

UNIVERSITE SAAD DAHLEB DE BLIDA

Faculté des sciences de l'ingénieur

Département de Génie Civil

MEMOIRE DE MAGISTER

En Génie Civil

Option : Constructions Civiles et industrielles

Influence des éléments d'interface sur le comportement de certains problèmes d'interaction sol/fondation sous solllicitations non axisymétriques

Par

HERNOUNE Houria

Devant le jury composé de :

S. KENAI	Professeur, U. de Blida	Président
H. AFRA	Directeur de recherche, CNERIB	Examineur
KH. GRINE	Chargé de cours, U. de Blida	Examineur
A. BOUAFIA	Professeur, U. de Blida	Corapporteur
DJ. AMAR BOUZID	Docteur, C. U. Médéa	Rapporteur

Blida, 2007

Dédicaces

A mes parents
A mes sœurs
A mes frères
A toute ma famille

Remerciements

Tout d'abord, je tiens à remercier dieu clément et miséricordieux de m'avoir donné le courage et la volonté de mener à bien ce modeste travail.

A l'occasion de la confection de ce travail, je tiens à remercier Ms.A.bouafia et mon directeur de thèse Ms.DJ.Amar bouzid pour son aide précieuse durant l'élaboration de ce travail ainsi que la documentation qu'il ma fourni m'ont guidé de façon irremplaçable.

Mes sincères salutations sont réservées à monsieur le président et les honorables membres du jury et aux invités qui vont m'honorer de leurs critiques et jugements.

ملخص

هذا العمل يتمثل في إنشاء صياغة تحليلية لمصفوفة الصلابة لعنصر السطح الفاصل، هذه الصياغة أدخلت في برنامج يعمل بالعناصر المنتهية يدعى FORTRAN لدراسة مدى تأثير عنصر السطح الفاصل على بعض المسائل لجسم تناظري الدوران تحت تأثير حمولات غير تناظرية مثل عمود معزول، أساس دائري مطمور، قرص يتحرك أفقياً. في بادئ الأمر نقوم بعرض بعض النماذج لعنصر السطح الفاصل الموجود سابقاً، ثم قمنا بعرض الصيغة الخاصة لعنصر السطح الفاصل ذات ستة عقد، بعد ذلك هناك دراسة تحليلية خاصة بأساس دائري مطمور لمعرفة مدى تأثير هذه العناصر على استجابة الأساس، نفس الدراسة أجريت لكل من العمود المنعزل والقرص المتحرك أفقياً وفي الأخير قمنا بعرض صياغة تحليلية جديدة لمصفوفة الصلابة الخاصة بعنصر السطح الفاصل ذات عشرة عقد، النتائج المتحصل عليها من خلال كل هذه الدراسات أوضحت أن هناك إختلاف لا بأس به ما بين السطح الفاصل الأملس و السطح الخشن وذلك قد اتضح من خلال دراسة الحركات، وهذا يدل على أن دراسة المسائل لجسم تناظري الدوران تحت تأثير حمولة غير تناظرية بافتراض أن هناك تلاصق تام بين التربة و الأساس غير ملائمة وينجم عنها أخطاء غير مهمة في النتائج.

كلمة المفاتيح: السطح الفاصل، حمولة غير تناظرية، جسم تناظري الدوران، عمود معزول، أساس دائري مطمور، قرص متحرك أفقياً، العناصر المنتهية.

RESUME

Le présent travail consiste à établir une formulation analytique d'une matrice de rigidité d'un élément d'interface, cette formulation intégrée dans un code d'éléments finis (Fortran) pour étudier l'influence des éléments d'interface sur certains problèmes de solide à symétrie de révolution soumis aux chargements non-axisymétriques à savoir : semelle circulaire enterrée, pieu isolé, un disque déplacé horizontalement.

On présente tout d'abord les différents modèles des éléments d'interface existants dans la littérature. Puis on a présenté la nouvelle formulation pour un élément d'interface à six nœuds. Par la suite, une analyse a été faite pour une semelle circulaire enterrée pour connaître l'effet des éléments d'interface sur le comportement de la semelle. La même étude a été faite pour le problème d'un pieu isolé sous chargement combiné et le problème d'un disque déplacé horizontalement. Ensuite on présente une nouvelle formulation de la matrice de rigidité d'un élément d'interface à dix nœuds pour traiter les éléments de massif d'ordre élevé sous chargement non-axisymétrique. Les résultats montrent qu'il y'a une très nette différence de comportement entre une interface rugueuse et une interface lisse. Ceci signifie que l'étude d'un problème de solide à symétrie de révolution soumis au chargement non-axisymétrique, en supposant une parfaite adhérence entre le sol et la fondation, n'est plus appropriée et présente des erreurs non-négligeables dans les résultats.

Mots clés : interface, chargement non axisymétrique, solide à symétrie de révolution, interaction sol/fondation, pieu, semelle, disque, éléments finis.

SUMMARY

This work consists in establishing an analytical formulation of a stiffness matrix of an interface element. This formulation has been introduced in a FE code (written in FORTRAN) to study the influence of the interface element on certain problems of axisymmetric solid subjected to the non-axisymmetric loading namely: rigid circular footing, laterally loaded circular pile, a horizontally displaced disc.

Firstly, we have presented different interface models that exist in the literature. Thereafter, an analysis was made for a rigid circular footing to show the effect of the interface element on the lateral behaviour of the footing. The same study was made for a pile under combined loading as well as a laterally loaded disc. Then we present a new formulation of the stiffness matrix for a ten-noded interface element. The results show that differences are remarkable between the behaviour of a rough interface and that of a smooth interface. This means that the study of a problem of an axisymmetric solid subjected to the non-axisymmetric loading assuming a perfect bond between the soil and the foundation, is not suitable any more and present significant errors in the results.

