République Algérienne Démocratique et Populaire

MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE DE MEDEA

FACULTE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE



MEMOIRE POUR L'OBTENTION DU DIPLOME DE MAGISTER EN GENIE CIVIL
OPTION : INGENIERIE DES MATERIAUX ET GEOTECHNIQUE

THEME :

CONTRIBUTION A LA MODELISATION NUMERIQUE DES GROUPES DE PIEUX EN UTILISANT LA METHODE DES ELEMENTS FINIS

Présenté Par

MADDI Mohammed

Devant le jury composé de :

M.N.BOUAZIZ	Professeur	Université de Médéa	Président
Z. HARICHANE	Professeur	Université de Chelef	Examinateur
Z.ZITOUNI	MCA	Université de BLIDA	Examinateur
Dj. AMAR BOUZID	MCA (HDR)	Université de BLIDA	Rapporteur

Septembre 2015

ملخص

هذا العمل يتطرق إلى استعمال النماذج العددية ثلاثية الأبعاد لسلوك مجموعة من أوتاد باستخدام برنامج ABAQUS. وقد أجريت الدراسة في حالة التربة المتجانسة. وABAQUS هو من البرمجيات المستخدمة في وضع نماذج للمشاكل الجيوتقنية باستعمال العناصر المنتهية و في تحليل الإجهاد والتوتر في الأبعاد الثلاثة لمجموعة من الأوتاد وتفاعلات التربة مع الوتد .

يسمح البرنامج بالكامل بالتقسيم ثنائي وثلاثي الأبعاد باستعمال العناصر المنتهية، والذي يسمح للمستخدمين بسرعة توليد شبكة ثلاثية الأبعاد الحقيقية لعناصر منتهية تقوم على تكوين أقسام أفقية على المستويات المختلفة. في هذه التحليلات، تم استخدام طريقة لثلاثي الأبعاد العناصر المنتهية لدراسة سلوك أوتاد تتعرض لقوة أفقية على رأس كل وتد من المجموعة، ونظرا للتناظر الهندسي تم دراسة نصف نموذج لتقليل وقت الحساب. والهدف الرئيسي من إجراء حساب لمجموعة أوتاد هو تحديد حركة أسس في البنية الفوقية.وغير ذلك، وفي الأخير من أجل معرفة أبعاد الوتد، يجب معرفة الإجهاد والتوتر، ومن الناحية النظرية، فإن تطوير النموذج العددي الذي يأمل في تقديم النتائج التالية :

- طاقة التحمل الجماعية للوتد .
- الانتقال والانحناء لحظات التأثر بالأحمال الأفقية والعمودية.
- توزيع الأحمال بين مجموعة الأوتاد .
- مخططات نقل الثقل من الوتد إلى التربة .
- فعالية المجموعة.
- الضغوط المتولدة في كتلة التربة.

الكلمات المفاتيح: تصرف أوتاد تتعرض لقوة أفقية، تحميل عمودي وأفقي للأوتاد، نماذج الأوتاد، مجموعة من الأوتاد.

RESUME

Le présent travail comporte une modélisation numérique tridimensionnelle de comportement de groupe des pieux en utilisant le logiciel ABAQUS. L'étude a été effectuée dans le cas d'un sol homogène. ABAQUS est un code de calcul géotechnique d'éléments finis réservé à l'analyse des déformations et des contraintes en trois dimensions de projet de groupe des pieux et des problèmes d'interaction sol-pieu**.**

Le programme permet une génération entièrement 2D et 3D de maillages par éléments finis, ce qui permet aux utilisateurs de générer rapidement un maillage véritable en trois dimensions d'éléments finis basés sur une composition de sections horizontales à différents niveaux verticaux. Dans ces analyses, un algorithme d'éléments finis en trois dimensions a été utilisé pour étudier la performance des pieux soumis à des charges latérales à la tête de chaque pieu de groupe, en raison de la symétrie géométrique, l'analyse a été réalisée sur une moitié du modèle pour réduire le temps de calcul. Un des premiers objectifs d'une procédure de calcul des groupes de pieux est de déterminer les déplacements des fondations 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 numérique qu'on espère élaborer pourra nous fournir les résultats suivants :

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

Mots-clés : comportement des pieux latéralement sollicités, chargement latéral et vertical des pieux, modélisation des pieux, groupe de pieux.

ABSTRACT

This work involves a three-dimensional numerical modeling of group behavior of piles using the ABAQUS software. The study was carried out in the case of homogenous soil .ABAQUS is a computer code geotechnical finite element reserved for the analysis of strain and stress in three dimensions pile groups and soil-pile interaction problems .

The program allows a fully 2D and 3D mesh generation finite element, which allows users to quickly generate a true three-dimensional mesh of finite elements based on a composition of horizontal sections at different vertical levels .In these analyzes, an algorithm for three-dimensional finite element was used to study the performance of piles subjected to lateral at the head of each pile group loads, due to the geometrical symmetry, the analysis was performed on one half model to reduce the computation time .A primary objective of a procedure for calculating the pile groups is to determine the movement of foundations at the superstructure. Moreover, in order to size the piles, knowledge of stress and strain in the latter is required. In theory, the numerical model we want to develop will provide the following results:

- The ultimate capacity of the group.
- Movement and bending moments under horizontal and vertical loads.
- The load distribution among the piles of the group to assess the adequacy of the piles.
- load transfer diagrams to the soil.
- The effectiveness of the group.
- The stresses generated in the soil mass.

Keywords: behavior of laterally loaded piles, lateral and vertical loading of piles, modeling of piles, pile group.

Liste de tableau

CHAPITRE I

Tableau I .1: Rapport charge-tassement d'un pieu du groupe (Randolph et Wroth, 1979)…… 14

CHAPITRE III

Tableau III.1: Caractéristiques mécaniques du pieu …… 85

Tableau III.2: Paramètres modélisant le sol comme milieu élastique linéaire…… 86

Tableau III.3: Profil du sol, y compris les valeurs moyennes de la résistance et la rigidité pour chaque couche de sol……. 90

Tableau III.4: géométrie du modèle et les propriétés des matériaux d'après *(poulos ,2001b)*…... 93

Tableau III.5: Comparaison des résultats d'ABAQUS modèle 3-D avec d'autres modèles pour une charge totale de 12 MN…… 95

CHAPITRE IV

Tableau IV.1: Les caractéristiques mécaniques des matériaux pour le modèle étudié…… 102

Tableau IV.3 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=2d……..…… 113

Tableau IV.4 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=3d……..…… 116

Tableau IV.5 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=5d……..…… 119

Tableau IV.6 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=7d…….. 122

Tableau IV.7 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=9d……..….. 125

Tableau IV.8 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=11d……..……. 128

Tableau IV.9 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=2d……..…… 132

Tableau IV.10 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=3d……..…… 135

Tableau IV.11 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=5d……..…… 138

Tableau IV.13 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=7d……... 141

Tableau IV.14 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=9d……...… 144

Tableau IV.15 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=2d……..… 149

Tableau IV.16 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=3d……..… 152

Tableau IV.17 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=5d…….. 155

Tableau IV.18 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=7d……..…… 158

Tableau IV.19 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=9d……..… 161

Tableau IV.20 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=2d……..… 166

Tableau IV.21 : Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=3d…….. 168

Tableau IV.22: Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m A S=5d…….. 170

Tableau IV.23 : Dimension de pieu isolé et radier…… 172

Tableau IV.24 : Efficacité du groupe des pieux…… 213

LISTE DES FIGURES

Figure (a): Pieux résistant aux forces arrachement……. 2

Figure (b): construction à étages multiple sur des pieux…….. 2

Chapitre I

Figure 1.1 : Groupe de deux pieux flottants (Poulos et Davis, 1980)……. 8

Figure 1.2 : Pieu résistant en pointe……. 10

Figure 1.3: Coefficient correcteur pour l'effet du substratum (Poulos et Davis, 1980)…….. 12

Figure 1.4 : Dispositions générales (Butterfield et Banerjee 1971)……. 15

Figure 1.5 : Représentation simplifiée de radier-pieu (Randolph, 1994)…….. 17

Figure 1.6 : La Courbe simplifiée de chargement –tassement pour l'analyse préliminaire (Poulos,2001). 17

Figure 1.7 : Répartition des contraintes pour pieux flottants dans une argile homogène.(Prakash et. Sharma. 1990)……. 19

Figure 1.8 : Distribution de charge sous le radier général équivalent (Tomlinson, 1987)…… 20

Figure 1.9: Longueur équivalente d'un pieu isolé pour le même tassement que celui du groupe (Poulos, 1968a)……. 21

Figure 1.10: Diamètre du pieu équivalent, représentant le groupe de pieux (Poulos et Davis, 1980)…….. 21

Figure 1.11 : Représentation du problème semelle filante-pieu via le programme GASP (d'après Poulos, 1991)……... 24

Figure 1.12 : Représentation numérique du radier-pieu Clancy et al (1993)……. 26

Figure 1.13 : Les éléments essentiels dans la modélisation du radier sur pieux (D'après Russo, 1998). 27

Figure 1.14 : Maillage tridimensionnel d'un groupe de pieux…….. 30

Figure 1.15 : Modélisation d'un quart d'une fondation mixte (4*4 pieux) dans Plaxis3DF……. 32

Figure 1.16 : Maillage tridimensionnel de groupe supportant une pile de pont…… 32

Figure 1.17 : Section de pieu tubulaire et solide ……. 33

Figure 1.18 : Principes des fondations mixtes radier– pieux (Y.M. El-Mossallamy et al. 2009)……. 34

Figure 1.19 : Principe de la méthode des équations intégrales (d'après Ta et Small, 1996)…….. 35

Figure 1.20 : Les tassements calculés par Kuwabara (1989) et Butterfield &Banerjee (1971)…….. 37

Figure 1.21 : Charge partagé calculée par Kuwabara (1989) et par Butterfield et Banerjee(1971)…….. 38

Figure 1.22: Tractions et interaction Plate-pieu-sol (Mendonca et al. 2000)…….. 39

Figure 1.23: Méthode des couches hybrides pour deux pieux identiques (Lee, 1993a)……. 41

Figure 1.24: Interaction des champs de contraintes des pieux dans les groupes chargés transversalement. 43

Figure 1.25: Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux chargés latéralement…… 44

Figure 1.26 : Réaction latérale de groupes de pieux (2x1, 3x1, 2x2, 3x2)…… 46

Figure 1.27: Valeurs de $R_{R\square H}$ et $R_{R\square F}$ en fonction de l'espacement……... 48

Figure 1.28: Maillage utilisé par Brown et Shie [1991]……... 49

Figure 1.29: Valeurs des coefficients Pm et Ym d'après Brown et Shie (1991)……... 50

Figure 1.30: Définition du coefficient multiplicateur p_m..... 51

Figure 1.31: Définition du coefficient multiplicateur Y_m..... 51

Chapitre II

Figure 2.1: Modèle 3D du sol pour groupe des pieux sous radier ……..…… 56

Figure 2.2 Modèle 3D du sol pour groupe des pieux libre en tète…… 57
Figure 2.3: menu déroulant pour la définition matériau……. 57
Figure 2.4: Les éléments disponibles pour l'analyse tridimensionnelle……. 58
Figure 2.5: type d'élément de maillage…….. 59
Figure 2.6: a) Partition, b) Maillage……..……. 61
Figure 2.7: Fenêtre du coefficient de frottement…… 62
Figure 2.8: Variation de la cohésion non drainée α, c_u..... 63
Figure 2.9: Discrétisation numérique du problème de contact sol-structure (Potts et Zdravkovic 1999) 65
Figure 2.10: Élément d'interface sans épaisseur et la matrice de rigidité correspondant (Goodman, Taylor, et Brekke (1968)…… 66
Figure 2.11: Elément sans épaisseur (LK1) combinant les avantages des GTB et des L Réléments GTB (Kaliakin et Li 1995) LRH composé de deux……. 67
Figure 2.12 Elément couche mince à 6 nœuds (Sharma et Desai 1992)…… 68
Figure 2.13: Contacts surface à la surface…… 69
Figure 2.14: Comparaison de précision de pression des contacts pour le nœud à la surface et surface À la surface…… 70
Figure 2.15: (a) et (b).Création d'incrément de temps……. 71

Chapitre III

Figure 3.1: (a)et (b) L'état des limites d'un modèle symétrie 3D…….. 76
Figure 3.2: Représentation de la limite de zone de déplacement des sols sous charge horizontale pour les groupes des pieux fixe en tête (radier-pieu)……..…….. 77
Figure 3.3 Représentation de la limite de zone de déplacement des sols sous charge horizontale les groupes des pieux libre en tête…….. 78
Figure 3.4:Sélection de la limite de zone de déplacement des sols sous charge latérale……... 78
Figure 3.5 : La variation des déplacements horizontaux des sols sous charge latérale……... 79
Figure 3.5: sélection de la limite de zone de déplacement des sols sous charge verticale……. 79
Figure 3.6: La variation des déplacements verticaux des sols sous chargement verticale…….. 80
Figure 3.7: Un maillage Raffiné……. 82
Figure 3.8 : Maillage grossier…….. 82
Figure 3.9: Maillages fins……. 83
Figure 3.10: Modèle tridimensionnel du système pieu-sol……. 85
Figure 3.11: Modèle tridimensionnel du système pieu-sol avec ABAQUS…….. 86
Figure 3.12: Le déplacement latéral de pieu donné par ABAQUS…… 87
Figure 3.13: Comparaison entre les résultats numériques, les résultats analytiques et les résultats des mesures sur place…… 87
Figure 3.14: (a)et (b) .Le détail du pieu de grand diamètre …… 89
Figure 3.16: Modèle 3D des couches de sol avec ABAQUS…….. 90
Figure 3.17: Comparaison entre les résultats ABAQUS, les résultats API et les résultats FLAC 3D…… 91
Figure 3.18: Exemple de fondation mixte radier-pieux (poulos ,2001)…….. 92
Figure 3.19: la symétrie du plan pour 9 pieux…… 93
Figure 3.20 : Modèle symétrie 3D…… 94
Figure 3.21: Les courbes chargement-tassement pour radier supporté par 9 pieux……. 95
Figure 3.22: représentation du maillage déformé en 3D……. 96

Figure 3.23: Déplacements horizontaux pour les pieux en 3D…… 97
Figure 3.24: Déplacements horizontaux pour les pieux en 3D……. 97
Figure 3.25: les contraintes principales en 3D……. 98
Figure 3.26: Contraintes des réactions des sols pour les pieux en 3D…….. 98
Figure 3.27: Représentation du maillage déformé en 3D……. 99
Figure3.28:Déplacements verticaux en 3D…… 99
Figure 3.29: Contraintes tangentielles relatives en 3D……. 100

Chapitre V

Figure4.1 : Système pieu-sol……... 103
Figure4.2 : Modélisation d'un pieu isolé…… 103
Figure4.3 : Le déplacement de pieu isolé sous chargement horizontal……. 104
Figure4.4 : Le déplacement de pieu isolé sous chargement horizontal……. 104
Figure4.5 : Influence des charges sur les déplacements en tête de pieu isolé…….. 105
Figure4.6: Effet d'ombre (adopté de Rollins et al 1998)……. 106
Figure4.7 : Modélisation des groupes des pieux……. 107
Figure4.8 : Le coefficient d'augmentation du déplacement horizontal f_m…… 108
Figure4.9 : Vue en plan des groupes de pieu…….. 109
Figure4.10 : Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux (3x3) chargés latéralement…... 109
Figure4.11 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=2d…….. 110
Figure4.12 : Les déplacements de pieu de coin à s=2d…… 111
Figure4.13 : Les déplacements de pieu de coté à s=2d…… 111
Figure4.14 : Les déplacements de pieu central à s=2d…….. 112
Figure4.15: Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=2d)……. 112
Figure4.16 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=3d…… 113
Figure4.17: Les déplacements de pieu de coin à s=3d…… 114
Figure4.18 : les déplacements de pieu de coté à s=3d……. 114
Figure4.19 : Les déplacements de pieu central à s=3d…….. 115
Figure4.20 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=3d)……. 115
Figure4.21 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=5d……. 116
Figure4.22 : Les déplacements de pieu de coin à s=5d…….. 117
Figure4.23 : Les déplacements de pieu central à s=5d…… 117
Figure4.24 : Les déplacements de pieu de coté à s=5d…… 118
Figure4.25 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=5d)……... 118
Figure4.26 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=7d……. 119
Figure4.27: les déplacements de pieu de coin à s=7d…… 120
Figure4.28: Les déplacements de pieu de coté à s=7d…….. 120
Figure4.29: les déplacements de pieu central à s=7d……. 121
Figure4.30: Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux…….. 121

Figure4.31 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=9d……. 122
Figure4.32: les déplacements de pieu de coin à s=9d…… 123
Figure4.33: les déplacements de pieu de coté à s=9d……. 123
Figure4.34: Les déplacements de pieu central à s=9d…… 124
Figure4.35: Influence de l'espacement sur le déplacement en tête des pieux(s=9d)…….. 124
Figure4.36: (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=11d…… 125
Figure4.37: Les déplacements de pieu de coin à s=11d……. 126
Figure4.38: Les déplacements de pieu de coté à s=11d……... 126
Figure4.39: Les déplacements de pieu central à s=11d…… 127
Figure4.40: Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=11d)…….. 127
Figure4.41:valeurs de coefficient multiplicateur de déplacement f_m en fonction de S/D……. 128
Figure4.42: Vue en plan des groupes des pieux…… 129
Figure4.43: Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux (1x2) chargés latéralement….. 129
Figure4.44: (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=2d…… 130
Figure4.45: Les déplacements de pieu arrière à s=2d…… 131
Figure4.46: Les déplacements de pieu avant à s=2d…… 131
Figure4.47: Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux……. 132
Figure4.48: (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=3d……. 133
Figure4.49: Les déplacements de pieu arrière à s=3d…… 134
Figure4.50: Les déplacements de pieu avant à s=3d……. 134
Figure4.51: Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=3d)…… 135
Figure4.52: (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=5d……. 136
Figure4.53: les déplacements de pieu arrière à s=5d…… 137
Figure4.54: les déplacements de pieu avant à s=5d……. 137
Figure4.55: Influence de l'espacement sur le déplacement en tête des pieux(s=5d)…….. 138
Figure4.56: (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=7d……. 139
Figure4.57: Les déplacements de pieu arrière à s=7d…… 140
Figure4.58 : Les déplacements de pieu avant à s=7d…… 140
Figure4.59: Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=7d)…….. 141
Figure4.60 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=9d……. 142
Figure4.61 : Les déplacements de pieu arrière à s=9d……. 143
Figure4.62: Les déplacements de pieu avant à s=9d…… 143
Figure4.63 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=9d)…….. 144
Figure4.64 : Valeurs de coefficient multiplicateur de déplacement f_m en fonction de S/D…… 145
Figure4.65 : Vue en plan des groupes des pieux…….. 146
Figure4.66 : Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux (1x2) chargés latéralement….. 146

Figure4.67 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de quatre pieux à s=2d…….. 147
Figure4.68 : Les déplacements de pieu arrière à s=2d……. 148
Figure4.69: Les déplacements de pieu avant à s=2d……. 148
Figure4.70 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=2d)……... 149
Figure4.71 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de quatre pieux à s=3d…….. 150
Figure4.72: Les déplacements de pieu arrière à s=3d……. 151
Figure4.73 : Les déplacements de pieu avant à s=3d…….. 151
Figure4.74 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=3d) 152
Figure4.75 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des quatre pieux à s=5d…….. 153
Figure4.76 : les déplacements de pieu arrière à s=5d…….. 154
Figure4.77 : Les déplacements de pieu avant à s=5d…….. 154
Figure4.78 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=5d)…….. 155
Figure4.79 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des quatre pieux à s=7d……. 156
Figure4.80 : Les déplacements de pieu arrière à s=7d…… 157
Figure4.81 : Les déplacements de pieu avant à s=7d…….. 157
Figure4.82 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=7d)…… 158
Figure4.83 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des quatre pieux à s=9d…….. 159
Figure4.84 : Les déplacements de pieu arrière à s=9d…… 160
Figure4.85 : Les déplacements de pieu avant à s=9d……..….. 160
Figure4.86: Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=9d)…… 161
Figure4.87 : Valeurs de coefficient multiplicateur de déplacement f_m en fonction de S/D…… 162
Figure4.88: vue en plan des groupes de pieu…….. 163
Figure4.89 : interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux (2x1) chargés latéralement…... 163
Figure4.90 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=2d…… 164
Figure4.91 : Les déplacements de pieu1 à s=2d……. 165
Figure4.92 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=2d)……... 165
Figure4.93 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=3d…….. 166
Figure4.94 : Les déplacements de pieu1 à s=3d…….. 167
Figure4.95: Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=3d)……. 167
Figure4.96 : (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=5d……. 168
Figure4.97 : Le déplacement de pieu1 à s=5d…….. 169
Figure4.98 : Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux(s=5d)…….. 169
Figure4.99 : Valeurs de coefficient multiplicateur de déplacement f_m en fonction de S/D…….. 170
Figure4.100 : Coupe longitudinal de section de pieu isolé sous radier……. 171
Figure4.101 : Modélisation d'un pieu isolé avec chevêtre…….. 172
Figure4.102 : Le déplacement de pieu isolé sous radier sous l'effet de chargement horizontal…… 173

Figure4.103 : Les déplacements de pieu isolé sous radier sous l'effet des chargements horizontal à s=2d 174
Figure4.104 : Les déplacements de pieu isolé sous radier sous l'effet des chargements horizontal à s=3d 174
Figure4.105: Les déplacements de pieu isolé sous radier sous l'effet des chargements horizontal à s=4d 175
Figure4.106: Les déplacements de pieu isolé sous radier sous l'effet des chargements horizontal à s=5d 175
Figure4.107 : Le déplacement de pieu isolé sous radier sous l'effet de chargement horizontal à s=7d….. 176
Figure4.108 : L'effet de dimension de radié sur les déplacements de pieu…….. 176
Figure4.109 : (a) et (b) Coupe longitudinal de section de groupe (3x4)……. 178
Figure4.110 : Définition des coefficients multiplicateurs Pm…… 179
Figure4.111 : (a) et (b) Modélisation d'un groupe des pieux (3x4)…… 180
Figure4.112 : L'ensemble sol-chevêtre-pieux sous un effort latéral: (a) coupe verticale, (b) vue en élévation…… 181
Figure4.113 :L'abaque des multiplicateurs f_m (selon Mokwa et Duncan, 2000)……. 183
Figure4.114 : Diagrammes du corps libres représentant la résistance relative à la rotation (Mokwa et Dunca, 2003)…….. 184
Figure4.115: Modélisation d'un groupe de pieux avec s=2D…… 185
Figure4.116 : Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée sous l'effet des chargements horizontal à s=2d…… 187
Figure4.117 : Les Courbes de réaction P-y des groupes des pieux à z=3mAvec s=2d…….. 187
Figure4.118 : Modélisation d'un groupe de pieux avec s=3D…… 188
Figure4.119 : Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=3d…… 190
Figure4.120: Les Courbes de réaction P-y des groupes des pieux à z=3mS=3d……... 191
Figure4.121 : Modélisation d'un groupe de pieux avec s=5D…….. 191
Figure4.122: Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=5d…… 193
Figure4.123 : Les Courbes de réaction P-y des groupes des pieux à z=3m S=5d…….. 193
Figure4.124 : Modélisation d'un groupe de pieux avec s=7D…….. 194
Figure4.125 : Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=7d……. 196
Figure4.126 : Les Courbes de réaction P-y des groupes des pieux à z=3m S=5d…….. 196
Figure4.127: L'abaque des multiplicateurs pm…….. 197
Figure4.128 : Système pieu-sol……. 198
Figure4.129 : Le déplacement de pieu isolé sous chargement horizontal……. 198
Figure4.130 : (a) et (b) Coupe longitudinal de section de groupe (3x4)……. 200
Figure4.131: (a) et (b) Modélisation d'un groupe des pieux (3x4) fixé en tête…… 202
Figure4.132: Modélisation d'un groupe de pieux avec s=2D…… 202
Figure4.133 : Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=2d…….. 204
Figure4.134 : Modélisation d'un groupe de pieux avec s=3D…….. 205
Figure4.135 : .Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=3d…… 207
Figure4.136 : Modélisation d'un groupe de pieux avec s=5D…….. 207
Figure4.137: Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=5d…… 209
Figure4.138: Modélisation d'un groupe de pieux avec s=7D……. 210

Figure4.139 Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1ére rangée, (c) :2éme rangée, (d) :3éme rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=7d…….. 212
Figure4.140: Influence de l'espacement sur le déplacement des pieux……. 212
Figure4.141 : Coefficient d'efficacité du groupe…… 213

Sommaire

Introduction Générale……... 1

Chapitre I

I.1.Introduction …….. 5
I.1.1.Chargement axial ……... 6
I. 1.1.1. Les méthodes de calcul simplifiées …… 7
I. 1.1.2. La méthode numérique approximative …… 23
I. 1.1.3. Les méthodes numériques …….. 28
I. 1.1.3.a- Méthode des éléments finis ……. 28
I. 1.1.3.b- Méthode des équations intégrales …….. 35
I. 1.1.3.c- Méthodes des fonctions de transfert de charge …….. 39
I.1.2. Charge latéral …… 43
I.1.2. 1.Les méthodes simplifiées …… 45
I.1.2. 2.Les méthodes numériques …….. 48
I.1.2. 2.a - Les méthodes Eléments Finis …… 48
I.1.2. 2.c - Méthode des fonctions de transfert de charge …… 50
I.1.2. 3. Méthodes hybrides …… 52
Conclusion …….. 54

Chapitre II

II.1 Introduction …… 56
II.2. Paramètres des matériaux……... 57
II.3. Sélection des éléments finis …… 58
II.4. Discrétisation ……. 59
II.5. Modélisation de la zone de contact …… 61
II.6.L'incrément de temps ……...…… 70
II.7.Conclusion …… 72

Chapitre III

III.1. Introduction …… 74
III.2. Modélisation géométrique du continuum …….. 75
III.3.Construire un maillage d'éléments finis ……. 80
III.3.1.Maillages fins et grossiers …….. 81
III.4. Validation des résultats du code ABAQUS ……... 83
III.4.1 Partie 1 …….. 84
III.4.2 Partie 2 ……. 92
III.5. Résultats donné par ABAQUS …… 96
III.5.1. chargement horizontal des pieux des groupes FH=775KN…….. 96
III.5.2. chargement Verticale totale FIV=12MN ……..…….. 103
III.6.Conclusion…… 100

Chapitre IV

IV.1. Introduction …… 102
IV.2.Partie 1 ……. 103
IV.2.1.Pieu isolé libre en tête ……. 103
IV.2.1.1.Les déplacements latéraux du Pieu isolé au niveau de sol en milieu élastique … 104
IV.2.1.2.Conclusion……. 105
IV.3.L'effet de Groupe……... 105
IV.4.L'étude groupe des pieux libre en tête …….. 106
IV.4.1.Groupe des pieux (3x3) ……. 108
IV.4.1.1.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) adive l'espacement S=2D en milieu élastique …… 110
IV.4.1.3. les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=5D en milieu élastique …….. 113
IV.4.1.4.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=7D en milieu élastique……. 116
IV.4.1.5.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=9D en milieu élastique …… 122
IV.4.1.6.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement s=11D en milieu élastique …….. 125
IV.4.1.7.Conclusion ……. 128
IV.4.2.Groupe des pieux (1x2) …… 129
IV.4.2.1.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=2D en milieu élastique ……. 130
IV.4.2.2.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=3D en milieu élastique……. 133
IV.4.2.3.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=5D en milieu élastique…… 136
IV.4.2.4.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=7D en milieu élastique…….. 139
IV.4.2.5.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=9D en milieu élastique……. 142
IV.4.2.6.Conclusion…….. 145
IV.4.3.Groupe des pieux (2x2) …… 146
IV.4.3.1.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=2D en milieu élastique…….. 147
IV.4.3.2.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=3D en milieu élastique……... 150
IV.4.3.3.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=5D en milieu élastique…… 153
IV.4.3.4.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=7D en milieu élastique…….. 156
IV.4.3.5.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=9D en milieu élastique. …….. 159

IV.4.3.6.Conclusion …….. 162
IV.4.4.Groupe des pieux (2x1) ……. 163
IV.4.4.1.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (2x1) avec l'espacement S=2D en milieu élastique……. 164
IV.4.4.2.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (2x1) avec l'espacement S=3D en milieu élastique…… 166
IV.4.4.3.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (2x1) avec l'espacement S=5D en milieu élastique…….. 168
IV.4.4.4.Conclusion 170
……...
IV.5.Partie 2 …….. 171
IV.5.1.Pieu isolé fixé en tète ……..… 171
IV.5.1.1.Les Déplacements latéraux du Pieu isolé sous radier en milieu élastique…….. 177
IV.5.1.2.Conclusion …….. 177
IV.5.2.L'étude groupe des pieux fixé en tète (fondation mixte) ……. 181
IV.5.2.1.Les déplacements latéraux du groupe Pieux (3x4) avec l'espacement S=2D en milieu élastique. …….. 185
IV.5.2.2.Les déplacements latéraux du groupe Pieux (3x4) avec l'espacement S=3D en milieu élastique. …….. 188
IV.5.2.3.Les déplacements latéraux du groupe Pieux (3x4) avec l'espacement S=5D en milieu élastique……. 191
IV.5.2.4.Les déplacements latéraux du groupe Pieux (3x4) avec l'espacement S=7D en milieu élastique……. 194
IV.5.2.5.Conclusion…….. 197
IV.6.Partie 3 …….. 197
IV.6.1.Pieu isolé libre en tête …… 197
IV.6.1.1.Les déplacements latéraux du Pieu isolé au niveau de sol en milieu élastique…. 199
IV.6.2. L'étude groupe des pieux fixé en tète (radier rigide ne touchant pas le sol)…… 199
IV.6.2.1.Les déplacements latéraux du groupe de Pieux (3x4) avec l'espacement S=2D en milieu élastique……. 202
IV.6.2.2.Les déplacements latéraux du groupe de Pieux (3x4) avec l'espacement S=3D en milieu élastique. …….. 205
IV.6.2.3.Les déplacements latéraux du groupe de Pieux (3x4) avec l'espacement S=5D en milieu élastique…… 207
IV.6.2.4.Les déplacements latéraux du groupe de Pieux (3x4) avec l'espacement S=7D en milieu élastique…… 210
IV.6.2.5.Conclusion ……. 213
Conclusion ……. 215

Introduction Générale

Lorsque les ouvrages qui doivent être supportés par des fondations sont de grandes envergures, on peut faire recours à un nombre relativement important des pieux constitués en groupes, qui assure la transmission des charges par l'intermédiaire d'une semelle de répartition.

Ces groupes des pieux ont un comportement assez particulier du fait de l'interaction entre pieux dans chaque groupe qui conduisent à certaines modifications. L'effet de groupe traduit donc les modifications induites par le comportement d'ensemble d'un groupe de pieux sur chaque pieu pris isolément. Ainsi le pieu, qui fait partie d'un groupe, a un comportement différent de celui du pieu isolé. Cet effet de groupe diffère principalement selon l'espacement entre les pieux et la sollicitation mais aussi selon la nature du sol telle que la cohésion et selon aussi la résistance du sol.

Il est généralement reconnu que les déflexions d'un pieu dans un groupe étroitement espacés sont supérieures aux déflexions d'un pieu isolé avec une même charge par pieu. Le moment de flexion maximal dans un groupe sera également plus grand que celui d'un seul pieu, parce que le sol se comporte comme si il a moins de résistance, permettant au groupe de déplacer plus sous l'effet la même charge par pieu. De plus, les pieux situés dans les rangées derrières reprennent moins de résistance latérale que ceux de la rangée frontale. Les modifications dont il y a lieu de tenir compte, ne concernent :

— la force portante, sous sollicitations axiales.

— le tassement.

— les réactions latérales et les poussées latérales du sol.

— le frottement négatif.

Deux causes différentes sont à l'origine de ces effets de groupe :

— la mise en place d'un ensemble de pieux crée un remaniement du sol qui est différent de celui qui est produit par la mise en place d'un pieu isolé, dont le comportement sert de référence. La réaction du sol, sous et autour du pieu, est modifiée.

— la charge appliquée sur un pieu a une influence, en termes d'efforts et de déplacements, sur le comportement des pieux voisins. Cette influence peut être chiffrée par des méthodes rationnelles telles que la méthode des éléments finis. Toutefois, l'application courante de telles méthodes se heurte à un certain nombre de difficultés :

• lois de comportement du sol souvent mal connues.

• aspect tridimensionnel du problème difficile à prendre en compte.

• état initial du sol après mise en place des pieux difficile, sinon impossible, à appréhender.

Le développement des logiciels éléments finis tels que PLAXIS, ABAQUS, ont donné à la géotechnique des outils efficaces pour l'analyse rigoureuse du comportement des groupes des plusieurs pieux. A l'aide du logiciel ABAQUS, on a modélisé des groupes des pieux soumis à une charge axiale et latérale uniformément répartie ou ponctuelle, dans un sol homogène. Les Figures (a et b) représentent schématiquement quelques exemples d'utilisation de groupe des pieux sous efforts verticaux et horizontaux.

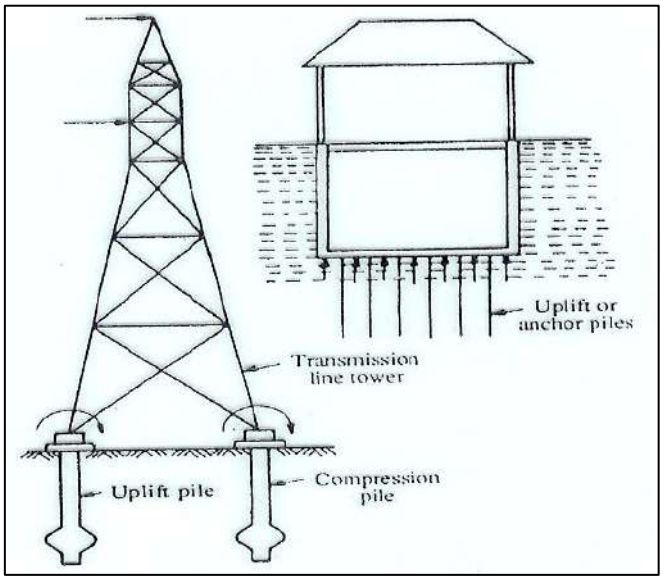


Figure (a) Pieux résistant aux forces arrachement

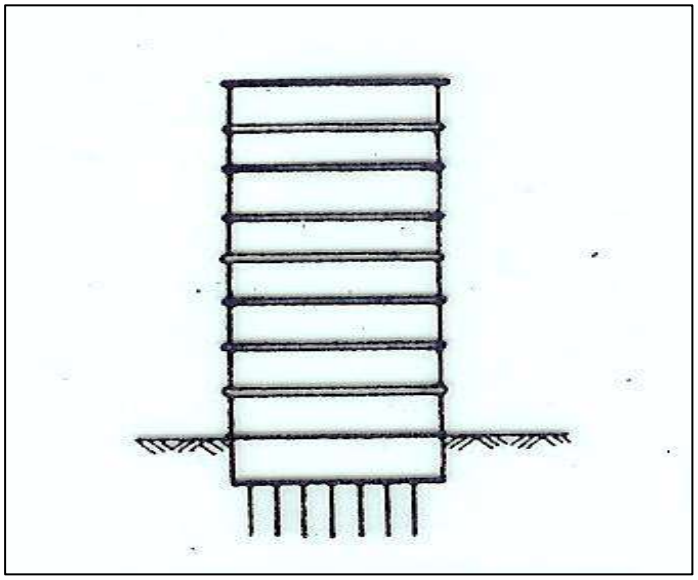


Figure (b) Construction à étages multiple sur des pieux

A partir des résultats de ces modélisations, on a pu analyser les mécanismes de mobilisation du frottement et le déplacement latéral des différents pieux, et évaluer l'effet du groupe, celui de l'entraxe pour le comportement des groupes des pieux.

Ce mémoire est organisé autour de quatre chapitres.

Le chapitre I est consacré à une synthèse bibliographique des différentes méthodes de dimensionnement des pieux disponibles dans la littérature et qui sont appliquées aux groupes des pieux chargés verticalement et horizontalement.

Le chapitre II est consacré à une présentation du code d éléments finis ABAQUS.

Le chapitre III consiste à une modélisation numérique tridimensionnelle par éléments finis de comportement des groupes des pieux en utilisant le code d'éléments finis ABAQUS.

Le chapitre IV présente une étude paramétrique qui étudie l'influence des paramètres: l'effet d'espacement, l'effet de type de chargement sur le groupe des pieux.

Le mémoire se termine par une conclusion globale et des recommandations pour les travaux à venir.

Chapitre I :

méthodes de dimensionnement des groupes des pieux

Résumé :

Ce chapitre est consacré à une étude bibliographique sur les différentes méthodes de calcul existantes de groupe des pieux sous chargement vertical ou horizontal.

L'étude bibliographique est constituée de deux parties :

- une partie bibliographique qui fait la synthèse sur les connaissances des méthodes des calculs des groupes des pieux sous chargement vertical.

- une seconde partie présente les connaissances sur les méthodes des calculs des groupes des pieux sous chargement horizontal.

Ces méthodes des calculs des groupes des pieux sont variées, mais on peut les classer en trois catégories:

- l'approche numérique : méthodes des éléments finis ; méthode des fonctions de transfert de charge et la méthode des équations intégrales.

- l'approche numérique approximative : représentée comme étant une série de semelles filantes sur des ressorts et des plaques minces sur des ressorts.

- l'approche par les méthodes simplifiées : les méthodes empiriques, les méthodes des modèles équivalents, et les abaques simplifiés basés sur la théorie de l'élasticité.

I.1.Introduction :

L'introduction de ce chapitre indique que depuis le début de l'étude de groupe des pieux, les chercheurs tentent de mettre au point une méthode de conception appropriée dans différentes approches. Pour effectuer un examen critique, ces œuvres ont été classées en trois grands groupes c'est-à-dire la méthode d'analyse simplifiée, méthode d'analyse numérique approximative et méthode d'analyse numérique. Les objectifs d'une procédure de calcul de groupe des 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. Le modèle idéal nous fournirait les résultats suivants :

- 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.
- 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.

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

I.1.1.Chargement axial :

Le tassement d'un groupe des pieux est plus grand que celui d'un pieu isolé, identique aux pieux constituant ce groupe, soumis à une charge égale à la charge moyenne appliquée au groupe.

Les pieux voisins causent un tassement supplémentaire par rapport au tassement que subirait le pieu, sous sa propre charge, s'il était isolé : c'est l'effet de groupe. En d'autres termes, en cas d'espacement faible entre les pieux dans un groupe, il faut prendre en compte l'interaction entre les pieux lors de l'analyse du tassement du groupe.

Les noms des quelques auteurs qui ont effectué des calculs de tassement d'un groupe des pieux sous chargement axial :

- Skempton (1953)
- Vesic (1969)
- Poulos (1968 a)
- Frank (1974)
- Meyerhof (1976)
- Sowers (1979)
- Poulos et Hewitt (1986)
- Tomlinson (1987)
- Poulos et Davies (1980)
- Yamashita et al (1987)
- Butterfield et Banerjee (1971)
- Davies et Banerjee (1978).
- Randolph et Wroth (1979),

- Chow (1986 a et b)
- Ottaviani (1975)
- Desai et Apple (1976)
- Muqtadir et Desai (1986)
- Bowles (1988)
- Lee (1993 a et b)
-Poulos (1992 b)

I. 1.1.1. Les méthodes de calcul simplifiées :

La méthode d'analyse simplifiée implique le développement de modèle mathématique, basé sur la théorie et les principes mis en place, qui peut être effectuée par le calcul simple sans utilisation intensive de l'ordinateur.

Parmi les méthodes simples de l'estimation du tassement, citons la formule empirique de Skempton (1953) basée sur des observations in-situ. Elle est applicable aux groupes de pieux dans le sable.

$$\frac{w_G}{w_i} = \frac{(4B_G+9)^2}{(B_G+9)^2} \qquad (1,1)$$

Où

- w_G est le tassement du groupe de pieux,
- w_i le tassement du pieu isolé.
- B_G la largeur frontale de groupe, en pieds (1 pied = 0,3 m).

Vesic (1969) a proposé une relation simple pour le tassement d'un groupe de pieux :

$$w_G = \sqrt{\frac{B_G}{d.w_{i_{(e)}}}} \qquad (1,2)$$

Où

- d est le diamètre des pieux.
- $w_{i_{(e)}}$ le tassement élastique d'un pieu sous charge de service.

Poulos et Davis (1980) examine un groupe de deux pieux verticaux identiques et identiquement sollicités (Figure.1.1). Chacun de ces deux pieux est divisé en n éléments cylindriques et une base circulaire uniformément chargée. Si le massif du sol reste purement élastique et s'il n'y a pas de

glissement ou rupture à l'interface sol-pieu, on peut égaliser le déplacement du sol et celui du pieu au centre de chaque élément.

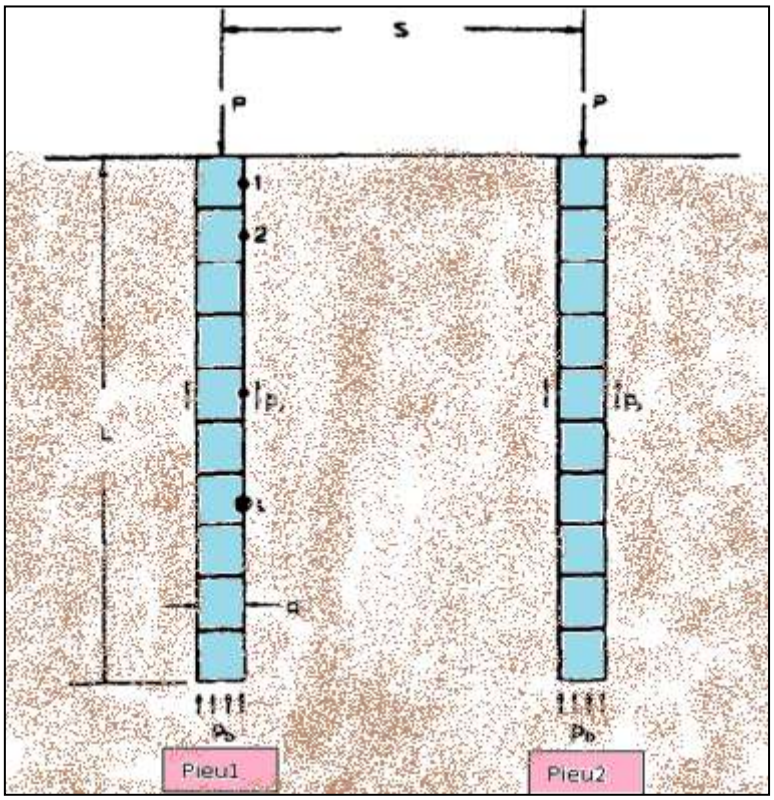


Figure.1.1. Groupe de deux pieux flottants (Poulos et Davis, 1980)

Les équations du déplacement d'un pieu isolé flottant (équation.1.3) ou d'un pieu isolé résistant en pointe (équation.2.4) sont données par Mattes et Poulos (1969), après discrétisation par différences finies de l'équation d'équilibre du pieu :

$$\{ {}_p\rho\} = \frac{4\delta^2}{d^2} \times \frac{1}{d^2 R_A} [I_p]^{-1} (\{p\} - \{Y\}) \qquad (1,3)$$

Où

$\{ {}_p\rho\}$: vecteur de déplacement du pieu de dimension n+1.

$\{p\}$: vecteur des contraintes de cisaillement de dimension n+1.

d: diamètre du pieu.

δ: longueur de l'élément de pieu (l/n).

E_p: module d'Young du pieu.

$[I_p]$: matrice d'action du pieu de dimension $(n+1)^2$.

$$[I_P]=\begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & -2 & 1 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 2 & 1 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdots & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdots & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdots & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 1 & -2 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 2 & 2 & -5 & 3.2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & \frac{-4f}{3} & 12f & \frac{-32f}{3} \end{bmatrix}$$

$f = \frac{L}{\pi d R_A}$, avec, L : la longueur du pieu, $R_A = 1$, pour une section pleine.

$$\{Y\}=\begin{Bmatrix} \left(\frac{P}{\pi . d^2}\right)\times\left(\frac{n}{L/d}\right) \\ 0 \\ 0 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

Pour le pieu résistant en pointe :

$$\{{}_p\rho\} = -\left\{\frac{1}{E_p R_A}[D_p] + \left(\frac{\pi(1-\nu_b^2)}{E_b}\right)\times\left(\frac{L}{n}\right)\times\left(\frac{d}{d_p}\right)[X]\right\}.\{p\} + \frac{4p}{E_p R_A \pi d^2}\{h\} + \left(\frac{p}{d}\right)\left(\frac{1-\nu_b^2}{E_b}\right)\left(\frac{d}{d_b}\right)\{w\} \quad (1,4)$$

Où

$[D_p]$: matrice de facteurs du déplacement du pieu de dimension n x n.

D_{pij}= 4Sh$_j$d, pour i<j et 48h$_j$d, pour i>j.

hi et hj : distance entre le substratum et les points i et j(Figure.1.2).

$\{h\}$: vecteur des valeurs de h$_i$ de dimension n.

$[X]$: matrice dont les composantes sont toutes égales à 1 de dimension n x n.

$\{p\}$: vecteur des valeurs de p$_j$.

$\{w\}$: vecteur dont les composantes sont toutes égales à 1 de dimension n.

ν_b : coefficient de Poisson du substratum.

E_b : module d'Young du substratum.

d_b : diamètre de la pointe du pieu.

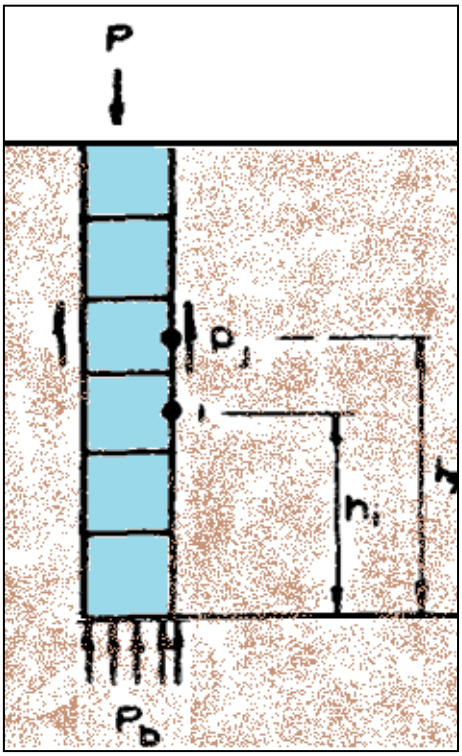


Figure.1.2. Pieu résistant en pointe

Le déplacement du sol pour un pieu flottant s'écrit de la manière suivante :

$$\{ {}_s\rho\} = \frac{d}{E_s}\left[{}_1I + {}_2I\right]\{P\} \qquad (1,5)$$

Où :

$\{ {}_s\rho\}$: vecteur du déplacement du sol.

{P}: vecteur des contraintes de cisaillement.

$[{}_1I+{}_2I]$: matrice des facteurs d'influence du déplacement, contenant les composantes ${}_1I_j+{}_2I_j$.

Avec : ${}_1I_j$, ${}_2I_j$: facteur d'influence du déplacement sur l'élément i du pieu 1 causé par la contrainte de cisaillement sur l'élément j du pieu 1 et l'élément j du pieu 2 respectivement. Les valeurs ${}_1I_j$ et ${}_2I_j$ sont obtenues par l'intégration des équations de Mindlin pour un déplacement vertical dans un massif semi-infini. Dans le cas du pieu résistant en pointe, une correction est obtenue en utilisant une méthode de "image-miroir" suggérée par D'appolonia et Romualdi (1963).

En supposant l'égalité du déplacement du pieu et celui du sol, la résolution du système d'équations donne les contraintes de cisaillement et les déplacements le long du pieu considéré. L'analyse de l'ensemble des deux pieux est donc identique à celle d'un pieu isolé, à ceci près que la matrice

d'influence de déplacement du sol contient la contribution de l'autre pieu. Le résultat de cette analyse est exprimé par un facteur d'interaction $\propto_f$, défini par

$$\propto_f = \frac{tassement\ supplémentaire\ causé\ par\ le\ pieu\ voisin}{tassement\ du\ pieu\ sous\ sa\ charge\ propre}$$

Poulos et Davis (1980) présentent les valeurs de $\propto_f$, le facteur d'interaction pour un pieu flottant, sous la forme d'abaques, pour différentes valeurs de K ($=E_p/E_s$, facteur de rigidité pieu-sol), L/d et s/d (s est l'entre-axes entre les deux pieux). Ils ont proposé un coefficient correcteur pour l'effet du substratum Nh (Figure.1.3), le facteur d'interaction étant alors calculé par $\propto=\propto_f N_h$. Les auteurs ont également donné des corrections pour le coefficient de poisson, pour la variation du module de Young du sol le long du pieu, pour une pointe élargie, ainsi que pour la compressibilité du sol en pointe. Afin de déterminer l'influence de l'ensemble des pieux au voisinage d'un pieu donné dans un groupe, Poulos propose de superposer les différents facteurs d'interaction avec chacun des pieux voisins. Dans le cas où les charges ne sont pas uniformes sur les pieux de groupe, on aboutit à l'équation générale :

$$\rho_k = \rho_1 \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq k}}^{n} (p_j . \propto_{kj}) + \rho_1 \rho_k \qquad (1,6)$$

Où

ρ_k **:** est le déplacement du pieu isolé considéré (k) sous la charge unité.

p_j : la charge sur le pieu j et $\propto_{kj}$ le facteur d'interaction entre les pieux k et j.

Le système peut être résolu dans deux cas :

1) les charges sur les pieux sont identiques (semelle de liaison flexible) : les inconnues restant à déterminer sont les ρ_k,les charges étant $P_K = P_G/n$ où P_G est la charge totale du groupe de pieux.

2) la semelle de liaison est rigide : les tassements ρ_K sont identiques, $\rho_K = \rho_G$; par ailleurs.

$$p_k = \sum_{j=1}^{n} p_j \qquad (1,7)$$

et on doit déterminer les (n+1) inconnues qui sont ρ_G (le tassement du groupe) et p_j.

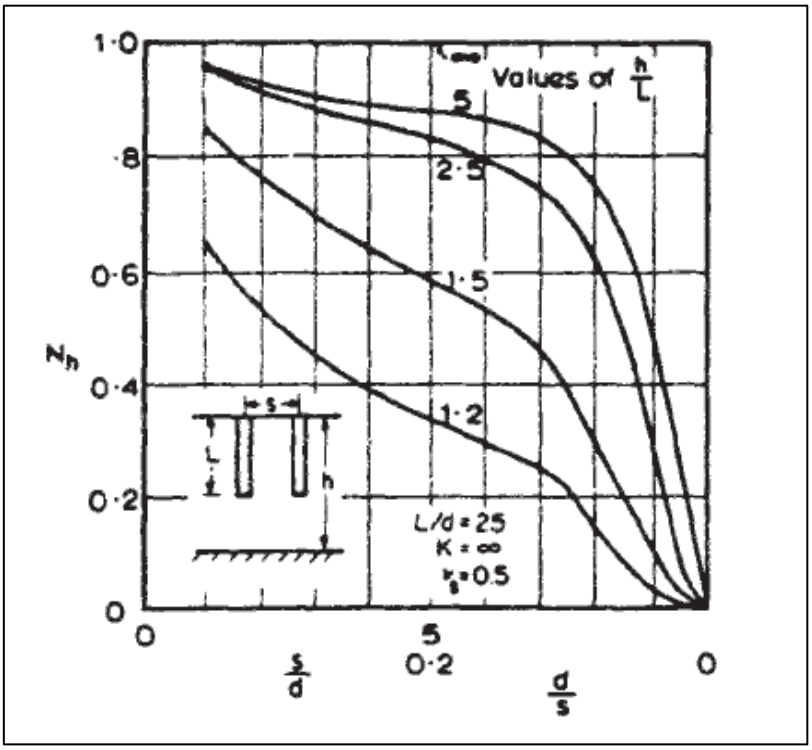


Figure.1.3. Coefficient correcteur pour l'effet du substratum (Poulos et Davis, 1980)

Yamashita et al. (1987) ont modifié la méthode de Poulos afin de tenir compte d'un sol multicouche ainsi que de la non-linéarité du sol. En ce qui concerne la distribution des charges le long du pieu, Yamashita et al. (1987) ont remarqué que lorsqu'il y a une variation rapide du module d'Young du sol le long du pieu, l'accord entre les résultats de la méthode des éléments finis est meilleure avec les résultats de cette méthode modifiée qu'avec ceux de la méthode de Poulos. Randolph et Wroth (1979) est fondée sur la superposition de champs de déplacement de pieux individuels et considère séparément le comportement moyen du fût et le comportement sous la base des pieux. Les champs de déplacement sont déterminés au moyen de la solution analytique approchée obtenue pour un pieu isolé sous charge verticale (Randolph et Wroth, 1978), On admet que le sol est un matériau élastique caractérisé par un module de cisaillement qui est constant ou varie linéairement en fonction de la profondeur, et par un coefficient de Poisson supposé constant.

En considérant un groupe de deux pieux rigides, le tassement de chacun de ces deux pieux est la somme du tassement due à sa charge propre (w_1) et celui causé par le pieu voisin (w2). A mi-profondeur du pieu, les auteurs écrivent donc :

$$w_s = w_1 + w_2 = \frac{\tau_0 r_0}{G}\left[ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right) + ln\left(\frac{r_m}{s}\right)\right] \qquad (1,8)$$

Où

r_0 : est le rayon du pieu.

τ_0: la contrainte de cisaillement sur la surface latérale du pieu.

G : le module de cisaillement du sol.

s : l'entre-axes entre deux pieux**.**

r_m: est le rayon d'influence du pieu, à partir duquel on suppose que le pieu n'a plus d'influence et la valeur de la contrainte de cisaillement devient négligeable. Les auteurs ont proposé une valeur moyenne pour le rayon d'influence $2{,}5L\ (1-\nu)$ avec L la longueur du pieu et ν le coefficient de Poisson. Dans le cas d'un sol variant linéairement avec la profondeur, les auteurs définissent le rapport G du module de cisaillement à mi-profondeur du pieu $G_{L/2}$(à z=L/2) à celui en pointe G_L (à z=L), et le rayon d'influence est obtenu par la formule $r_m = 2{,}5\ p\ L\ (1-\nu)$.

Le rapport charge-déplacement pour chaque fût de pieu est alors :

$$\frac{p_s}{G_L r_0 w_s} = \frac{2\pi\rho}{\xi + \ln\left(\frac{r_m}{s}\right)} \frac{L}{r_0} \qquad (1{,}9)$$

Où P_s est la charge prise par le fût (frottement latéral) et $\xi = \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right)$

De la même manière, le tassement sous la pointe w_b est composé de deux parties et s'écrit dans un sol homogène :

$$w_b = w_1 + w_2 = \frac{p_b(1-\upsilon)}{4 r_0 G}\left(1 + \frac{C r_0}{s}\right) \qquad (1{,}10)$$

Où

P_b est la charge en pointe et c=2/π

Le rapport charge-déplacement pour chaque pointe de pieu s'écrit, dune manière générale

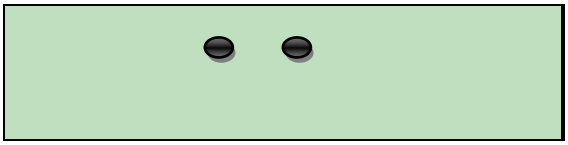
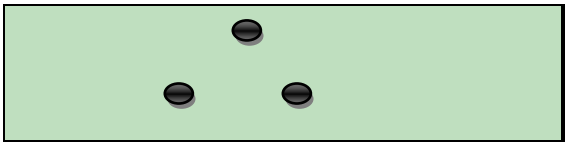
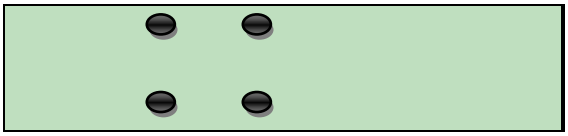
$$\frac{p_b}{G_L r_0 w_b} = \frac{4}{1-\nu} \frac{s}{r_{0c+s}} \qquad (1{,}11)$$

Randolph et Wroth obtiennent, alors, le rapport charge-déplacement pour chacun des deux pieux rigides $w_b = w_s$, chargés identiquement.

Où

$Pt = Ps + Pb$ est la charge totale sur chacun des pieux. Le tableau I. 1 donne ce rapport pour les groupes constitués de 2, 3 et 4 pieux.

Tableau I.1: Rapport charge-tassement d'un pieu du groupe (Randolph et Wroth, 1979)

Groupe de pieux	Rapport charge –tassement d'un pieu du groupe
	$\frac{4}{1-\nu}\frac{s}{r_0 c+s}+\frac{2\pi\rho}{\zeta+\ln(\frac{r_m}{s})}\frac{L}{r_0}$
	$\frac{4}{1-\nu}\ \frac{s}{2r_0 c+s}+\frac{2\pi\rho}{\zeta+2\ln(\frac{r_m}{s})}\frac{L}{r_0}$
	$\frac{4}{1-\nu}\ \frac{s}{2.707r_0 c+s}+\frac{2\pi\rho}{\zeta+\ln\left[{r_m}^3/\sqrt{2s^3}\right]}\frac{L}{r_0}$

Randolph et Wroth définissent un facteur d'interaction $\alpha_v$comme dans la méthode de Poulos :

$$\left(\frac{Gr_0 w_t}{p_t}\right)_2 = (1+\alpha_v)\left(\frac{Gr_0 w_t}{p_t}\right)_1 \qquad (1,12)$$

Dans un groupe général contenant n pieux rigide, le déplacement du fût du pieu j et celui de sa pointe sont respectivement :

$$(w_s)_j = \sum_{j=1}^{n}(w_s)_{ij} = \frac{1}{G}\sum_{i=1}^{n}(\tau_0)_i\,(r_0)_i ln\left(\frac{r_m}{s_{ij}}\right) \qquad (1,13)$$

$$(w_b)_j = \sum_{j=1}^{n}(w_b)_{ij} = \frac{c(1-\upsilon)}{4G}\sum_{i=1}^{n}\frac{(p_b)_i}{s_{ij}} \qquad (1,14)$$

L'approche de Butterfield et Banerjee

Butterfield et Banerjee (1971) ont été parmi les premiers qui ont calculés la charge partagée entre le pieu et le chevêtre, et le comportement de tassement correspondant à divers configurations de pieu (numéro de pieu, la taille et l'espace) et le type de chevêtre (contact ou flottant).La technique d'analyse adopte la solution de Mindlin (1936) pour une charge ponctuelle intégrée à l'intérieur d'un solide élastique semi-infini.

L'analyse était sur un petit groupe des pieux flottant (1, 2, 3,2x2, 5 et 3x3) avec chevêtre rigide (flottant et contactant), soumis à une charge ponctuelle dans un milieu de sol élastique semi- infini. Le déplacement vertical total $W(p)$ en raison de la charge p peut s'écrire :

$$w(p) = \int_c \varphi_c K(P, \varrho_c) dC + \int_s \varphi_s K(P, \varrho_s)\, ds \qquad (1,15)$$

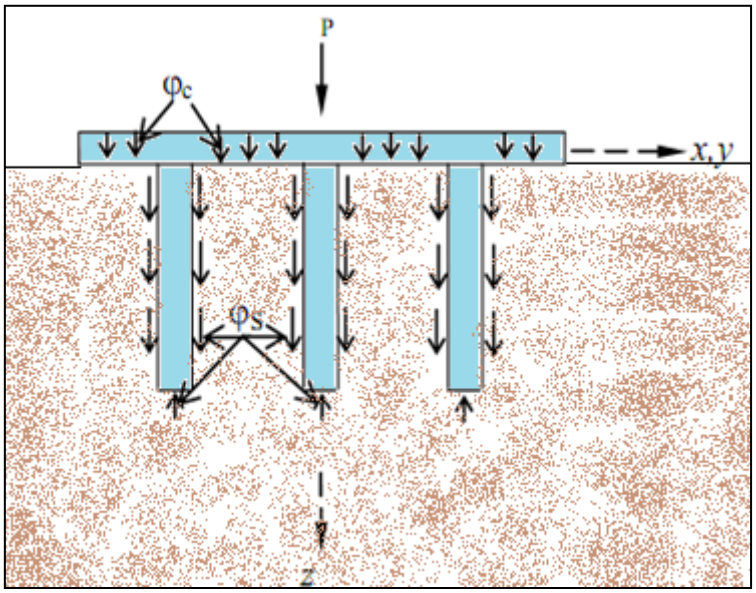


Figure 1.4. Dispositions générales (Butterfield et Banerjee 1971)

Lorsque, la première partie de l'équation ci-dessus comprend le déplacement vertical sur le chevêtre interface sol, en raison de la contrainte directe normale fictive ϕ_c sur l'élément dC de chevêtre a la surface efficace C (c'est à dire la superficie totale de chevêtre moins d'espace occupé par N pieux). La deuxième partie comprend le déplacement vertical en raison de cisaillement et la contrainte directe ϕ_s fictifs, agissant à l'interface (sol –pieu) d'élément ds de fût du pieu et de la zone de base (S). Les termes K (P, Qc) et K (P, Qs) Peut être obtenu à partir de l'équation Mindlin (1936).

La solution ci-dessus ne tient pas compte de la compatibilité de déplacement radial au fût de pieu et interface continuum du sol. Butterfield et Banerjee (1971) ont montré que ce qui a un effet négligeable sur la répartition de charge et de déplacement. L'analyse ci-dessus est applicable an groupe des pieux de n'importe quelle géométrie avec de chevêtre rigide. Cependant, pour le pieu compressible, l'équation ci-dessus peut s'écrire sous forme matricielle en divisant les différentes interfaces en éléments discrets.

Cette analyse élastique ne calcule que le tassement total. Il ne comprend pas l'interaction entre le pieu et chevêtre, qui influent sur la redistribution de cisaillement et le moment de flexion de l'élément de radier.

Méthode de Poulos-Davis-Randolph (PDR method)

Pour estimer la capacité portante verticale de l'ensemble radier-pieux en se servant des approches Simplistes, la capacité ultime est généralement prise comme la plus petite des deux valeurs:

- La somme des capacités ultimes du radier et de tous les pieux.
- La capacité ultime du bloc contenant les pieux, le radier et la partie du radier situant à l'extérieur de la périphérie des pieux.

La rigidité du radier sur pieux peut être estimée comme suit:

$$K_{pr} = \left[K_p + K_r\left(1 - \alpha_{cp}\right)\right]/\left(1 - \alpha_{cp}^2 K_r/K_p\right) \quad (1,16)$$

Où, K_{pr} est la rigidité de la fondation radiée sur pieux, K_p est la rigidité du groupe de pieux, et K_r est la rigidité du radier seul.

α_{cp} est le facteur d'interaction radier pieu. La rigidité du radier K_r peut être estimée en se servant de la théorie d'élasticité en utilisant par exemple les solutions de Fraser et Wardle (1976) ou Mayne et Poulos (1999). La rigidité du groupe de pieux peut être obtenue de la référence Poulos et Davis (1980).

L'effort total repris par le radier est:

$$\frac{P_r}{P_t} = \frac{K_r\left(1-\alpha_{cp}\right)}{\left[K_P + K_r\left(1-\alpha_{cp}\right)\right]} = X \quad (1,17)$$

Expression dans laquelle, P_r est l'effort repris par le radier et P_t est la force totale appliquée. Le facteur d'interaction radier-pieu peut être estimé à partir de l'expression suivante:

$$\alpha_{cp} = 1 - \frac{\ln\left(\frac{r_c}{r_0}\right)}{\zeta} \quad (1,18)$$

Où, r_c est le rayon moyen du chevêtre (correspondant à une surface égale à la surface du radier divisée par le nombre de pieux) et r_0 est le rayon du pieu.

$$\zeta = \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right) \quad (1,19)$$

Avec $r_m = \{0.25 + \xi[2.5\rho(1 - v_0) - 0.25]L\}$

$$\zeta = \frac{E_{sl}}{E_{sb}}$$

$$\rho = \frac{E_{sav}}{E_{sl}}$$

v_s = coefficient de Poisson du sol, L = longueur du pieu, E_{sl} module d'Young du sol au niveau de la pointe du pieu, E_{sb} =module d'Young du sol de la couche portante sous la pointe du pieu et E_{sav} =module d'Young moyen du sol le long du fût du pieu.

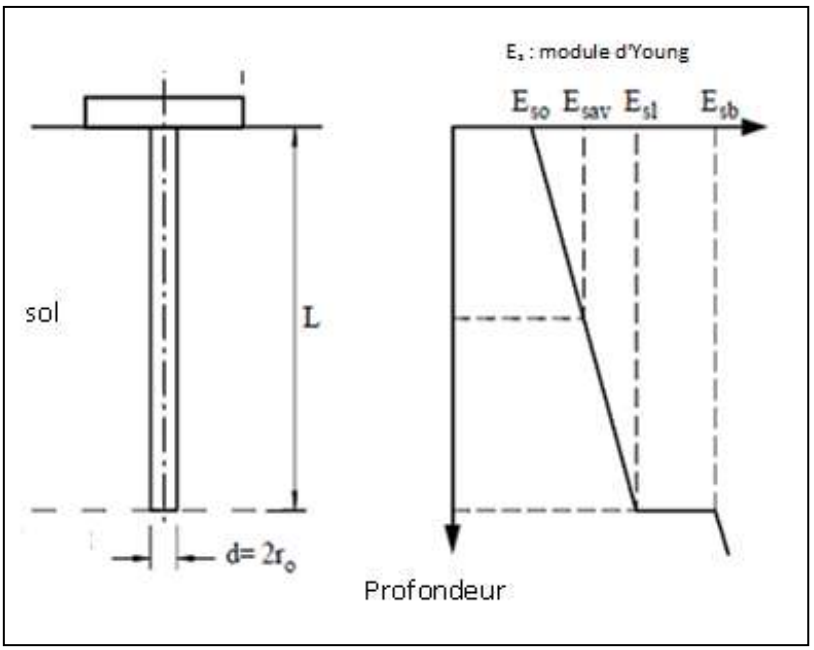
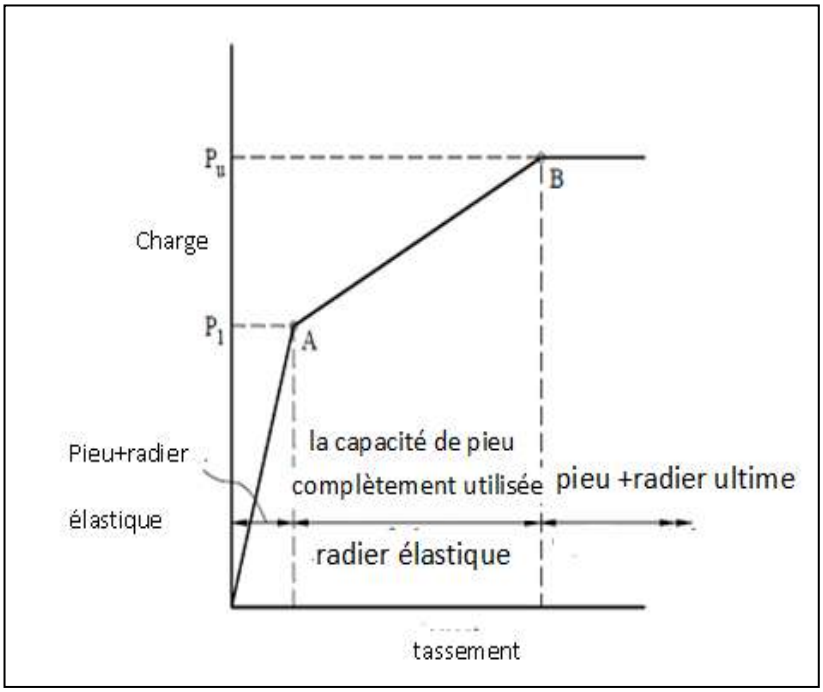


Figure 1.5. Représentation simplifiée de radier-pieu (Randolph, 1994).



!

Figure 1.6.Courbe simplifiée de chargement –tassement pour l'analyse préliminaire (Poulos, 2001a).

Meyerhof (1976) a suggéré l'équation suivante pour calculer le tassement élastique d'un groupe de pieux :

$$w_G = \frac{0.92\times10^{-3} q\sqrt{B_G I}}{N_{cor}} \qquad (1,20)$$

où q est la pression moyenne appliquée sur le groupe (=$Q_G/L_G.B_G$), avec Q_G la charge totale sur le groupe de pieux et L_G la longueur de la section du groupe de pieux), N_{cor} est la valeur moyenne du nombre corrigé de coups à l'essai de pénétration standard (S.P.T.) dans la zone qui se tasse (environ jusqu'à la profondeur B_G en dessous de la pointe de pieux), I le facteur d'influence (=1-L/8BG > 0.5) et L la longueur des pieux. De la même manière, mais avec les résultats de l'essai de pénétration au cône, le tassement peut être déterminé comme suit :

$$w_G = \frac{qB_G I}{2q_c} \qquad (1,21)$$

Où

qc: est la résistance moyenne au cône dans la zone qui se tasse.

Terzaghi et Peck (1967) ont proposé la méthode suivante pour prédire le tassement d'un groupe de pieux flottants dans l'argile. La méthode est basée sur les hypothèses suivantes (Prakash et Sharma, 1990) :

La contrainte admissible est égale a $q_{adm} = \frac{(Q_{vG})_{adm}}{L_G.B_G}$ et est transférée au 2/3 de la longueur des pieux (L), le tassement est suppose négligeable au-dessus de cette valeur.

q_{adm}: est calculée en considérant une semelle fictive et le tassement de cette semelle est calcule en prenant une répartition de contrainte en profondeur 1 pour 2.

q_{adm}: appliquée sur une couche d'épaisseur de (H - 2 /3 L), avec H : épaisseur de la couche (Figure 1.7)

Enfin, le calcul se fait :

• soit par la méthode œnométrique si l'argile est molle et la consolidation est importante.
• soit par la méthode pressiometrique, si l'argile est raide et sur consolidée.

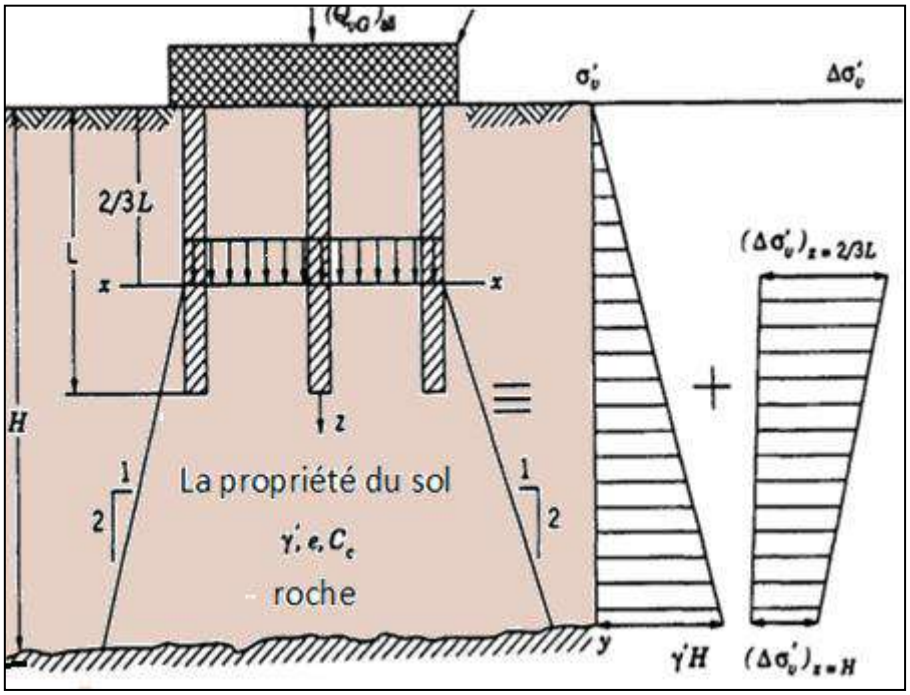


Figure 1.7. Répartition des contraintes pour pieux flottants dans une argile homogène. (Prakash et Sharma. 1990)

Le tassement ΔH peut être calculé à partir de la relation suivante :

$$\Delta H = [C_c/(1+e_0)]\left[H - \frac{2}{3}L\right] \times log_{10}\left[\left(\sigma'_V + \Delta\sigma'_V\right)/\sigma'_V\right] \qquad (1{,}22)$$

L'approche simplifiée consistant à remplacer un groupe de pieux par un radier général équivalent, est proposée par Sowers (1979), Tomlinson (1987) et Bowles (1988), mais il y a quelques différences entre ces propositions. Par exemple, dans la procédure de Tomlinson (1987), la profondeur du radier général équivalent varie entre 2L/3, pour les pieux flottants, et L, pour les pieux résistants en pointe (L est la longueur des pieux). La charge se transmet dans les couches de sol, avec une pente 1 sur 4 (Figure 1.8). Le tassement du groupe W_G s'écrit **:**

$$W_G = W_{re} + \Delta w \qquad (1.23)$$

Où W_{re} est le tassement du radier général équivalent et Δw *est* la compression des pieux au dessus du niveau du radier.

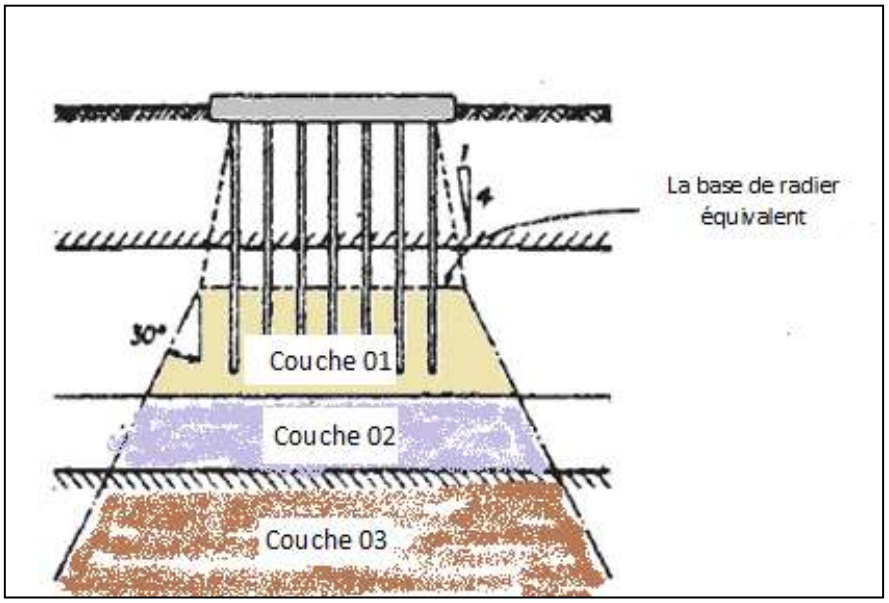


Figure 1.8.distribution de charge sous le radier général équivalent (Tomlinson, 1987)

Poulos (1968a) propose de remplacer un groupe de pieux par un pieu équivalent ayant un tassement identique au groupe original. Cette manière de calculer est, bien entendu, utile quand l'interaction entre groupes de pieux est recherchée, ou lorsque le tassement du groupe est essentiellement provoqué par l'existence d'une couche de sol compressible sous le groupe.

Deux types d'approximation sont possibles :

- soit de prendre un pieu avec la même surface latérale que celle du groupe, mais avec une profondeur équivalente Le, différente de celle du groupe L.
- soit de prendre un pieu avec la même longueur L que celle des pieux constituant le groupe, mais avec un diamètre équivalent de.

Pour un groupe flottant incompressible, les valeurs de Le/L, obtenues par Poulos, sont données à la (Figure 1.9).La longueur Le, pour le pieu équivalent, est donc déterminée en égalisant le tassement du groupe de pieux (décrit plus haut) avec celui du pieu isolé de longueur Le. Pour la majorité des cas pratiques, L_e/L varie entre 0,6 et 0,9.La deuxième approximation est utilisée lorsque les pieux traversent des sols ou reposent sur des sols de caractéristiques différentes. Les relations entre d/B et s/d sont données à la (Figure 1.10) (Poulos et Davis, 1980) (B est la largeur moyenne des pieux du groupe, c'est à- dire la racine carrée de la somme des surfaces des pieux du groupe). Il faut noter que le pieu équivalent, pour utiliser cette figure, a le même facteur de rigidité relative $k = Ep/Es$ que le groupe initial.

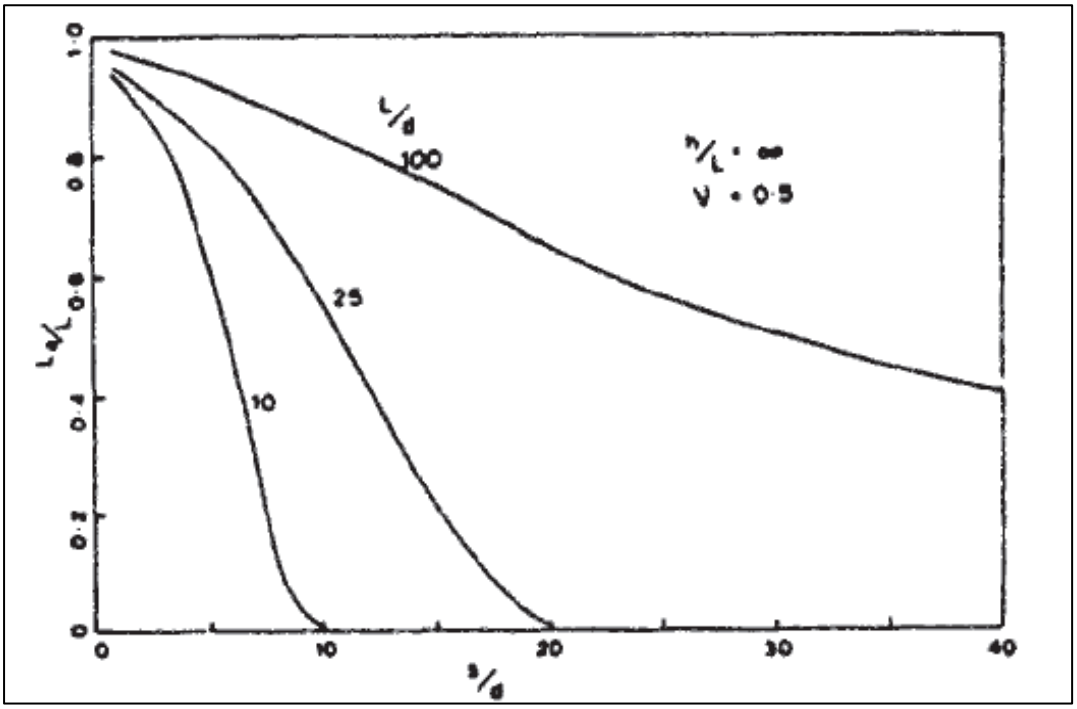


Figure.1.9. Longueur équivalente d'un pieu isolé pour le même tassement que celui du groupe (Poulos, 1968 a)

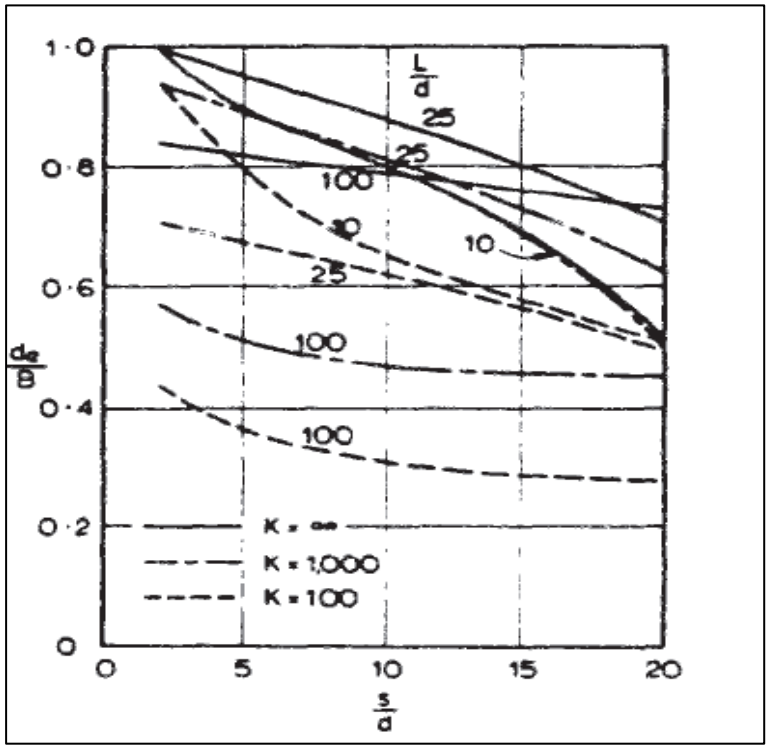


Figure 1.10. Diamètre du pieu équivalent, représentant le groupe de pieux (Poulos et Davis, 1980)

Poulos (1992 b) a proposé les diamètres équivalents suivants, lorsque les pieux traversent des sols de caractéristiques différents :

- pieux flottants : $d_e \approx 1.27\sqrt{A_G}$ (1,14)

- pieux résistants en pointe : $d_e \approx 1.13\sqrt{A_G}$

Où d_e est le diamètre équivalent et A_G la surface du groupe de pieux (=LG.BG). Le module d'Young du pieu équivalent E_e est calculé comme suit :

$$E_e = E_p \frac{A_p}{A_G} + E_s \left(1 - \frac{A_p}{A_G}\right) \quad (2,25)$$

Où AP est la surface totale des pieux dans le groupe et E_p et E_s sont respectivement le module d'Young des pieux et le module d'Young moyen du sol à l'intérieur du groupe.

Après réduction du groupe de pieux à un pieu équivalent, la solution théorique pour la détermination du tassement d'un pieu isolé peut être utilisée.

Randolph (1994) propose une méthode empirique qui consiste à remplacer le système de fondation "mixte" par un radier équivalent. Ce radier a les mêmes caractéristiques que le radier initial, mais il est situé au deux tiers de la longueur de la fiche des pieux (dans le cas des pieux flottants) et au niveau du substratum (dans le cas des pieux réagissant en pointe)

Le tassement au niveau du sol est ainsi évalué par la relation :

$$w_{avg} = w_r + w_e \quad (1,26)$$

w_r : Tassement de radier

Avec w_e la compression élastique des pieux de longueur libre égale à la distance entre les deux radiers. Une charge de propagation de 1 à 4 est généralement admis dans le but d'évaluer la zone de radier équivalent. Un procédé commode de calcul de w_r est basée sur l'intégration des déformations verticales au-dessous du radier équivalent, ce qui permet des variations dans le module du sol et corriger l'encastrement radier en dessous de la surface du sol, comme suit Poulos (1993):

$$w_r = F_D q_t \sum_{l=1}^{n_s} \left(\frac{I_\varepsilon}{E_s}\right)_i H_i \quad (1,27)$$

Ou

q_t : pression moyenne appliquée au radier.

I_ε : facteur d'influence à partir de laquelle la contrainte vertical peut être calculée.

H_i : l'épaisseur i^{th} de couche.

E_s : le module de Young de i^{th} de couche.

F_D : facteur de correction selon Fox (1948).

n_s : nombre des couches de sol.

I. 1.1.2. La méthode numérique approximative :

La méthode numérique approximative connue comme méthode d'analyse hybride, est une approche d'analyse alternative où le comportement de fondation mixte est étudié au moyen de modélisation du radier sur pieu, dans les formes suivantes :

1- Des semelles filantes sur ressorts, dans ce modèle le radier est représenté comme étant une série de semelles filantes, et les pieux comme étant des ressorts de rigidités données.
2-Des plaques sur ressorts, dans ces approches, le radier est représenté par une plaque élastique et les pieux comme des ressorts.

Cette méthode réduit l'analyse numérique rigoureuse en incluant solution analytique avec une certaine approximation. Il nécessite moins d'équations à résoudre que la méthode des éléments finis, et "le temps d'intégration numérique de la méthode des éléments de frontière ne sont pas nécessaires" (Clancy et Randolph. 1996), Par conséquent, une grande économie dans l'utilisation de la mémoire de l'ordinateur rend l'analyse de bases plus commode et moins coûteux.

Poulos (1991) a étudié le comportement d'une semelle filante sur pieux, compte tenu de la semelle filante comme un certain nombre des poutres de longueur égale, et des pieux comme des ressorts de rigidité équivalente dans un continuum élastique de masse de sol. Cette méthode utilise la méthode des éléments de frontière pour la semelle filante, avec quelques résultats de l'analyse simplifiée (approche Randolph ci-dessus) pour la réponse axiale de pieu, afin de simuler le comportement des pieux. Ce modèle a été suggéré pour la fondation 'mixte' radier -pieux, compte tenu de la fondation 'mixte' comme une combinaison d'un certain nombre de semelles filantes sur pieux de longueur égale. Avec des considérations approximatives sont prises vis à vis des quatre composantes d'interactions (élément radier-radier, pieu-pieu, radier-pieu et pieu-radier). La méthode a été programmée sur ordinateur dans un code dénommé GASP (Geotechnical Analysis of Strip with Piles). L'auteur a montré que la méthode prédit raisonnablement les tassements par la confrontation à d'autres méthodes plus rigoureuses.

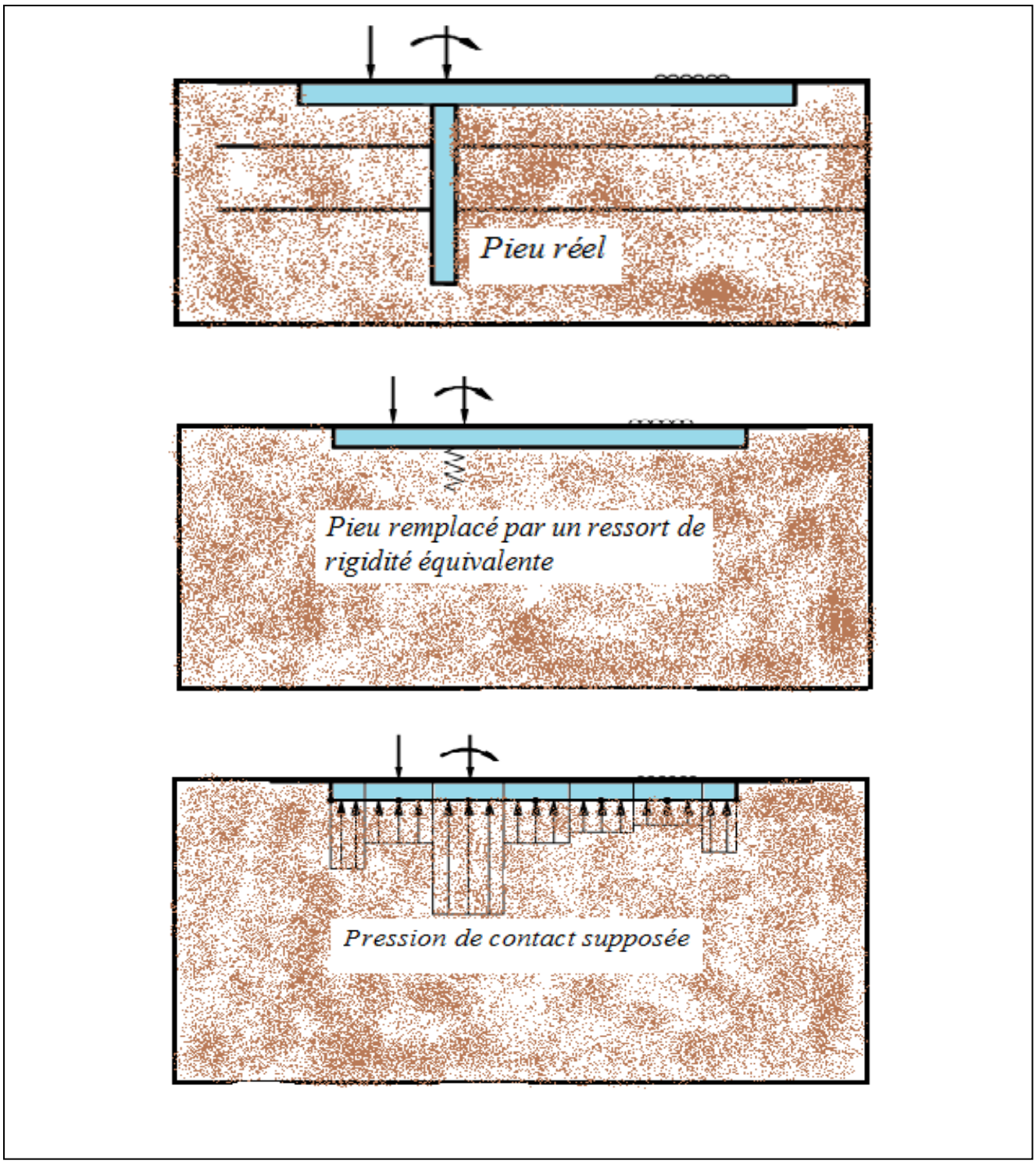
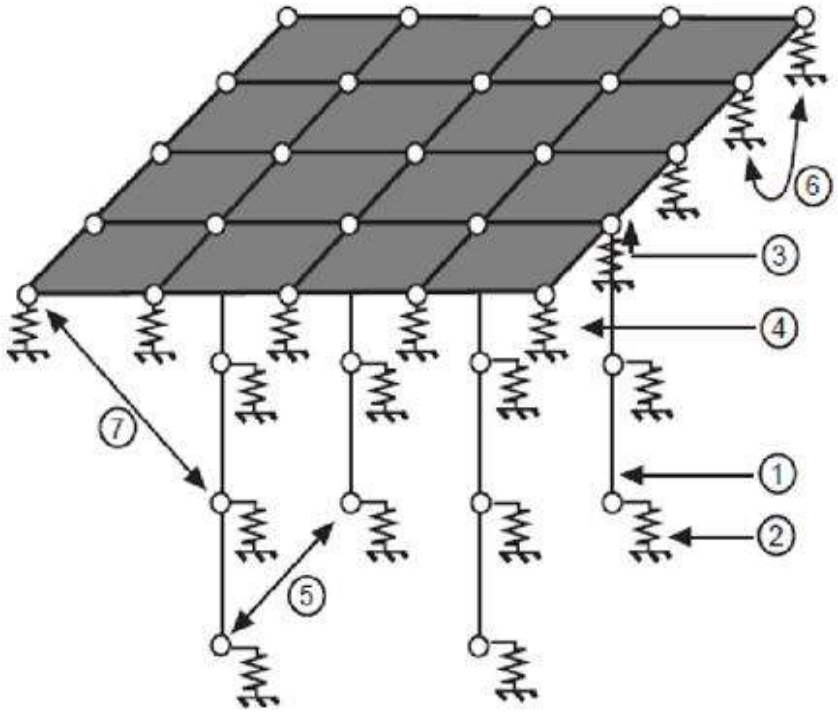


Figure 1.11.Représentation du problème semelle filante-pieu via le programme GASP (d'après Poulos, 1991).

Griffiths et al. (1991) ont modélisé le radier comme plaque mince de deux dimensions, pieu comme un élément de tige d'une seul dimension et le sol comme un ressort vertical à chaque nœud.

Clancy et Randolph. (1993) ont incorporé l'interaction non linéaire pieu-pieu dans le même modèle, alors que Horikoshi et Randolph. (1998) ont appliqué ce modèle pour le sol multicouche non- homogène. Kitiyodem et Matsumoto. (2002) ont modifié ce modèle en fournissant deux autres au ressort dans un plan horizontal à chaque nœud. En 2003, il a fait ce modèle adapté aux sols multicouche non-homogène et en 2005 il l'a appliqué pour l'effet de mouvement au sol induit par l'effet de tunnel.

Clancy et Randolph. (1993) ont étendu de travail de Griffiths et al (1991) pour inclure la variation non linéaire du module de cisaillement. On obtient ainsi la formule qui comprend le module de cisaillement. Il convient de mentionner que le travail de Griffiths et al (1991) a considéré que la réponse t-z est linéaire. L'Interaction entre les pieux dans le sol a été calculée en utilisant la solution de continuum élastique de Mindlin. Il calcule le déplacement d'un point à l'intérieur d'un demi-espace élastique linéaire semi-infini, en raison d'une charge ponctuelle à un autre point dans le demi-espace. Le radier a été modélisé comme des plaques minces de deux dimensions (2-D) par les éléments finis de surface rectangulaire approprié, et le tassement moyen, d'une zone rectangulaire uniformément chargée, est calculé à partir de la réponse de ressort d'équivalent au sol. Ces deux analyses distinctes pour radier et pieu ont ensuite été combinées par des nœuds communs aux points de raccordement (Figure 1.12 ci-dessous). L'interaction entre les nœuds de pieu et les nœuds de radier sont calculées en utilisant la solution élastique de Mindlin (1936) dans un point à un autre point.



1- élément unidimensionnelle d'un pieu.

2- la réaction du sol pour chaque pieu représente par des ressorts non linéaires.

3- maillage bidimensionnel par élément finis d'un radier en flexion.

4- la résistance du sol à chaque nœud de radier représenté par un ressort équivalent.

5-l'effets d'interaction pieu-sol-pieu calculées entre une paire de nœud en utilisant l'équation de Mindlin.

6- l'interaction pieu –sol-radier.

7-l'interaction radier –sol-pieu.

Figure 1.12 .Représentation numérique du radier-pieu Clancy et Randolph (1993)

Russo (1998) a présenté une "méthode numérique approchée", le radier est modélisé comme étant un corps élastique bidimensionnel en utilisant la théorie des plaques minces, tandis que les pieux sont assimilés à des ressorts linéaires ou non-linéaires en interaction (Figure 1.13).

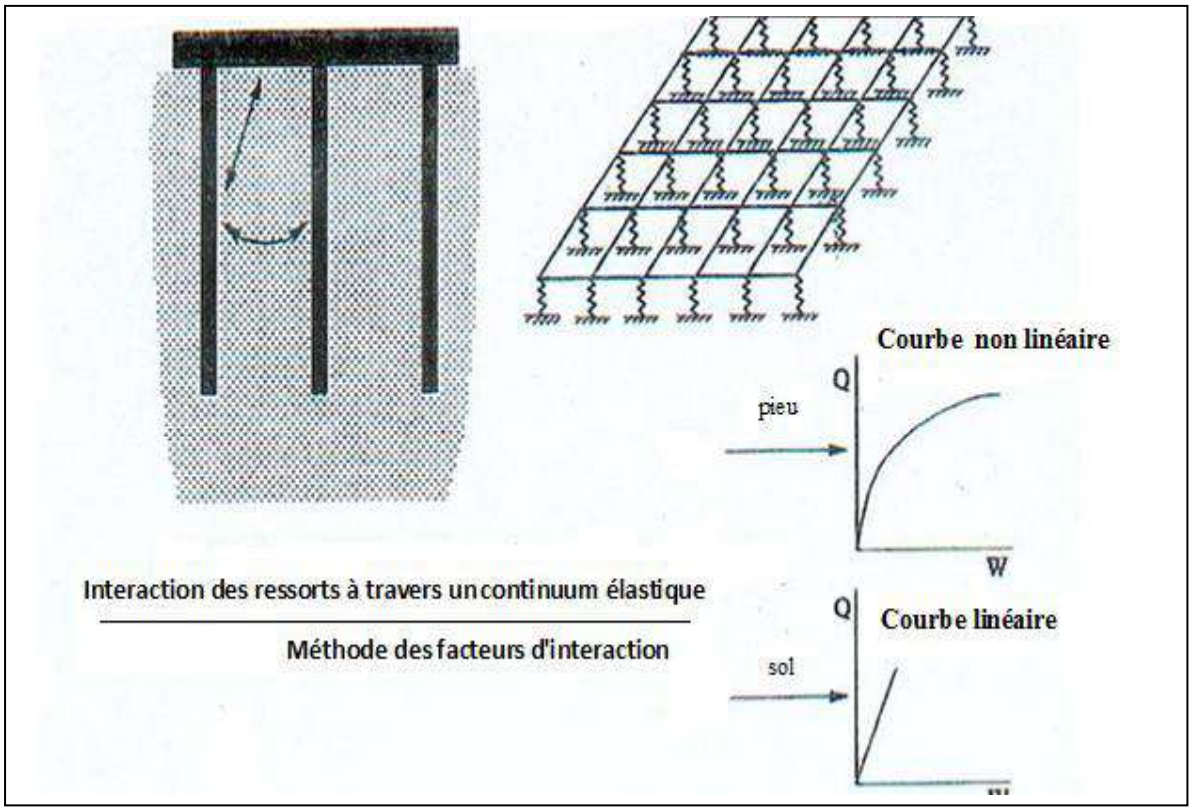


Figure 1.13: Les éléments essentiels dans la modélisation du radier sur pieux (D'après Russo, 1998).

