux IIIh)

Effort de compression (kN)	Déplacements verticaux (mm)		
	sans interaction	avec interaction	
		G=4MPa, $\gamma=0,25$	G=5,77MPa, $\gamma=0,3$
50	0,2821	1,176	0,929
100	0,5742	2,431	1,881
150	1,246	4,045	3,105
200	2,243	6,689	5,249
216	2,566	/	5,903
250	3,494	8,858	7,098

Calculs comp5b2 (groupe de micropieux R-SOL)

Effort de compression (kN)	Déplacements verticaux (mm)		
	sans interaction	avec interaction	
		G=4MPa, $\gamma=0,25$	G=5,77MPa, $\gamma=0,3$
50	0,2805	1,158	0,9263
100	0,5600	2,317	1,853
150	0,8415	3,474	2,780
155	0,8695	/	2,872
200	1,122	4,766	3,705
240	1,371	/	4,432
250	1,442	6,060	4,613
300	1,889	7,001	5,394
320	2,230	/	5,589
350	2,810	8,735	6,931
400	3,777	11,26	9,004
450	4,744	13,66	10,99
500	5,798	15,83	12,81
550	6,858	17,97	14,62

Calculs comp5c2 (groupe de micropieux R-SOL)

Effort de compression (kN)	Déplacements verticaux (mm)		
	sans interaction	avec interaction	
		G=4MPa, $\gamma=0,25$	G=5,77MPa, $\gamma=0,3$
50	0,2822	1,167	0,9321
100	0,5610	2,317	1,864
150	0,8465	3,499	2,797
200	1,129	4,828	3,728
250	1,466	6,073	4,622
300	1,969	6,925	5,360
350	2,940	9,077	7,209
400	3,911	11,57	9,257
450	4,899	13,91	11,20
500	5,961	16,07	13,02
550	7,058	18,16	14,79