Key words: interface, non axisymmetric loading, axisymmetric bodies, soil/foundation interaction, pile, footing, disc, finite elements.

TABLE DES MATIERES

RESUME

REMERCIEMENTS

TABLE DES MATIERES

LISTE DES ILLUSTRATIONS, GRAPHIQUES ET TABLEAUX

1. INTRODUCTION GENERALE	11
2.ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE : LES ELEMENTS D’INTERFACE DANS LA MODELISATION DES PROBLEMES GEOTECHNIQUES :	
2.1 Introduction :	14
2.2 Modélisation de l’interaction sol- structures :	14
2.3 Modélisation numérique de contact par la méthode des éléments finis :	15
2.4 Mode de déformation de l’interface :	17
2.5 modèles d’éléments joints :	19
2.6 Moyens d’études du comportement d’interface :	29
2.7 Caractérisation expérimentale de l’interface:	29
2.8 Principaux résultats des études numériques discrètes :	30
2.9 Influence de la rugosité sur le comportement global:	34
2.10 Epaisseur de la zone d’interface:	36
2.11 Conclusions:	36
3. FORMULATION ANALYTIQUE D’UN ELEMENT D’INTERFACE DANS LA MODELISATION DES PROBLEMES A SYMETRIE DE REVOLUTION SOUS UN CHARGEMENT NON AXISYMETRIQUE	
3.1 Introduction :	37
3.2 Approche Semi analytique :	37
3.3 Expression des sollicitations et du champ de déplacement en termes de série de Fourier :	39
3.4 Formulation exacte de l’élément de l’interface :	39
3.5 Définition de la matrice de rigidité :	40
3.6 Formulation analytique de la matrice de rigidité de l’élément d’interface :	45
3.7 Conclusion :	48

4. INFLUENCE DES ELEMENTS D'INTERFACE SUR LE COMPORTEMENT LATERAL D'UNE SEMELLE CIRCULAIRE ENTERREE

4.1 Introduction :	49
4.2 Données du problème :	50
4.3 Examen des coefficients de rigidité d'une semelle circulaire sous un chargement combiné (H, M)	54
4.4 Résultats	57
4.5 Conclusion :	60

5. L'EFFET DES ELEMENTS D'INTERFACE SUR LE COMPORTEMENT D'UN DISQUE DEPLACÉ HORIZONTALEMENT

5.1 Introduction :	61
5.2 Description du modèle :	61
5.3 Evaluation des contraintes :	63
5.4 Résultats :	67
5.5 Conclusion :	81

6. INFLUENCE DES ELEMENTS D'INTERFACE SUR LE COMPORTEMENT LATERAL D'UN PIEU ISOLE SOUS CHARGEMENT LATERAL

6.1 Introduction :	82
6.2 Analyse d'un pieu circulaire sous chargement horizontal (H) et un moment (M)	82
6.3 Evaluation des coefficients de rigidité (K_H, K_M, K_{MH}) :	84
6.4 Résultats :	86
6.5 Conclusion :	89

7. FORMULATION ANALYTIQUE D'UN ELEMENT D'INTERFACE A DIX NOEUDS POUR LES ELEMENTS DE MASSIF D'ORDRE ELEVE

7.1 Introduction :	90
7.3 Définition de la matrice de rigidité :	90
7.3 Obtention directe des fonctions d'interpolation :	92
7.4 Dérivation exacte pour la matrice de rigidité de l'interface :	94
7.5 Performances de la formulation exacte :	99
7.6. Résultats:	100

8. CONCLUSION

ANNEXES

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

LISTE DES ILLUSTRATIONS, GRAPHIQUES ET TABLEAUX

- Figure 2.1** : exemples des situations d'interface
- Figure 2.2** : Variables de description de l'interface
- Figure 2.3.** : Comportement constitutif d'un élément d'interface
- Figure 2.4.** : Modes de déformation de l'interface
- Figure 2.5.** : Élément à quatre nœuds d'épaisseur égale à zéro
- Figure 2.6.** : Élément GTB :a)déformation normale ;b) déformation tangentielle.
- Figure 2.7.** : Élément joint développé par GHABOUSSI et Al
- Figure 2.8.** : Comportement prévu dans la direction normale
- Figure 2.9.** : Comportement prévu dans la direction tangentielle
- Figure 2.10.** : Élément de lien à quatre nœuds d'épaisseur égale à zéro
- Figure 2.11.** : Principe de l'élément proposé par Heuse et *al*
- Figure 2.12.** : « Macro élément »il se compose de deux élément de GTB
- Figure 2.13.** : Élément d'interface isoparamétrique parabolique
- Figure 2.14.** : Élément d'interface avec deux éléments de massif adjacents (RDIP élément proposé par PANDE et SHARMA
- Figure 2.15** : élément IE5 (assemblage de deux éléments IE1 et IE4)
- Figure 2.16.** : L'élément LRH soumis aux forces normales et tangentielles
- Figure 3.1.** : Deux matériaux différents imbriquant une interface axisymétrique
- Figure 3.2.** : L'effort et les déplacements dans l'élément appartenant à un solide A révolution sous les charges non- axisymétrique
- Figure 3.3.** : La section transversale radiale dans un élément d'interface à six nœuds
- Figure 4.1.** : Le maillage d'élément finie d'élément du système sol /semelle