Le comportement de la plaque mince sous sollicitations de flexion mène à résoudre l'équation différentielle:

$$D\nabla^4 w(x,y) = q(x,y) \qquad (1,28)$$

Expression dans laquelle $w(x,y)$ est le déplacement vertical inconnu du radier,$q(x,y)$, est la charge appliquée et D est la rigidité flexionnelle donnée par l'équation:

$$D = \frac{E_r\, t^3}{12(1-v_r^2)} \qquad (1,29)$$

L'analyse par éléments finis permet de substituer l'équation (2.28) par l'équation suivante:

$$[K_r]\{w_r\} = \{q\} \qquad (1.30)$$

Où, $[K_r]$ et $\{w_r\}$ sont respectivement la matrice de rigidité et le vecteur des déplacements nodaux Inconnus du radier. Puisque le radier est soumis à la réaction pieu-sol $\{r_{sr}\}$ l'équation précédente peut être mise sous la forme:

$$[K_r]\{w_r\} = \{q\} + \{r_{sr}\} \qquad (1.31)$$

La matrice de rigidité $[K_{sp}]$ du système pieu-sol peut être obtenue en considérant que ce système est soumis aux réactions nodales du radier $\{r_{sr}\}$ Cela nous permet d'écrire:

$$[K_{sp}]\{w_{sp}\} = \{r_{rs}\} \quad (1.31)$$

La compatibilité des déplacements du radier et du système pieu-sol exige que:

$$\{w_r\} = \{w_{rp}\} = \{w\} \quad (1,33)$$

Cela permet d'écrire

$$[K]\{w\} = \{q\} \quad (1,34)$$

$$[K] = [K_r] + [K_{sp}] \quad (1,35)$$

La procédure de Russo (1998) est mise en programme sur ordinateur NAPRA (Non-linear Analysis of Piled Rafts). L'auteur a effectué certaines comparaisons avec d'autres méthodes numériques où les Résultats de NAPRA ont été très encourageants.

I. 1.1.3. Les méthodes numériques :

I. 1.1.3.a- Méthode des éléments finis :

La méthode des éléments finis est utilisée pour l'étude du comportement des groupes de pieux sous charge verticale.

Muqtadir et Desai (1981) ont mené une étude paramétrique d'un groupe de pieux, en utilisant une procédure tridimensionnelle d'éléments finis. Dans cette étude, ils ont examiné l'influence des rigidités relatives du chevêtre, du pieu, et du sol sur la distribution des charges et des déplacements. Muqtadir et Desai (1981), afin d'inclure les effets du glissement relatif et du décollement sol-pieu, ont utilisé un élément d'interface d'épaisseur nulle.

Desai et al. (1974) et Schad (1992) modélisent des groupes de pieux dans une étude bidimensionnelle en déformation plane.

Ottaviani (1975) réalise la première modélisation tridimensionnelle par éléments finis pour étudier l'influence du contact avec le sol de la semelle de liaison des pieux d'un groupe (3x3 et 5x5).

Sommer et al. (1985) ont utilisé la technique d'analyse par éléments finis pour la conception statique d'un grand bâtiment sur l'argile de Francfort en Allemagne. Le maillage d'éléments finis se compose de 960 éléments et la déformation du sol a été simulée par la loi élastique non linéaire constitutive de Duncan / Change (1970). Le comportement de tassement sous L'effet de charge de ce bâtiment était sous observation, comme il a été équipé avec les appareils de mesure géotechniques. Toutefois, les mesures initiales avaient accord raisonnable avec les valeurs calculées.

Burland et Kaira. (1986) ont réalisé une analyse 2-D en déformation plane par éléments finis. Le radier a été considéré comme élément de plaque rectangulaire, soumis à une charge uniformément répartie égale dans un demi-espace élastique et a été modélisé par élément isoparamétrique à huit nœuds. Les résultats calculés ont été comparés avec les paramètres mesurés de soulèvement et de tassement au cours du processus de construction.

Pressly et Poulos (1986) adoptent une modélisation axisymétrique d'un groupe de 4 pieux reliés en tête par une semelle de liaison. Le sol est assimilé à un matériau ayant un comportement élastoplastique sans écrouissage. L'interaction entre le pieu et le sol est modélisée par des éléments de contacts. Cette étude montre, que pour des pieux à faible espacement, le système de rupture du groupe se produit au niveau des faces externes des pieux (rupture du bloc). Alors que pour des espacements plus grands la rupture a lieu au niveau de chaque pieu du groupe.

Jeong et al. (1997) utilisent une modélisation tridimensionnelle pour étudier l'effet d'interaction entre les pieux foncés d'un groupe (Figure 1.14). L'étude paramétrique a permis d'obtenir des coefficients d'interaction pour des pieux flottants et des pieux dont la portance est assurée par la pointe ; ceci pour deux valeurs d'entr'axe (S/B = 2.5 et S/B = 5) entre les pieux et pour deux hypothèses de lois de comportement du sol (de l'argile) (élastique linéaire, ou élasto-plastique).

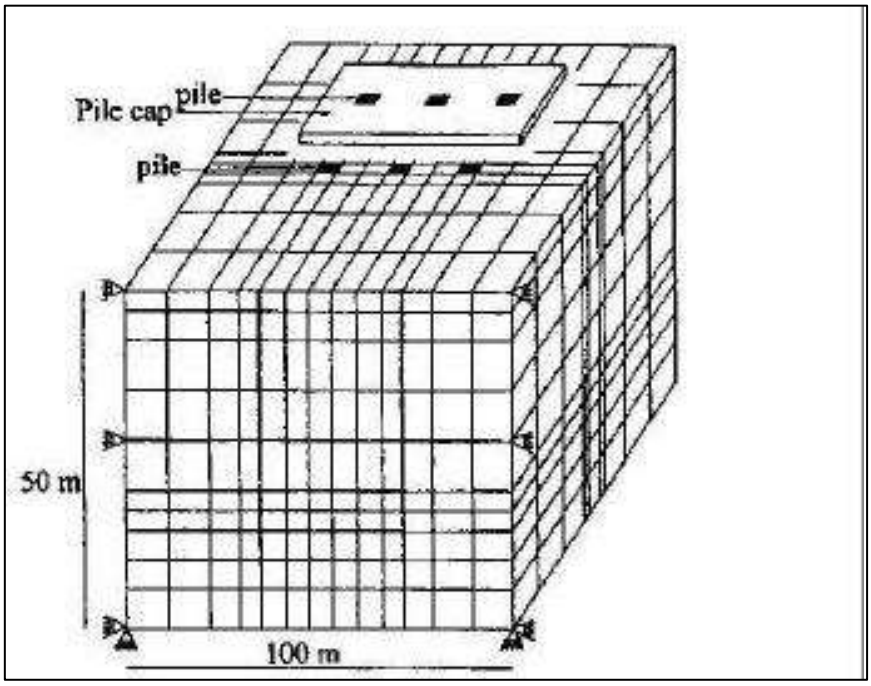


Figure 1.14 Maillage tridimensionnel d'un groupe de pieux

Ces résultats des modélisations par Jeong et al. (1997) montrent que :

- l'interaction pieu-sol-pieu, pour l'hypothèse d'un comportement élasto-plastique, est réduite par rapport à celle déduite d'une hypothèse d'une élasticité linéaire.
- L'interaction est fonction de l'entraxe entre les pieux, le nombre des pieux et la position relative du pieu dans le groupe.

Reul (2000) réalisent une modélisation tridimensionnelle par éléments finis des fondations mixtes radier -pieux sur argile sur consolidées et comparé les résultats avec les valeurs mesurées en termes de partage de la charge, tassement total et différentiel. Ces analyses ont été réalisées sur le modèle numérique développé par Katzenbach et Reul. (1997 b). Le sol et les pieux ont été représentés par solide de premier -ordre hexaèdre (briques) et radier était par l'élément de coquille. Les pieux circulaires ont été remplacés par des pieux carrés avec la même circonférence de fût. Le contact entre la structure et le sol a été considéré comme parfaitement rugueuse. Les charges structurelles ont été considérées comme réparties uniformément sur le radier. En conséquence de bon accord de ce modèle avec celui mesuré, Reul (2004) a appliqué ce modèle pour étudier le comportement de fondation, en particulier, la résistance de pieu pour différentes position de pieu et le niveau de charge et a recommandé que l'optimisation de la conception peut être obtenue en augmentant la longueur de pieu plutôt que le nombre de pieu croissante.

Prakoso et Kulhawy. (2001) ont proposé une méthodologie de conception générale pour la conception optimale radier-pieux. Cette méthodologie de conception a été développée sur la base d'une analyse deux dimensions à déformation plane de radier-pieux chargés verticalement. Le code géotechnique d'éléments finis PLAXIS a été utilisé avec éléments triangulaires à six nœuds. L'étude paramétrique a été réalisée pour le sol à la fois élastique et élasto-plastique et validé avec l'analyse 3-D par les éléments finis d'autres chercheurs.

Maharaja (2003) a étudié le comportement de tassement des fondations mixtes radier -pieux par analyse 3-D non linéaire par éléments finis. Le radier élastique, soumis à une charge uniformément répartie et soutenu par des pieux élastiques dans une argile raide, a été modélisé par éléments hexaèdre de 8-nœuds. Cette analyse axisymétrique adopté le critère Drucker-Prager (1952) pour inclure le comportement non linéaire du sol élasto-plastique. Le comportement de tassement total et différentielle ainsi que des études paramétriques ont été effectuées. En conséquence, Maharaja (2004) a porté sur l'effet de rigidité de radier et pieu sur le comportement de tassement du même modèle. La sortie de l'ensemble de ces analyses (2003 et 2004) a été validée par comparaison avec le résultat de Trochanis et al. (1991), qui a été fait pour pieu isolé libre ou paire de pieu carrée sans chevêtre ou d'un radier. De plus, l'analyse 3-D d'éléments finis axisymétrique de pieu de Trochanis et al. (1991) a été modélisé par éléments solides 3D quadratiques isoparamétriques de 27 nœuds (neuf nœuds par face) au moyen d'ABAQUS.

Nguyen et al. (2006) réalisent une comparaison des modélisations numériques du comportement des groupes de pieux longs, et des fondations mixtes radier -pieux dans les sols cohérents très mous dont la résistance et le module de déformation sont très faibles et augmentent linéairement avec la profondeur. De la, Nguyen et al. (2006) cherchent à préciser comment le concept de fondation mixte radier- pieux peut apporter des solutions aux ouvrages dans ces sols. En utilisant le logiciel éléments finis PLAXIS, dans cet article Nguyen et al. (2006) ont aborde l'aspect de simulation numérique et ensuite compareront les résultats obtenus en 2D et en 3D. A l'aide de PLAXIS 3D FOUNDATION, on a pu analyser l'interaction sol/structure et sol/pieux. Nguyen et al ont en particulier aborde les problèmes suivants:

- l'analyse précise de la manière dont se mobilise l'effet de groupe de pieux au niveau du frottement latéral et de la résistance de pointe pour des pieux installe dans l'argile molle.

- l'analyse des mécanismes d'interaction radier - pieux dans le cas d'une fondation mixte.

Les résultats obtenus, et leur comparaison ultérieure avec la modélisation 3D, montrent qu'il n'est pas raisonnable d'étudier l'effet de groupe et l'effet de radier par une modélisation 2D. C'est pourquoi on doit simuler notre problème en conditions tridimensionnelles.

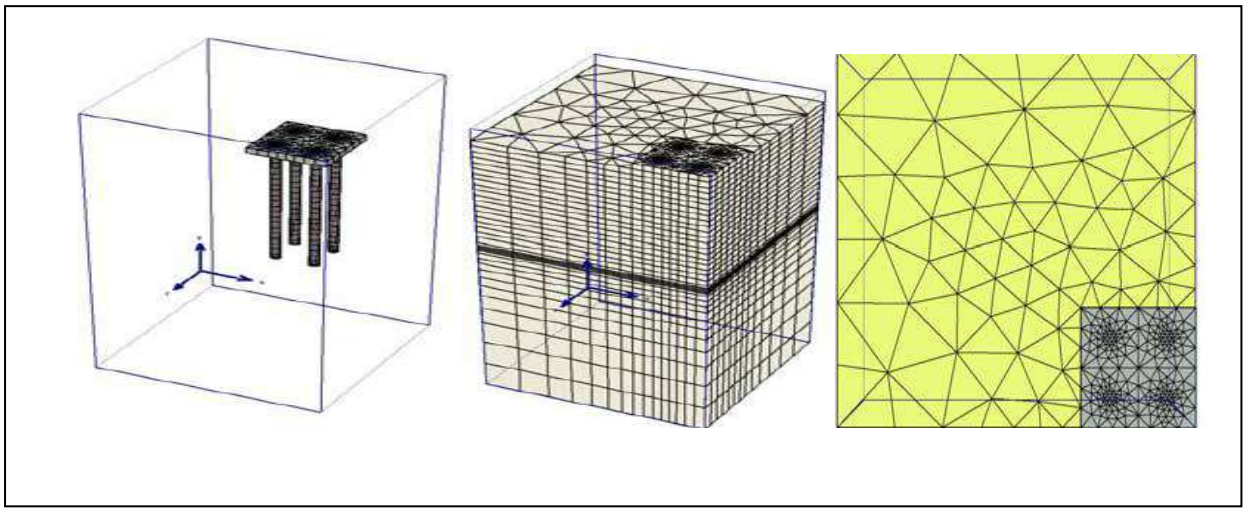


*Figure 1.15. Modélisation d'un quart d'une fondation mixte (4*4 pieux) dans Plaxis3DF.*

Fei-ran Li et Zhe Zhang (2009) ont fait une modélisation tridimensionnelle d'un groupe de pieux (4×2) par le code des éléments finis ANSYS, le sol est modélisé par la loi de Drucker-Prager et le comportement des pieux et de radier considère comme élastique linéaire et l'interaction sol-pieu modélise par des éléments de contact. Fei-ran Li et Zhe Zhang (2009) ont étudié l'influence de l'élancement des pieux sur le comportement de charge-tassement de pile de pont.

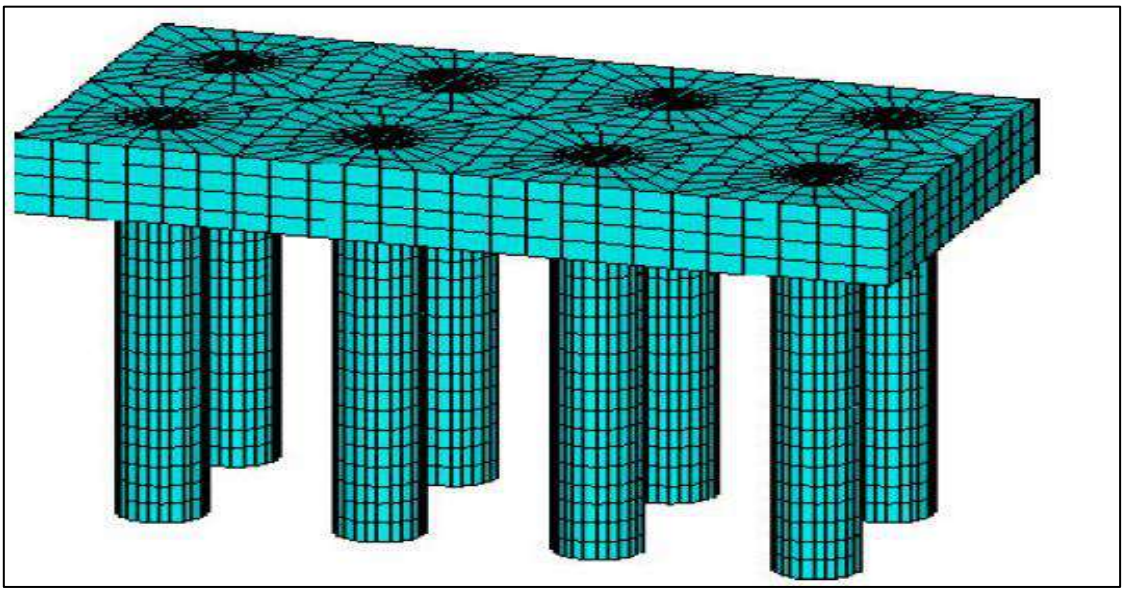


Figure 1.16. Maillage tridimensionnel de groupe supportant une pile de pont (Fei-ran Li et Zhe Zhang (2009))

Jinhyung Lee et al. (2010) ont réalise une étude paramétrique en trois dimensions de comportement des groupes de pieux longs et des fondations mixtes radier– pieux dans les sols cohérents très mous basés sur une étude numérique en 3D et utilisant le code de calcul en éléments finis ABAQUS, cherche a préciser comment le concept de fondation mixte radier– pieux peut apporter des solutions aux ouvrages dans ces sols. On a pu ainsi analyser l'interaction sol/radier et sol/pieux. Basées sur l'étude paramétrique, des comparaisons ont été faites entre les fondations mixtes radier– pieux (piled raft : PR) et groupes de pieux sans contact sol-radier (free standing pile group : FPG). Les longueurs des pieux et les configurations ont été importantes pour réduire le tassement moyen de radier. Pour tous les cas, le tassement moyen diminue généralement avec une augmentation de la longueur des pieux et de l'espacement. Les fondations mixtes radier– pieux est un système de fondation composite en géotechnique constitue de pieux, radier et de sol. La (Figure 1.17) Illustre les principes de fondation mixtes radier-pieux et les différentes interactions (pieu/pieu, pieu/radier) qui régissent son comportement. Dans la conception classique des fondations sur pieux, il est suppose que la charge totale appliquée doit être effectuée uniquement par des pieux avec un certain facteur de sécurité contre la rupture de portance. Les pieux peuvent être conçus dans de tels cas pour transporter des charges a proximité de leur capacité ultime (Burland et al. 1977).Le principal critère qui régit la conception des fondations mixtes radier– pieux concerne de la proportion relative de la charge transportée par la radier et les pieux ''α_L ou α_{PR}'' et l'effet du support de pieux supplémentaires sur le tassement des fondations ''α_s''

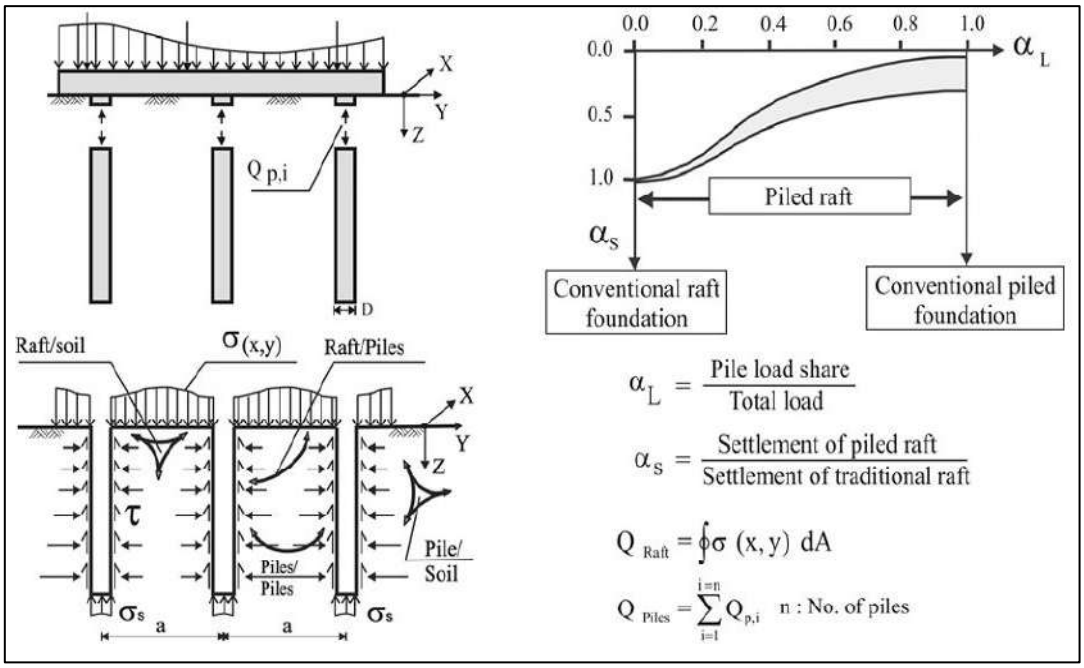


Figure 1.17. Principes des fondations mixtes radier– pieux
(Y.M. El-Mossallamy et al. 2009)

Jinhyung Lee et al. (2010) ont modélisé le comportement de l'argile molle et de la roche avec le modèle non associé de Mohr-Coulomb. Le radier et les pieux ont été modélisés avec un modèle linéaire élastique isotrope. Le pieu a été basé sur un paramètre de pieu tubulaire en acier de matériau typique rapporté par Wong et Teh. (1995), le module de Young équivalent utilisé est déterminé par la proposition de Wong (1995) (équa-1.36). Le radier a été appliqué avec les paramètres généraux du matériau béton.

$$K = E_{eq}A_{eq} = E_pA_p \qquad (1,36)$$

E_{eq} : module de young équivalent pour le pieu solide.

$A_{eq} = \pi D^4/4$: section équivalent pour le pieu solide.

E_p : module de young pour le pieu tubulaire.

$A_p = \pi(D^2 - D_I{}^2)/4$: section de pieu tubulaire.

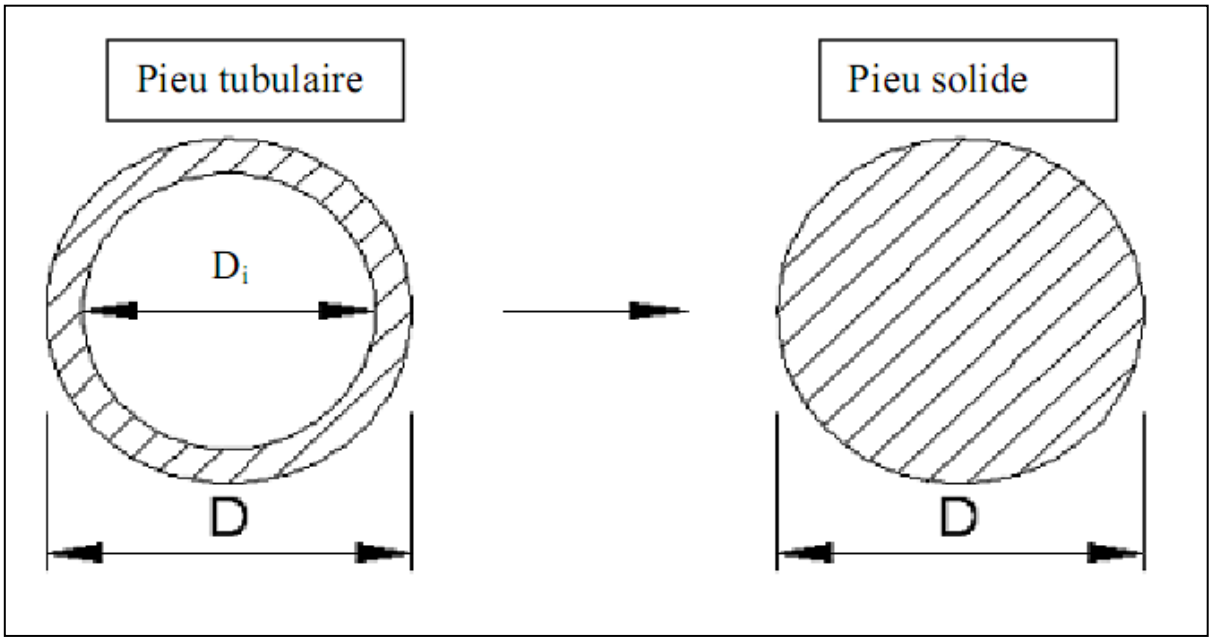


Figure 1.18. Section de pieu tubulaire et solide

Les éléments d'interface sans épaisseur ont été composées à des éléments quadratiques 2D à 18 nœuds, chaque élément de deux surfaces de neuf nœuds compatibles avec les éléments solides adjacents (les deux surfaces coïncident initialement). Des analyses ont été effectuées avec des 3x3 (s= 3D, 9D) et 5x5 (s= 4D), respectivement.

Le tassement moyen (s_{avg}) a été calculé par l'équation 2.38 (Reul et Randolph (2004)).

$$s_{avg} \approx 1/3(2s_{centre} + s_{coin})$$

I. 1.1.3.b- Méthode des équations intégrales :

Dans la méthode des équations intégrales, appelée aussi méthode des éléments de frontière, seuls les contours du sol sont discrétisés en éléments, et notamment l'interface du sol avec les pieux, la semelle et/ou le radier. La (Figure (1.19)) illustre le principe général de la méthode. Cette approche consiste à formuler deux ensembles d'équations liant les déplacements et les efforts des éléments de frontière.

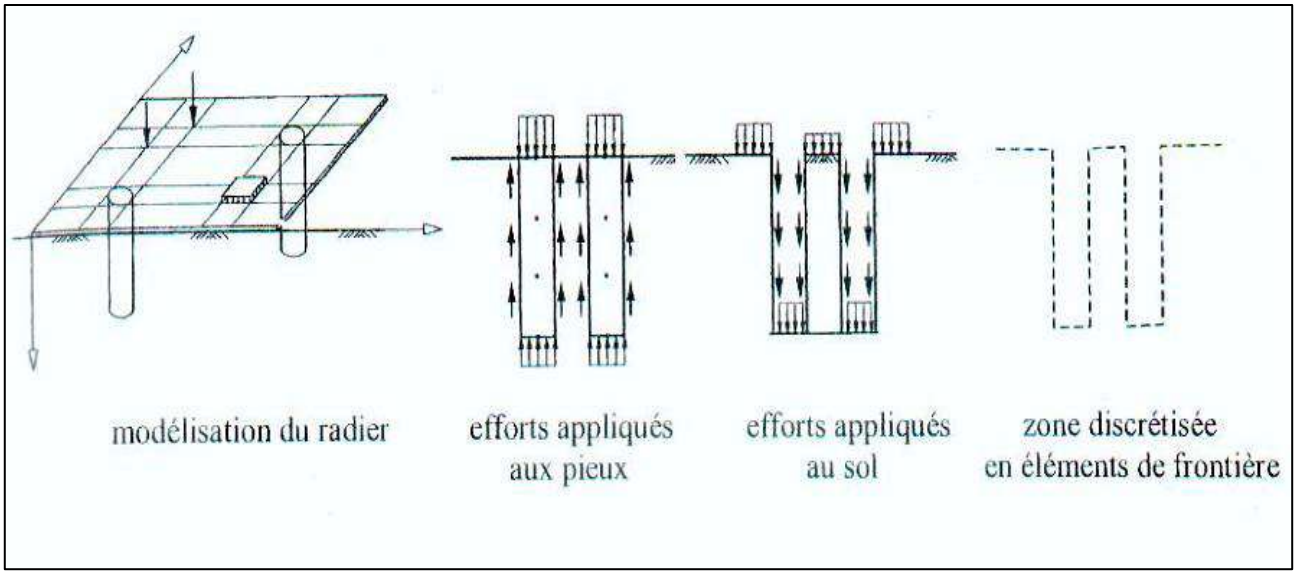


Figure 1.19. Principe de la méthode des équations intégrales (d'après Ta et Small, 1996).

L'écriture de la compatibilité de ces équations associée à l'équilibre général de la structure et du sol soumis à un chargement extérieur permet de calculer la distribution des efforts et les déplacements de la fondation. La formulation de la méthode des éléments de frontière se base essentiellement sur un comportement élastique linéaire du sol. Toutefois, des non-linéarités peuvent être introduites à l'interface entre le sol et les pieux en imposant par exemple, que le cisaillement reste inférieur à un frottement limite, ou encore que la pression sous la pointe et sous le radier demeure inférieure à une pression limite (Poulos et Davis, 1980).

Kuwabara (1989) a réalisé une analyse élastique des éléments de frontière sur petit radier -pieu, fondée sur une masse homogène du sol élastique. Les groupes de pieux compressibles identiques sont connectés à un radier rigide carré, qui est pris soit sur pied ou en contact avec la surface de la moitié de l'espace. On a trouvé que dans des conditions élastiques, le radier effectuée seulement une petite proportion de la charge à l'espacement normale entre les pieux.

Poulos (1993) a étendu analyse de Kuwabara (1989) pour tenir compte des effets de mouvement libre du sol et pour limiter les pressions de contact entre le radier et le sol, ainsi que pour le développement de la compression finale et la charge de la tension dans les pieux. Son enquête n'était que pour un groupe de pieux se composant de quatre pieux avec chevêtre rigide. Cependant, la limitation de radier rigide et la charge axiale occupation est resté comme dans l'autre approche de cette catégorie.

Mandolini et Vigiani (1997) ont présente une méthode numérique pour l'évaluation du tassement d'un groupe de pieux reliés en tête par une semelle de liaison. Cette méthode, basée sur le principe des équations intégrales, consiste à ramener la résolution de ces équations à l'interface pieu-sol. Le tassement du groupe de pieux est déterminé à partir du tassement w_i d'un pieu isolé **i,** de longueur L, soumis à une charge verticale Q_i, et du tassement supplémentaire induit par les autres pieux du groupe w_{ji}

$$w_i = \frac{I_w Q_i}{E_s L} = w_{1i} Q_i \qquad (1,37)$$

Où I_w est une fonction de l'élancement du pieu (D/B), du rapport des modules du pieu et du sol (Ep/Es), du coefficient de Poisson du sol (ν_s) et de la loi de comportement du sol.

Le tassement induit par un pieu j soumis à une charge verticale Q_j est déterminé par l'équation:

$$w_j = w_{1i}\left(Q_j \alpha_{ij}\right) \qquad (1,38)$$

Les coefficients d'interaction α_{ij} sont déterminés à partir des équations de Mindlin (1936). Ainsi, le tassement d'un pieu **i** dans un groupe de n pieux est égal à :

$$w_i = \sum_{j=1}^{n} w_{1i}(Q_j\, \alpha_{ij}) \qquad \text{Avec } \alpha_{ii=1} \qquad (1.39)$$

Cette dernière équation étant valable pour le cas d'une semelle de liaison parfaitement flexible et une répartition de charge verticale en tête connue sur chaque pieu.

Dans le cas d'une semelle rigide, le tassement sera déterminé en fonction du tassement du centre de la semelle et des rotations β_x et β_y de la semelle. Ainsi, le tassement d'un pieu i de la semelle ayant les coordonnées xi et yi (relativement au centre) est donné par l'équation:

$$w_i = \sum_{j=1}^{n} w_{1i}\left(Q_j \alpha_{ij}\right) = w_0 + \beta_x\, y_i + \beta_y\, x_i \qquad (1,40)$$

Si Q est la charge totale appliquée sur le groupe avec une excentricité e_x et e_y , alors on aura:

$$\sum_{i=1}^{n} Q_i = Q \qquad \sum_{i=1}^{n} Q_i x_i = Qe_x \qquad \sum_{i=1}^{n} Q_i y_i = Qe_y \tag{1,41}$$

La résolution de ce système d'équations permet de déterminer la répartition des charges sur les pieux et le tassement de chaque pieu.

Russo (1998) a comparé les résultats de Butterfield et l'analyse de Banerjee (1971) avec celle de Kuwabara en termes de tassement et la charge partagée. Un bon accord entre ces deux méthodes ont été trouvés dans des conditions de tassement pour différentes valeurs de l'espacement des pieux, élancement (L / d) et de compressibilité (K_{PS}), comme indiqué dans la (Figure 1.10). Par contre, la charge partagée entre les pieux et le radier par rapport à l'espacement des pieux (Figure 1.21) est présente un grand désaccord décourageant. La partie de la charge totale appliquée supporté par les pieux, tel qu'obtenu par Kuwabara, est significativement plus élevé que celui calculé par ButterÞeld et Banerjee.

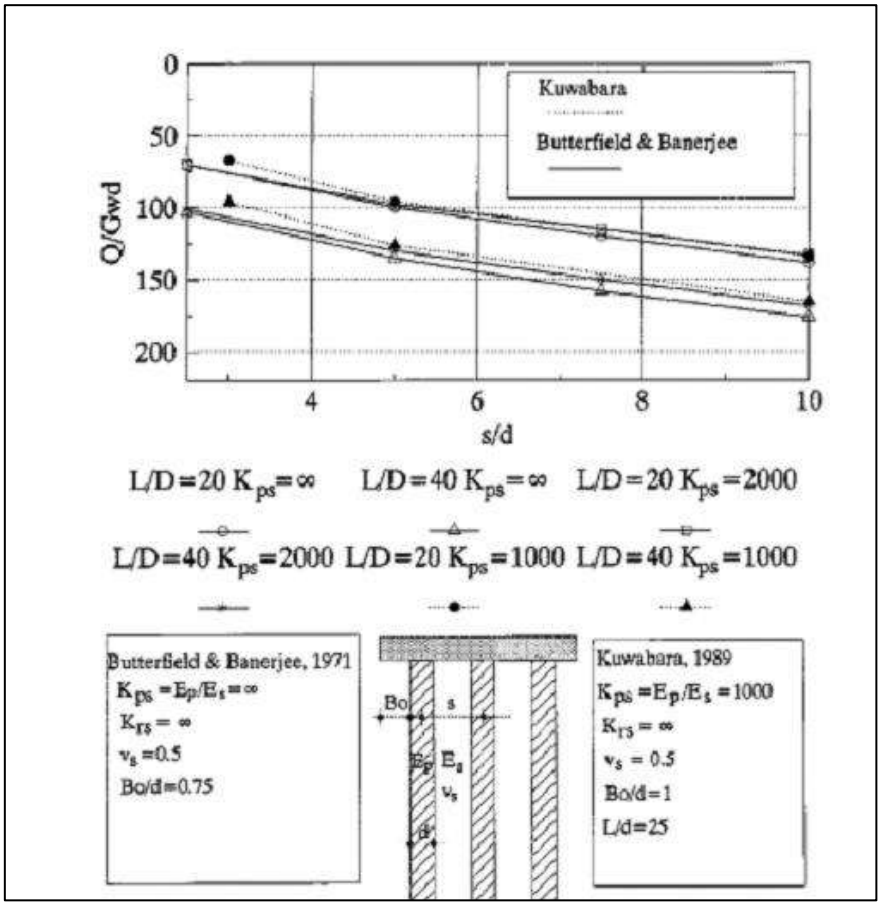


Figure 1.20 .Les tassements calculés par kuwabara (1989) et butterfield &banerjee (1971)

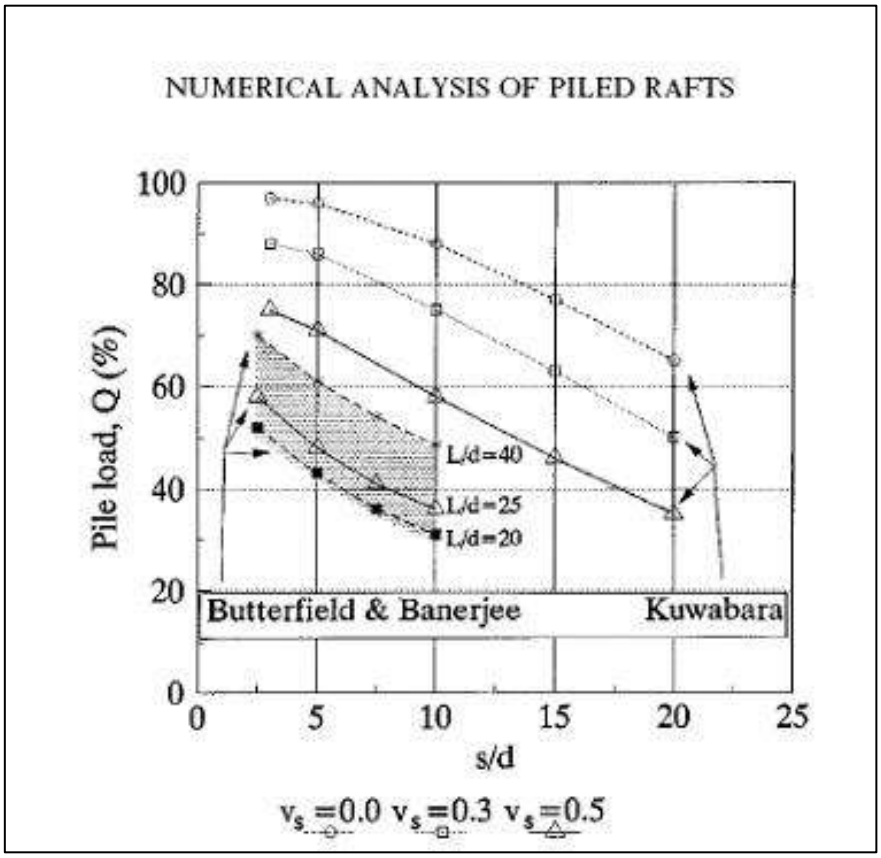


Figure 1.21. Charge partagé calculée par Kuwabara (1989) et par Butterfield et Banerjee(1971)

Mendonca et paiva (2000) ont effectué une analyse par éléments frontière pour groupe de pieux reliés en tête par un radier flexible de liaison. Le radier est supposé que la plaque mince et représenté par les équations intégrales, pieu est représenté par élément unique avec trois points nodaux et la traction, il est approximée par une équation polynomiale du second degré. Le sol est traité comme un demi-espace homogène élastique, représenté par équation intégrale utilisant la solution fondamentale de Mindlin. Une traction uniforme est supposée dans l'interface plaque- pieu et la traction le long du fût du pieu est distribuée uniformément autour de sa périphérie. Radier est soumis uniquement à la charge statique verticale (Figure 1.22).

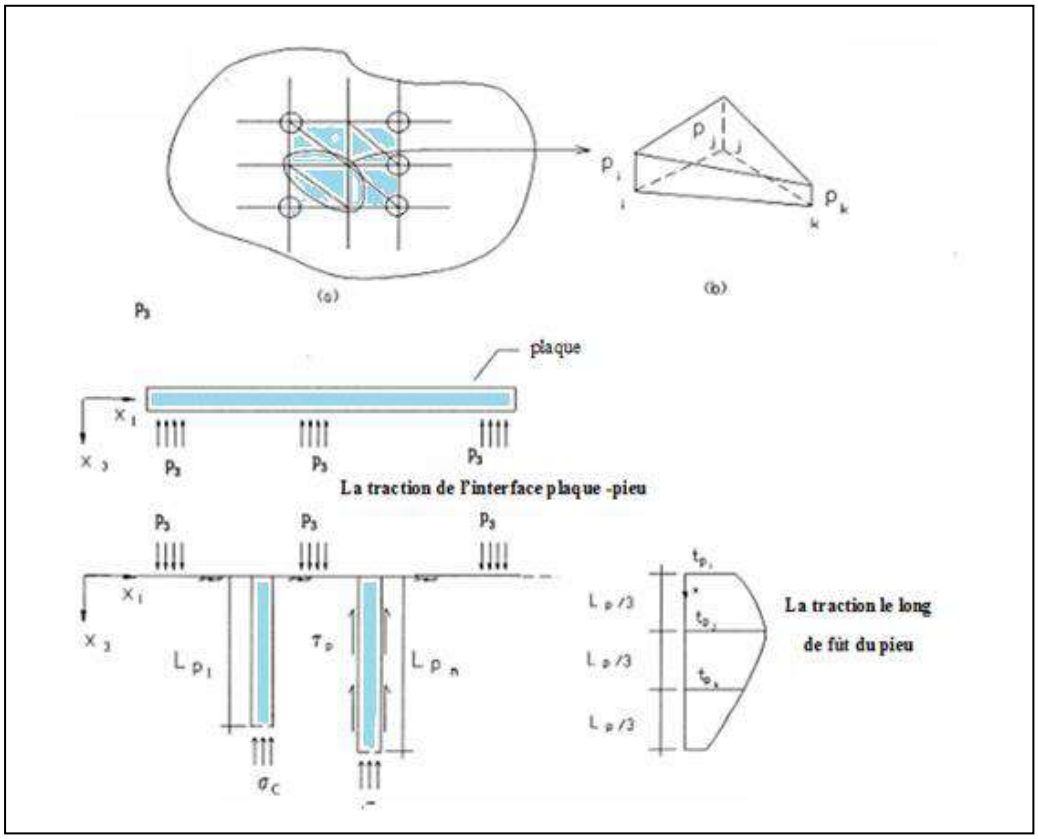


Figure 1.22. Tractions et interaction plaque-pieu-sol (Mendonca et paiva. 2000)

I. 1.1.3.c- Méthodes des fonctions de transfert de charge :

la méthode des fonctions de transfert de charge reste la plus courante pour le calcul du comportement des groupes de pieux chargés verticalement, l'application de cette technique fait toujours appel à d'autres méthodes pour la prise en compte de l'interaction entre les pieux du groupe; d'où l'existence des méthodes mixtes ou 'hybrides' qui basées sur la méthode des fonctions de transfert de charge. La méthode hybride consiste à appliquer aux courbes de réactions (t-z, ou q-z) des coefficients modificateurs calculés à partir d'autres méthodes notamment la méthode du continuum élastique ou des équations intégrales. L'approche hybride, qui est une combinaison de la méthode de transfert de charge et la méthode du continuum élastique pour évaluer les interactions entre pieux, le comportement du groupe dépend de deux conditions de déformation: la zone de sol à proximité immédiate du pieu est celle où résident les plus fortes sollicitations qui provoqueront de grands déplacements; la zone de sol entre les pieux où se développent des efforts relativement moindres. L'interaction sol-pieu est modélisée par la méthode de transfert de charge avec comportement non-linéaire et l'interaction pieu-sol-pieu est caractérisée par les facteurs d'interactions de Poulos (1971b) pour un milieu élastique.

Chow (1986a, 1986b) a proposé une méthode dans la catégorie des modèles hybrides mais l'interaction pieu-sol-pieu est introduite dès le premier calcul dans la matrice de rigidité globale du sol, ce qui évite de corriger les courbes de mobilisation du frottement latéral. Pour calculer l'interaction, Chow a utilisé les résultats analytiques de Frank (1974) et Randolph et Wroth (1978).Dans un semi-espace élastique, homogène et isotrope, la charge propre de chaque pieu cause un déplacement supplémentaire aux autres pieux dans le groupe. Le tassement W_i du nœud i, dû à sa charge propre et aux charges sur les autres nœuds des pieux du groupe, est exprimé par :

$$W_i = \sum_{j=1}^{n} f_{ij}\, p_j \qquad (1,42)$$

Où

f_{ij}: est le coefficient de flexibilité (tassement au nœud i produit par la charge unité au nœud j),

P_j : la charge au nœud j et n le nombre total de nœuds du groupe. Sous la forme matricielle, on a :

$$\{W\} = [F]\{P\} \qquad (1,43)$$

Où

{W} : est le vecteur de déplacement des n nœuds du groupe de pieux.

[F] **:** est la matrice de flexibilité.

$\{p\}$ **:** le vecteur des forces.

Le coefficient de flexibilité f_{ij} pour le nœud i dû à la force unité en i, est obtenu par la solution de Randolph et Wroth (1978) :

$$f_{ij} = ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right)/(2\pi GL) \qquad (1,44)$$

Chow (1986a), pour f_{ij} en pointe du pieu, utilise l'expression de Randolph et Wroth (1978):

$$f_{ij}^{pointe} = (1-\nu)/4Gr_0 \qquad (1,45)$$

Pour le calcul des coefficients de flexibilité d'interaction entre pieuxf_{ij}, Chow utilise la solution de Mindlïn.L'inversion de l'équation (2,44) donne la relation charge-déplacement du sol pour le groupe

$$\{p\} = [K_s]\{W\} \qquad (1,46)$$

Où

$[K_s]= [F]^{-1}$ est la matrice de rigidité du sol. Cette matrice est assemblée avec la matrice de rigidité de chacun des pieux individuels dans le groupe, afin de calculer la matrice de rigidité totale :

$$[K] = [K_s] + [K_p] \quad (1,47)$$

[K] est la matrice de rigidité des pieux. La relation complète charge-déplacement s'écrit :

$$\{p\} = [K]\{W\} \quad (1,48)$$

Lee (1993 a) a utilisé la méthode des couches hybrides (Figure 1.23). Dans un groupe de n pieux, le tassement de l'élément du fût dans la couche k du pieu i sous sa charge propre et sous les charges des autres pieux s'écrit :

$$w_{si}^{k} = f^{k}{}_{sii} p_{si}^{k} + \sum_{\substack{j=1 \\ i \neq j}}^{n} f_{sij}\, p_j \quad (1,49)$$

Où :

w_{si}^{k} **:** Le tassement d'élément du fût du pieu i dans la couche k;

f_{sij} **:** Le coefficient moyen de flexibilité pour l'élément du fût du pieu i dû à la charge en tête du pieu j (tassement pour la charge unité).

$f^{k}{}_{sii}$: le coefficient de flexibilité pour l'élément du fût du pieu i dans la couche k dû à la charge en cette couche au pieu i lui-même (tassement pour la charge unité).

p_j : La charge en tête du pieu j.

p_{si}^{k} : La charge sur le fût (frottement latéral) dans la couche k au pieu i.

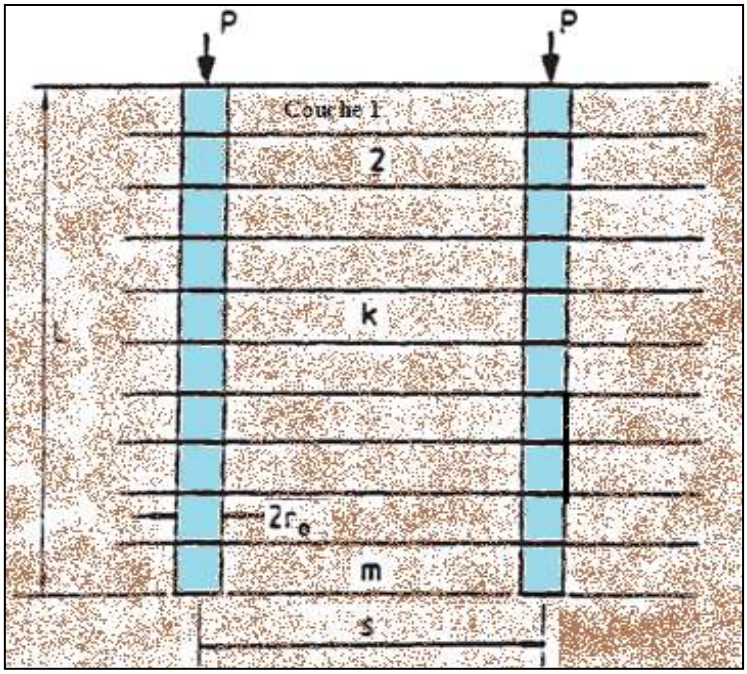


Figure 1.23. Méthode des couches hybrides pour deux pieux identiques (Lee, 1993 a)

Le coefficient moyen de flexibilité $f_{sij}(i \neq j)$ dû au pieu j est supposé avoir la même valeur pour tous les éléments du fût du pieu i et un seul calcul est donc nécessaire pour le pieu i. La relation frottement latéral-tassement pour n pieux dans un groupe est :

$$w_s = F_s P_s \tag{1,50}$$

Ou w_s est le vecteur de tassement des fûts, F_s la matrice de flexibilité de fût et P_s le vecteur des charges de frottement latéral et de tête.

De la même manière, pour le tassement de la pointe du pieu :

$$W_{bi} = f_{bij} p_{bi} + \sum_{\substack{j=1 \\ i \neq j}}^{n} b_{ij}\, p_j \tag{1,51}$$

Où :

w_{bi} = le tassement de la pointe du pieu i.

f_{bij} = le coefficient de flexibilité pour l'élément de la pointe du pieu i dû à la charge en pointe de ce pieu (tassement pour la charge unité).

P_{bi} = la charge en pointe du pieu i.

$f_{bi}j$ = le coefficient de flexibilité pour l'élément de la pointe du pieu i dû à la charge en tête du pieu j (tassement pour la charge unité).

P_j = la charge en tête du pieu j.

De même que pour le fût du pieu, on peut écrire, pour la pointe, la relation matricielle :

$$W_b = F_b P_b \tag{1,52}$$

Où w_b est le vecteur des tassements de pointe, F_b la matrice des flexibilités de pointe et P_b le vecteur des charges de tête et de pointe.

Après l'assemblage des matrices (fût et pointe), on aboutit à la relation incrémentale tassement charge pour le sol :

$$\Delta W = F \Delta P \tag{1,53}$$

Si K est la matrice de rigidité totale, somme de la matrice de rigidité du sol $K_S = F^{-1}$ et de la matrice de rigidité des pieux individuels K_p, la relation incrémentale pour le groupe s'écrit :

$$K \Delta W = \Delta P \tag{1,54}$$

I.1.2. Chargement latéral :

Le comportement des groupes de pieux sous charge latérale est différent de celle d'un seul pieu. La charge latérale peut être inégalement répartie entre les pieux, les déviations latérales de les pieux peuvent varier légèrement et pieux avant peuvent transporter plus de charges que centre et à l'arrière. On peut distinguer d'une part les facteurs que l'on pourrait considérer comme géométriques ou structurels et ceux à connotations plus mécaniques, conséquences de l'interaction pieu-sol-pieu. Cette interaction résulte de la superposition des champs de contraintes et des champs de déformations figurent 1.24 et 25

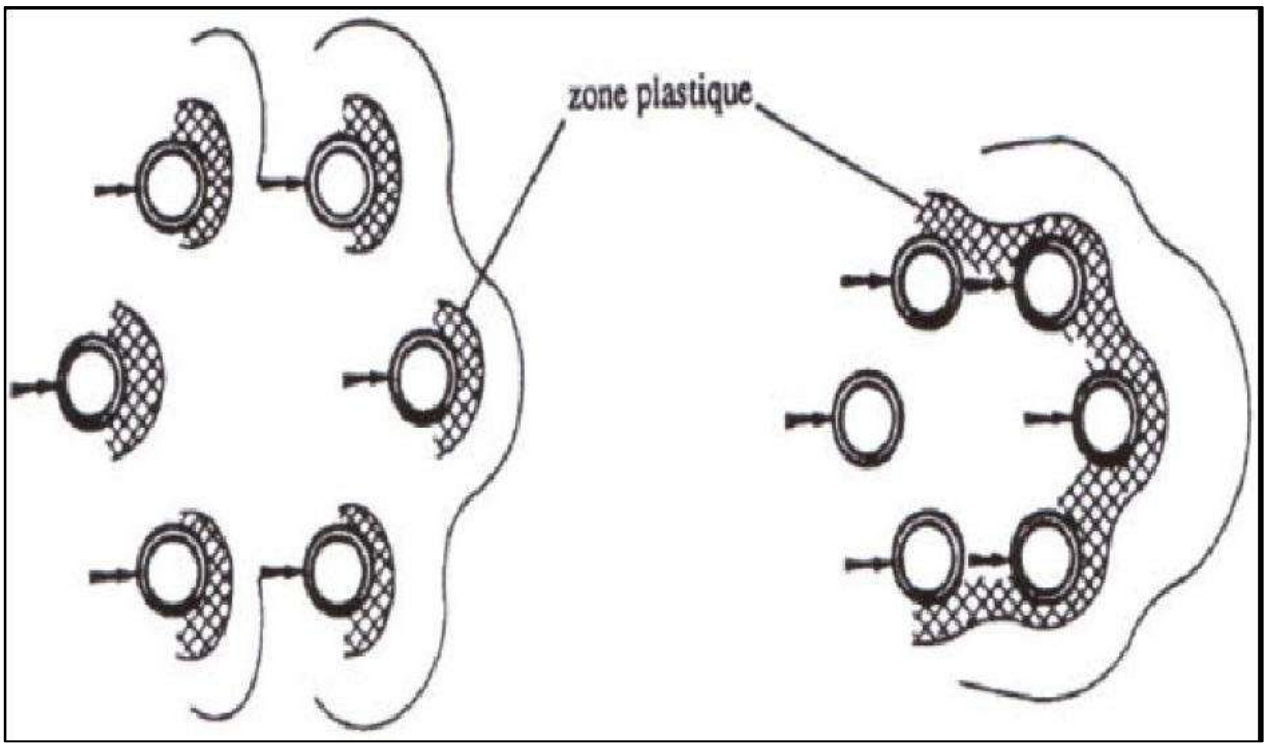


Figure.1.24. Interaction des champs de contraintes des pieux dans les groupes chargés transversalement.

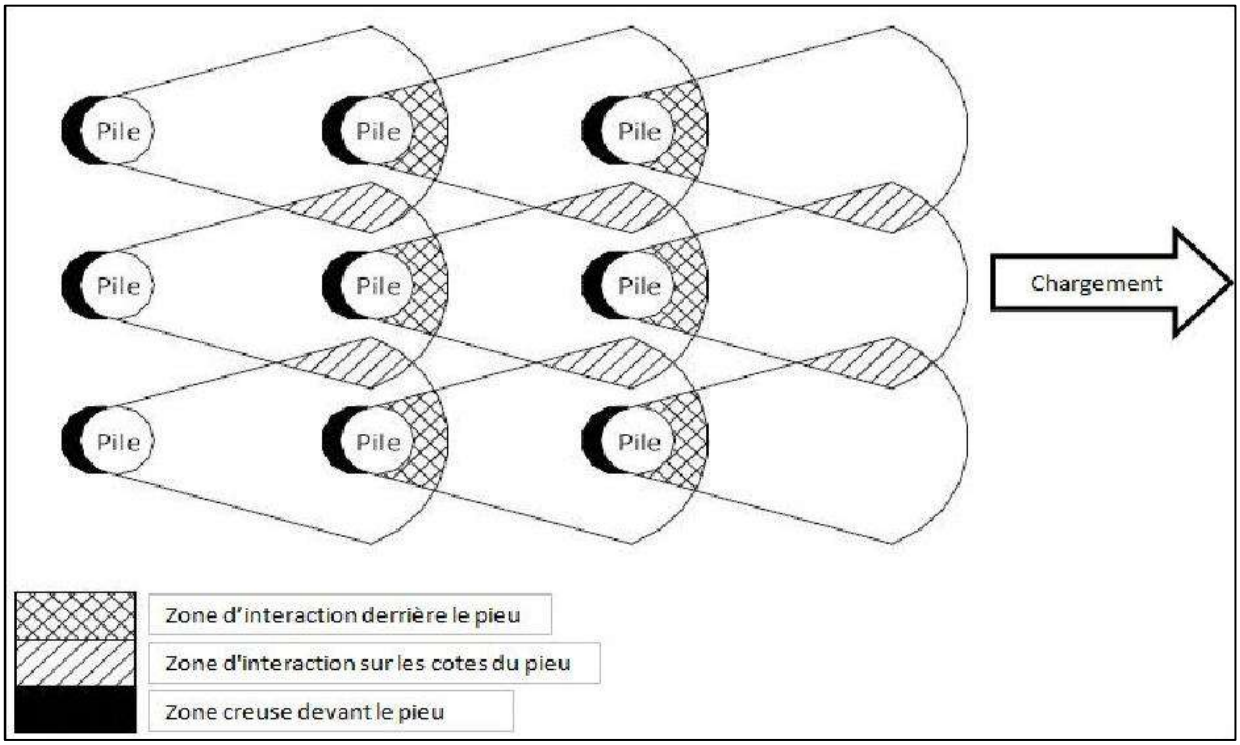


Figure.1.25. Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux chargés latéralement.

Les méthodes disponibles pour l'analyse du comportement latéral de groupes de pieux sont très nombreuses.

Les noms de quelques auteurs qui ont effectué des calcules de déplacement d'un groupe de pieux sous chargement latéral.

- Kim et Brungraber (1976)
- Reese et al (1984)
- Matlock et al (1980)
- Randolph (1981)
- Schmidt (1985)
- Leung et chow (1987)
- Brown et al (1987 et 1988)
- Poulos (1997 b)
- Patra et Pise (2001)

I.1.2. 1.Les méthodes simplifiées :

Patra et Pise (2001) proposent une solution analytique qui est une version modifiée de la méthode de Meyerhof et al. (1981) pour le calcul de la réaction transversale d'un groupe de pieux. Cette méthode modifiée permet de déterminer la pression ultime pour des pieux rigides et libres en tête, selon l'équation:

$$Q_{ls} = 3 \times 0.12 \times \gamma \times d \times L^2 \times k_p \qquad (1,55)$$

Où

γ: est le poids volumique du sol.

L : longueur de la fiche du pieu;

k_p: Coefficient de réaction passive (butée) pour $\delta = 0°$.

et pour les pieux flexibles :

$$Q_{ls} = 3 \times 0.12 \times \gamma \times d \times {L_{eff}}^2 \times k_p \qquad (1,56)$$

La longueur L_{eff} étant une longueur efficace.

Les auteurs considèrent les hypothèses suivantes qui sont également schématisées sur la (Figure 1.26)

- les groupes réagissent au chargement latéral par une réaction frontale et par frottement latéral
- la réaction frontale P_p (ou Q_{ls}) s'applique sur le pieu avant dans le cas de groupe ayant 2 pieux disposées en ligne, et sur les deux premiers pieux dans le cas d'un groupe de 3 lignes.
- le frottement latéral F s'applique sur les deux bords latéraux du groupe, et sont fonction de l'espacement entre les pieux.

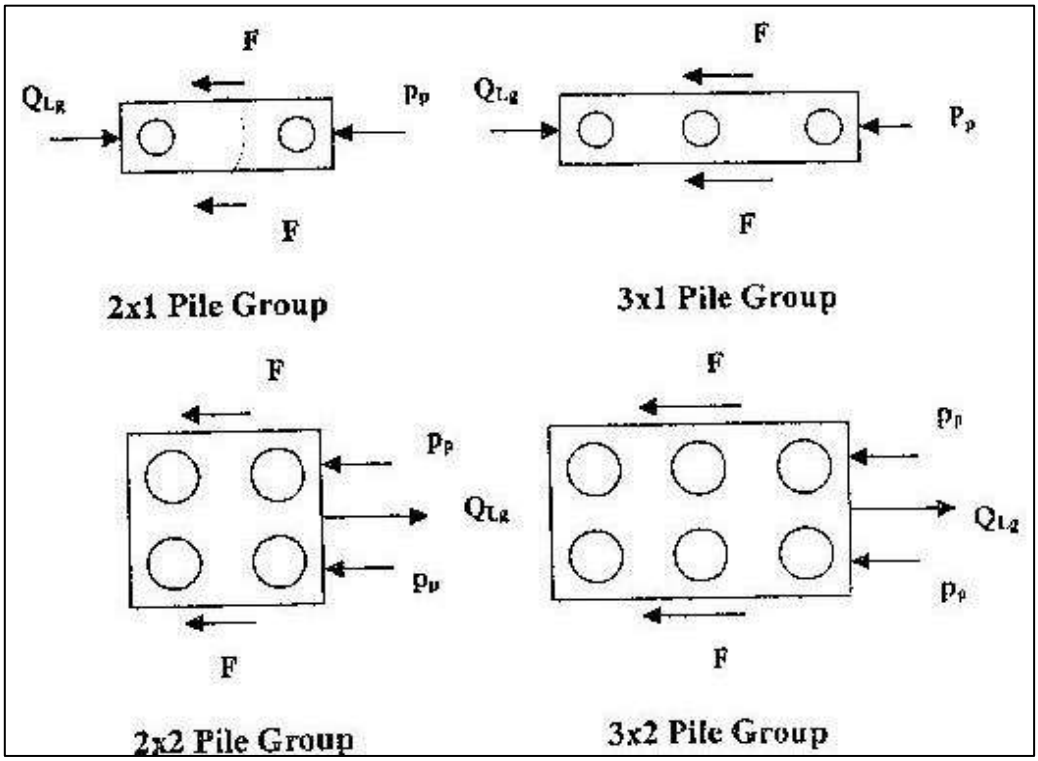


Figure 1.26. Réaction latérale de groupes de pieux (2x1, 3x1, 2x2, 3x2)

Ainsi la réaction latérale globale d'un groupe Q_{lg} est :

$$Q_{lg} = 2F + n'.(n-1).p_p \qquad (1,58)$$

avec

n : le nombre de ligne

n' : le nombre de rangées

et

$$F = 0.5.\gamma.d.L^2.K_s.(n-1).s$$

Reese et al. (1984) permet d'établir une limite supérieure des déplacements et des moments fléchissant du groupe. Le sol compris entre les pieux du groupe est considéré comme solidaire des pieux, il se déplace comme le groupe. Le groupe et le sol sont alors modélisés par un unique pieu fictif de grand diamètre. Ce diamètre est le périmètre du groupe divisé par π. La raideur du pieu équivalent est la somme des raideurs des pieux du groupe, le sol n'étant pas pris en compte. L'effort tranchant se répartit équitablement sur chaque pieu du groupe et les valeurs de moments fléchissant sont les mêmes.

Poulos (1971) et Randolph (1981) ont étendu leur travail à l'analyse des groupes des pieux basés sur continuum élastique et ils ont introduit des facteurs de réduction sur la base d'effets de l'interaction des pieux voisins. Le facteur de réduction est défini comme étant la fraction d'augmenter dans un pieu de déformation due à la présence d'une charge similaire pieu voisin. D'une façon analogue au chargement vertical des groupes, Poulos et Davis (1980) présentent une méthode simplifiée pour l'évaluation du déplacement d'un groupe de pieux soumis à une charge horizontale.

Deux rapports sont également proposés:

- le rapport de déplacement transversal R_ρ:

$$R\rho = \frac{le\ déplacement\ \ moyen\ du\ groupe}{le\ déplacement\ \ d'un\ pieu\ isolé\ sous\ la\ charge\ moyenne\ des\ pieux\ du\ groupe}$$

- le coefficient de réduction des groupes R_R:

$$R_R = \frac{le\ déplacement\ \ moyen\ du\ groupe}{le\ déplacement\ \ d'un\ pieu\ isolé\ sous\ la\ charge\ totale\ appliquée\ sur\ le\ groupe}$$

On peut en déduire que: $R_\rho = n.R_R$ avec n, le nombre de pieux dans le groupe.

On peut ainsi déduire le déplacement global du groupe de pieux en fonction des rapports R_ρ et R_R :

$$\rho_G = R_\rho \,.P_{av}\,.\rho_1 \qquad (1,58)$$

Ou

$$\rho_G = R_R \,.P_G.\rho_1 \qquad (1,59)$$

Avec,

P_{av} : la charge moyenne reprise par un pieu du groupe.

p_G : la charge totale appliquée sur le groupe.

ρ_1 : le déplacement d'un pieu isolé sous une charge unitaire.

Poulos et Davis distinguent deux types de coefficients de réduction R_R:

$R_{R\rho H}$: coefficient de réduction pour la charge horizontale appliquée H (cas d'un pieu libre en tête).

$R_{R\rho F}$: coefficient de réduction pour la charge horizontale appliquée H (cas de l'encastrement de la tête du pieu).Les auteurs proposent des valeurs de $R_{R\rho H}$ et $R_{R\rho F}$ en fonction de l'entr'axe des pieux et de leur nombre; ceci pour un élancement (L/d) égal à 25, un coefficient de Poisson de 0,5 et une rigidité du pieu K_R de 10^{-5} (Figure 1.27).

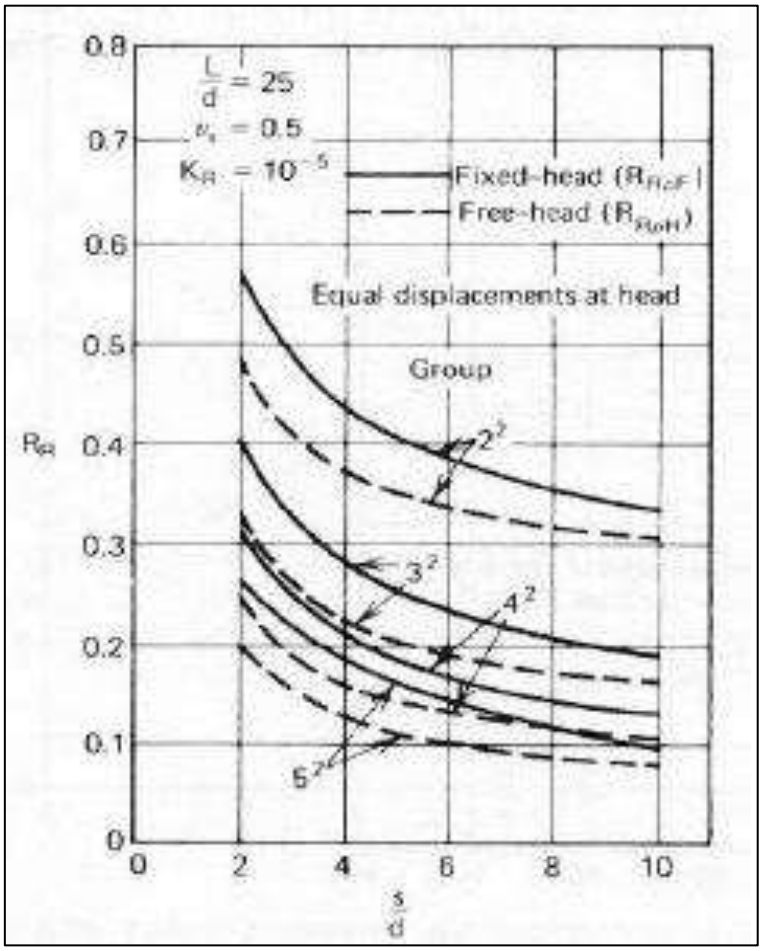


Figure 1.27. Valeurs de $R_{R\rho H}$ et $R_{R\rho F}$ en fonction de l'espacement.

I.1.2. 2.Les méthodes numériques :

I.1.2. 2.a - Les méthodes Eléments Finis :

La méthode des éléments finis a été adoptée par plusieurs chercheurs pour l'étude de l'effet du groupe et notamment l'effet d'ombre créé entre les pieux d'un groupe chargé horizontalement.

Brown et Shie (1991) proposent une analyse tridimensionnelle d'un groupe de pieu chargé latéralement modélisé par éléments finis. Utilisant les symétries et les conditions limites du problème, celui-ci est réduit au chargement latéral de deux pieux (Figure 1.28). Ces deux pieux modélisent deux rangées infinies de pieux encastrés en tête. Pour modéliser le chargement d'un pieu isolé avec les mêmes conditions aux limites, un espacement entre les pieux de 10 diamètres (s/B = 10) est choisi. L'effet de groupe est étudié pour un espacement entre axes de 3 et 5 diamètres. Les pieux sont circulaires. Le module d'Young est sélectionné pour modéliser un pieu circulaire en acier de 273 mm de diamètre et de 9,5 mm d'épaisseur.

Deux types de sol sont modélisés :

- un sol cohérent (argile saturée) qui a pour loi de comportement associée le modèle élasto-plastique de Van Mises ($2cu$ = 55 kPa, E = 110 MPa, ν = 0,45).
- un sol pulvérulent (sable sec) avec pour loi de comportement le modèle de Drucker-Prager étendu avec une loi d'écoulement non associée (c = 13,8 kPa, φ = 23°).

Une première analyse porte sur une unique rangée de pieux. Le chargement latéral est perpendiculaire à cette rangée. Les courbes de chargement établies à partir de ce modèle pour plusieurs entre axes (2 ; 3 ; 5 et 10 diamètres) ne mettent pas en évidence une modification de comportement significative. Pour l'argile, seul un entre axe de 2B donne une réponse moins raide du groupe. Pour le sable le groupe à 5B a un comportement similaire au pieu isolé. Pour les autres configurations (2B et 3B) une réduction de la raideur du groupe, plus importante que pour l'argile, est observée.

Les profils de moments fléchissant conduisent aux mêmes conclusions. Ces profils dérivés deux fois permettent la construction de courbes de réaction P-y. Les courbes des pieux du groupe sont comparées à celles du pieu isolé (s/B = 10). Pour l'argile, un comportement analogue est obtenu pour les groupes avec un entre axes des pieux de 3B et 5B.

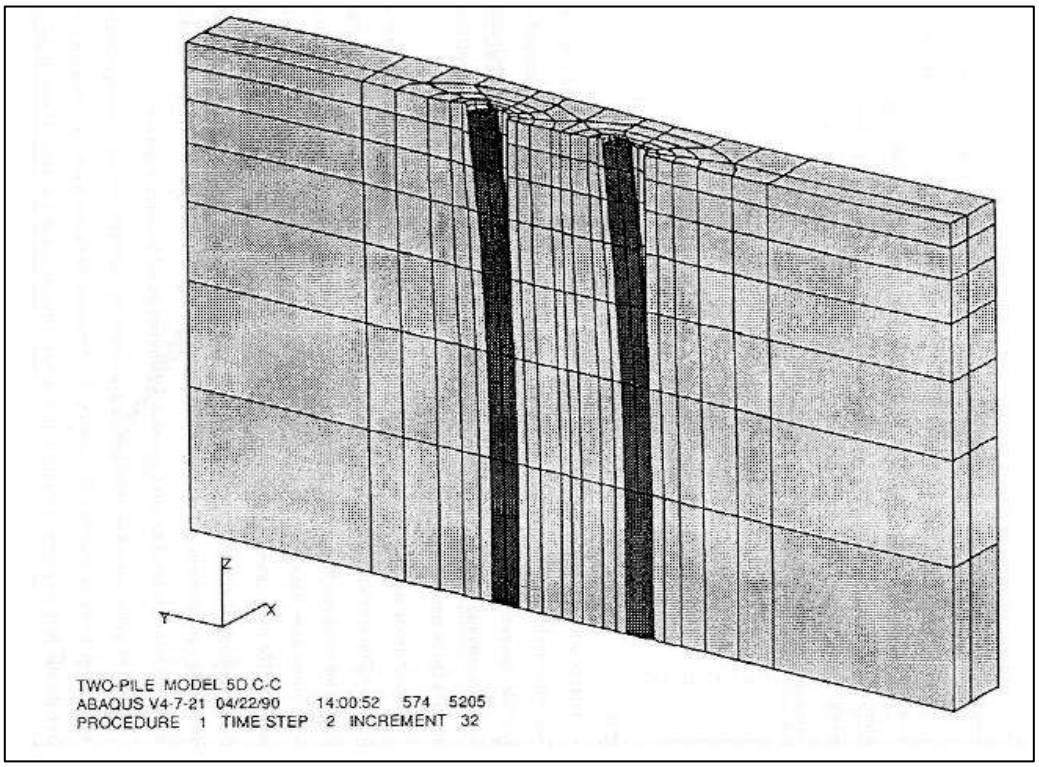


Figure 1.28. Maillage utilisé par Brown et Shie (1991)

Les résultats obtenus sont indépendants de la nature du sol. Les valeurs des coefficients multiplicateurs P_m et Y_m sont établies pour différents espacements S/B, elles sont résumées par les diagrammes de la (Figure 1.29).

La réaction du sol pour les pieux à s/B = 2 est par contre réduite. Des remarques du même ordre s'appliquent pour les groupes dans le sable, où le groupe à s/B = 3 a un comportement distinct du pieu isolé. On observe que l'effet de groupe est nettement mis en évidence sur les pieux arrières pour s/B variant de 3 à 5. Ces pieux ont un comportement proche du pieu isolé à partir d'un espacement d'entre axes de 3B.

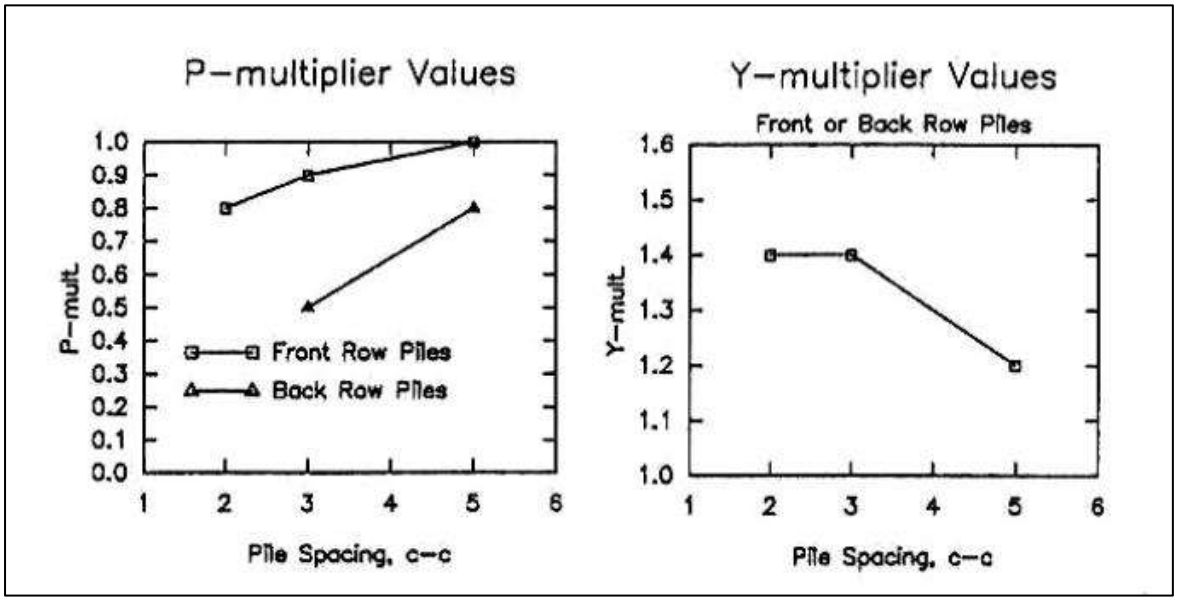


Figure 1.29. Valeurs des coefficients Pm et Ym d'après Brown et Shie (1991)

I.1.2. 2.c - Méthode des fonctions de transfert de charge :

La méthode des fonctions de transfert de charge qui propose de modifier la courbe de réaction p-y de chaque pieu dans le groupe. Pour considérer l'effet d'ombre perçu par les pieux suivant le pieu avant, affecte généralement un facteur P_m inferieur à 1 sur les pressions (Figure.1.30). On peu aussi appliquer un facteur Y_m, généralement supérieur à 1 sur les déplacements (Figure.1.31). La prise en compte de l'effet de groupe dans le cas de l'approche par les fonctions de transfert de charge, consiste à introduire des coefficients correcteurs des courbes de réaction p-y. Ces coefficients peuvent être empiriques et sont appliqués directement sur les courbes de réaction.

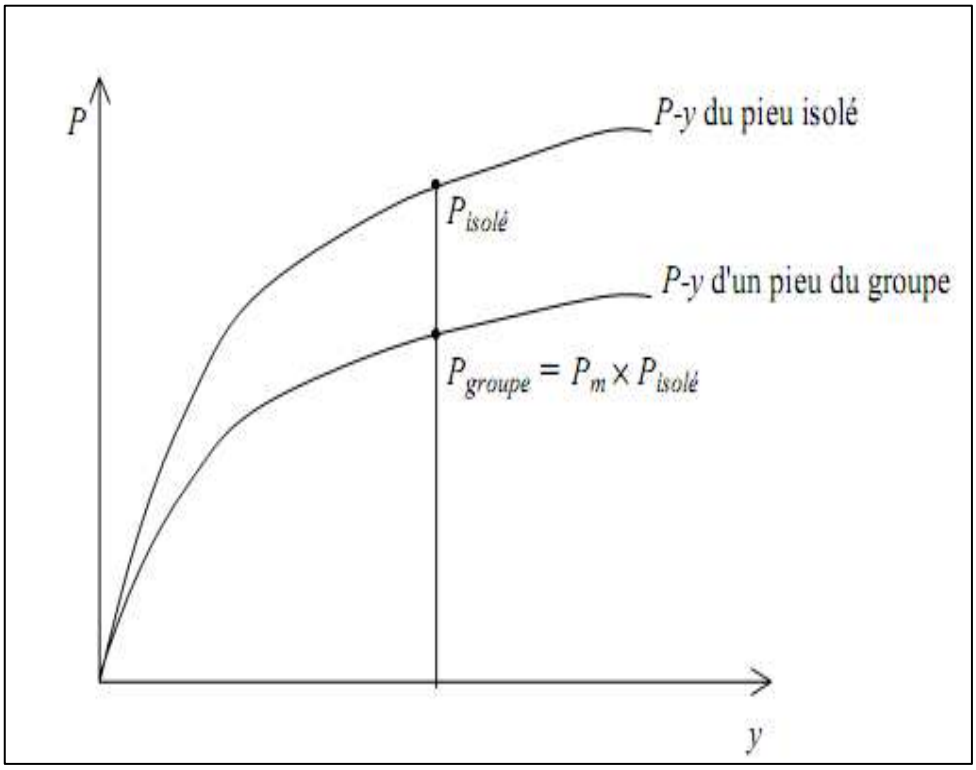


Figure 1.30. Définition du coefficient multiplicateur p_m

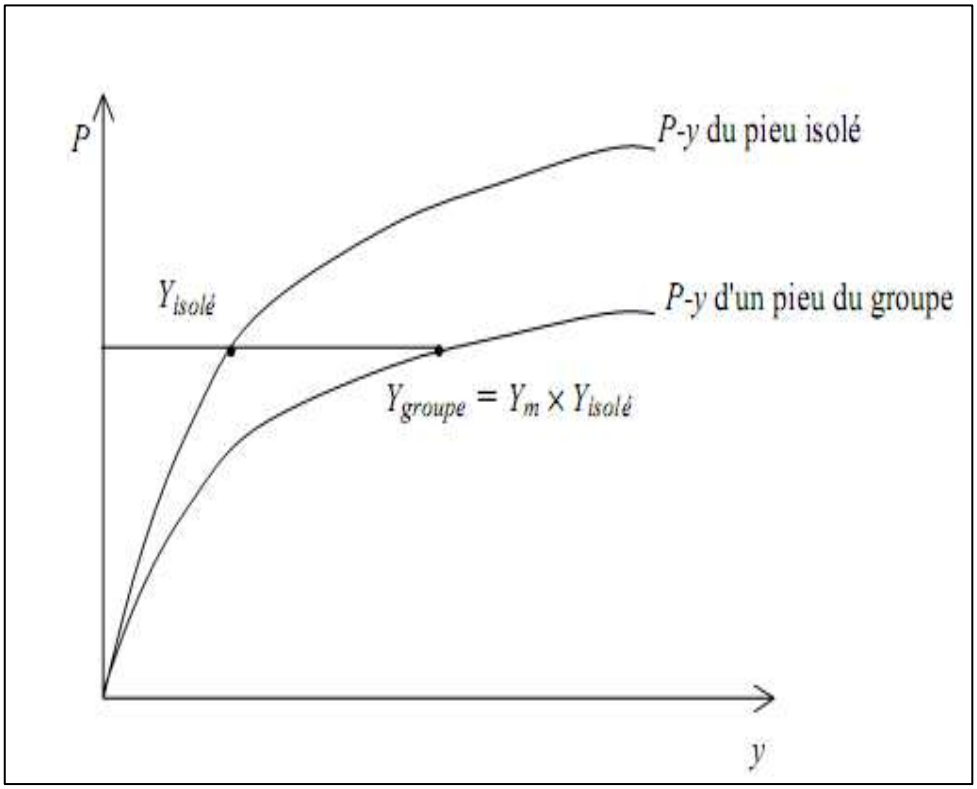


Figure 1.31. Définition du coefficient multiplicateur Y_m

Zhang L et Small (1999) analysent le comportement de groupes de 3×3, 4×3, 5×3, 6×3 et 7×3 pieux soumis à un chargement transversal. Les auteurs utilisent la méthode des fonctions de transfert de charge pour étudier le comportement de groupe à l'aide du programme de calcul FLPIER. Ce programme tient compte des interactions entre les pieux en appliquant des coefficients réducteurs empiriques sur le module et la pression limite des courbes de réaction. En validant leur méthode sur des essais de chargement de groupes de pieux, les auteurs concluent sur les coefficients réducteurs à appliquer:

- ces facteurs sont indépendants de la densité du sable, mais sont, toutefois, fonction de l'espacement entre les pieux.
- les coefficients réducteurs proposés sont les suivants, respectivement pour la file avant, ou les files centrales, et la file arrière :

0,8; 0,4; 0,3 pour un groupe de 3x3.
0,8; 0,4; 0,3; 0,3 pour un groupe de 4x3.
0,8; 0,4; 0,3; 0,2; 0,3 pour un groupe de 5x3.
0,8; 0,4; 0,3; 0,2; …. 0,3 pour les groupes plus grands.

I.1.2. 3. Méthodes hybrides :

Comme pour les groupes de pieux chargés verticalement, les modèles hybrides sont appliqués par O'Neill et al. (1977), Chow (1987) pour le calcul des groupes de pieux sous charge horizontale. Les méthodes hybrides utilisent la méthode au module de réaction pour le pieu isolé avec le modèle du continuum élastique pour évaluer les interactions entre pieux. Il est posé que le comportement du groupe dépend de deux conditions de déformations : la zone de sol a proximité immédiate du pieu est celle où résident les plus fortes sollicitations qui provoqueront de grands déplacements ; la zone de sol entre les pieux où se développent des efforts relativement moindres. L'interaction sol-pieu est modélisée par une relation p-y non linéaire et l'interaction pieu-sol-pieu est caractérisée par les facteurs d'interactions de Poulos (1971b) pour un milieu élastique. La méthode suit le processus suivant :

1. Modélisation de l'interaction sol-pieu par utilisation des courbes *p-y*.
2. Evaluation des déplacements du groupe en utilisant la méthode de Mindlin modifiée pour le Groupe :

$$\rho_G = \overline{\rho_H}\left(\sum_{\substack{j=1 \\ j\neq k}}^{m} H_j\, \alpha_{\rho HKJ} + RH_K\right) \qquad (1,60)$$

Où

ρ_G : déplacement en tête du groupe de pieux (supposés tous équivalents).

R : facteur de rigidité relative, y_S/ρ.

H_j: charge sur le pieu j.

$\alpha_{\rho Hkj}$: valeur de $\alpha_{\rho H}$ pour deux pieux, pour l'espacement entre les pieux k et j et l'angle β entre la direction du chargement et la ligne joignant les centres des pieux *k* et *j*.

ρ : déplacement au niveau du sol d'un pieu isolé soumis à un effort latéral égal à la moyenne des efforts tranchant repris par le groupe, déterminé à partir des abaques et équations de Poulos (1971a).

y_s : déplacement en tête déterminé à l'étape 1.

3. Une nouvelle analyse est réalisée avec les courbes de réaction *p-y* pour obtenir les moments dans le pieu le plus chargé. Les courbes p-y sont modifiées en multipliant les données y par un coefficient multiplicateur, de valeurs supérieures à 1. La valeur retenue est celle approchant le mieux le déplacement calculé à l'étape 2. Elle est ensuite utilisée pour reprendre l'étape 1 avec les courbes p-y modifiées de ce coefficient. Les valeurs de p peuvent également être modifiées pour cette analyse.

Reese et al (1984) proposent de déterminer la résistance ultime du pieu fictif équivalent, de la diviser par le nombre de pieux du groupe, puis par la résistance ultime établie pour un pieu isolé. Cette méthode applique les coefficients obtenus en tête au pieu entier. C'est-à-dire qu'elle modifie le comportement des pieux du groupe identiquement sur toute leur fiche. Afin d'évaluer les interactions en fonctions de la profondeur, des modifications ont été apportées à la méthode.

Zhang et Small (2000) ont étudié l'effet de chargement horizontal avec le chargement vertical pour un groupe de pieux soutenus de chevêtre dans le sol stratifié. L'analyse montre un bon accord pour les petits groupes de pieux (2x2) et diffère énormément d'un groupe de pieux 4x4 par rapport à d'autres résultats publiés. Ce modèle élastique pour l'ensemble rigide soutenu de chevêtre dans terre a été utilisé pour effectuer l'étude paramétrique.

Zhang et Small (2002) ont étendu leur modèle de 2000 pour analyser le comportement d'un radier rigide en contact avec le sol et soutenu par groupe de pieux rigide. Le modèle a été vérifié à l'analyse des éléments finis et ont trouvé un bon accord pour l'espacement des pieux près d'un petit groupe de pieux. Cependant, l'étude paramétrique a été faite uniquement pour le chargement soit vertical ou horizontal pour le chargement et non pour le chargement combiné.

Small (2001) fait état d'une extension du travail de Zhang et Small (2000), où deux charges ponctuelles horizontales ont été appliquées à la tête de chaque pieu, au lieu de charge ponctuelle de Zhang et Small (2000). Il a constaté que le radier tourne sous la charge horizontale et ne subit pas de déplacement vertical en son centre. Un accord a été trouvé raisonnable lorsque l'on compare avec l'analyse par éléments finis, mais grand désaccord est apparu en comparaison avec les données de mesure de Yamashita et Kakurai (1991).

Conclusion :

Les méthodes de calcul, présentées dans ce chapitre de ce mémoire, concernent le groupe de pieux, et soumis à un chargement statique vertical ou horizontal. On y distingue les méthodes numériques, méthodes numérique approximative, et les méthodes simplifiées. Ces méthodes, tout en impliquant quelques simplifications, et donnent de bons résultats comme le montre la bonne équivalence entre réponses calculées et expérimentales.

L'étude par élément fini du comportement des ouvrages de la géotechnique présente de grands avantages. Telle que la réduction des coûts par rapport aux méthodes numérique approximative et les méthodes simplifiées à grandeur réelle et à la non-nécessité de condition de similitude par rapport aux essais sur modèles réduits au laboratoire. Mais le plus grand avantage de l'approche numérique se situe dans la capacité d'effectuer des études paramétriques, en modifiant par simple manipulation du logiciel les paramètres du modèle tels que les caractéristiques du pieu, la loi de comportement du sol, la valeur et les types de sollicitation.

.

Chapitre II

Présentation du code éléments finis ABAQUS

Résumé :

Dans ce chapitre une succincte introduction sur le code d'élément finis ABAQUS est présentée.

L'objectifs d'utilisation d'ABAQUS est de fournir à l'utilisateur un code d'éléments finis qui soit à la fois robuste et convivial, permettant de traiter des problèmes géotechniques réels, dans un délai raisonnable en utilisant des modèles de comportement de sols dont les paramètres puissent être déterminés à partir d'une étude géotechnique .

II.1 Introduction :

ABAQUS est un programme d'éléments finis à usage général, et est conçu comme un outil flexible pour la modélisation par éléments finis. Le concept de base dans ABAQUS est la division de l'histoire de problème en étapes. A chaque étape l'utilisateur choisit la procédure, définir le type d'analyse à effectuer lors de l'étape : analyse dynamique du contrainte, valeur propre de flambage, analyse de transfert de chaleur, etc. Le choix de la procédure peut être modifié à l'étape suivante de manière significative. Depuis l'état du modèle (contraintes, déformations, températures, etc.) est mis à jour tout au long de toutes les étapes de l'analyse, les effets de l'histoire précédente sont toujours inclus dans la réponse à chaque étape. Pour la modélisation de la réponse des sols, plusieurs modèles dans ABAQUS qui peuvent être utilisés sont, Drucker-Prager, Mohr-Coulomb, et modèle Cam-Clay, etc., Grâce aux principales caractéristiques, ce programme a été sélectionné pour être utilisé dans cette étude. Une présentation rapide de code d'élément finis ABAQUS sera présentée ci-dessous.

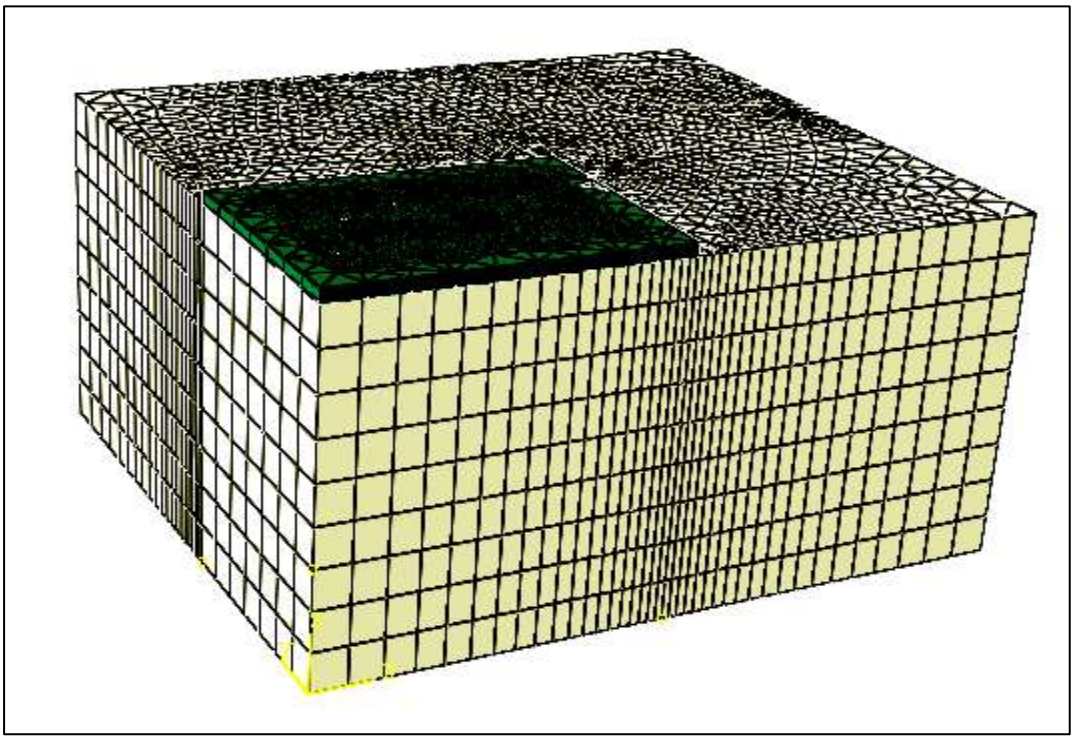


Figure.2.1.Modèle 3D du sol pour groupe des pieux sous radier

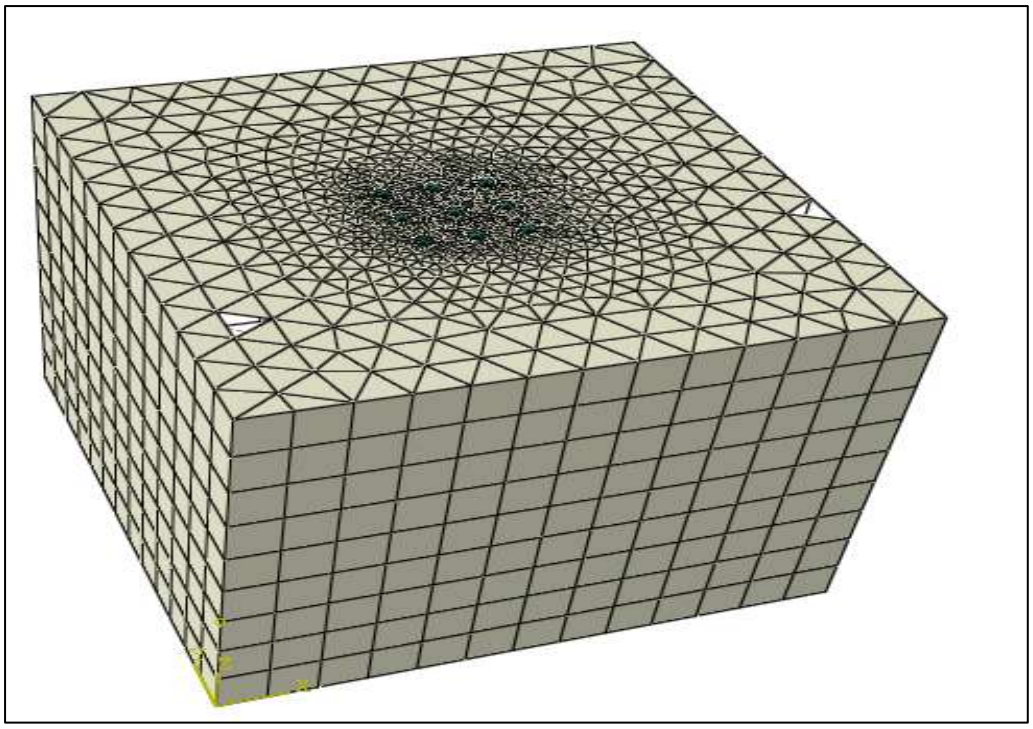


Figure.2.2. Modèle 3D du sol pour groupe des pieux libre en tète

II.2. Création d'une propriété matériau :

Nous allons maintenant créer un matériau élastique linéaire ayant module d'Young de $21\ 10^6$ KN/m^2 et un coefficient de poisson de 0.30

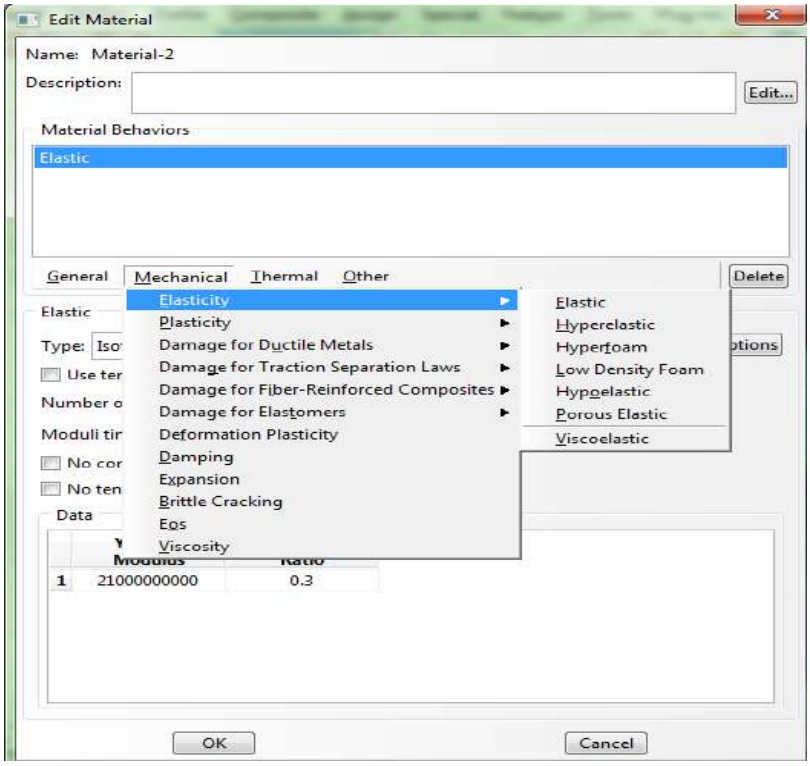


Figure.2.3. menu déroulant pour la définition matériau

II.3. Sélection des éléments finis :

Les éléments disponibles pour l'analyse tridimensionnelle sont les hexaèdres, tétraèdre et pentaèdre comme le montre la (Figure.2.4) ci-dessous.

Le tétraèdre à quatre nœuds (pyramide à base triangulaire), comparable au triangle à trois nœuds en déformation plane. Les fonctions d'interpolation sont linéaires sur l'élément et, par conséquent, les contraintes et les déformations y sont constantes. Les autres éléments tridimensionnels usuels sont constitués par des pentaèdres ou prismes (à six, quinze ou dix-huit nœuds) et des hexaèdres (à huit, vingt ou vingt-sept nœuds). Les fonctions d'interpolation sont trilinéaires pour l'élément hexaédrique à huit nœuds, trilinéaires en base incomplète pour l'élément pentaédrique à six nœuds, quadratiques en base complète pour les éléments tétraédriques à dix nœuds et hexaédriques à vingt-sept nœuds, quadratiques en base incomplète pour l'élément hexaédrique à vingt nœuds.

Les performances relatives de ces éléments sont assez proches de leur homologue bidimensionnel. Ainsi, l'élément hexaédrique à vingt nœuds est l'élément le plus utilisé actuellement dans les maillages. Tridimensionnels, comme l'élément quadrangulaire à huit nœuds pour les problèmes bidimensionnels (plan et symétrie de révolution). Cet élément, associé à une intégration réduite (à 2x2x 2 points de Gauss) pour le calcul des gradients, conduit à de bons résultats.