- Figure 4.2.** : Semelle enterrée avec la convention de signe des charges et des déformations
- Figure 4.3.** : Semelle circulaire rigide soumise à un moment de renversement
- Figure 4.4.** : Semelle rigide circulaire soumise à un chargement latéral
- Figure 4.5.** : Variation de module de cisaillement comme loi de puissance avec la profondeur
- Figure 4.6.** : La variation de K_H en fonction de α (a) $\nu_s = 0.50$ et (b) $\nu_s = 0.25$ (Interface rugueuse)
- Figure 4.7.** : La variation de K_M en fonction de α (a) $\nu_s = 0.50$ et (b) $\nu_s = 0.25$ (Interface rugueuse)
- Figure 4.8.** : La variation de K_{MH} en fonction de α (a) $\nu_s = 0.50$ et (b) $\nu_s = 0.25$ (Interface rugueuse)
- Figure 4.9.** : La variation de K_H en fonction de α (a) $\nu_s = 0.50$ et (b) $\nu_s = 0.25$ (Interface lisse)
- Figure 4.10.** : La variation de K_M en fonction de α (a) $\nu_s = 0.50$ et (b) $\nu_s = 0.25$ (Interface lisse)
- Figure 4.11.** : La variation de K_{MH} en fonction de α (a) $\nu_s = 0.50$ et (b) $\nu_s = 0.25$ (Interface lisse)
- Figure 5.1.** : Définition du modèle
- Figure 5.2.** : Maillage radial par éléments finis d'une tranche mince du système sol-disque
- Figure 5.3.** : Déplacement rigide d'une section circulaire
- Figure 5.4.** : Élément torique Q8
- Figure 5.5.** : Élément iso paramétrique rectangulaire Q8
- Figure 5.6.** : Comparaison entre les valeurs de la contrainte radiale obtenue par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour deux valeurs de ν_s différentes : (a) $\nu_s = 0.3$; (b) $\nu_s = 0.5$
- Figure 5.7.** : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte radiale σ_r pour un déplacement imposé égale à 0.001D (c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.499$.

Figure 5.8. : Comparaison entre les valeurs de la contrainte tangentielle obtenue par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour deux valeurs de ν_s différentes :(a) $\nu_s = 0.3$;(b) $\nu_s = 0.5$

Figure 5.9. : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte tangentielle σ_θ pour un déplacement imposé égale à 0.001D,(c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.499$

Figure 5.10. : Comparaison entre les valeurs de la contrainte de cisaillement obtenu par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour deux valeurs de ν_s différentes :(a) $\nu_s = 0.3$;(b) $\nu_s = 0.5$

Figure 5.11. : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ pour un déplacement imposé égale à 0.001D,(c) : $\nu_s = 0.3$;(d) : $\nu_s = 0.499$.

Figure 5.12. : Comparaison entre les valeurs de la contrainte radiale obtenue par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égale 0.004D et deux valeurs différentes de ν_s :(a) $\nu_s = 0.3$;(b) $\nu_s = 0.5$

Figure 5.13. : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte radiale σ_r pour un déplacement imposé égale à 0.004D,(c) : $\nu_s = 0.3$;(d) : $\nu_s = 0.499$.

Figure 5.14. : Comparaison entre les valeurs de la contrainte tangentielle obtenus par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égale 0.004D et deux valeurs différentes de ν_s :(a) $\nu_s = 0.3$;(b) $\nu_s = 0.5$

Figure 5.15. : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte tangentielle σ_θ pour un déplacement imposé égale à 0.004D,(c) : $\nu_s = 0.3$;(d) : $\nu_s = 0.499$.

Figure 5.16. : Comparaison entre les valeurs de la contrainte de cisaillement obtenus par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égale 0.004D et deux valeurs différentes de ν_s :(a) $\nu_s = 0.3$;(b) $\nu_s = 0.5$

Figure 5.17. : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ pour un déplacement imposé égale à $0.004D$, (c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.499$

Figure 5.18. : Comparaison entre les valeurs de la contrainte radiale obtenus par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égale $0.007D$ et deux valeurs différentes de ν_s : (a) $\nu_s = 0.3$; (b) $\nu_s = 0.5$

Figure 5.19. : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte radiale σ_r pour un déplacement imposé égale à $0.007D$, (c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.499$.

Figure 5.20. : Comparaison entre les valeurs de la contrainte tangentielle obtenus par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égale $0.007D$ et deux valeurs différentes de ν_s : (a) $\nu_s = 0.3$; (b) $\nu_s = 0.5$

Figure 5.21. : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte tangentielle σ_θ pour un déplacement imposé égale à $0.007D$, (c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.499$.

Figure 5.22. : Comparaison entre les valeurs de la contrainte de cisaillement obtenus par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égale $0.007D$ et deux valeurs différentes de ν_s : (a) $\nu_s = 0.3$; (b) $\nu_s = 0.5$

Figure 5.23 : effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ pour un déplacement imposé égale à $0.007D$, (c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.499$.

Figure 5.24 : effet de coefficient de poisson sur la répartition des contraintes pour un déplacement imposé égale à $0.001D$, (a), (c), (e) : interface rugueuse ; (b), (d), (f) : interface lisse.

Figure 5.25 : variation de la pression en fonction du déplacement imposé.

Figure 5.26 : effet de coefficient de poisson sur la répartition de la pression pour les deux cas d'interface (a) : interface lisse. (b): interface rugueuse.