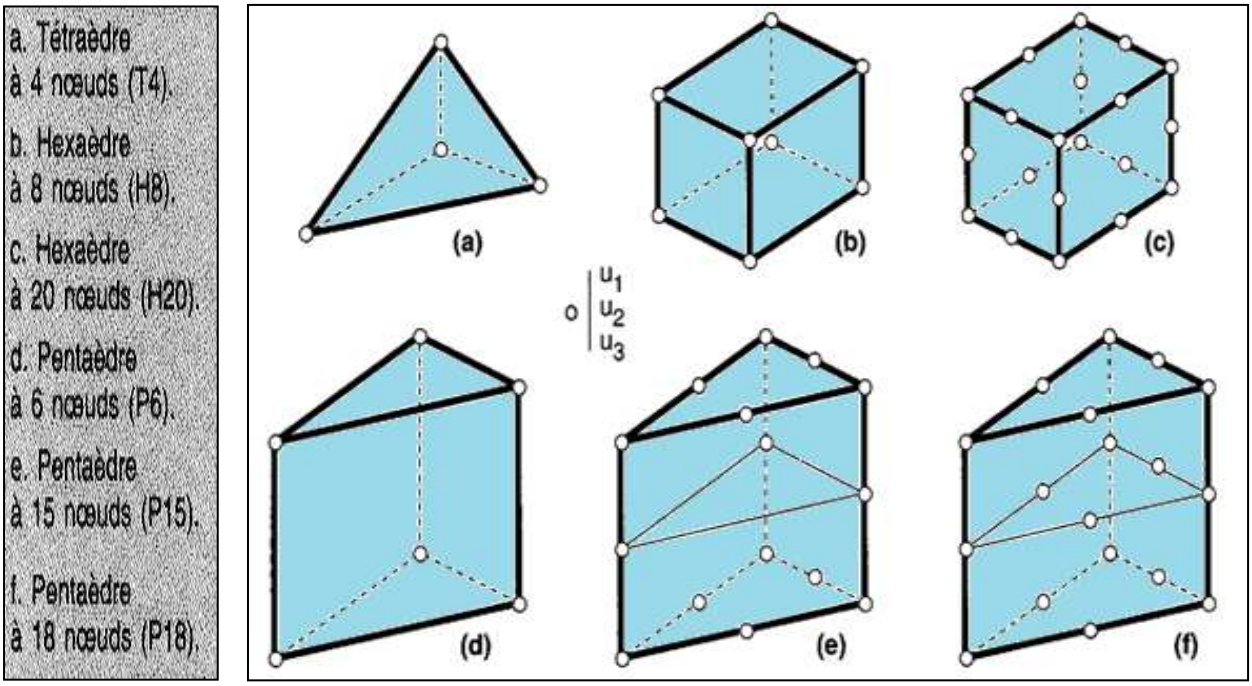


Figure. 2.4. Les éléments disponibles pour l'analyse tridimensionnelle

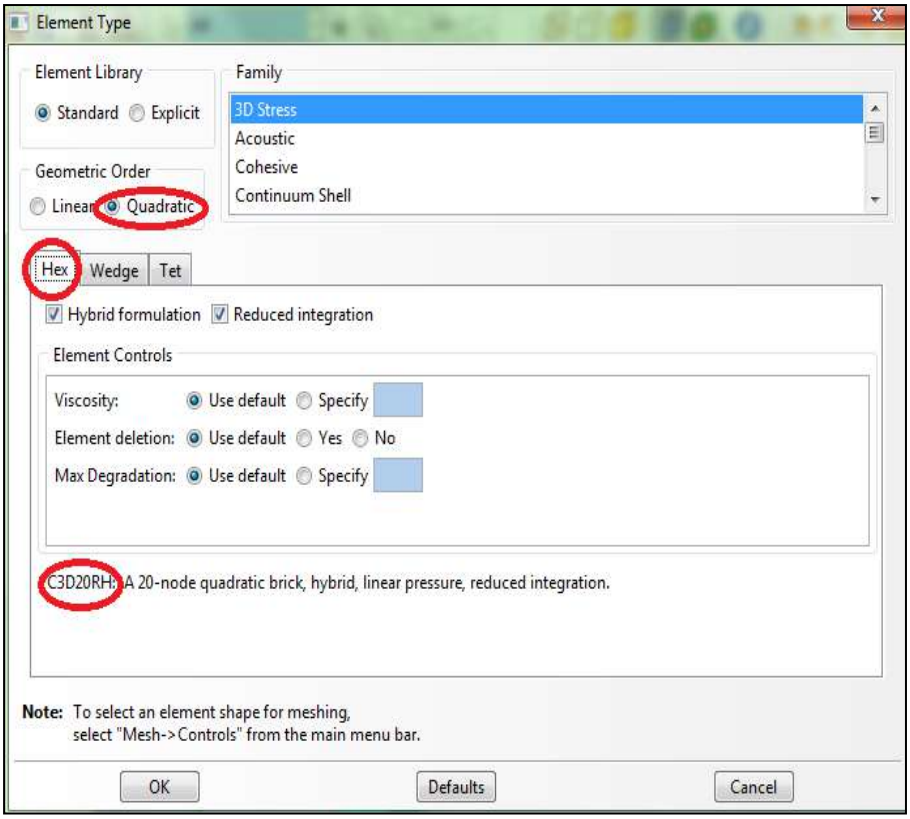


Figure .2.5.Type d'élément de maillage

Le résultat de calcule avec d'élément hexaédrique est plus précis que les deux autres (tétraèdre et pentaèdre). C'est parce que, l'augmentation du nombre d'éléments de tétraédrique ou pentaédrique pour le même volume de résultats de continuum dans l'augmentation du nombre d'erreurs de discrétisation. La précision, composé de mailles hexaèdres sont plus faciles à visualiser de mailles composées de tétraèdres. En outre, la réaction d'éléments hexaédriques aux charges appliquées, correspond plus précisément à des charges dans les conditions du monde réel Hibbit et al. (2007).

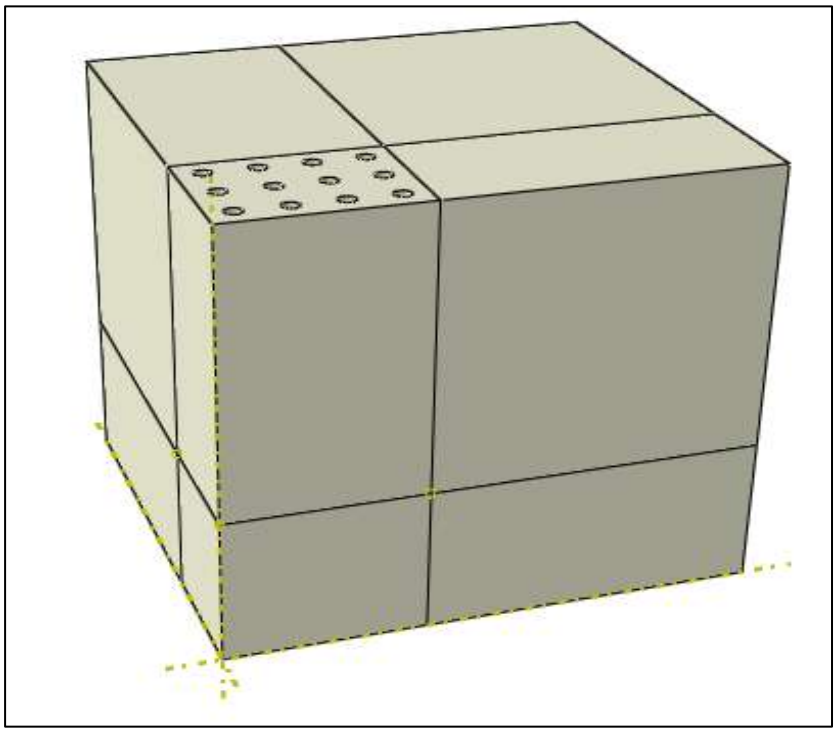
II.4. Discrétisation :

La discrétisation du sol, pieu dans l'élément fini influence directement sur la sortie simulée du comportement de groupe des pieux modélisé. En général, la plus fine de l'élément le plus précise serait le résultat. A l'inverse, l'augmentation du nombre des éléments finis contribue à l'augmentation du nombre de nœuds, qui, à son tour, augmente le processus de calcul du programme.

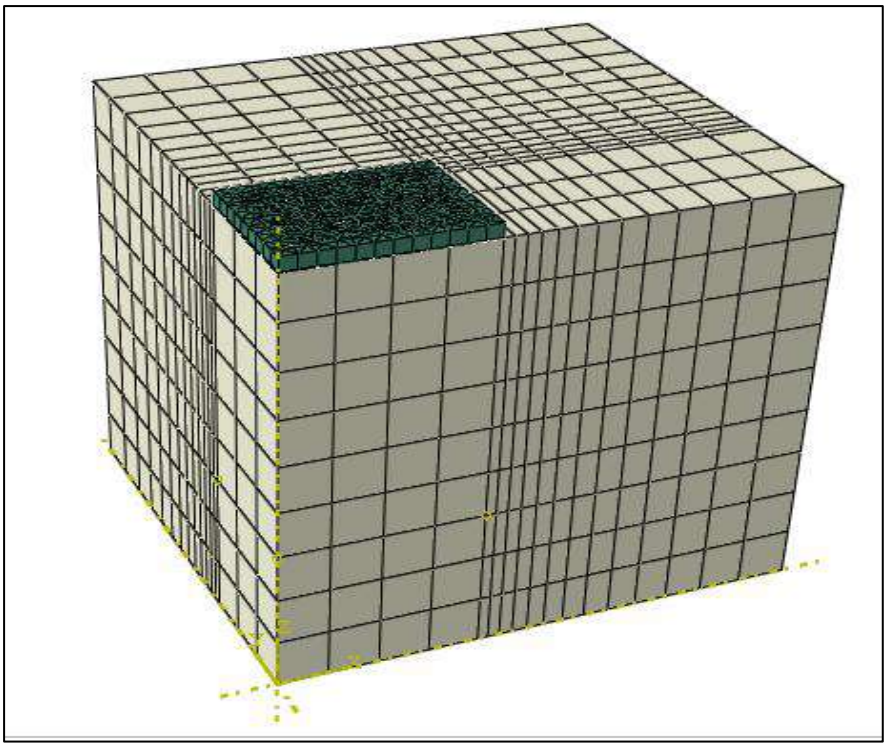
La version disponible d'ABAQUS pour ce travail de recherche a une limitation de nœud de 100.000 nœuds pour l'ensemble du modèle. Pour être limitée dans cette restriction, il est essentiel d'étudier l'influence de la technique de discrétisation.

ABAQUS a la possibilité d'effectuer l'analyse en utilisant la condition aux limites de révolution. Par conséquent, seul un demi de l'ensemble du modèle est suffisant pour simuler. Depuis, les éléments du continuum dans les environs de pieu sont la principale préoccupation, la stratégie de maillage a été soigneusement étudiée afin d'obtenir les éléments les plus fins dans ces régions. Certaines techniques de partition spéciale ont été utilisées pour faire une transition en douceur de la taille des éléments de la plus fine à la plus grande (Figure.2.6a).

Au cours de ce processus, le biais et le rapport d'aspect ont été maintenus dans la limite spécifiée pour exécuter le programme avec succès. L'avantage ABAQUS de notification en ce qui concerne les mauvais éléments au début d'exécuter n'importe quelle tâche analyses s'assure de la qualité des éléments. Sa capacité d'interroger, réparer, remplacer et supprimer les éléments fournit une base solide de simulation. L'interface graphique (ABAQUS. cae) et le fichier d'entrée sur "TXC" éditeur de texte ont été utilisés pour créer des nœuds, éléments, etc. et le système de coordonnées global.



a) Partition



b) Maillage

Figure .2.6 a) Partition, b) Maillage

II.5. Modélisation de la zone de contact :

L'analyse réaliste des systèmes sol-pieu nécessite des considérations de l'interaction ou couplage entre le pieu et le sol. Cette interaction est généralement traitée par l'utilisation d'un contact ou d'un élément d'interface pour lesquels il existe un vaste d'ensemble de littérature qui englobent les domaines de la géo-mécanique, génie mécanique et la mécanique de calcul.

Les zones de contact doivent être modélisées en pieu-sol. Pour modéliser le comportement de contact entre le sol et pieu, matériau de surface de groupe des pieux, il est essentiel d'obtenir le coefficient de frottement entre ces matériaux qui est encore une fonction de la rugosité de surface, porosité, adhérence, etc.

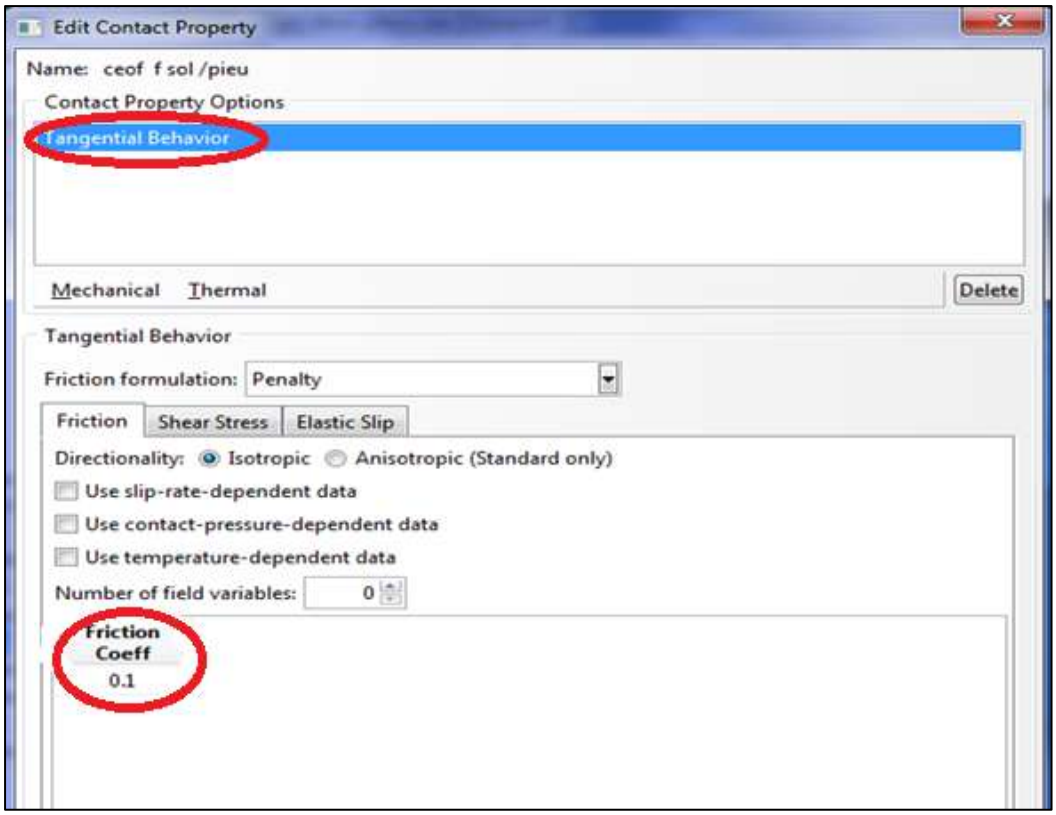


Figure. 2.7. Fenêtre du coefficient de frottement

Plusieurs procédures et méthodes sont disponibles dans la littérature à partir de laquelle Das (2007) a résumé les trois méthodes généralement acceptées (α, β et méthode de λ) sur la base de formules empiriques pour calculer le coefficient de frottement de l'argile et matériel de pieu. Voici que la formule de la méthode α est décrite ci-dessous.

Selon la méthode α, le facteur de friction,

$$f = \alpha \times c_u \tag{2.1}$$

Où

α = le facteur empirique d'adhérence peut être estimé à partir de la (Figure.2.8) ci-dessous.

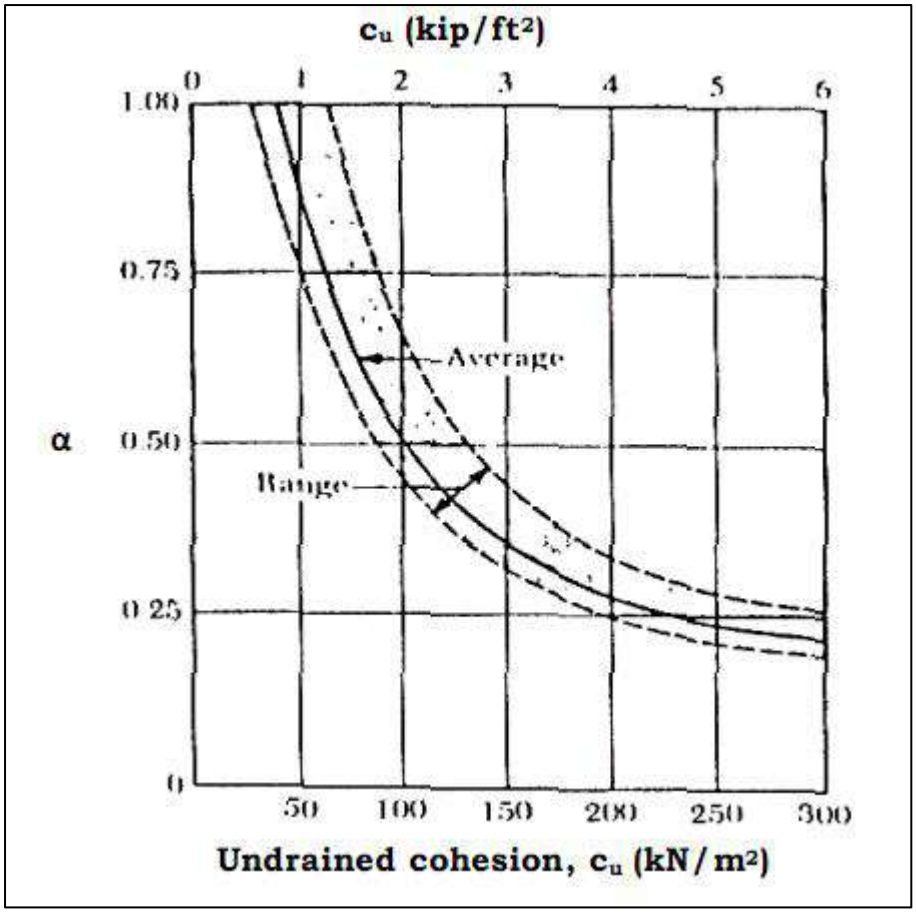


Figure.2.8.Variation de la cohésion non drainée α, c_u

Plusieurs autres équations semi-empiriques pour estimer α, sont disponibles dans la littérature (par exemple, API, 1984; Semple et Ridgen, 1986; Budhu (1999) résumés plusieurs de ces équations pour estimer α. L'équation empirique par l'API (1984), comme indiqué ci-dessous, peut être utilisé avec la valeur de la ci-dessus.

$$\begin{aligned} &\propto = 1 - \frac{c_u - 25}{90} && Pour && 25Kpa < c_u < 70Kpa \\ &\propto = 1.0 && Pour && c_u \leq 25Kpa \\ &\propto = 0.5 && Pour && c_u \geq 70Kpa \end{aligned} \qquad (2.2)$$

De même, pour le pieu dans le sable, ce coefficient de frottement ne peut être donné comme indiqué dans Das (2007).

$f = k\,\sigma_z' \tan\varphi$ *Pour z=0-L' ou L' =15D* (2.3)

Où,

K = coefficient d'efficace de terre = $1 - sin\varphi$ pour pieux forés

σ'_z= contrainte verticale effective à la profondeur z.

δ = angle de frottement sol/pieu = $0.5\varphi \sim 0.8\varphi$.

Le jugement est appliqué à choisir la valeur de δ et des corrélations sont disponibles dans la littérature de Bhusan (1982), Meyerhof (1976) pour le déplacement à basse et haute de pieu. La formule empirique permettant de prédire K est également différente pour pieu et disponible dans Das (2007).Un essai de cisaillement direct peut accorder à ce facteur de frottement, mais la limitation en ce qui concerne la rugosité de surface de pieu en béton coulé sur place doit être existe. Ces limitations peuvent être compensées par la sélection du coefficient de frottement sur procès-erreurs, jusqu'à ce que le comportement du modèle devienne cohérent avec le comportement du champ mesuré. Le traitement numérique des problèmes de contact implique la formulation de la géométrie, l'état des lois de l'interface, la formulation et le développement d'algorithmes (Wriggers 1995). Pour simuler le comportement ou l'interaction de contact, en particulier, pour le sol, et pieu, les notions suivantes sont disponibles dans la littérature.

Modélisation numérique du contact par la méthode des éléments finis :

Les principes de base de la méthode des éléments finis et son application à la solution des problèmes tels que le calcul du comportement des pieux ont été proposés par un certain nombre d'auteurs au cours des trente dernières années. Plusieurs méthodes de modélisation du comportement discontinu à l'interface sol-structure ont été proposées :

1- L'utilisation d'éléments de liaison sans épaisseur («zero-thickness elements » dans la littérature anglo-saxonne) à deux nœuds où l'on considère comme active uniquement la connexion entre les nœuds opposés. (Figure. 2.9.b)

2- L'utilisation d'éléments finis bidimensionnels ou tridimensionnels de faible épaisseur type «couche mince » (« thin-layer elements » dans la littérature anglo-saxonne) en affectant à ceux-ci des lois de comportement dérivées de la théorie de l'élastoplasticité. (Figure. 2.9.d)

3- Les Méthodes «hybrides» où sol et structure sont modélisés séparément et liés ensuite par des équations de compatibilité de différentes natures pour les forces et les déplacements. Avec les éléments «sans épaisseur», la continuité des déplacements à l'interface est assurée par l'application d'une méthode de pénalisation ou d'adaptation de la rigidité et la condition de glissement relatif est contrôlée par le critère de Mohr-Coulomb.

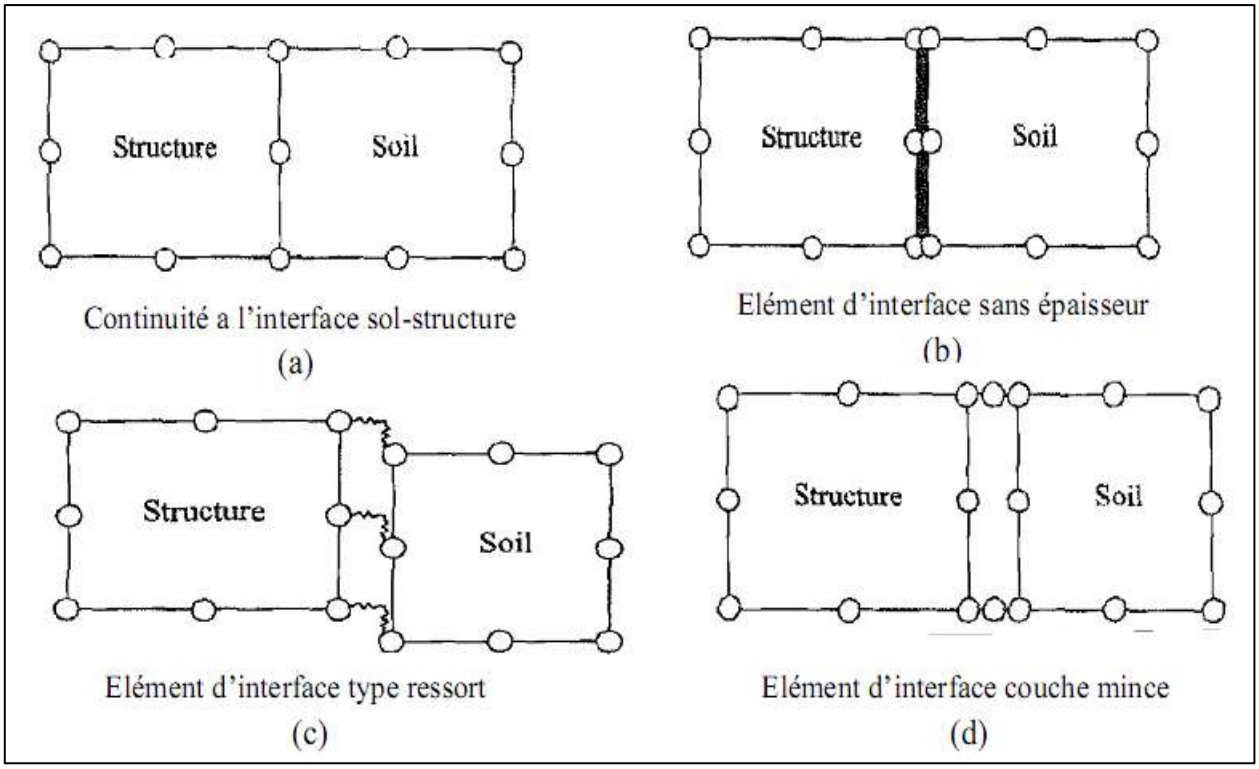
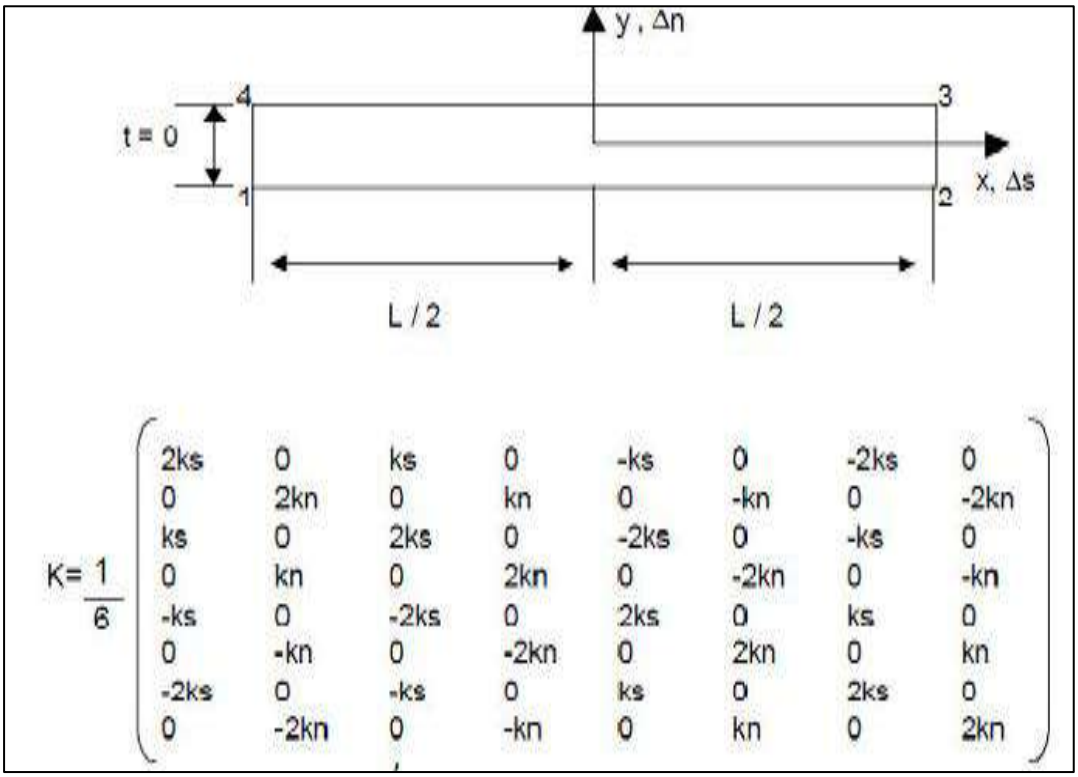


Figure. 2.9. Discrétisation numérique du problème de contact sol-structure (Potts et Zdravkovic 1999)

- ***Eléments sans épaisseur :***

Les éléments sans épaisseur sont aussi appelés éléments joints ou "zero thickness elements". Ils ont été initialement développés par Goodman, Taylor et Brekke. (1968) présentant 4 nœuds (Figure .2.10), 8 degrés de liberté et nommés "GTB". Pour ces éléments, les déplacements relatifs entre les nœuds sont les principales variables de déformation. Les déplacements relatifs sont reliés aux déplacements absolus en utilisant la matrice des fonctions d'interpolation. Il s'agit d'associer à chaque nœud d'un milieu, son homologue de l'autre milieu. Une utilisation de ces éléments consiste à considérer les liaisons ressorts qui se résument à des connexions entre les nœuds opposés (Hermann 1978). Cet auteur a dédoublé les points de contact entre les deux milieux et ont muni chaque doublet de deux ressorts fictifs (l'un tangentiel, l'autre normal à la surface de contact) . Dans ce cas, les déplacements relatifs sont exprimés en fonction des déplacements absolus, par une matrice dont tous les termes sont nuls sauf ceux qui indiquent l'existence du ressort tangentiel ou normal. Les éléments développés par Hermann sont appelés "LRH". L'élément qui combine les avantages des éléments GTB (Goodman et al. 1968) et LRH (Hermann 1978) est appelé "macro-Element" (LK1) et est constitué de deux éléments GTB (Figure. 2.11). (Kaliakin et Li 1995). En général, la méthode de résolution des éléments sans épaisseur consiste à appliquer une méthode d'adaptation des rigidités;

le glissement est obtenu en donnant une valeur très faible à la rigidité tangentielle si la contrainte de cisaillement franchit le seuil donné par un critère de frottement. Par ailleurs, si la contrainte normale est de traction, les deux rigidités (tangentielle et normale) sont annulées afin de rendre compte d'un décollement à l'interface. Certains défauts associés aux éléments sans épaisseur ont été signalés, notamment en termes d'effort normal à l'interface (Sharma et Desai 1992). D'autres auteurs comme Schellekens et De Borst (1993) ont étendu l'approche de Goodman et al. (1968) pour formuler une interface quadrilatère pour les analyses tridimensionnelles. Enfin, Bouzid et al. (2004) ont développé un élément d'interface axisymétrique à épaisseur nulle dont la formulation est compatible avec l'élément triangulaire à 6 nœuds et rectangulaire à 8 nœuds et prend en compte l'inclinaison de l'interface.



$$K = \frac{1}{6}\begin{pmatrix} 2ks & 0 & ks & 0 & -ks & 0 & -2ks & 0 \\ 0 & 2kn & 0 & kn & 0 & -kn & 0 & -2kn \\ ks & 0 & 2ks & 0 & -2ks & 0 & -ks & 0 \\ 0 & kn & 0 & 2kn & 0 & -2kn & 0 & -kn \\ -ks & 0 & -2ks & 0 & 2ks & 0 & ks & 0 \\ 0 & -kn & 0 & -2kn & 0 & 2kn & 0 & kn \\ -2ks & 0 & -ks & 0 & ks & 0 & 2ks & 0 \\ 0 & -2kn & 0 & -kn & 0 & kn & 0 & 2kn \end{pmatrix}$$

Figure .2.10. Élément d'interface sans épaisseur
et la matrice de rigidité correspondant (Goodman, Taylor, et Brekke (1968)

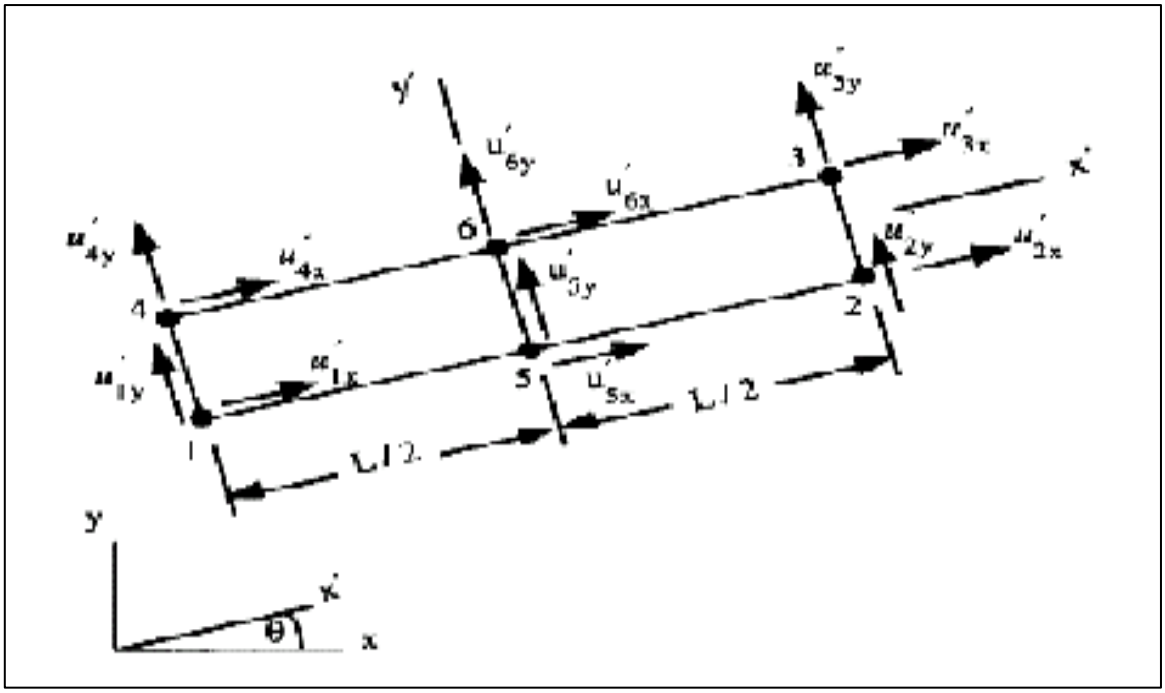


Figure. 2.11 .Elément sans épaisseur (LK1) combinant les avantages des GTB et des L R éléments GTB (Kaliakin et Li 1995) LRH composé de deux

- **Le concept de couche mince :**

Le concept de couche mince ou « thin layer element » a été abordé par Desai et al. (1984) qui ont considère que la réponse de l'interface devrait être traitée par un modèle constitutif approprie. La formulation de l'élément type couche mince est basée sur l'hypothèse que l'interface peut être remplacée par un élément de massif équivalent avec une petite épaisseur et une loi constitutive spéciale L'utilisation de l'élément couche mince est longuement traité dans la littérature (Pande et Sharma 1979; Desai 1992; Hohberg et Schweiger 1992) . Le problème de contact est modélisé en utilisant des éléments finis de massif isoparamétriques (Figure. 2.12). Dans le cas bidimensionnel, les éléments type couche mince isoparamétriques les plus classiques sont à 8 nœuds, et ont pour degrés de liberté les déplacements relatifs entre le sol et la structure. L'élément présent quatre points d'intégration de Gauss.

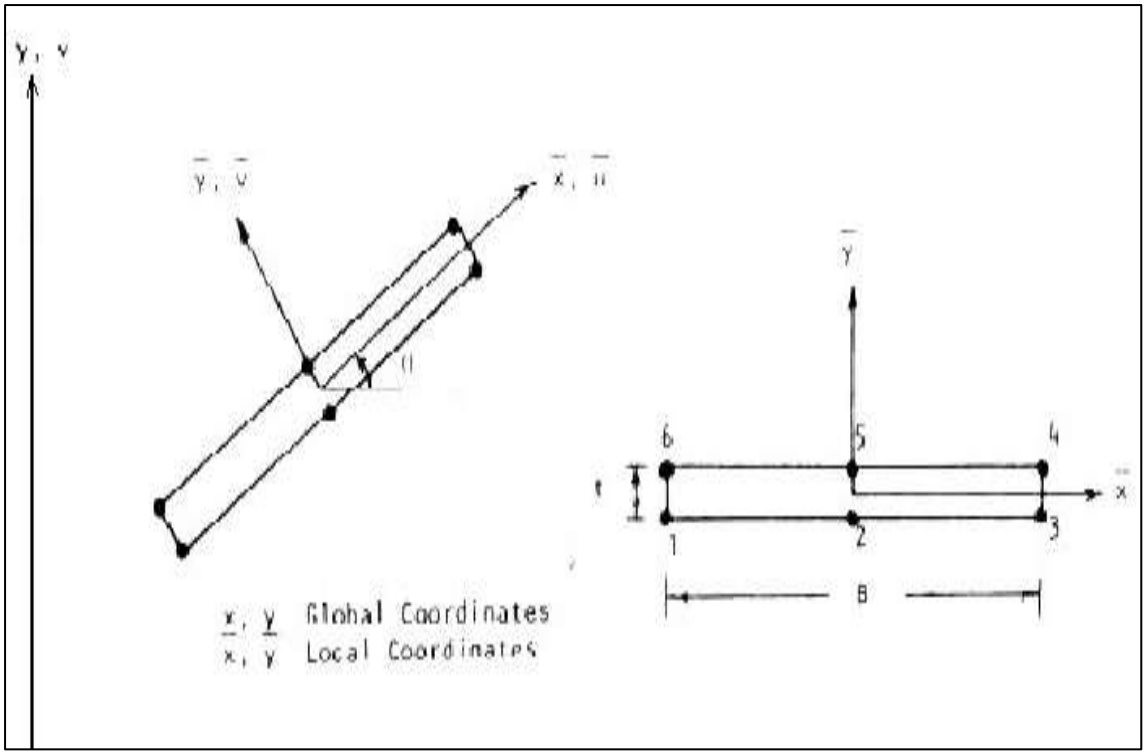


Figure .2.12. Elément couche mince à 6 nœuds (Sharma et Desai 1992)

- **Le concept master-slave :**

L'utilisation du concept dit master-slave, (Figure .2.13) développé par Wriggers (1995), comprend l'élaboration numérique des géométries de contact et de l'interface des deux lois de comportement des composants de contraintes normales et tangentielles à la surface de contact. La variation de formulations les différentes peuvent être appliquées pour traiter les inégalités variation dus au contact avec l'algorithme. Ce concept est largement utilisé aujourd'hui en raison de sa réponse la plus proche du comportement de mesure et il est capable de simuler des déformations importantes. Le concept master-surface largement accepté a été utilisée dans ce travail, où le sol et le groupe des pieux a été traité comme master-surface et la surface du sol comme slave-surface. Pour choisir entre le «nœud à surface de contact» et «surface à surface de contact, le contact surface à surface est plus précis, comme le montre Hibbitt et al. (2007) dans la (figure .2.14).

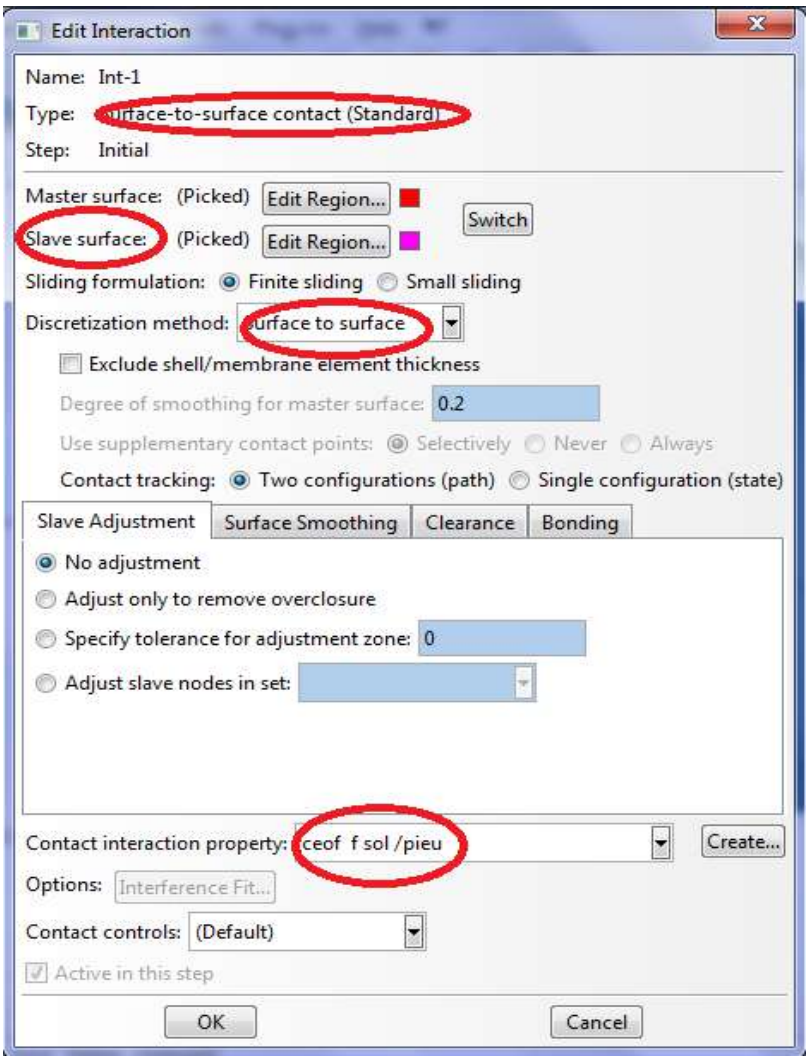


Figure .2.13. Contacts surface à la surface

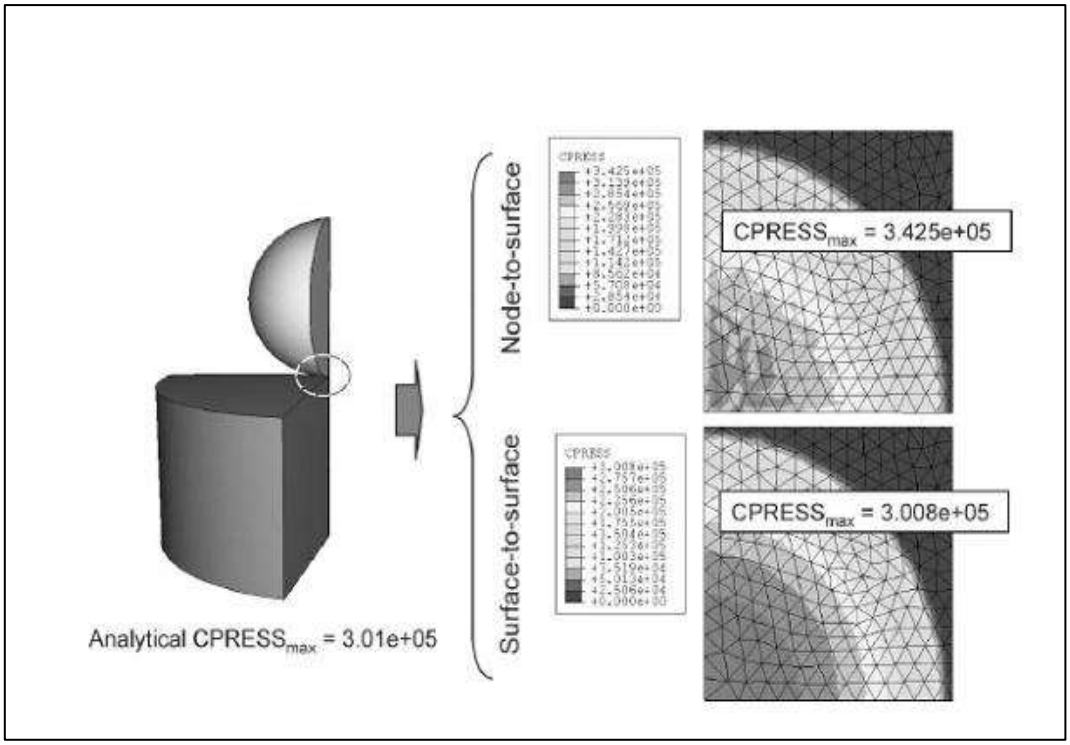
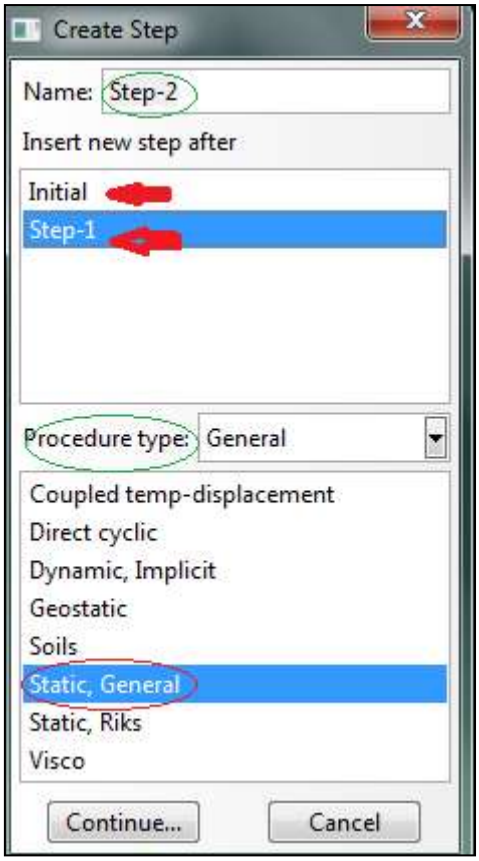


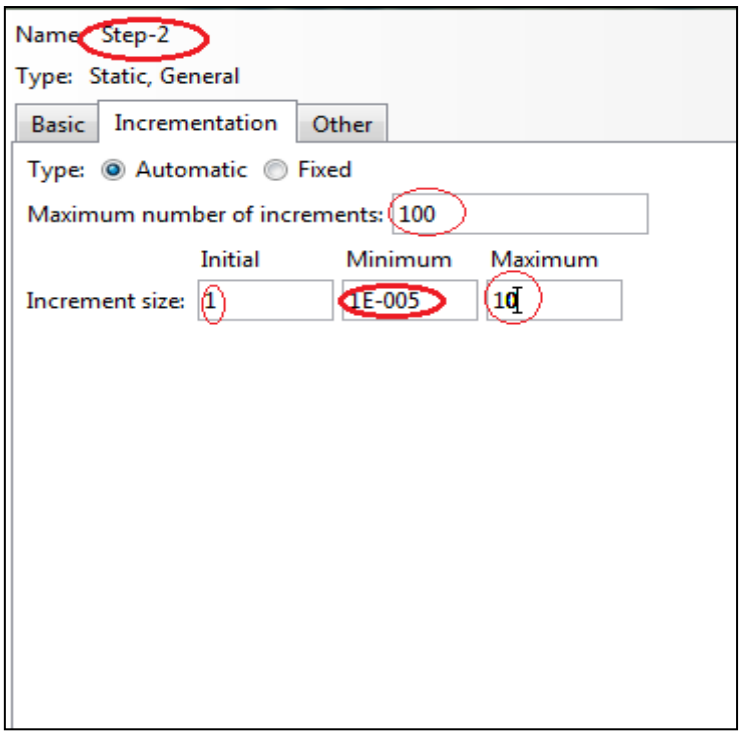
Figure .2.14. Comparaison de précision de pression des contacts pour le contact nœud à surface et le contact surface à surface.

II.6. L'incrément de temps:

Dans ABAQUS, analyses sont réalisées selon la séquence des charges appliquées, qui a été défini dans les différentes étapes. L'étape géostatistique immédiatement après la première étape établit l'équilibre géostatistique avec les charges et les forces gravitationnelles. La Charge externe peut être appliquée dans l'étape suivante ou des étapes successives. L'application de la charge dans une étape est généralement définie par l'incrément de temps de l'étape pour une contrainte contrôlée. La sortie de grandeurs de champ prédéfinie (réaction des forces, les contraintes, les déplacements, etc.) sont obtenues dans chaque incrément de l'étape d'analyse. Cependant, pour les cas où la déformation est trop grande dans un incrément de charge, ABAQUS ne converge pas et abandonne.



(a)



(b)

Figure .2.15. (a) et (b).Création d'incrément de temps

II.7.Conclusion :

Le logiciel de choix pour ce problème est devenu ABAQUS qui fournit de nombreuses possibilités pour modéliser le sol et l'interaction pieu -sol. Le logiciel est très général et les options de calcul viennent avec une responsabilité de choisir celles qui conviennent pour le problème d'intérêt. ABAQUS est facilement utilisable et offre à l'utilisateur un large choix de modèles géotechniques et d'outils de modélisation (Lois de comportement sollicitation, définition des paramètres géotechniques…).

CHAPITRE III

Modélisation numérique tridimensionnelle du comportement de groupe des pieux avec ABAQUS

Résumé :

Dans ce chapitre, on propose l'analyse numérique tridimensionnelle par éléments finis du comportement des groupes des pieux en servant de code ABAQUS. La validation du comportement mécanique de pieu isolée et les groupes de pieux dans un sol homogène avec les résultats d'autres méthodes numérique a présentée.

III.1. Introduction :

En raison de la symétrie géométrique, l'analyse a été réalisée sur une moitié du modèle pour les groupes des pieux fixe en tête (radier-pieu) pour réduire le temps de calcul, et une modèle complet pour les groupes des pieux libre en tête .

Les modèles éléments finis sont présentés dans la (Figure. 3.1) pour groupe des pieux en béton ont été modélisés sous la forme d'un matériau élastique linéaire, tandis que le sol dans la zone intérieure du champ (autour des pieux) est modélisé comme un matériau de continuum élastique, qui se déforme élastiquement par la théorie élastique. Le sol dans la région de champ lointain a été modélisé comme un matériau élastique et supposé avoir une frontière infinie. Le choix des modèles de sol de la région de champ lointain est principalement de réduire l'utilisation de la mémoire de l'ordinateur pour le modèle d'éléments finis et le temps de calcul. La gamme de la région intérieure de champ a été étendue à partir de l'interface de pieu-sol à une distance de deux fois la longueur du pieu de groupe, et la limite de champ lointain a été appliquée deux fois plus loin que la distance de la limite du champ interne de l'axe de pieu.

L'élément d'interface est aussi utilisée dans le modèle d'éléments finis, il a des points nodaux sur le fût du pieu séparée de ces points nodaux pour les éléments de sols adjacents pour assurer un mouvement indépendant entre des éléments de pieu et le sol, ou un espace peut se développer entre le sol et pieu sous tension. Le frottement de l'interface entre les surfaces de pieu et d'éléments de sol a été simulé en utilisant la théorie de Coulomb de frottement.

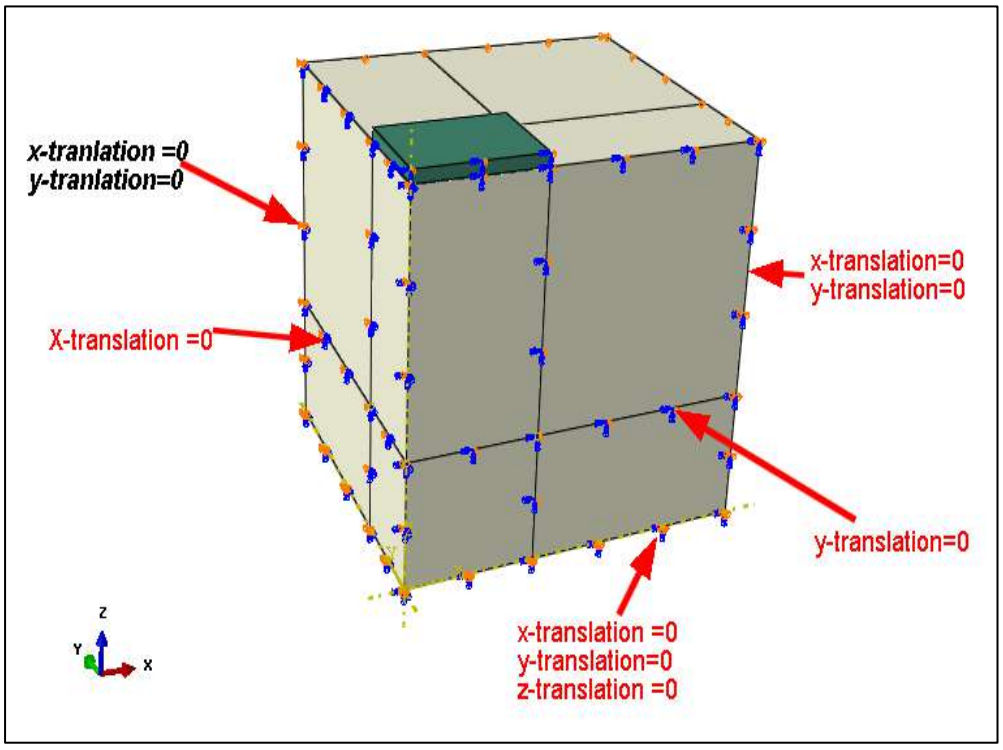
Les conditions aux limites le long du plan de symétrie ont été supposées être à rouleaux, qui se déplacent librement dans le plan vertical, ce plan soit parallèle à la direction de la force horizontale appliquée, et la retenue dans la direction perpendiculaire au plan de symétrie.

Les variables utilisées dans l'analyse étaient similaires aux valeurs de la littérature en général sur la base des données de terrain. Toutes les analyses ont été effectuées en utilisant ABAQUS Version 6.10.

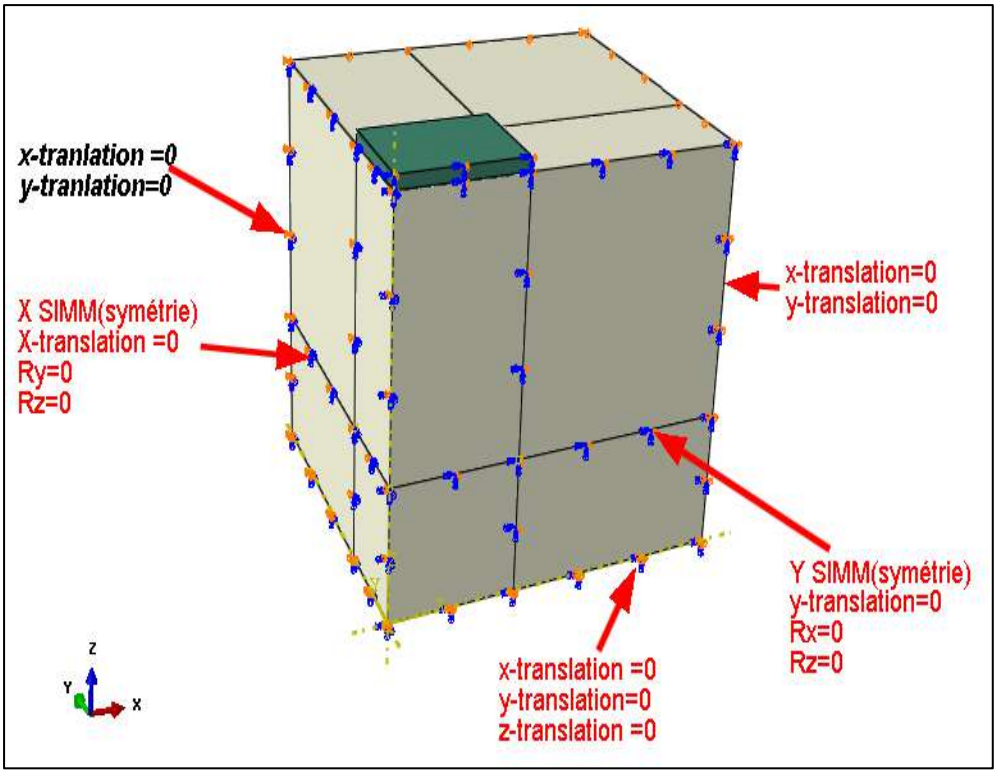
III.2. Modélisation géométrique du continuum :

Le sol est considéré comme un milieu à une seule phase homogène, isotrope. Pour limiter le coût de calcul de la simulation numérique, il est essentiel de définir la limite appropriée mesure et la condition à la limite du continuum sélectionné. (Figures 3.2) Ci-dessous décrire les conditions aux limites utilisées dans ce travail à idéaliser la simulation numérique. Dans tous les cas, x, y ou z aucune translation dans les nœuds du bas ont été autorisés.

En raison de la symétrie, un demi du modèle a été simulée, réglage de la condition limite le long de l'axe médian de $XSIMM$ (symétrie par rapport au plan **x** = constante), comme illustré dans la (Figure. 3.1(a)**)** Pas de x-translation est autorisé dans le plan YZ et pas **y** translation est autorisé sur le plan XZ. De même, le degré de liberté de rotation Rx et Rz dans le plan xz ne sont pas autorisés et la même chose pour Ry et Rz en plan yz. Outre le degré de liberté de translation dans le sens X, Y et Z, le degré de liberté en rotation ont été noté comme Rx, Ry et Rz dans ces figures. (Figure. 3.1. (b)) représente les conditions aux limites appliquées pour l'analyse 3D-symétrique utilisée dans cette recherche



(a)



(b)

Figure. 3.1. (a) et (b) L'état des limites d'un modèle symétrie 3D.

Un certain nombre de simulations élastiques du continuum de sol ont été effectués. Tant le déplacement et la déformation varient avec la longueur, la largeur et la profondeur ont été étudiées.

Il est conclu que la mesure horizontale de la longueur 30D (30 fois le diamètre de pieu de groupe) et une profondeur verticale de mesure de 1.5L (L la longueur de pieu de groupe) est suffisante, après quoi aucune contrainte de déformation et la variation d'effet appréciable n'a été observée. (Figure (3.5) et (3.7)) sont la courbe de niveau des composants de déplacement (composante de déplacement latéral, U_1 et de déplacement vertical, U_3**)** à partir de la sortie d'une telle enquête.

Les chiffres représentent les quatre coupés vus de l'axe central d'un continuum de sol de (30+L_{rx})x (30+L_{ry})x40m. le groupe soumis à une charge uniformément répartie 120kN/m^2. A cette charge, le tassement vertical de la partie supérieure de l'élément est observée pour le pieu est 25 mm**,** alors aucune influence est observée à la partie inférieure $0.5 \times Lp$ (contour de la couleur rouge à la figure 3.6). L'étendue limite a également été étudiée sur un modèle 3D métrique pour les pieux de la

longueur de 20 m et une dimension de 0.5 m**.** Les contraintes verticales le long de différents chemins dans le continuum ont été observées.

Il est conclu que la variation des déplacements verticaux après une profondeur de 1,3 *Lp* est négligeable (figure 3.4) et la même chose est vraie pour une distance latérale d'environ 27D (Figure. 3.3). Par conséquent, la mesure limite de 30D en latéral et $1.5L_p$ dans le sens vertical est justifiée.

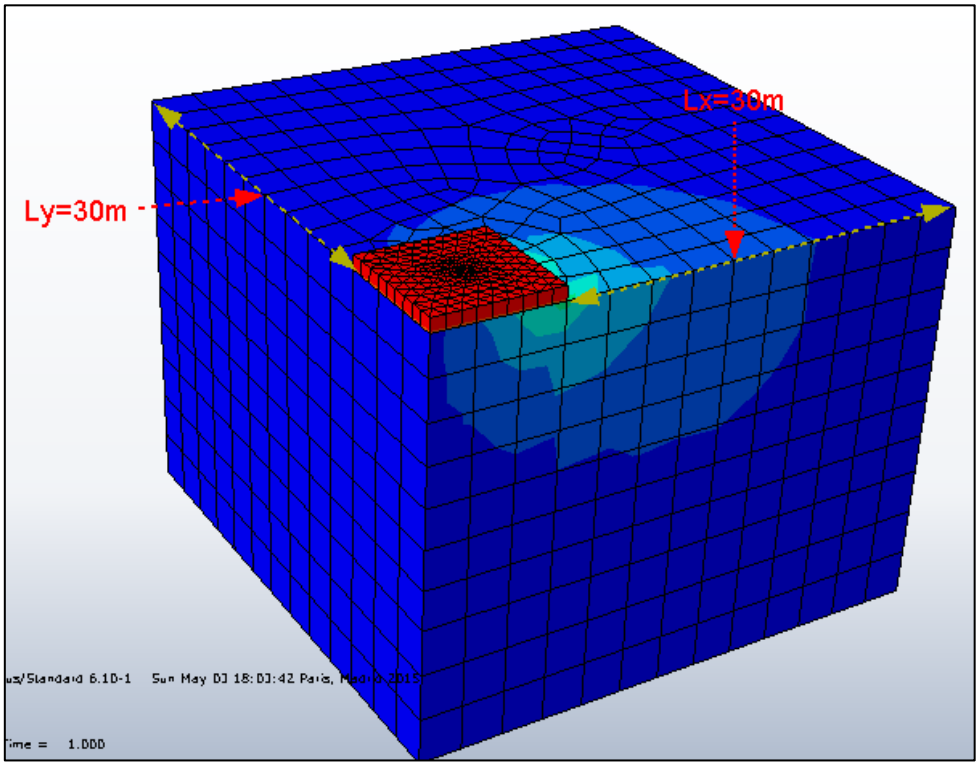


Figure.3.2. Représentation de la limite de zone de déplacement des sols sous charge horizontale pour les groupes des pieux fixe en tête (radier-pieu).

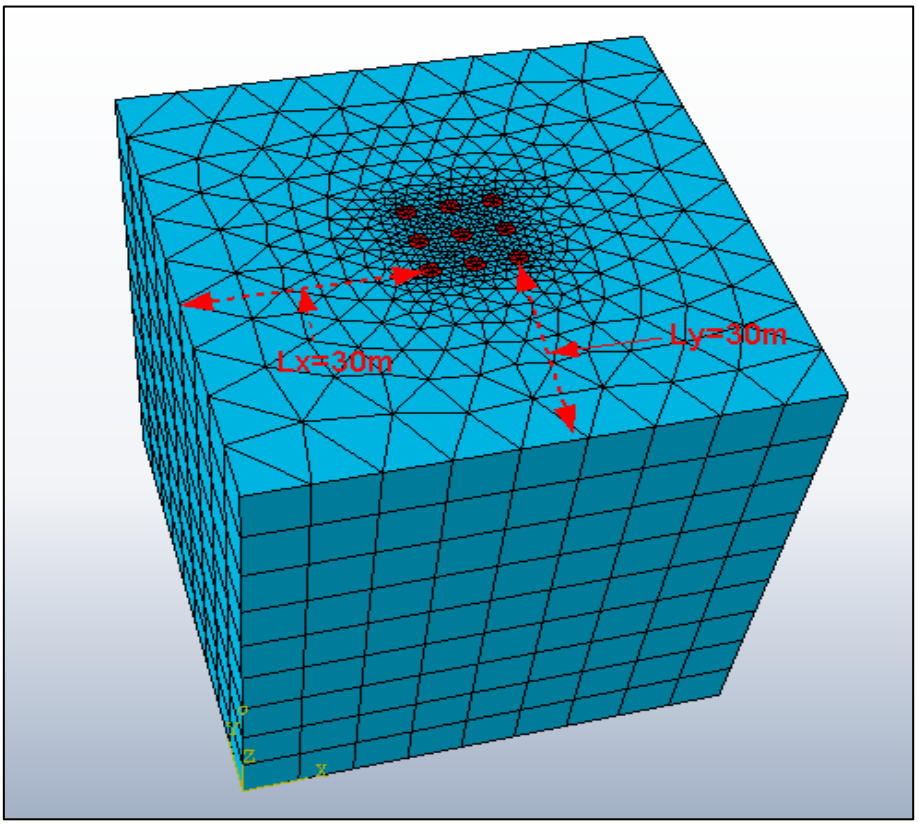


Figure.3.3. Représentation de la limite de zone de déplacement des sols sous charge horizontale les groupes des pieux libre en tête.

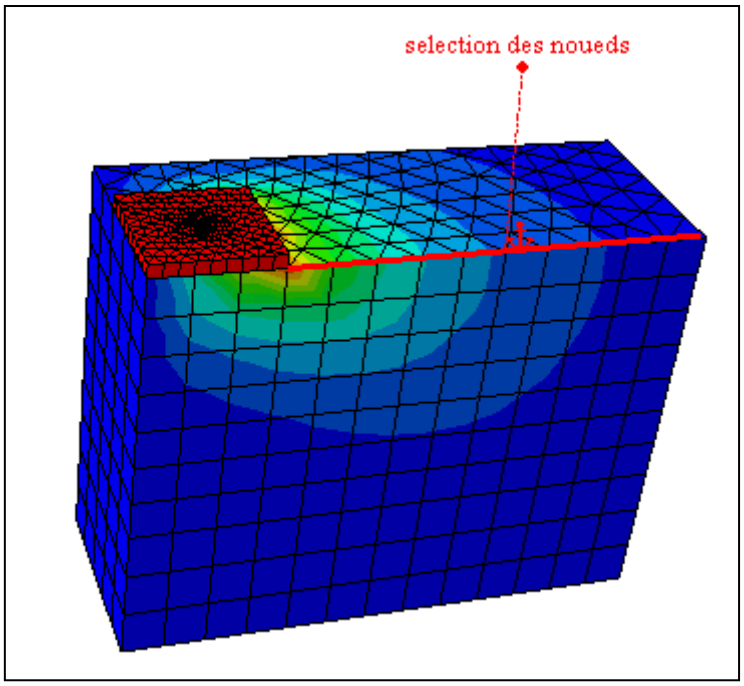


Figure. 3.4. Sélection de la limite de zone de déplacement des sols sous charge latérale.

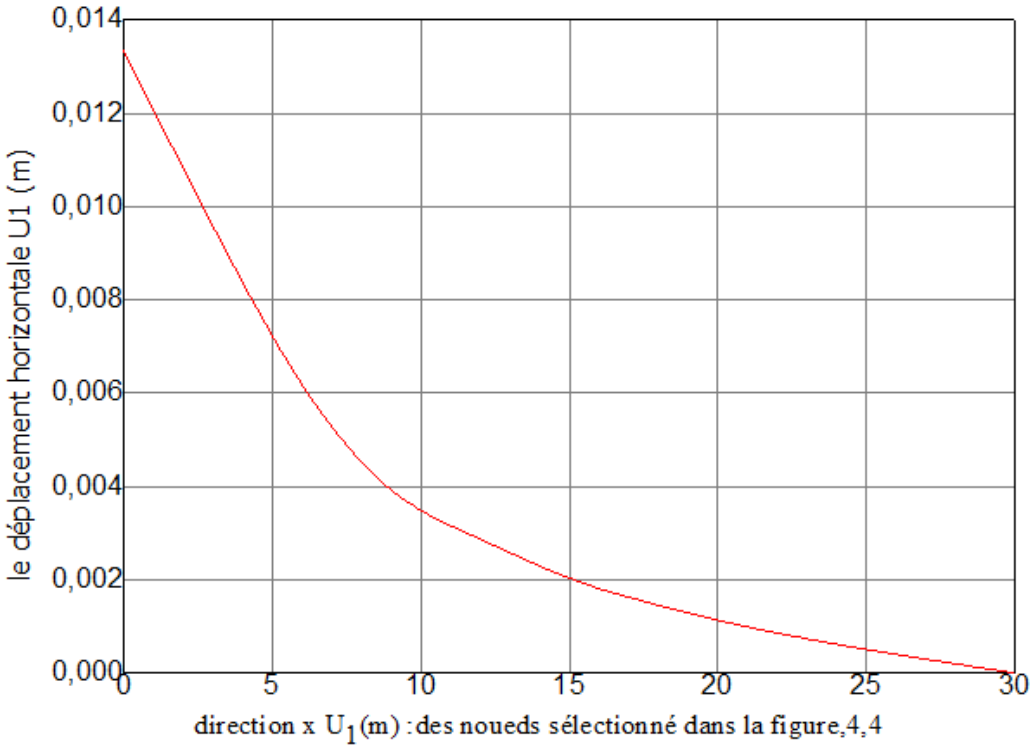


Figure 3.5.La variation des déplacements horizontaux des sols sous charge latérale

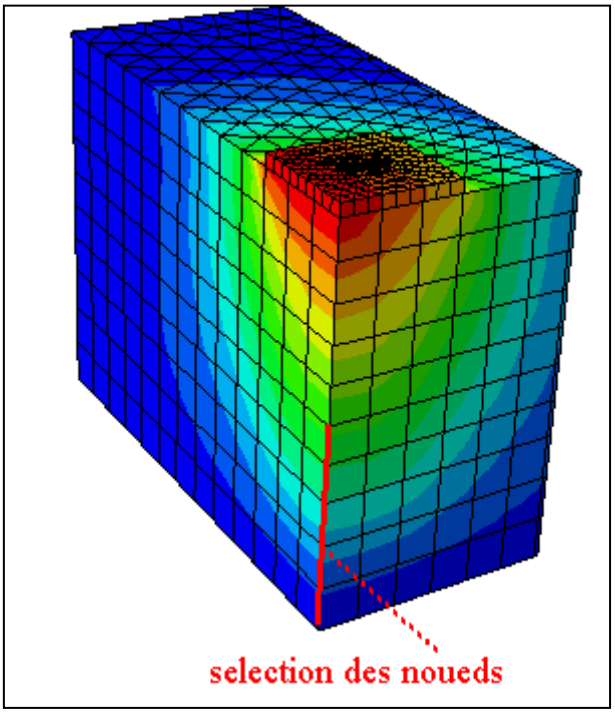


Figure. 3.6. Sélection de la limite de zone de déplacement des sols sous charge verticale.

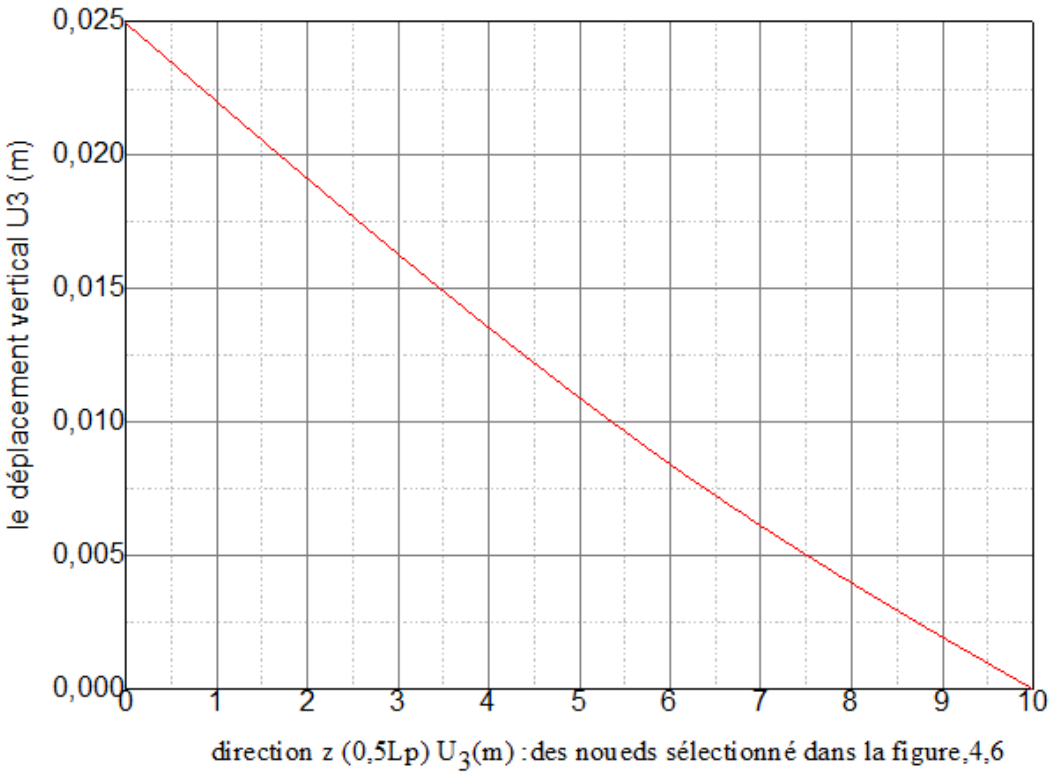


Figure. 3.7. La variation des déplacements verticaux des sols sous chargement verticale

III.3.Construire un maillage d'éléments finis :

Règles générales pour la construction Un maillage d'éléments finis de massif doit tenir compte de l'essentiel de la géométrie de la structure (y compris les singularités : courbures et cassures) et des couches de sol mises en évidence par les reconnaissances (hétérogénéité des matériaux, présence de discontinuités). Mais un maillage doit être aussi le fruit d'un compromis entre la capacité de calcul disponible (nombre maximal de degrés de liberté) et la précision acceptable sur les résultats numériques. Le maillage de compromis doit être construit en considérant les points suivants :

1) Toutes les symétries compatibles avec le problème mécanique (géométrie, conditions limites, chargements) doivent être utilisées afin de réduire la taille du système étudié.

2) Le maillage doit être suffisamment fin dans les zones les plus sollicitées, c'est-à-dire dans les zones où les plus fortes variations des déplacements et des contraintes sont attendues. Ces variations sont occasionnées soit par un chargement important, soit par la présence d'une singularité géométrique (angle vif, changement d'épaisseur), soit par des contours géométriques à forte courbure (cavité), soit encore par des caractéristiques mécaniques localement plus faibles ou plus fortes par rapport à celles du milieu environnant (inclusion, renforcement, effet de la loi de comportement).

3) La taille des éléments doit rester, dans la mesure du possible, telle que le rapport de la plus grande dimension de l'élément sur sa plus petite dimension soit proche de l'unité. En particulier dans les zones de forts gradients, les triangles doivent ressembler le plus possible à des triangles équilatéraux, les quadrilatères à des carrés et les hexaèdres à des cubes pour ne pas introduire de perturbation dans les calculs numériques (distorsion des éléments).

4) Dans les zones moins sollicitées, des éléments de taille plus importante sont généralement mis en place pour atteindre les frontières extérieures. Il n'y a pas de règle précise pour augmenter la Taille des éléments, il suffit d'assurer une augmentation progressive et régulière loin des zones Sensibles ; par exemple, en doublant la surface des éléments adjacents suifant des lignes dirigées vers les frontières.

5) Pour les problèmes bidimensionnels, les meilleurs automatiques peuvent facilement être utilisés, même au voisinage de singularités. En revanche, pour les problèmes tridimensionnels, les maillages raffinés sont difficiles à réaliser : bien des raffinements ne sont pas envisageables car la taille des systèmes matriciels peut très vite dépasser la capacité des ordinateurs actuels (notamment pour des calculs non linéaires complexes). Par conséquent, la modélisation est fréquemment plus approximatIIIe dans le cas tridimensionnel que dans le cas bidimensionnel : autrement dit, les maillages tridimensionnels sont souvent plus grossiers que les maillages bidimensionnels.

III.3.1.Maillages fins et grossiers :

Les termes de « maillage grossier (Figure. 3.8) » et de « maillage fin (Figure. 3.9) » sont relatifs et il n'est possible d'affirmer qu'un maillage est suffisamment fin pour traiter un problème que parce que l'ingénieur possède déjà l'expérience de ce type de calcul ou qu'il a déjà effectué une autre modélisation avec un maillage plus raffiné. Si la différence entre les résultats est faible, le raffinement n'est pas nécessaire. En revanche, si des différences significatives apparaissent, le raffinement est indispensable et l'étude doit être poursuivie avec un maillage plus raffiné. Sans procéder à un remaillage et à un second calcul, certains algorithmes permettent d'obtenir une estimation de l'erreur commise a priori à partir d'un maillage donné. D'autres algorithmes (post-processeurs) plus récents proposent un raffinement automatique (Figure. 3.7) en cours de calcul (par exemple, pour le traitement des grandes déformations). Cependant, ces algorithmes ne sont pas encore très répandus dans les codes de calcul. Aussi, en pratique, l'ingénieur doit-il savoir décider de l'arrêt du raffinement.

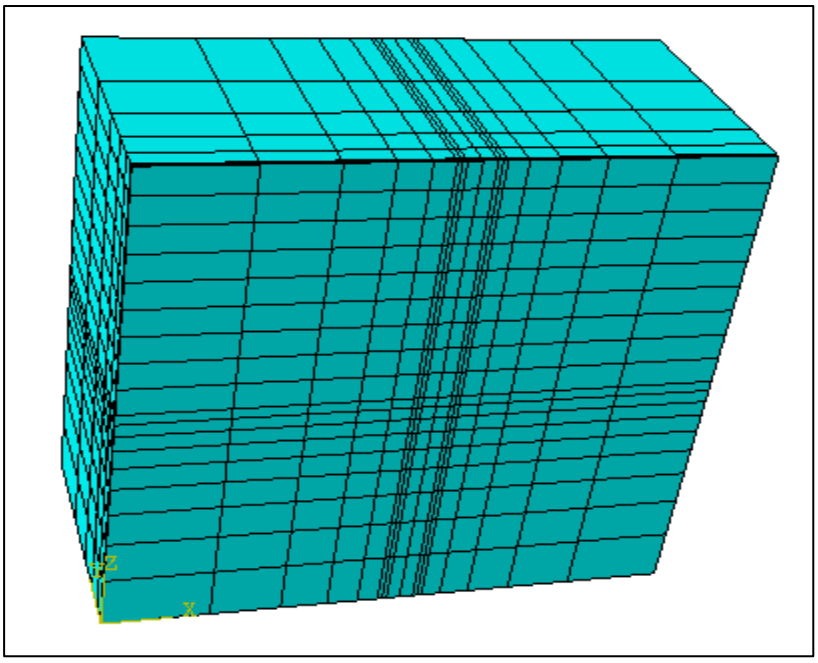


Figure. 3.8. Un maillage Raffiné

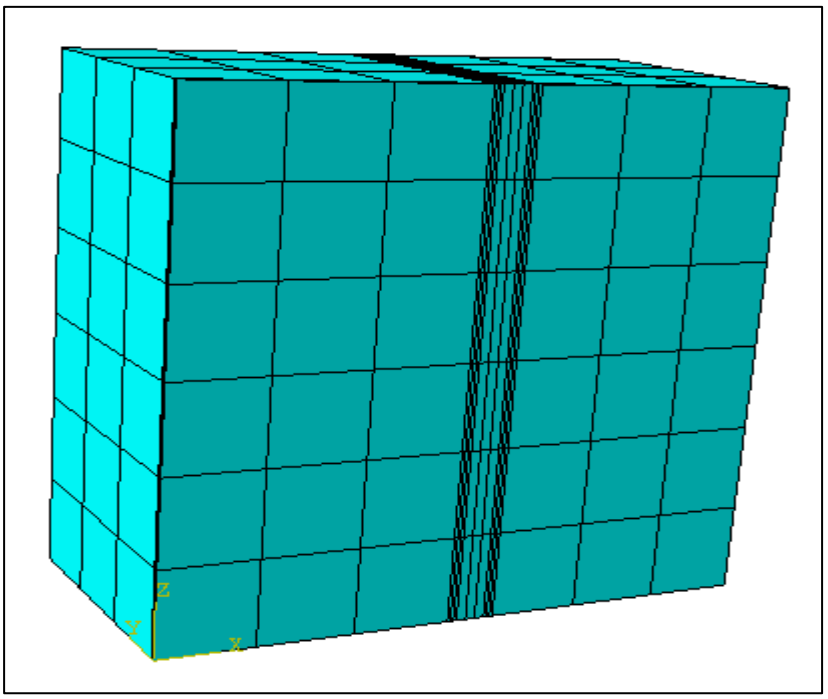


Figure. 3.9. Maillage grossier

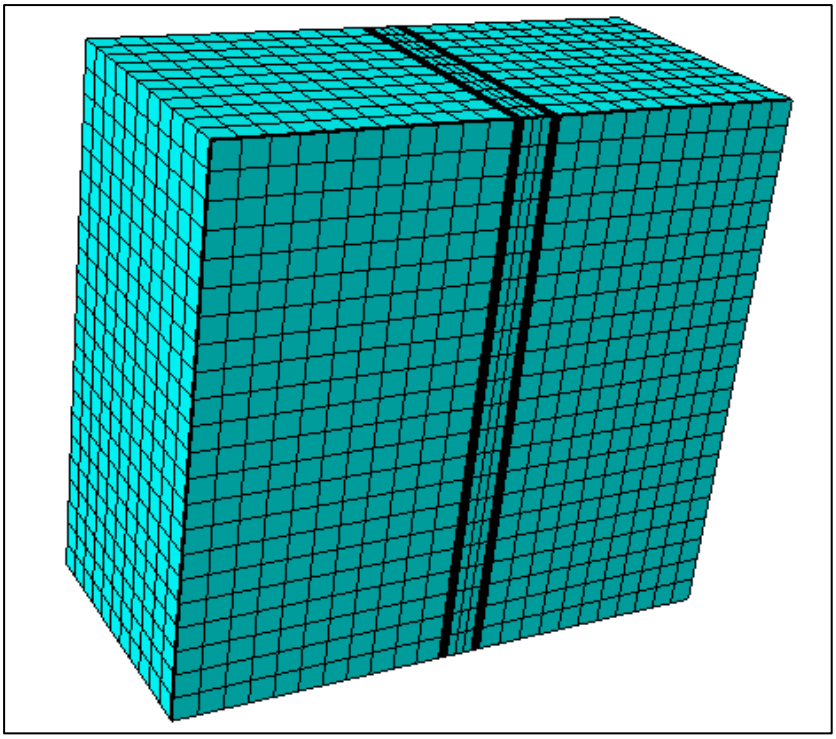


Figure. 3.10. Maillages fins

III.4. Validation des résultats du code ABAQUS :

Pour valider ce programme, des analyses sont de définir un modèle qui reflète le plus réellement possible son comportement. Le système va être étudié en 3 dimensions pour cela la modélisation va être séparée en deux partie.

1) Modélisation en 3 dimensions du pieu isolé (a et b).
2) Modélisation en 3 dimensions du groupe de pieux (fondation mixte).

1) -a- Mpan et Levacher (2004) ont étudié le comportement d'un pieu isole tridimensionnel charge latéralement en milieu pulvérulent , le problème consiste ici à valider à partir des mesures en centrifugeuses sur un même pieu, les résultats issus de la modélisation numérique sous un chargement latéral statique des profils de déplacement d'un pieu isolé cylindrique en acier de diamètre prototype B de 0.72m, de longueur totale, Lp égale à 15.20m, mis en œuvre par battage dans un massif de sol sableux homogène, pour une fiche de 12m, et libre au-dessus de la surface horizontale du massif sur une hauteur de 3.20m. Le comportement du sol du massif est schématisé selon une loi élastique linéaire. Le pieu étudié est libre en tête et en pied sans aucun mouvement de rotation.

1)-b-Augustesen et al (2009) ont fait une modélisation numérique de pieu de grand diamètre en acier à Horns Rev.

2) Le modèle de poulos (2001b), a été utilisé dans cette thèse pour la validation. La sortie simulée pour ce modèle par divers simplifiée, approximatives et technique rigoureuse, comme illustré dans le présent chapitre.

Les tests des charges étudiées sur le comportement charge verticale-tassement et charge horizontale-déplacement d'un pieu isolé et groupe de pieux. En comparant le calcul numérique simplifié et le calcul analytique de pieu isolé et groupe de pieux étudiés au deuxième chapitre respectivement.

III.4.1 Partie 1 :

Simulation numérique de pieu isolé :

1)-a Mpan et Levacher (2004) ont fait montre le système pieu-sol discrétisé dans l'espace en 9562 nœuds pour 2028 éléments répartis en 1884 hexaèdres à 20 nœuds et 144 pentaèdres à 15 nœuds. La zone du massif s'étend latéralement sur 5 mètres de part et d'autre de son axe de symétrie Correspondant à une distance supérieure à 6B au-delà de laquelle il n'y a aucun effet dû au chargement latéral. Sa profondeur est de 14.80 mètres dont 2.80 mètres sous le pieu. En ce qui concerne les conditions aux limites et de calcul ; les déplacements verticaux et horizontaux du système pieu-sol sont nuls sur les limites du modèle autrement dit, u = v = w = 0 respectivement sur les limites en X, Y et Z. Et d'autre part, en raison de la symétrie du problème par rapport à l'axe du chargement, tous les calculs ont été menés sur la moitié du modèle présenté. Comme illustré sur la (Figure. 3.11)

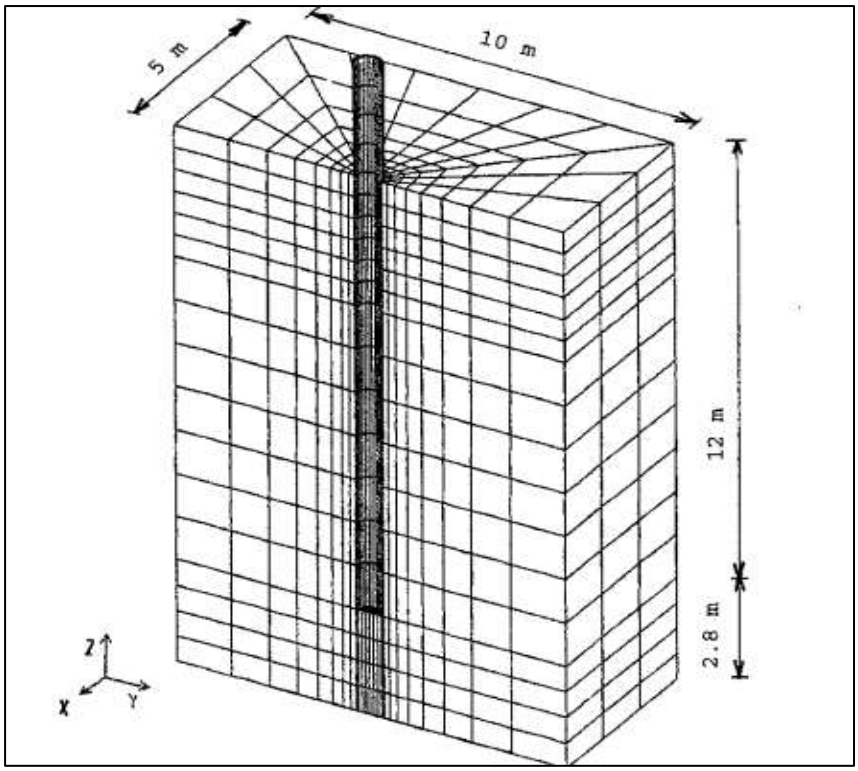


Figure. 3.11. Modèle tridimensionnel du système pieu-sol

La phase de calcul du modèle dans ABAQUS:

Les dimensions et Les paramètres du modèle de sol et de pieu adoptées sont celles utilisées selon Mpan et Levacher (2004).

Tableau III.1. Caractéristiques mécaniques du pieu

E_P ***Module d'élasticité [MPa]***	ρ_p ***Masse volumique [kg/m3]***	ν_p ***Coefficient de Poisson [-]***
$21x10^3$	*7800*	*0.3*

Le sol du massif sableux est modélisé par une loi de comportement élastique linéaire isotrope et homogène. Les paramètres modélisant le sol et introduits pour le calcul sont résumés dans le tableau suivant :

Tableau III.2. Paramètres modélisant le sol comme milieu élastique linéaire

E_s ***Module d'élasticité [MPa]***	γ_d ***Poids volumique [KN/m3]***	ν_s ***Coefficient de Poisson [-]***	K_0 ***Coefficients de pression des terres au repos (-)***
23	*18*	*0.37*	*0.45*

Chargement latéral :

Le chargement latéral est statique monotone, et comporte des efforts ponctuels appliqués à 1.60 mètres au-dessus du sol par palier sans prise en compte des déplacements initiaux. Chaque chargement est appliqué de manière continue monotone pour la valeur retenue du palier. Les différentes amplitudes d'efforts latéraux appliqués au pieu sont : 97kN ; 870 kN.

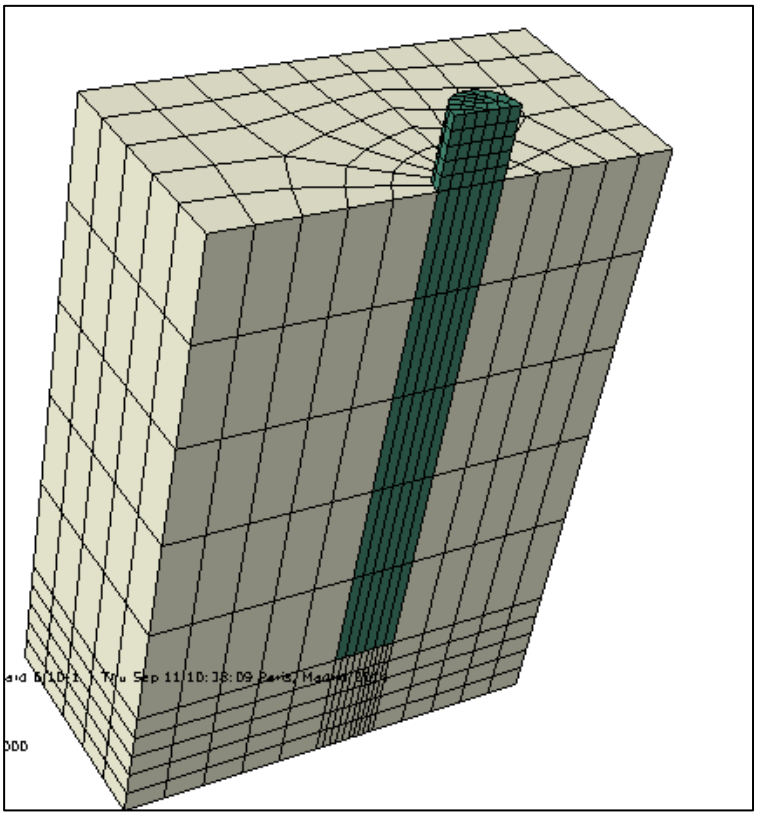


Figure. 3.12. Modèle tridimensionnel du système pieu-sol avec ABAQUS

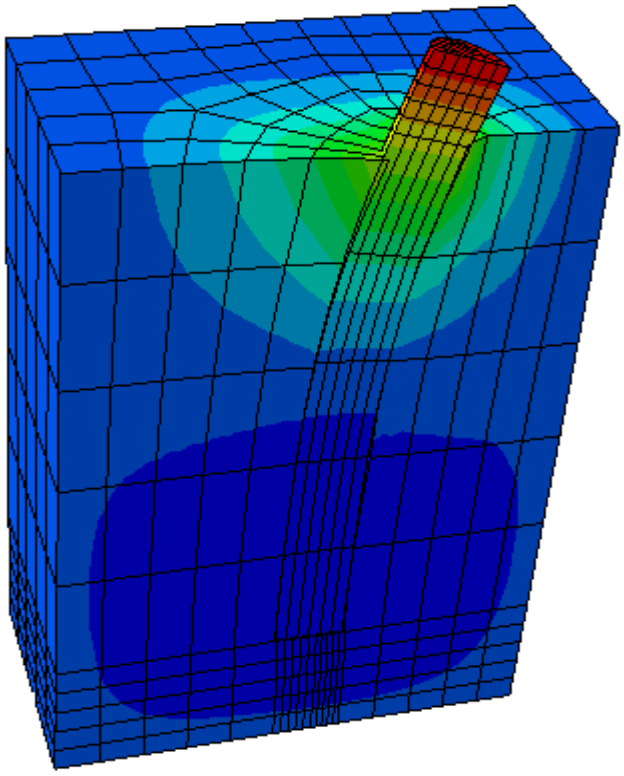


Figure. 3.13. Le déplacement latéral de pieu donné par ABAQUS

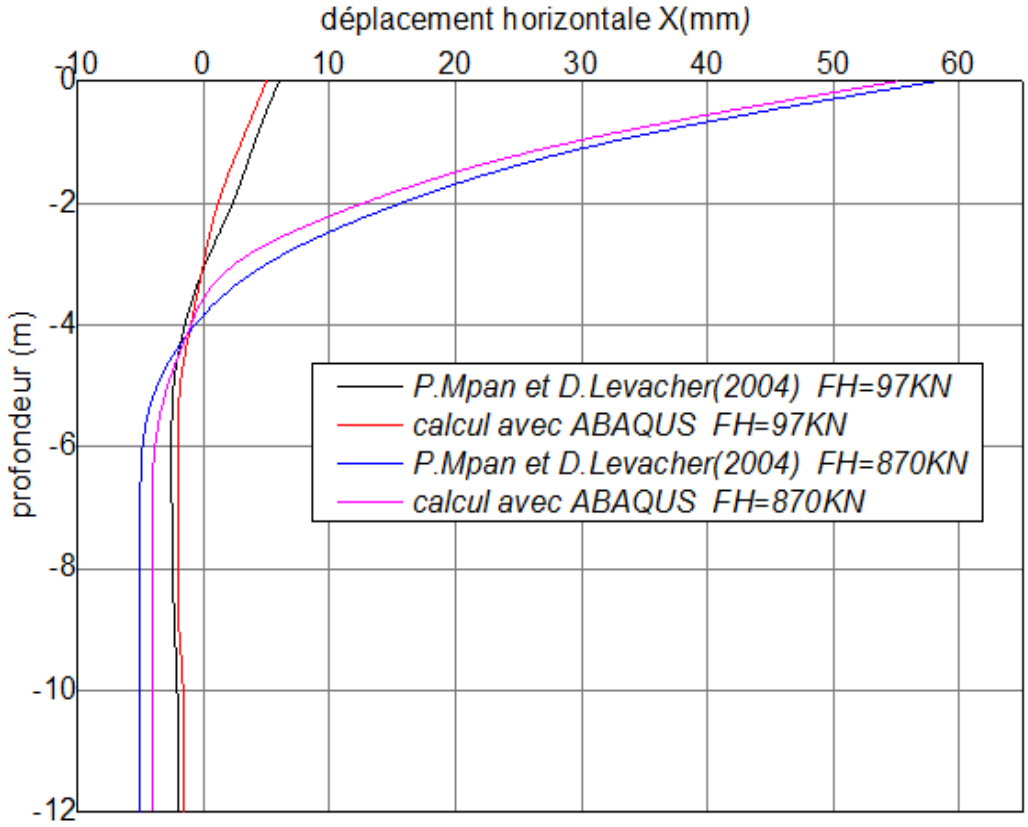
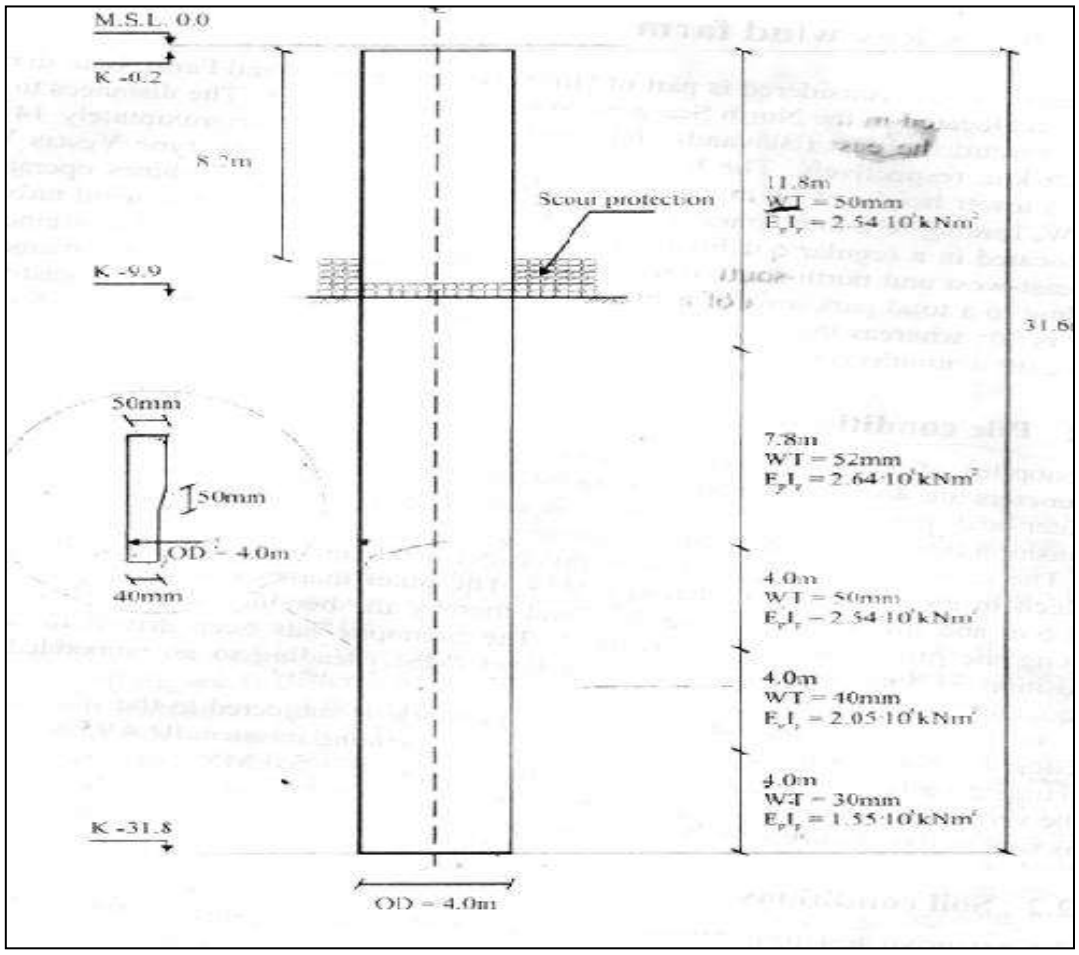


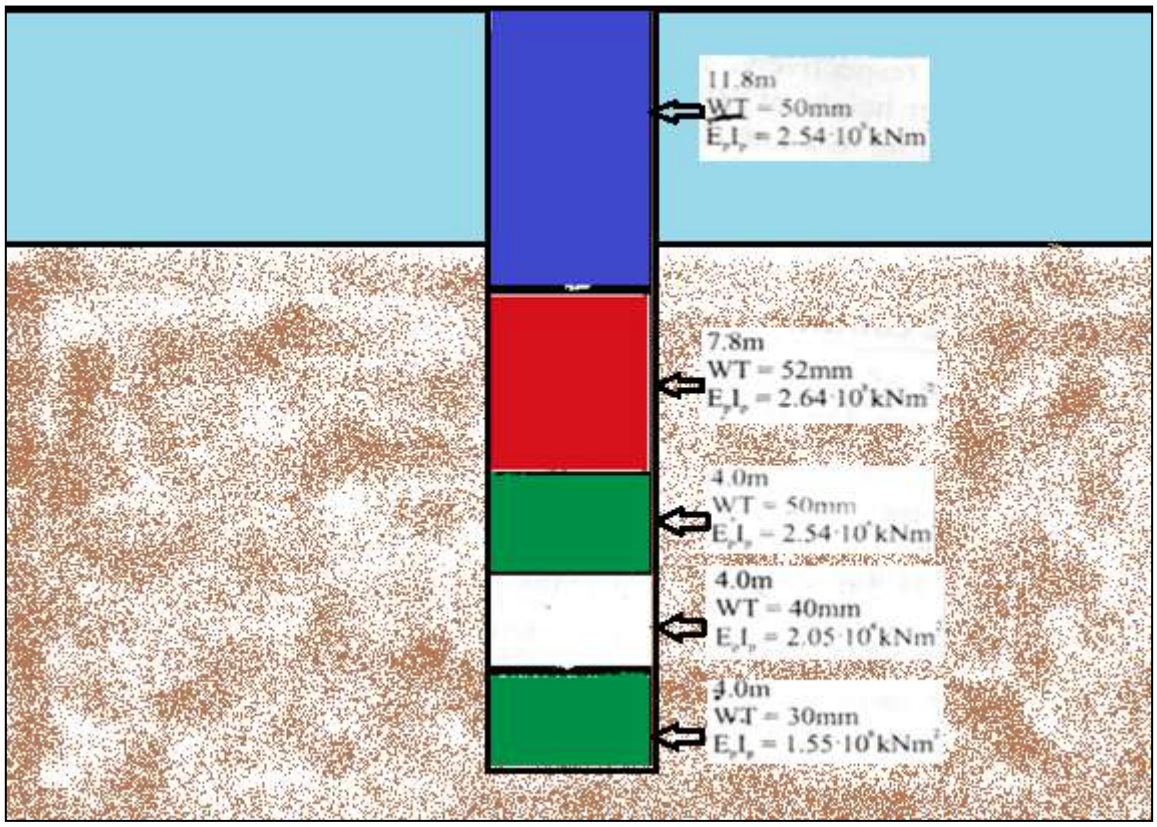
Figure 3.14. Comparaison entre les résultats numériques, issus du code ABAQUS et ceux des Mpan et Levacher (2004)

La (Figure. 3.14) montre une comparaison entre le modèle numérique obtenue par ABAQUS et le résultat donne Mpan et Levacher (2004). Il ya une bonne concordance entre la simulation numérique par ABAQUS et le calcul numérique de Mpan et Levacher (2004).

1)-b-Augustesen et al (2009) ont fait une modélisation numérique de pieu de grand diamètre en acier à Horns Rev .Les pieux en acier sont utilisés comme de fondation pour les turbines. En général, le diamètre extérieur est 4m et la longueur entre 30 m et 32,7 m. Une pièce de transition (le diamètre extérieur et l'intérieur sont 4,24 m et 4,15 m, respectivement) constitue, la transition de la tour pour le pieu. Le pieu en acier considéré dans cet article est la fondation de turbine de vent 14, qui par la suite est désigné M14. Le diamètre extérieur est de 4 m, la longueur est 31,6 m et l'épaisseur de paroi et ainsi la rigidité à la flexion E_PI_P, varie le long de pieu comme indiqué sur la (Figure. 3.15).



(a)



(b)

Figure 3.15. (a) et (b). Le détail du pieu de grand diamètre

La longueur de pieu à partir au niveau des fonds marins à sa dernière égale à 21.9 m

Dans l'état limite ultime (ELU), les pieux sont soumis à des charges statique: la charge horizontale H = 4,6 MN et le moment de flexion M = 95 MN.m, à la fois agissant au niveau des fonds marins, tandis que la charge verticale est V= 5.0 MN.

Le profil du sol à l'emplacement de M14 est constitué principalement de sable et il peut être divisé en six couches différentes. Le premier 6,5 m sous le fond marin est de sable, suivie par 7,5 m de sable limoneux. Avant 14 m à 18,2 m sous le fond marin, limon / sable compris les matières organiques dominante. Ci –dessous, le sable se trouve.

Les conditions du sol sont résumées dans le tableau III.4

Tableau III.3. Profil du sol, y compris les valeurs moyennes de la résistance et la rigidité pour chaque couche de sol.

Couche de sol	Type	profondeur [m]	E_s [MPa]	γ/γ' [kN/m3]	φ [°]	Ψ [°]	ν [-]
1	sable	0-4.5	130	20/10	45.4	15.4	0.28
2	Sable	4.5 - 6.5	114.3	20/10	40.7	10.7	0.28
3	sable à sable limoneux	6.5- 11.9	100	20/10	38.0	8	0.28
4	sable à sable limoneux	11.9- 14.0	104.5	20/10	36.6	6.6	0.28
5	sable/limon/organique	14.0- 18.2	4.5	17/7	27.0	0	0.28
6	Sable	18.2 >	168.8	20/10	38.7	8.7	0.28

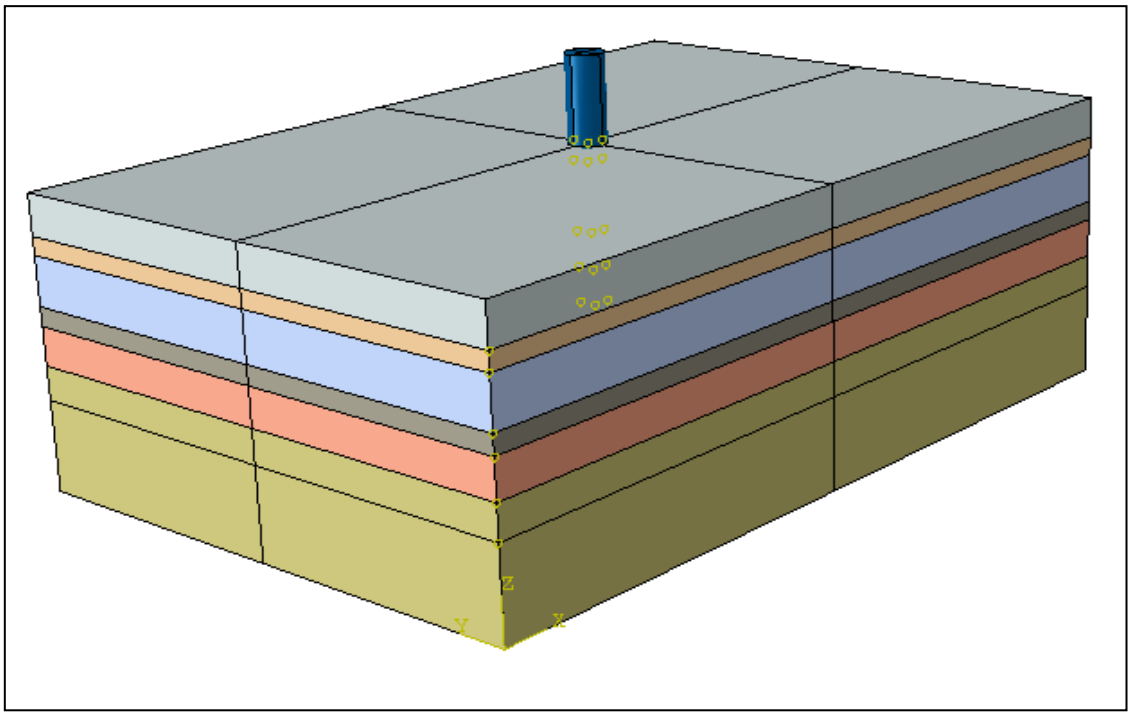


Figure.3.16.Modèle 3D des couches de sol avec ABAQUS

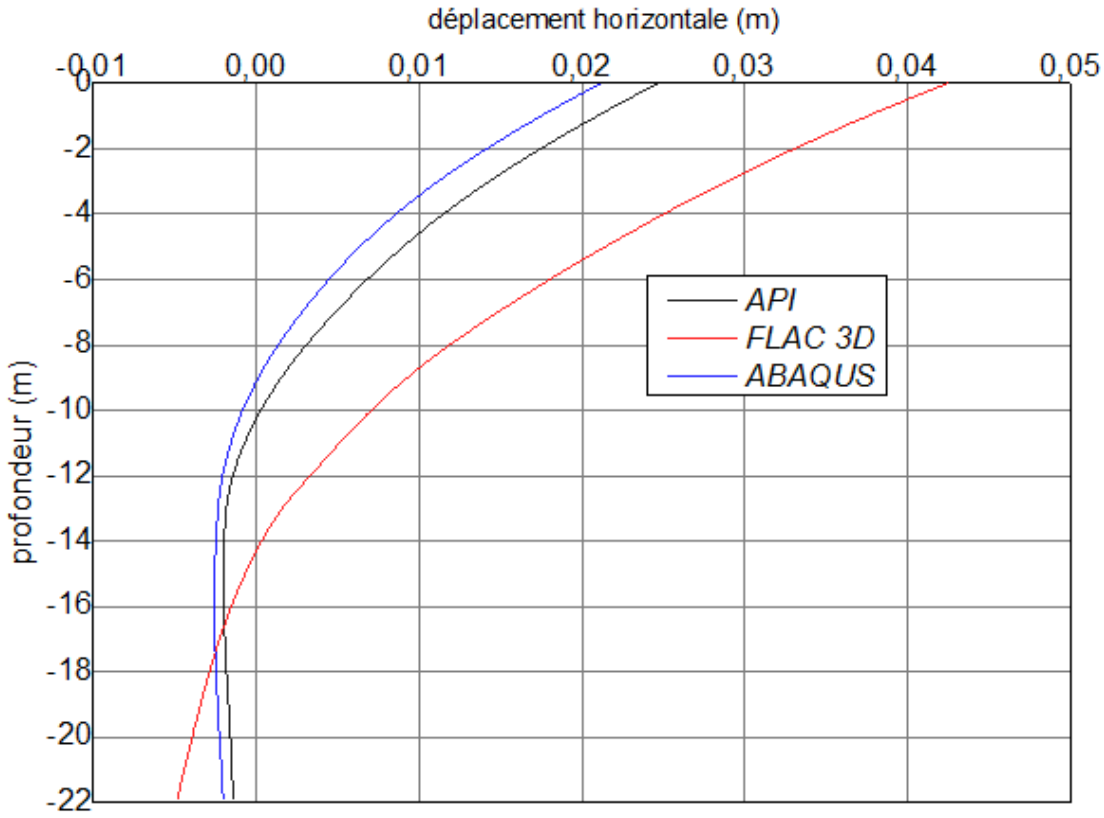


Figure 3.17. Comparaison entre les résultats ABAQUS, les résultats API et les résultats FLAC 3D.

Dans la Figure. 3.17 les déflexions de pieu sont présentés dans le cas du pieu est soumis aux charges statiques présentés dans la section précédente. Les déflexions horizontales maximales déterminées par la méthode de l'ABAQUS, l'API et FLAC^{3D} sont de 21mm, 26,8 mm et 43,5 mm, respectivement, soit FLAC^{3D} prédit 62% plus grande déflexions au niveau du fond de la mer par rapport à la méthode de l'API et 72 % plus grande déflexions au niveau du fond de la mer par rapport à la méthode de l'ABAQUS.

III.4.2 Partie 2 :

Comportements de groupe de pieux (fondations mixte) :

Pour valider les résultats du code ABAQUS, un exemple de fondations mixte radier-pieux a été analysé. Cet exemple a été présenté par Poulos (2001b) pour évaluer l'efficacité des différentes méthodes d'analyse pour prédire le comportement des fondations mixte pieu -radier. La (Figue 3.18) représente la disposition de la fondation mixte radier-pieux en compte dans cette analyse.

Poulos (2001b) prédit la relation charge –tassement de cet exemple fondation mixte radier-pieux. En utilisant la méthode simple PDR-Méthode et modèles numériques développé en utilisant des logiciels tels que FLAC 3D, GARP5 et GASP. Les résultats du modèle développé montré un bon accord avec les résultats prédits par Poulos (2001b) en utilisant différentes méthodes.

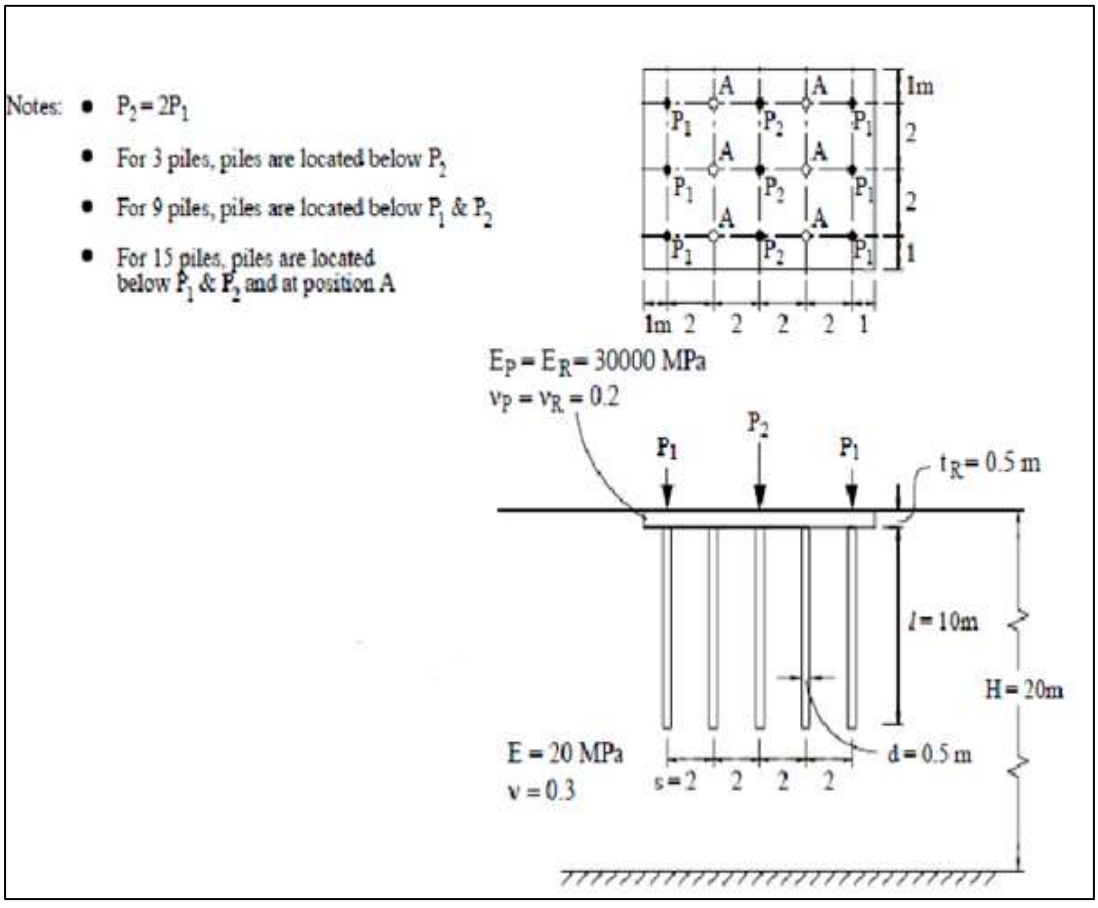


Figure. 3.18. Exemple de fondation mixte radier-pieux (poulos ,2001b)

Tableau III.4.géométrie du modèle et les propriétés des matériaux après (poulos ,2001b)

	Sol	pieu	Radier
La dimension	20x20x20	0,5 (D) x 10 (L) S = 1m (latéralement) et 2m (longitudinalement)	10x6x0.5
$\gamma_h(Kg/m^3)$	1700	2500	2500
E Mpa	20	30000	30000
ν	0.30	0.20	0.20
Charge MN	Poids propre	Poids propre	Poids propre + 2MN à rangée de centre et 1MN à rangée de côté

Un quart de la fondation a été prise en compte (Figure. 3.19) pour la simulation et la condition de limite nécessaire à symétrie axiale pour ce trimestre symétrique modèle, comme expliqué dans la section 4.2 et illustré à la (Figure. 3.20), a été appliquée. Les trois pieux Moyen dans le sens transversal ont été soumis à la charge concentrée de 2MN, tandis que les pieux de bord ont été soumis à la charge concentrée de 1MN

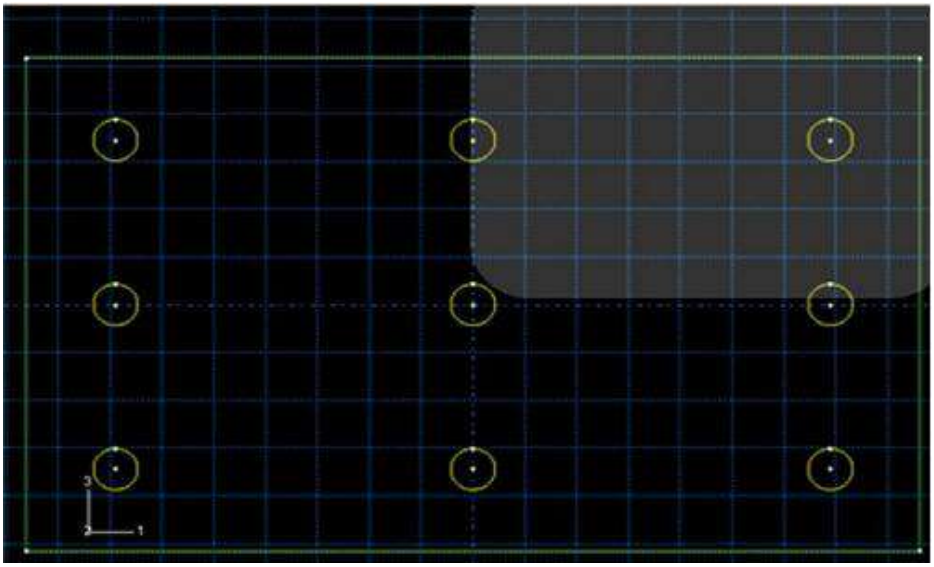


Figure. 3.19.la symétrie du plan pour 9 pieux

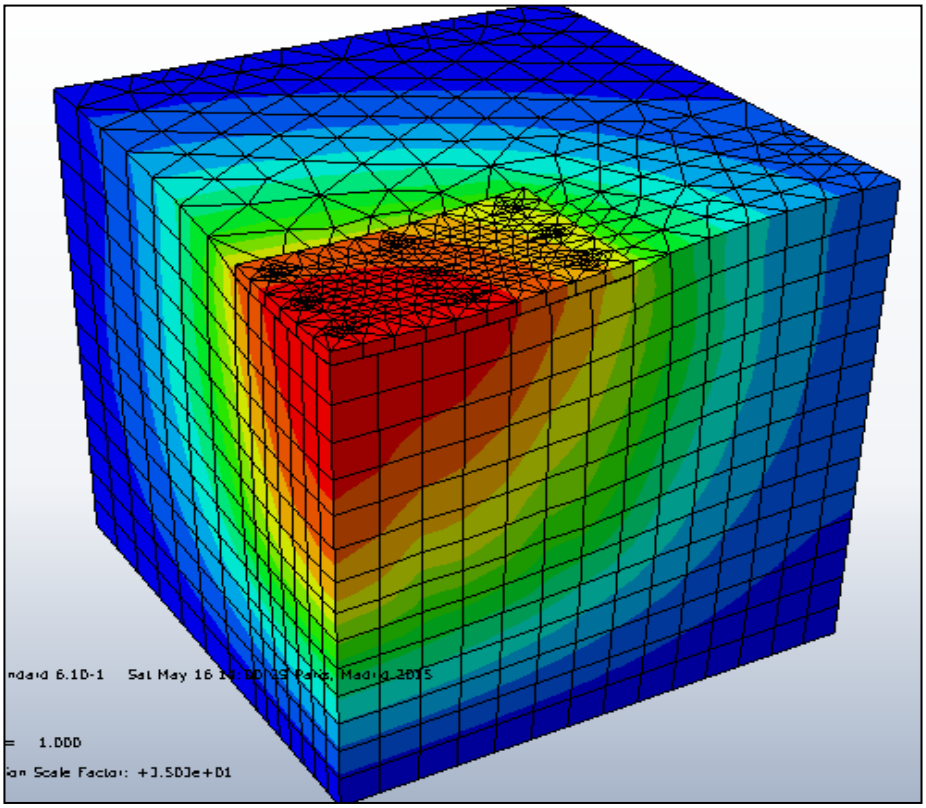


Figure. 3.20. Modèle symétrie 3D.

Un excellent accord est observé avec les études, poulos (2001b) comme montré dans la (Figure. 3.21) ci-dessous. La sortie simulée ABAQUS 3D est identique à ceux de Poulos-Davis-Randolph (PDR), géotechnique Analyse des Raft avec Piles (GARP5), Géotechnique Analyse de semelle filante sur Piles (GASP) et la sortie du FLAC3D.

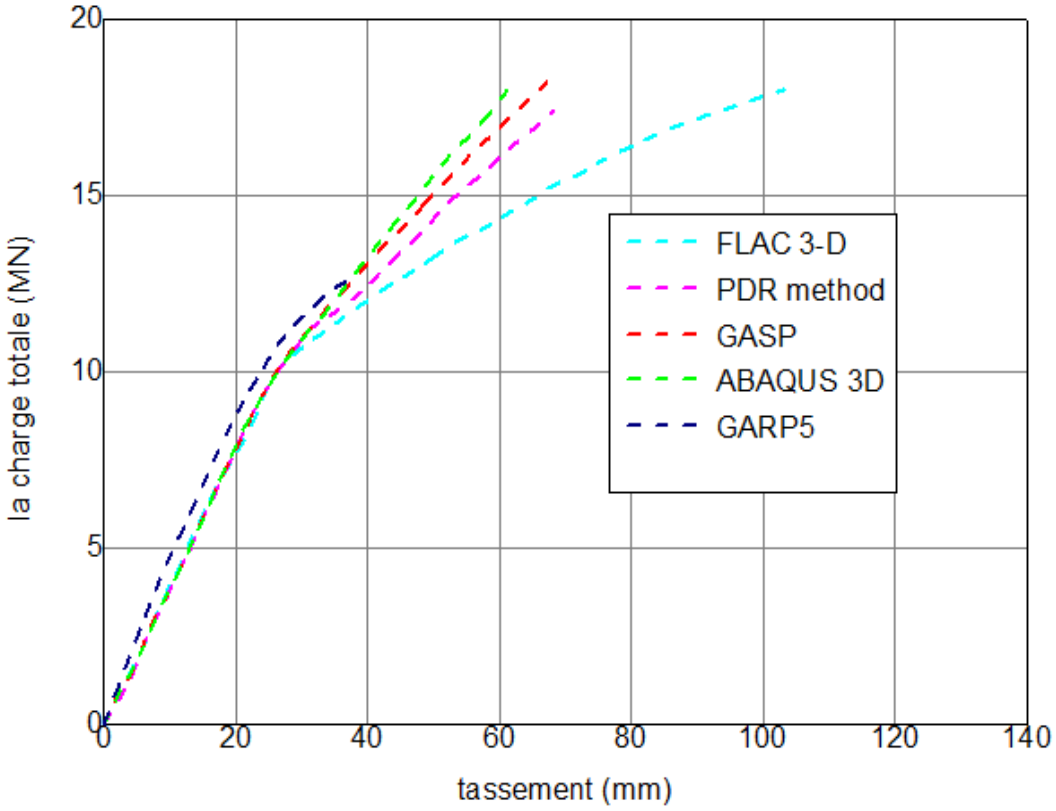


Figure. 3.21. Les courbes chargement-tassement pour radier supporté par 9 pieux

Tableau III.5: Comparaison des résultats d'ABAQUS modèle 3-D avec d'autres modèles pour une charge totale de 12 MN

Modèle	*Tassement de centre de radier (mm)*	*Tassement de pieu de coté (mm)*
FLAC 3D prédites by Poulos (2001b)	*39.9*	*35.8*
PDR méthode	*36.8*	-
GARP5	*34.2*	*26.0*
GASP	*33.8*	*22.0*
ABAQUS 3D	*51*	*42*

III.5. Résultats donné par ABAQUS :

La modélisation du système se fait par étapes jusqu'à obtention du modèle fini, ces étapes sont :

- Définition de la géométrie (dimensions et plan de travail),
- Définition et désignation des caractéristiques du sol, et application de la charge ponctuelle ou repartie.
- Génération du maillage 3D,
- Passé en mode calcul,
- Définition et désignation des caractéristiques du pieu. Et activation du chargement,
- Lancer le calcul,
- Traitement des résultats.

III.5.1. chargement horizontal des pieux des groupes FH=775KN

On peut obtenir le maillage déformé sous un chargement FH=775kN (figure 4.22): Le déplacement de radier est de 8 mm.

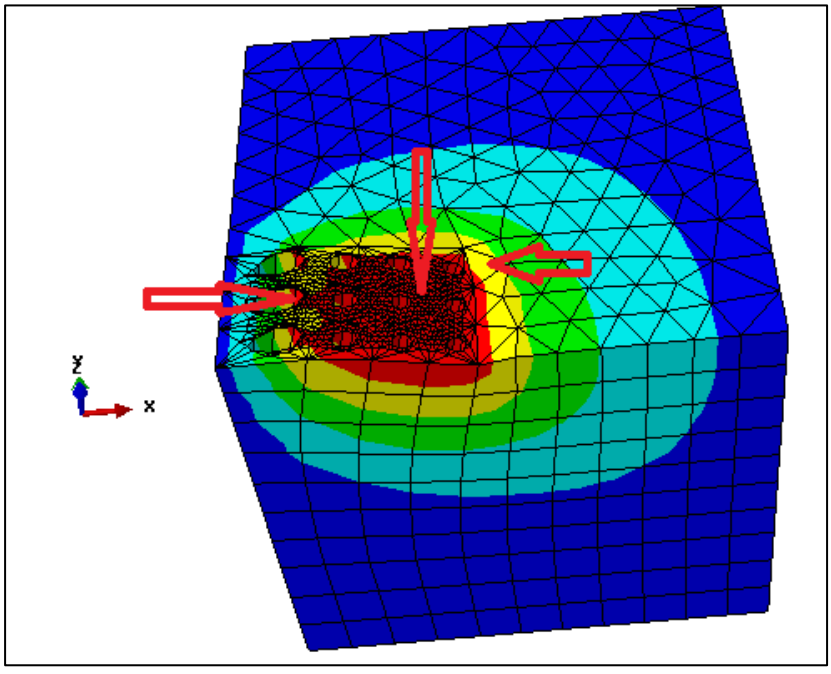


Figure. 3.22.représentation du maillage déformé en 3D

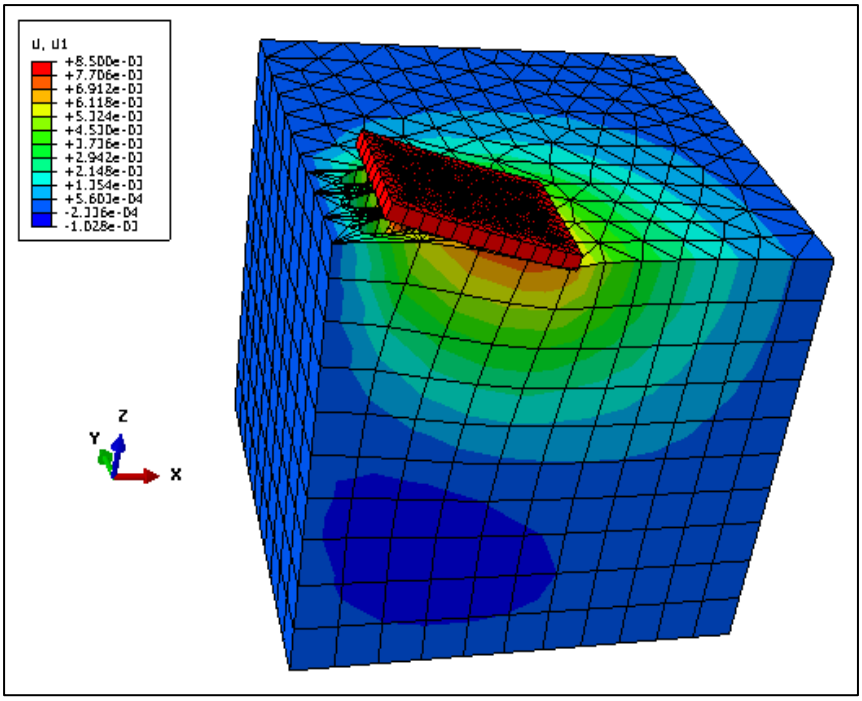


Figure. 3.23. Déplacements horizontaux pour les pieux en 3D

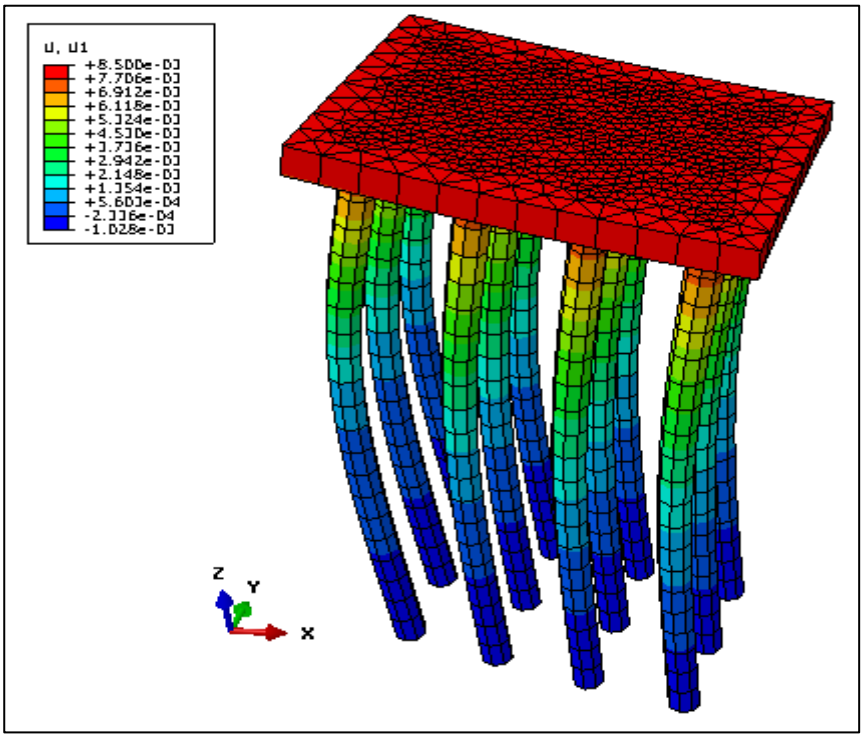


Figure. 3.25. Déplacements horizontaux pour les pieux en 3D

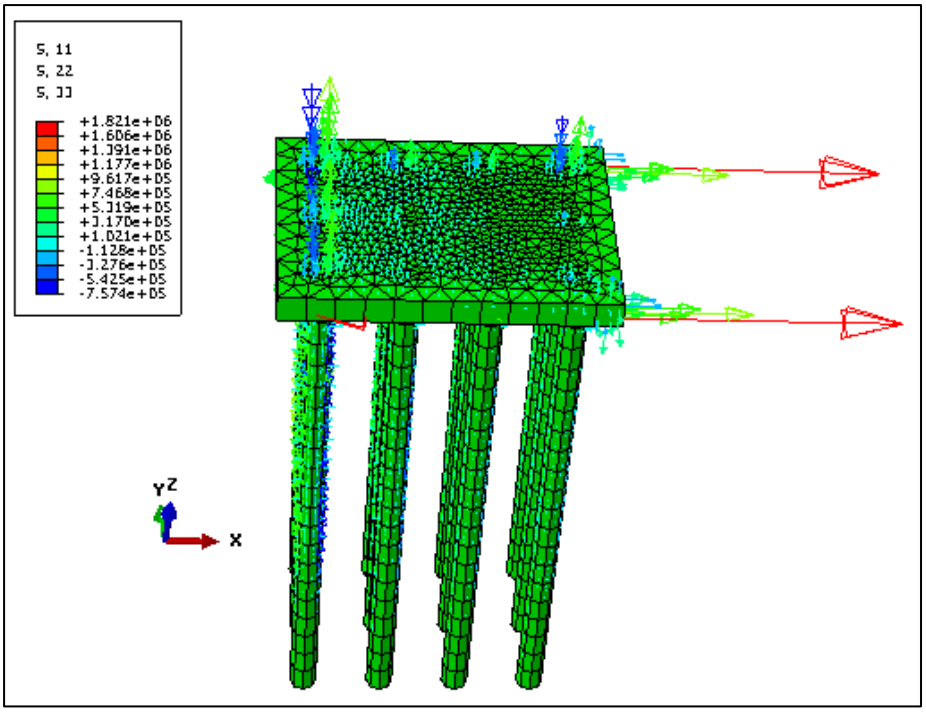


Figure. 3.26.les contraintes principales en 3D

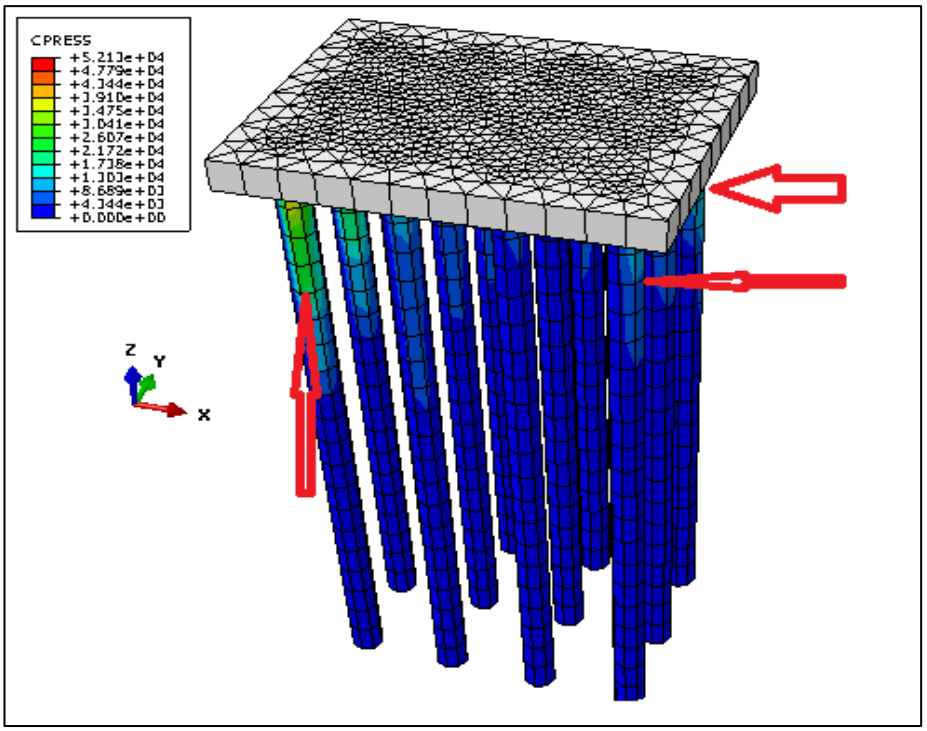


Figure. 3.27. Pression des contacts des sols avec les pieux en 3D

III.5.2. chargement verticale totale FV=12MN :

On peut obtenir le maillage déformé sous un chargement FV=12MN .Le tassement de centre de radier est de 51 mm.

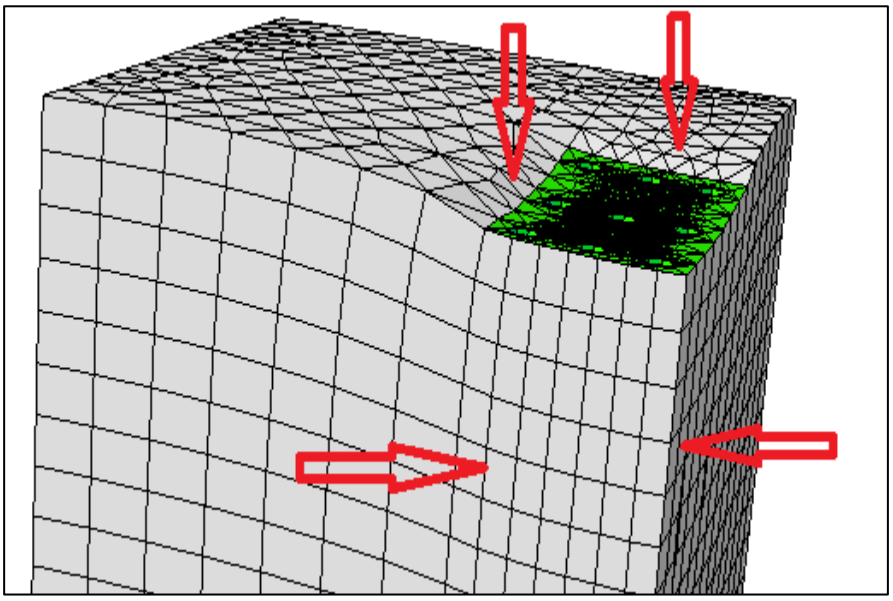


Figure. 3.28. Représentation du maillage déformé en 3D

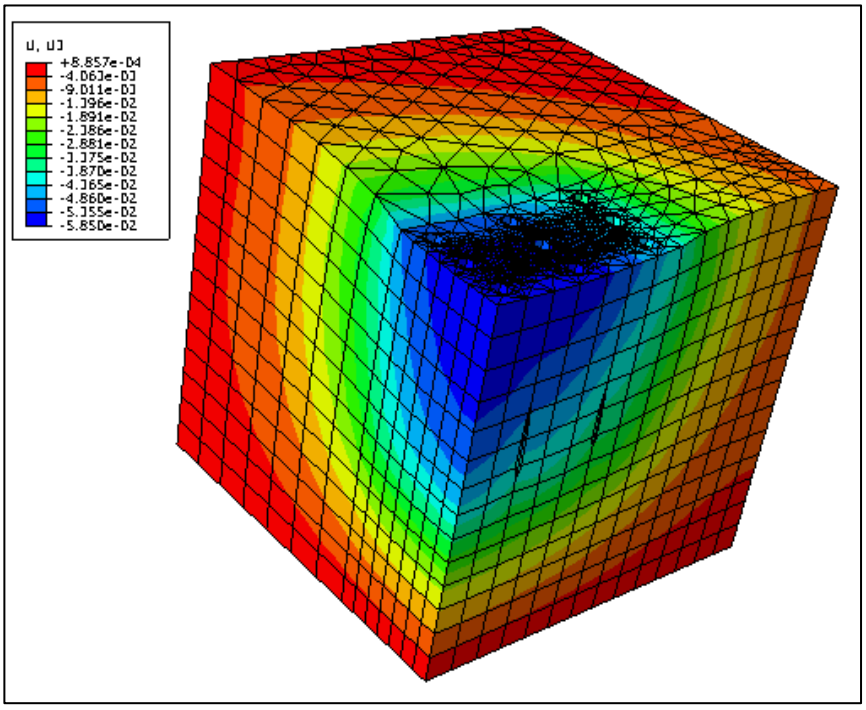


Figure. 3.29.Déplacements verticaux en 3D

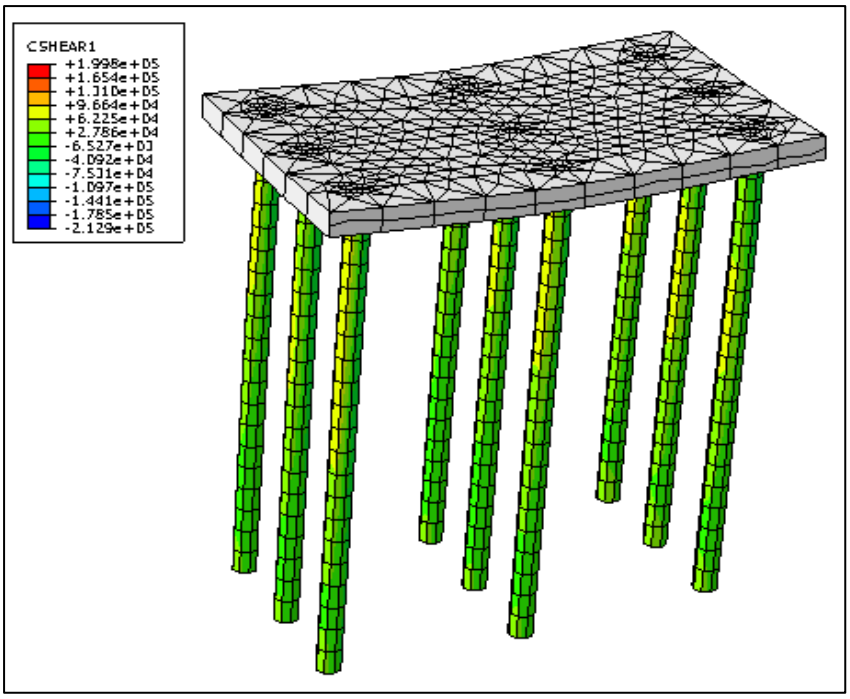


Figure. 3.30.contraintes tangentielles relatives en 3D

III.6.Conclusion

Dans cette étude, en utilisant le logiciel ABAQUS pour analyser des fondations mixte radier-pieux, groupe des pieux et pieu isolé en 3D. Le modèle a été validé en comparant les résultats avec les résultats des essais et d'autres modèles numériques disponibles dans la littérature. Les résultats du modèle numérique étudié ont été trouvés en accord raisonnable avec les résultats des données expérimentales et d'autres modèles numériques basés sur l'analyse de trois dimensions. Ces modèles appartiennent au domaine de la recherche.

CHAPITRE IV

Etude paramétrique

Résumé :

Ce chapitre est consacré à une étude des groupes de pieux par le logiciel ABAQUS. Cette étude permet de faire l'analyse générale des groupes de pieux.

L'entre-axe s entre pieux est le facteur principal de l'effet de groupe. La réaction du sol sur les pieux de coin et de côté est réduite par rapport à celle du pieu central en raison d'un effet d'ombre.

Les pieux sont libres en tête, ils peuvent ne pas avoir le même déplacement au niveau du sol. Afin d'étudier leur réponse à un effort latéral, on compare les déplacements de chaque pieu du groupe mesurés par rapport au pieu isolé. L'augmentation du déplacement horizontal d'un pieu d'un groupe par rapport au pieu isolé justifié par la détermination de coefficient multiplicateur de déplacement (f_m >1). Les courbes de réaction P-y sont ainsi obtenues pour différents espacement entre les pieux de groupe. Les coefficients de réduction (P_m<1) à appliquer aux courbes de réaction d'un pieu isolé pour un déplacement donné.

IV.1. Introduction :

L'objectif à atteindre par cette modélisation en 3 dimensions d'un groupe de pieu est d'arriver à déterminer l'espacement des pieux pour lequel l'effet de groupe disparaît ou chaque pieu du groupe travaille seul. En d'autres termes son comportement (déformation et déplacement) est celui d'un pieu isolé. Pour arriver à déterminer ce l'espacement, une démarche par tâtonnement est nécessaire. La valeur de l'espacement entre pieux sera augmentée d'une quantité connue jusqu'à obtention du résultat voulu.

On a effectué une série de modélisations de groupes de (3x3) et (1x2) et (2x2) et (2x1) pieux libre en tête et groupes de (3x4) pieux fixé en tête dans un sol homogène dont les propriétés sont connues.

Tableau .IV.1. Les caractéristiques mécaniques des matériaux pour le modèle étudié

Paramètre	grandeur	sol	Béton	unité
Lois de comportement		Elastique	Elastique	
Poids volumique humide	γ_h	17	25	KN/m^3
Poids volumique sec	γ_d	15	/	KN/m^3
Module de Young	E	$5\ 10^3$	$21\ 10^6$	KN/m^2
Coefficient de poisson	ν	0.30	0.25	/

IV.2.Partie 1 :

IV.2.1.Pieu isolé libre en tête :

Le pieu circulaire chargé latéralement illustré dans la (Figure 4.1) de longueur L_p=20m et de diamètre D=1m, les caractéristiques mécaniques des matériaux pour le modèle étudié illustré dans le tableau .IV.1. La charge latérale est appliquée de manière continue monotone pour la valeur retenue du pieu isolé. Les différentes amplitudes d'efforts latéraux appliqués au pieu sont : 163 kN, 320 kN, 490 kN, 665 KN et 775 kN.

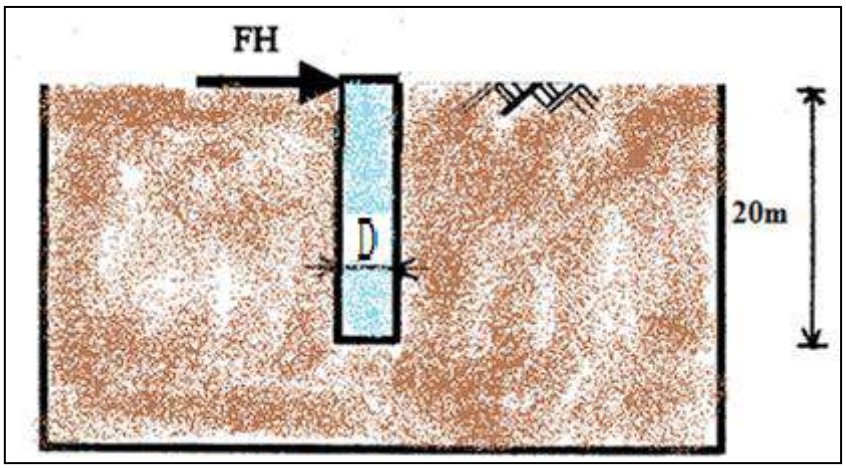


Figure 4.1. Système pieu-sol

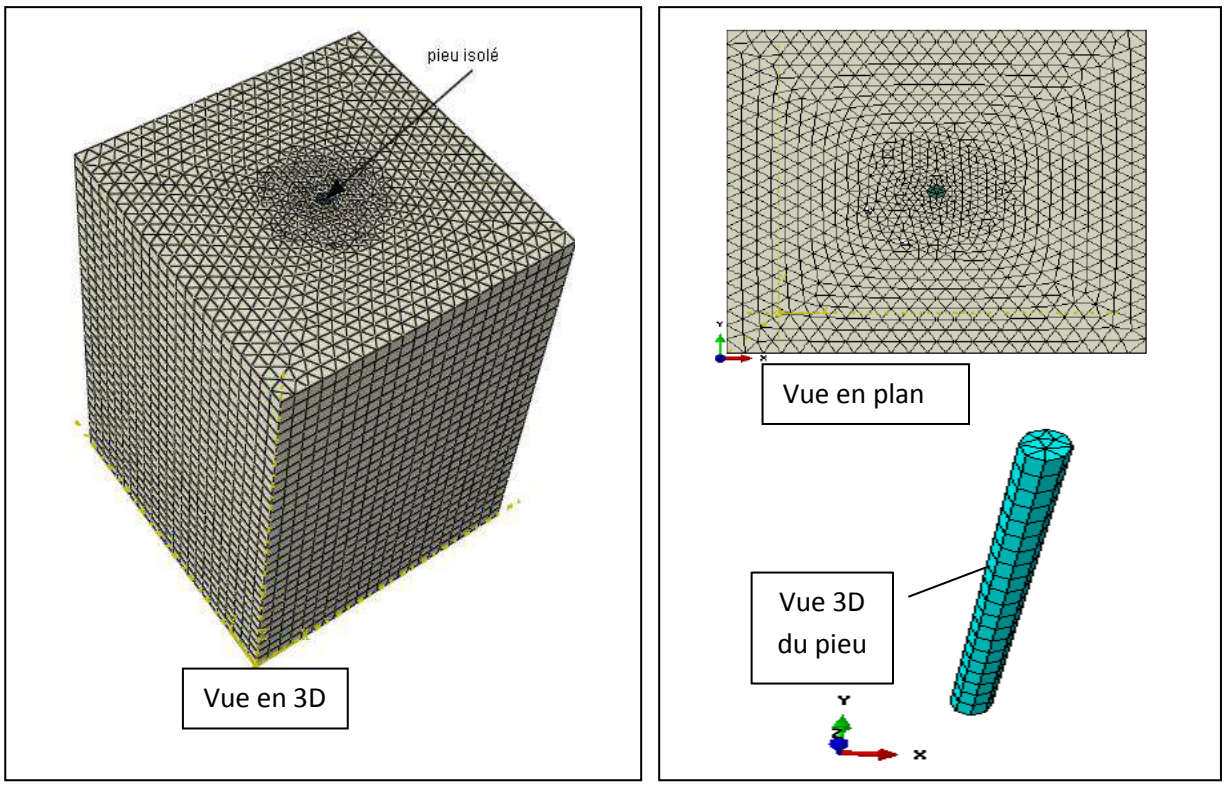


Figure 4.2. Modélisation d'un pieu isolé

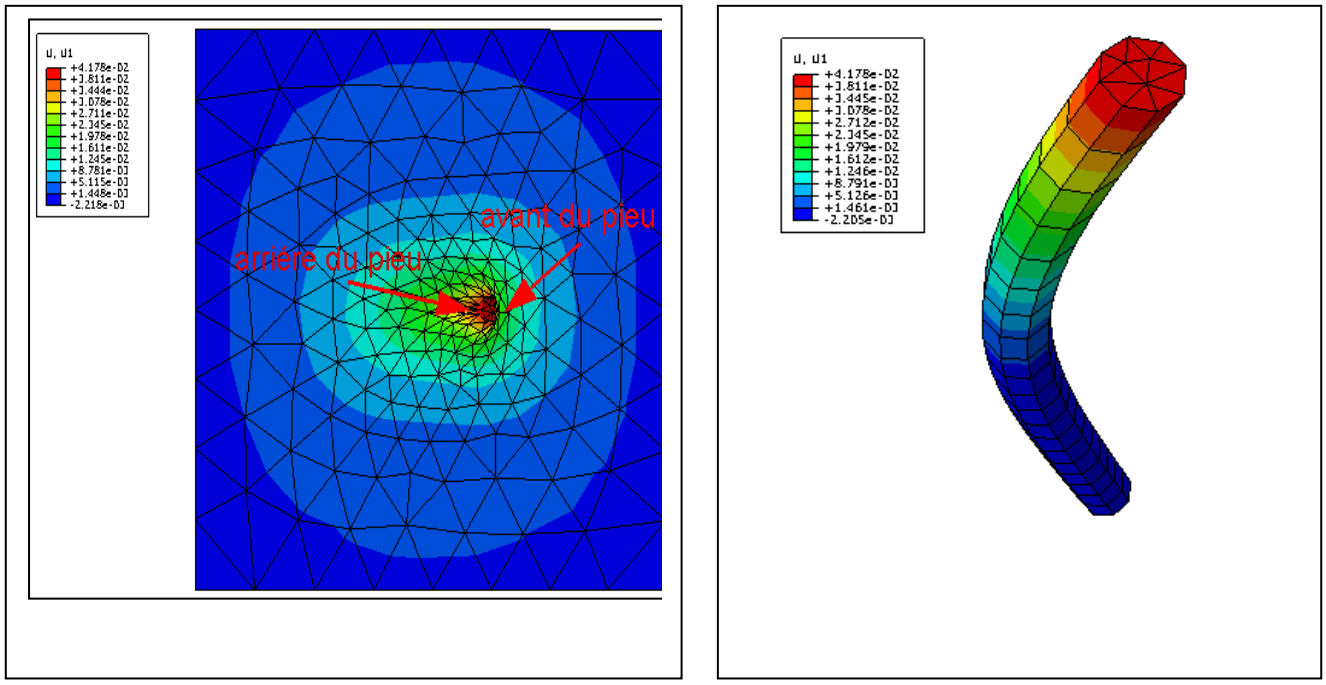


Figure 4.3. Le déplacement de pieu isolé sous chargement horizontal

IV.2.1.1.les déplacements latéraux du Pieu isolé au niveau de sol en milieu élastique :

La (Figure 4.4) montre l'évolution des déplacements latéraux du pieu isolé dans un sol élastique sous l'amplification du chargement latéral. On constate que les plus grands déplacements du pieu isolé se produisent en surface avec l'amplification du chargement. La valeur maximale est donnée par le niveau de chargement le plus élevé.

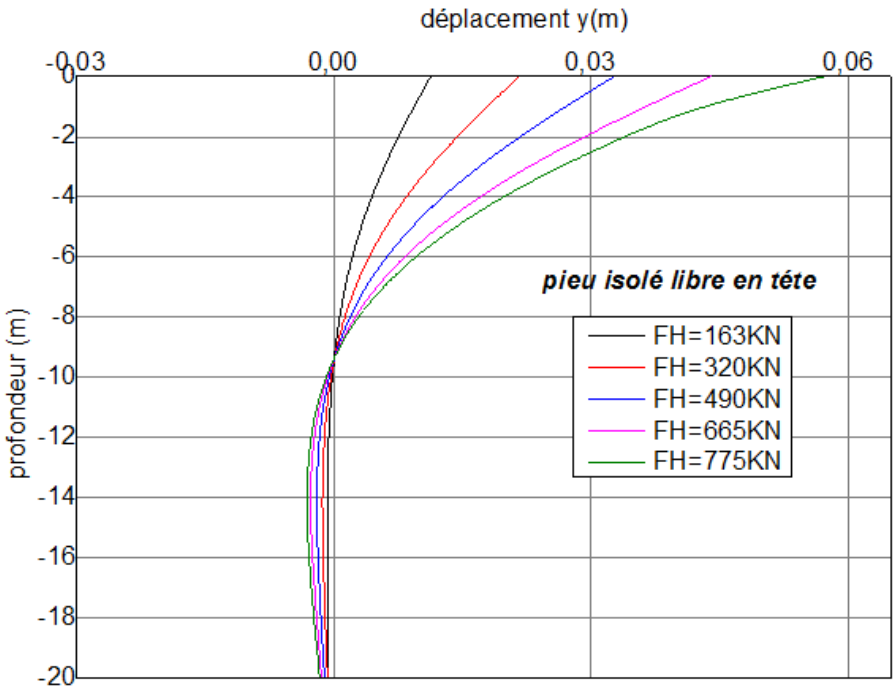


Figure 4 .4. Le déplacement de pieu isolé sous chargement horizontal

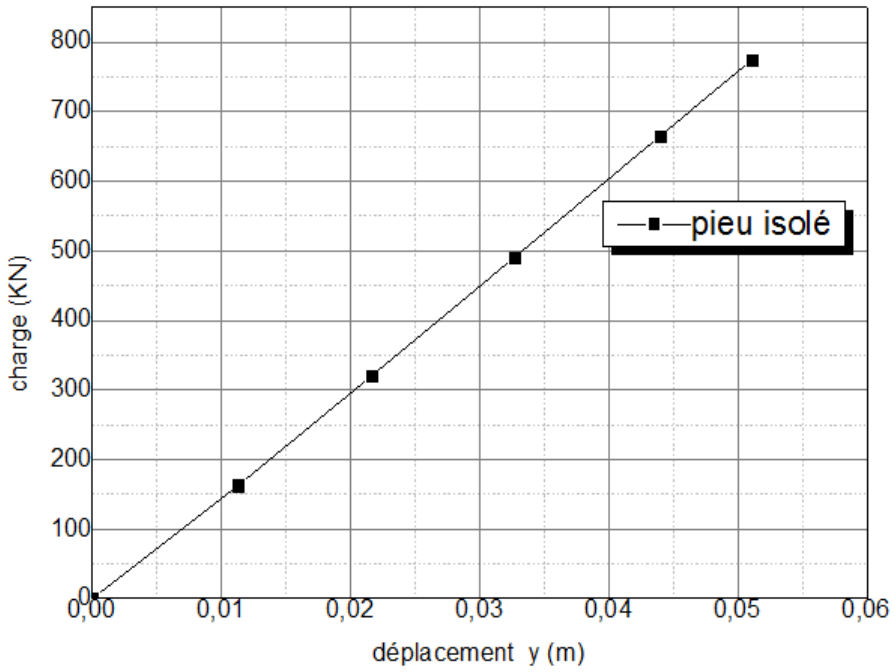


Figure 4.5. Influence des charges sur les déplacements en tête de pieu isolé

IV.2.1.2.Conclusion :

Influence de chargement :

On a constaté que lors du chargement du pieu, le sol au voisinage de la surface est libre à se déformer (Figure 4.3). A l'avant du pieu, le sol a tendance à se soulever tandis qu'il se détache 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.

IV.3.L'effet de Groupe

La capacité à résister à une force latérale pour un groupe de pieux est souvent inférieure à la somme des réponses individuelles d'un pieu.la transmission des charges dans chaque pieu est principalement fonction de la position rangée à rangée du pieu et de la position du pieu dans une direction normale à la direction de chargement. La valeur de réduction générale de capacité d'un groupe dépend de l'espacement entre les pieux, le type de sol et la déflexion des pieux. Cet effet de groupe des pieux est appelé 'effet d'ombre' (Figure 4.6)

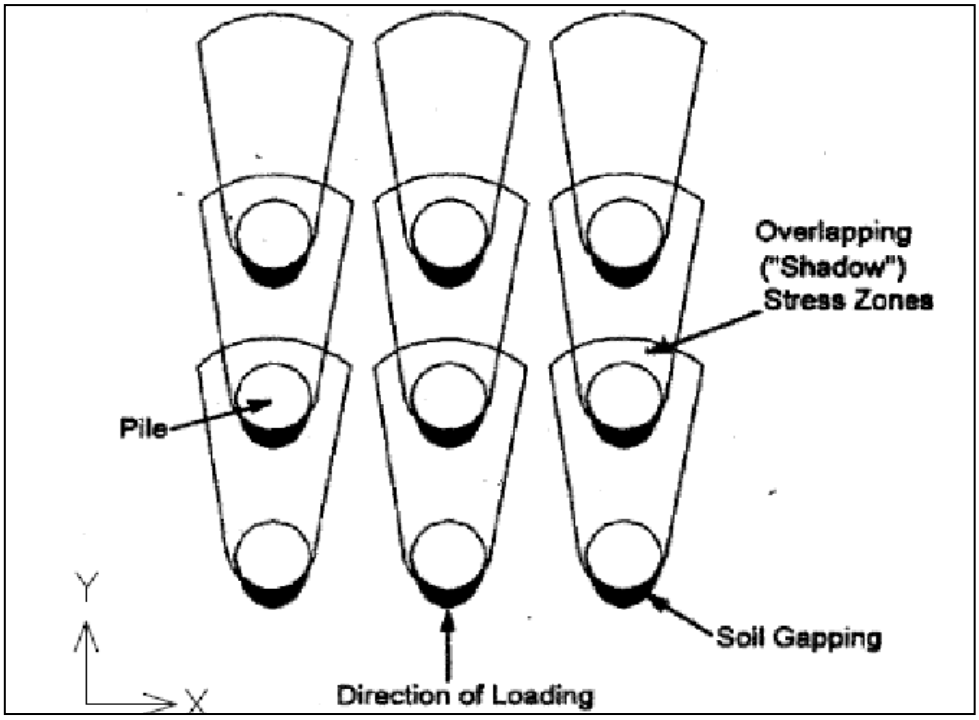


Figure 4.6. Effet d'ombre (adopté de Rollins et al 1998).

Plusieurs auteurs proposent la valeur minimale de l'espacement entre pieux :

- D (espacement) >= 2 x la diagonale (pieux carre et rectangulaire),
- D (espacement) >= 760 mm (pieux métalliques). Règlement USA,
- D (espacement) >= 2.5 la largeur du pieux règlement FRA.

IV.4.L'étude groupe des pieux libre en tête :

Le choix s'est porté sur un entre axes initial de 2m (2 fois le diamètre du pieu : 2× B). Puis il sera augmenté d'une fois le diamètre à chaque itération (3× B, 5× B, 7× B …). Quand au nombre du pieu, il sera de 9 pieux avec une fiche égale à 20 m et un sol homogène (tableau .IV.1) pour pouvoir faire une comparaison avec les résultats du pieux isolé.

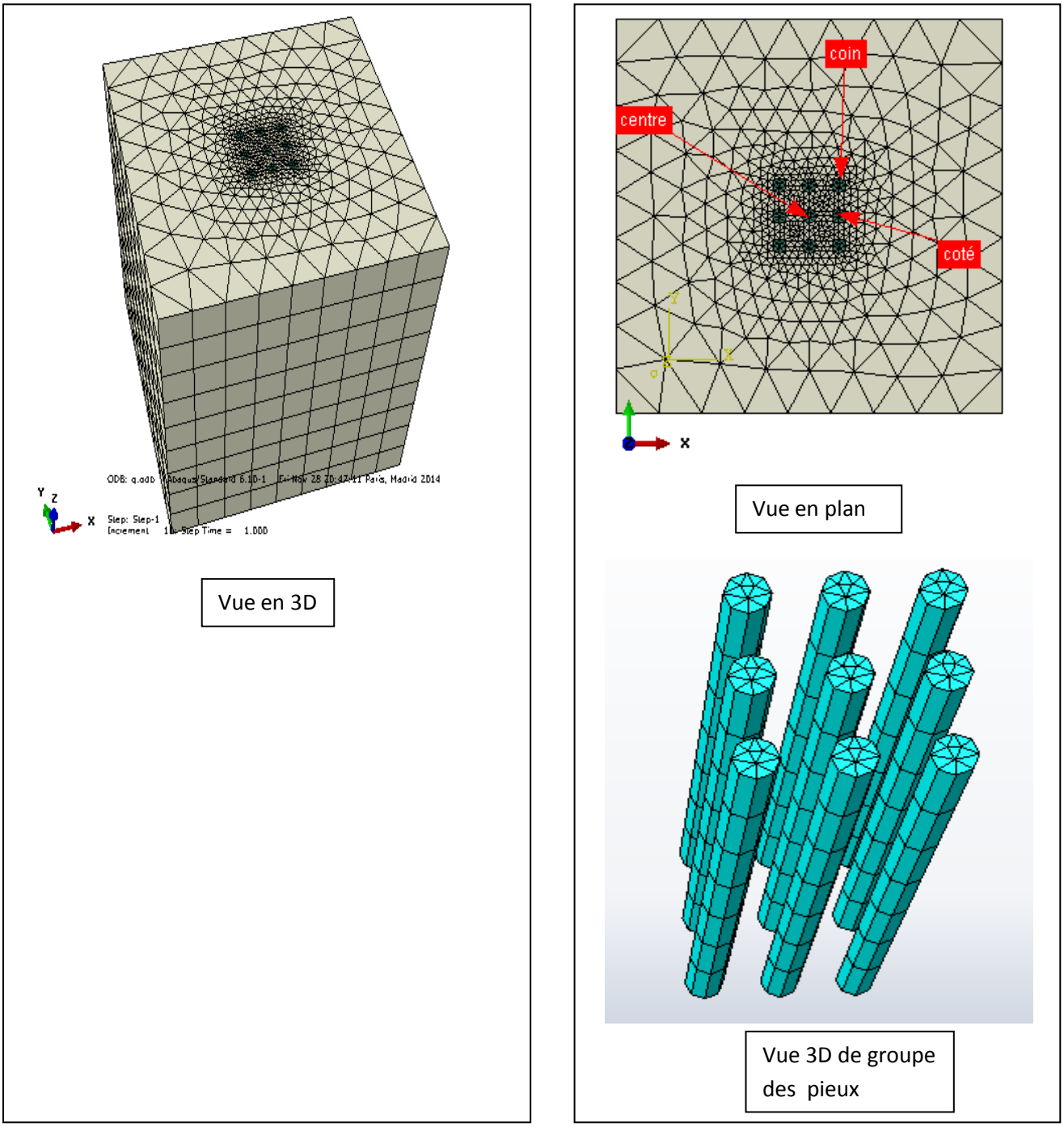


Figure 4. 7. Modélisation des groupes des pieux

But de l'étude :

L'étude étant basée sur l'obtention de courbes de déplacement en fonction de profondeur, Ce logiciel calcule la réponse d'un pieu et groupes des pieux sous chargement latéral. Cinq incréments de charge FH sont appliqués à la tête du pieu (163 kN, 320 kN, 490 kN, 665 KN et 775 kN). Le but de cet travail la détermination de coefficient multiplicateur de déplacement « f_m » sachant que $Y_{groupe} = f_m \, x \, Y_{isolé}$, facteur f_m , généralement supérieur à 1.

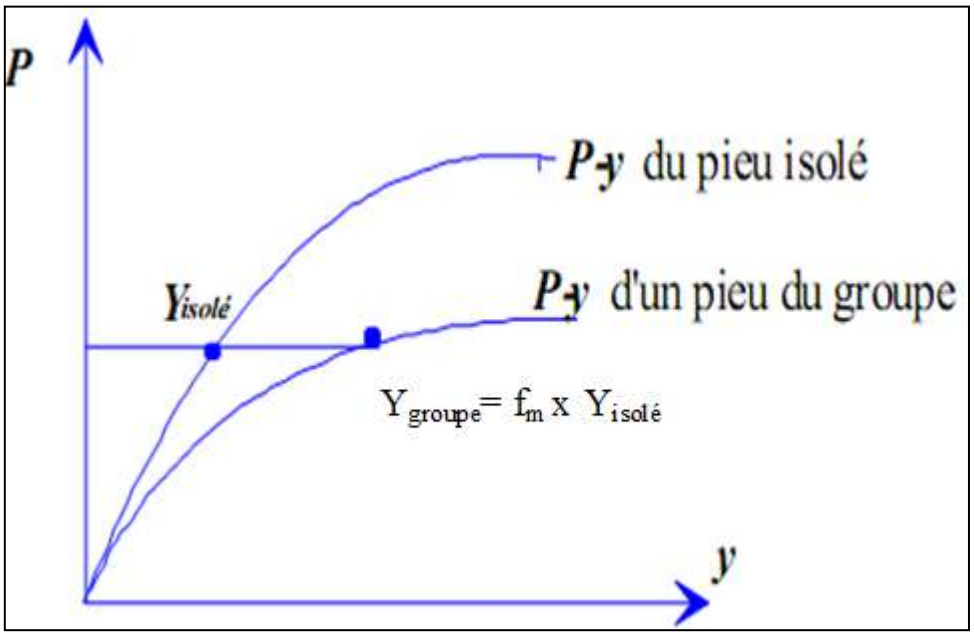


Figure 4.8. Le coefficient d'augmentation du déplacement horizontal f_m

IV.4.1.Groupe des pieux (3x3) :

Le comportement de charge latéral-déplacement latéral des pieux (coin ,coté, central) dans un groupe de pieux est totalement différent du pieu isolé correspondant. L'action du groupe représente le comportement du groupe de pieux comparée à celle du pieu isolé. Les figures (4.11-4.40) montrent la comparaison de comportement de charge latéral-déplacement latéral de pieu isolé et celui d'un groupe de pieux (espacement s= 2D,s=3D,s=5D,s=7D,s=9D,s=11D) sous la même charge.

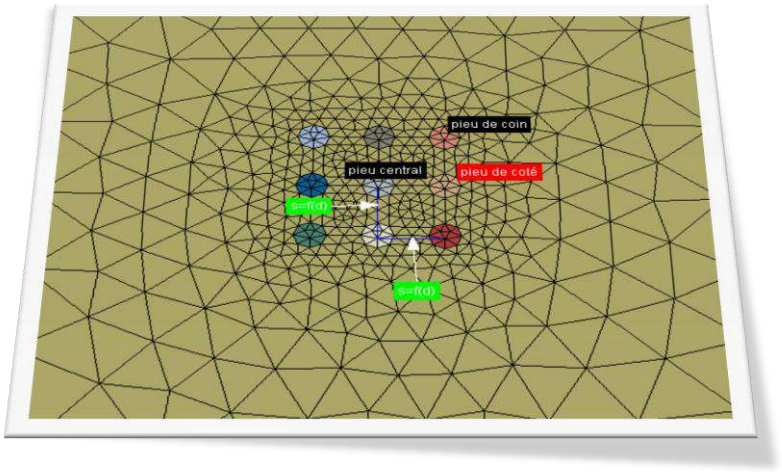


Figure 4.9. Vue en plan des groupes de pieu

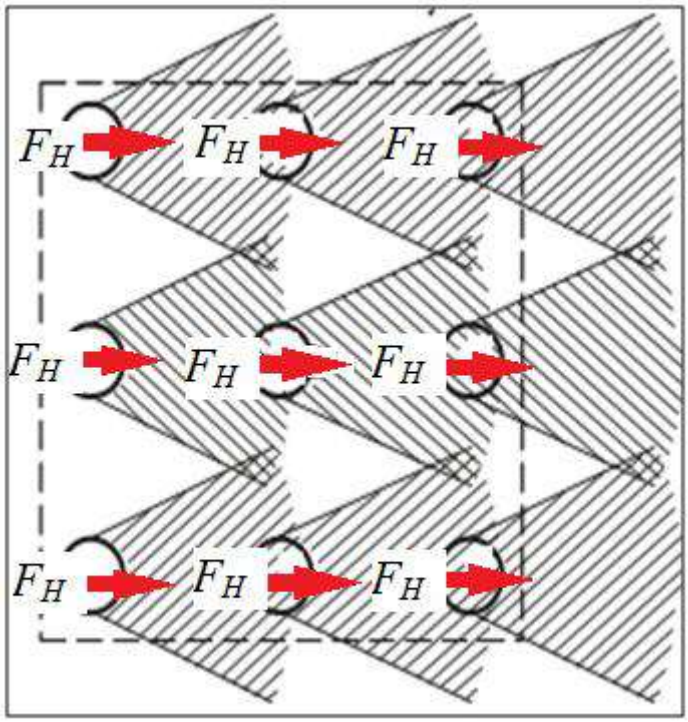
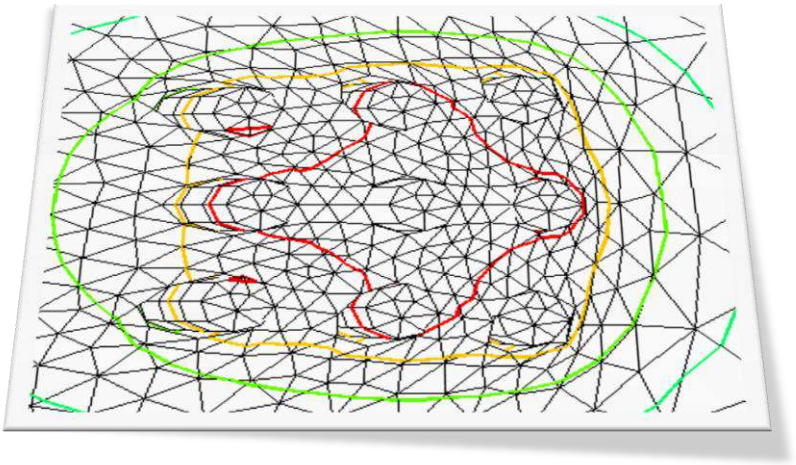
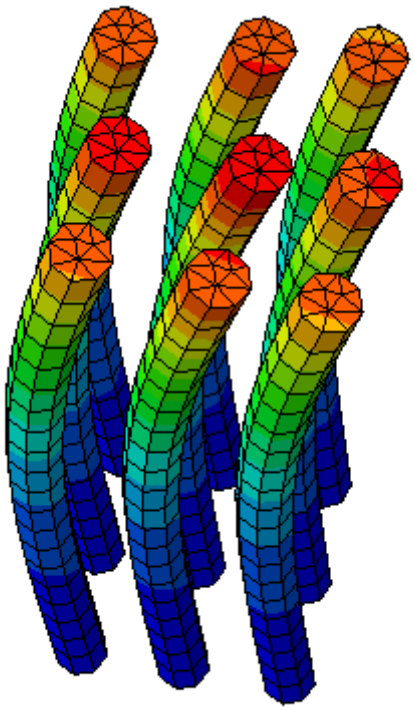


Figure 4 .10. Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux (3x3) chargés latéralement.

IV.4.1.1.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=2D en milieu élastique :



(a)



(b)

Figure 4.11. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=2d

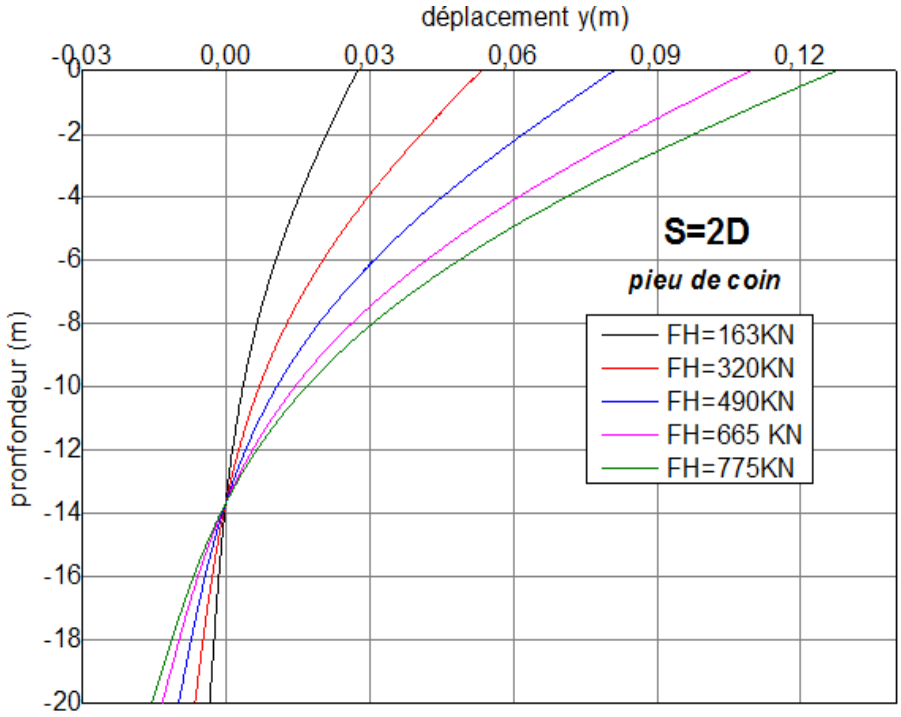


Figure 4.12. Les déplacements de pieu de coin à s=2d

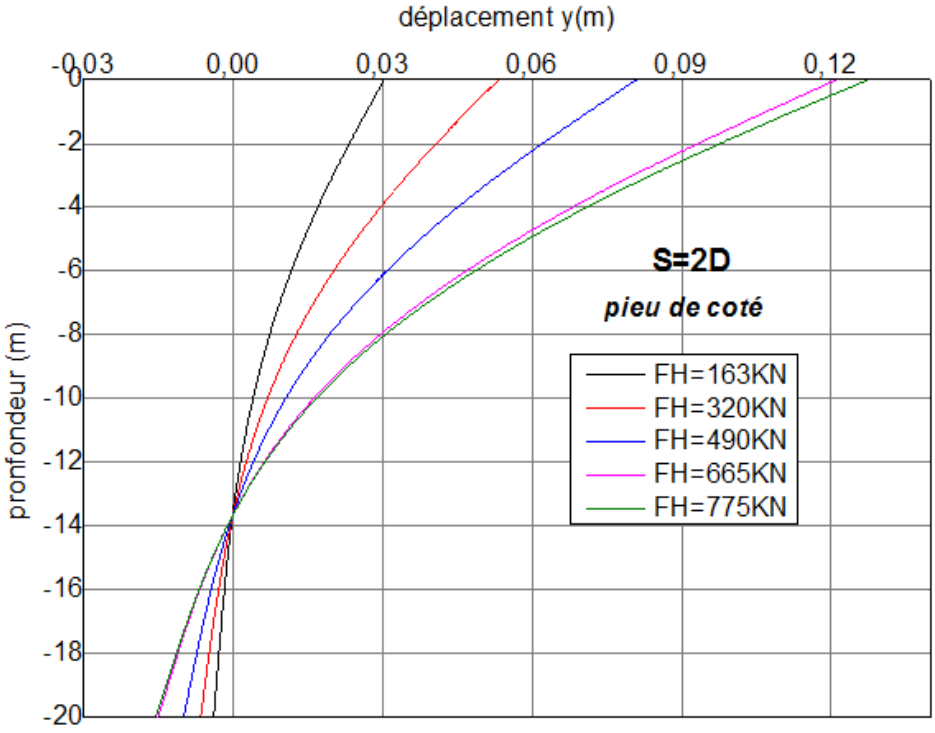


Figure 4.13. Les déplacements de pieu de coté à s=2d

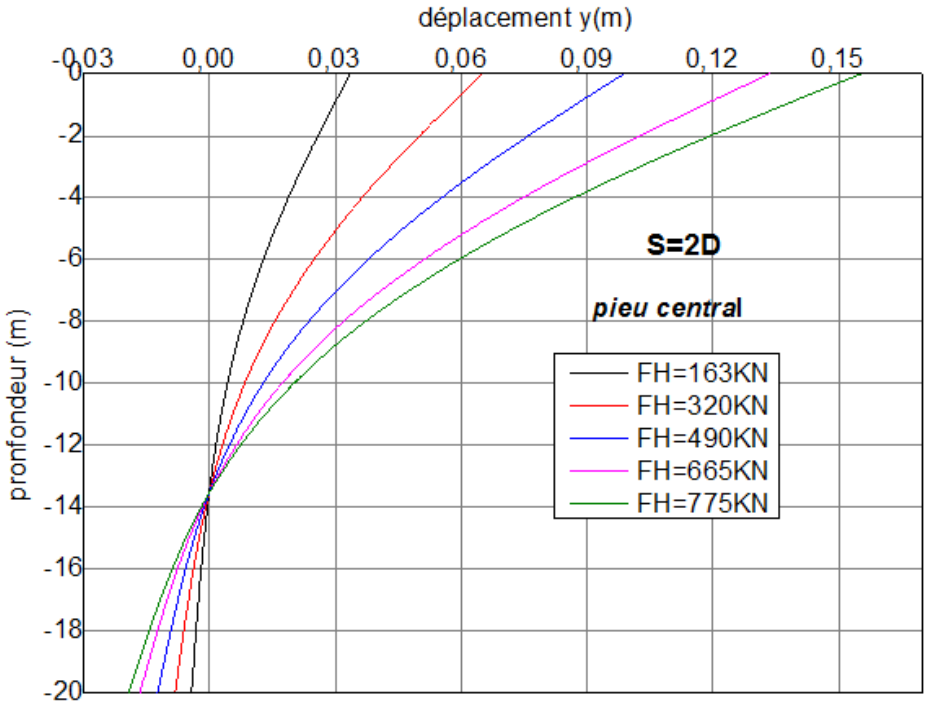


Figure 4.14. Les déplacements de pieu central à s=2d

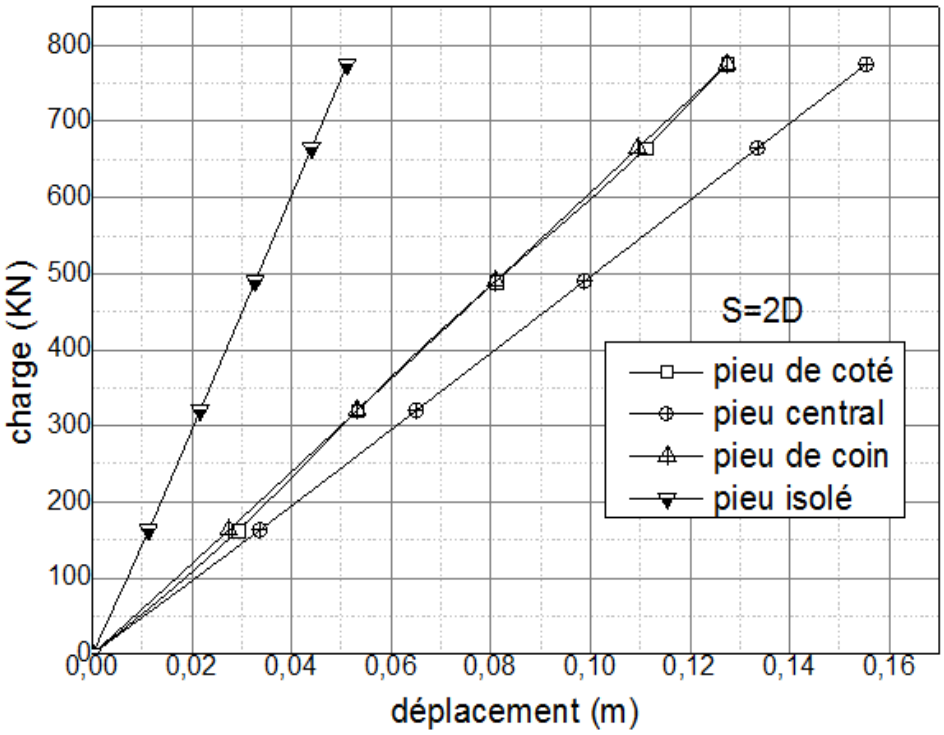
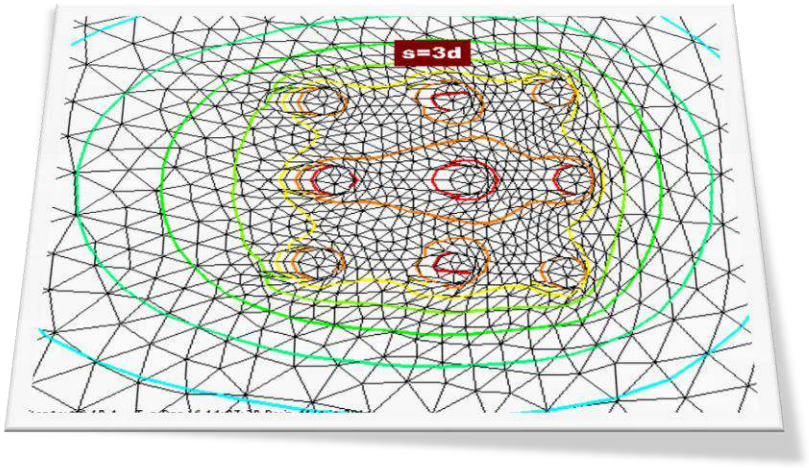


Figure 4.15. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=2d)

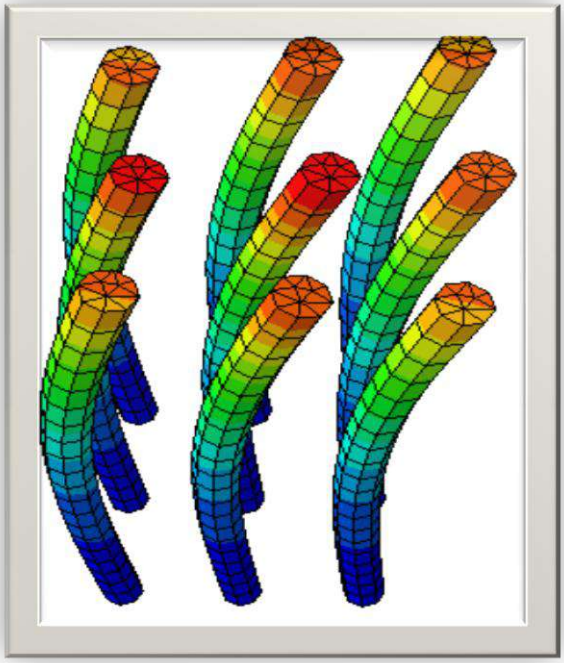
Tableau. IV.3. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=2d

	Pieu de coin	*Pieu central*	*Pieu de coté*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	*2.42*	*2.96*	*2.67*

IV.4.1.2.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=3D en milieu élastique :



(a)



(b)

Figure 4.16. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=3d

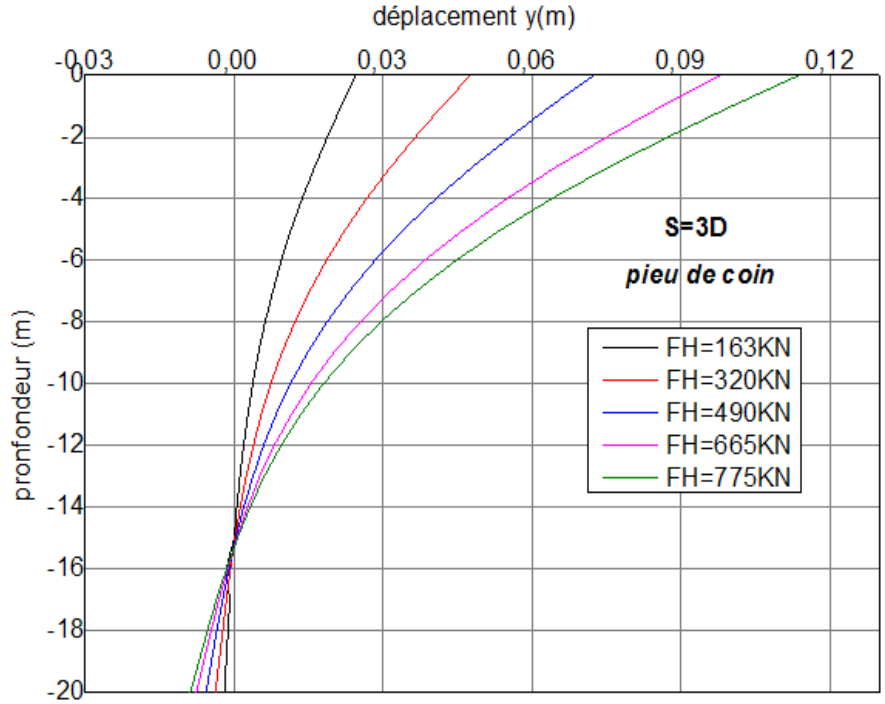


Figure 4.17. Les déplacements de pieu de coin à s=3d

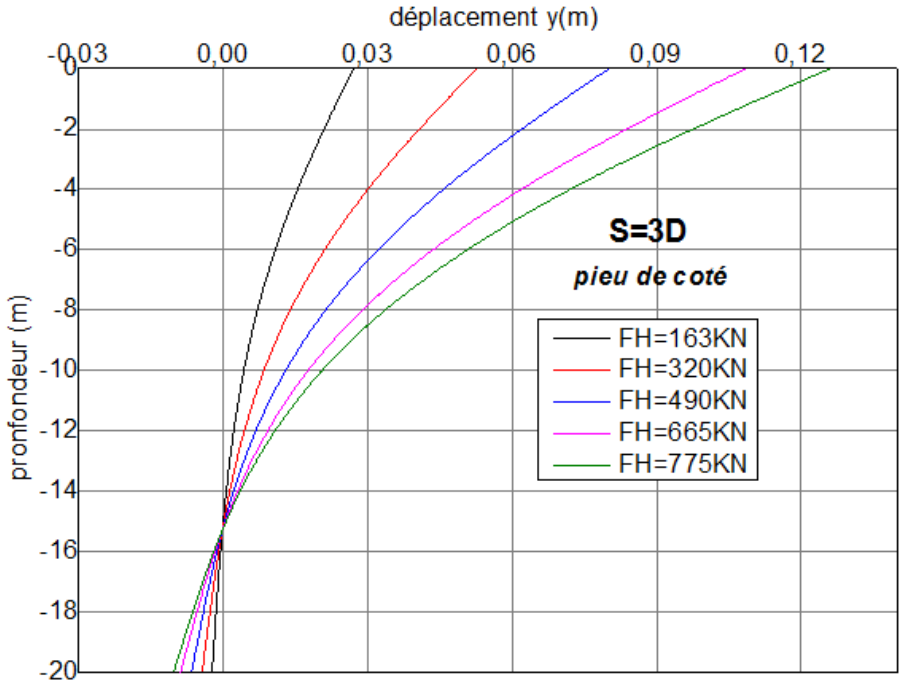


Figure 4.18. les déplacements de pieu de coté à s=3d

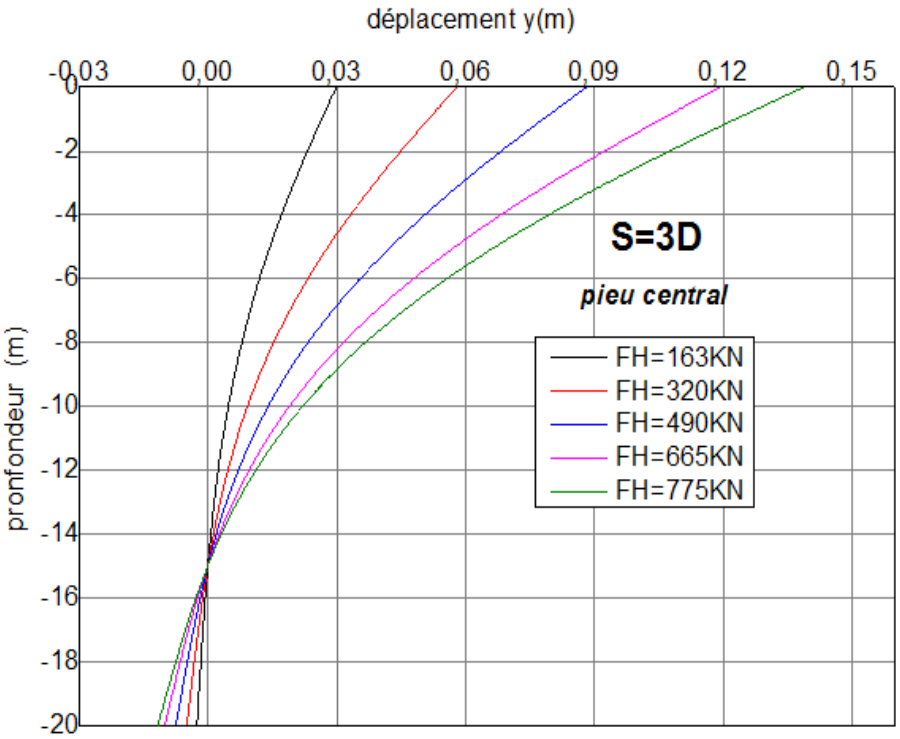


Figure 4.19. Les déplacements de pieu central à s=3d

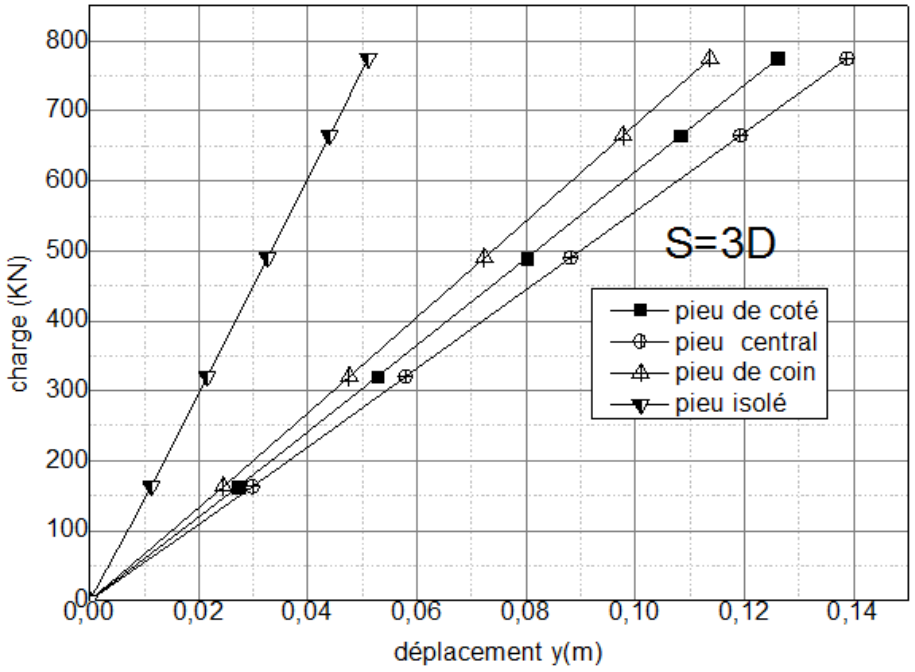
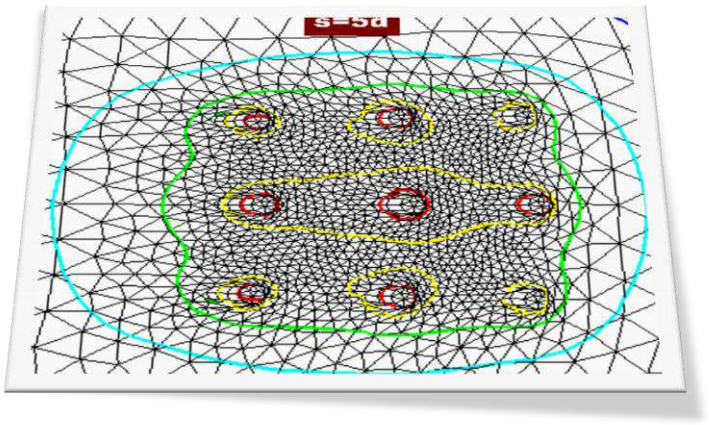


Figure 4.20. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=3d)

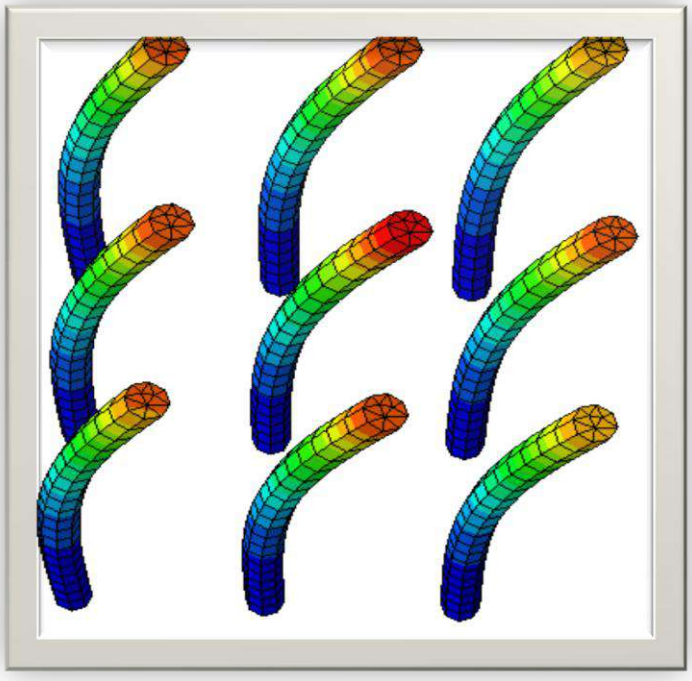
Tableau. IV.4 valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=3d

	Pieu de coin	Pieu central	Pieu de coté
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	2.17	2.64	2.40

IV.4.1.3.les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=5D en milieu élastique :



(a)



(b)