Figure 6.1. : Modélisation du système sol-pieu

Figure 6.2. : Coefficient de rigidité horizontale k_H : (a) $\nu_s = 0.25$; (b) $\nu_s = 0.5$

Figure 6.3. : Coefficient de rigidité k_M : (a) $\nu_s = 0.25$; (b) $\nu_s = 0.5$

Figure 6.4. : Coefficient de rigidité k_{MH} : (a) $\nu_s=0.25$;(b) $\nu_s=0.5$

Figure 6.5. : Coefficient de rigidité horizontale k_H : (a) $\nu_s=0.25$;(b) $\nu_s=0.5$

Figure 6.6. : Coefficient de rigidité k_M : (a) $\nu_s=0.25$;(b) $\nu_s=0.5$

Figure 6.7. : Coefficient de rigidité k_{MH} : (a) $\nu_s=0.25$;(b) $\nu_s=0.5$

Figure 7.1. : Élément d'interface à dix nœuds (épaisseur égale à 0)

ANNEXE A

LISTE DES SYMBOLES ET DES ABREVIATIONS

d	: diamètre du pieu
L_p	: fiche du pieu dans le sol
E_p	: module de Young du pieu
E_s	: module de Young du sol
$E_s(e)$: module de Young du sol à la base du pieu
N	: fonction de forme
a	: mi-largeur de la semelle
k_n	: rigidité normale d'interface
k_s	: rigidité tangentielle d'interface
ν_s	: coefficient de Poisson du sol
ν_p	: coefficient de Poisson du pieu
σ_n	: Contrainte normale
Δu_n	: déplacement relatif normal
Δu_t	: Déplacement relatif tangentiel
τ	: Contrainte tangentielle de l'interface
$\bar{\tau}$: Contrainte admissible tangentielle
u	: Déplacement radial
v	: Déplacement vertical
w	: Déplacement circonférentielle
θ	: Direction circonférentielle
F_r	: Force nodales dans la direction radiale
F_θ	: Force nodales dans la direction circonférentielle
F_z	: Force nodales dans la direction verticale
ζ	: Vecteur déformation
K_i	: Matrice de rigidité de l'élément d'interface
$[B]$: Matrice de déformation -déplacement

$[D]$: Matrice constitutive
 A : l'aire de l'élément d'interface
 u_{rel} : Déplacement relatif à travers une interface
 T : matrice de transfert
 r : distance radiale
 M : moment de renversement
 H : force horizontale
 θ_M : Rotation de la semelle
 G_{se} : module de cisaillement à une profondeur égale à e
 K_H, K_M : Les coefficients de rigidité élastiques horizontal et rotationnel sans dimensions
 K_{MH} : Couplage existe entre le déplacement horizontal et rotationnel
 Z : la profondeur du sol
 α : Paramètre de non homogénéité
 e/a : rapport d'élanement pour une semelle

 $I_H; I_M; I_{MH}$: Les facteurs d'influences

 σ_n : Contrainte radiale
 σ_z : Contrainte orthoradiale
 σ_θ : Contrainte de cisaillement