Figure 4.21. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=5d

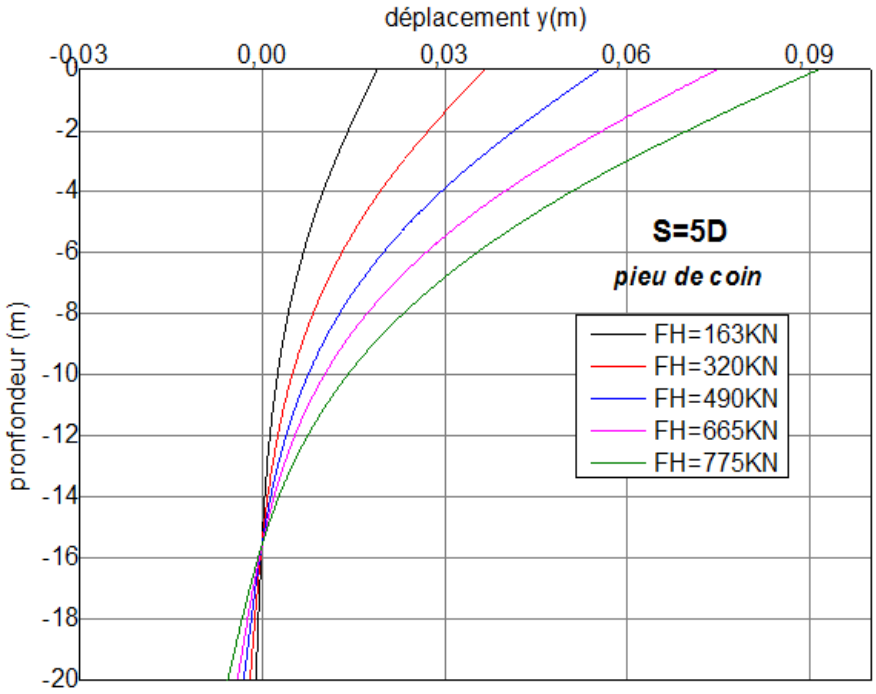


Figure 4 .22. Les déplacements de pieu de coin à s=5d

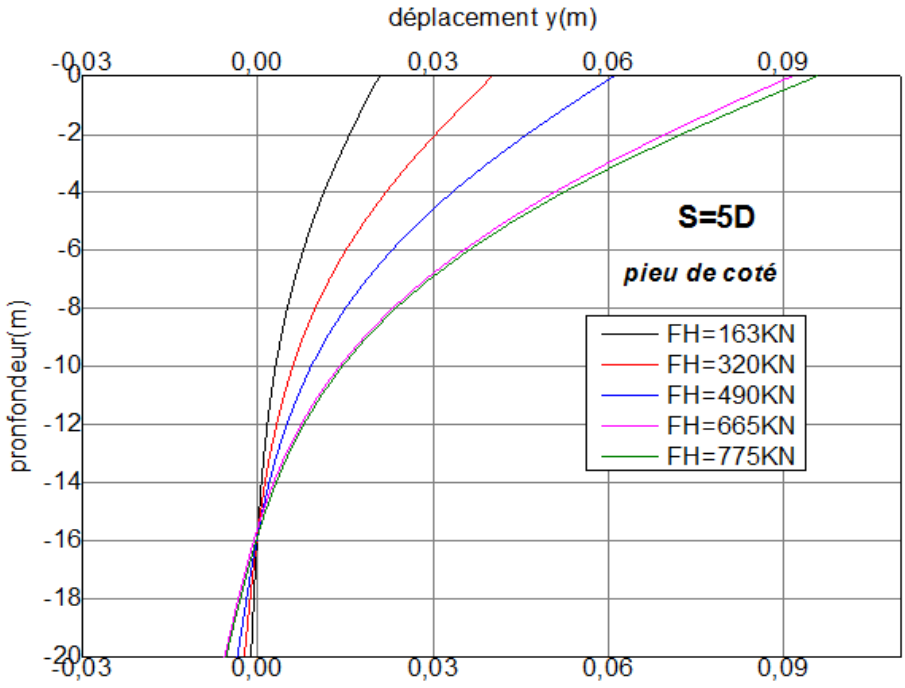


Figure 4.23. Les déplacements de pieu central à s=5d

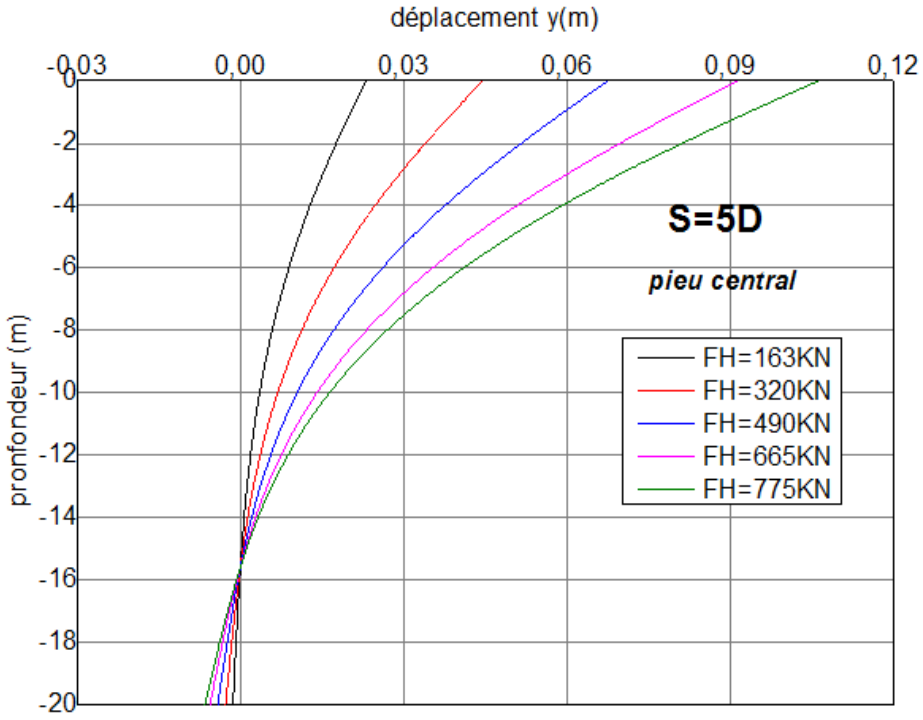


Figure 4 .24. Les déplacements de pieu de coté à s=5d

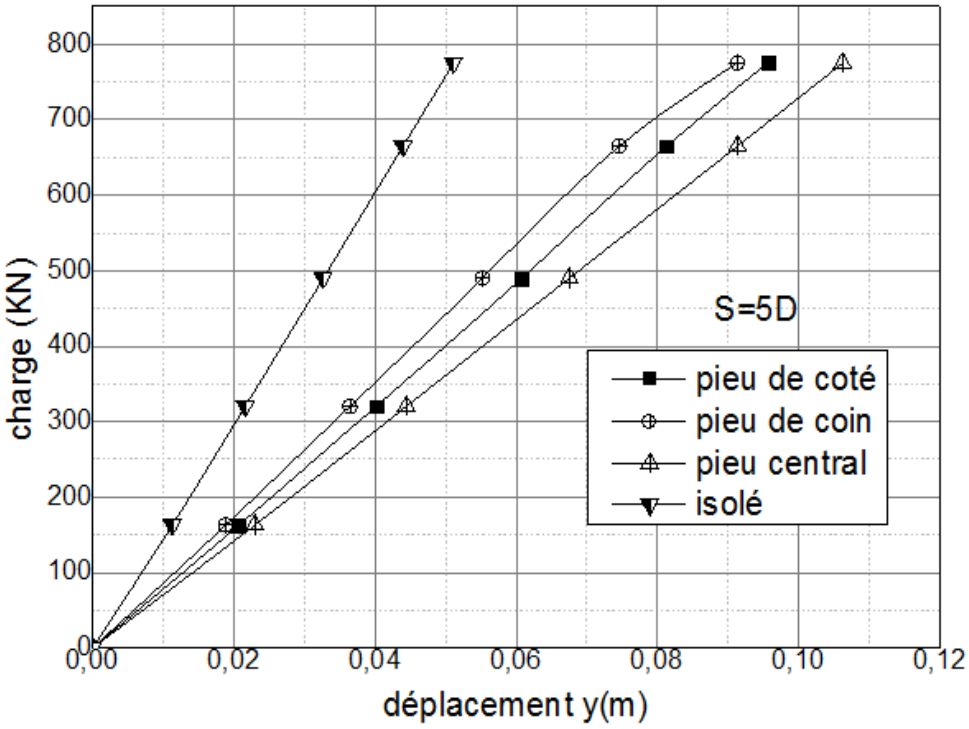
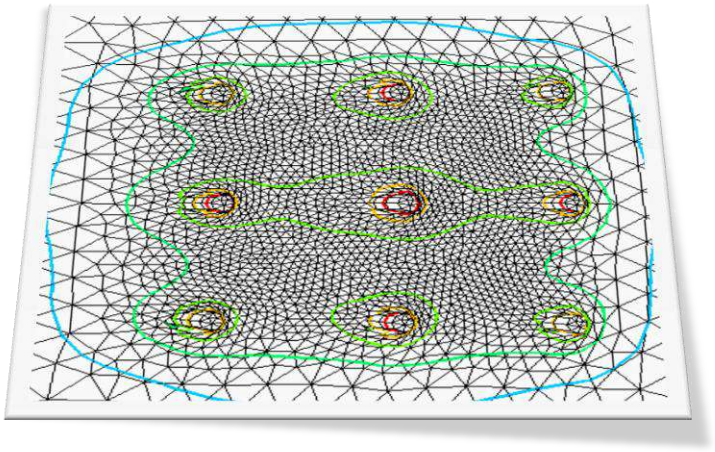


Figure 4.25. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=5d)

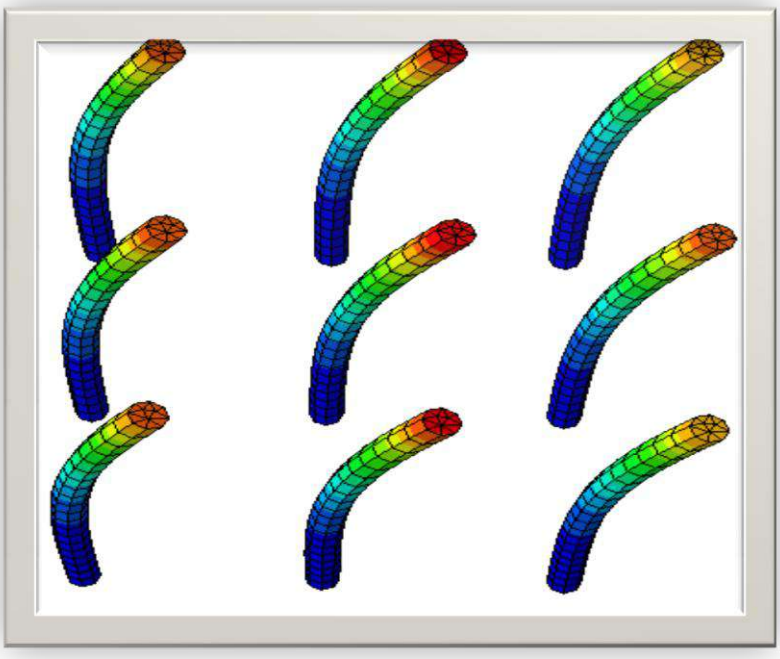
Tableau. IV.5. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=5d

	Pieu de coin	*Pieu central*	*Pieu de coté*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	***1.67***	***2.03***	***1.83***

IV.4.1.4.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=7D en milieu élastique :



(a)



(b)

Figure 4.26. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=7d

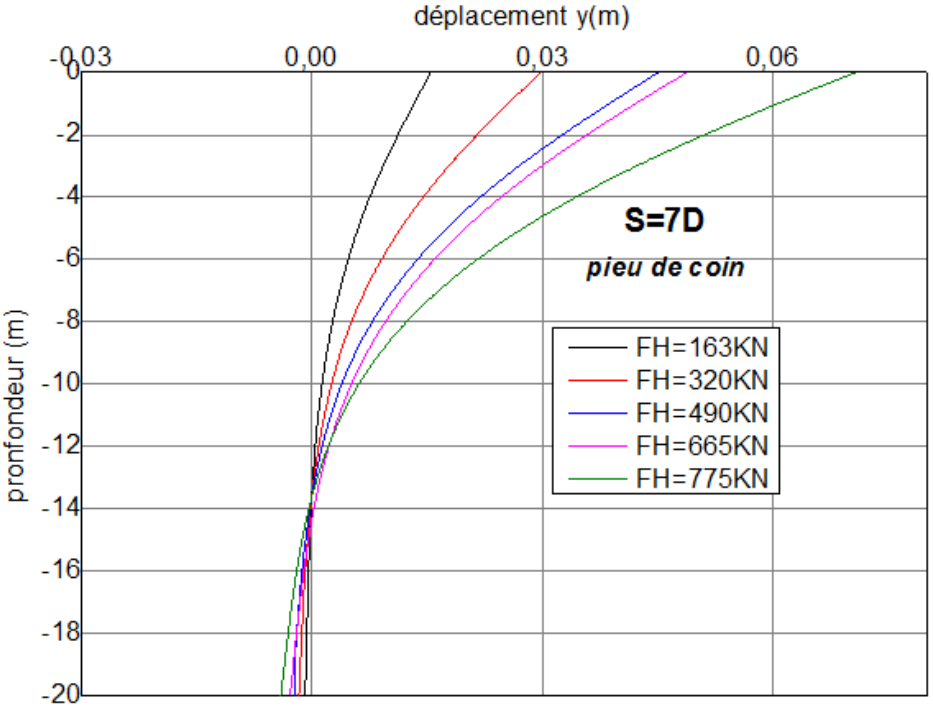


Figure 4.27.les déplacements de pieu de coin à s=7d

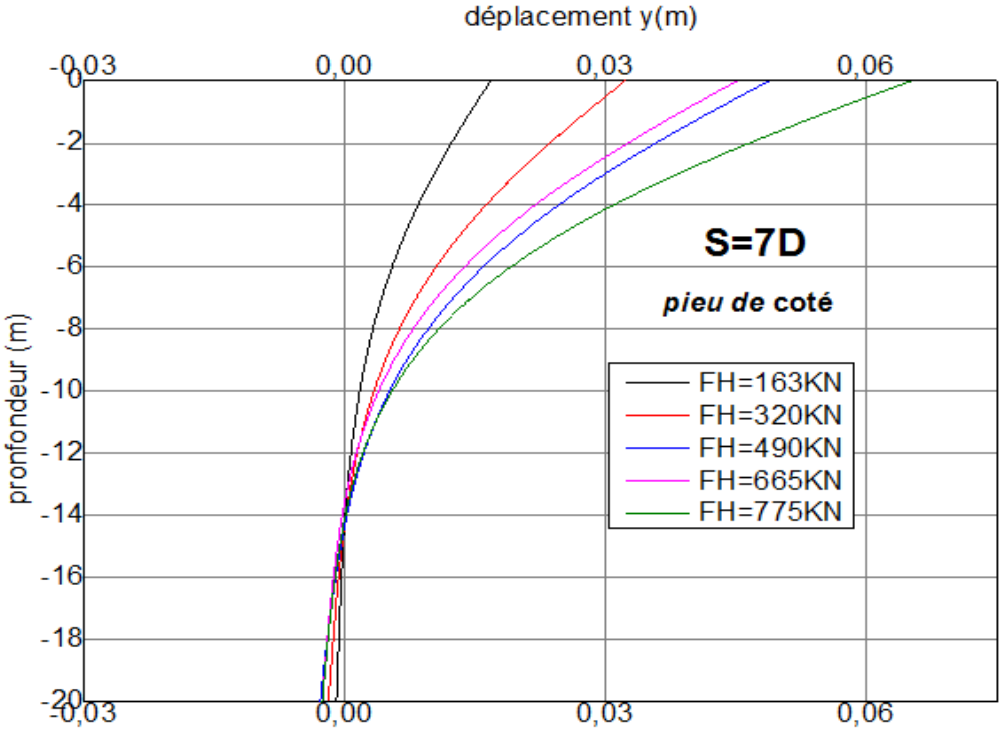


Figure 4.28. Les déplacements de pieu de coté à s=7d

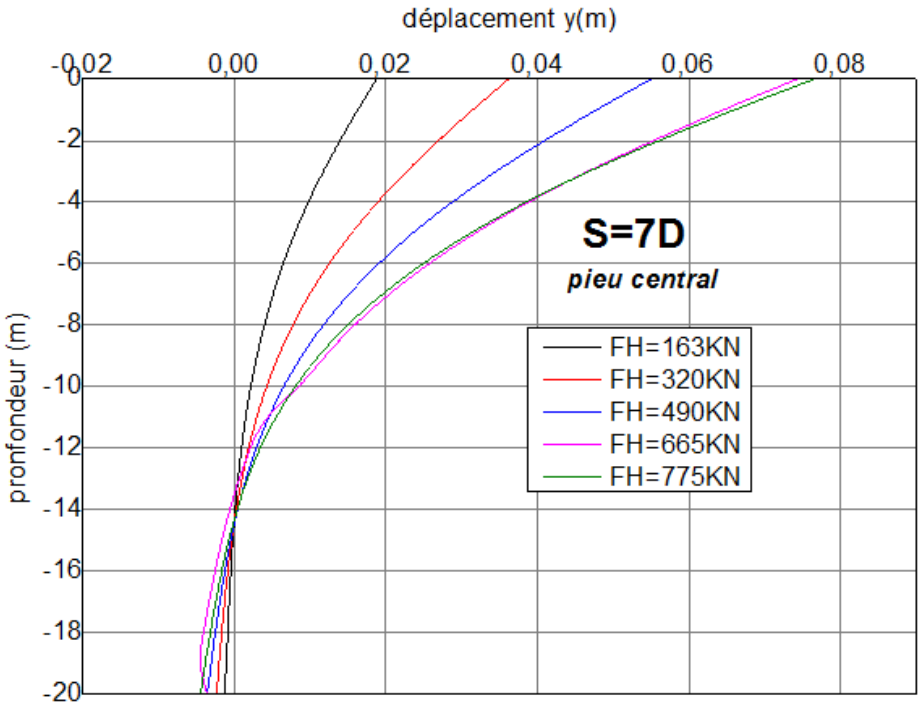


Figure 4.29.les déplacements de pieu central à s=7d

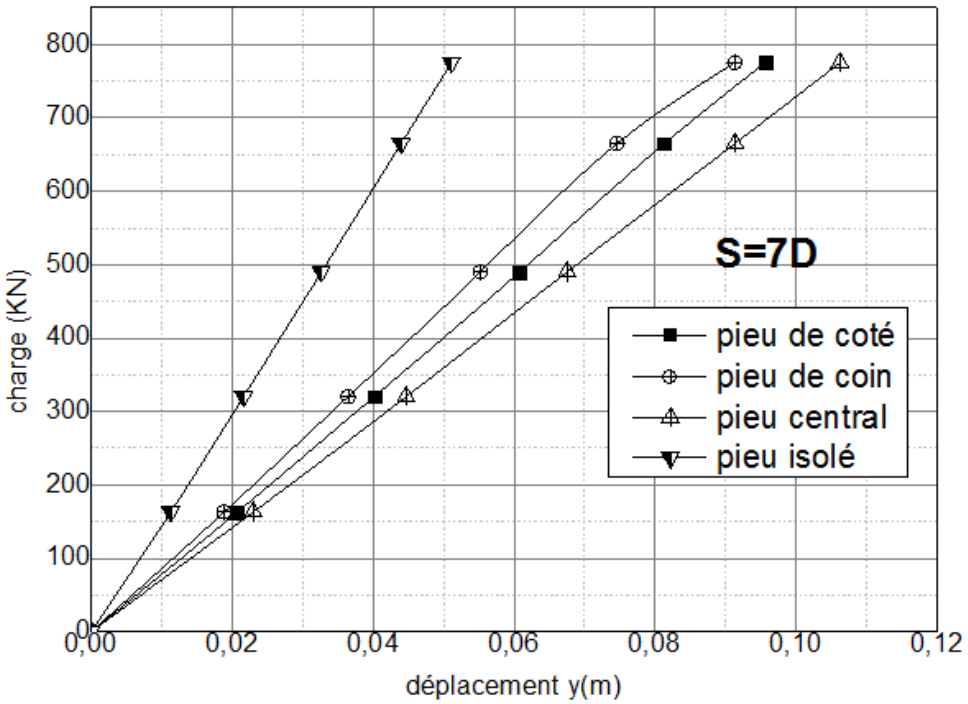
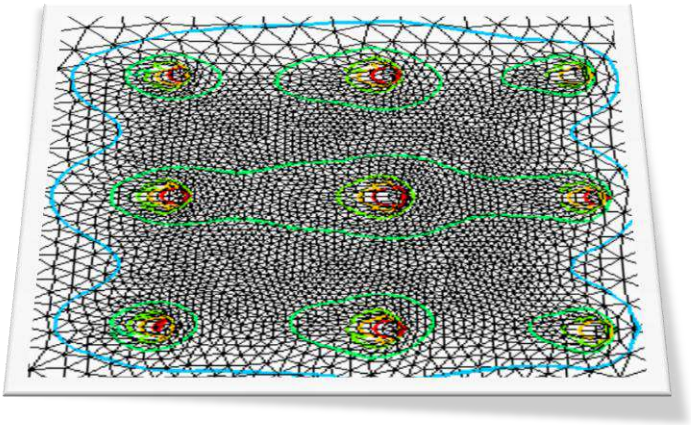


Figure 4.30. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=7d)

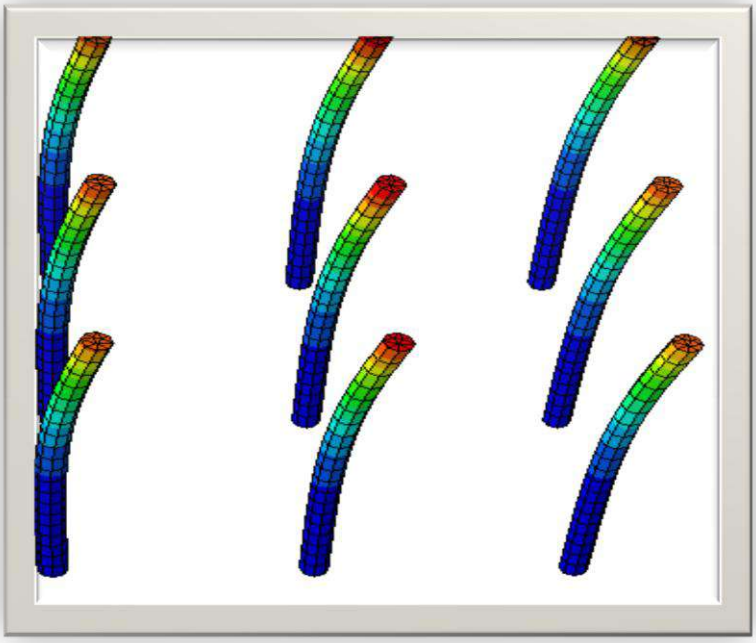
Tableau. IV.6. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=7d

	Pieu de coin	Pieu central	Pieu de coté
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	***1.37***	***1.66***	***1.47***

IV.4.1.5.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=9D en milieu élastique :



(a)



(b)

Figure 4.31. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=9d

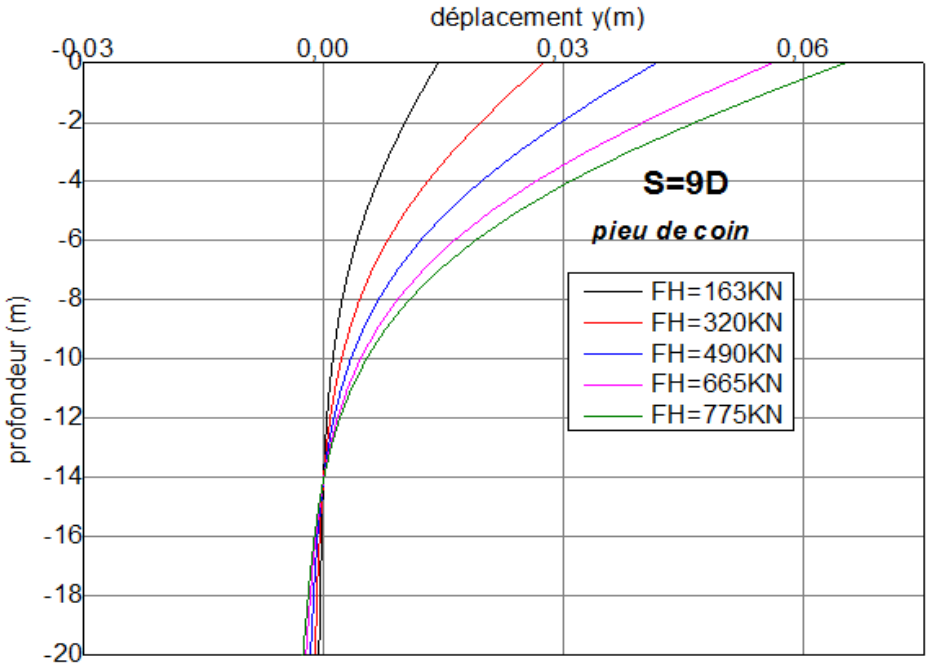


Figure 4.32.les déplacements de pieu de coin à s=9d

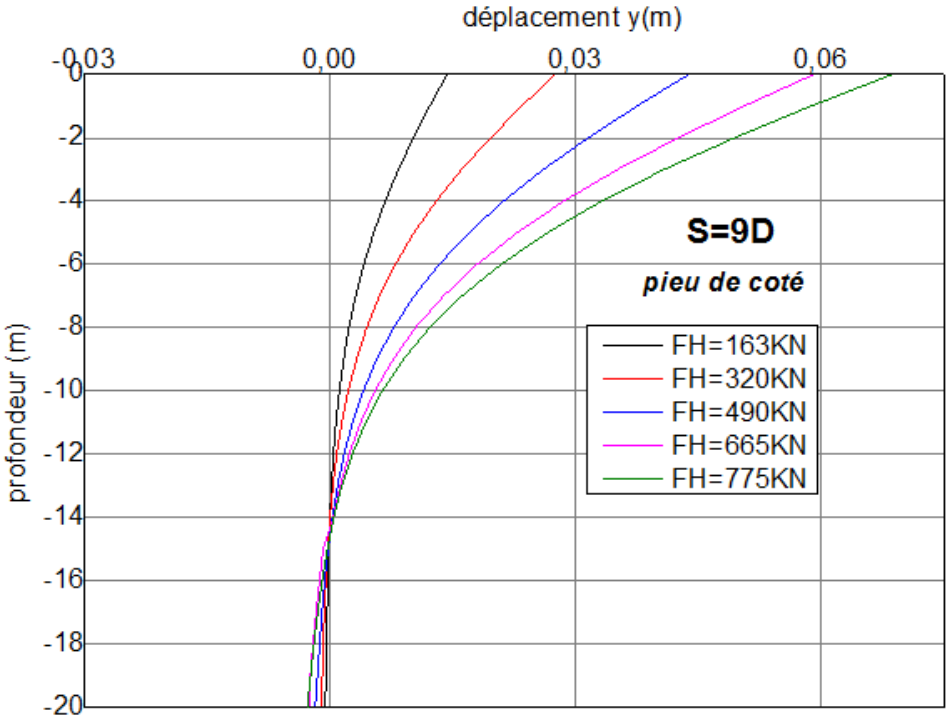


Figure 4.33.les déplacements de pieu de coté à s=9d

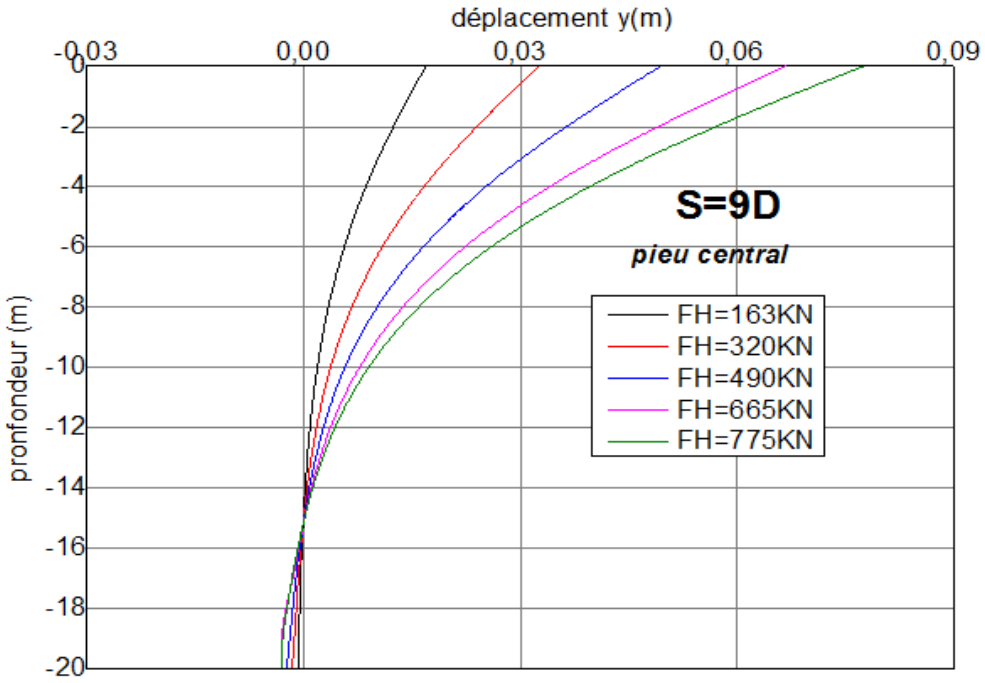


Figure 4.34. Les déplacements de pieu central à s=9d

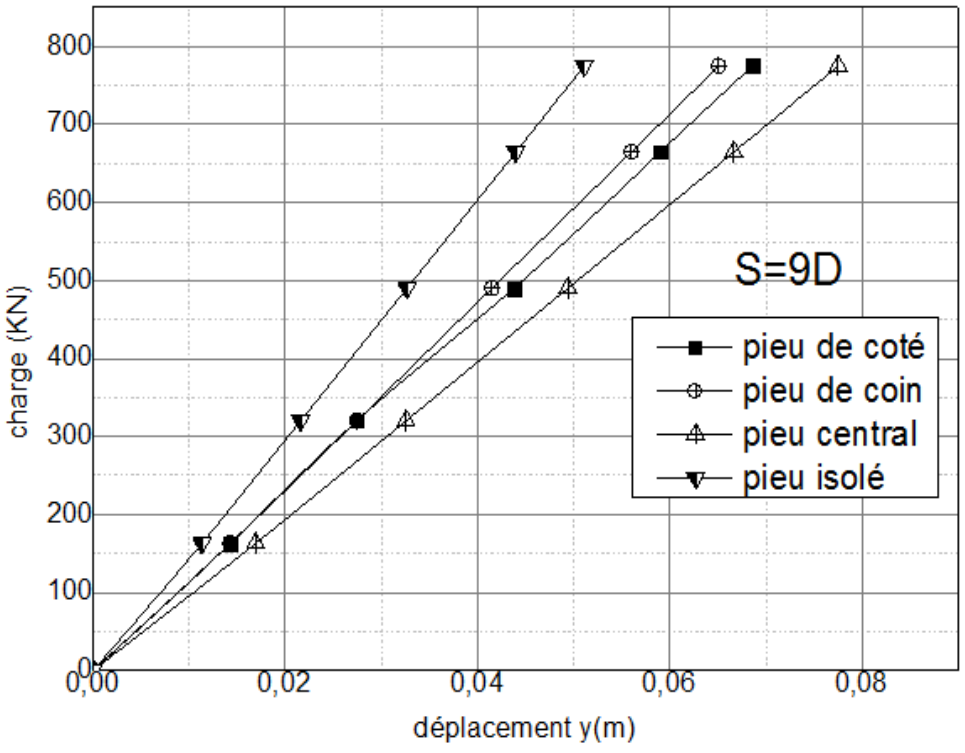
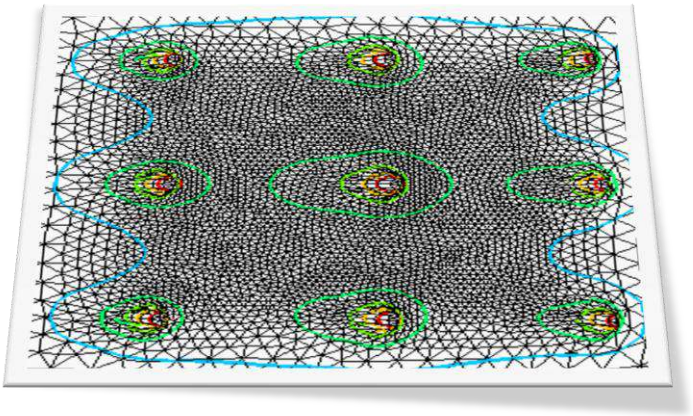


Figure 4.35. Influence de l'espacement sur le déplacement en tête des pieux (s=9d)

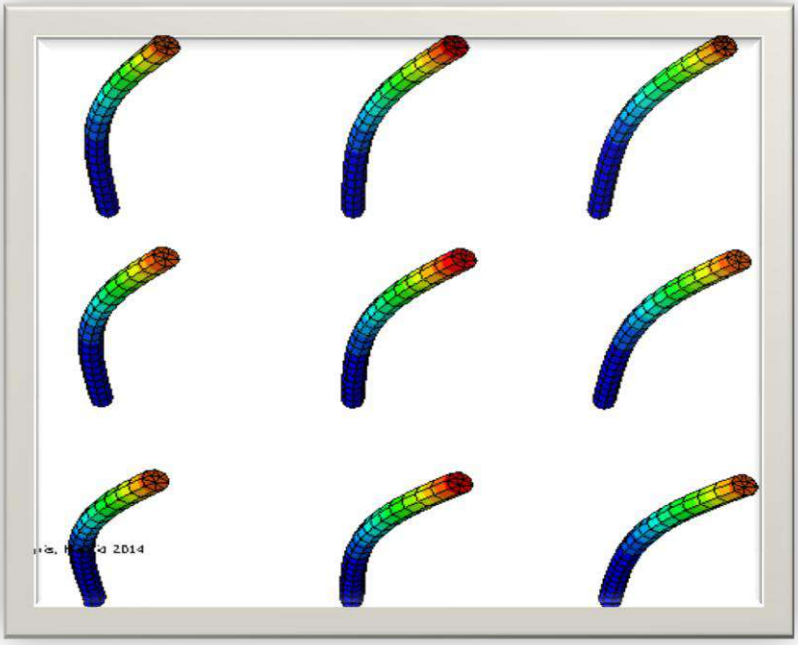
Tableau. IV.7. Valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=9d

	Pieu de coin	Pieu central	Pieu de coté
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	**1.26**	**1.49**	**1.26**

IV.4.1.6.Les déplacements latéraux du groupe des Pieux (3x3) avec l'espacement S=11D en milieu élastique :



(a)



(b)

Figure 4.36. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des pieux à s=11d

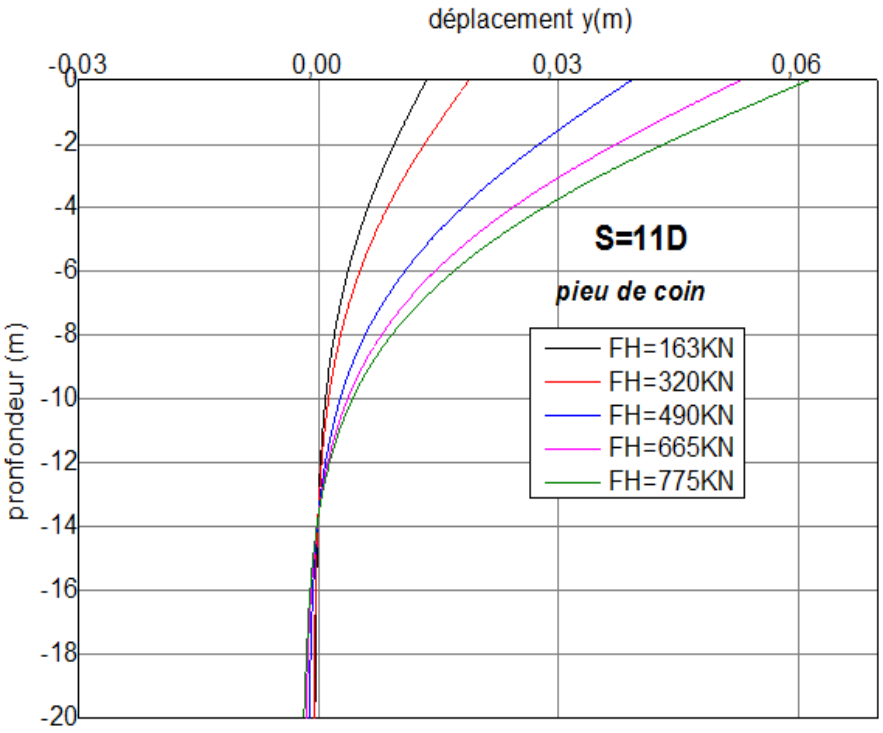


Figure 4.37. Les déplacements de pieu de coin à s=11d

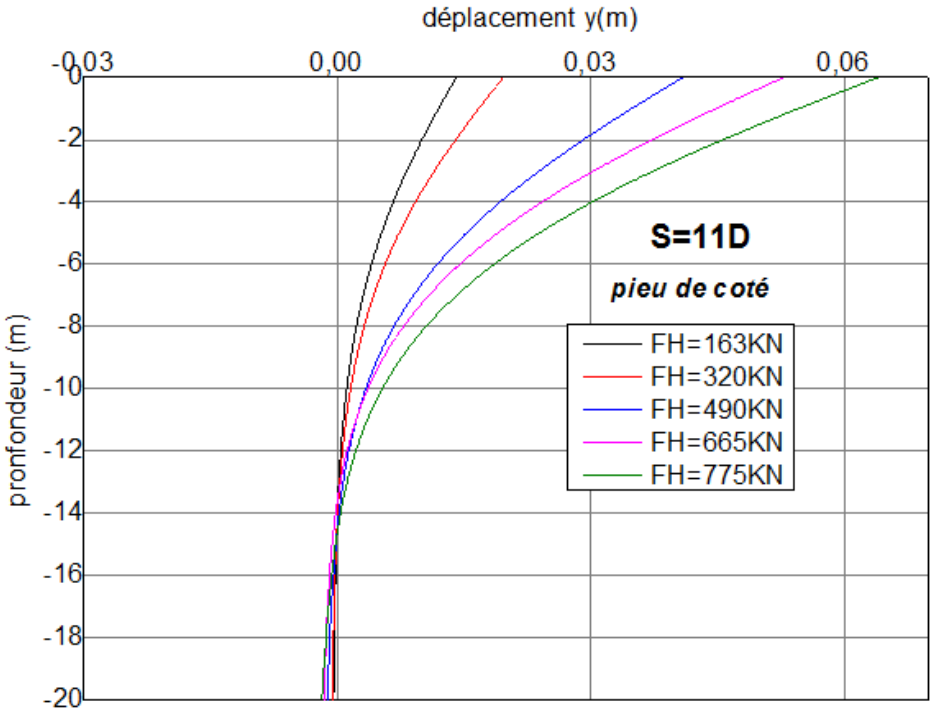


Figure 4.38.les déplacements de pieu de coté à s=11d

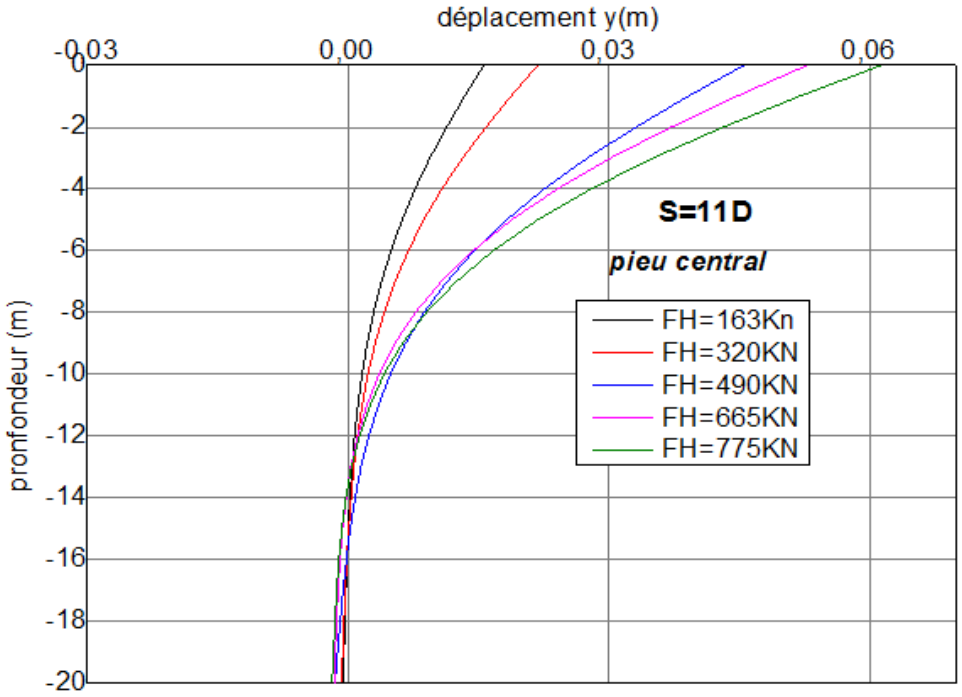


Figure 4.39.les déplacements de pieu central à s=11d

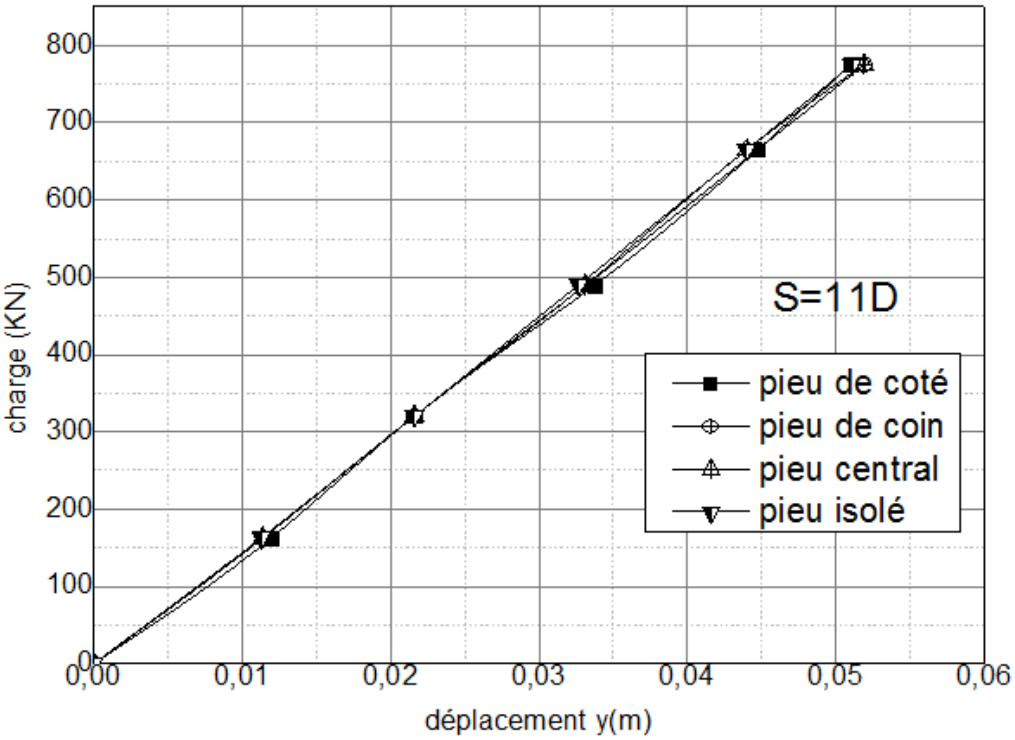


Figure 4.40. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=11d)

Tableau. IV.8. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=11d

	Pieu de coin	*Pieu central*	*Pieu de coté*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	***1***	***1***	***1***

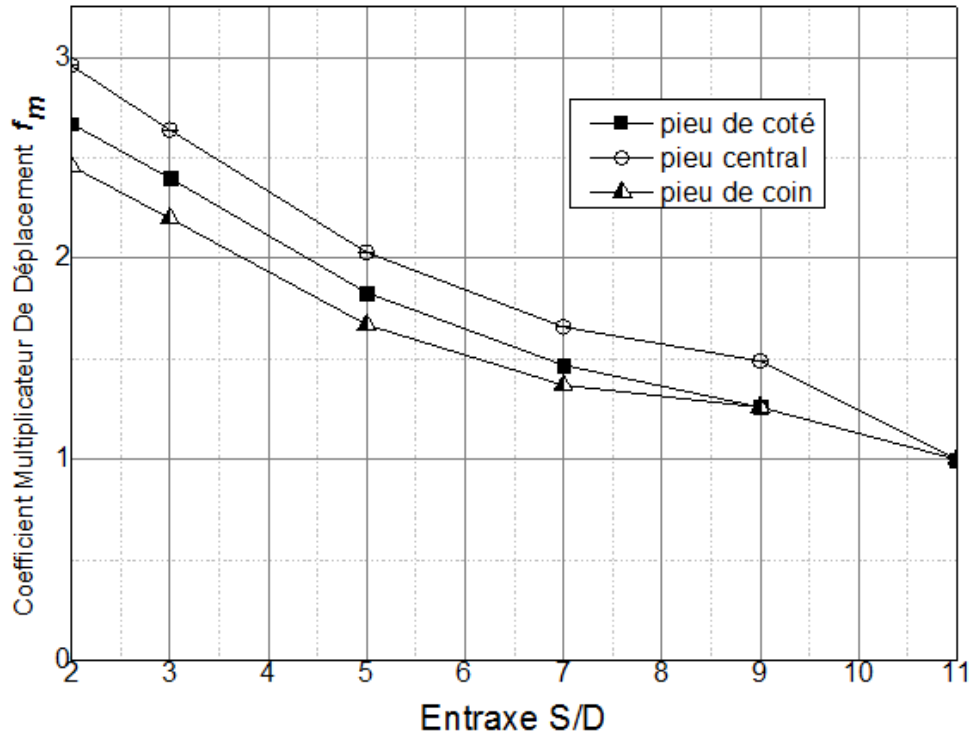


Figure 4.41. Valeurs de coefficient multiplicateur de déplacement f_m en fonction de S/D

IV.4.1.7.Conclusion :

L'influence de l'espacement :

L'analyse des déplacements relatifs aux pieux montre une influence plus marquée de l'espacement entre les pieux sur leur comportement sous charge latérale. Les (figures 4 (15-39)) illustrent l'influence de l'espacement sur les déplacements des pieux du groupe. D'abord, on peut constater que le déplacement nul des groupes pieux d'une part, et, d'autre part de celle du pieu isolé, n'est pas situé à la même profondeur (0,50 L pour le pieu isolé et 0.35L pour le pieu de groupe dans le cas d'un espacement inférieur à 7B).Cette influence se manifeste d'abord sur la différence des déplacements des têtes de pieux sous l'effet, de même charge horizontal, pour les faibles espacements on constate que le pieu central déplacé plus que le pieu de coin et le pieu de coté. Deux remarques importantes peuvent être faites à partir de ces figures. D'abord, on observe une forte interaction entre le pieu central et le pieux de coin et de cote pour les faibles espacements (S/B=2 et S/B=3).

Cette interaction se traduit par une réduction des pressions sur le pieu central par rapport au les deux pieux, d'autant plus forte que la distance entre les pieux diminue. On note d'autre part que l'influence de l'espacement sur le déplacement maximum au niveau de tête de pieu. En effet, le déplacement maximum sur le pieu central à des espacements de 2B et 3B est environ 1.2 fois supérieur à celui du pieu de coin et de cote. Mais elle est la même sur les deux pieux pour S=9B comme le montrent les exemples de la (figures 4.40).

Pour le pieu central, coin et de cote, f_m=1 à partir d'un espacement de 11B, et l'effet de groupe est négligeable à partir d'un espacement entre 7 et 9B.

IV.4.2.Groupe des pieux (1x2) :

Les figures 4 (41-62) montrent la comparaison de comportement de charge latéral-déplacement latéral de pieu avant et le comportement de charge latéral-déplacement latéral du pieu arrière (espacement s= 2D,s=3D,s=5D,s=7D,s=9D,s=11D) sous la même charge, et les paramètres introduits pour le calcul sont donc inchangé.

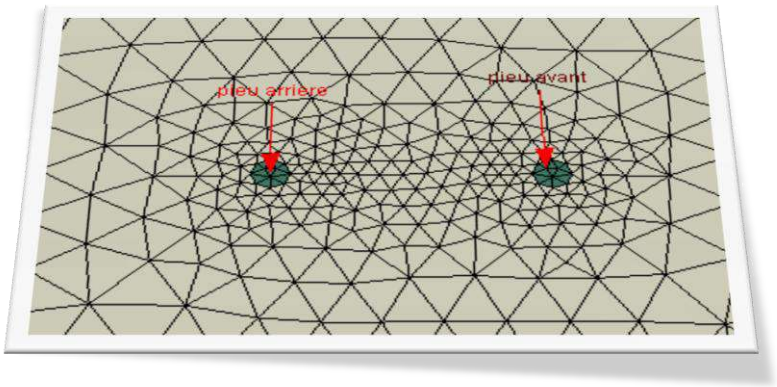


Figure 4.42. Vue en plan des groupes des pieux

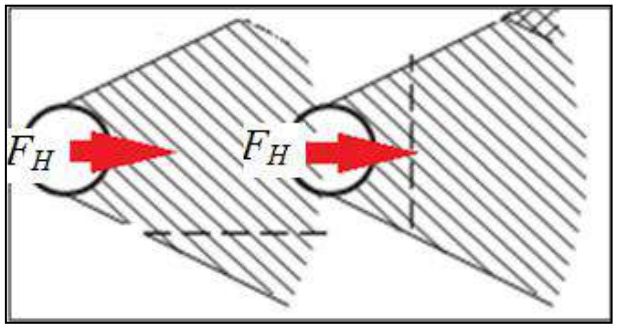
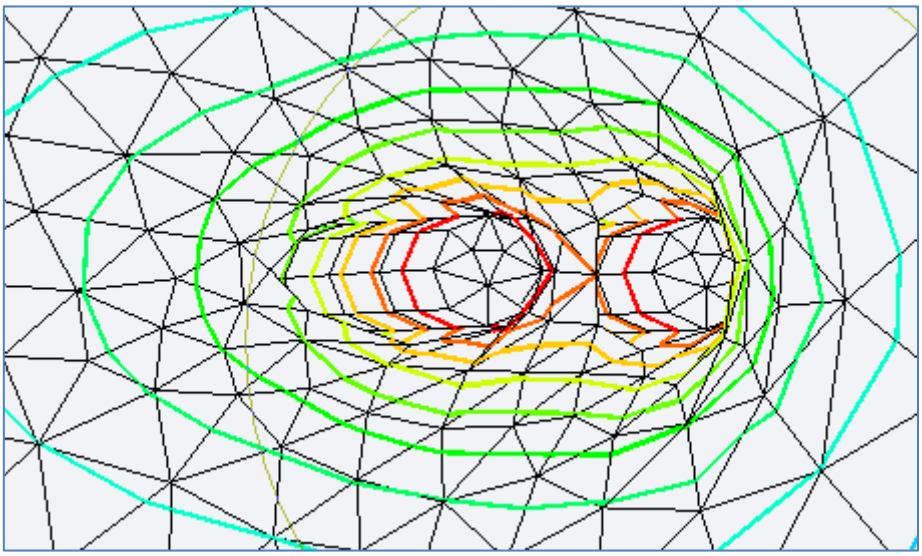
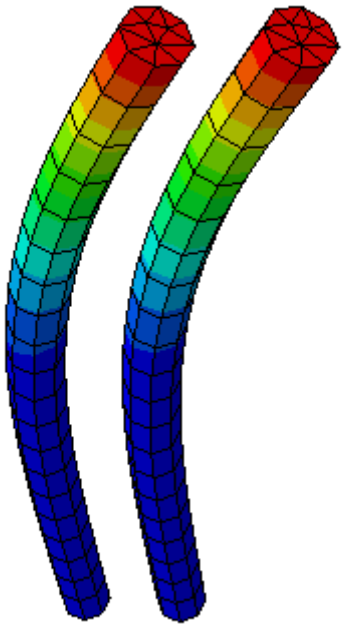


Figure 4.43. Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux (1x2) chargés latéralement.

IV.4.2.1.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=2D en milieu élastique :



(a)



(b)

Figure 4.44. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=2d

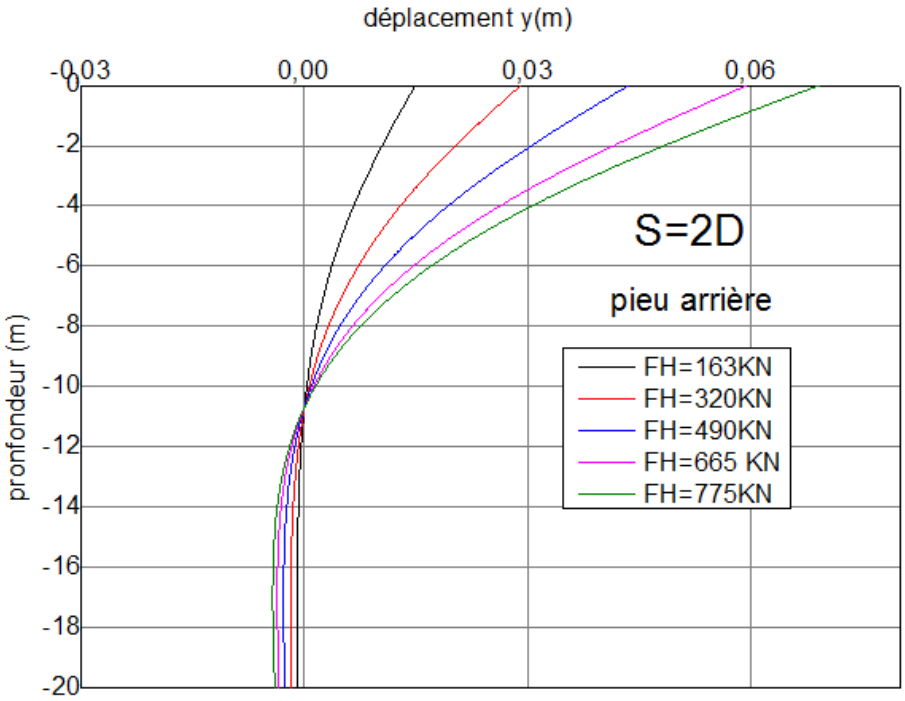


Figure 4.45. Les déplacements de pieu arrière à s=2d

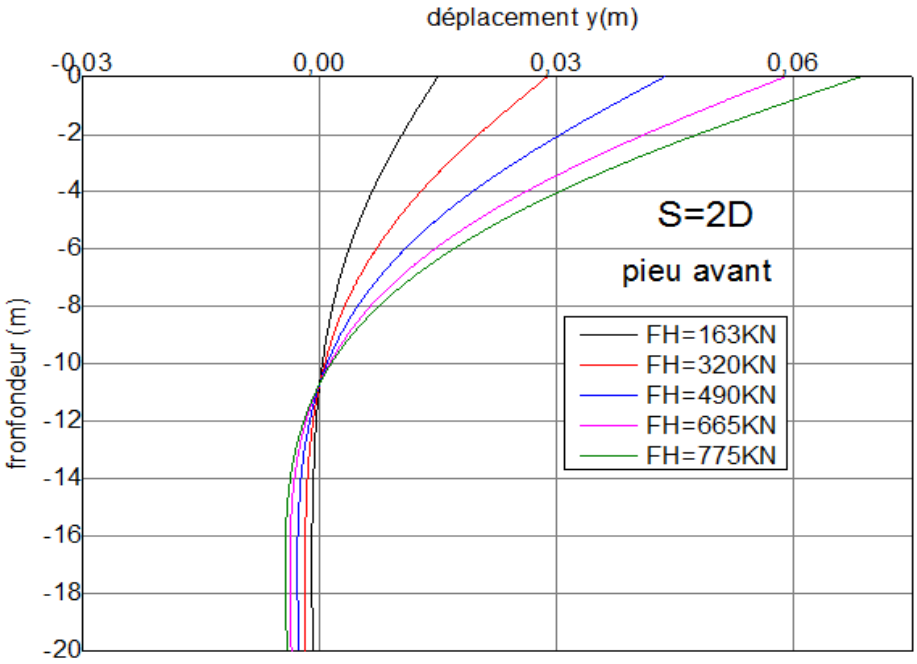


Figure 4.46. Les déplacements de pieu avant à s=2d

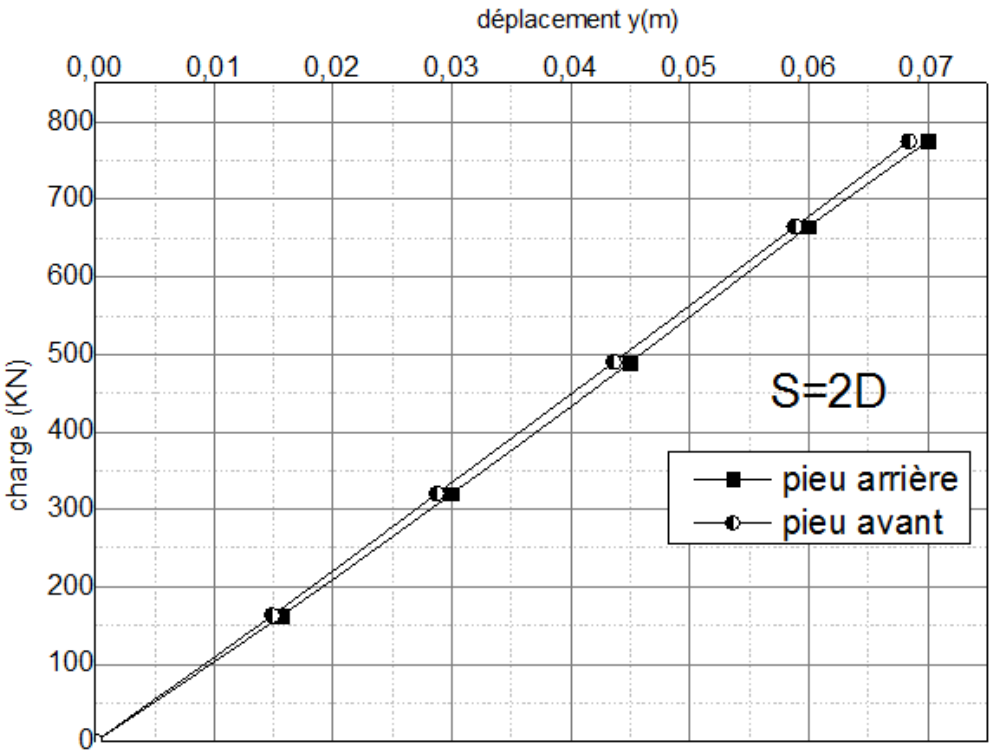
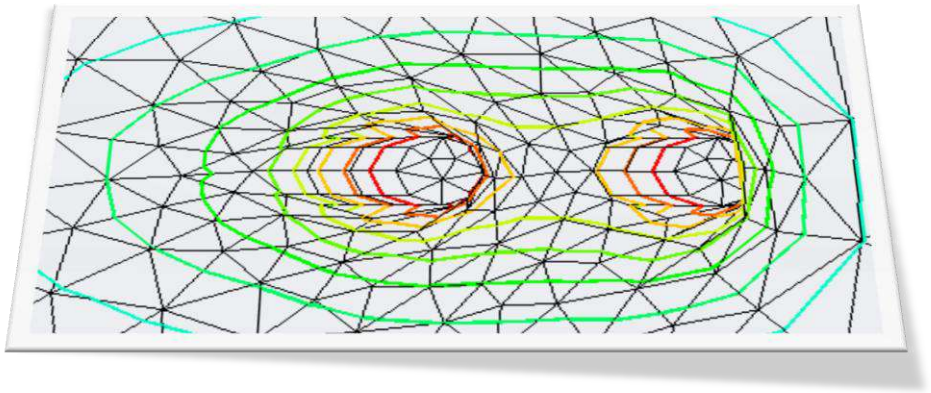


Figure 4.47.Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=2d)

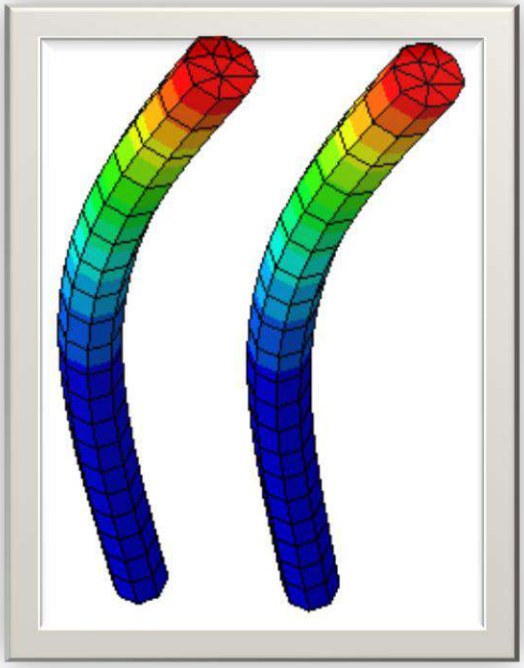
Tableau. IV.9. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=2d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	1,31	1,38

IV.4.2.2.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=3D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.48. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=3d

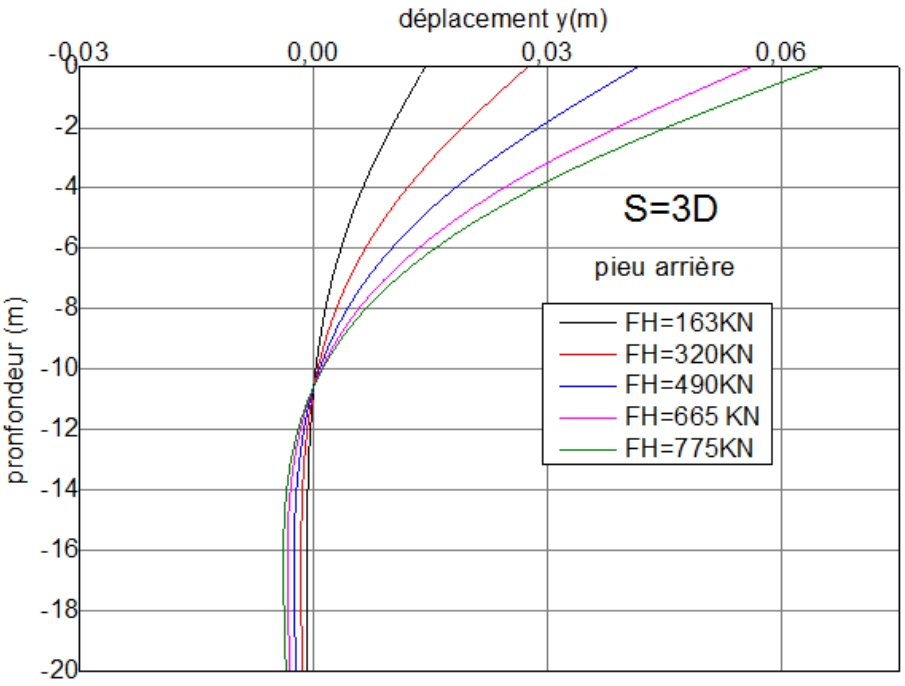


Figure 4.49. Les déplacements de pieu arrière à s=3d

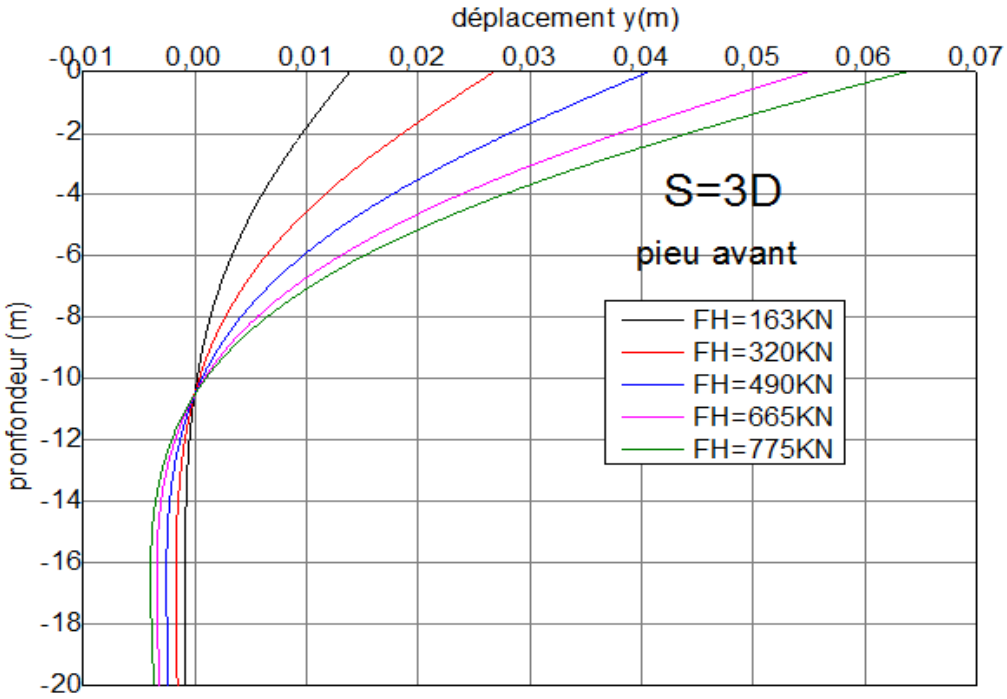


Figure 4.50. Les déplacements de pieu avant à s=3d

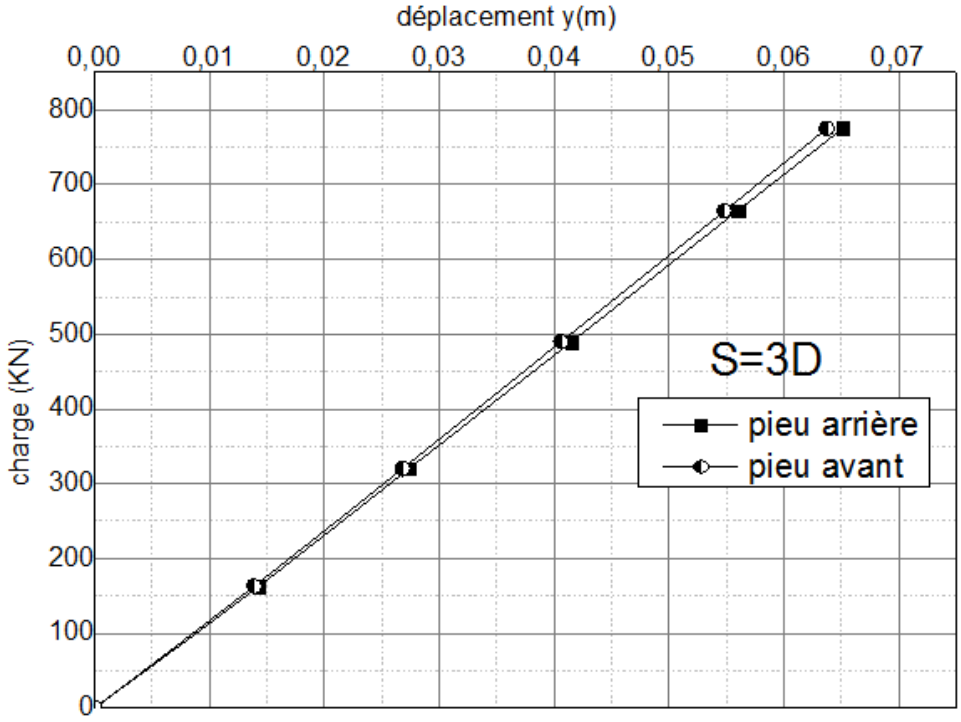
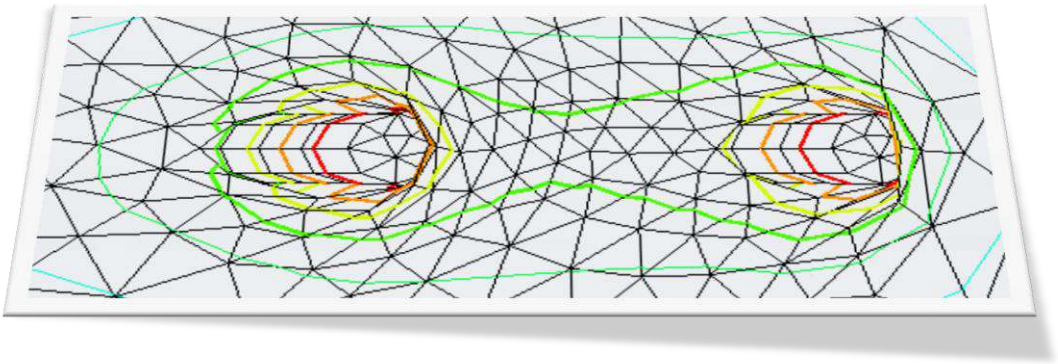


Figure 4.51.Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=3d)

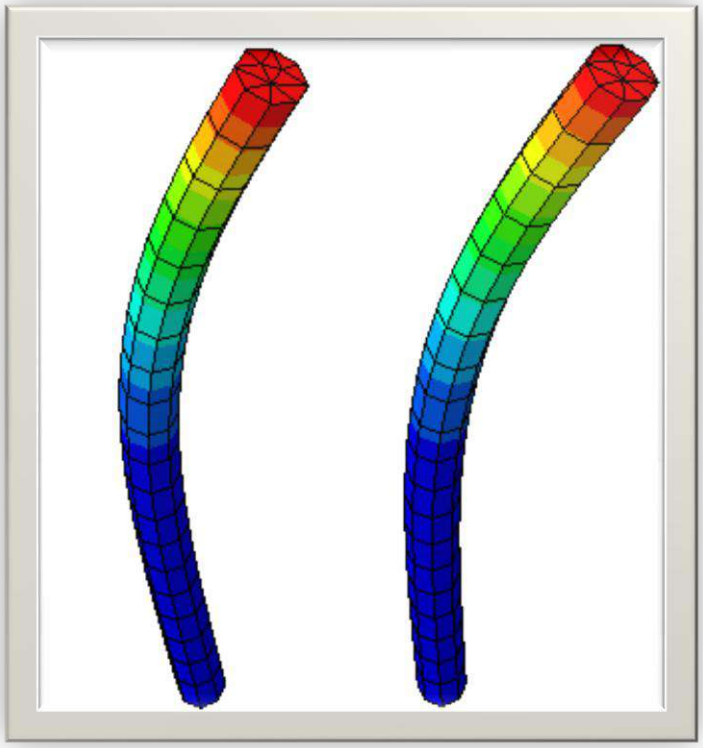
Tableau. IV.10. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=3d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	1,23	1,26

IV.4.2.3.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=5D en milieu élastique



(a)



(b)

Figure 4.52. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=5d

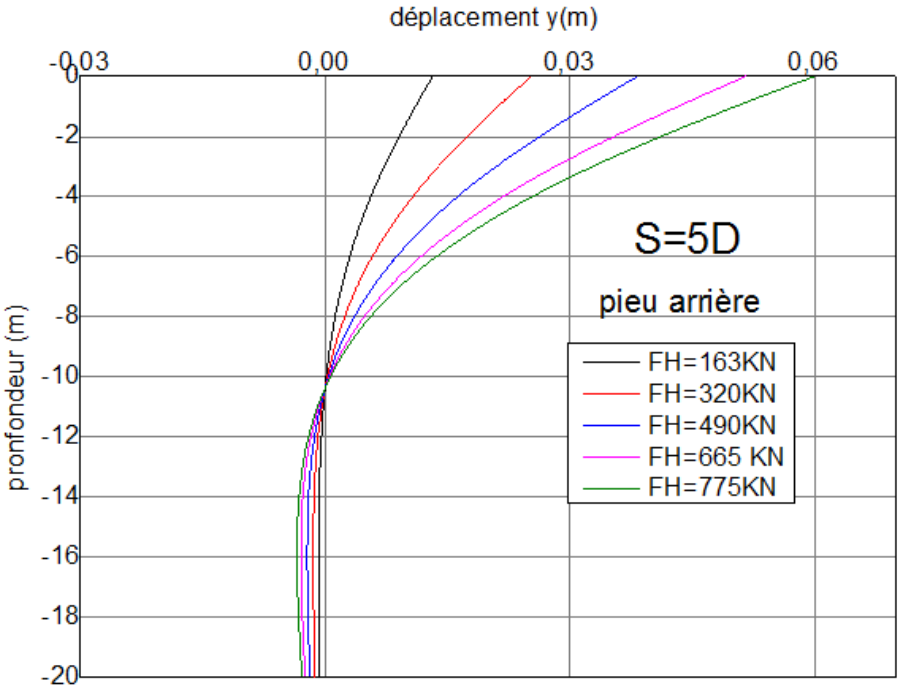


Figure 4.53.les déplacements de pieu arrière à s=5d

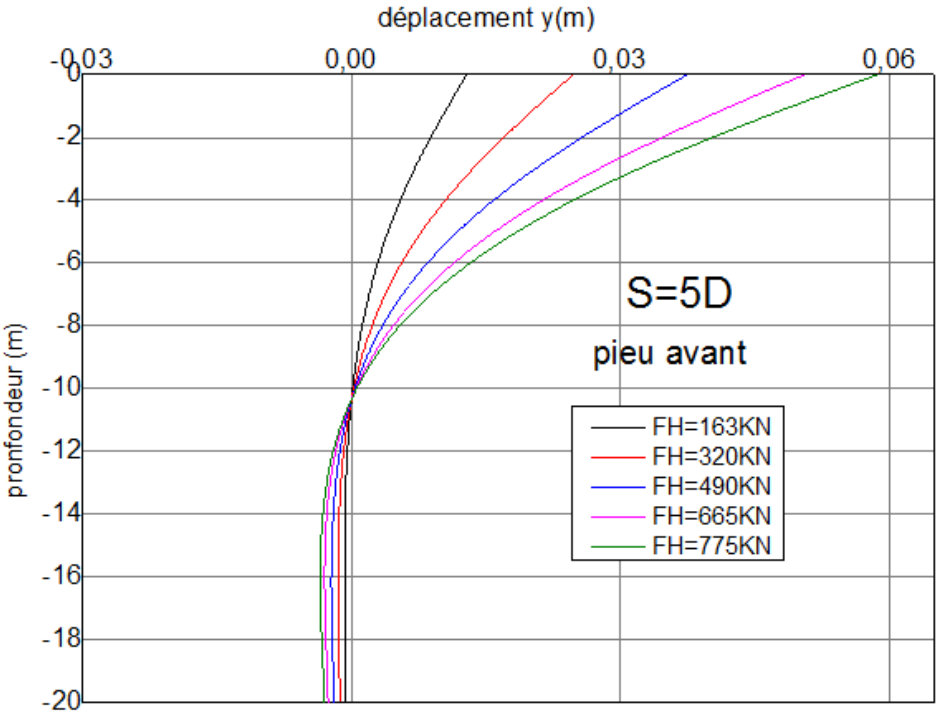


Figure 4.54.les déplacements de pieu avant à s=5d

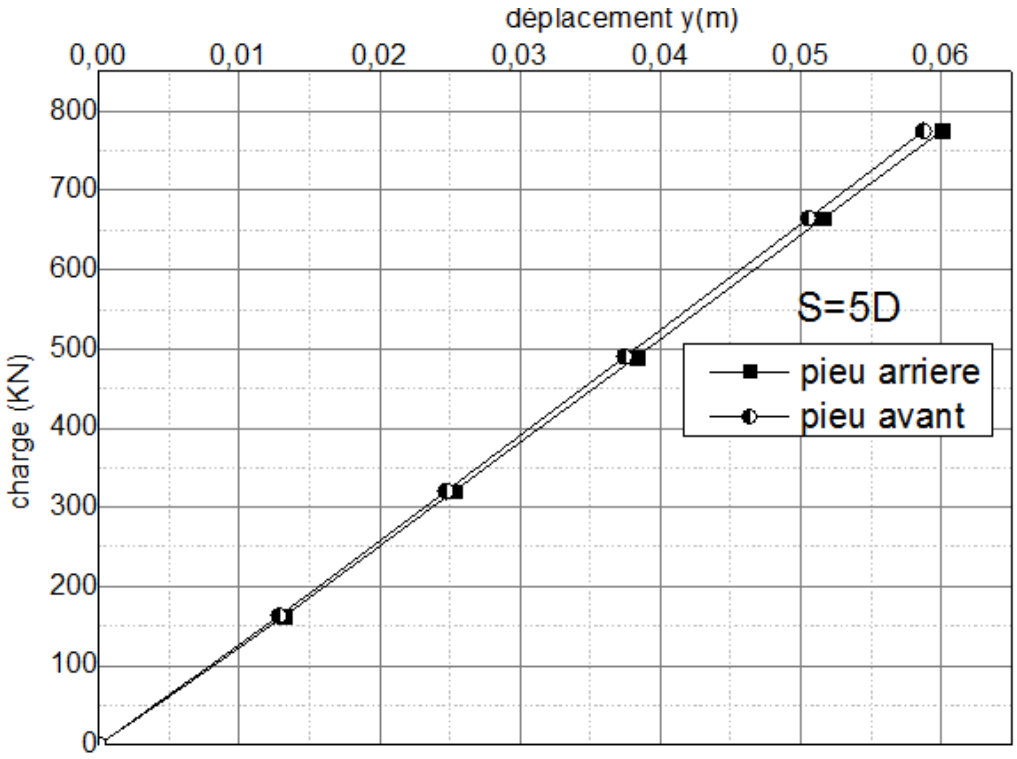
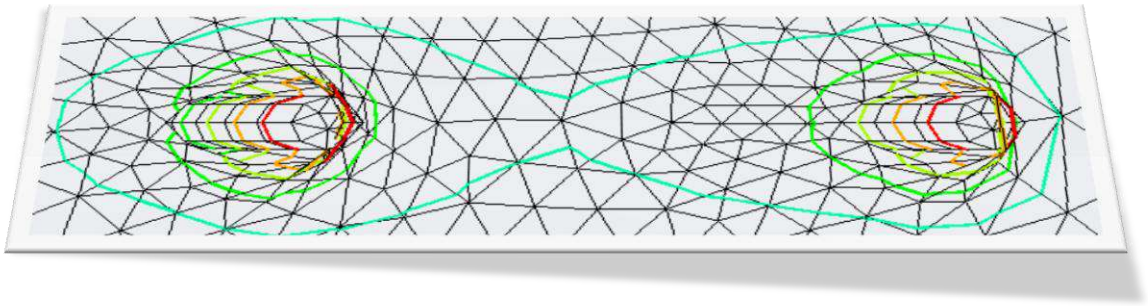


Figure 4.55. Influence de l'espacement sur le déplacement en tête des pieux (s=5d)

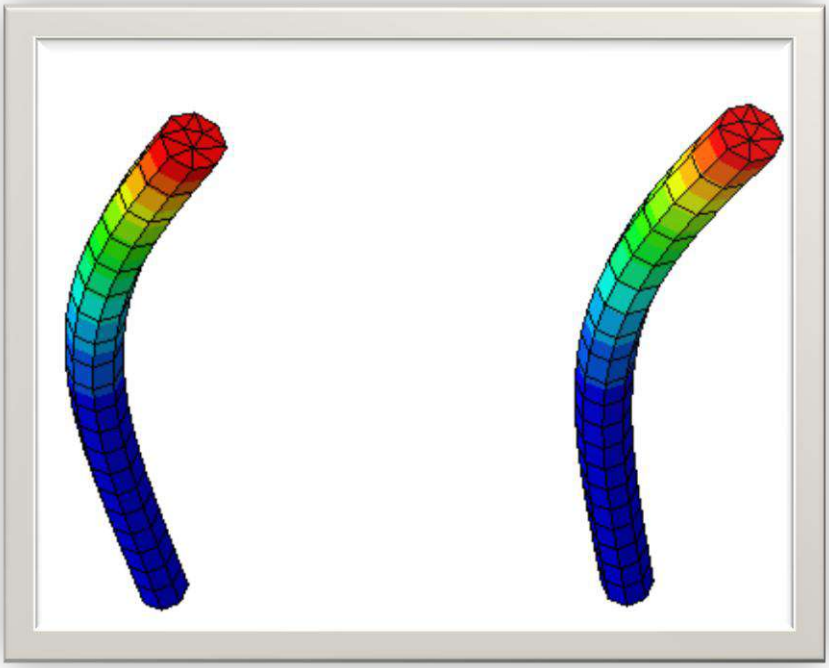
Tableau. IV.11. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=5d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	1,13	1,17

IV.4.2.4.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=7D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.56. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=7d

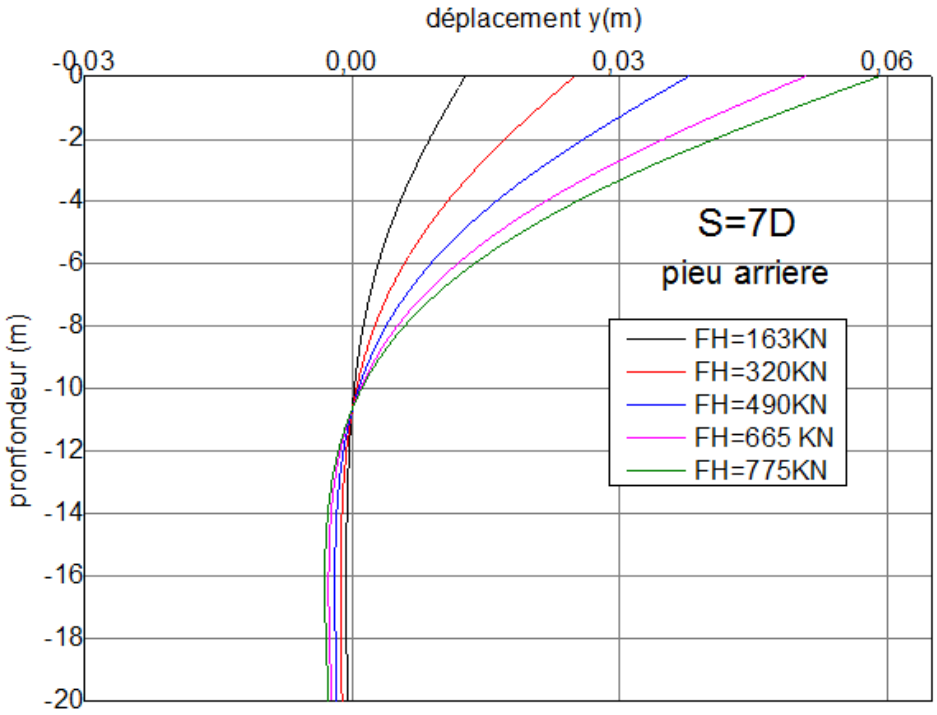


Figure 4.57. Les déplacements de pieu arrière à s=7d

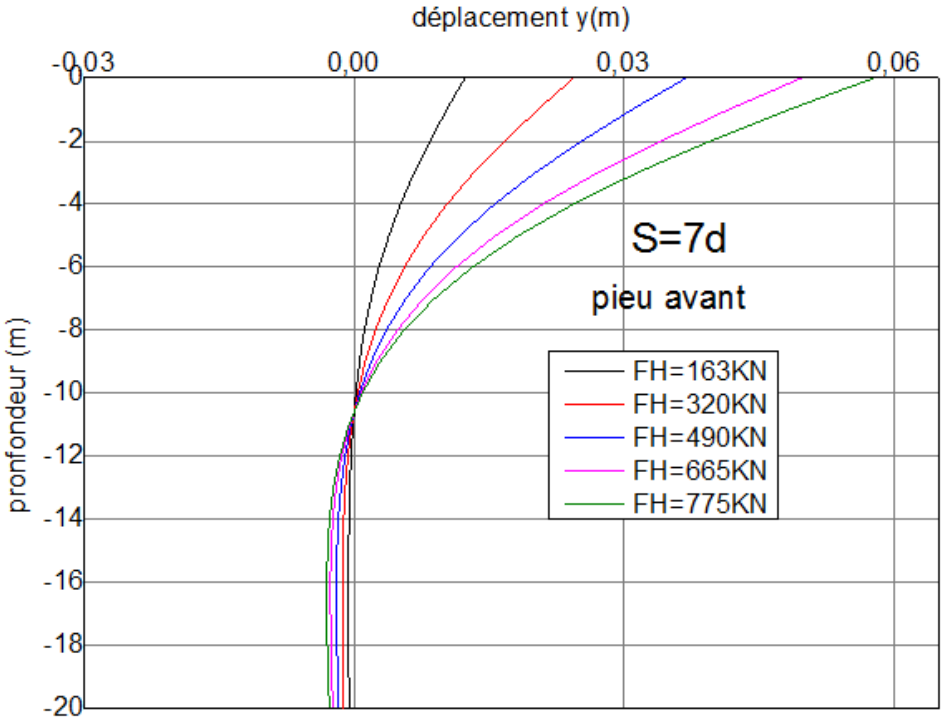


Figure 4.58.les déplacements de pieu avant à s=7d

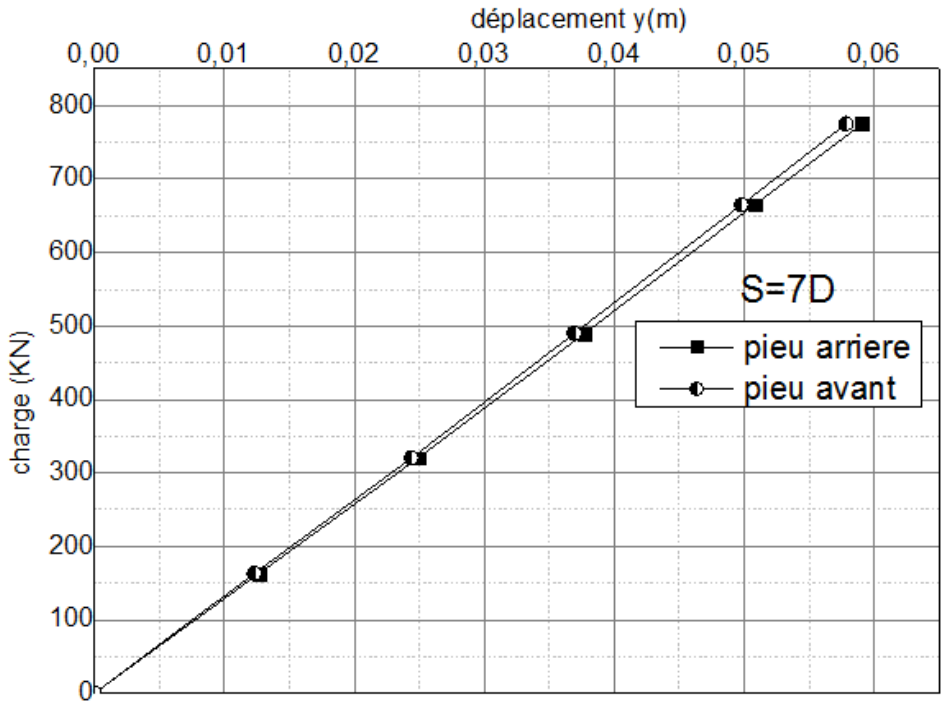
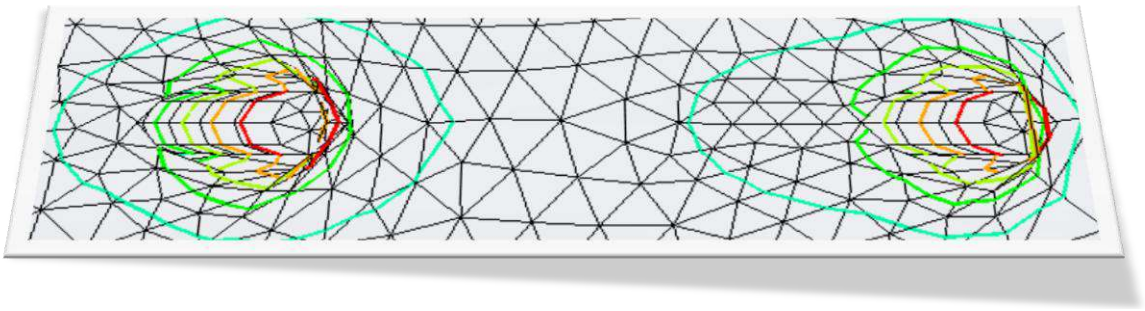


Figure 4.59.Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=7d)

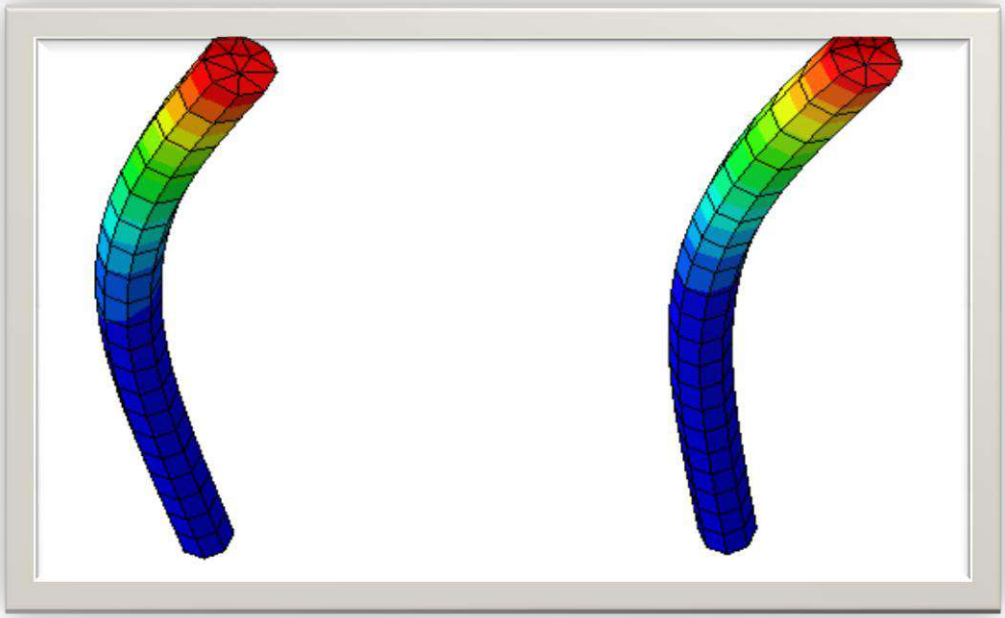
Tableau. IV.12. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=7d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	1,09	1,12

IV.4.2.5.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (1x2) avec l'espacement S=9D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.60. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=9d

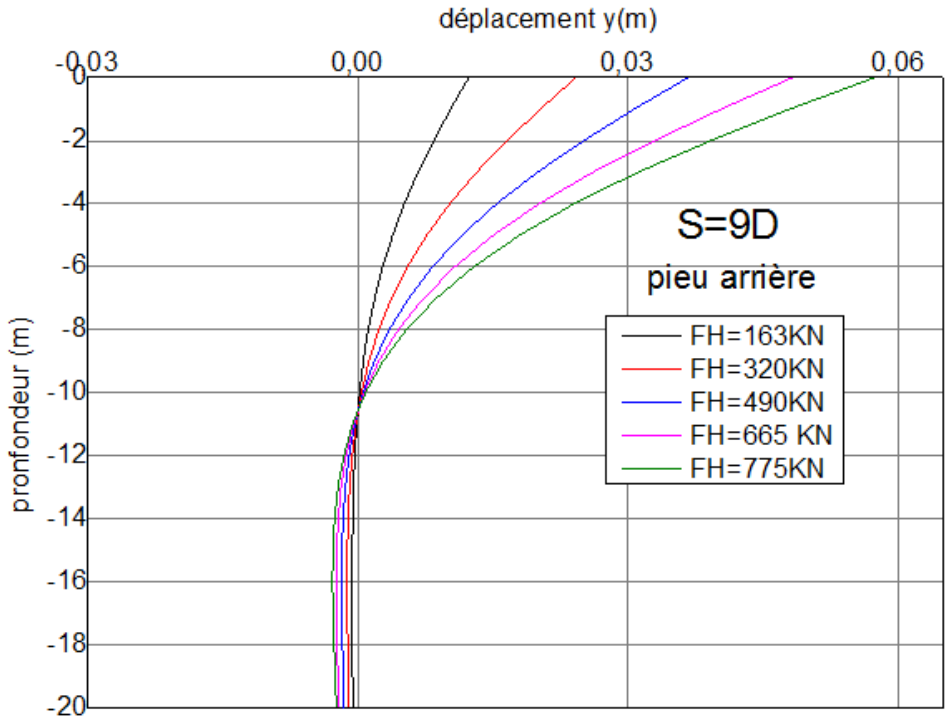


Figure 4.61. Les déplacements de pieu arrière à s=9d

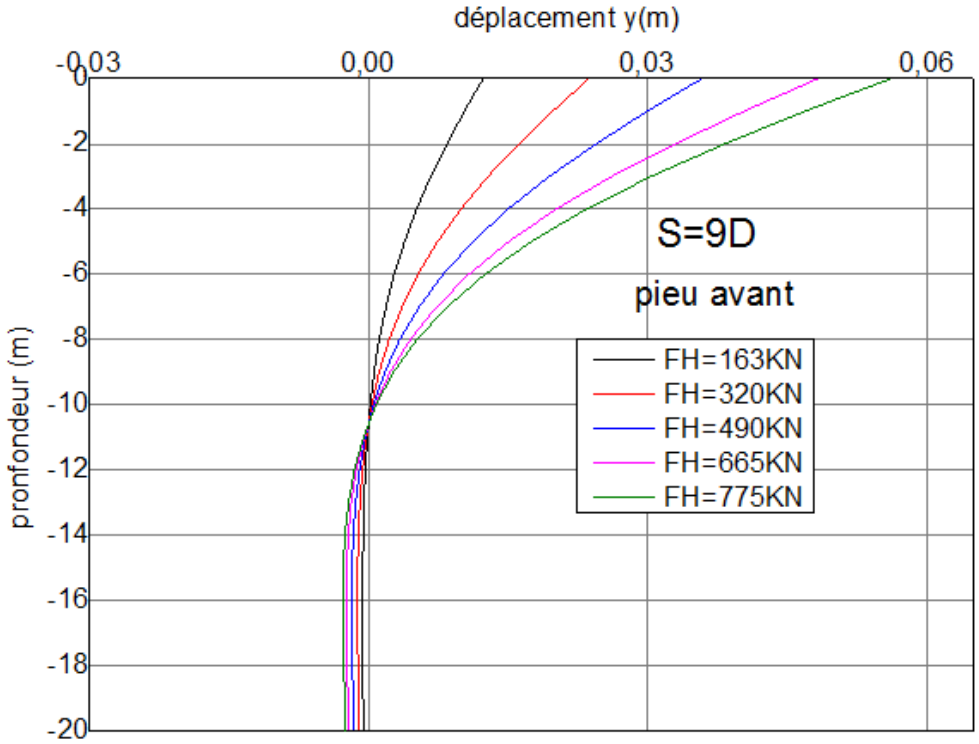


Figure 4.62. Les déplacements de pieu avant à s=9d

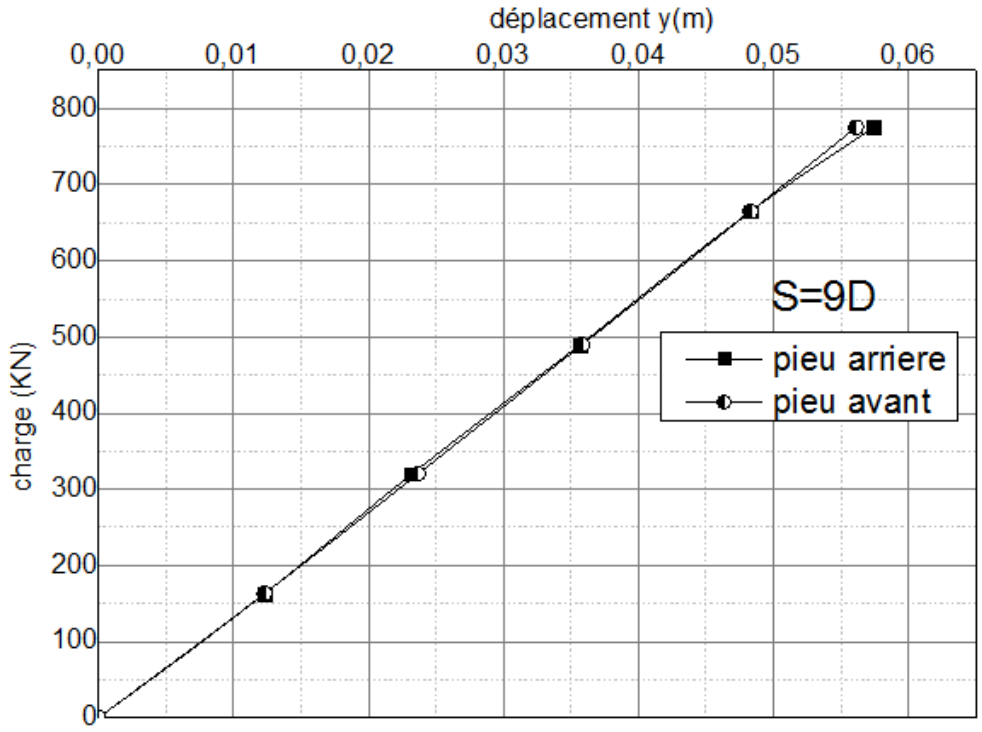


Figure 4.63. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=9d)

Tableau. IV.13. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=9d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	***1***	***1***

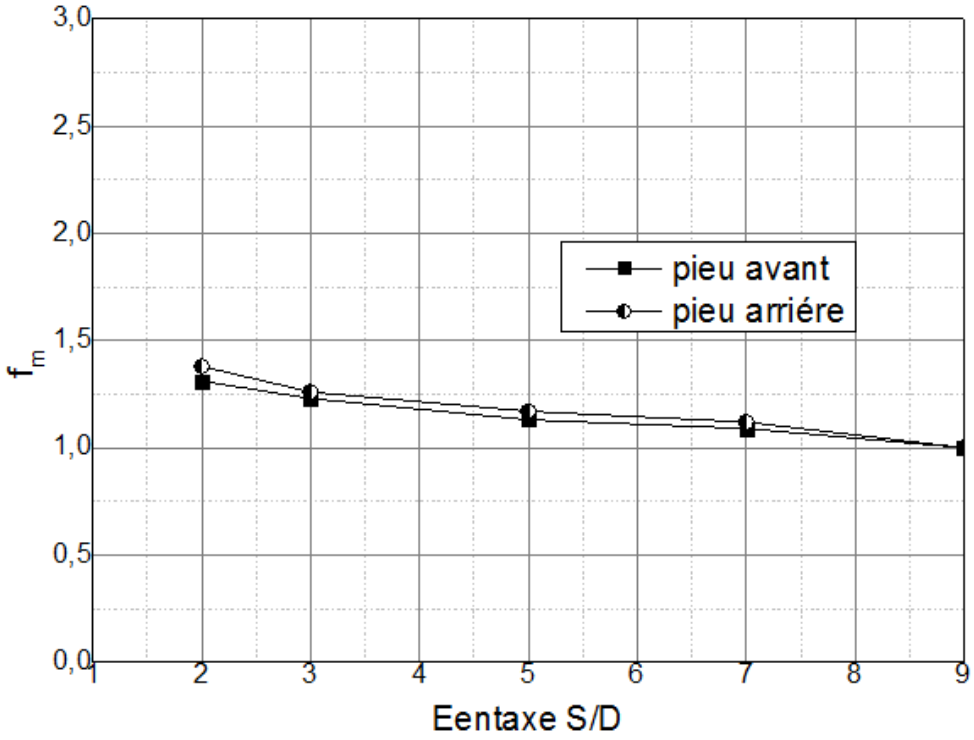


Figure 4.64. Valeurs de coefficient multiplicateur de déplacement f_m en fonction de S/D

IV.4.2.6.Conclusion :

Influence de l'espacement :

Apres la Comparaison des courbes (charge – déplacement) et (profondeur –déplacement) du pieu isolé et des pieux avants et arrières des couples pour différents espacements. on peut constater que la position du point de déplacements nuls des deux pieux avant et arrière d'une part, et, d'autre part de celle du pieu isolé, n'est pas situé à la même profondeur (0,50 L pour le pieu isolé et 0.35L pour le pieu avant dans le cas d'un espacement inférieur à 7D.