 p : pression

 L_p / d : Facteur d'élanement pour un pieu

 L_p : Longueur du pieu

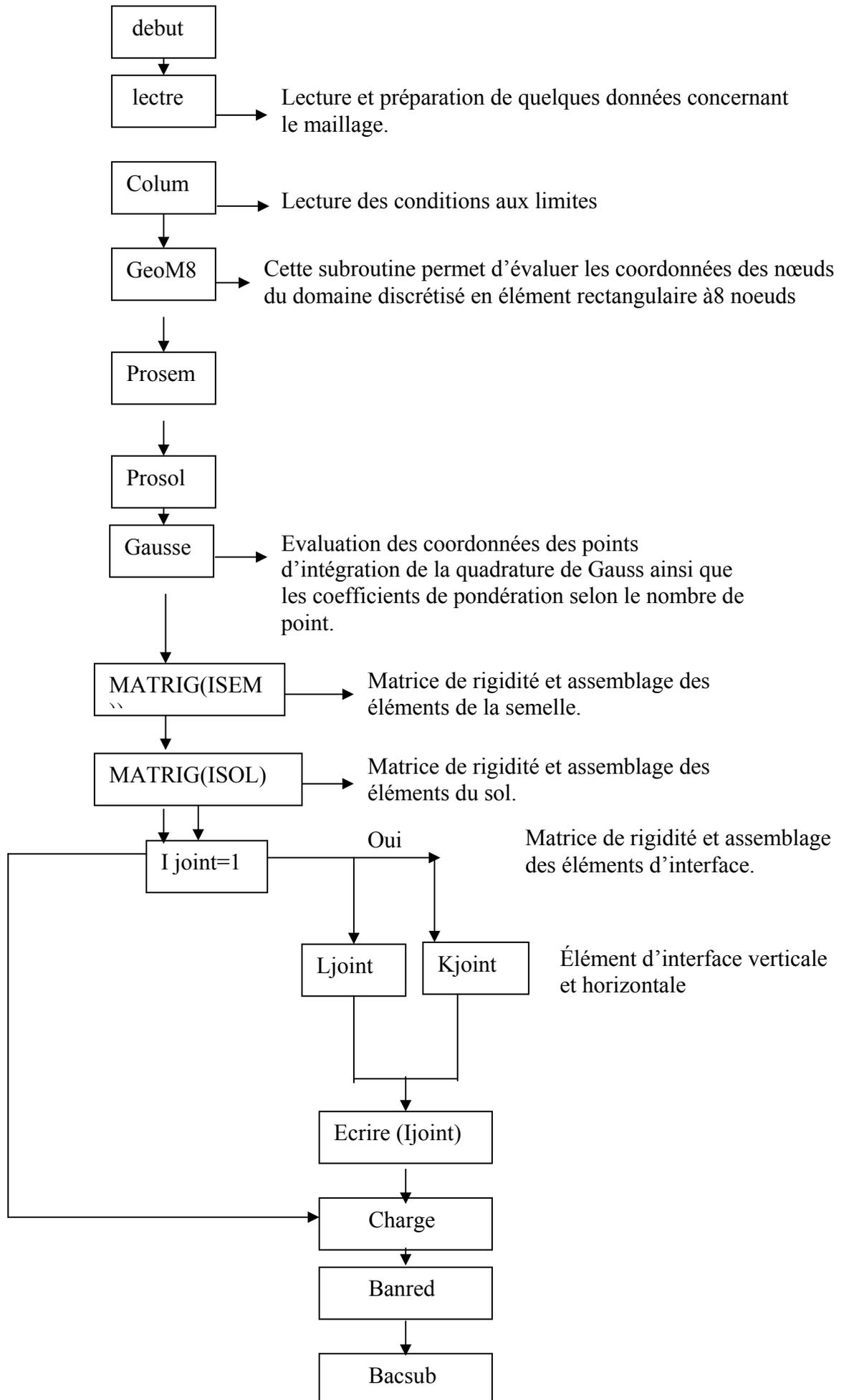
ANNEXE B

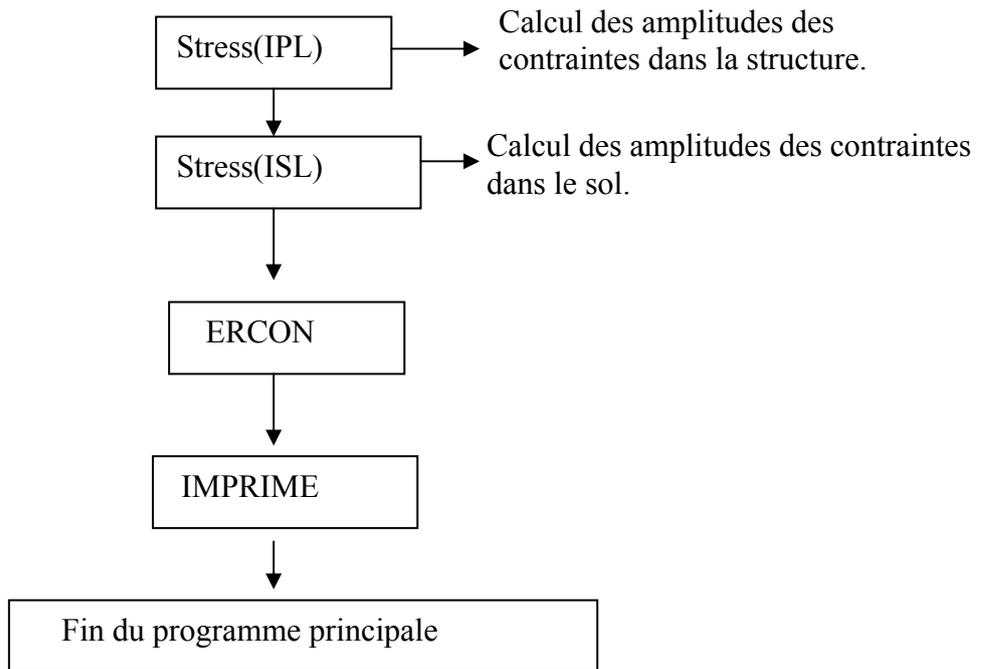
Description du programme numérique mis en point pour l'étude d'un certain problèmes d'interaction sol/fondation sous chargement non-axisymétrique, en élasticité linéaire et isotrope :

Ce programme écrit en Fortran 77 est destiné à l'étude des semelles circulaires soumises à un effort latéral dans un milieu élastique linéaire et isotrope .Le même programme à été développé pour étudier le problème d'un pieu isolé et un disque déplacé horizontalement.

Comme tout autre programme d'analyse par éléments finis le programme débute par :

- Une lecture des caractéristiques géométrique, Lecture et préparation de quelques données concernant le maillage. Ainsi que les conditions aux limites imposées au modèle, ensuite on a introduit les cinq sous-routines suivantes :
- Une sous-routine permet d'évaluer les coordonnées des nœuds du domaine discrétisé en élément rectangulaire à huit nœuds.
- Une sous-routine pour évaluer la Matrice de rigidité et assemblage des éléments de la semelle et du sol.
- sous-routine pour introduire la Matrice de rigidité et assemblage des éléments d'interface (la matrice qui a été obtenue par la formulation analytique présenté dans le deuxième chapitre).
- sous-routine pour Calculer les amplitudes des contraintes dans la structure et le sol.





CHAPITRE 1

INTRODUCTION GENERALE

Introduction :

L'interaction sol-structure rentre dans la catégorie très vaste des problèmes de contact entre solides, sa particularité réside dans la grande différence existant entre les caractéristiques mécaniques des deux matériaux en contact. Dans la majeure partie des cas, le sol est beaucoup plus déformable que la structure et souvent non cohérent, cette discontinuité des propriétés mécaniques entraîne un comportement particulier de l'ensemble, sol-structure. L'interaction entre un ouvrage et le sol où il est fondé doit être parfaitement connue du concepteur dans la mesure où une grande part de la sécurité d'un ouvrage dépend de cette interaction.

Un élément d'interface est le plan de contact qui sépare deux corps de différentes propriétés. Dans l'analyse par éléments finis des problèmes de sol/structure, des éléments d'interface spéciaux sont souvent introduits pour modéliser le comportement de cette zone particulière. De tels éléments devraient rendre compte des divers modes de déformation, qui sont en général ; la parfaite adhérence, le glissement relatif, la séparation ou le décollement et le récollement. Dans toute les situations les éléments d'interface devraient raisonnablement prédire les valeurs des efforts le long et à travers l'interface.

Beaucoup de problèmes pratiques en mécanique des solides constituent un solide de révolution composé de deux matériaux différents imbriquant une interface axisymétrique. Dans certains cas, le chargement est axisymétrique, comme par exemple les pieux sous tension, ou dans d'autre cas le chargement est non-axisymétrique comme dans le cas des pieux sollicités horizontalement. Le dernier type des problèmes est habituellement traité sans avoir recours aux éléments d'interface, et l'analyse est souvent effectuée en considérant le sol et la structure en parfaite adhérence, c-à-d, il n'y a aucun mouvement ou séparation relative, bien que, cette hypothèse simplifie l'étude, elle peut engendrer des erreurs non négligeables dans la prévision des efforts et des déformations.

Le problème d'un solide axisymétrique soumis aux charges non axisymétriques est un problème véritablement tridimensionnel dans le sens où toutes les trois composantes de déplacements sont en général non nulles, alors le problème est plus complexe, et cependant, toutes les composantes du tenseur de déformation doivent être considérées. Ce problème peut être remplacé par une série de problèmes à deux dimensions selon le principe de superposition.

L'objectif de ce travail est d'établir une formulation analytique d'une matrice de rigidité d'un élément d'interface, cette formulation intégrée dans un code des éléments finis (Fortran) pour étudier l'influence des éléments d'interface sur certains problèmes de solide à révolution soumis aux chargements non axisymétriques.

Le présent travail traite le problème d'une semelle circulaire enterré, le problème d'un pieu isolé et le problème d'un disque déplacé horizontalement.

Le mémoire présenté comporte huit chapitres. Le premier chapitre présente une introduction générale, Le second chapitre est consacré à une étude bibliographique sur les éléments d'interface dans la modélisation des problèmes géotechniques. Dans ce chapitre on a présenté les différents modèles des éléments d'interface développés en géomécanique et leur classification. Puis, nous présenterons succinctement les différents essais permettant l'étude de ce type de comportement, les essais qui ont été mis en œuvre expérimentalement ou modélisés par des approches numériques continues ou discrètes. Le troisième chapitre est consacré à la description de l'approche semi-analytique utilisée dans la méthode des éléments finis pour formuler la matrice de rigidité d'un élément d'interface à six nœuds pour traiter les problèmes à symétrie de révolution sous chargement non-axisymétrique. Cette formulation nous a permis d'étudier les deux cas extrêmes de l'interface (lisse et rugueux) de l'interface. Le quatrième chapitre présente l'influence des éléments d'interface sur le comportement latéral d'une semelle circulaire enterrée. Dans ce chapitre un programme de calcul en Fortran a été développé pour étudier l'effet de la nature de l'interface sur la réponse de la semelle. Le cinquième chapitre présente l'influence des éléments d'interface sur le comportement latéral d'un disque déplacé horizontalement. Un second code de calcul est développé pour évaluer les contraintes engendrées et leur variation en fonction de la distance radiale. Le problème est traité pour les deux cas extrêmes de l'interface rugueuse et lisse. Les résultats numériques de ce code sont comparés avec les résultats obtenus analytiquement. Le sixième chapitre présente l'influence des éléments d'interface sur le comportement latéral d'un pieu isolé. Le même programme de calcul a été développé pour calculer les

coefficients de rigidité pour un pieu et leur variation examinée en fonction d'une loi de puissance. Le septième chapitre présente une description de l'approche semi analytique utilisée dans la méthode des éléments finis pour la formulation d'un élément d'interface à dix nœuds pour traiter les éléments de massif d'ordre élevé sous chargement non-axisymétrique. Afin d'évaluer la performance de cette formulation, le même problème d'un disque déplacé horizontalement a été examiné.

On présente par la suite une conclusion générale contenant les principaux résultats du travail, et les perspectives de futures recherches.

CHAPITRE 2
LES ELEMENTS D'INTERFACE DANS LA MODELISATION
DES PROBLEMES GEOTECHNIQUES :
ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

2.1 Introduction :

Lorsque l'on considère l'interaction de deux solides en contact avec des caractéristiques de déformabilité très différentes, la rupture est très souvent accompagnée de la formation, à l'interface, dans le solide le plus déformable, d'une zone de faible épaisseur orientée dans la direction de la surface de contact. Cette zone, appelée interface sol structure, siège d'une importante localisation de la déformation, joue le rôle d'une discontinuité cinématique caractérisée par des gradients de déformations très élevés.

Nombre de structures de génie civil sont en contact avec les sols (figure 2.1). C'est le cas, par exemple, de l'interaction sol-écrans, sol-tirants d'ancrage, sol-pieux ou micro pieux ou encore sol-renforcement dans le cas de la « terre armée » et des sols cloués. La rupture est observée au sein de cette zone, lieu de transmission des contraintes et des déformations. La description du comportement, en terme de frottement mobilisé par une structure rigide dans un sol, doit par conséquent nécessairement passer par la modélisation de cette région fortement sollicitée.

2.2 Modélisation de l'interaction sol-structures

2.2.1 Comportement du matériau de la structure :

En général, la structure est constituée de matériaux (béton, acier, bois,...etc.) dont la rigidité est beaucoup plus importante que celle du sol environnant. Le comportement de ces matériaux peut être décrit par des modèles simples, élastiques ou élastoplastiques.

2.2.2 Comportement des sols :

Le comportement des sols est très complexe .En effet, il est essentiellement irréversible, non linéaire, dilatant et dépendant de l'histoire et de la direction des sollicitations. Pour de faibles sollicitations, il peut être décrit par l'élasticité linéaire. Pour des sollicitations moyennes ou fortes, des modèles plus élaborés ont été proposés : soit, des modèles

élastoplastiques avec ou sans écoulement (Mohr coulomb, Lade, Nova, ... etc.), ou soit, des modèles incrémentaux (Darve, Mroz, ... etc.)

2.2.3 Comportement de l'interface :

Les interfaces sont généralement soumises à de fortes sollicitations de cisaillement. Leur comportement est essentiellement non linéaire. Les études proposées par différents auteurs appartiennent à l'une des deux approches principales suivantes :

1. Approche de type contact : dans ce cas, l'interface n'a pas d'épaisseur.
2. Approche de type couche mince : dans cette approche, l'interface est constituée d'une zone de faible épaisseur.