-les courbes (charge – déplacement) des pieux avant et arrière, pour les différents espacements étudiés ont déférence comportement qu'un pieu isolé et ceci quel que soit l'espacement relative entre les pieux. Ceci a été constaté pour les différentes profondeurs.

- Pour les faibles espacements (D<9) le pieu arrière étant déplacé plus que le pieu avant.

-Par ailleurs, l'analyse des résultats des modélisations a révélé que le pieu avant présentait pratiquement le même comportement que le pieu isolé et ce quel que soit l'espacement entre les pieux du groupe.

- Par contre, pour les pieux arrières et surtout pour les faibles espacements (S<4), un important déplacement par rapport au pieu isolé a été observée (de l'ordre de 30 % pour S=2). Cet effet disparaît dès que l'espacement dépasse 9B.

- Pour les pieux avant et arrière f_m=1 à partir d'un espacement de 9B, et l'effet de groupe est négligeable à partir d'un espacement entre 7 B.

IV.4.3.Groupe des pieux (2x2) :

Le matériau constituant est modélisé comme précédemment par une loi de comportement de type élastique linéaire isotrope, et les paramètres introduits pour le calcul sont donc inchangés. Les figures 4 (64-81) illustrent les comparaisons des réponses charge-déplacement latéral pour des groupes (2x2) avec différents entraxes (2D, 3D, 5D et 7D avec D étant le diamètre du pieu).

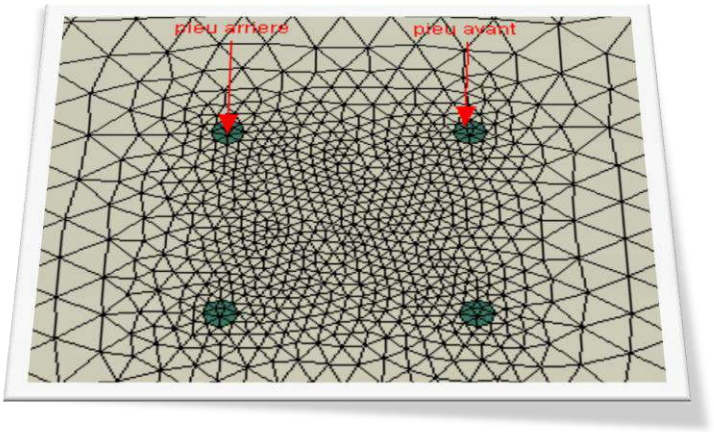


Figure 4.65. Vue en plan des groupes des pieux

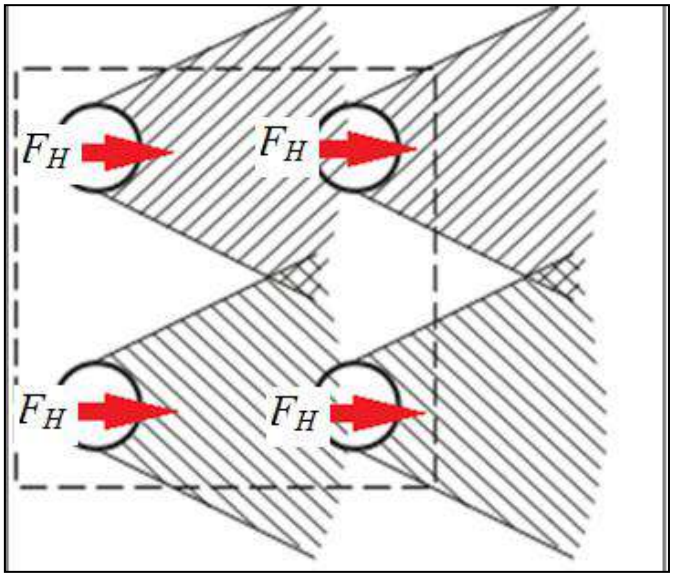
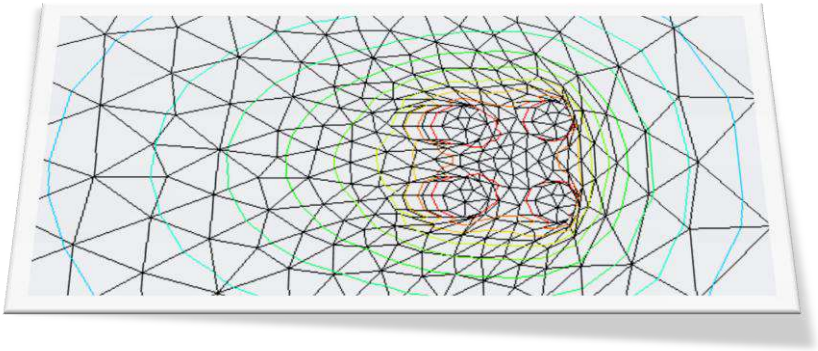
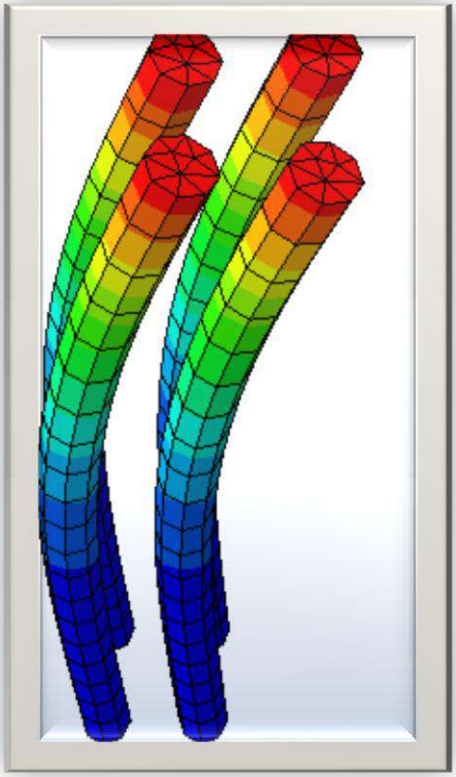


Figure 4.66. Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux (1x2) chargés latéralement.

IV.4.3.1.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=2D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.67. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de quatre pieux à s=2d

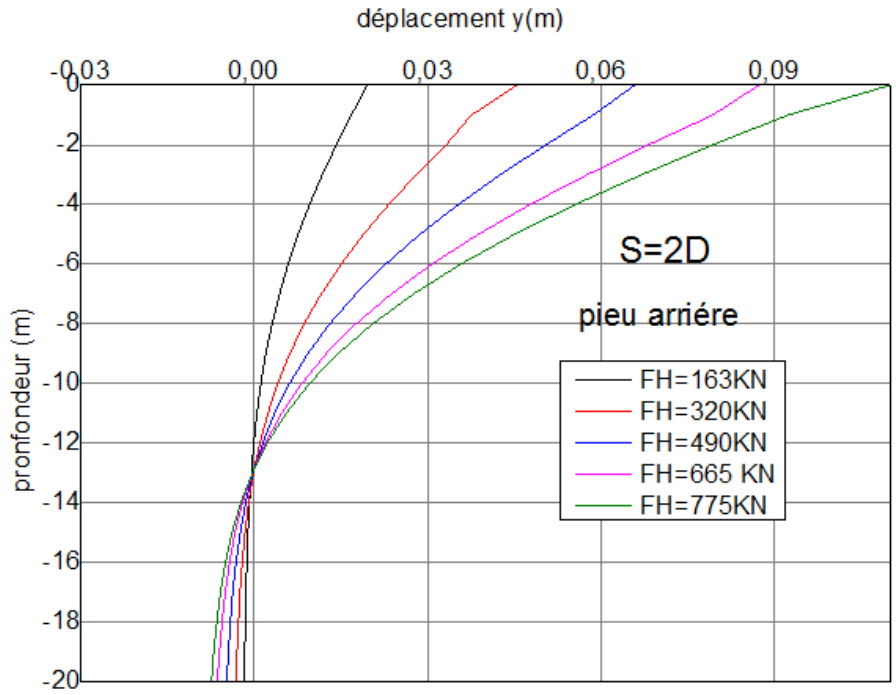


Figure 4.68. Les déplacements de pieu arrière à s=2d

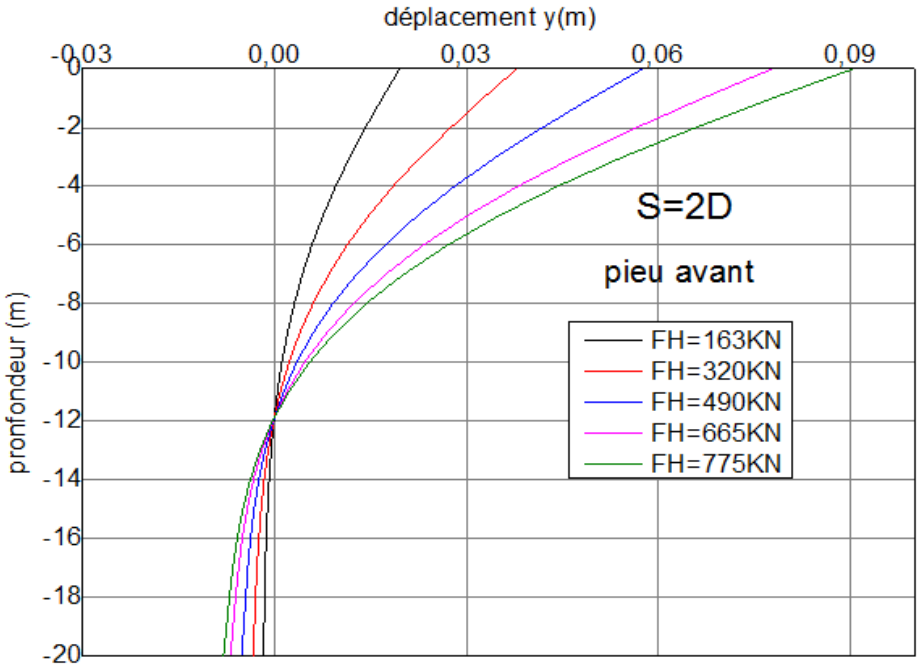


Figure 4.69. Les déplacements de pieu avant à s=2d

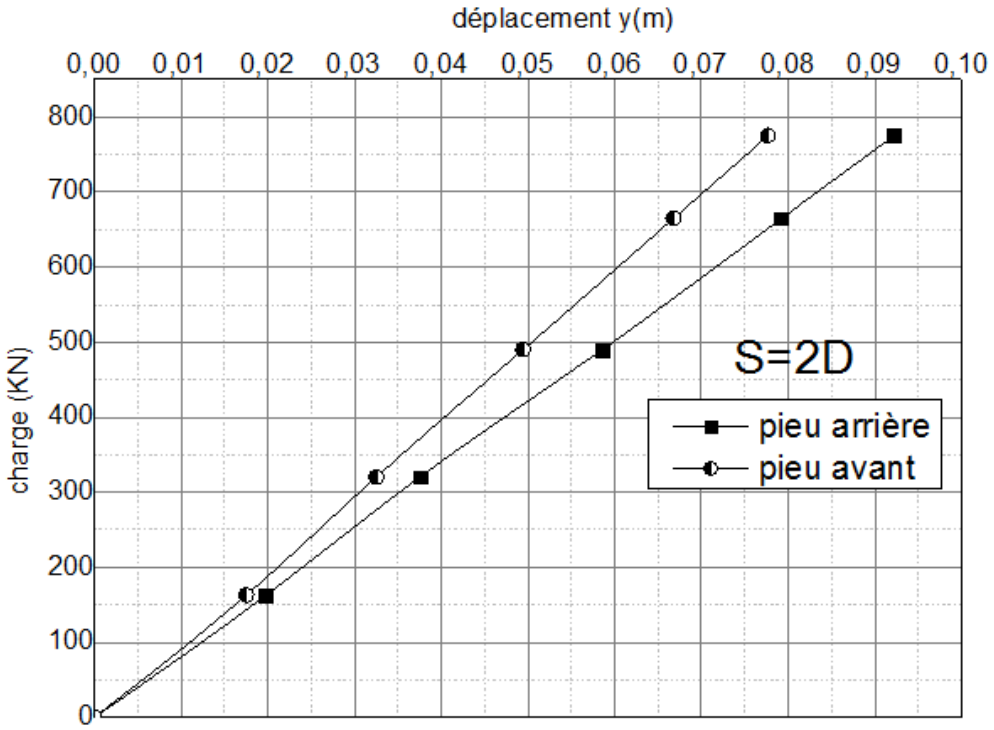
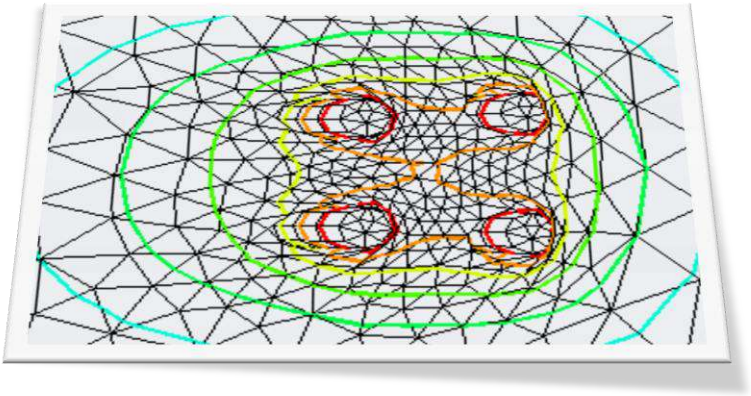


Figure 4.70. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=2d)

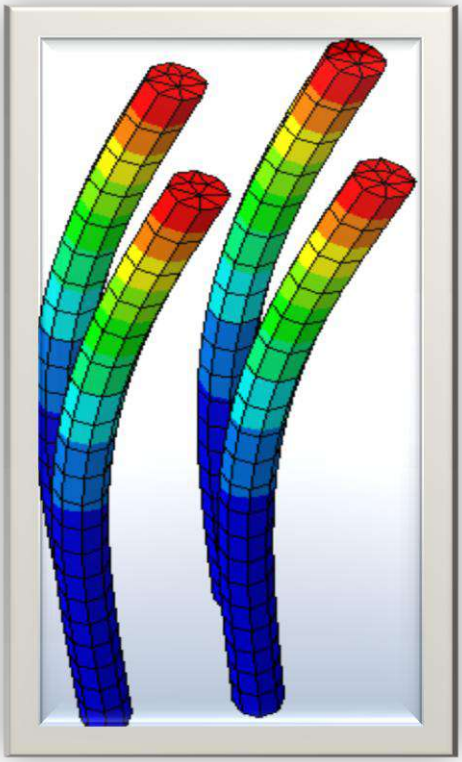
Tableau. IV.14. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=2d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	***1.54***	***1.74***

IV.4.3.2.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=3D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4 .71. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de quatre pieux à s=3d

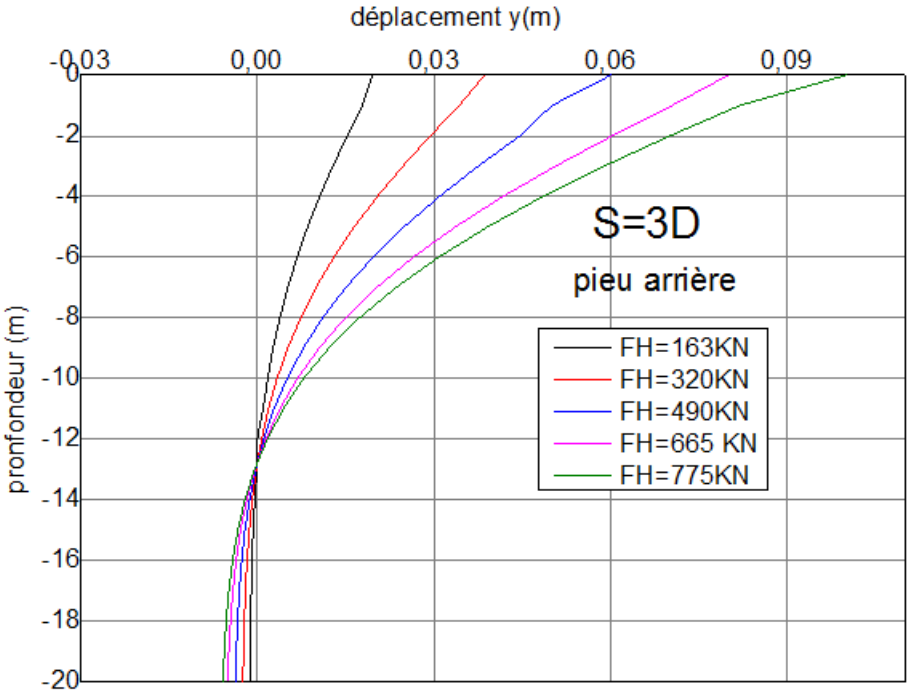


Figure 4.72. Les déplacements de pieu arrière à s=3d

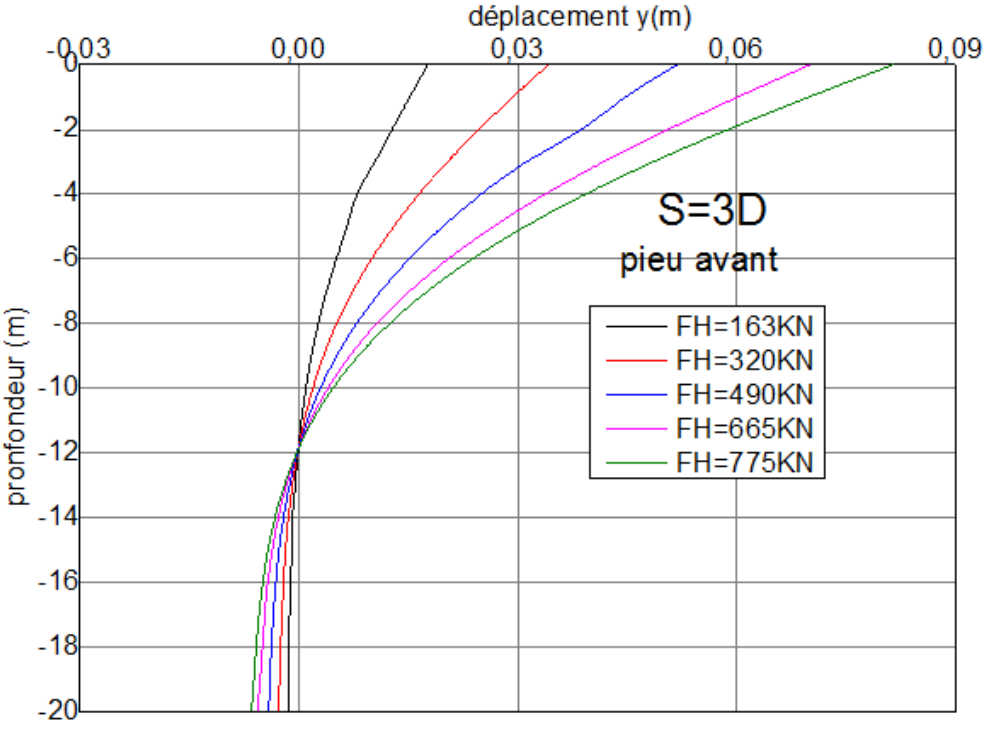


Figure 4.73. Les déplacements de pieu avant à s=3d

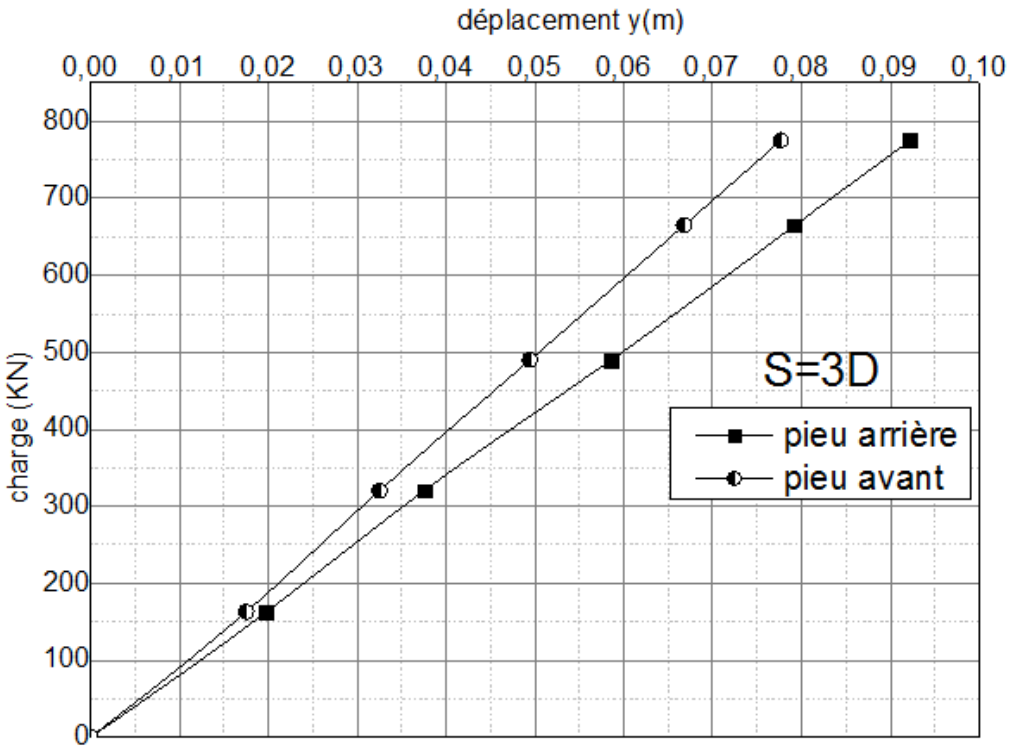
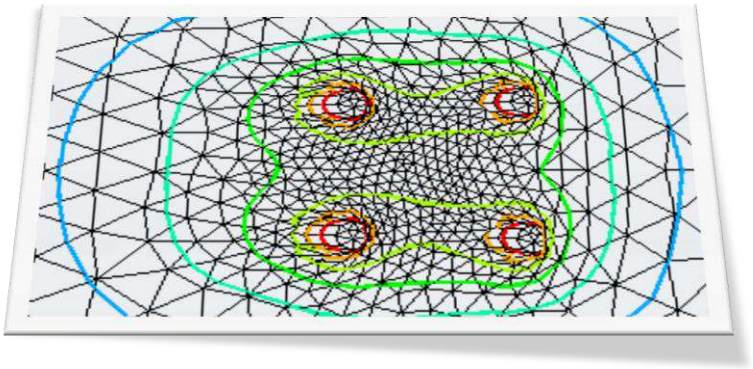


Figure 4.74. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=3d)

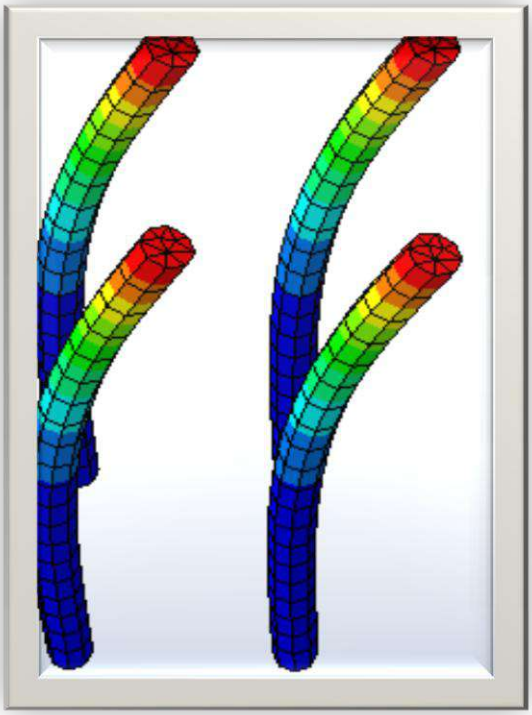
Tableau. IV.15. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=3d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	***1.5***	***1.6***

IV.4.3.3.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=5D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.75. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des quatre pieux à s=5d

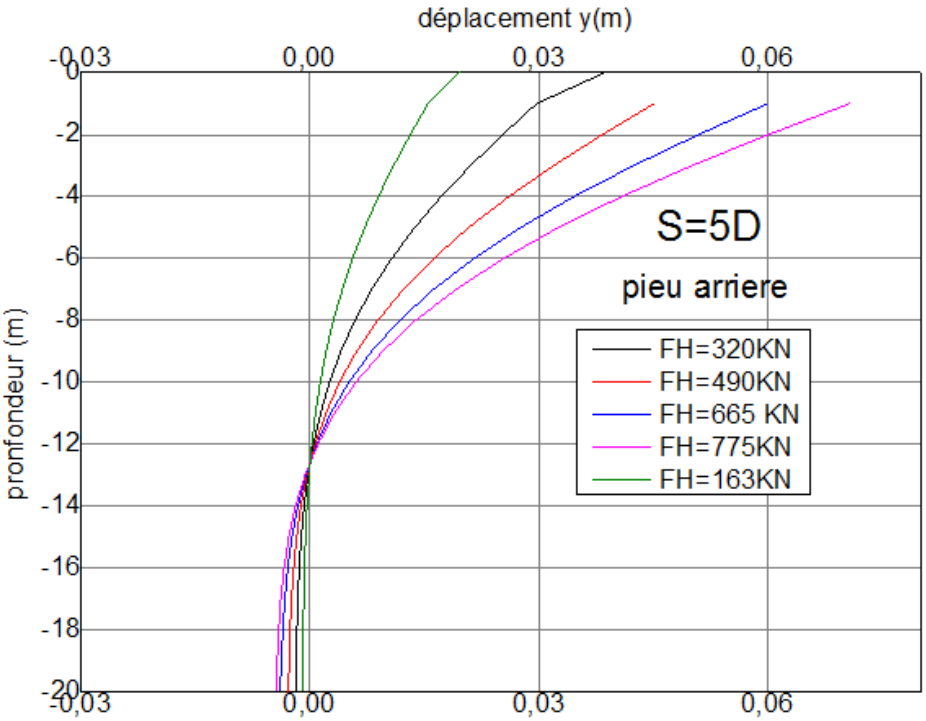


Figure 4.76.les déplacements de pieu arrière à s=5d

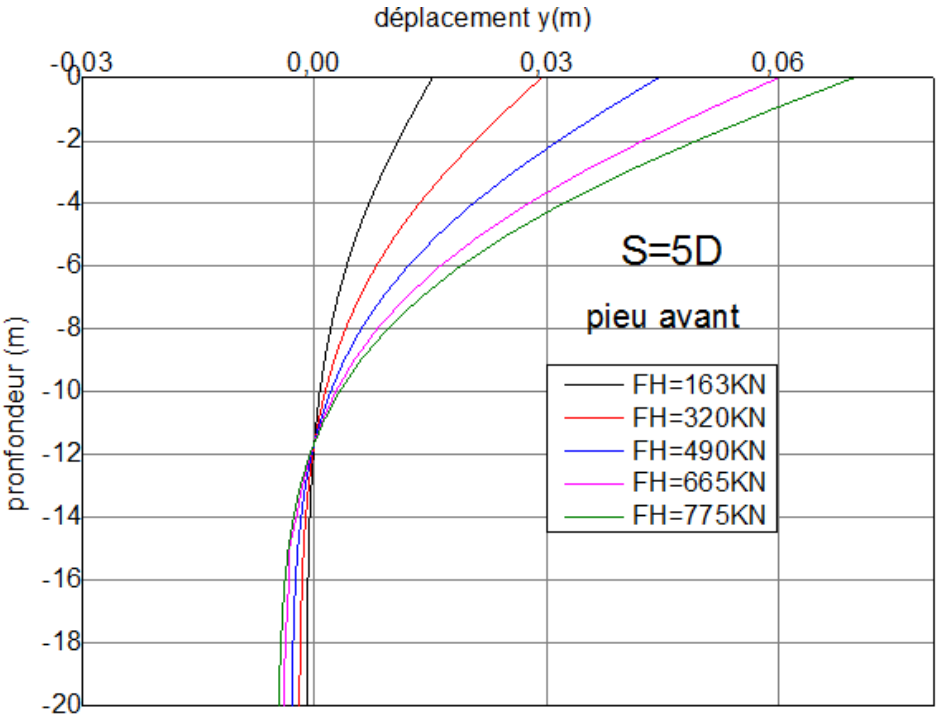


Figure 4.77. Les déplacements de pieu avant à s=5d

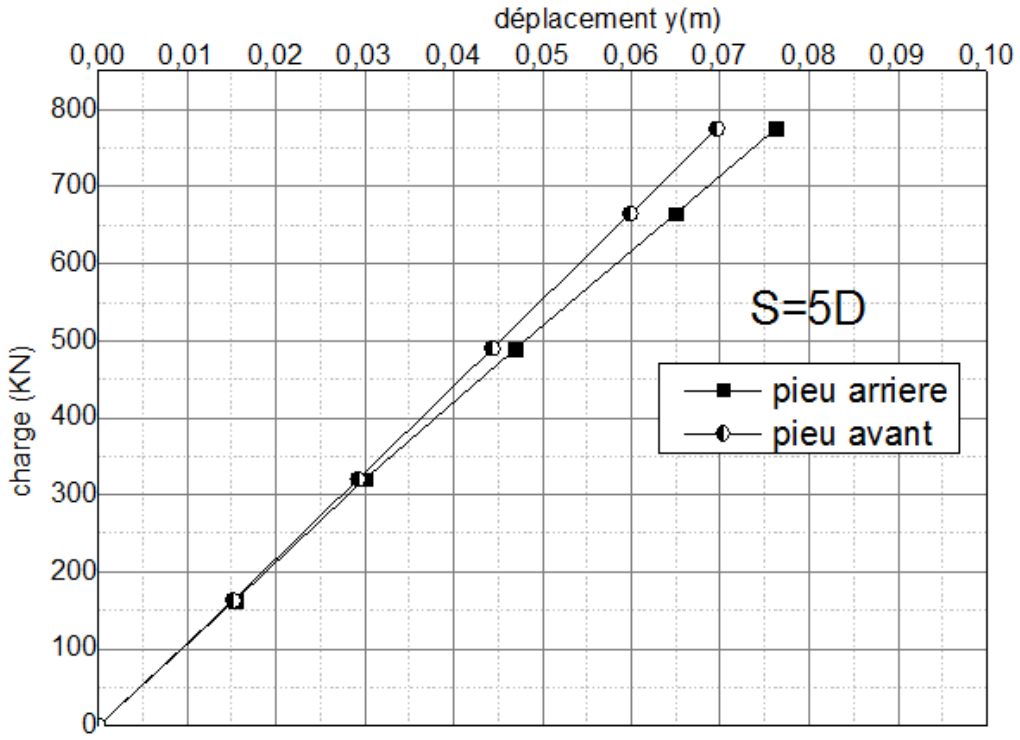
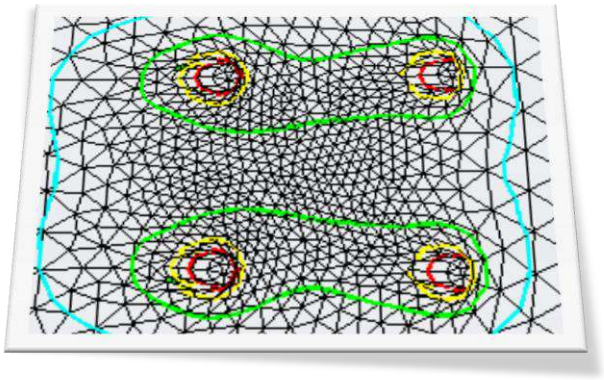


Figure 4.78. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=5d)

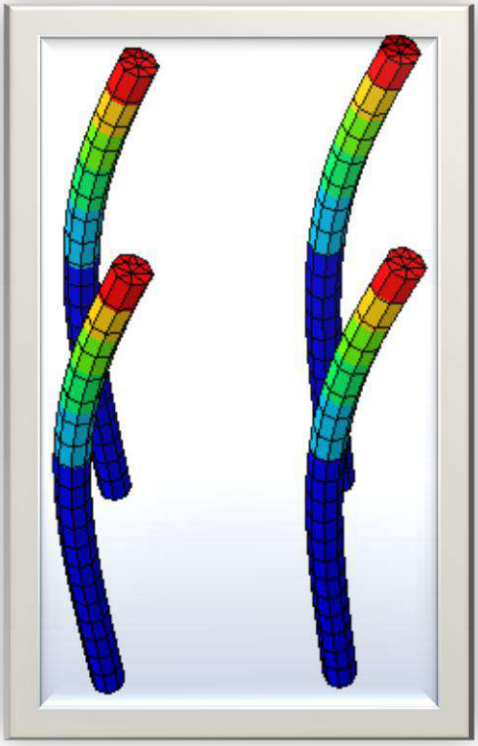
Tableau. IV.16. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=5d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	***1.34***	***1.39***

IV.4.3.4.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=7D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.79. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des quatre pieux à s=7d

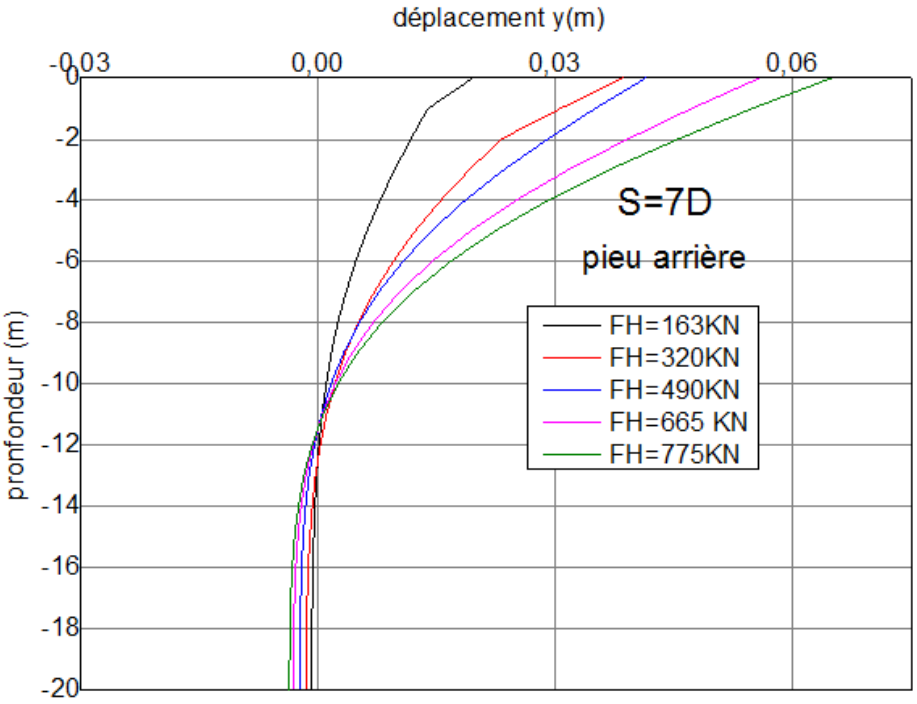


Figure 4.80. Les déplacements de pieu arrière à s=7d

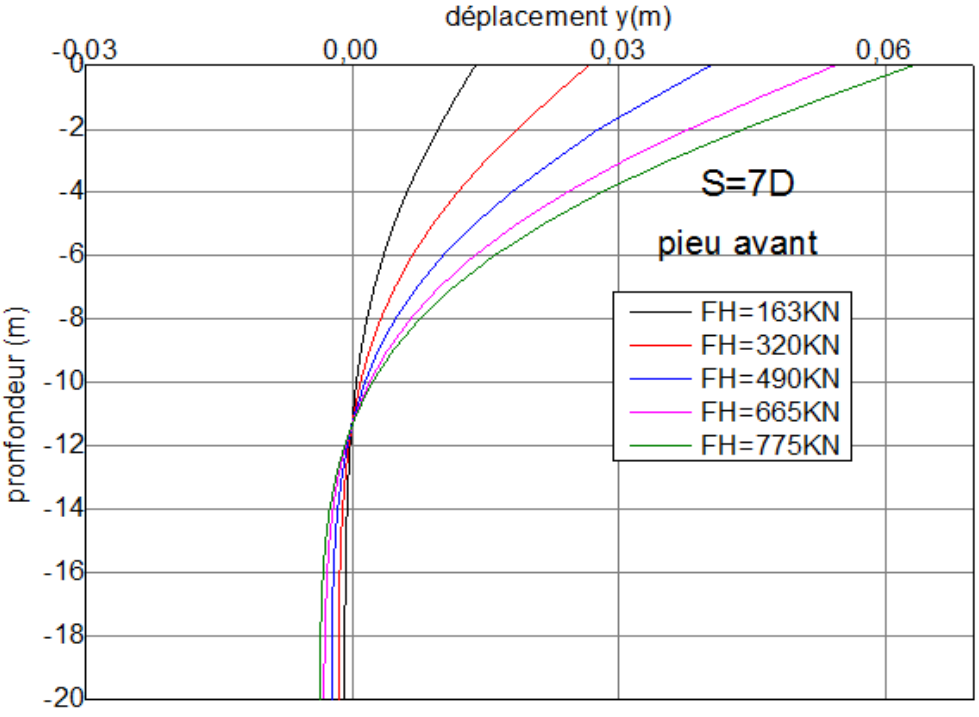


Figure 4.81.les déplacements de pieu avant à s=7d

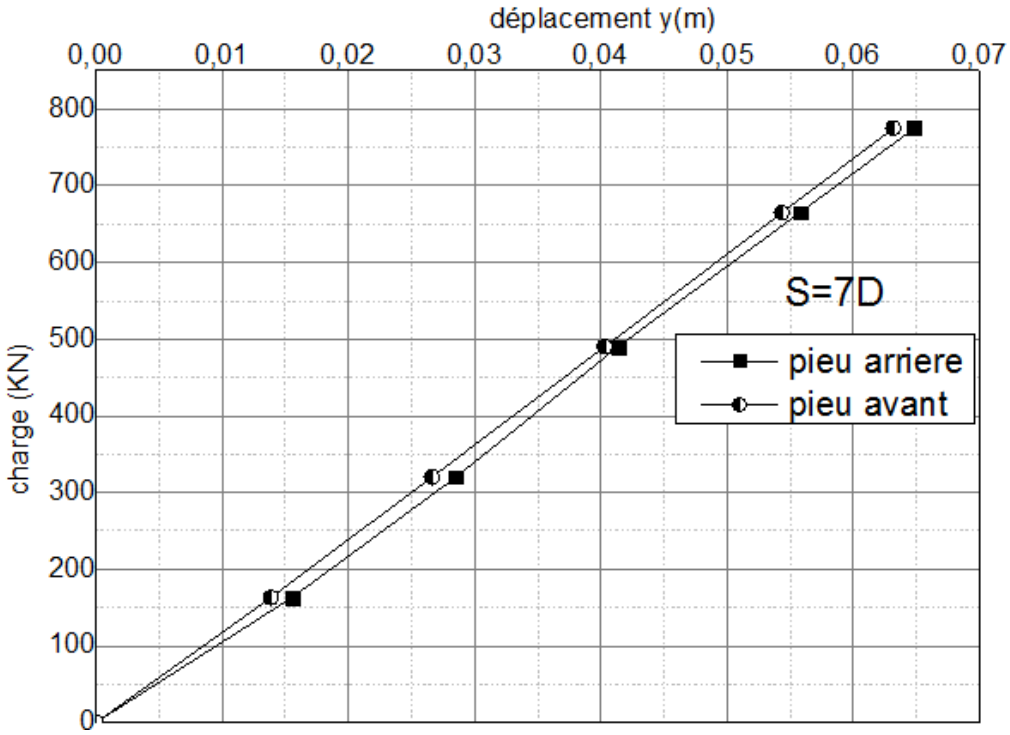
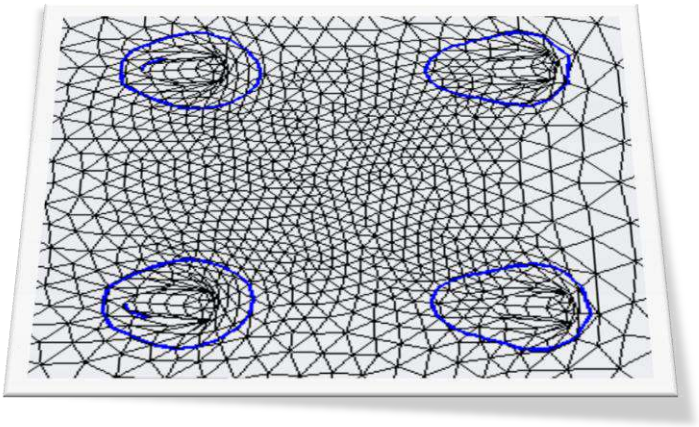


Figure 4.82. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=7d)

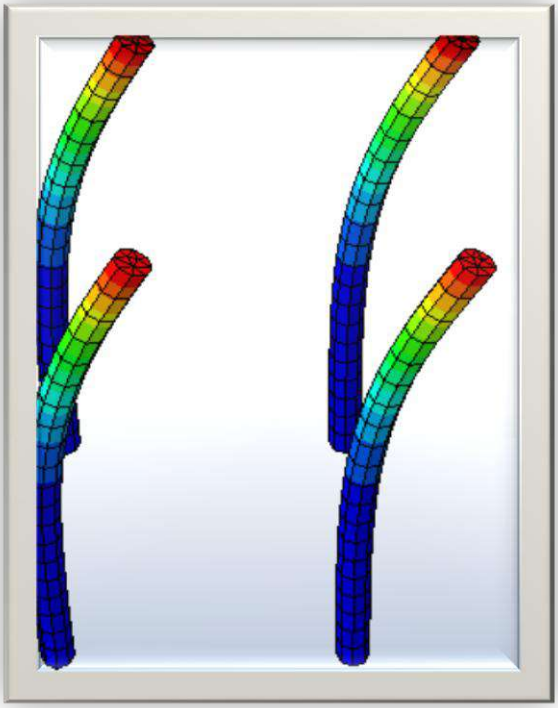
Tableau. IV.17. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=7d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	*1.22*	*1.27*

IV.4.3.5.Les déplacements latéraux du groupe de quatre Pieux (2x2) avec l'espacement S=9D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.83. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe des quatre pieux à s=9d

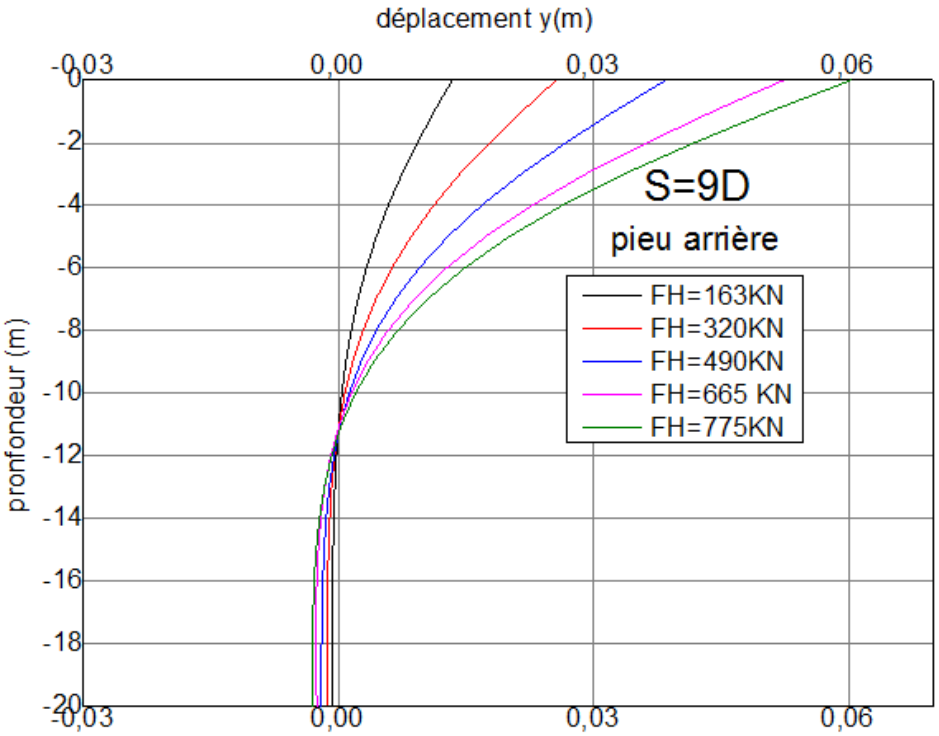


Figure 4.84. Les déplacements de pieu arrière à s=9d

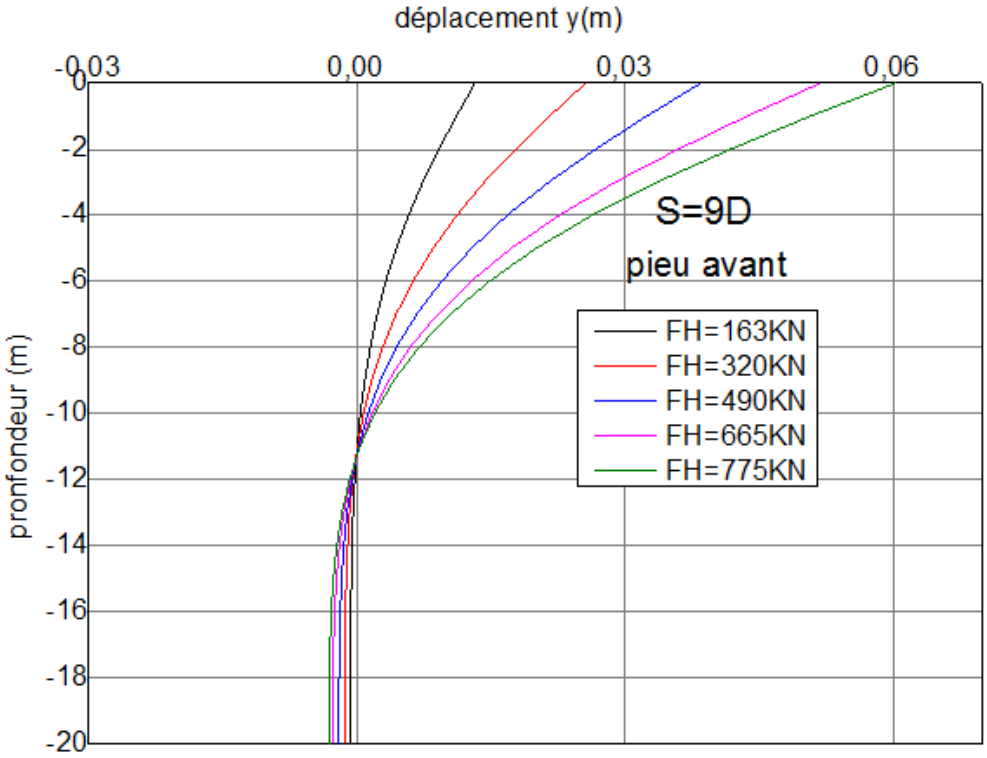


Figure 4.85. Les déplacements de pieu avant à s=9d

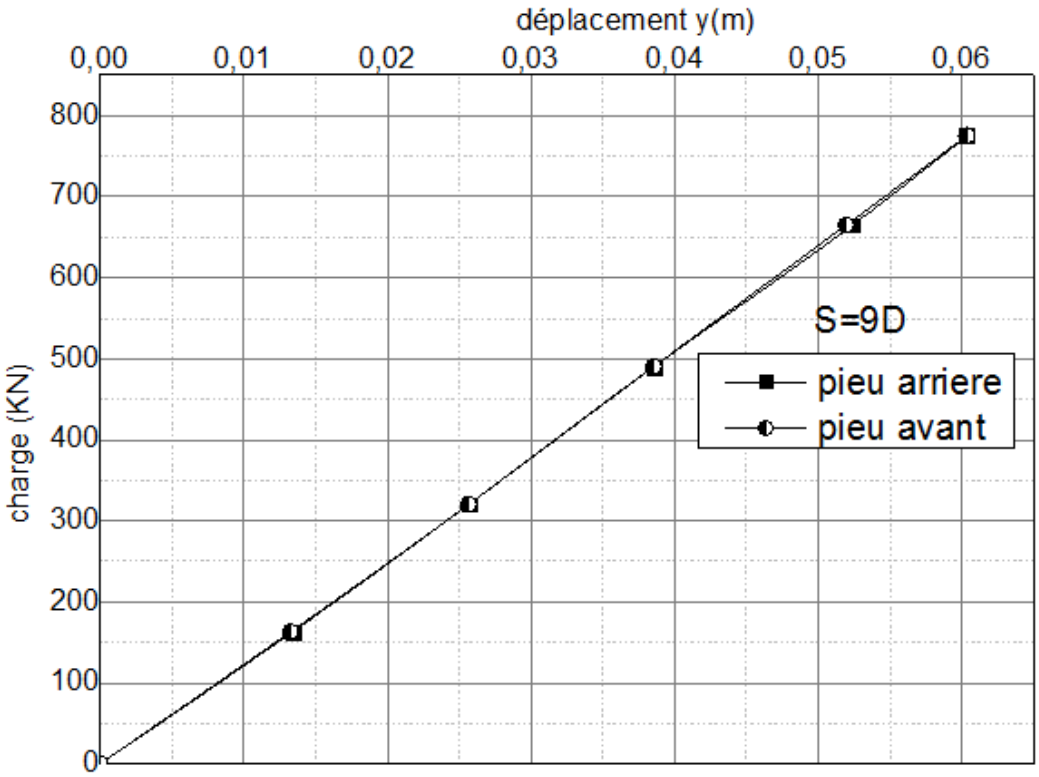


Figure 4.86. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=9d)

Tableau. IV.18. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=9d

	Pieu avant	*Pieu arrière*
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	***1***	***1***

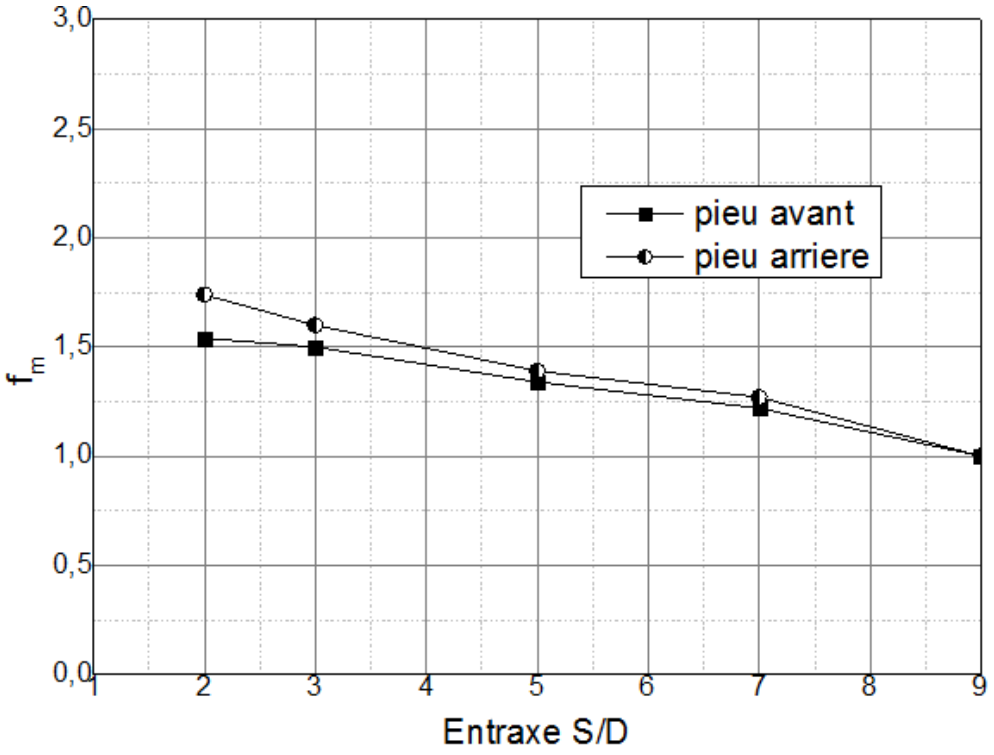


Figure 4.87. Valeurs de coefficient multiplicateur de déplacement f_m en fonction de S/D

IV.4.3.6.Conclusion :

Influence de l'espacement :

L'influence de l'espacement sur le déplacement maximum ainsi que sur leur position en profondeur. En effet, le déplacement maximum sur le pieu avant et arrière à des espacements de 2B, 5B et 7B est environ 21% fois supérieur à celui du pieu isolé. Par contre, la position du déplacement nuls est plus profonde sur les pieux avant et arrières pour les faibles espacements (2B et 5B) mais elle est la même sur les deux pieux pour S=9B comme le montrent les exemples de la figures 5.87.

Pour les pieux avant et arrière, f_m=1 à partir d'un espacement de 9B, et l'effet de groupe est négligeable à partir d'un espacement entre 7.

IV.4.4.Groupe des pieux (2x1) :

Les figures 5(89-99) illustrent les comparaisons des réponses charge-déplacement latéral pour des groupes (2x1) avec différents entraxes (2D, 3D, 5D et 7D avec D étant le diamètre du pieu) sous l'effet de chargement latéral. Les paramètres introduits pour le calcul sont inchangés.

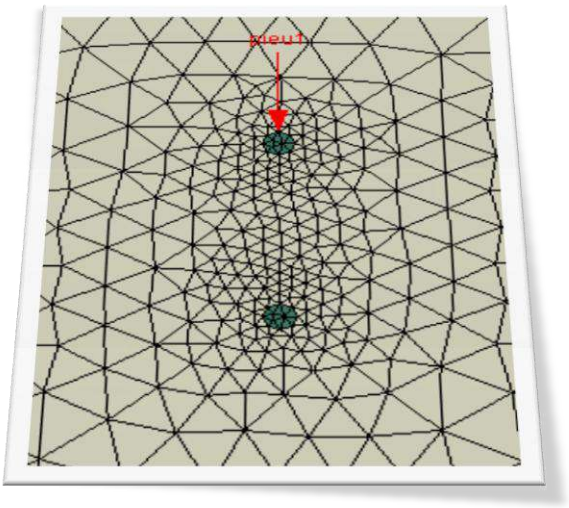


Figure 4.88.vue en plan des groupes de pieu

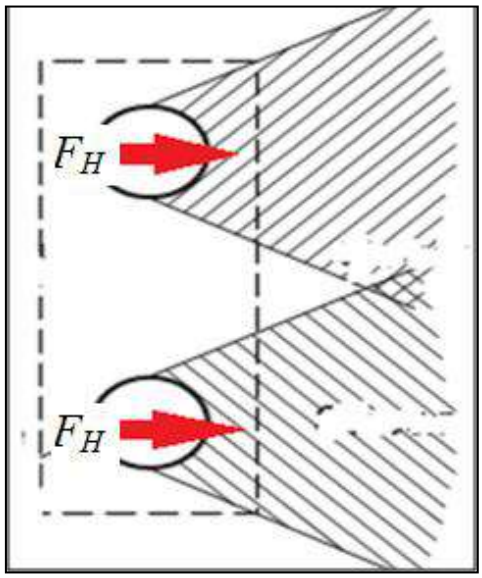
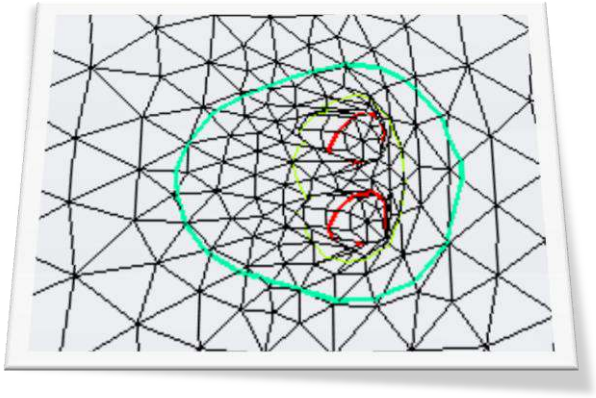
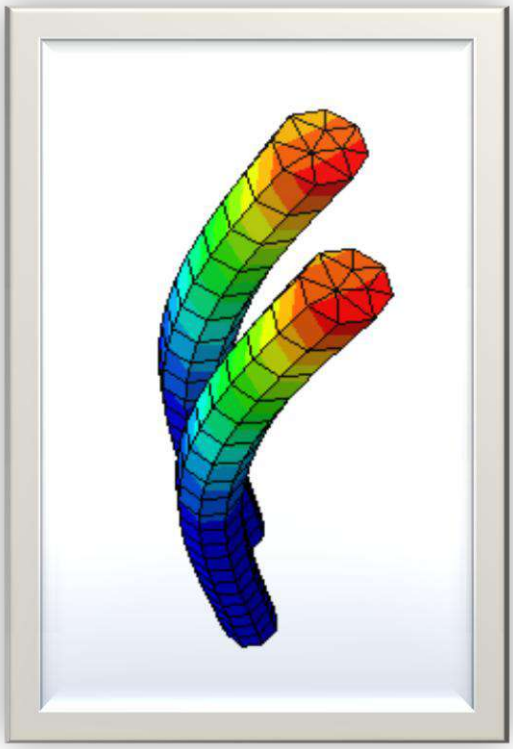


Figure 4.89. Interaction des champs de contraintes d'un groupe de pieux (2x1) chargés latéralement.

IV.4.4.1.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (2x1) avec l'espacement S=2D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.90. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=2d

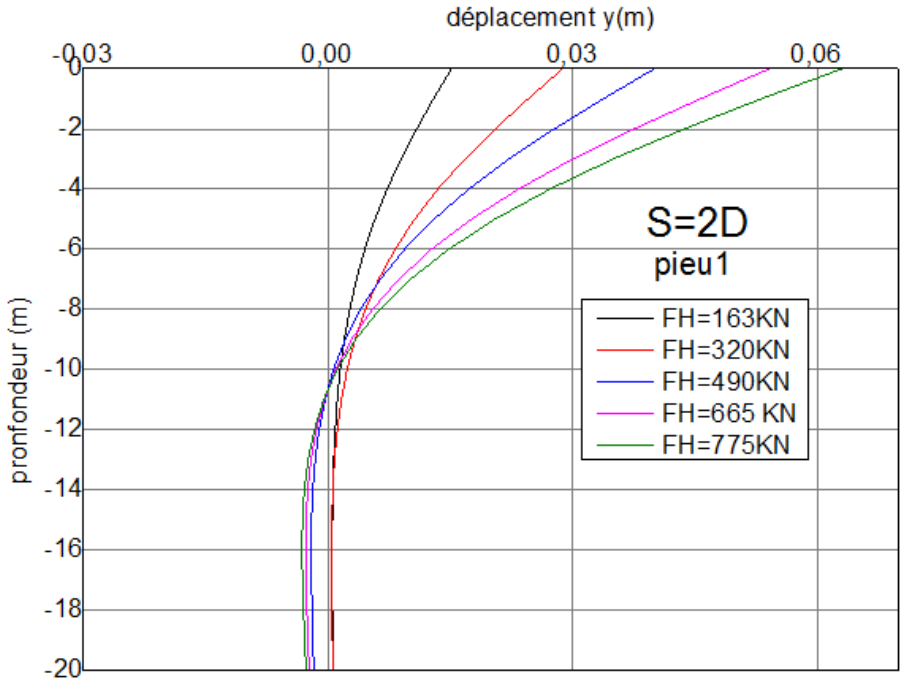


Figure 4.91. Les déplacements de pieu1 à s=2d

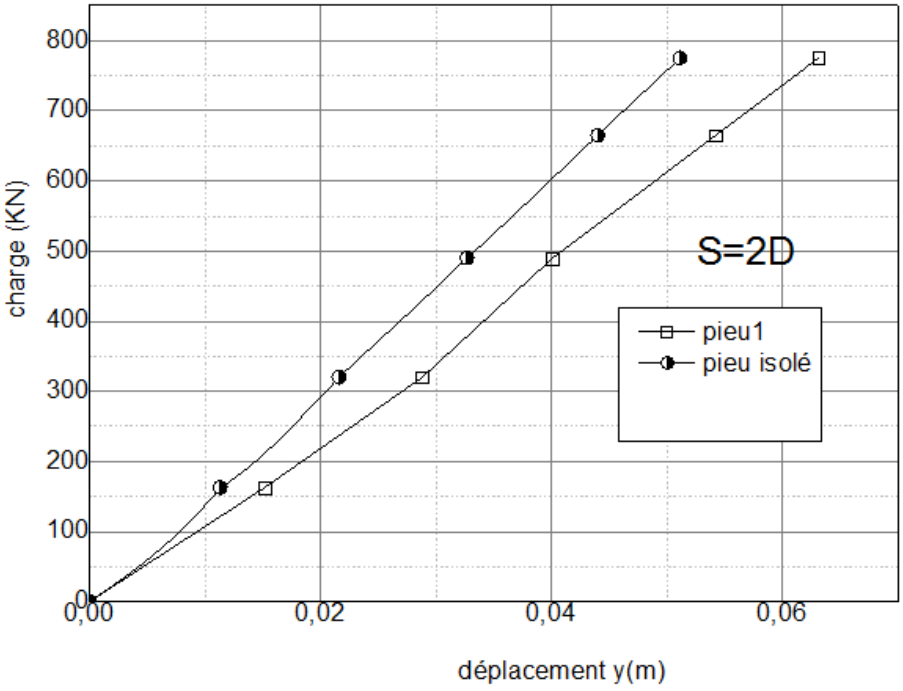
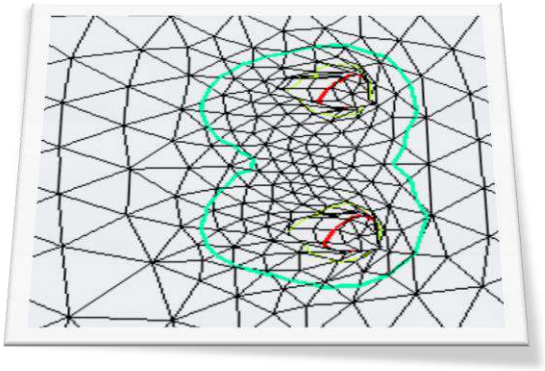


Tableau. 5.92. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=2d)

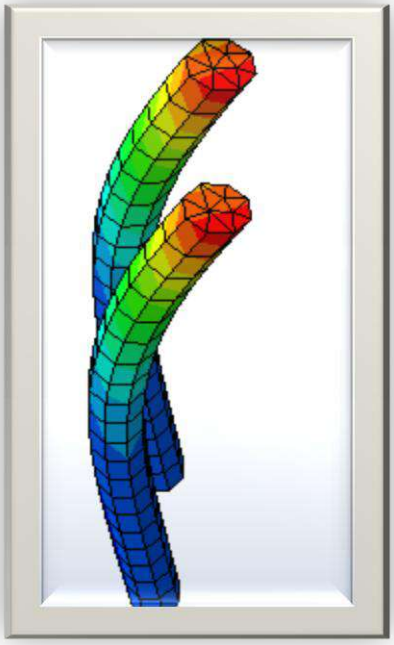
Tableau. IV.19. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=2d

	Pieu1
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	1.34

IV.4.4.2.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (2x1) avec l'espacement S=3D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.93. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=3d

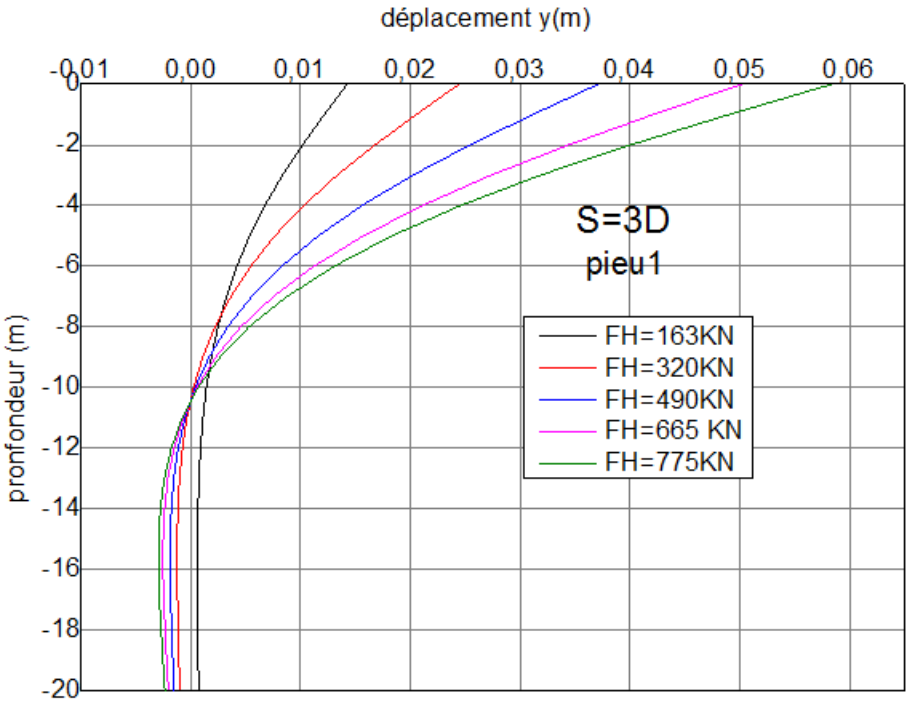


Figure 4.94. Les déplacements de pieu1 à s=3d

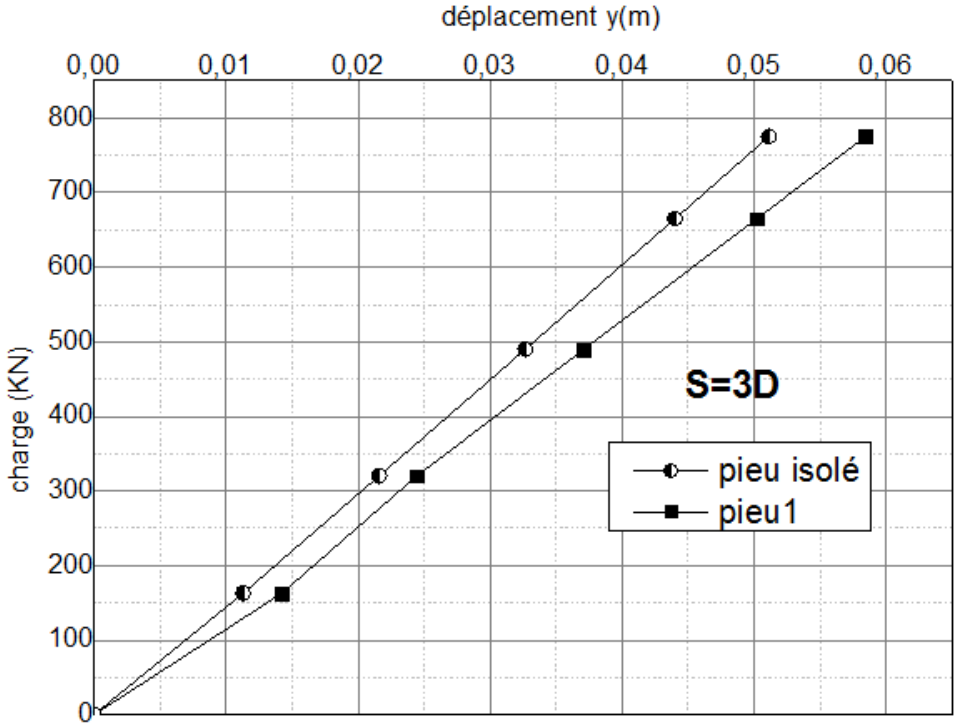
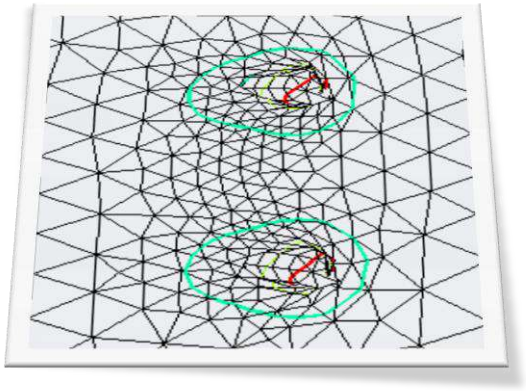


Tableau. 5.95. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=3d)

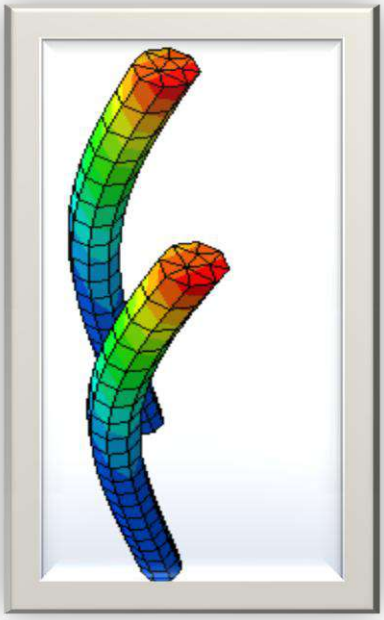
Tableau. IV.20. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=3d

	Pieu1
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	1.25

IV.4.4.3.Les déplacements latéraux du groupe de deux Pieux (2x1) avec l'espacement S=5D en milieu élastique.



(a)



(b)

Figure 4.96. (a), (b) Maillages en 3D par éléments finis utilisés pour simuler le comportement du groupe de deux pieux à s=5d

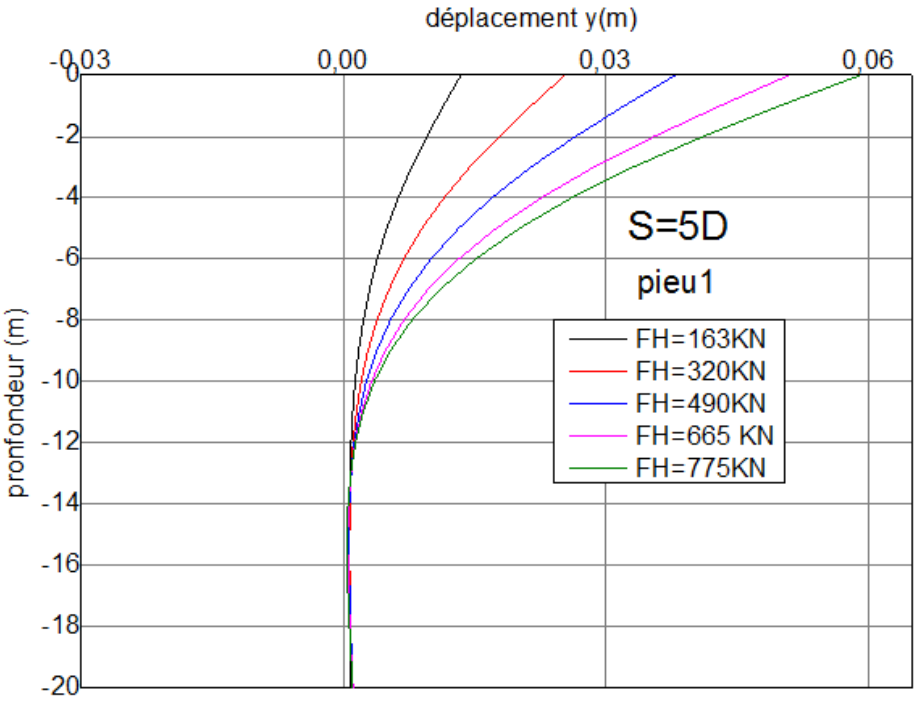


Figure 4.97. Le déplacement de pieu1 à s=5d

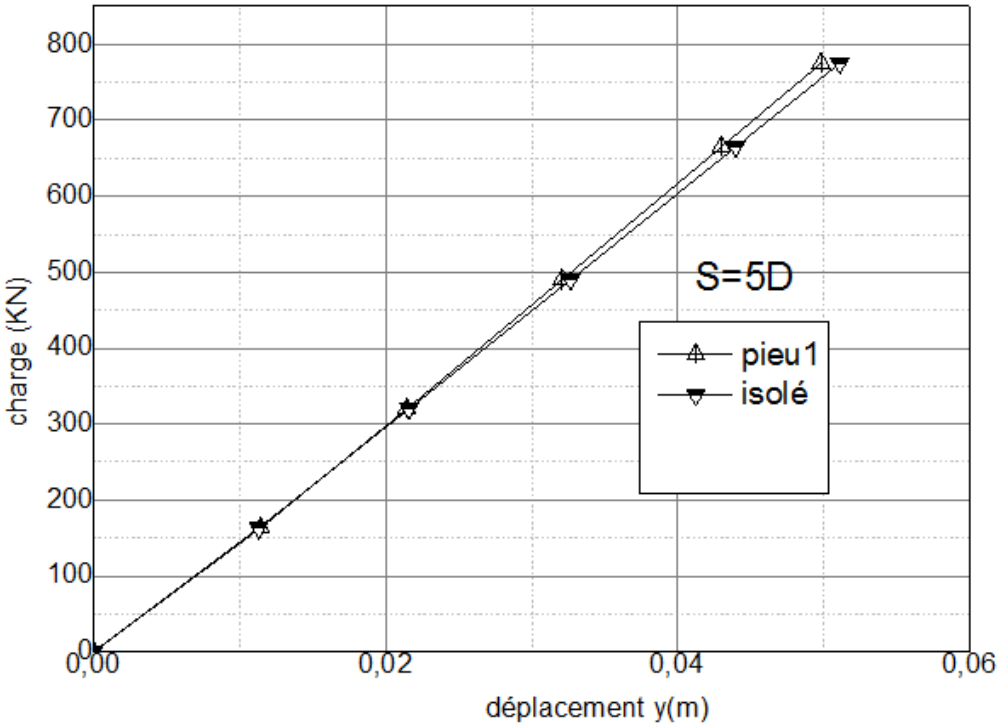


Tableau.4.98. Influence de l'espacement sur les déplacements en tête des pieux (s=5d)

Tableau. IV.21. valeur de coefficient multiplicateur de déplacement f_m à s=5d

	Pieu1
coefficient multiplicateur de déplacement « f_m »	1

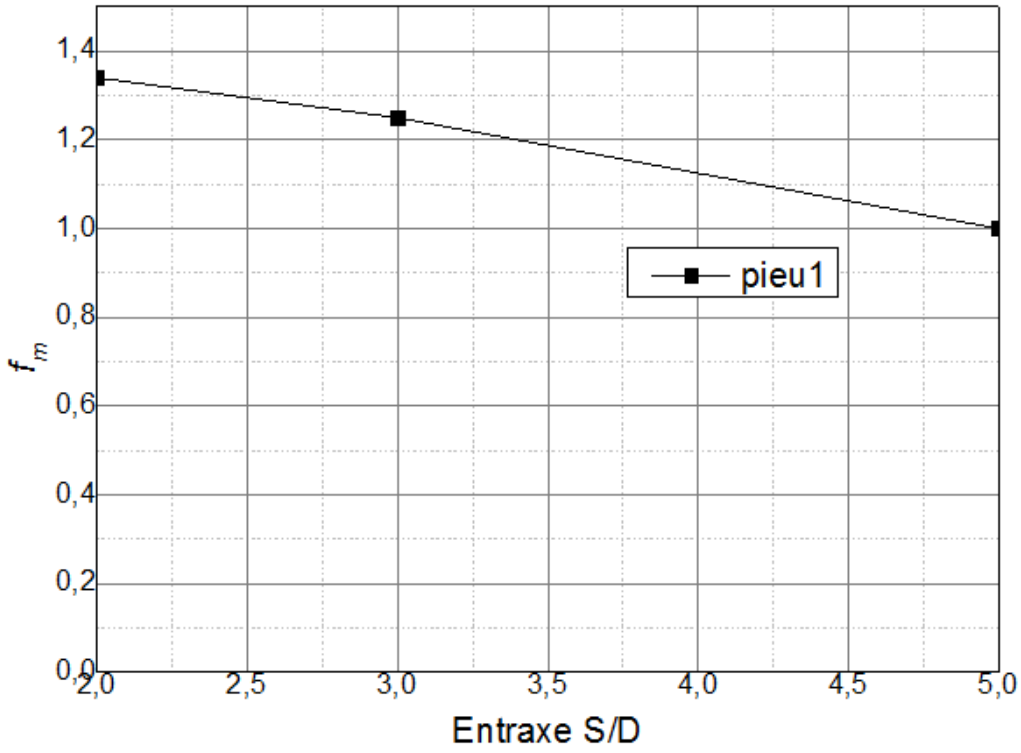


Figure 4.99. valeurs de coefficient multiplicateur de déplacement f_m en fonction de S/D

IV.4.4.4.Conclusion :

L'influence de l'espacement :

Les courbes de charge-déplacement obtenues ont montré que, pour ce type de chargement des deux pieux, l'espacement a peu d'influence sur leur comportement.

Pour les groupes f_m =1 à partir d'un espacement de 5B, et l'effet de groupe est négligeable à partir d'un espacement entre 3.

IV.5.Partie 2 :

IV.5.1.Pieu isolé fixé en tète :

La section est illustrée à la Figure 4.100. Les dimensions de pieu isolé en béton analysés étaient de 1,0 m de diamètre et 20 m de longueur, comme indiqué dans le tableau IV.5. La longueur de radier pour le groupe est L = 3s, où s = l'espacement entre les pieux. Les longueurs de radier pour pieu isolé sont de la même taille avec la longueur du radier pour groupe de pieux, qui sont variées avec l'espacement des pieux. Les caractéristiques du sol étaient homogènes.

Dans cette étude, les paramètres du sol ont été sélectionnés à partir des valeurs typiques de la référence; ceux-ci inclus le coefficient de poisson, le module de Young. Les données d'entrée pour les analyses sont résumées dans le tableau IV.1.

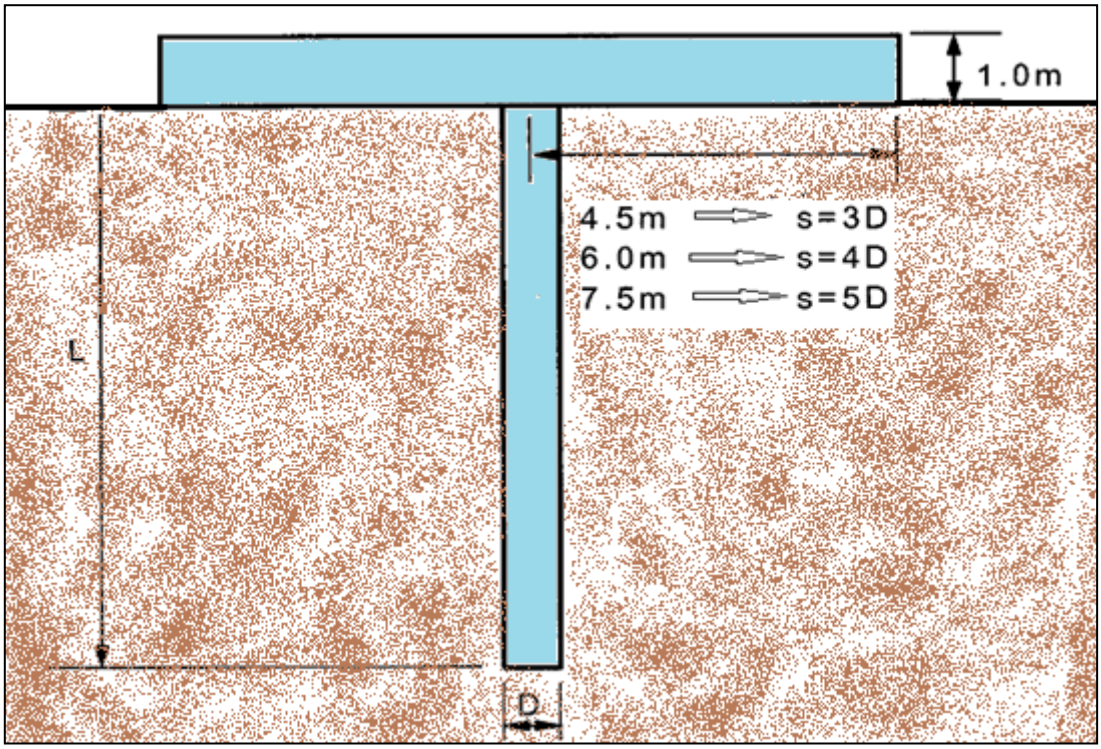


Figure 4.100. Coupe longitudinal de section de pieu isolé sous radier

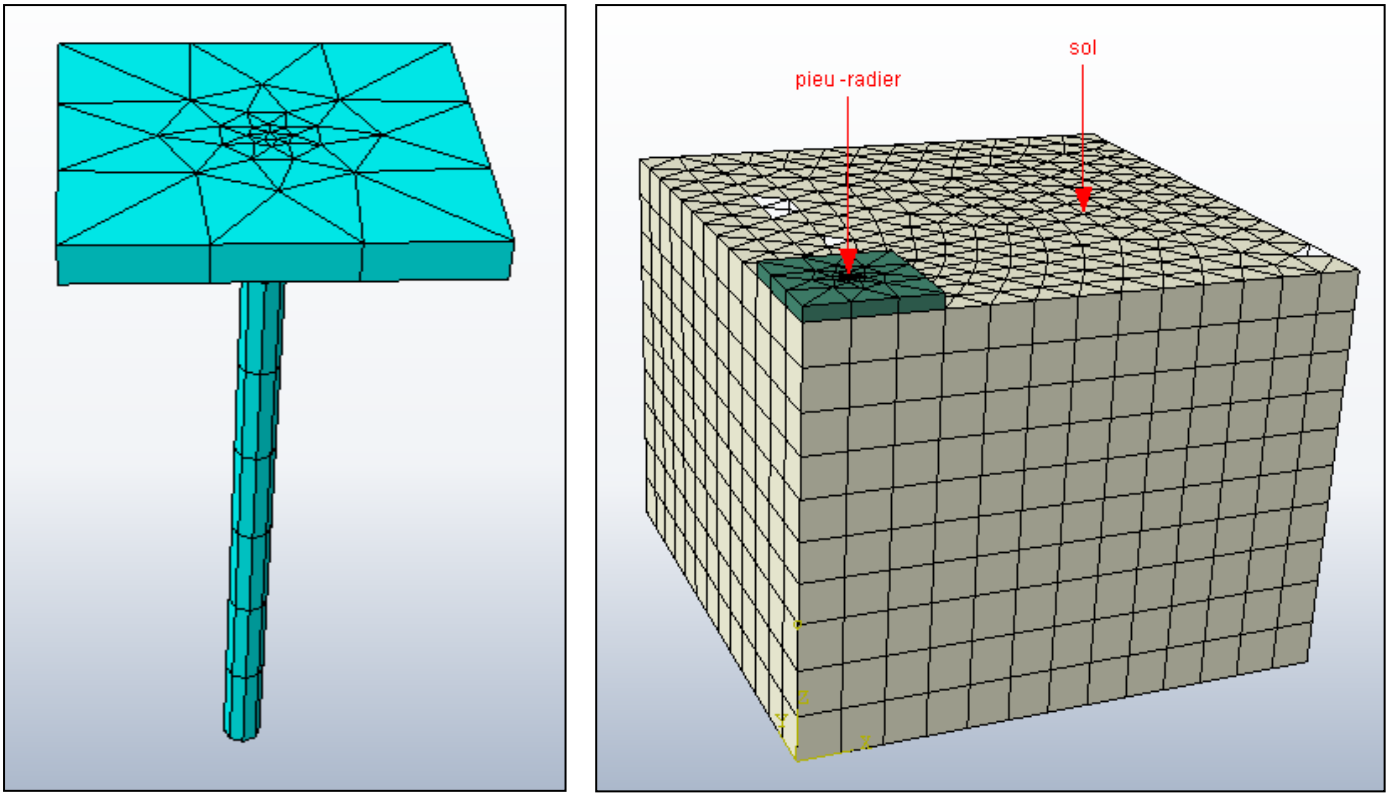
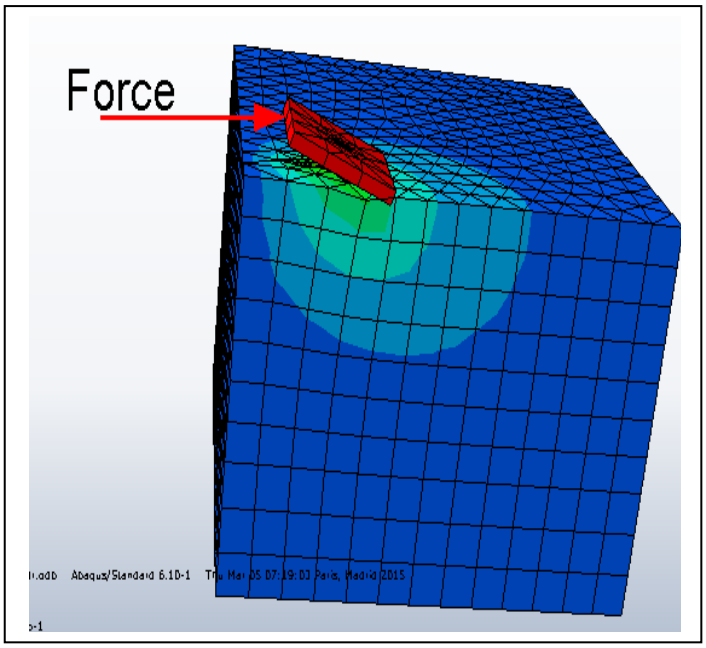


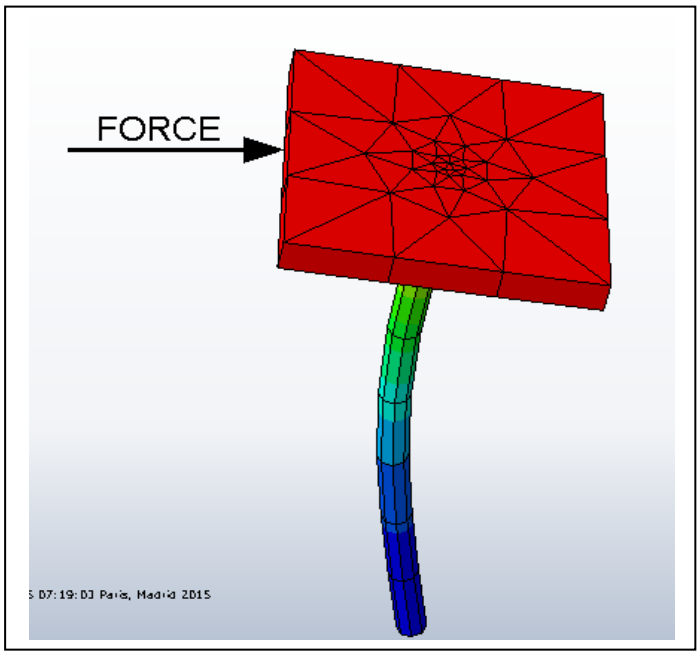
Figure 4.101. Modélisation d'un pieu isolé avec chevêtre

Tableau .IV.23. Dimension de pieu isolé et radier

La longueur de pieu (Mètre)	*le diamètre de pieu (Mètre)*	*la dimension de radier (Mètre)*	
20 m	*1m*	*6.0x6.0x1.0*	*s=2D*
		9.0x9.0x1.0	*s=3D*
		12.0x12.0x1.0	*s=4D*
		15.0x15.0x1.0	*s=5D*



(a)



(b)

Figure 4 .102. Le déplacement de pieu isolé sous radier sous l'effet de chargement horizontal

IV.5.1.1.Les déplacements latéraux du Pieu isolé sous radier en milieu élastique

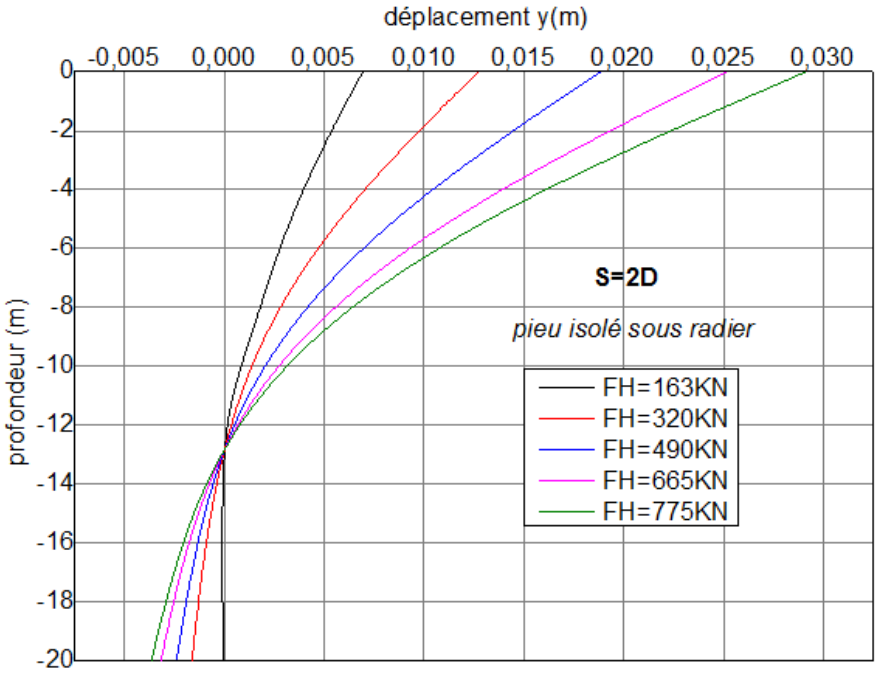


Figure 4 .103. Les déplacements de pieu isolé sous radier sous l'effet des chargements horizontal à s=2d

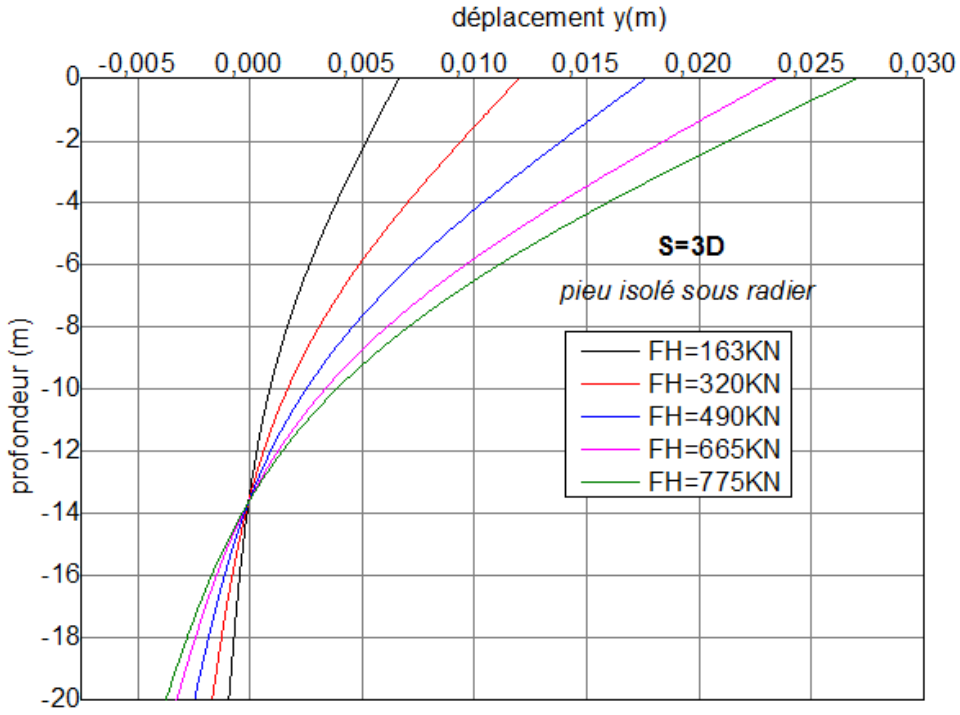


Figure 4 .104. Les déplacements de pieu isolé sous radier sous l'effet des chargements horizontal à s=3d

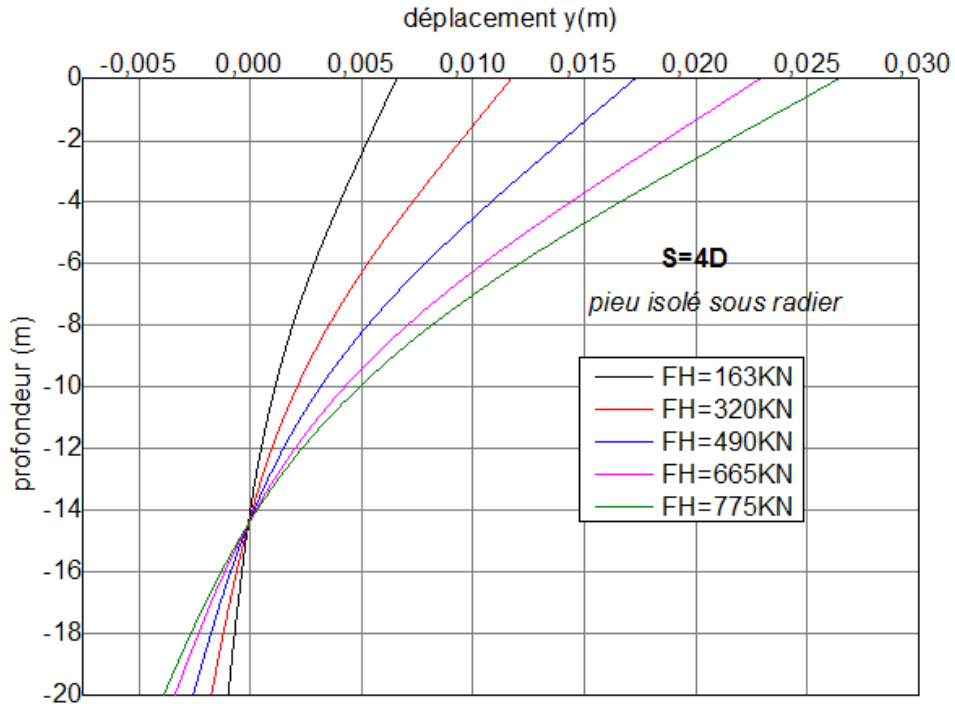


Figure 4 .105 .Les déplacements de pieu isolé sous radier sous l'effet des chargements horizontal à s=4d

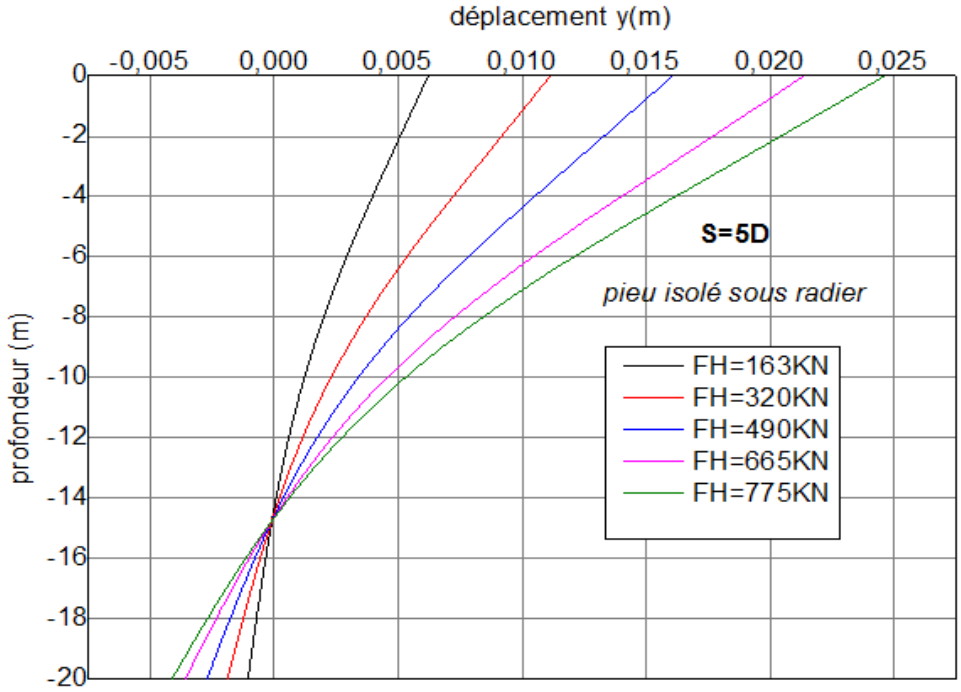


Figure 4 .106. Les déplacements de pieu isolé sous radier sous l'effet des chargements horizontal à s=5d

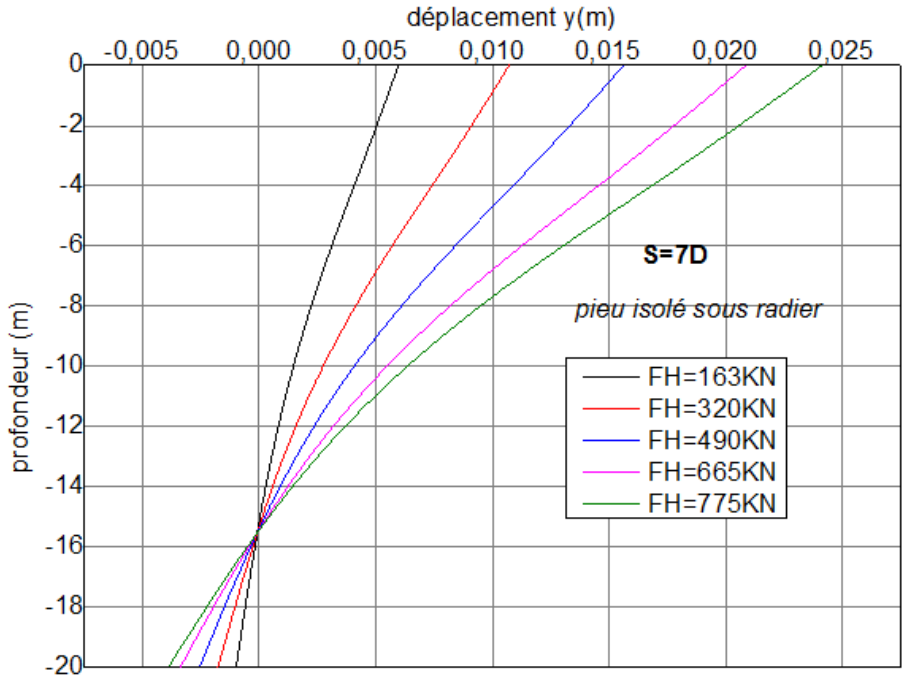


Figure 4 .107. Le déplacement de pieu isolé sous radier sous l'effet de chargement horizontal à s=7d

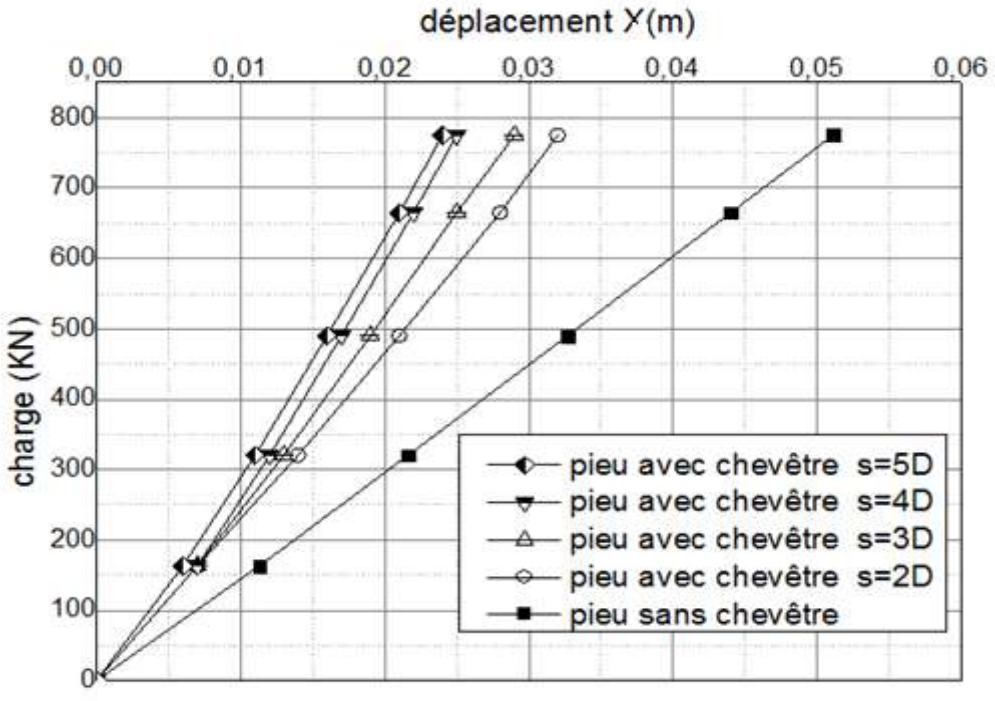


Figure 4 .108. L'effet de dimension de radié sur les déplacements de pieu

IV.5.1.2.Conclusion :

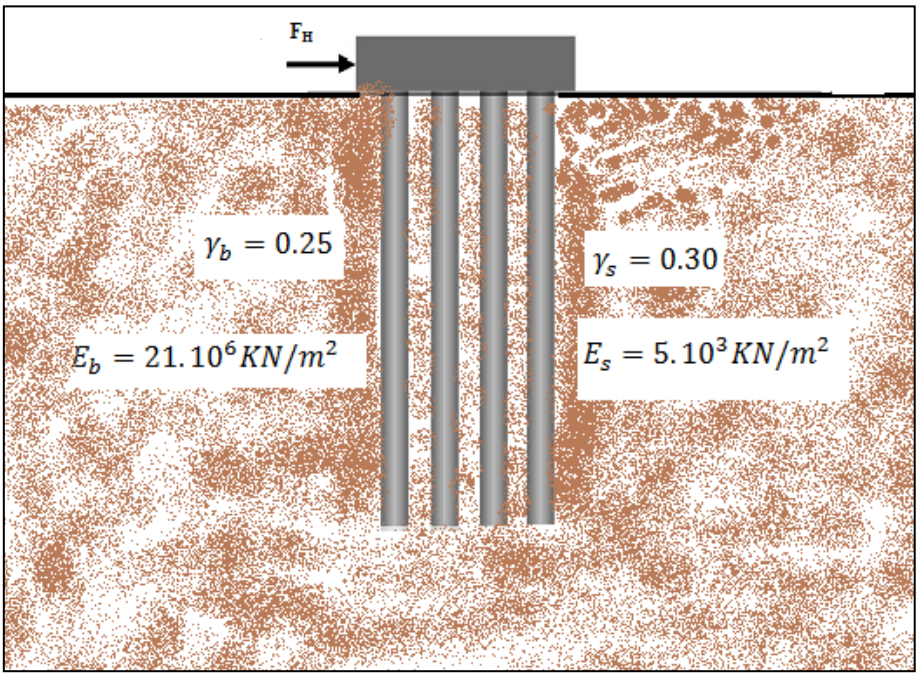
Influence de l'espacement :

La Figure 4.108 montre le comportement de pieu isolé sous radier de D = 1, L = 20m. En compare les courbes de les figures4 (103-107), les déplacements pour le pieu isolé libre en tête sont supérieurs par rapport les déplacements du pieu avec chevêtre de D = 1 m et L = 20 m avec s=2D s = 3D, S = 4D, et s = 5D, Sous l'effet des charges suivantes 163KN, 320KN, 490KN, 665KN, 775KN.