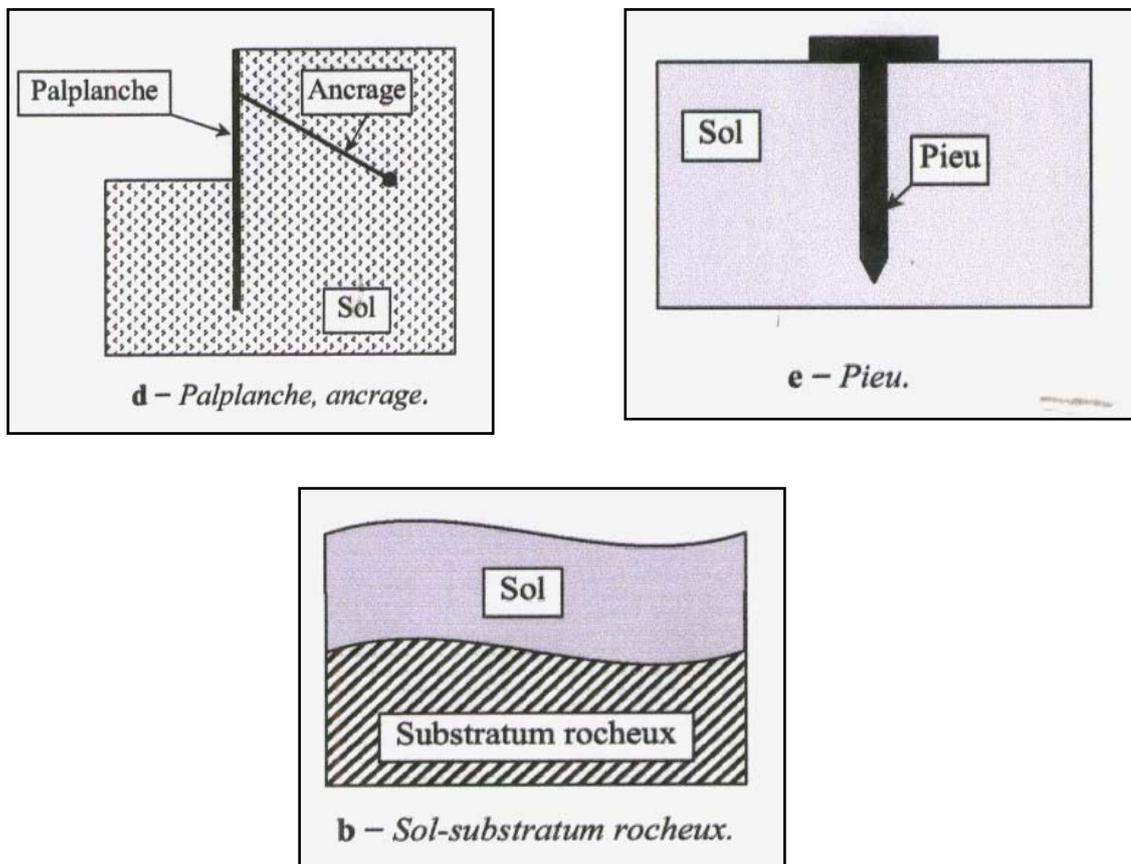


Figure 2.1 : Exemples des situations d'interface.

2.3 Modélisation numérique des problèmes de 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 (DESAI, 1974) [17].

Plusieurs méthodes de modélisation du comportement discontinu à l'interface sol -structure ont été proposées.

- 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 (GOODMAN *et al.*, 1968)[27];(DAY et POTTS,1994)[16] .
- L'utilisation d'éléments finis bidimensionnels ou tridimensionnels de faible épaisseur type « couche mince » (« thin- layer éléments ») dans la littérature anglo-saxonne) en affectant à ceux –ci des lois de comportement dérivées de la théorie de l'élastoplasticité (DESAI *et al.*,1984) [18].
- Les méthodes « hybrides » où le sol et la structure sont modélisés séparément et liés ensuite par des équations de compatibilité de différentes natures pour les forces et les déplacements (KATONA, 1983) [37] ;(VILLARD, 1996) [51].

Les méthodes des éléments finis classiques utilisées pour modéliser l'interface sont les méthodes dites de pénalisation ou de rigidité (les deux solides sont discrétisés individuellement et maintenus en contact par des éléments d'interface), les méthodes dites de compatibilité nodale (les deux solides sont discrétisés individuellement et maintenus en contact par des équations de compatibilité en forces et en déplacements) et les méthodes mixtes qui résultent d'une combinaison des deux précédentes.

Les méthodes de pénalisation ou de rigidité sont basées sur l'utilisation d'éléments d'interface caractérisés par des rigidités normales k_n et tangentielles k_s , comme par exemple les éléments ressorts à deux nœuds (ANDRAWES *et al.*,1982)[3], les éléments d'interface de faible épaisseur (PANDE et SHARMA, 1979) [42]; (DESAI *et al.*,1984)[18] ; (GRIFFITHS, 1985)[28] et les éléments sans épaisseur de type GOODMAN (GOODMAN *et al.*, 1968)[27]; (OHTÉ, 1973)[41] ; (GENS *et al.*, 1988)[23]. La rigidité tangentielle k_s permet de décrire le comportement frottant de l'interface et la rigidité normale k_n permet la non interpénétration des zones en présence. Si la valeur de k_s peut être évaluée aisément par des essais d'interface à la boîte de cisaillement ou au plan incliné, la valeur de k_n est en général fixée arbitrairement à des valeurs importantes ce qui d'après (DESAI *et al.*, 1984)[18] engendre une modélisation peu réaliste des contraintes normales et tangentielles à l'interface. De nombreux auteurs relatent également des difficultés numériques liées à l'utilisation de tels éléments d'épaisseur faible ou nulle. Par exemple DAY et POTTS, (1994) [16] ont montré que ces

éléments pouvaient conduire à un mauvais conditionnement de la matrice de rigidité et engendrer de forts gradients de contraintes, sources d'instabilités numériques. PANDE *et al.*,(1979) [42] montrent que l'utilisation d'éléments de faible épaisseur peut induire des difficultés numériques 'ill conditioning' liées notamment au choix de l'épaisseur de l'élément. Enfin YI *et al.*,(1995)[54] montrent que le domaine d'utilisation de ces éléments est restreint au cas des petites déformations car lors d'un glissement important les mécanismes de déformation obtenus sont inadaptés.