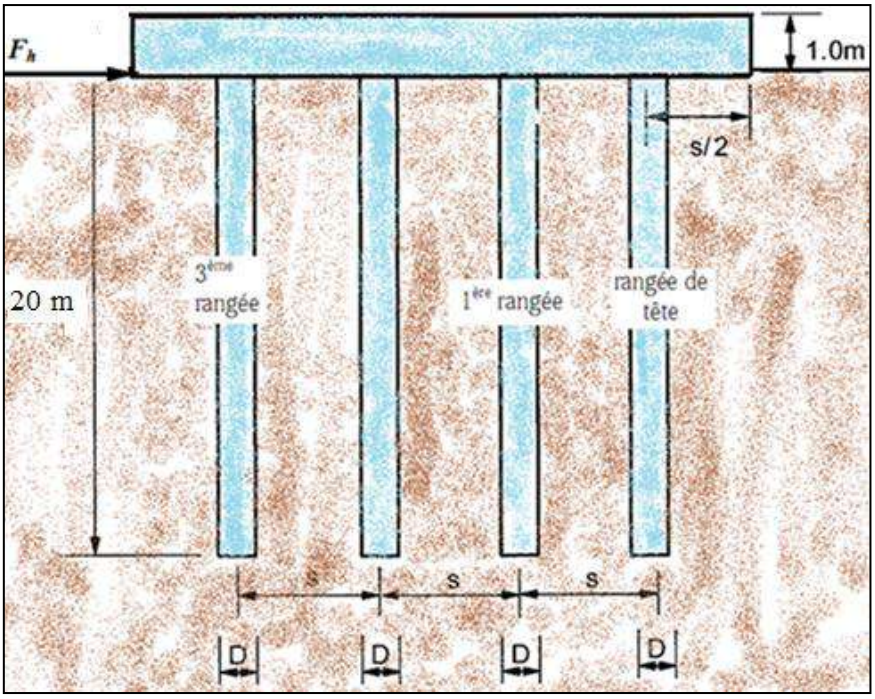
IV.5.2.L'étude groupe des pieux fixé en tète (fondation mixte) :

L'utilisation des symétries nous a permis de modéliser des groupes et des fondations mixtes de 3x4 pieux avec un diamètre de pieu D = 1 m et une longueur L de 20 m, (Figure 4.109). On a étudié l'entraxe des pieux suivant : 2D, 3D, 4D, 5D et 7D pour estimer l'effet d'interaction et l'effet du radier. Les caractéristiques mécaniques des matériaux définis Tableau .IV.1.

Il a fallu apporter une attention particulière au maillage en 3D. Il faut affiner les maillages dans le domaine proche de la fondation, surtout dans la direction horizontale.



(a)



(b)

Figure 4.109. (a) et (b) Coupe longitudinal de section de groupe (3x4)

But de l'étude :

L'étude étant basée sur l'obtention de courbes de réaction relatives aux pieux d'un groupe, Ce logiciel calcule la réponse d'un pieu et groupes des pieux sous chargement latéral. Cinq incréments de charge FH_g sont appliqués au radier (1956 kN, 3840kN, 5880kN, 7980KN et 9300kN). Le but de cet travail la détermination de coefficient réducteur de pression « p_m » sachant que :

$$p_{groupe} = p_m \cdot p_{isolé}$$

Les courbes de réaction (P-y) de pieux isolés sont valables pour le groupe de pieux lorsque l'espacement entre les pieux est suffisamment important (P_m =1). Par contre, quand l'espacement devient plus faible, ces courbes ne seront pas valables pour le cas d'un groupe de pieux.

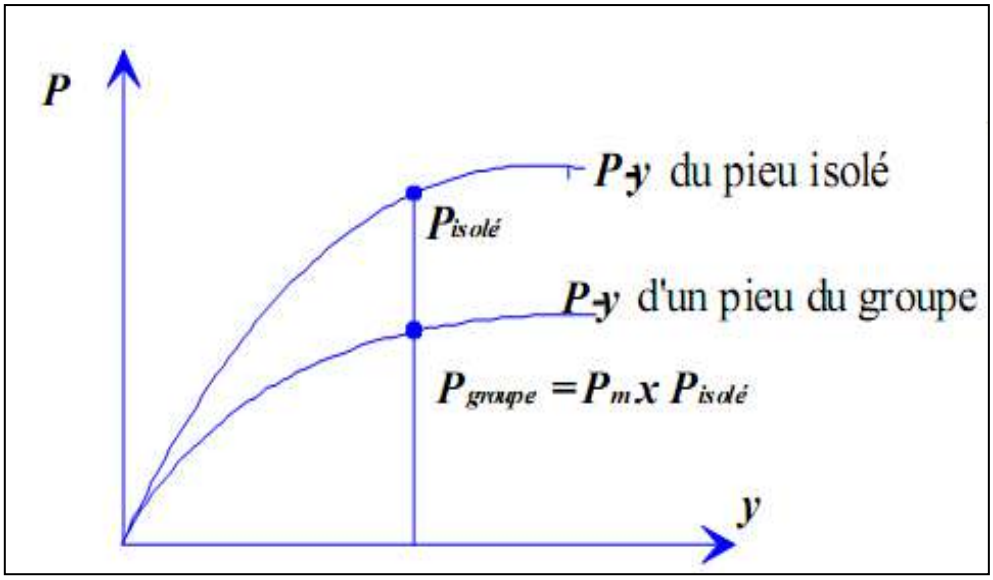
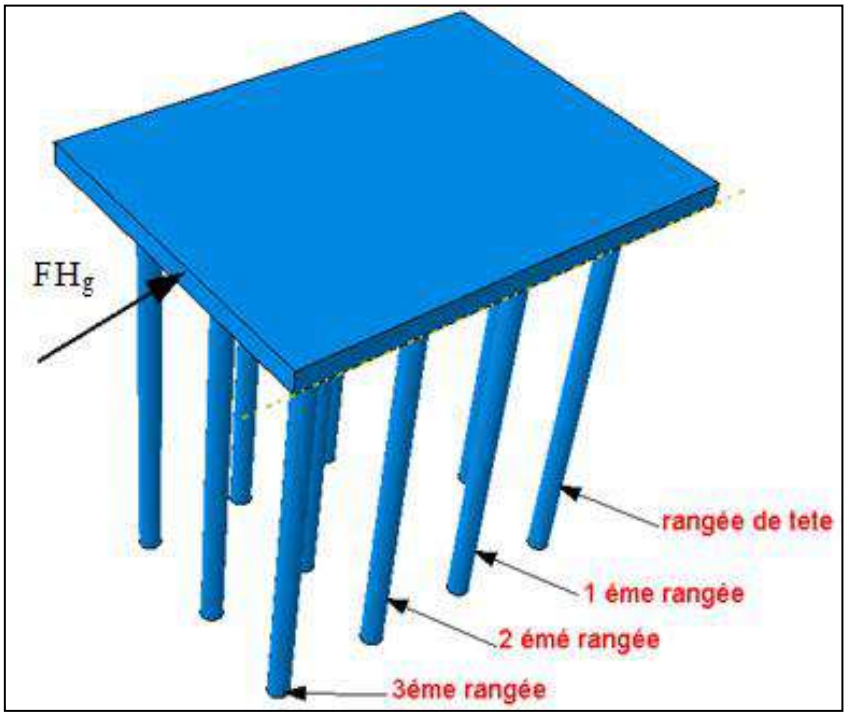
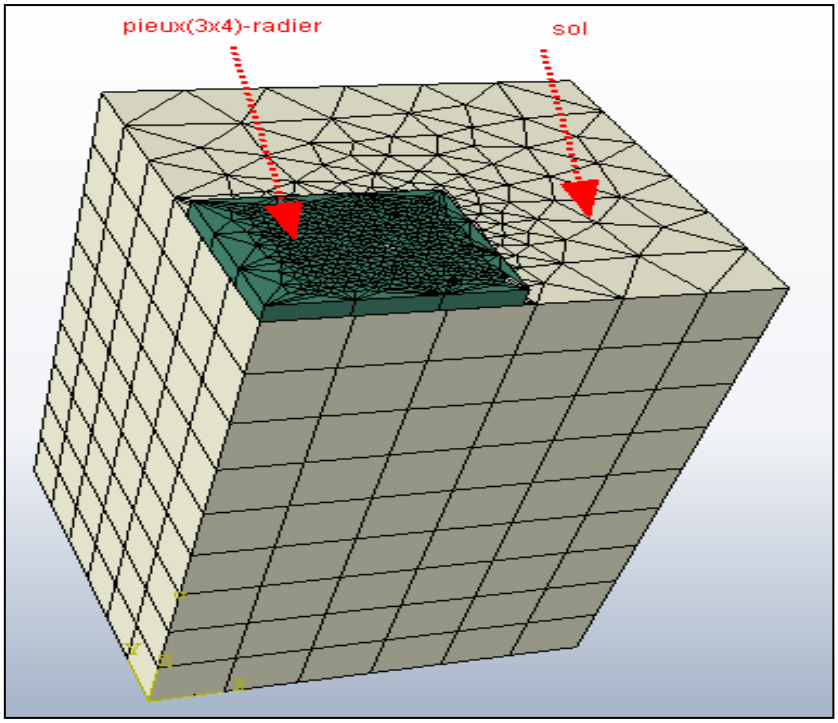


Figure 4.110. Définition des coefficients multiplicateurs Pm

On compare entre les résultats de P_m du calcul 3D (ABAQUS) et ceux proposés par Mokwa et Duncan (2000).



(a)



(b)

Figure 4.111. (a) et (b) Modélisation d'un groupe des pieux (3x4)

La procédure de Mokwa et Duncan (2000) :

Mokwa et Duncan (2000) ont proposé une procédure s'appuyant sur un mélange de la théorie de rupture d'expressions analytiques et de constatations expérimentales effectuées sur des essais sur pieux en vraie grandeur.

Les résultats des déplacements et des contraintes dans les essais en vraie grandeur et essais sur des modèles réduits sur des groupes de pieux ont montré que les pieux au sein du même groupe sont soumis à des efforts latéraux de différentes intensités, et cela est essentiellement dépendant de leurs emplacements et de l'espacement séparant les uns des autres. Cette distribution non-équilibrée des efforts cause ce qu'on appelle "l'ombrage" qui est un terme utilisé pour décrire l'interférence des zones de cisaillement, et par conséquent la décroissance de la capacité latérale du pieu en comparaison à sa capacité lorsqu'il est isolé. La méthode la plus courante qui permet de rendre compte de l'ombrage est d'introduire les multiplicateurs p_m dans les expressions des courbes P_y. Ces derniers dépendent essentiellement de la position du pieu dans le groupe et de la distance séparant les pieux (Figure 4.112).

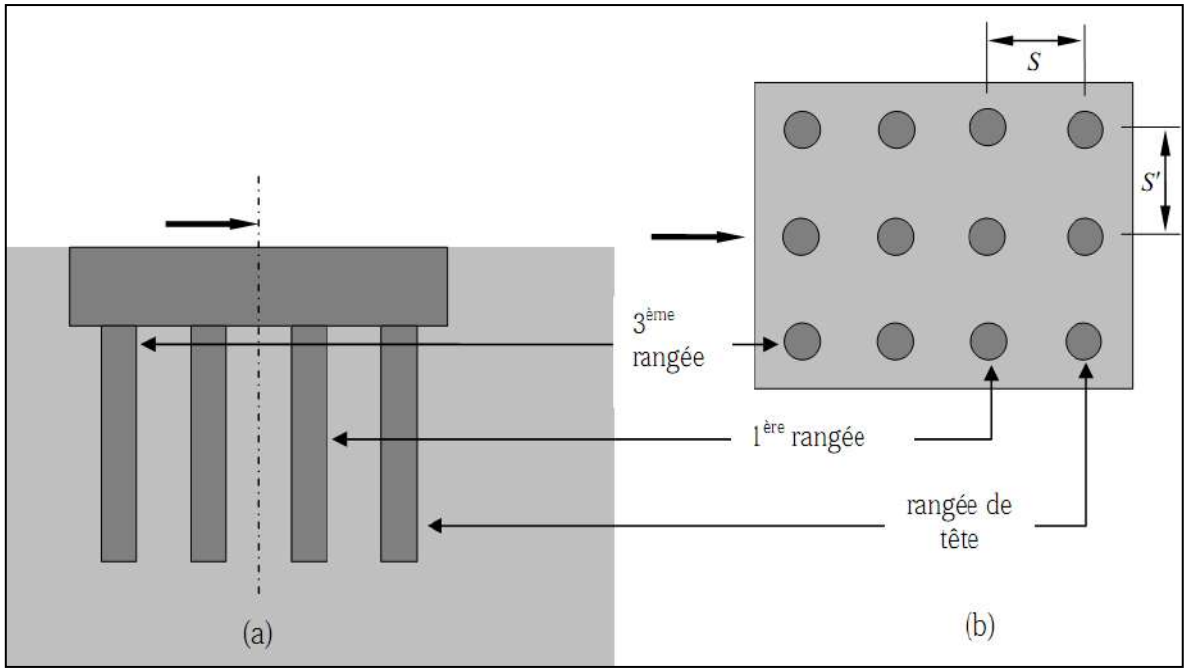


Figure 4.112. L'ensemble sol-chevêtre-pieux sous un effort latéral: (a) coupe verticale, (b) vue en élévation

Les multiplicateurs P_m sont des facteurs de réduction empiriques qui sont déterminés à partir d'essais sur groupes de pieux. a cause de leur détermination expérimentale, ces facteurs rendent compte de l'élasticité et des effets d'ombrage. L'hypothèse dans cette approche est que les multiplicateurs p_m sont constants avec la profondeur. Ainsi chaque courbe de réaction p_y pour un pieu est ajustée avec le même taux sans se soucier de la variation du profil de sol avec la profondeur. La procédure de Mokwa et Duncan (2000) passe par la conception des modèles: un modèle pour le pieu isolé, un modèle pour le groupe de pieux.

Modèle du pieu isolé :

L'établissement des courbes de réaction p-y pour les pieux isolés caractérise principalement ce modèle. Les formes des courbes p-y sont nombreuses en littérature. Ces dernières sont souvent empiriques et liées aux paramètres de sol déterminés à partir d'essais en laboratoire ou in situ. Dans la plupart de ces courbes, on se sert de la forme parabolique entre P et Y. La forme générale est donnée par la formule suivante:

$$p = 0.5 p_{ult} \left[\frac{y}{(A\varepsilon_{50} d)}\right]^n \qquad (4.1)$$

Où, P est la réaction du sol (kN/m), P_{ult} la valeur maximale de P atteinte aux grandes déflexions du pieu, Y est la déflexion latérale du pieu, d est le diamètre du pieu, ε_{50} est la déformation nécessaire à mobiliser 50% de la résistance du sol et n est un exposant égal 0.33 pour la parabole cubique. Le paramètre A est un coefficient d'ajustement empirique qu'on peut déterminer en effectuant un calcul à rebours en se servant des résultats d'essais en vraie grandeur. La valeur de A peut varier de 0.35 à 2.65 (Evans et Duncan, 1982). Mokwa et Duncan ont choisi une valeur de 2.5.

La théorie de Hansen (1961) pour la réaction ultime forme l'élément de base dans la procédure de Mokwa et Duncan. En effet, Ils ont utilisé cette théorie pour formuler les courbes p-y. Evans et Duncan (1982) ont développé une approche basée sur la théorie de la charge ultime de Hansen (1961) pour déterminer les valeurs de p_{ult} pour les sols qui sont à la fois frottant et cohérents (sols $\Phi - C$). Cette théorie de rupture permet d'exprimer les valeurs de p_{ult} par l'équation suivante:

$$p_{ult} = \left(\gamma x k_p + c k_c\right) M d \qquad (4.2)$$

Où, M est un facteur empirique modificateur égal à 0.85. Ce facteur a été introduit selon l'étude de Helmers et al. (1997) qui ont recommandé de réduire par 15% les valeurs théoriques de la résistance du sol en utilisant la théorie de Hansen. γ est le poids volumique du sol, x est la distance à partir de la surface du sol. k_q et k_c sont des coefficients respectivement relatifs aux composantes de frottement et de cohésion de la résistance du sol dans les conditions tridimensionnelles.

Modèle du groupe de pieux :

Afin de rendre compte de l'effet de groupe, les courbes p-y qui ont été proposées pour les pieux isolés seront modifiées. Les différents pieux constituant le groupe sont remplacés par un pieu équivalent avec une rigidité à la flexion égale à la somme des rigidités des pieux considérés isolément.

Les courbes p-y destinées à analyser les pieux isolés sont ajustées pour tenir compte du nombre de pieux et de prendre en considération les effets réducteurs causés par les interactions pieu-sol-pieu. Cela peut s'expliquer plus aisément par l'expression suivante:

$$p = \sum_{i=1}^{N} p_i f_{mi} \qquad (4,3)$$

Où, p_i est la valeur de la réaction pour un pieu isolé i, N est le nombre total des pieux dans le groupe. f_{mi} est le multiplicateur donné par la (Figure 4.113)

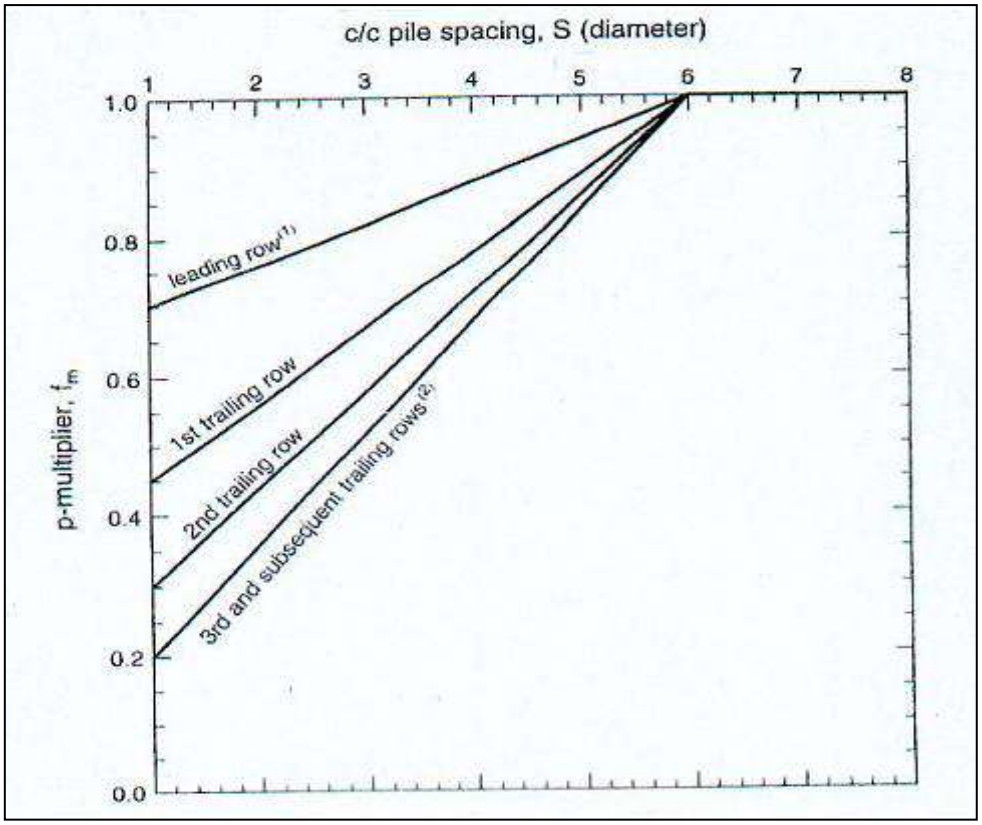
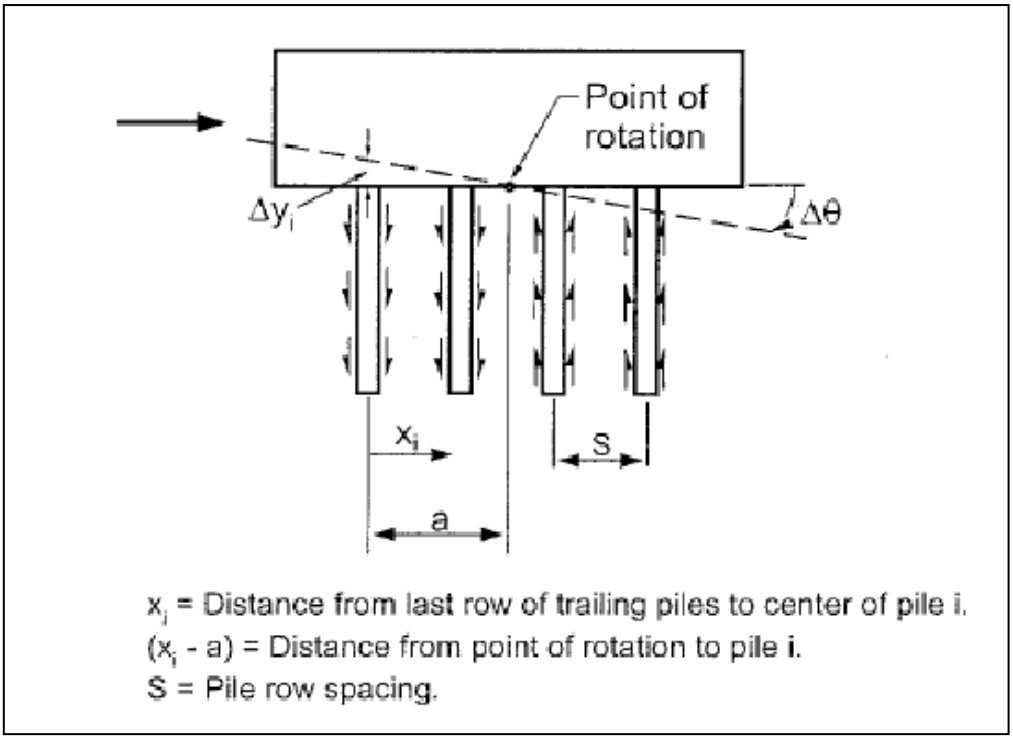


Figure 4.113. L'abaque des multiplicateurs f_m (selon Mokwa et Duncan, 2000).



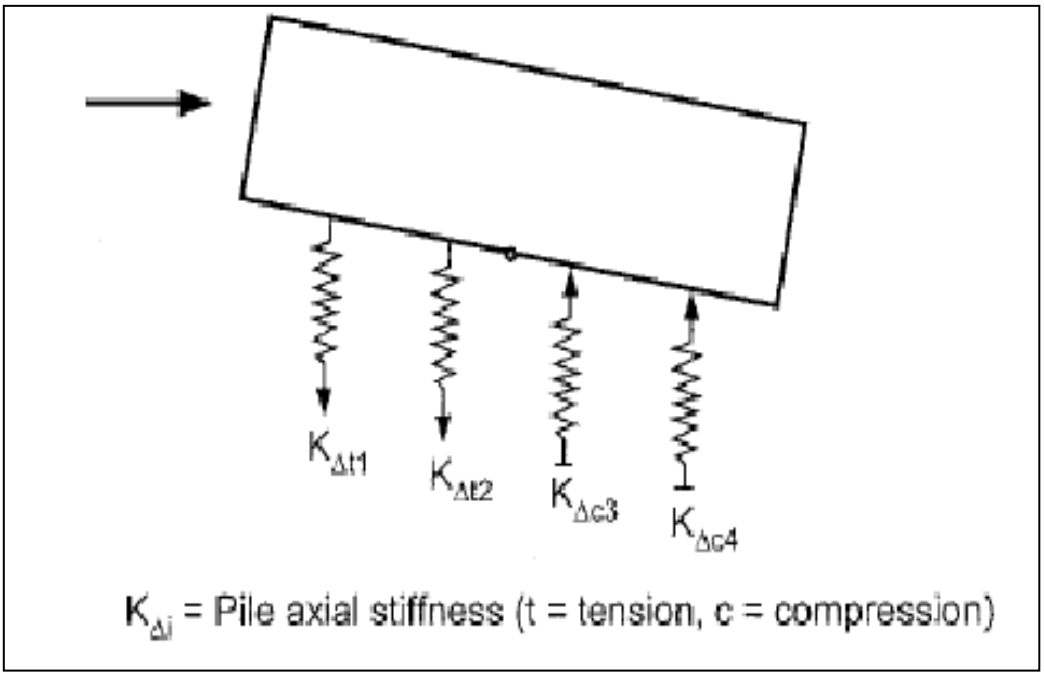


Figure 4.114. Diagrammes du corps libres représentant la résistance relative à la rotation (Mokwa et Dunca, 2003).

Les Résultats avec ABAQUS:

IV.5.2.1.Les déplacements latéraux du groupe Pieux (3x4) avec l'espacement S=2D en milieu élastique.

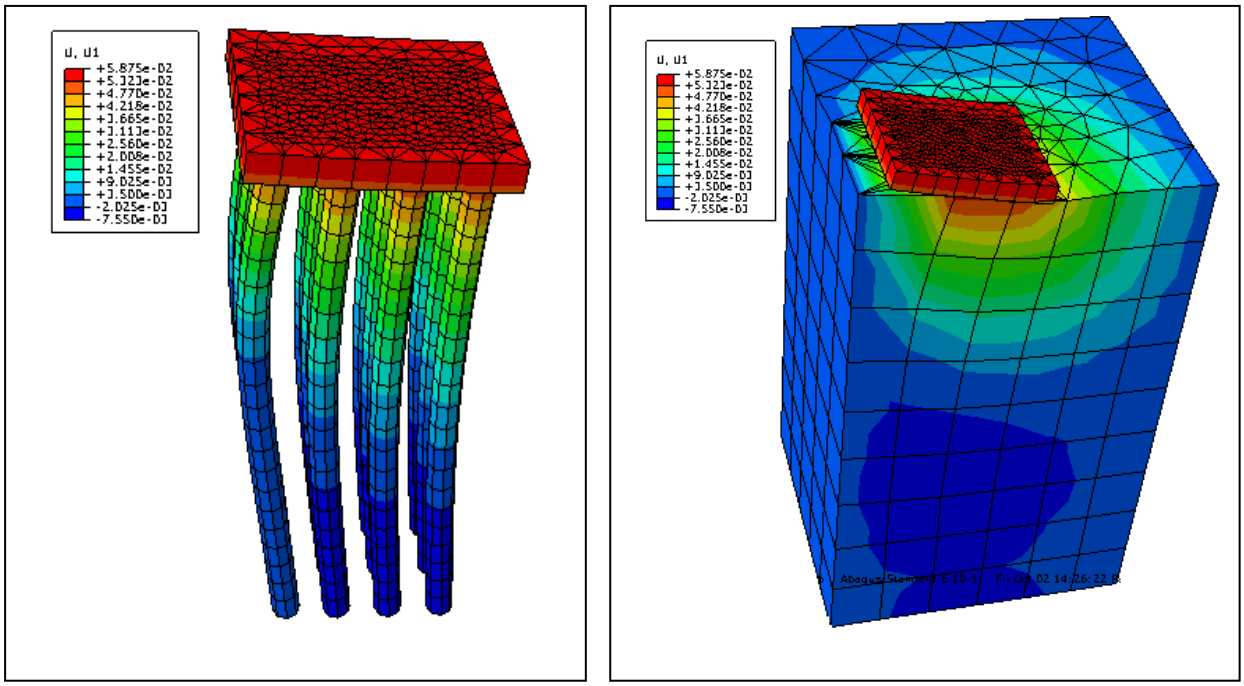
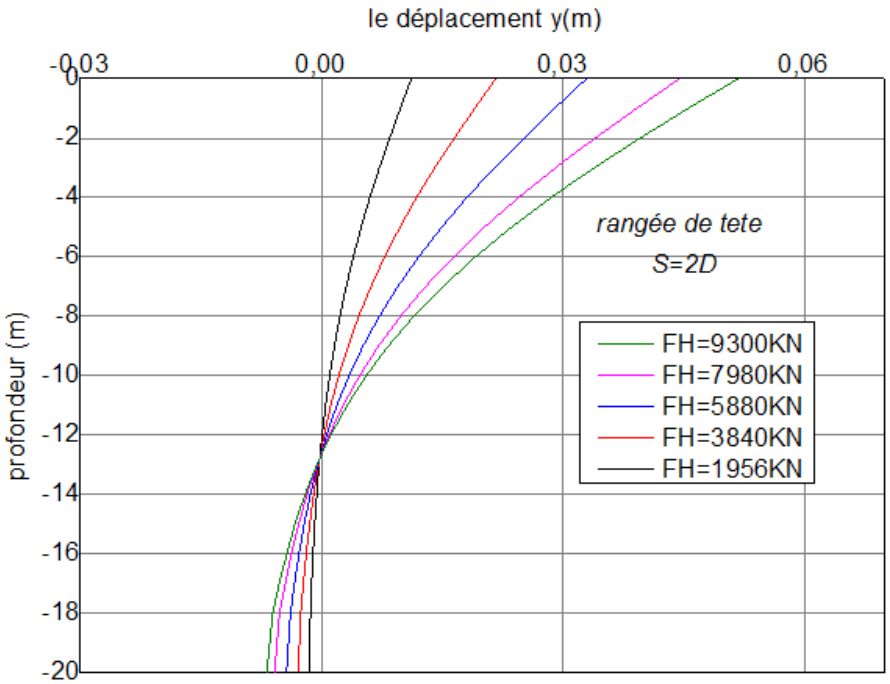
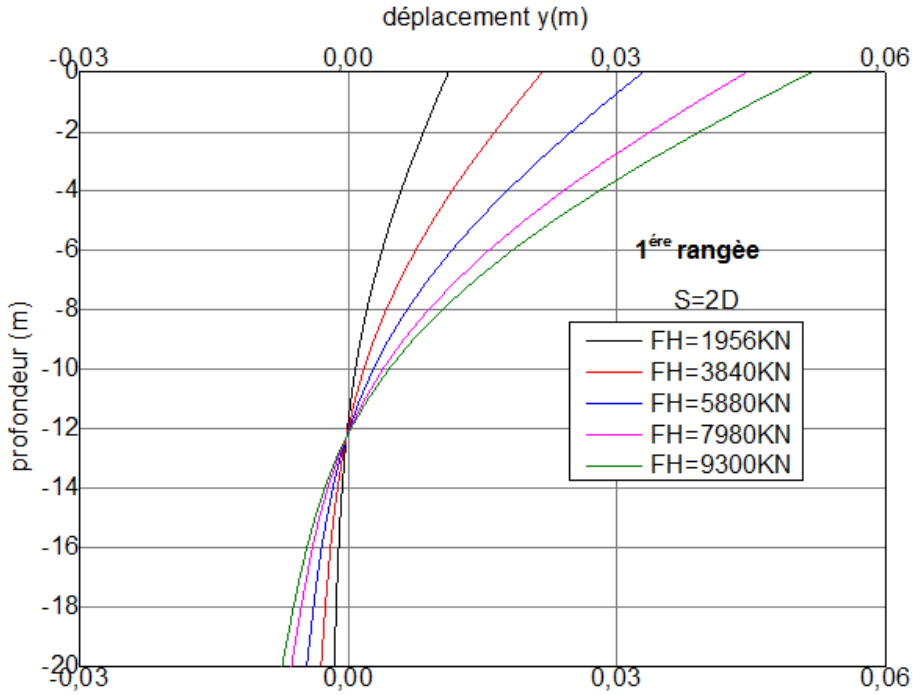


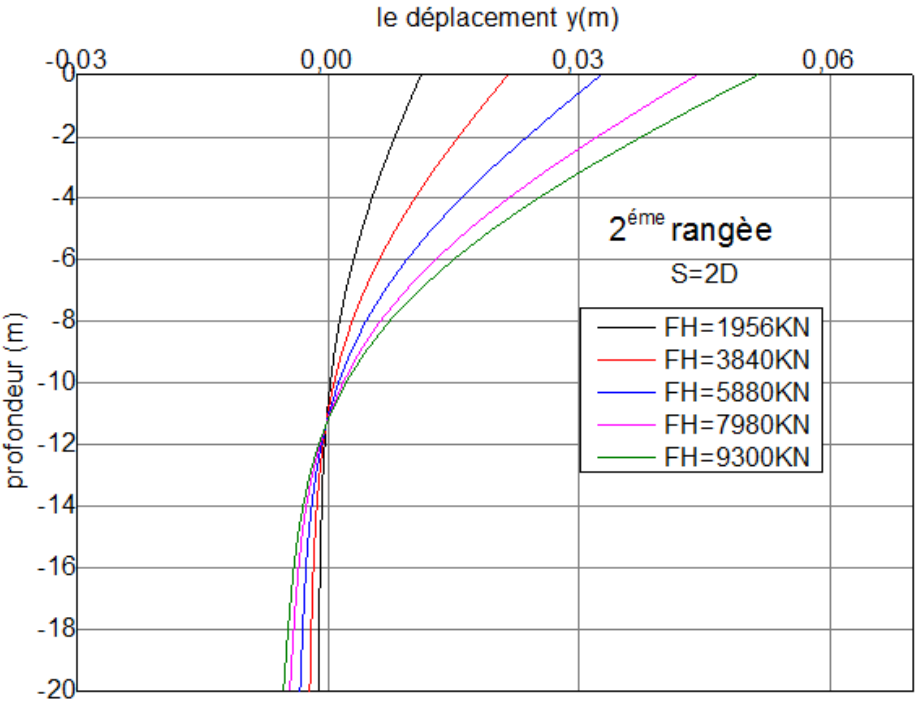
Figure 4.115. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=2D



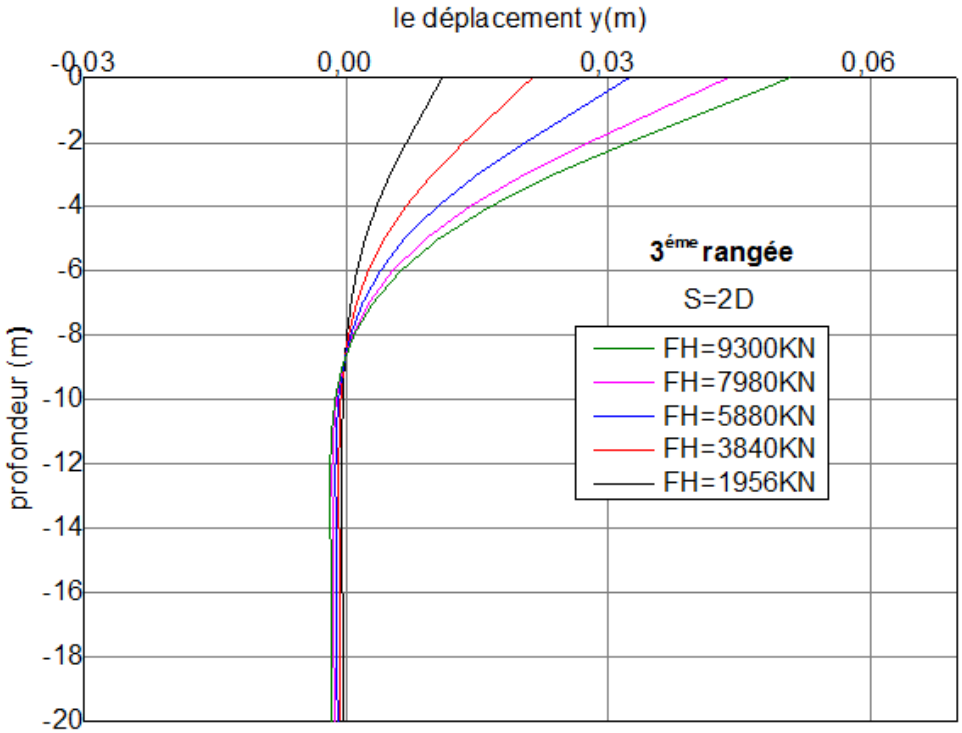
(a)


déplacement y(m)
-0,03
0,00
0,03
0,06
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
1ére rangèe
S=2D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(b)


le déplacement y(m)
-0,03
0,00
0,03
0,06
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
2éme rangèe
S=2D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(c)



(d)

Figure 4 .116. Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée sous l'effet des chargements horizontal à s=2d.

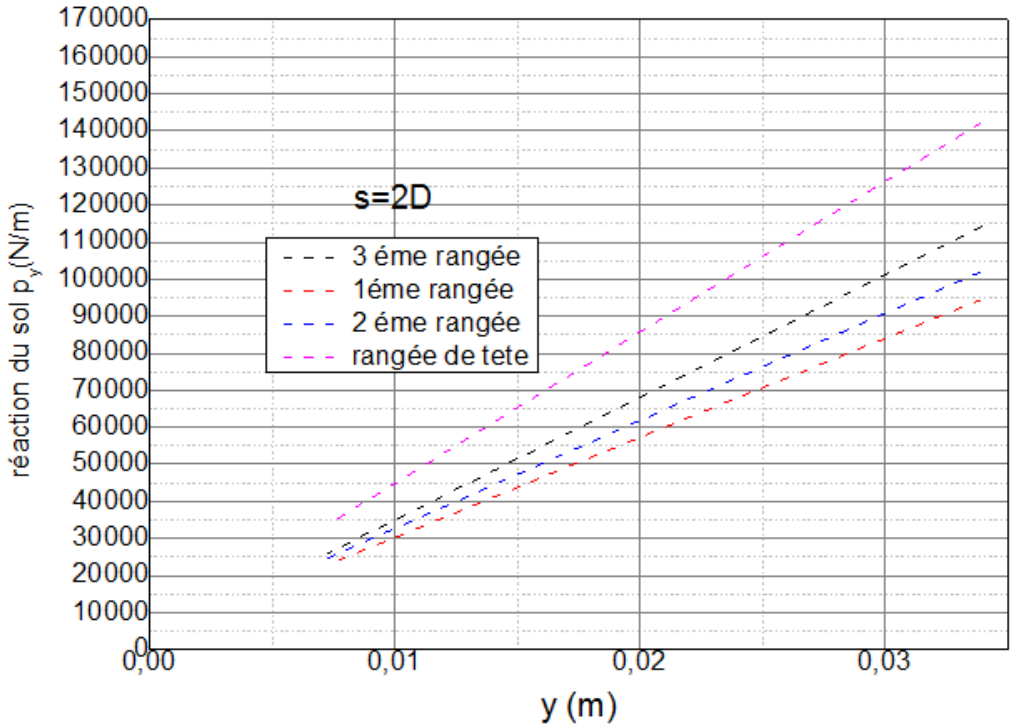


Figure 4.117. Les Courbes de réaction P-y des groupes des pieux à z=3m Avec s=2d

IV.5.2.2.Les déplacements latéraux du groupe Pieux (3x4) avec l'espacement S=3D en milieu élastique.

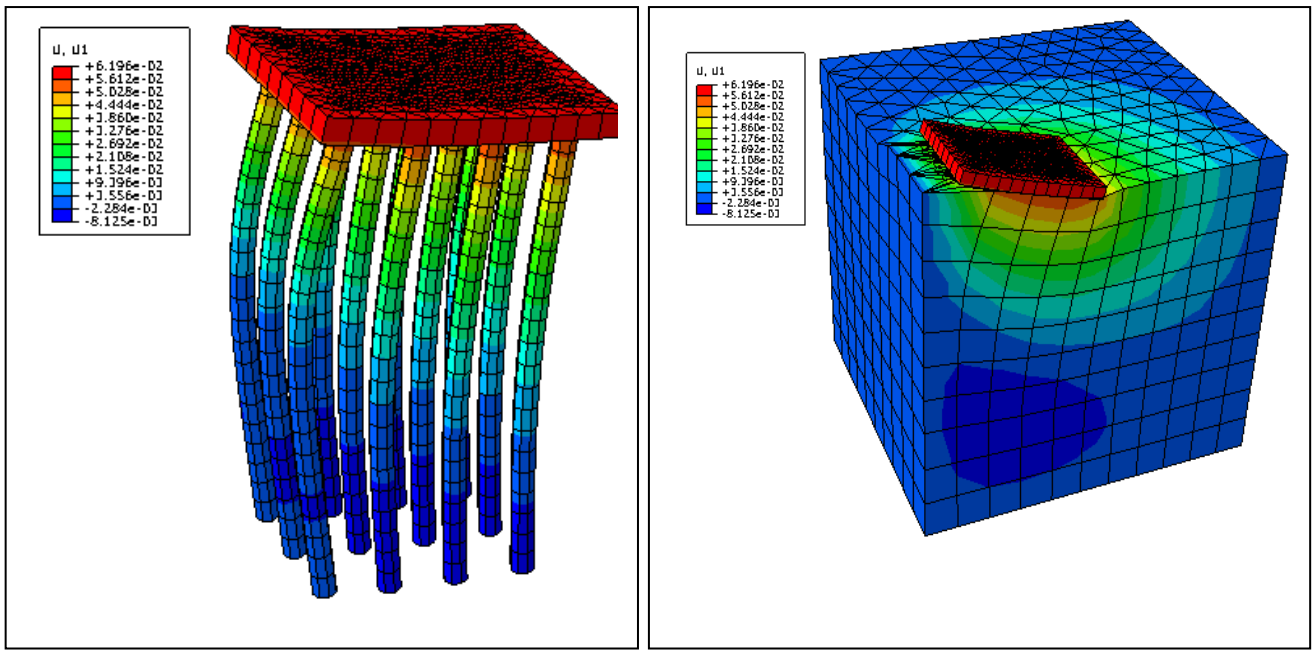
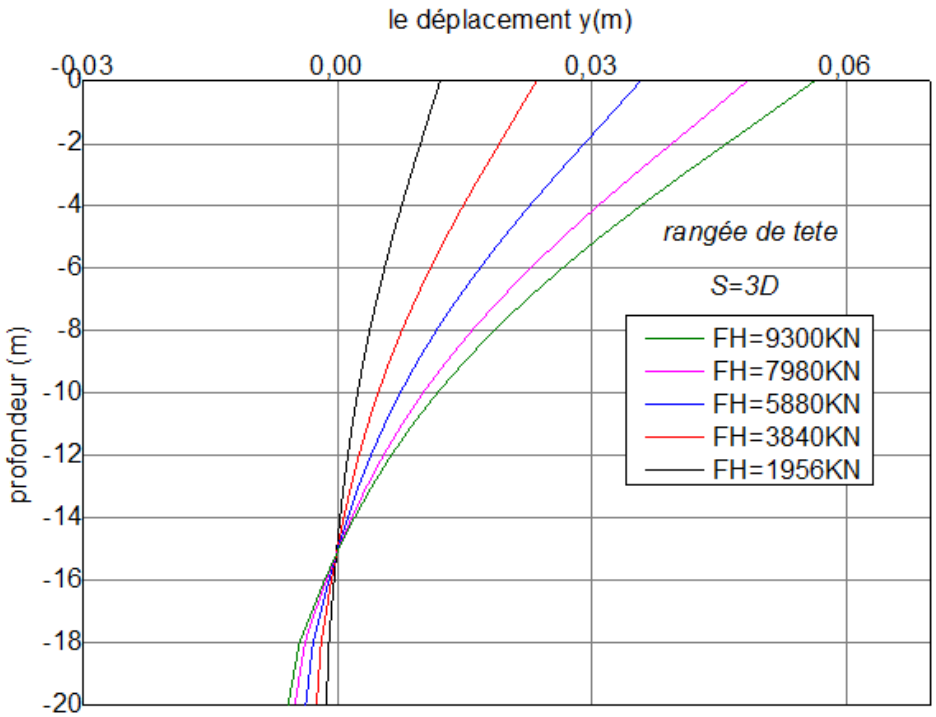
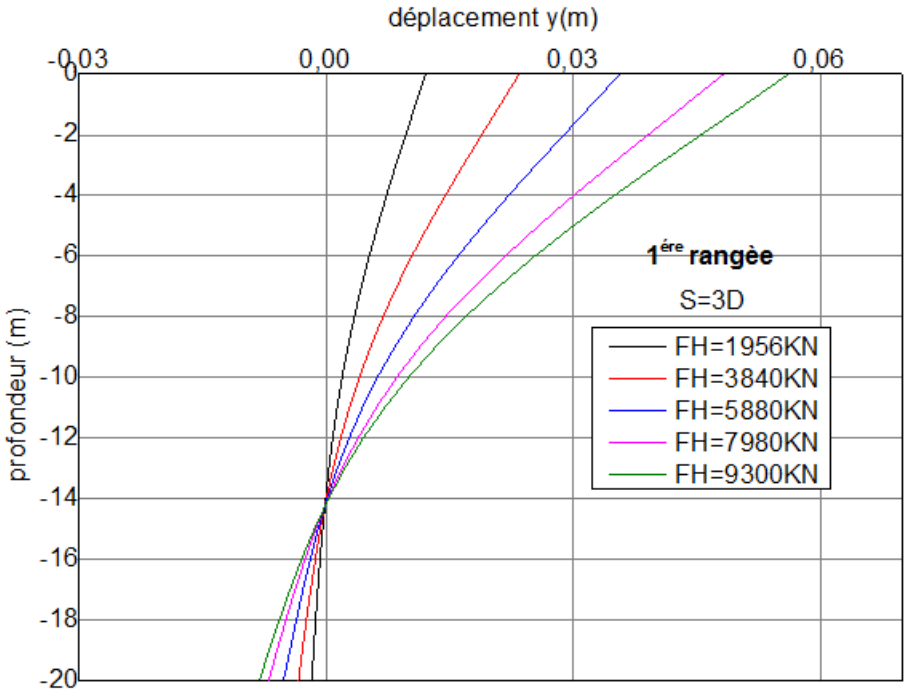


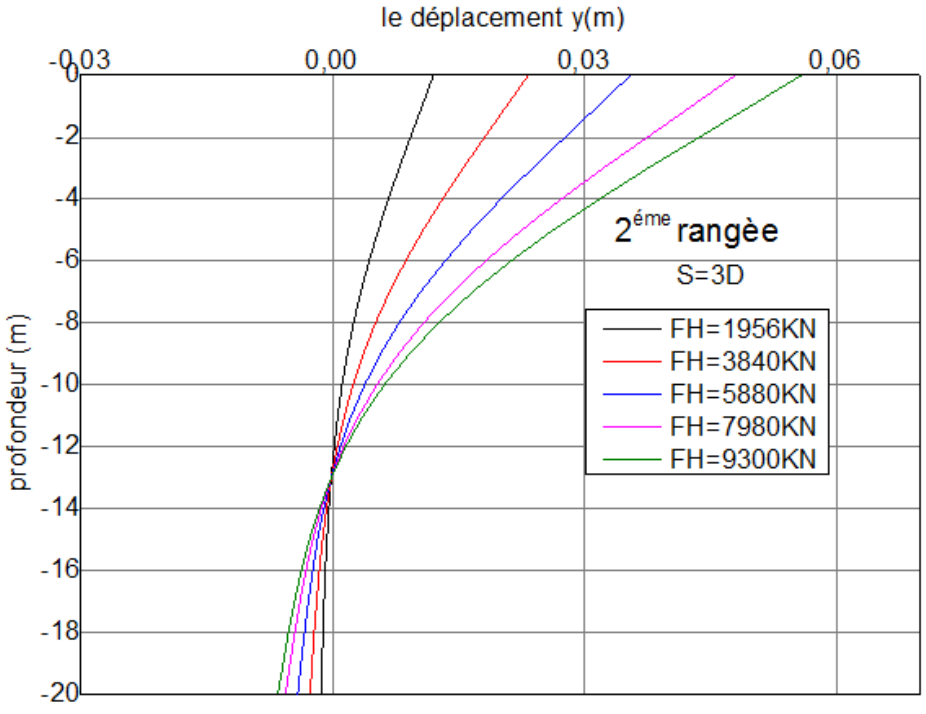
Figure 4.118. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=3D



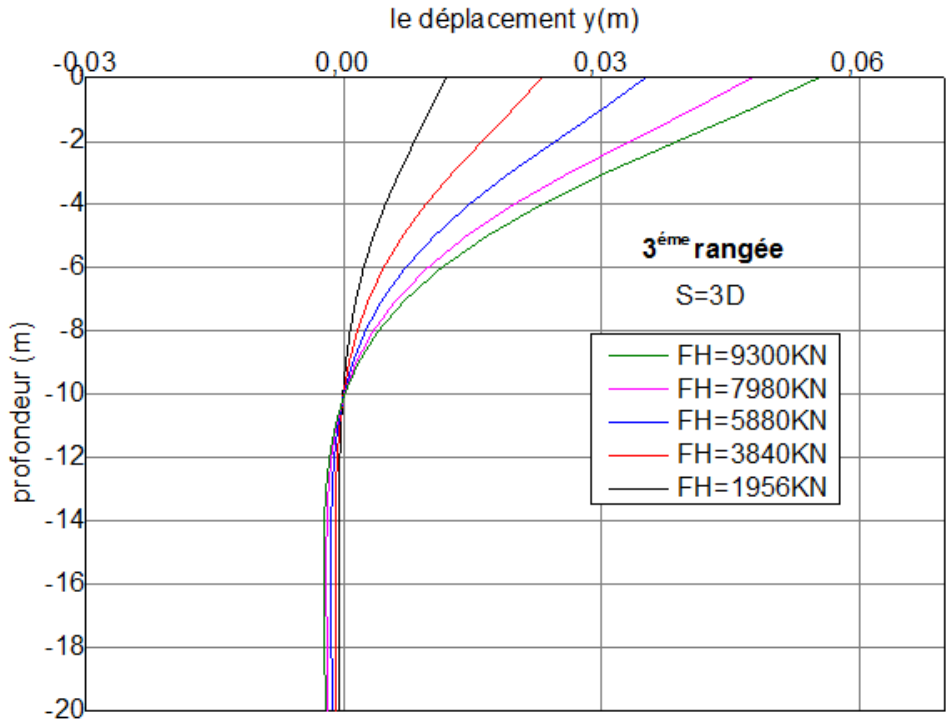
(a)


déplacement y(m)
-0,03
0,00
0,03
0,06
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
1ére rangèe
S=3D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(b)


le déplacement y(m)
-0,03
0,00
0,03
0,06
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
2éme rangèe
S=3D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(c)



(d)

Figure 4 .119. Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1ére rangée, (c) :2éme rangée, (d) :3éme rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=3d.

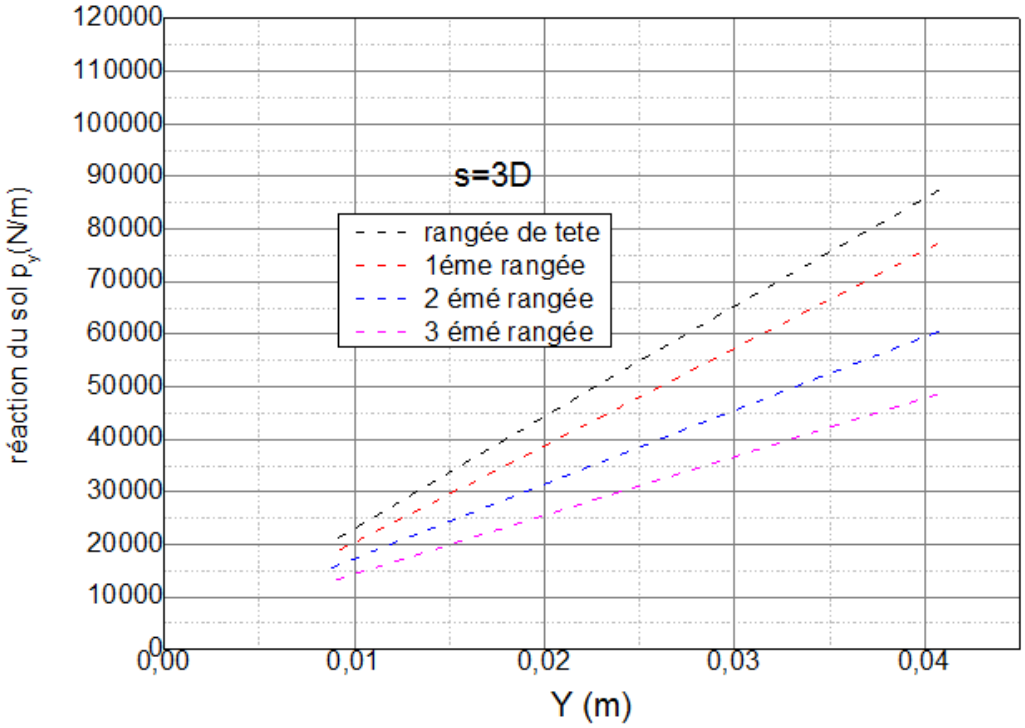


Figure 4.120. Les Courbes de réaction P-y des groupes des pieux à z=3m

S=3d

IV.5.2.3.Les déplacements latéraux du groupe Pieux (3x4) avec l'espacement S=5D en milieu élastique.

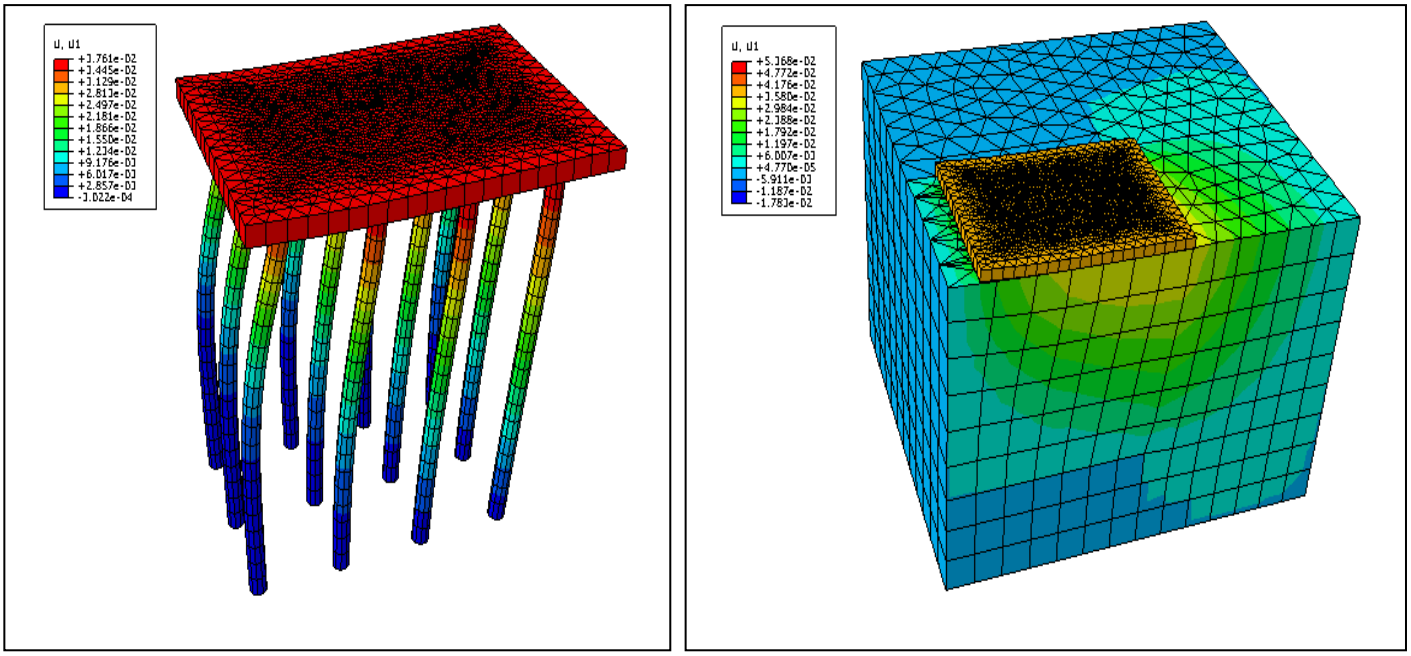
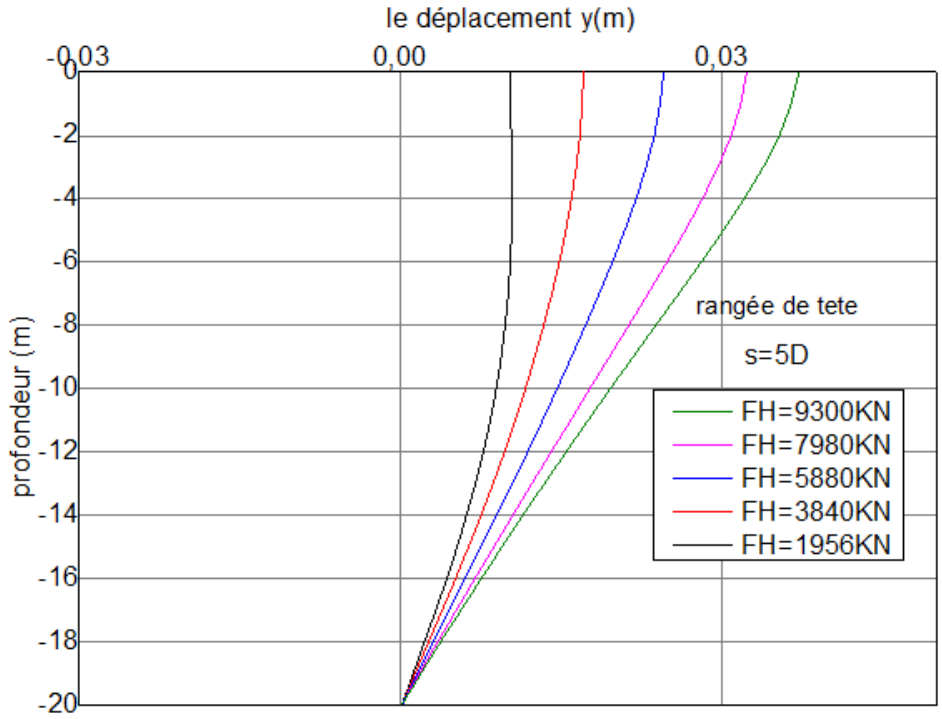
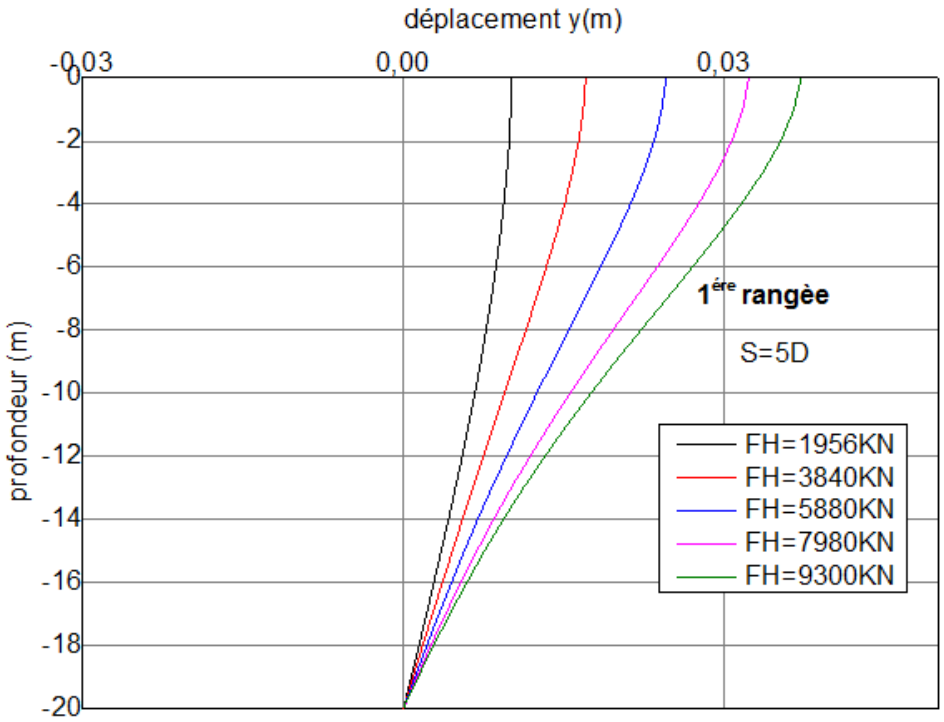


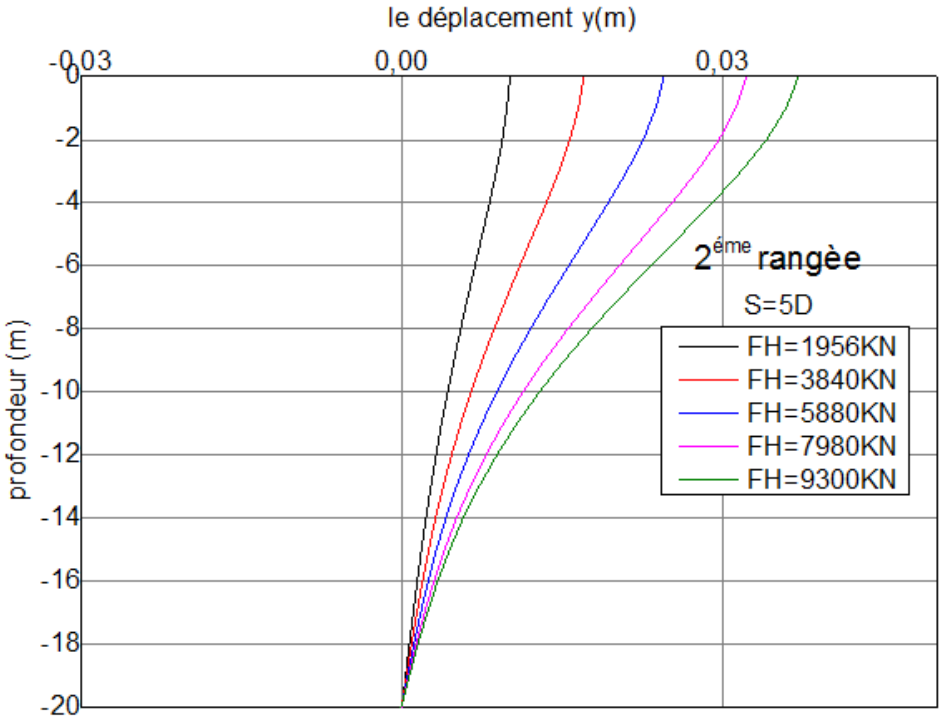
Figure 4.121. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=5D



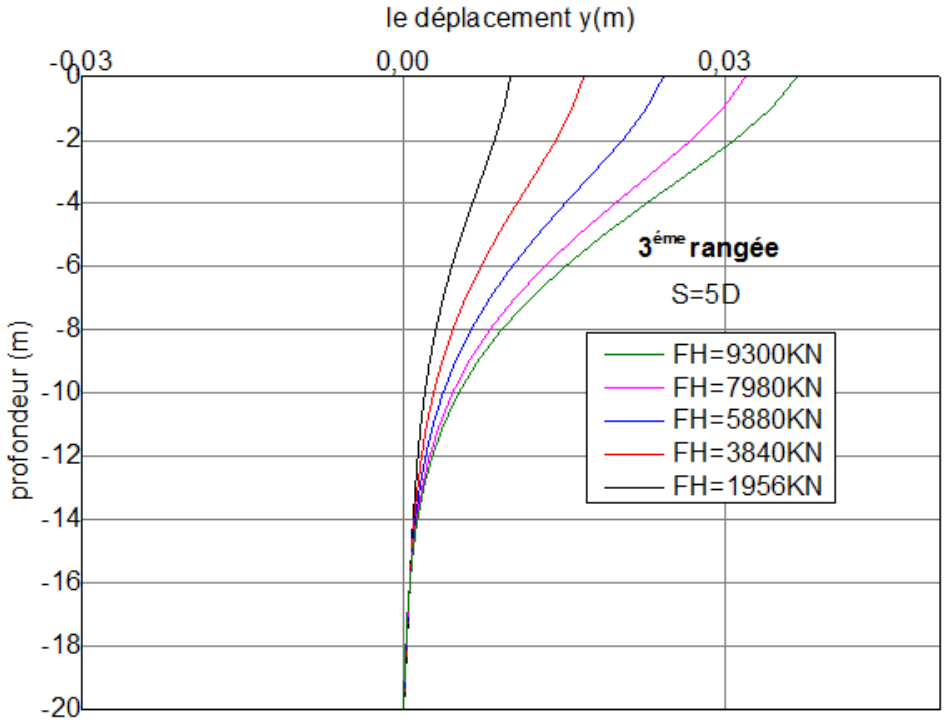
(a)


déplacement y(m)
-0,03
0,00
0,03
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
1ére rangèe
S=5D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(b)


le déplacement y(m)
-0,03
0,00
0,03
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
2éme rangèe
S=5D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(c)



(d)

Figure 4 .122. Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=5d.

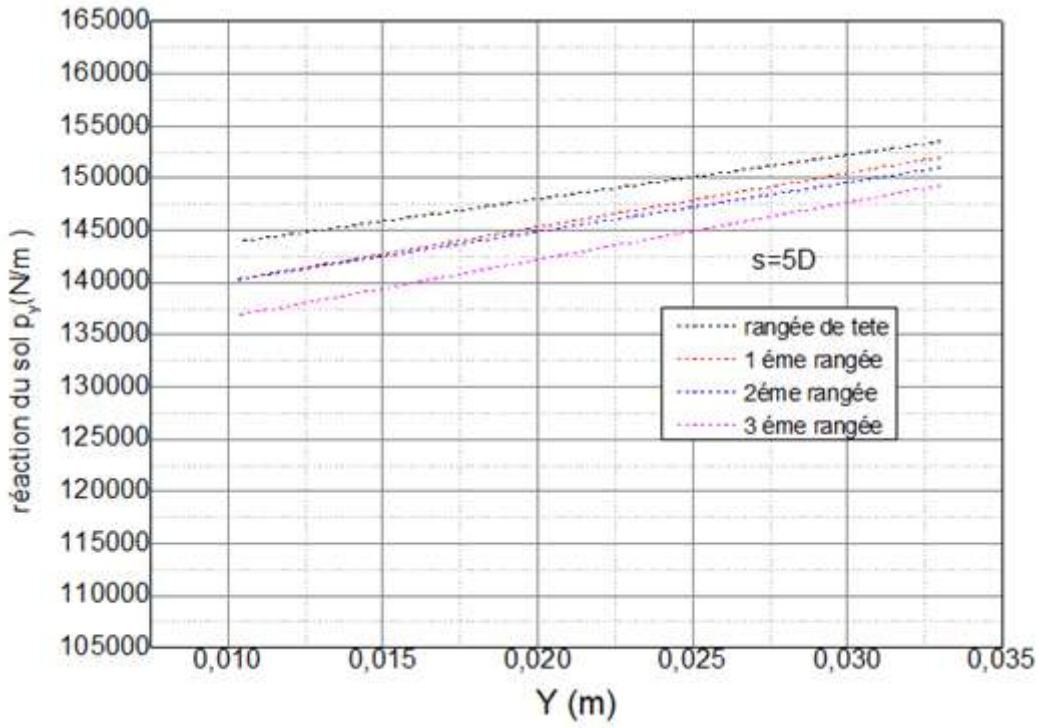


Figure 4.123. Les Courbes de réaction P-y des groupes des pieux à z=3m

S=5d

IV.5.2.4.Les déplacements latéraux du groupe Pieux (3x4) avec l'espacement S=7D en milieu élastique.

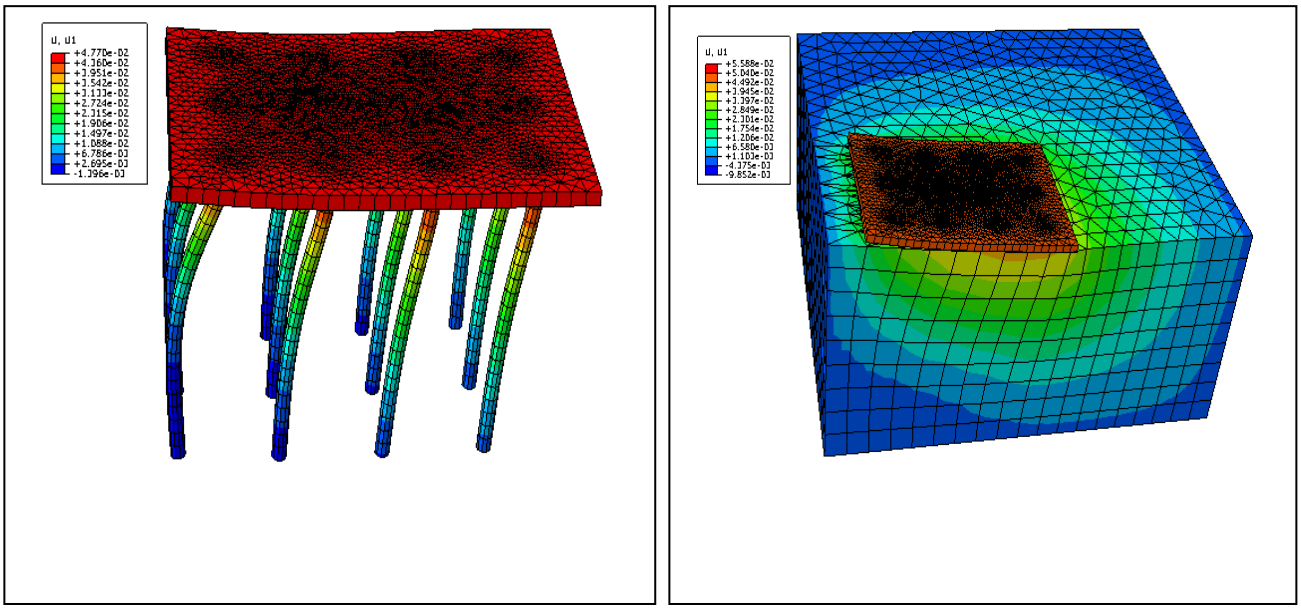
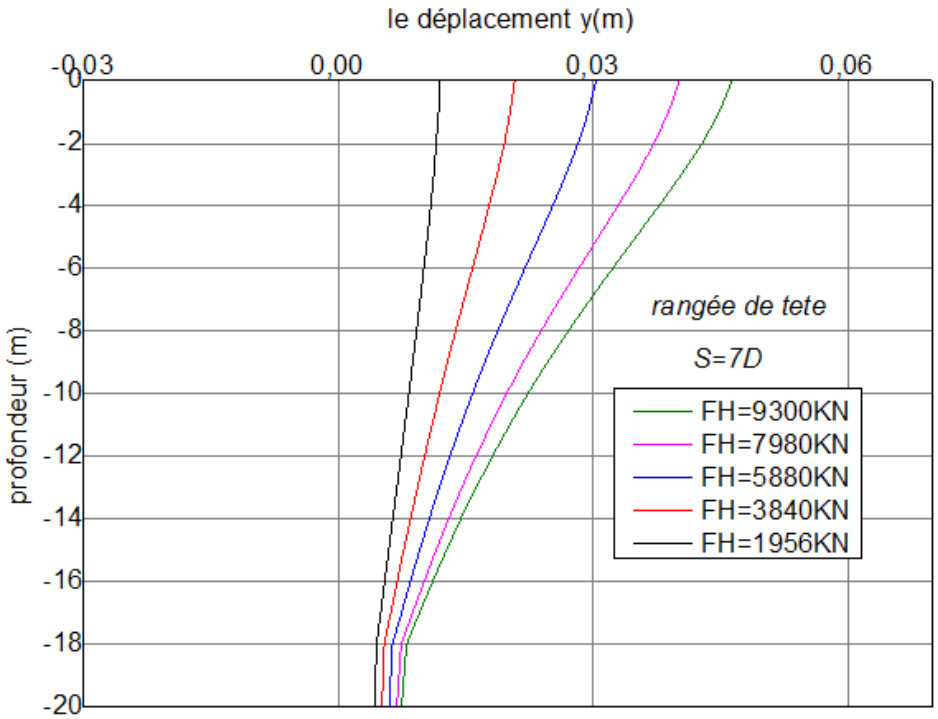
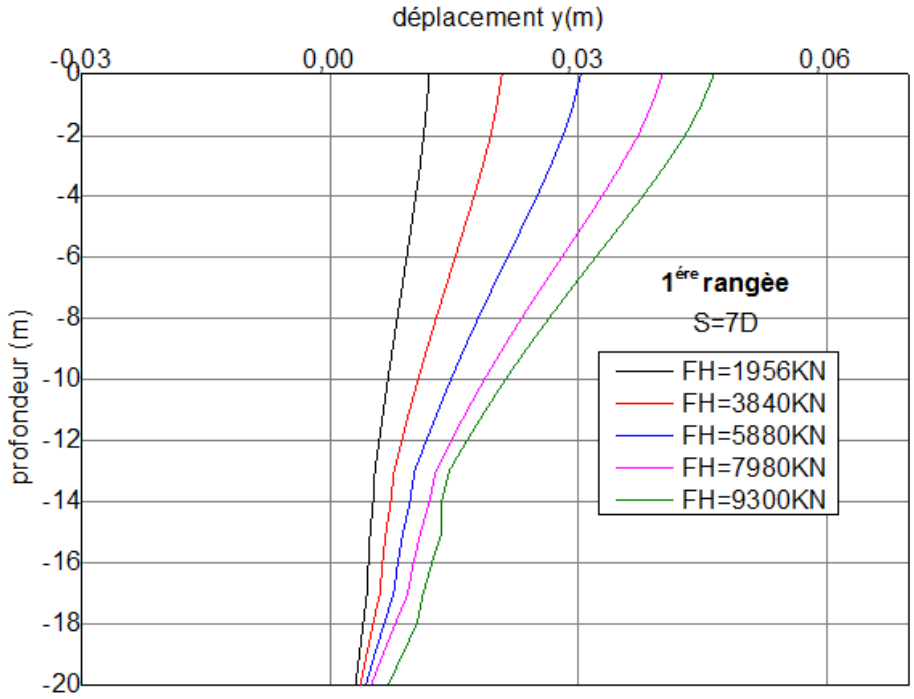


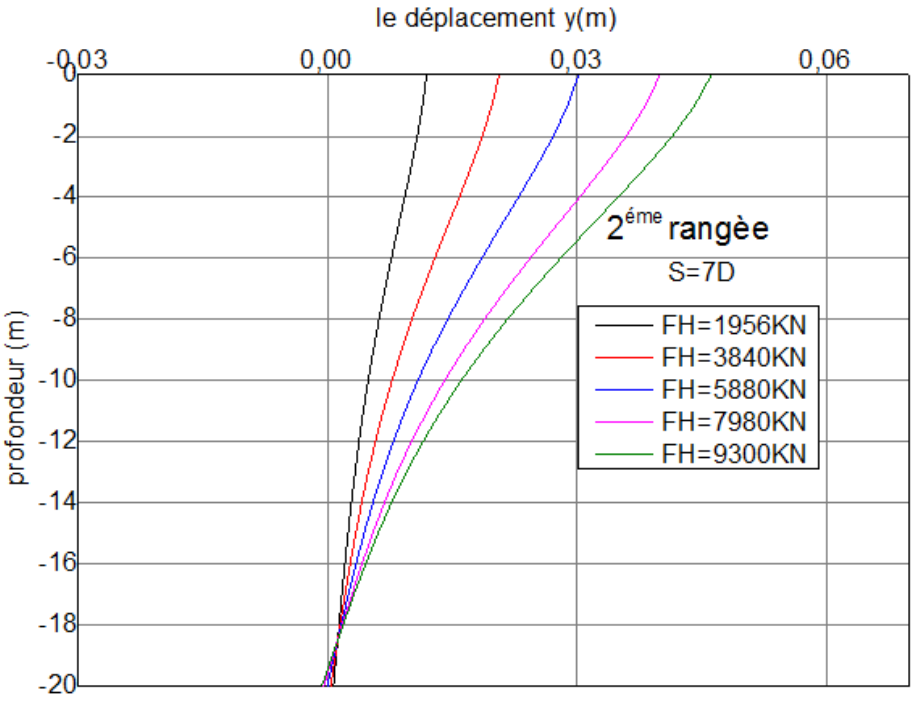
Figure 4.124. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=7D



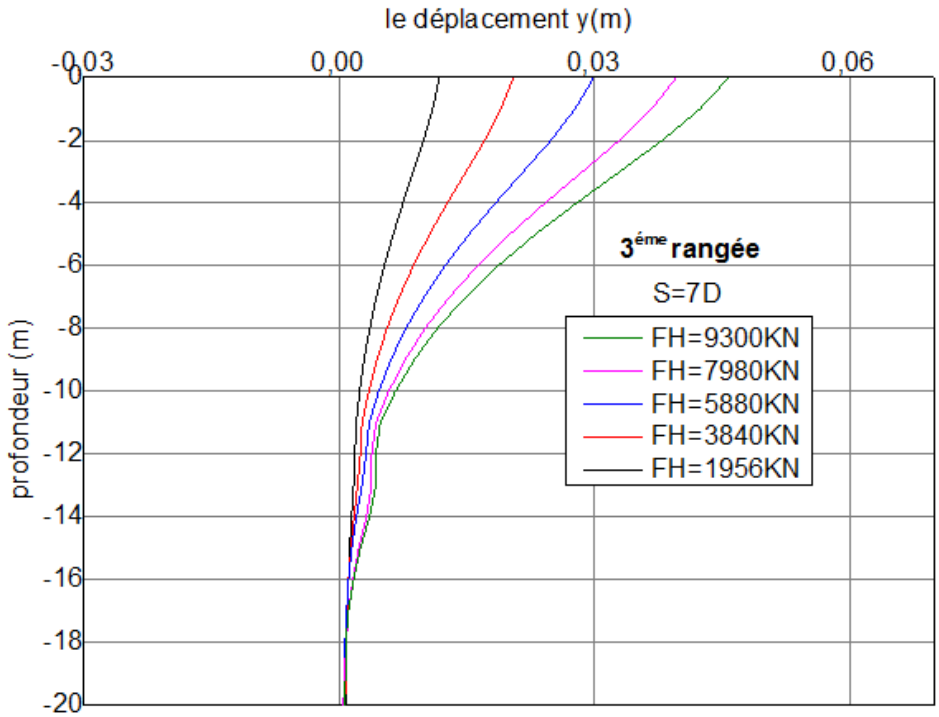
(a)


déplacement y(m)
-0,03
0,00
0,03
0,06
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
1ére rangée
S=7D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(b)


le déplacement y(m)
-0,03
0,00
0,03
0,06
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
2éme rangée
S=7D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(c)



(d)

Figure 4 .125. Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=7d.

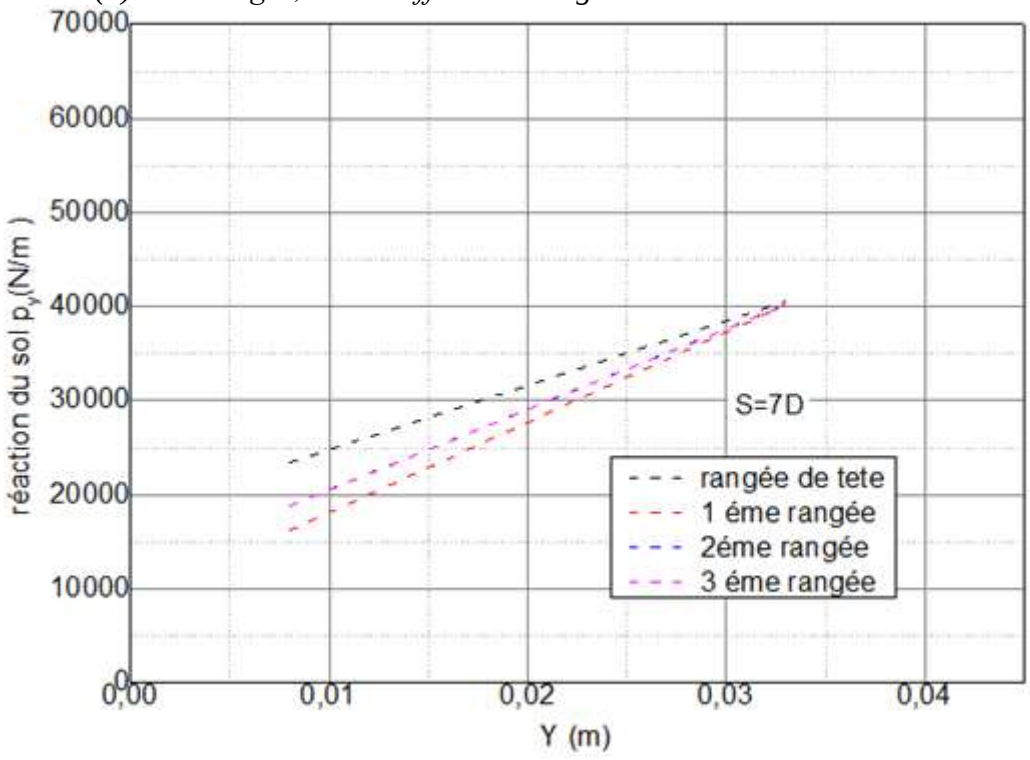


Figure 4.126. Les Courbes de réaction P-y des groupes des pieux à z=3m

S=7d

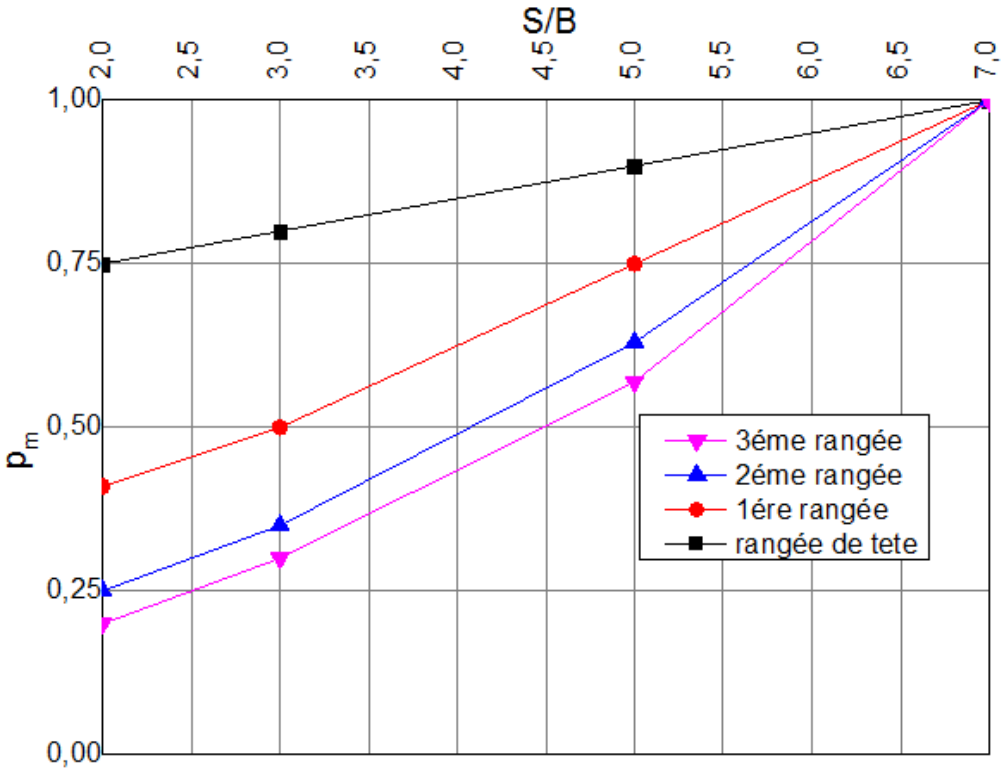


Figure 4.127. L'abaque des multiplicateurs p_m

IV.5.2.5.Conclusion :

L'influence de l'espacement s :

L'effet de l'entraxe des pieux et celui du groupe apparaissent clairement sur les déplacements et la réaction du sol de long des pieux dans les groupes. En effet, la figure 127 illustre les résultats analogues obtenus pour des groupes avec l'entraxe de 2D, 3D, 5Det 7D

IV.6.Partie 3 :

IV.6.1.Pieu isolé libre en tête :

Les matériaux constituant le pieu et le sol sont modélisé par une loi de comportement élastique linéaire et isotrope. Les caractéristiques mécaniques introduites pour le calcul sont résumées dans le tableau IV.1. Les chargements latéraux appliqués à 2 mètres au-dessus du sol. Les différentes amplitudes d'efforts latéraux appliqués à la tête du pieu (163 kN, 320 kN, 490kN, 665KN et 775kN).

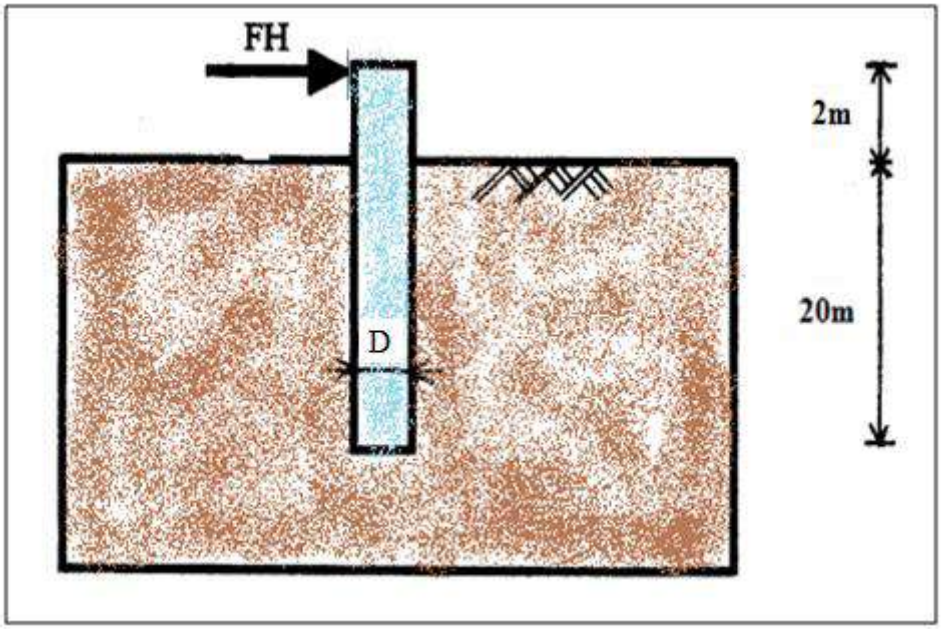


Figure 4.128. Système pieu-sol

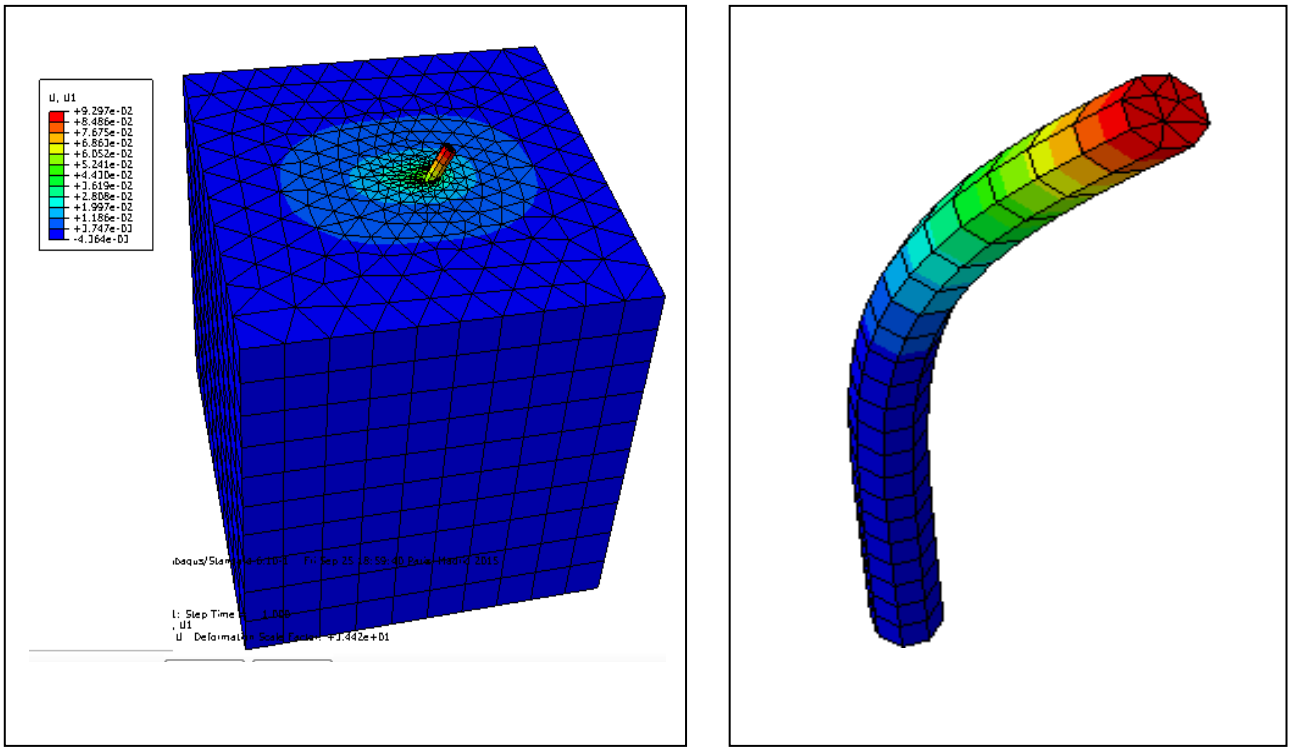


Figure 4.129. Le déplacement de pieu isolé sous chargement horizontal

IV.6.1.1.Les déplacements latéraux du Pieu isolé au niveau de sol en milieu élastique :

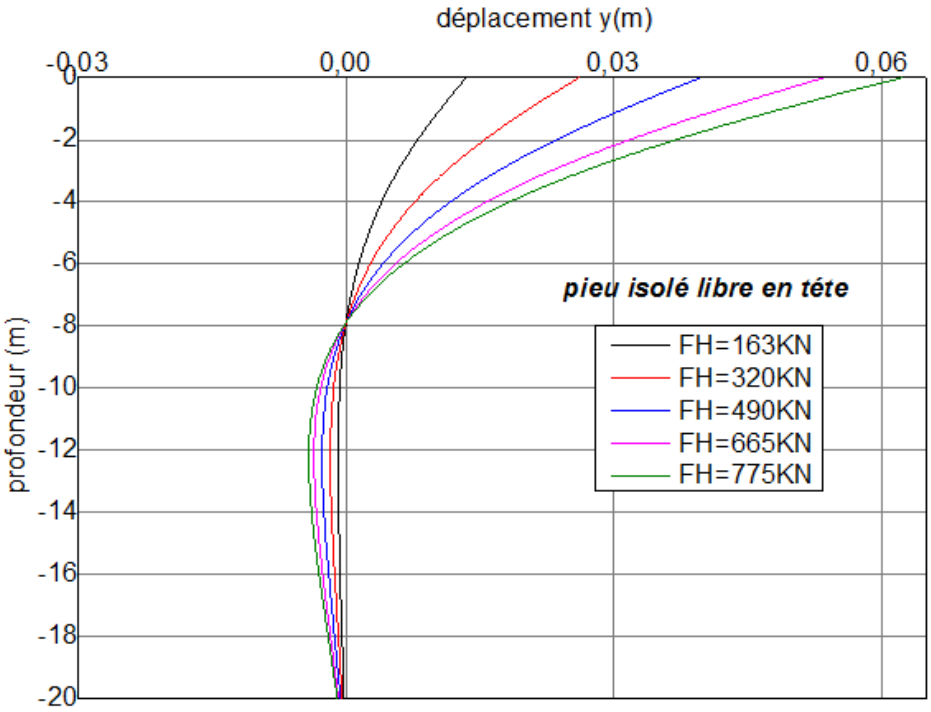
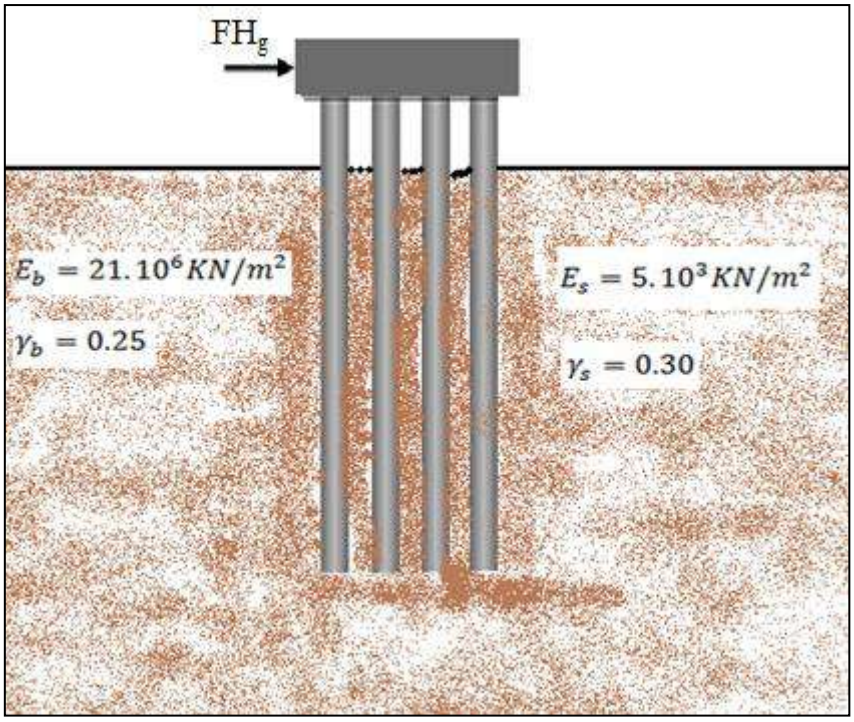


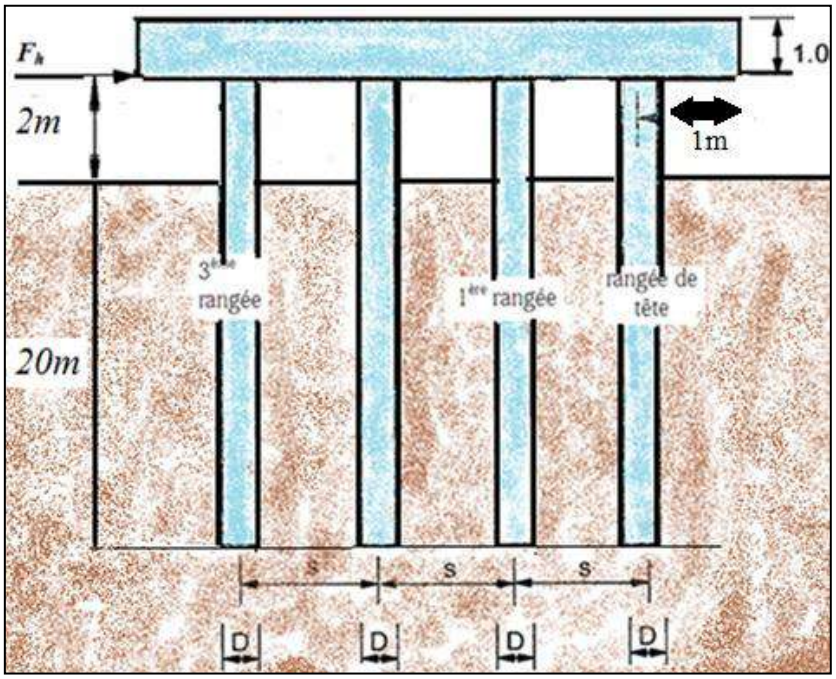
Figure 4.130. Le déplacement de pieu isolé sous chargement horizontal

IV.6.2. L'étude groupe des pieux fixé en tète (radier rigide ne touchant pas le sol) :

On a modélisé d'un groupe des pieux (3x4) dans un sol homogène dont les propriétés ont été données précédemment. Le chargement latéral est statique, et comporte des efforts ponctuels appliqués à 2 mètres au-dessus du sol par radier. Les différentes amplitudes d'efforts latéraux appliqués au radier (1956 kN, 3840kN, 5880kN, 7980KN et 9300kN).



(a)



(b)

Figure 4.131. (a) et (b) Coupe longitudinal de section de groupe (3x4)

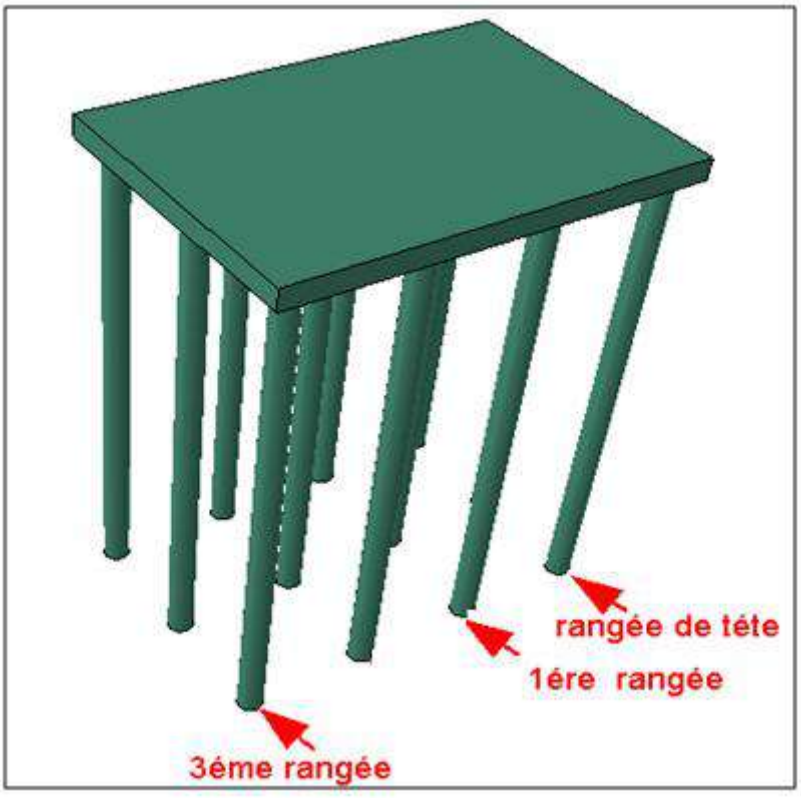
But de l'étude :

Le but d'étude la détermination de coefficient d'efficacité du groupe η. cette méthode simple pour évaluer l'effet de groupe est de comparer la charge latérale moyenne par pieu dans le groupe avec la charge latérale pour un pieu isolé et ceci à une même déflexion horizontale. Le terme efficacité du groupe peut être définie comme:

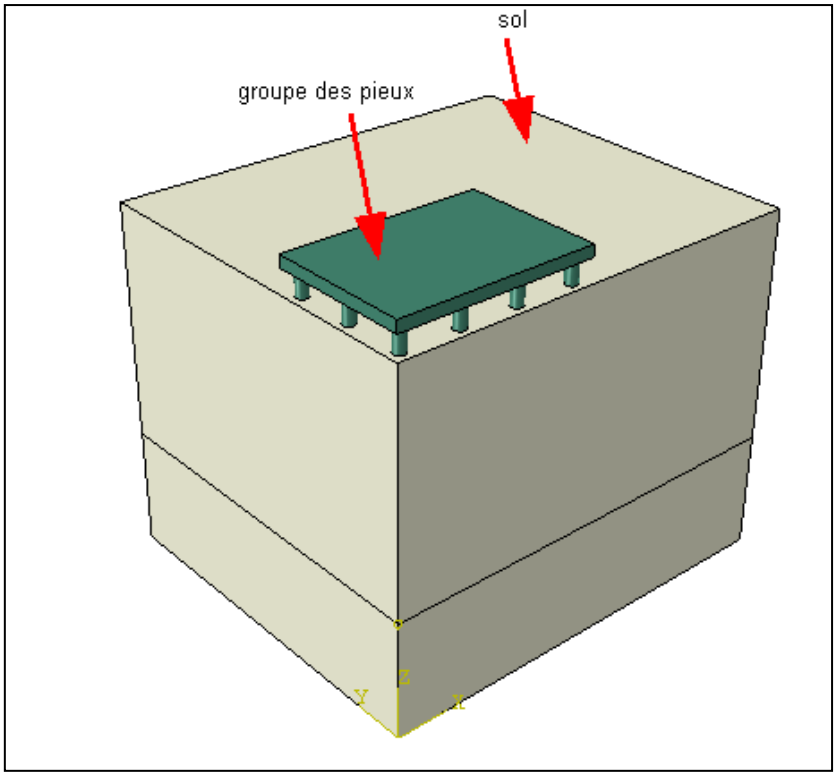
$$\eta = \frac{\text{charge latérale sur le groupe pour une déflexion donnée}}{\text{N . charge latérale sur le pieu isolé à une même déflexion}}$$

Où N est le nombre de pieux dans le groupe.

La valeur 100% de l'efficacité du groupe, indique qu'il n'y a pas d'interaction entre les pieux et dans ce cas là, leur comportement n'est pas différent de celui d'un pieu isolé.



(a)



(b)

Figure 4.132. (a) et (b) Modélisation d'un groupe des pieux (3x4) fixé en tête

IV.6.2.1.Les déplacements latéraux du groupe de Pieux (3x4) avec l'espacement S=2D en milieu élastique.

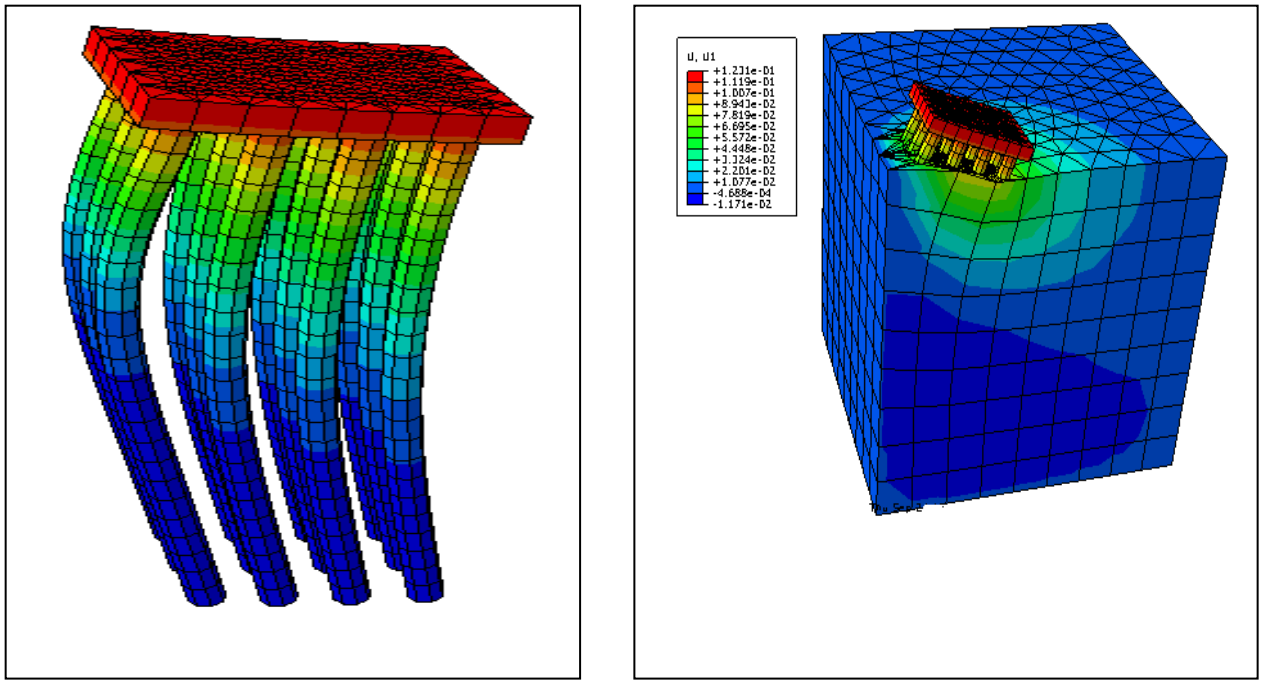
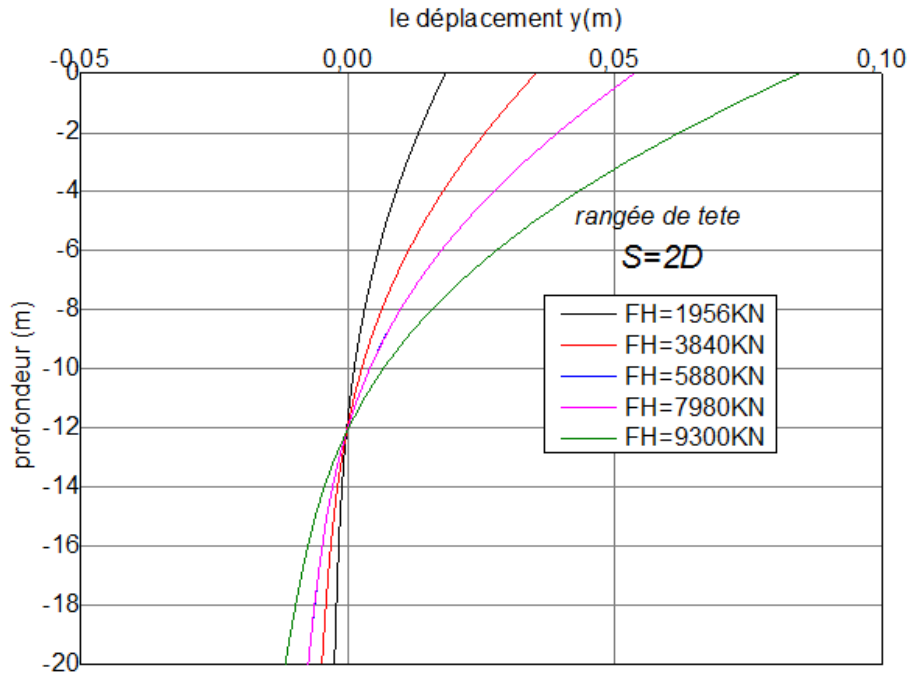
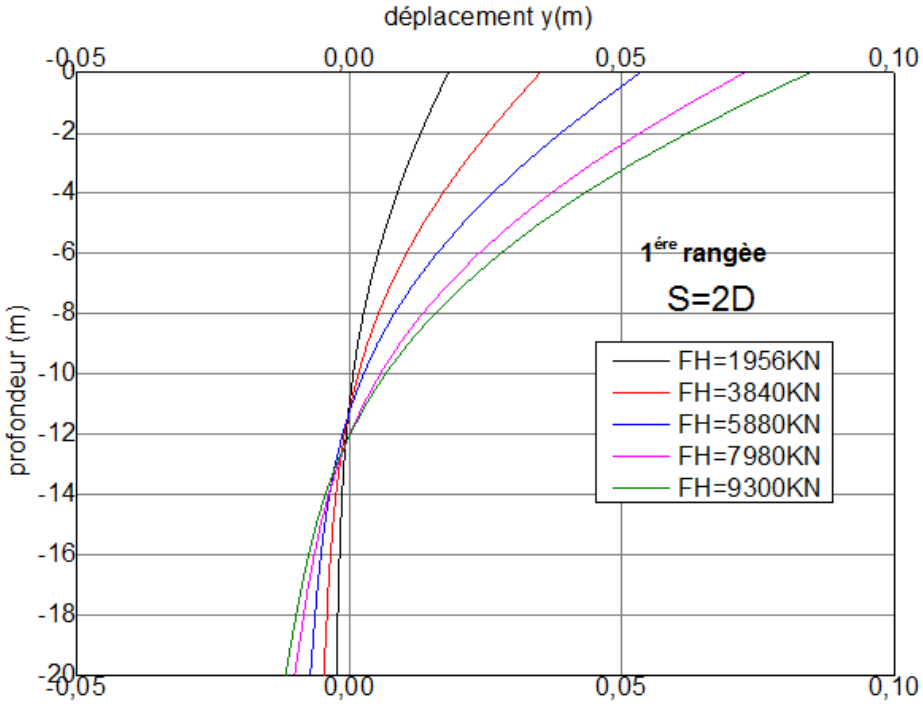


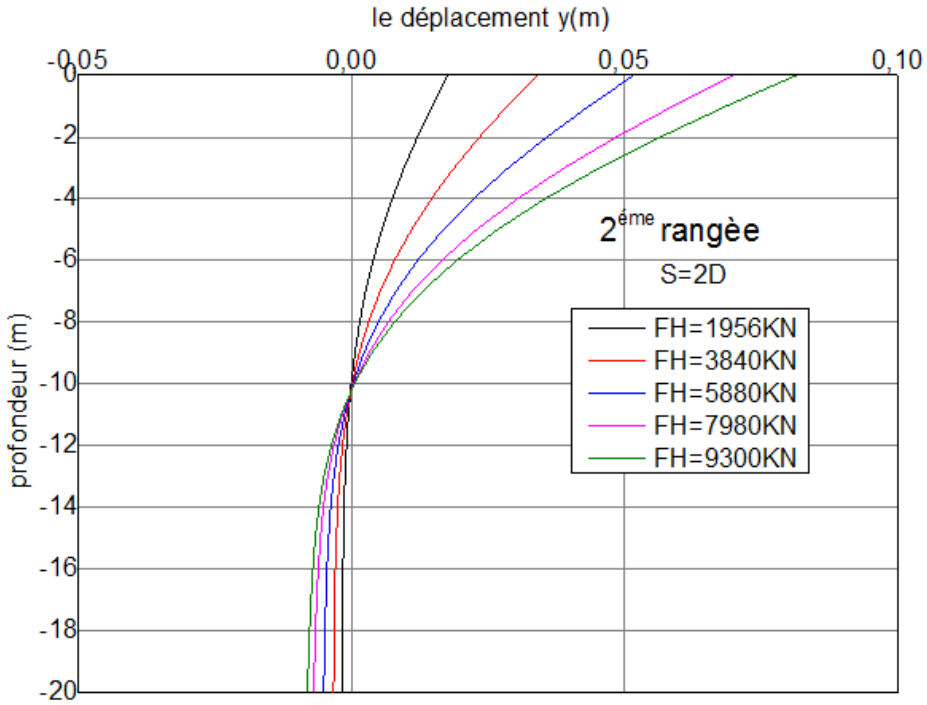
Figure 4.133. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=2D


le déplacement y(m)
-0,05
0,00
0,05
0,10
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
rangée de tete
S=2D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

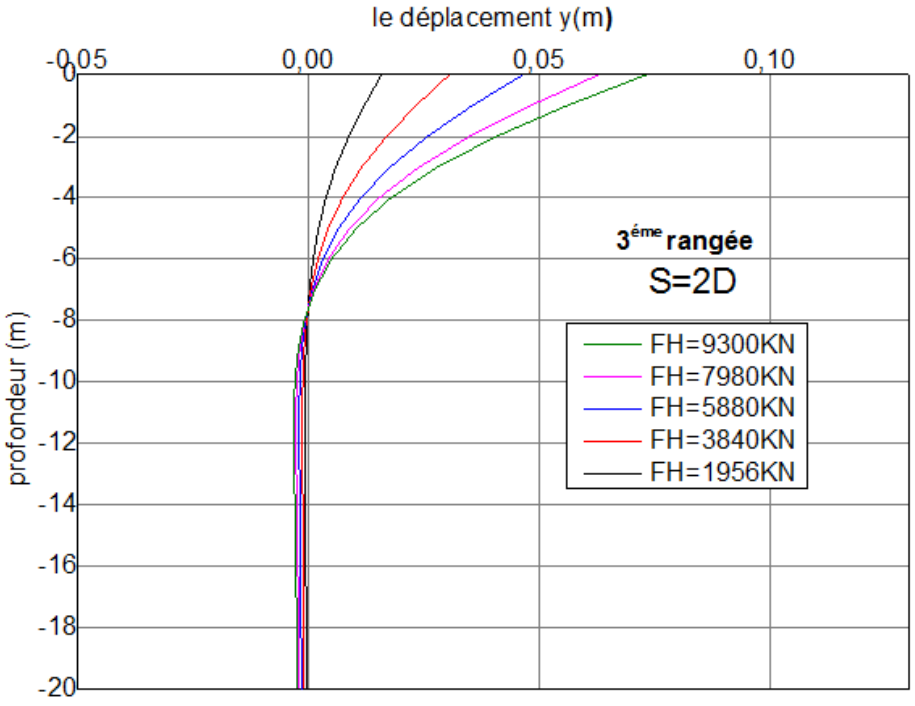
(a)


déplacement y(m)
-0,05
0,00
0,05
0,10
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
1ére rangée
S=2D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(b)



(c)



(d)

Figure 4 .134. Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1^{ére}rangée, (c) :2^{éme} rangée, (d) :3^{éme} rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=2d.

IV.6.2.2.Les déplacements latéraux du groupe de Pieux (3x4) avec l'espacement S=3D en milieu élastique.

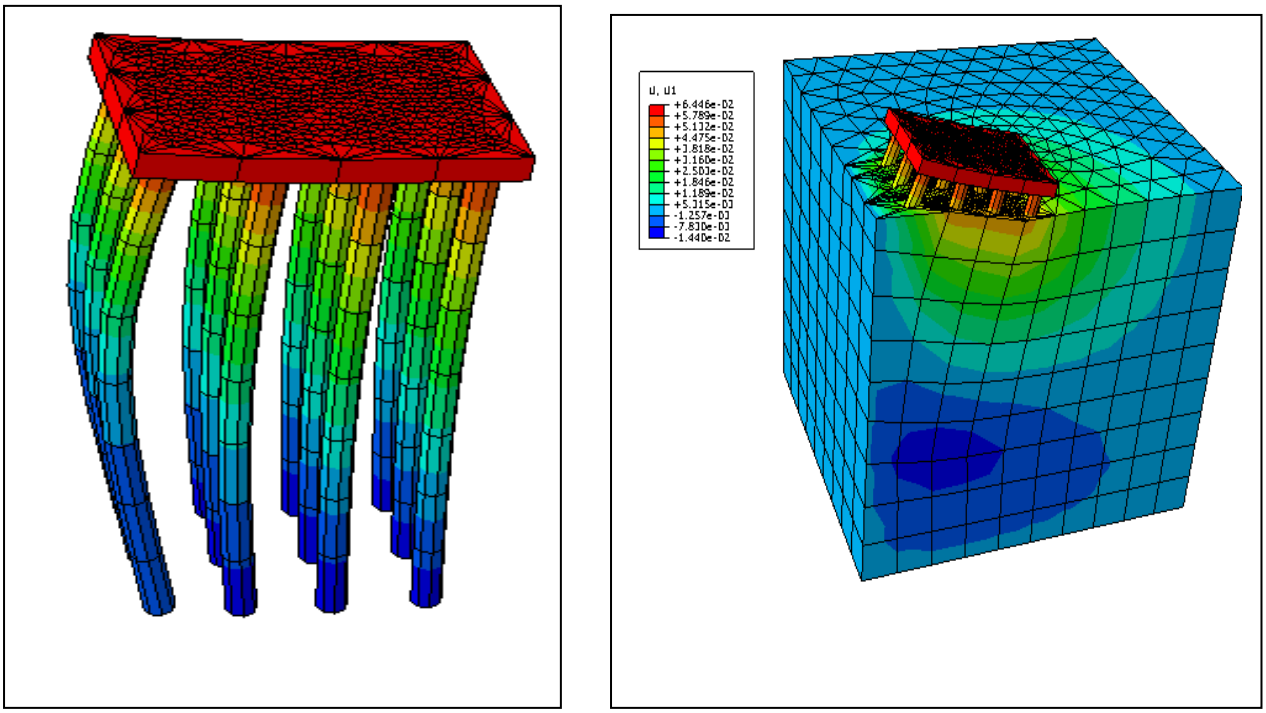
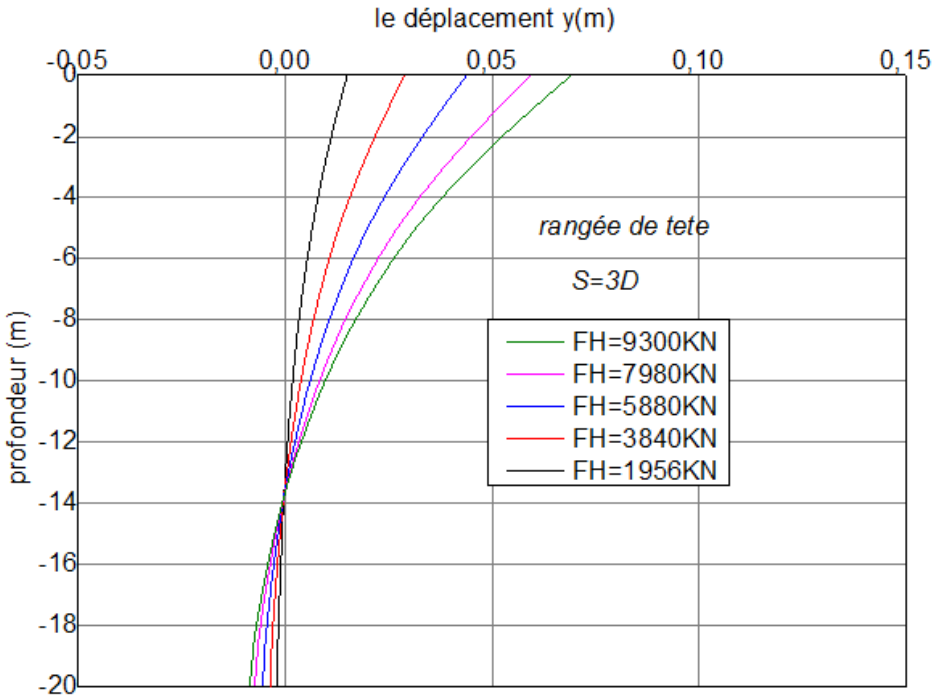
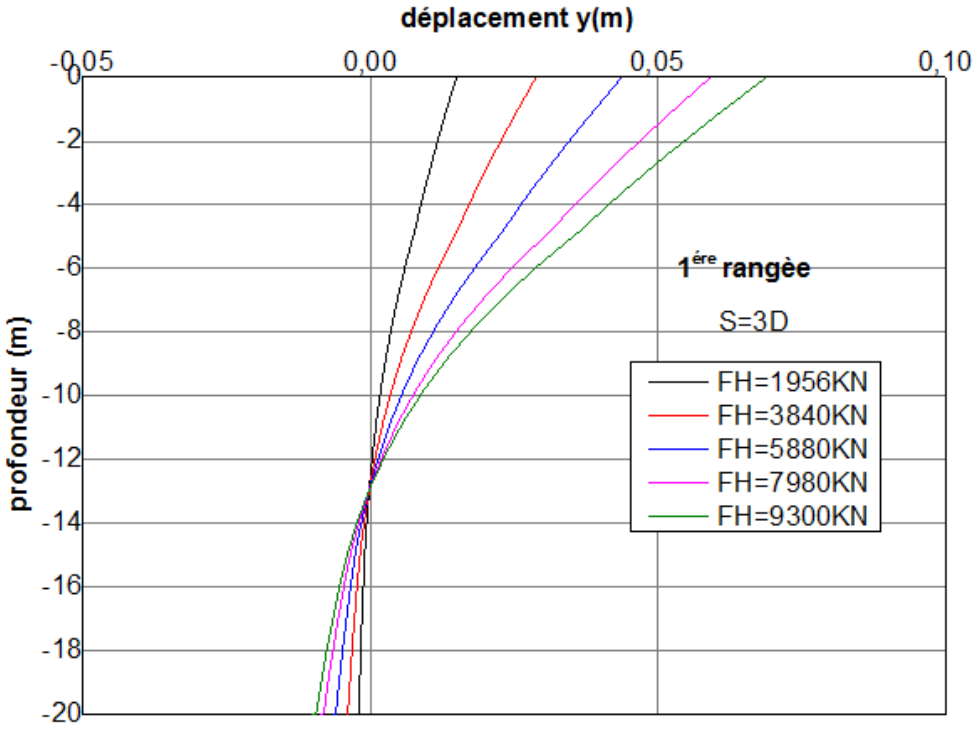


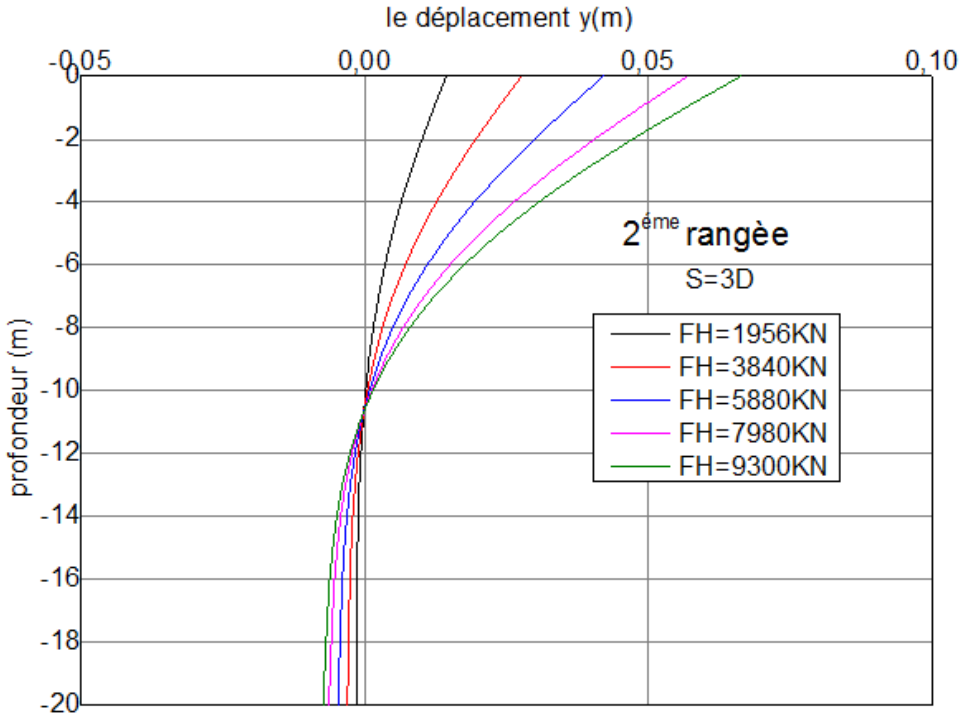
Figure 4.135. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=3D



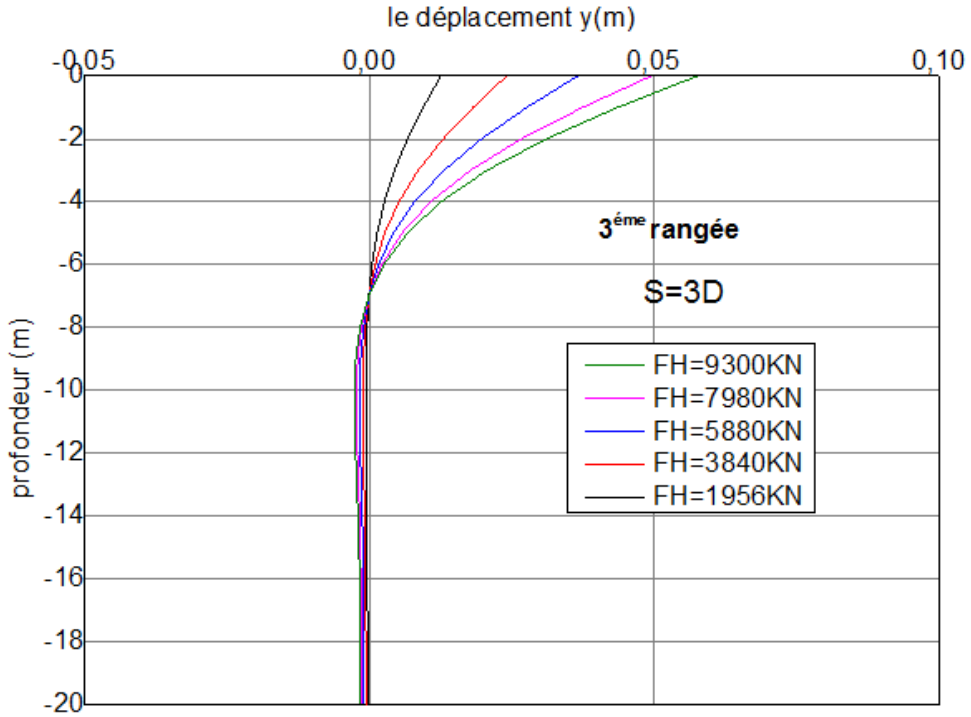
(a)


déplacement y(m)
-0,05
0,00
0,05
0,10
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
1ére rangèe
S=3D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(b)


le déplacement y(m)
-0,05
0,00
0,05
0,10
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
2éme rangèe
S=3D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(c)



(d)

Figure. 4.136. Les déplacements de pieux (a) : rangée de tète, (b) :1ére rangée, (c) :2éme rangée, (d) :3éme rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=3d.

IV.6.2.3.Les déplacements latéraux du groupe de Pieux (3x4) avec l'espacement S=5D en milieu élastique.

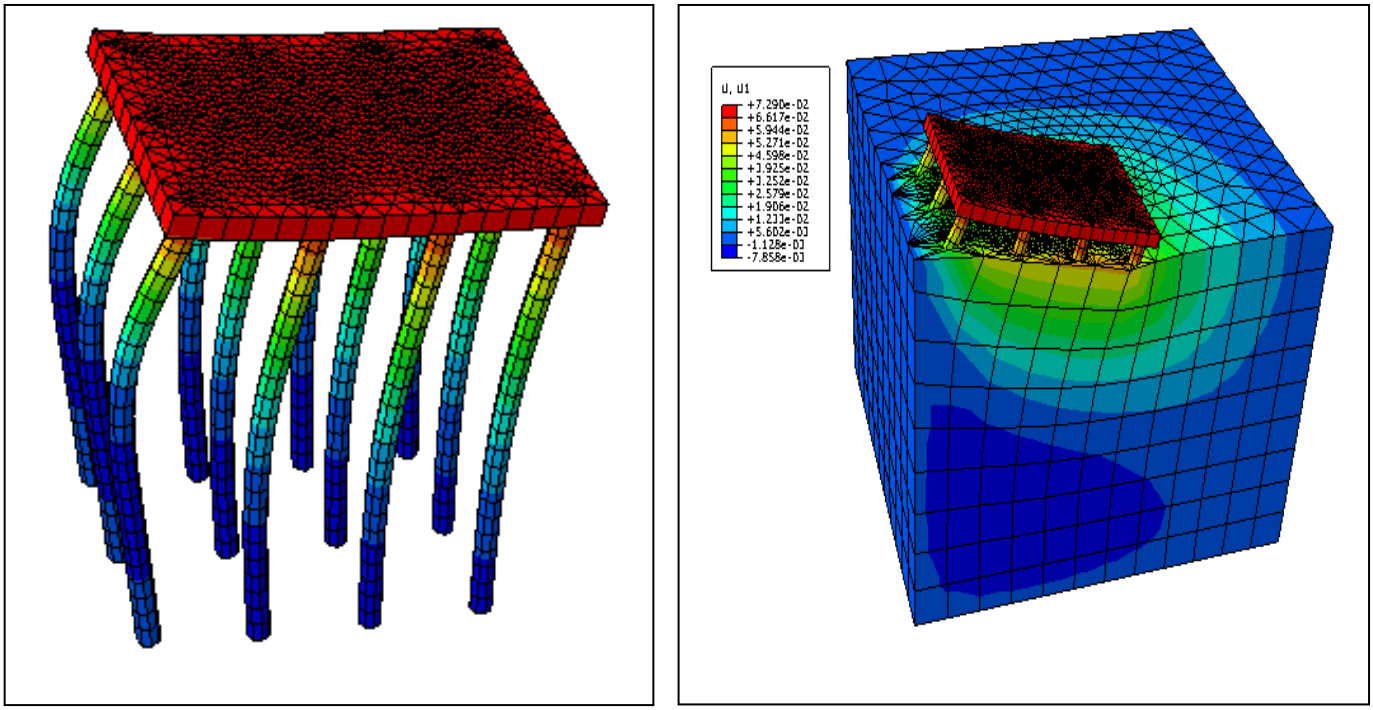
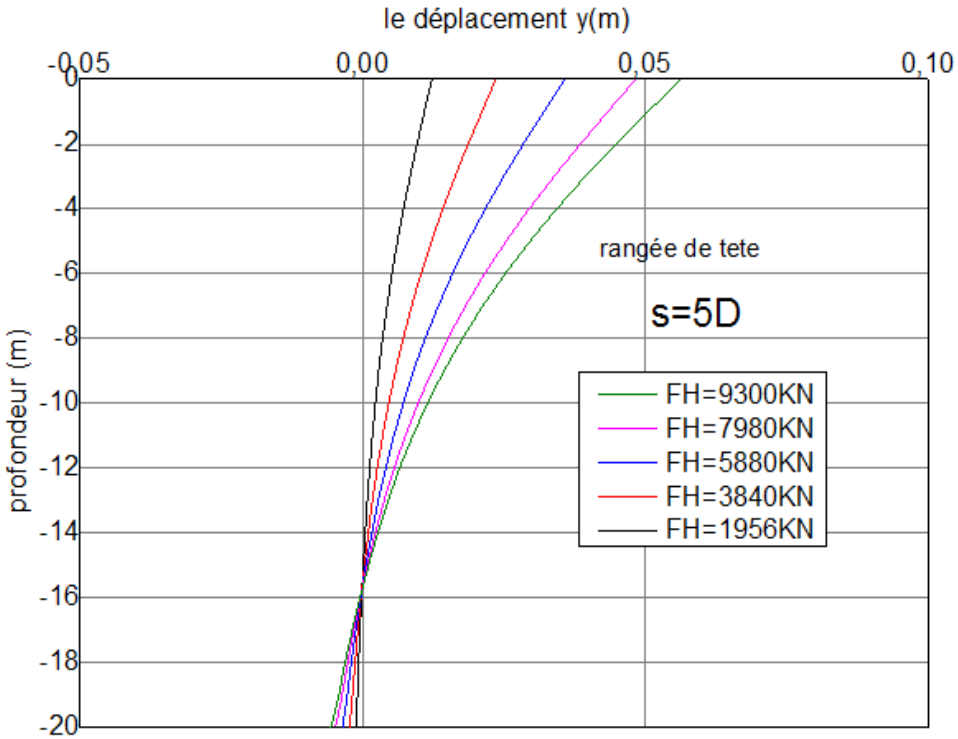
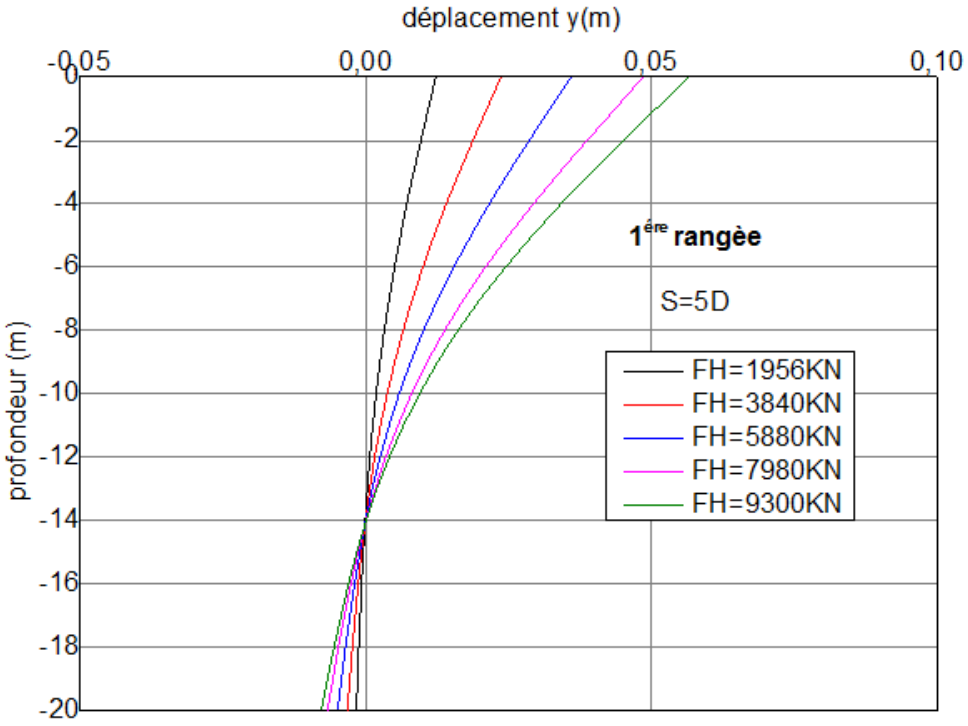


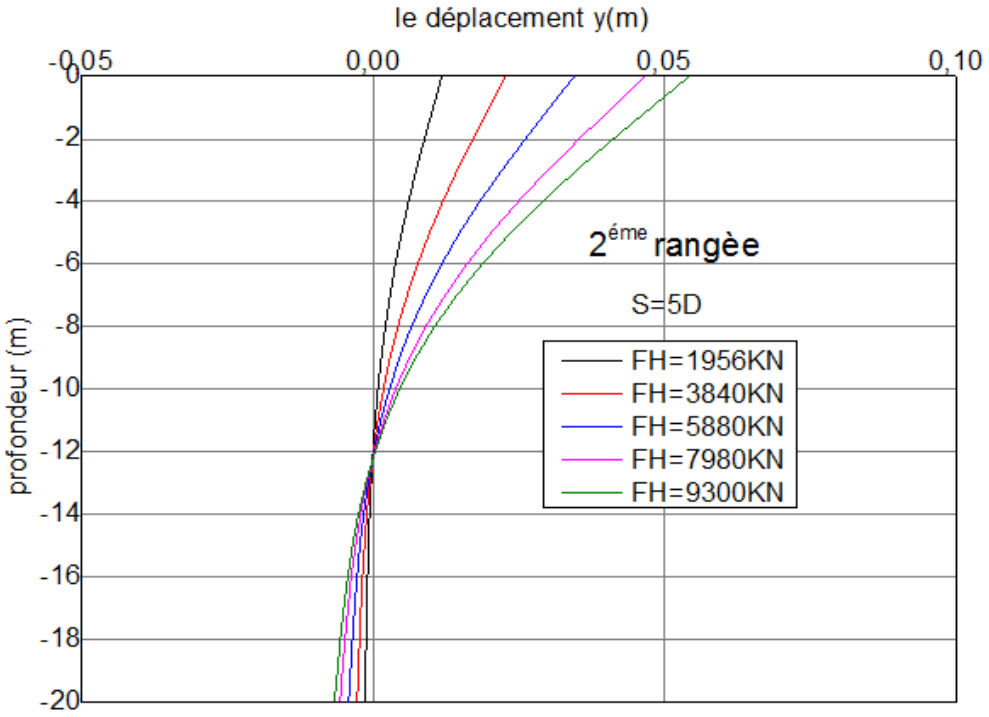
Figure 4.137. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=5D


le déplacement y(m)
-0,05
0,00
0,05
0,10
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
rangée de tete
s=5D
FH=9300KN
FH=7980KN
FH=5880KN
FH=3840KN
FH=1956KN

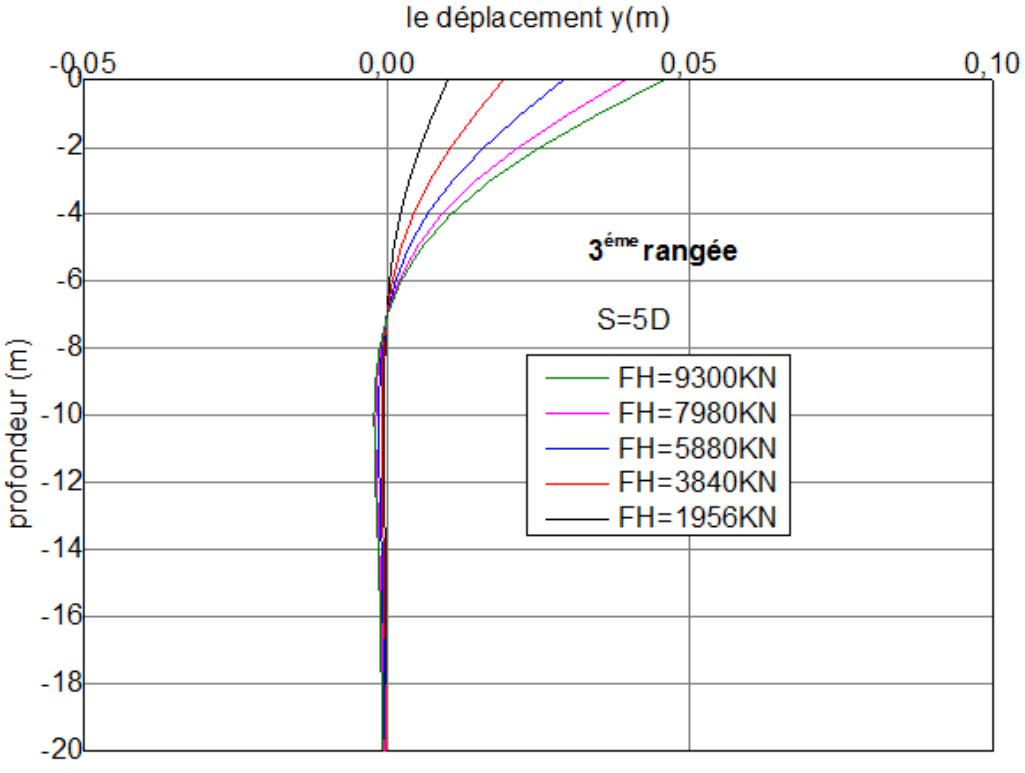
(a)


déplacement y(m)
-0,05
0,00
0,05
0,10
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
1ére rangèe
S=5D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(b)



(c)



(d)

Figure 4 .138. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=5D Influence de l'espacement sur le déplacement des pieux

IV.6.2.4.Les déplacements latéraux du groupe de Pieux (3x4) avec l'espacement S=7D en milieu élastique.

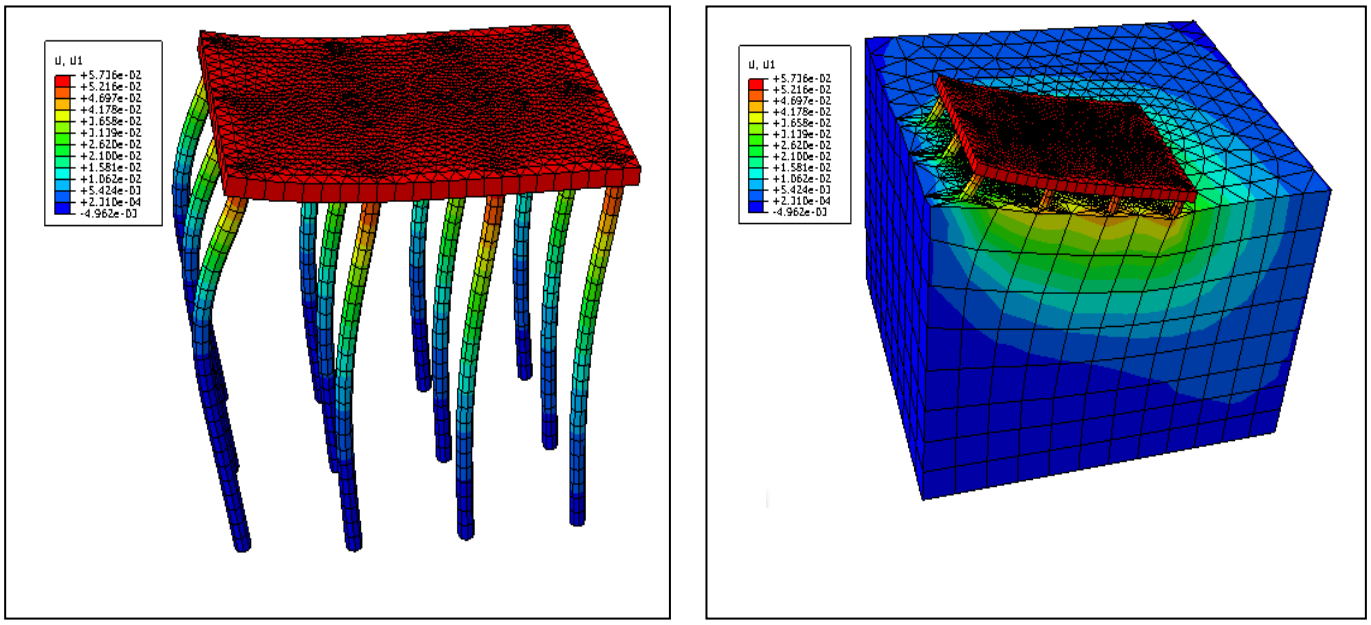
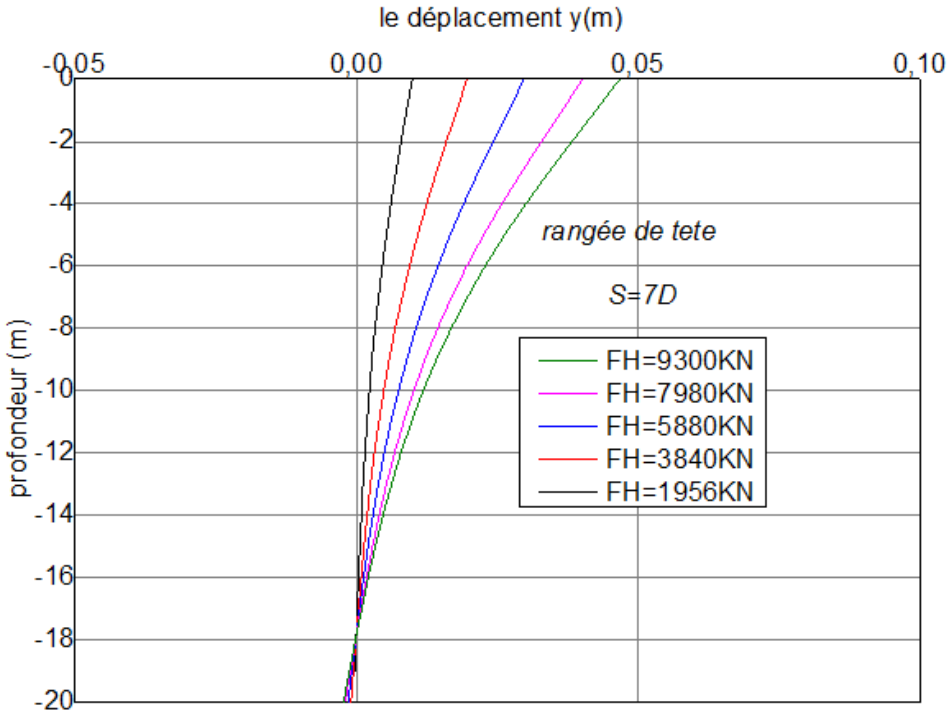
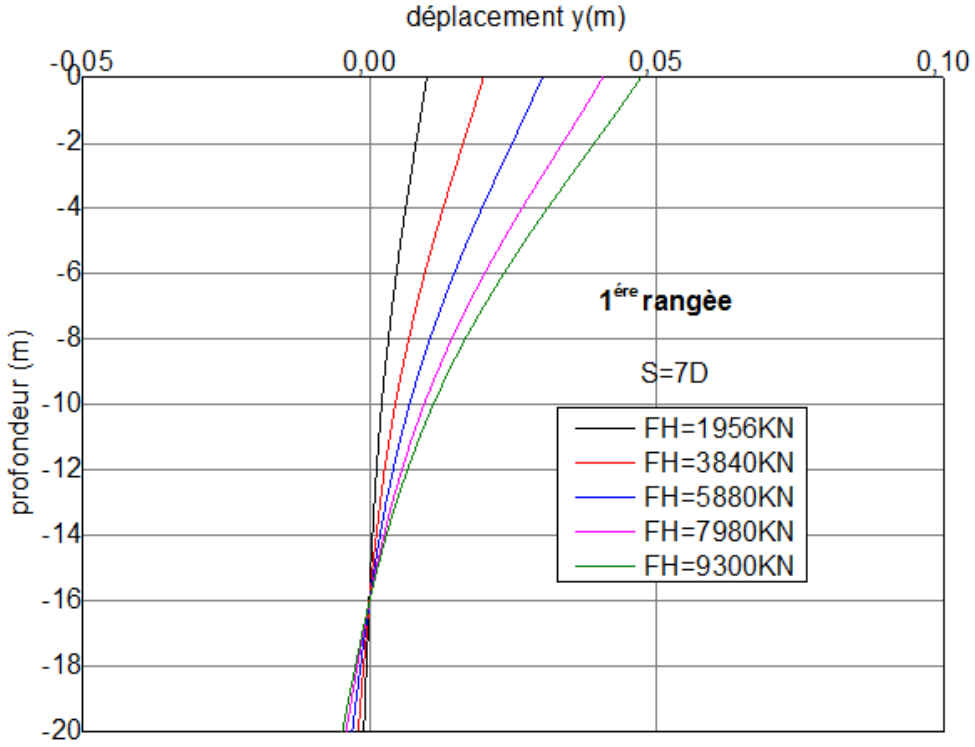


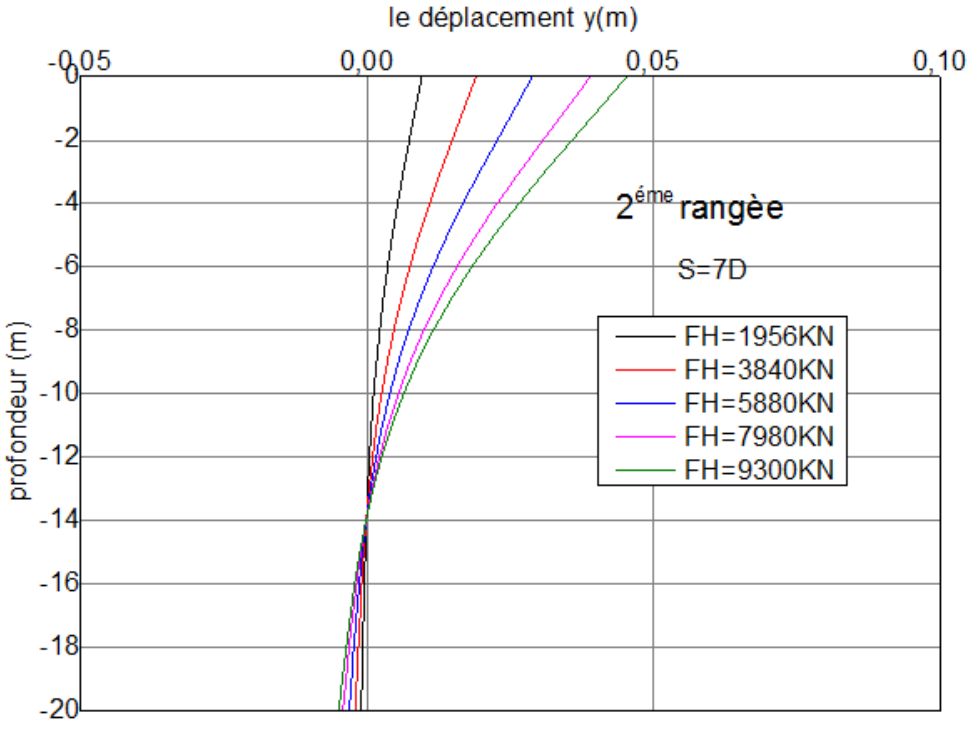
Figure 4.139. Modélisation d'un groupe de pieux avec s=7D



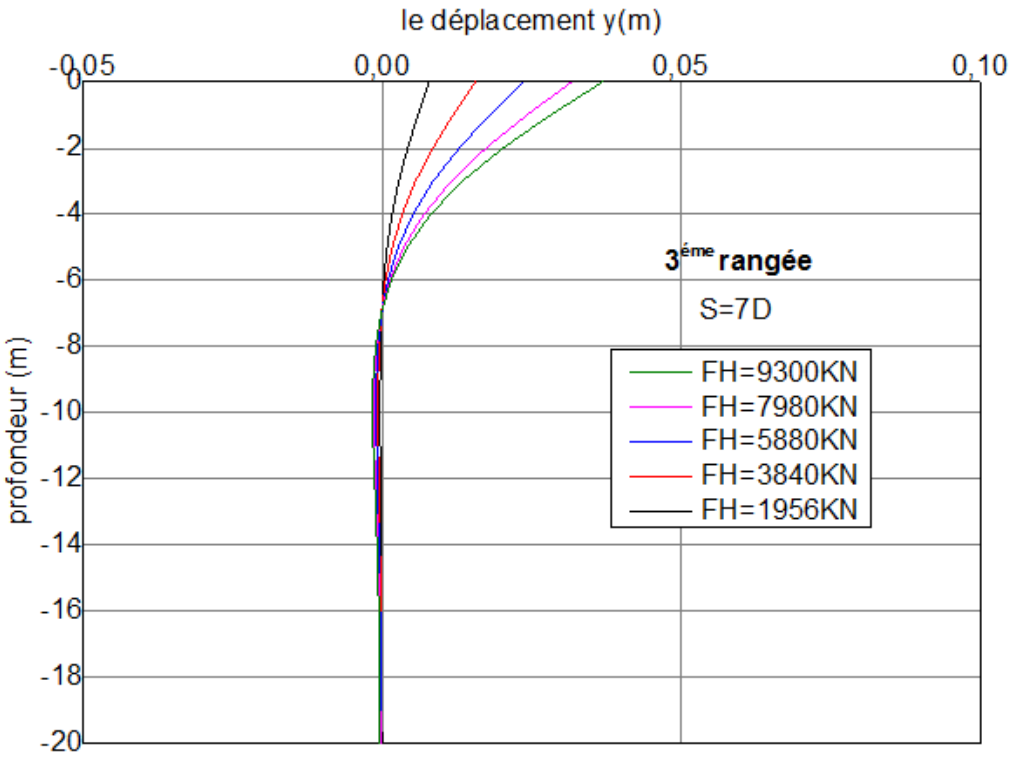
(a)


déplacement y(m)
-0,05
0,00
0,05
0,10
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
1ére rangèe
S=7D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(b)


le déplacement y(m)
-0,05
0,00
0,05
0,10
0
-2
-4
-6
-8
-10
-12
-14
-16
-18
-20
profondeur (m)
2éme rangèe
S=7D
FH=1956KN
FH=3840KN
FH=5880KN
FH=7980KN
FH=9300KN

(c)



(d)

Figure 4 .140. Les déplacements de pieux (a) : rangée de tête, (b) :1ére rangée, (c) :2éme rangée, (d) :3éme rangée, sous l'effet des chargements horizontal à s=7d.

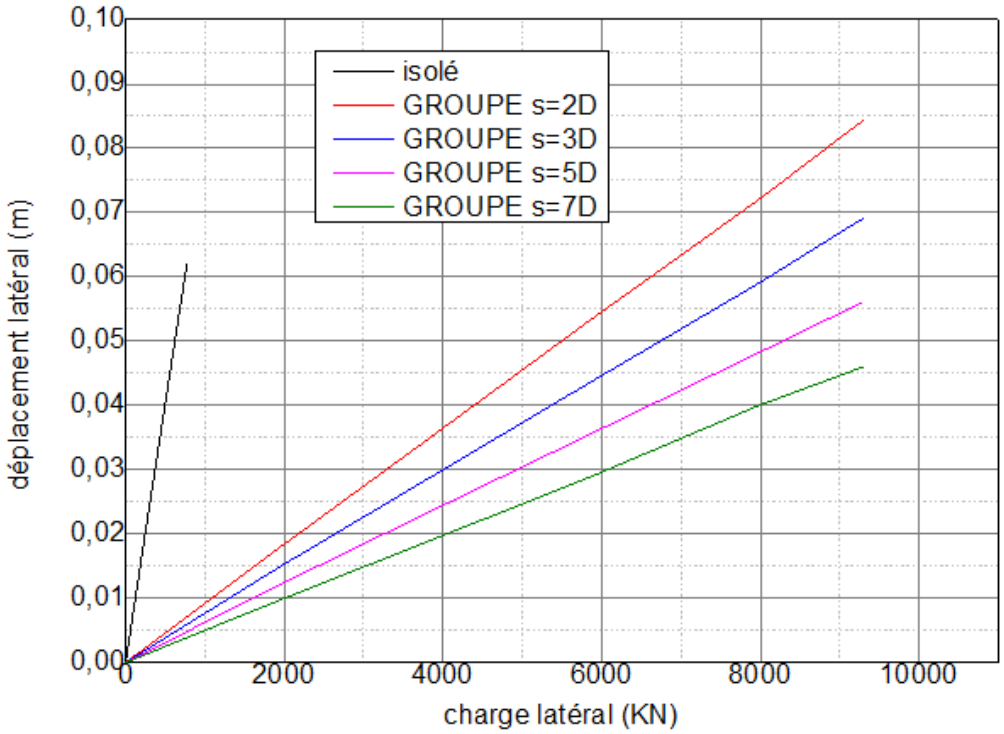


Figure 4.141. Influence de l'espacement sur le déplacement des pieux

Tableau .IV.24. Efficacité du groupe des pieux

Espacement S/B	*Efficacité du groupe η (%)*
2	*68%*
3	*85%*
5	*98.27%*
7	*126%*

L'efficacité du groupe a été déterminée pour une déflexion de 0.04 m.

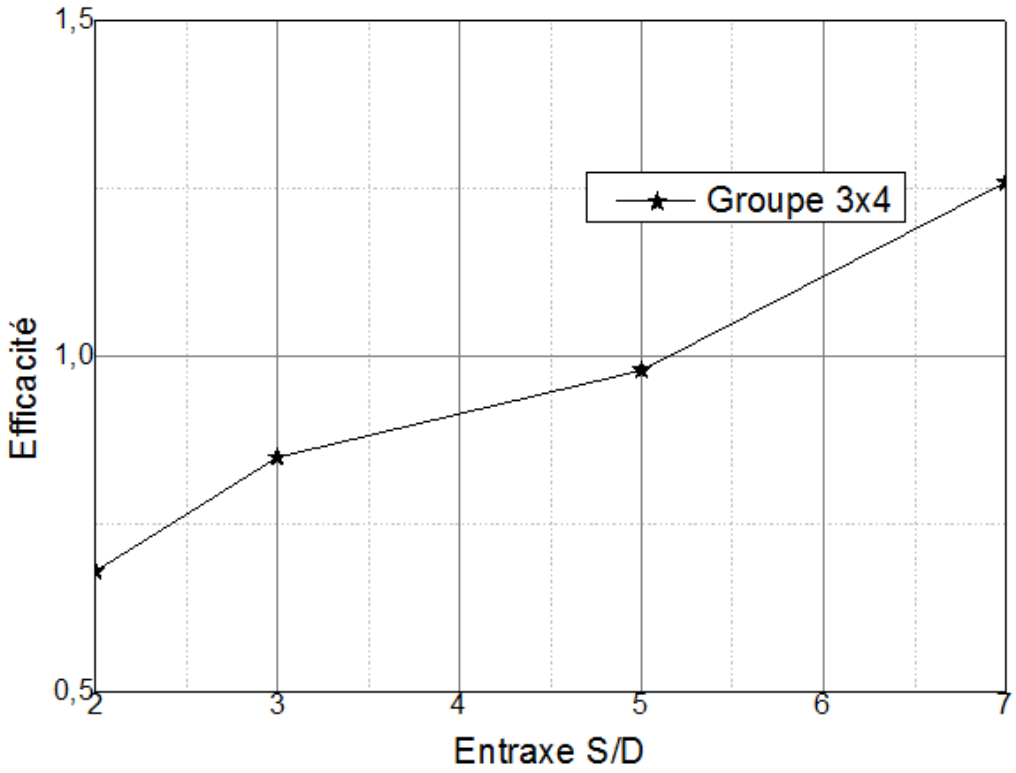


Figure 4.142. Coefficient d'efficacité du groupe.

IV.6.2.5.Conclusion :

L'influence de l'espacement s :

On a présenté dans cette étude des résultats de modélisation 3D du comportement des fondations mixtes et des groupes de plusieurs de pieux dans le sol homogène. Par l'analyse des différences entre le comportement d'un groupe et celui d'une fondation mixte, on a pu constater que les déplacements latéraux des groupes de plusieurs pieux sont supérieurs par apport des déplacements latéraux de

fondation mixte (valeur dépendant de la surface du radier). Le radier dans la fondation mixte joue un rôle important en diminuant les déplacements latéraux de 1 à 7%.

On a montré que l'entraxe des pieux est un facteur important pour la conception des fondations mixtes (ainsi que des groupes de pieux) et que le resserrement des pieux donne un effet défavorable. A l'inverse, l'augmentation de l'entraxe de pieux entraîne un accroissement de efficacité, cette dernière semblant maximum (C_e=1) pour l'entraxe le plus grand (au moins 5.5D, ce qui est plus fort que les valeurs admises couramment dans la pratique).

CONCLUSION GENERALE

L'étude a porté sur le comportement des groupes de pieux sous sollicitation latérale avec pour objectif la détermination du comportement du groupe et l'évolution des déformations sous chargement horizontal en 3 dimensions et la comparaison entre les résultants obtenus. Ainsi que la détermination de la valeur de l'entre axes pour laquelle l'effet de groupe disparaît.

De cette étude, on a pu retenir les points suivants :

1- Pour ces faibles espacements (2D, 3D) de groupe (2x2), (1x2), des pieux libres en tête .les déplacements de pieu arrière est beaucoup plus important que le pieu avant. Par contre pour les grands espacements (9D), les déplacements en tête des pieux sont identiques et les deux pieux se comportent comme des pieux isolés.

2-Pour ces faibles espacements (2D, 3D, 5D, 7D) de groupe (3x3), des pieux libres en tête .les déplacements de pieu central est beaucoup plus important que le pieu du coin et pieu du coté. Par contre pour les grands espacements (11D), les déplacements en tête des pieux sont identiques et les trois pieux se comportent comme des pieux isolés.

3- les courbes P-y sont également affectées par l'effet de groupe (3x4) (fondation mixte). Pour un entre-axe de 2D, 2D, 3D, 5D, la réaction du sol sur les pieux avants (rangée de tête) ne représente que environ 30% de celle du pieu isolé. De plus, la réponse des pieux avants (rangée de tête) apparaît proche de celle du pieu isolé, Pour un entre-axe de 7D.

4- ce coefficient p_m permet de compte de l'effet d'ombre provoqué par le faible espacement des pieux de groupe, il réduit ainsi les réactions ultimes supportées par les pieux à l'arrière et diminue aussi la coefficient d'efficacité du groupe comparé au pieu isolé .et la première rangée (rangée de tête) reprend le plus de charges .

5- Pour les petits espacements (2D-3D), généralement utilisés en pratique.les pieux dans le groupe opèrent avec une efficacité d'environ 70% en terme de résistance à la charge latérale. Pour que les pieux travaillent à 100% d'efficacité, des espacements d'au moins 5.5 D.

RECOMMANDATIONS

En conclusion, ce travail mériterait d'être poursuivi par des calculs avec de logiciels ABAQUS qui tiennent compte de l'effet de groupe de pieux. Il serait intéressant de valider les méthodes existantes proposées pour le calcul des pieux sous charges latérales et axiales en tenant compte des phénomènes interaction entre les groupes et ente pieu et sol tels que la prise en compte des effets d'installation de pieux.

References

1 **Abaqus. (1987).** Theory Manual. Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Version 4.6.

2 **Amar Bouzid, D. (1997).** Analyse semi-analytique par éléments finis des pieux isolés sollicités horizontalement dans un milieu à comportement non-linéaire". Thèse de magistère, Ecole National Polytechnique, El-harrach, Alger, ,164p.

3 **API. (1984).** RP2A: recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms,15th edn. Washington: American Petroleum Institute.

4 **Arslan, U, Katzenbach, R and Reul, O. (1997).** A numerical study of the soil-structure-interaction of a combined pile-raft foundation on loose sand in Berlin, Proceedings 7th International deformations of foundations and Embankments, vol. 2, pp. 1650-1671.

5 **Augustesen , A.H, Brødbaek, K.T, Møller, M ,Sørensen, S.P.H, Ibsen, L.B, Pedersen T.S and Andersen ,L (2009)** .Numerical Modelling of Large -Diameter Steel piles at Horns rev. proccedings of the twelfth internationa conference on civil structural and environmental enginneering computing

6 **Basile, F. (2003).** Load-transfer method vs. continuum solution in pile group analysis and design. BGA International Conference on Foundations, Dundee, Scotland, 109 – 117.

7 **Basile, F. (2000).** Non Linear Analysis of Pile Group. Discussion Proc. ICE, Geotechnical Engineering, Vol.143, Oct, 241-244.

8 **Borel, S. (2001).** Comportement et dimensionnement des fondations mixtes. Thèse de doctorat de l'ENPC, Spécialité Géotechnique, 297 pages.

9 **Bouzid, A.D, Tiliouine, B, Vermeer, P.A. (2004).** Exact formulation of interface stiffness matrix for axisymmetric bodies under non-axisymmetric loading. Computers and Geotechnics, Vol.31, pp.75-87.

10 **Bowles, J.E. (1988)** .Foundation analysis and design" 4th Ed, New York: McGraw Hill.

11 **Brown, D. A. and 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

12 **Brown, D. A, Reese, L. C. and 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.

13 **Brown, D, Morrison, C. and Reese, L. (1988).** Lateral load behavior of pile group in sand. Journal of geotechnical Engineering, ASCE, 114 (11), pp. 1261-1276.

14 **Brown, D and Shie, C. (1990).**Three dimensional finite element models of laterally loaded piles. Computers and geotechnics, vol. 10, n°1, pp.59-79.

15 **Burland, J.B, Kaira J.C. (1986).**Queen Elezabeth II Conference Centre, Gotechnical Aspects. Porc. ICE, part I, No.- 80, 1479 - 1503

16 **Burland, J.B, Broms, B.B. and de Mello, V.F.B. (1977).** Behaviour of Foundations and Structures. Proc. 9 ICSMFE, Tokyo, 2, 495-546.

17 **Butterfield, R. and Banerjee, P.K. (1971).**The Elastic Analysis of Compressible Piles and Pile Groups. Géotechnique 21, No. 1, 43-60.

18 **Butterfield, R. and Banerjee, P.K. (1981).**The Problem of Pile Group Pile Cap Interaction.Géotechnique, 21(2), 135-149.

19 **Chow, H.S.W, Small, J.C (2006).**Analysis of Piled Raft Foundation with Piles of Different Lengths Subjected to Horizontal and Vertical Loading.NIMGE, Porc.6th European Conf. on NUMGE, Graz, Austria, 6-8 September, 2006, 583 – 588.

20 **Chow, H.S.W, Yong, K.Y. (2001).**Analysis of Pile Raft Foundation Using a Variational Approach. ASCE, International Journal of Geomechanics, vol. 1 no.2, 129-147

21 **Chow, Y.K. (1987).** Three-dimensional analysis of pile groups. J Geotech Eng; 113 (6):637–51.

22 **Chow, Y.K. (1986 a)** .Analysis of vertically loaded pile groups.Int. J. for Num. and Analy. Meth. in Geom., vol. 10, pp. 59-72

23 **Chow, Y.K. (1986 b).** Behaviour of pile groups under axial loads. Proc. of the 3rd InL Conf. on Num. Meth. in offshore piling, Nantes, France, pp. 237-251.

24 **Clancy, P.and Randolph, M.F. (1996).**Simple Design Tools for Piled Raft Foundations. Géotechnique 46(2), 313-328.

25 **Clancy, P. and Randolph, M.F. (1993).**An Approximate Analysis Procedure for Piled Raft Foundations. Int. J.Numer. and Analytical Methods in Geomech., London, 17(12), 849-869

26 **D'appolonia, E. and Romualdi, J.P. (1963)** .Load transfers in end-bearing steel H-piles" J. of Soil Mech. and Found. Eng. Div., ASCE, vol. 89, N° SM2, pp. 1-25

27 **Das, B.M. (2007).**Principles of Foundation Engineering.6th edition, Thomson, Canada.

28 **Das, B.M (1984).** Principale of foundation engineering, Pws Engineering Boston, Massachusetts.

29 **Davies, T.G. and Banerjee, P.K. (1978)** .The displacement field due to a point load at the interface of a two layer elastic half-space. Géotechnique, vol.28, N° 1, pp. 43-56 .

30 **Davis, E.H. and Poulos, H.G. (1972).**The Analysis of Piled Raft Systems.Aust. Geomechs.J. , G2: 21-27.

31 **Degny, E. et 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, n°162, juillet-août, pp. 3-24.

32 **Desai, C, Johnson, L and Hargett, C. (1974).** Analysis of pile-supported gravity lock. ASCE,vol. 100, n° GT9, pp.1009-1029

33 **Desai, C.S. and Appel, G.C. (1976)** .3-D Analysis Of Laterally Loaded Structures.Proc. Of 2nd Int. Conf. On Num. Meth. In Geom., Blacksburg, Virginia, ASCE.

34 **Desai, C.S. and Ma, Y. (1992).** Modelling of joints and interfaces using the disturbed state concept. International Journal For Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol.16, pp.623-653.

35 **Desai, C.S, Zaman, M.M, Lightner, J.G, Siriwardane, H.J. (1984)** .Thin layer element for interfaces and joints. International Journal For Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol.8 (1), pp.19-43.

36 **Drucker, D. C, Prager, W. (1952).**Soil Mechanics and Plastic Analysis or Limit Design. Quarterly of Applied Mathematics, Vol. X, 157-165.

37 **Duncan, J.M, Chang, C.Y. (1970).**Nonlinear Analysis of Stress and Strain in Soils. Journals of the Soil Mechanics and Foundation Division, Proc. ASCE, vol. 96, SM 5, 1629-1653.

38 **El-Mossallamy, Y.M, Lutz, B, Duerrwang, R. (2009) .**Special aspects related to the behavior of piled raft foundation Proceedings of the 17th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, pg. 1366-1369

39 **Fei-ran, Li and Zhe, Zhang. (2009)** .Numerical Analysis of Settlement of Bridge Pile Group Foundation.Beijing: China Science Press.

40 **Fox, L. (1948).**Computation of Traffic Stresses in a Simple Road Structure. Proc. 2nd Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng. Vol. 2, pp. 236-246.

41 **Frank, R. (1999)**. Calcul des fondations superficielles et profondes. Techniques de l'Ingénieur Presse de l'ENPC.

42 **Frank, R. (1974)**.Etude théorique du comportement des pieux sous charge verticale. Introduction à la dilatance. Rapport de recherche N°46. Laboratoire des Ponts et Chaussées.

43 **Fraser, R.A. and Wardle, L.J. (1976).** Numerical Analysis of Rectangular Rafts on Layered Foundations". Geotechnique, Vol.26, No.4, 613.

44 **Goodman, R. E (1980)** Introduction to Rock Mechanics, Jhon Willey and Sons, New York.

45 **Goodman, R.E, Taylor, R.L, Brekke, T.L. (1968).**A model for the mechanics of jointed rock. Journal of Soils Mech. And Found Div, Vol.94, pp.637-659.

46 **Griffiths, D.V, Clancy, P and Randolph, M.F. (1991).**Piled raft foundation analysis by finite elements. Porc. 7th Int. Conf. Comput. Methods Adv. Geomech. Cairns, (2) 1153-1157, Rotterdam Balkema

47 **Guo, W. D. and Randolph, M. F. (1999).**An Efficient Approach for Settlement prediction of Pile Groups. Géotechnique 49, No.2, 161-179.

48 **Hermann, L.R. (1978) .**Finite element analysis of contact problems. Journal of Engineering Mech.Div. ASCE, Vol.104 (EM5), pp.1043-1057.

49 **Hibbit, H.D, Karlsson, B.L, Sorrensen (2007).**ABAQUS Theory Manual and all Manuals, Guide, Online support (2007 to present).

50 **Hohberg, J.M and Schweiger, H. (1992) .**On the penalty behaviour of thin-layer elements. Proc. 4th Int. Symp. On Num. Models in Geom. (NUMOG IV), Swansea, UK, pp.241-248.

51 **Horikoshi, K and Randolph, M. F. (1996).**Centrifuge Modeling of Piled Raft Foundation on Clay. Geotechnique, 46 (4): 741-752.

52 **Horikoshi, K. and Randolph, M.F. (1998).** A Contribution to the Optimum Design of Piled Rafts. Geotechnique, Vol. 48, No.2, 301-317.

53 **Jeong, S, Kim, S and Briaud, J.L. (1997).** Analysis of downdrag on pile groups by finite element method. Computers and geotechnics, volume 21, n°2, pp.143-161.

54 **JinHyung .L ,Youngho .K ,Sangseom, J. (2010)** .Three-dimensional analysis of bearing behavior of piled raft on soft clay Computers and Geotechnics 37 , pg.103–114

55 **Rollins, K.P. Peterson, K.T. Weaver, T.J. (1998)** .Lateral load behavior of full-scale pile group in clay, ASCE J. Geotech. Geoenviron. Eng. 124 (6) 468–478.

56 **Kaliakin, V.N. and Li, J. (1995)** .Insight deficiencies associated with commonly used zero-thickness interface elements. Computers and Geotechnics; Vol.17, pp.225-252.

57 **Katzenbach, R, Arslan, U and Gutwald, J. (1994).** A Numerical Study on Pile Foundation on the 300 m High Commerzbank Tower in Frankfurt am Main. 3rd European Conference on Numerical Methods in Geomechanics, Manchester, 271-277, Rotterdam: Balkema

58 **Katzenbach, R, Arslan, U and Moormann, C. (2000).** Piled Raft Foundation Projects in Germany. Design Applications of Raft Foundations, 323-391, London: Thomas Telford.

59 **Katzenbach, R., Reul, O. (1997b).**Design and Performance of Piled Rafts. Proc. XIV ICSMFE, Hamburg, Vol. 4, 2253-2256, Rotter-dam: Balkema.

60 **Kimura, M, Yashima, A and Shibata, T. (1991).**Three-dimensional Finite Element Analysis of Laterally Loaded Piles", Computer Methods and Advances in Geomechanics, Beer, Booker & Carter (eds), V.1, 145-150.

61 **Kitiyodom, P, Matsumoto, T. (2005).**A Simplified Analysis Method for Piled Raft Foundations Subjected to Ground Movements Induced by Tunneling". Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech., 2005; 29:1485–1507.

62 **Kitiyodom, P, Matsumoto, T. (2002).**A simplified analysis method for piled raft and pile group foundations with batter piles. Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech., 2002; 26:1349–1369.

63 **Kooijman, A.P (1989).**Numerical model for laterally loaded piles and pile groups. PhD Thesis, Delft University of Technology, Delft, Netherlands.

64 **Kulhawy, F.H, Prakoso, W.A. (1997).**Panel Discussion: Some Observations on Piled Raft Foundation Analysis", Proc. XIV ICSMFE, Hamburg, Vol. 4, 2261-2262, Rotter-dam: Balkema.

65 **Kuwabara, F. (1989).**An Elastic Analysis For Piled Raft Foundations In A Homogeneous Soil. Soils Found. 28, No. 1, 82-92.

66 **Lee, C.Y. (1993 b)** .Settlement of pile groups - Practical approach. J. of Geotech. Eng. Div., ASCE, vol. 119, N° 9, pp. 1449-1461

67 **Lee, C.Y. (1993 a) .**Pile group settlement analysis by hybrid layer approach.J. Of Geotech. Eng. Div., ASCE, vol. 119, N° 6, pp. 984-997

68 **Leung, C. F and 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.

69 **Maharaja D.K. (2004).**Three Dimensional Nonlinear Finite Element Analysis to Study the Effect of Raft and Pile Stiffness on the Load –Settlement Behavior of Piled Raft Foundations. Electronic Journal of Geotechnical Engineering, 2004.

70 **Maharaja, D.K, (2003).**Load Settlement Behavior of Piled Raft Foundation by Three Dimensional Nonlinear Finite Element Analysis. Electronic Journal of Geotechnical Engineering 2003.

71 **Mandolini, A and Viggiani, C. (1997).**Settlement of Piled Foundations. Geotechnique, London, 47(4), 791-816.

72 **Matlock, H, Ingram, W. B Kelley, A. E and Bogard, D. (1980).**Field tests of the lateral load behavior of pile groups in soft clay .Proceedings of the twelth annual offshore technology conference, Vol. 4, Houston,Texas, pp. 163-174.

73 **Mattes, N.S and Poulos, H.G. (1969).** Settlement of Single Compressible Pile. JSMFE. ASCE. Vol. 95. No. SM1. pp. 189-207.

74 **Mayne, P.W. and Poulos, H.G. (1999).** Approximate Displacement Influence Factors for Elastic Shallow Foundations. Jnl. Geot. & Geoenv. Emg., ASCE, Vol.125, No. 6, 453-460.

75 **Mendonc, A.V, Paiva. J.B (2000)**.A boundary element method for the static analysis of raft foundations on piles. Engineering Analysis with Boundary Elements 24, pg 237–247 .

76 **Mendonca, A.V, Paiva J.B, (2003).**An Elastostatic FEM/BEM Analysis of Vertically Loaded Eaft and Piled Raft Foundation. Engineering Analysis with Boundary Elements 27 (2003) 919–933, Elsevier.

77 **Meyerhof, G. G, Mathur, S. K and Valsangkar, A. J. (1981).** Lateral resistance and delection of rigid wall and piles in layered soils. Can Geotech J 18:159–70.

78 **Meyerhof, G.G. (1976).**Bearing capacity and settlement of pile foundations. J. of Geotech. Eng. Div., ASCE, vol. 102, N° GT3, pp. 195-228

79 **Mezazigh, S, Levacher, D. (2004).**Étude du comportement d'un groupe de pieux sous chargement latéral monotone .VIIIème Journées Nationales Génie Civil – Génie Côtier, Compiègne, 7-9 septembre 2004.

80 **Mindlin, R.D. (1936)** .Force at a point in the interior of a semi-infinite solid.Physics, vol. 7, pp. 195-202.

81 **Mokwa, R. L and Duncan, J. M. (2000).**Development of p-y curves for partly saturated silts and clays with both cohesion and friction.ASCE Geotechnical Special Publication, GSP No. 100,New Technological and Design Developments in Deep Foundations, Proceedings of the GEO-Denver Conference 2000, p. 224-239.

82 **Mpan, P, Levacher, D. (2004).**Analyse numérique du comportement d'un pieu isole tridimensionnel charge latéralement en milieu pulvérulent. VIIIème Journées Génie Civil – Génie Côtier, Compiègne, 7-9 septembre 521-530.

83 **Muqtadir, A and Desai, C.S. (1981).**Three-dimensional analysis of cap-pile-soil interaction. Report, Dept. of Civil Eng., VPI & SU, Blacksburg, Virginia

84 **Muqtadir, A and Desai, C.S. (1986)** .Three-dimensional analysis of pile-group foundation.Int. J. for Num. and Analy. Meth. In Geom., vol. 10, pp. 41-58.

85 **Nguyen, N.T, Foray, P, Flavigny, E. (2006).**Modélisation numérique en 3D de groupe de pieux et de fondation mixte radier pieux dans l'argile molle. XXIVème AUGC-2006.

86 **Nguyen, N.T, Foray, P, Flavigny, E. (2008),** fondations mixtes et groupes de pieux dans l'argile molle.

87 **O'Neill, M.W, Ghazzaly, O.I and Ha, H. (1977)** .Analysis of three-dimensional pile groups with non-linear soil response and pile-soil-pile interaction.Proc. of 9th offshore technology conference, Houston, Texas, pp. 245-256

88 **Ottaviani, M. (1975).**Three Dimensional Finite Element Analysis of Vertically Loaded Pile Groups. Geotechnique 25, no.- 2, 159-174.

89 **Pande, G.N and Sharma, K.G. (1979).** On joint/interface elements and associated problems of numerical ill- conditioning. Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech, Vol.3, pp.293-300.

90 **Patra, N and Pise, P. (2001).** Ultimate lateral resistance of pile groups in sands. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, june, pp.481-487.

91 **Potts, D.M and Zdraovkovic, L. (1999).** Finite element analysis in geotechnical engineering – theory; London, Thomas Telford, pp.427

92 **Poulos, H.G and Hewitt, C.M. (1986)** .Axial interaction between dissimilar piles in a group. Proc. of the 3rd Int. Conf. on Num. Meth. in offshore piling, Nantes, France, pp. 253-270

93 **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.

94 **Poulos, H.G. (1980).**Comparisons between theoretical and observed behavior of pile foundations .Australia-New Zealand Conference on Geomechanics, 95-104.

95 **Poulos, H.G. (1994).**An Approximate Numerical Analysis of Pile- Raft Interaction. Int. J. Numer. And Analytical Methods in Geomech., London, 18(2), 73-92.

96 **Poulos, H.G. (2001 b).**Methods of Analysis of Piled Raft Foundations. TC18 Report, Int. Society of Soil Mech. and Geot. Engineering.

97 **Poulos, H.G. (1968 a).**Analysis of the settlement of pile groups. Géotechnique, vol. 18, pp. 449-471.

98 **Poulos, H.G. (1991).**Analysis of Piled Strip Foundations. Proc. of the 7th Int. Con. on Computer Methods and Advances in Geomechanics /Cairns/6-10 May 1991 : Computer methods and advances in geomechanics. Rotterdam Balkema. 183-191.

99 **Poulos, H.G. (1992 b) .**Pile foundation settlement prediction - Hand and computer methods. Research Report N° R661, Centre of Geotechnical Research, The university of Sydney

100 **Poulos, H.G. (1993).**Piled Rafts in Swelling or Consolidating Soils. Jnl. Geotechnical Div., ASCE, 119(2), 374-380.

101 **Poulos, H.G. (2001a).**Piled Raft Foundations: Design and Applications. Géotechnique 51, (2): 95-113.

102 **Poulos, H.G. and MATTES, N.S. (1969) .**The behaviour of axially-loaded end-bearing piles. Géotechnique, vol. 19, pp. 285-300

103 **Poulos, H.G. and Davis, E.H. (1980)** .Pile foundation analysis and design. Robert E. Kriger Publishing Company, Malibar, Florida.

104 **Poulos, H.G., Small, J.C., Ta, L.D., Sinha, J. & Chen, L. (1997).**Comparison of Some Methods for Analysis of Piled Rafts. Proc. 14th Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng, Hamburg 2, 1119-1124, Rotterdam: Balkema

105 **Poulos, H.G, (1999).** Some aspects of the design of Piled Raft Foundations. Proc. OTRC 99 Conf., Geotechnical Special Publlication, No88, Geoinstitute ASCE.

106 **Prakash, S and Sharma, H.D. (1990) .**Pile foundations in engineering practice. New York; Chichester: Wiley, xxx, pp 734.

107 **Prakoso, W. A and Kulhawy, F.H., (2001).**Contribution to Piled Raft Foundation Design. J of Geotech. And Geoenv. Engg, ASCE, vol 127(1): 17-24.

108 **preesley, J and Poulos, H. (1986).** Finite element analysis of mechanisms of pile group behaviour. International Journal for numerical and analytical methods in geomechanics, vol.10, pp. 213-221.

109 **Price, G. and Wardle, I.F. (1986).**Queen Elizabeth II Conference Centre: Monitoring of Load Sharing Between Piles and Raft. Proc. Inst. Civ. Engrs., 80(1): 1505-1518.

110 **Randolph, M. (1994).** Design methods for pile groups and piled rafts. XIII International Symposium of Soil Mechanics and Foundation Engineering, New Delhi, India, pp.61-82.

111 **Randolph, M.F. and Wroth, C.P. (1978)** .Analysis of deformation of vertically loaded piles" J. of Geotech. Eng. Div., ASCE, vol. 104, N° GT12, pp. 1465-1488.

112 **Randolph, M.F. (1994a).**Design Methods for Pile Groups and Piled Rafts. Proc.XIII ICSMFE, New Delhi, Vol.5, 61-82, Rotterdam Balkema

113 **Randolph, M.F and Wroth, C.P.(1979).**Analysis of Deformation of Vertically Loaded Pile Groups.Géotechnique, 29(4): 423-439.

114 **Randolph, M.F. (1981).**The response of flexible piles to lateral loading. Geotechnique ; 31(2):247–59.

115 **Reese, L.C., Wang, S.T., Reuss, R. (1993).**Test of Auger Piles for Design of Pile Supported Rafts. International Journal of Analytical and Numerical methods in Geomechanics, 22(6), 477-493

116 **Reese, L, Wrigh, S. G. and 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.

117 **Reese, L. C. and Van Impe, W. F. (2001).** Single piles and pile groups under lateral loading. Rotterdam: A. A. Balkema.

118 **Remaud, D, Garnier, J and Frank, R. (1998).**Pieux sous charges latérales : étude de l'effet de groupe. Comptes-rendus des Vème Journées Nationales.

119 **Reul, O. and Randolph, M. (2003).** Piled rafts in Over-consolidated Clay- Comparison of In-situ Measurements and Numerical Analyses. Géotechnique, 2003, Vol. 1.

120 **Reul, O. (2004).** Numerical study of the bearing behavior of piled rafts. Int J Geomech (ASCE); 4(2):59–68.

121 **Reul, O. (2000).**In-situ-Messungen und Numerische Studien zum Tragverhalten der Kombinierten Pfahl-Plattengrundungen. PhD Thesis, Darmstadt Technische Hochschule

122 **Roger. E. (2003) .**Contributions aux méthodes de calcul des groupes et des réseaux de micropieux Thèse de Doctorat de l'école nationale des ponts et chaussées, France.

123 **Russo, G. (1998).**Numerical Analysis of Piled Rafts. Int. Journ. Analytical and Numerical Methods in Geomechanics, 22(6): 477-493.

124 **Sanctis, L. D, Mandolini, A. (2006).**Bearing Capacity of Piled Raft on Soft Clay Soil. Journal of Geotechnical and Geo-environmental Engineering, ASCE, vol. 132, no.-12, pp.1600-1610

125 **Sanctis, L. D, Mandolini, A, Russo, G. and Viggiani, C. (2002).**Some Remarks on the Optimum Design of Piled Rafts. Geot. Spec. Pub. 116, ASCE, 1: 405-425.

126 **Schad, H. (1992).** Numerical analysis of multi-storey buildings founded on Frankfurt clay. Proceedings of the 2nd Czechoslovak Conference on numerical Methods in Geomechanics, Prague.

127 **Schellekens, J.C.J, De Borst, R. (1993).** On the numerical integration of interface element. Int. J. Num. Meth. Eng Vol.36, pp.43-66.

128 **Schmidt, H. (1985).** Group action of laterally loaded bored piles. X ICSMFE, San Francisco, and Vol. 2, pp. 833-837.

129 **Semple, R.M and Ridgen, W.J (1986).**Shaft capacity of driven pipe piles in clay. Ground Engineering Vol. 19, No. 1, 11-17

130 **Shahrour, I. (1989).** Evaluation des méthodes de calcul des pieux chargés latéralement. Rapport de l'Institut Français du Pétrole, 37226.

131 **Sharma, K.G. and Desai, C.S. (1992).**Analysis and implementation of thin-layer element for interfaces and joints', Journal of Engineering Mechanics, Vol.118 (12), pp.2442-2462.

132 **Simulia Inc. (2013).** Abaqus analysis user's manual. [Online] Available at: www.simulia.com

133 **Skempton, A.W. (1953) .**Discussion: Piles and Pile Foundation, settlement of pile foundation.Proc. of 3rd Int. Conf. of Soil Mech. and Found. Eng., Suisse, vol. 3 : 172

134 **Small, J.C, (2001).**Practical Solution to Soil-Structure Interaction Problem. Prog. Struct. Engg. Mater 2001, 3: 305 - 314.

135 **Sommer, H. (1993).**Development of locked stresses and negative shaft esistance at the piled raft foundation - Messeturm Frankfurt/Main". Proc. Deep Foundations on Bored and Auger Piles, 347-349, Rotterdam: Balkema.

136 **Sommer, H, Wittmann, P and Ripper, P. (1985).**Piled Raft Foundation of a Tall Building in Frankfurt Clay. Proc.11 ICSMFE, San Francisco, 4:2253-2257

137 **Sowers, G.F. (1979) .**Introductory Soil Mechanics and Foundations. 4th Ed., New York, the MacMillan Company,

138 **Ta, L. D and Small, J. C. (1996).**Analysis of Piled Raft Systems in Layered Soils. Int.J. Numer.and Analytical Methods in Geomech., 20, 57-72.

139 **Ta, L.D and Small, J. C. (1997).**An Approximation for Analysis of Raft and Piled Raft Foundations", Computers and Geotechnics, vol. 20, no. – 2, 105-123.

140 **Terzaghi, K, Peck, R.B. (1967).** Soil mechanics in engineering practice. John Wiley and Sons, New York, 729 pp.

141 **Tomlinson, M .J. (1987)** .Pile design and construction practice. 3rd Ed., Palladian Publication Limited, London, England

142 **Trochanis, A, Bielak, J. and Christiano, P. (1991).** Three dimensional nonlinear study of piles. ASCE,vol 117, No. GT3, pp.429-447.

143 **Vesic, A.S. (1969)**.Experiments with instrumented pile groups in sand. ASTM Special Technical Publication, N° 444, pp. 172-222

144 **Wiggrers, P.(1995)** .finite element algorithms for contact problems,Archives of compititional methods in Engineering ,v.2,n.4,p.1-49,

145 **Wong K. S, Teh C. I. (1995).** Negative Skin Friction on Piles in Layered Soil Deposits J. Geotech. Engrg. 121, pg. 457-455

146 **Yamashita. K ,Tomono, M and Kakurai, M. (1987)** .A method for estimating immediate settlement of piles and pile groups.Soils and Foundations, Vol. 27, No. 1, pp. 61-76

147 **Yamashita, K. Kakurai, M and Yamada, T. (1993).** Settlement behaviour of a five-story building on a piled raft foundation. Proc 2nd Int Geot Sem on Deep Foundations on Bored and Auger Piles. Ghent, 351–6.

148 **Yamashita, K and Kakurai, M. (1991**) .Settlement behavior of the raft foundation with friction piles, Proc. of the 4th Int. Conf. On piling and Deep Foundations, 461-466.

149 **Zhang, H. H, Small, J, C. (2000).** Analysis of capped pile groups subjected to horizontal and vertical loads. Comput Geotech ; 26:1–21.

150 **Zhang, H. H, Small, J. C. (1999).** Analysis of axially and laterally loaded pile groups embedded in layered soils. Proceedings of the 8thAustralia – New Zealand Conference on Geomechanics, 15-17 February, Hobart, Tasmania, Edited by N. Vitharana and R. Coleman, 1: 475-483.

151 **Zhang, H.H, Small J.C. (2002).**Behavior of Piled Raft Foundation Under Lateral and Vertical Loading.The International Journal of Geomechanics. Vol. 2 no.- 1, pp 29 -85.