Dans les méthodes dites de compatibilité, le contact entre les deux solides en présence est assuré par des équations de compatibilité en forces et en déplacements. Les méthodes existantes s'appuient sur différentes formulations pour satisfaire aux équations de compatibilité : méthode des multiplicateurs de Lagrange (CHAN *et al.*, 1971)[13], principe des travaux virtuels (KATONA , 1983)[37] et méthode mixte basée sur la détermination d'une matrice condensée de flexibilité obtenue par élimination des nœuds qui ne sont pas en contact (FRANCAVILLA *et al.*, 1975)[21]. Ces méthodes ont progressivement été améliorées pour inclure les effets de frottement (SACHDEVA et RAMAKRISHNAN, 1981) [44] ; FENG *et al.*, 1992)[20].

Ces méthodes, généralement formulées en petits déplacements sont bien souvent inadaptées lorsque les déplacements relatifs de part et d'autre de l'interface sont très importants (déplacements supérieurs à la taille des éléments). Dans le domaine du renforcement des sols par géosynthétiques, les applications concernées par des déplacements très importants à l'interface sont : les systèmes d'étanchéité sur pente (géomembrane étanche + renfort géosynthétique) et les ancrages géosynthétiques dans les centres de stockage des déchets ou les bassins de rétention.

2.4 Mode de déformation de l'interface :

L'interface est la zone de sol comprise entre la surface externe de la fondation et une surface fictive déterminée expérimentalement (par visualisation), on considèrera ces deux limites comme des surfaces parallèles ou tout au moins ayant des plans tangents parallèles en tout point. Au cours du chargement, le contact entre les corps A et B peut évoluer, il suit l'un des trois modes de comportement suivants :

- **Adhésion (Pas de glissement)** : Dans ce mode (figure 2.4.a), il n'y a pas de déplacement relatif entre les nœuds 1 et 2, on a alors les équations de compatibilité suivantes :

$$\Delta u_n = 0$$

$$\Delta u_t = 0$$

- **Glissement** : quand la contrainte normale est un effort de compression et la contrainte tangentielle atteint le seuil $\bar{\tau}$, il a un glissement relatif entre les nœuds 1 et 2 (figure 2.4.b) ; dans ce cas, on a les conditions :

$$\begin{cases} \Delta u_n = 0 \\ \Delta u_t \neq 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \sigma_n > 0 \\ \tau > \bar{\tau} \end{cases}$$

- **décollement** : dans le cas où la contrainte normale devient contrainte de traction, il y a un décollement (séparation des corps A et B) (figure 2.4.c) ; on a alors les conditions suivantes :

$$\Delta \sigma_n > 0 ; \sigma_n < 0 \quad \text{et} \quad \tau = 0$$

La représentation de ces modes de déformation est illustrée dans la figure 2.4 :

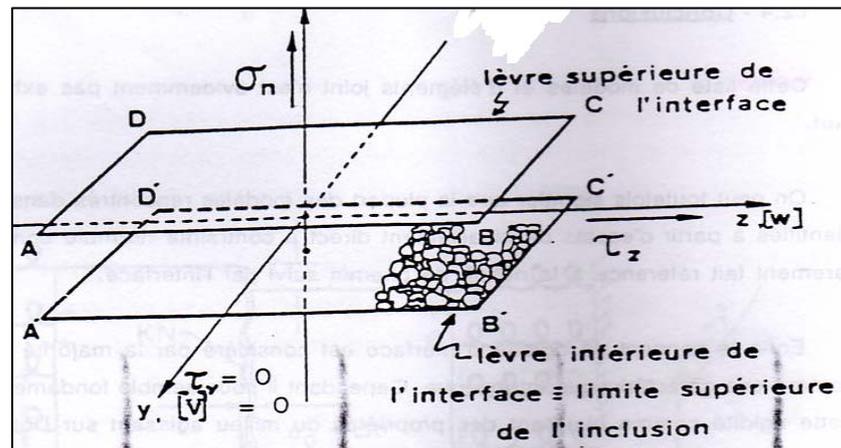


Figure 2.2 : variables de description de l'interface

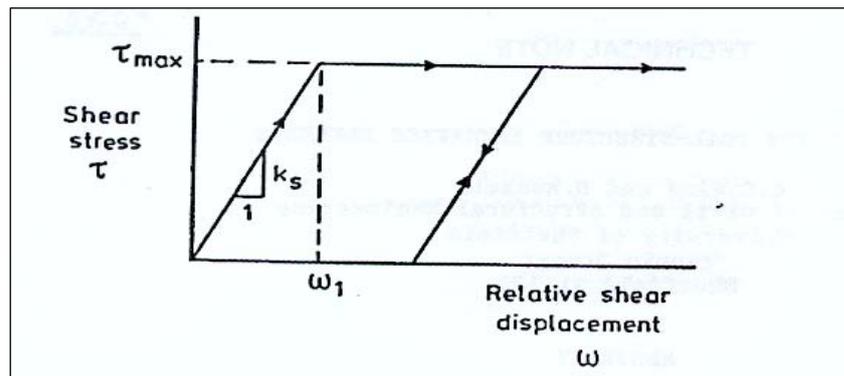


Figure 2.3: Comportement constitutif du élément d'interface

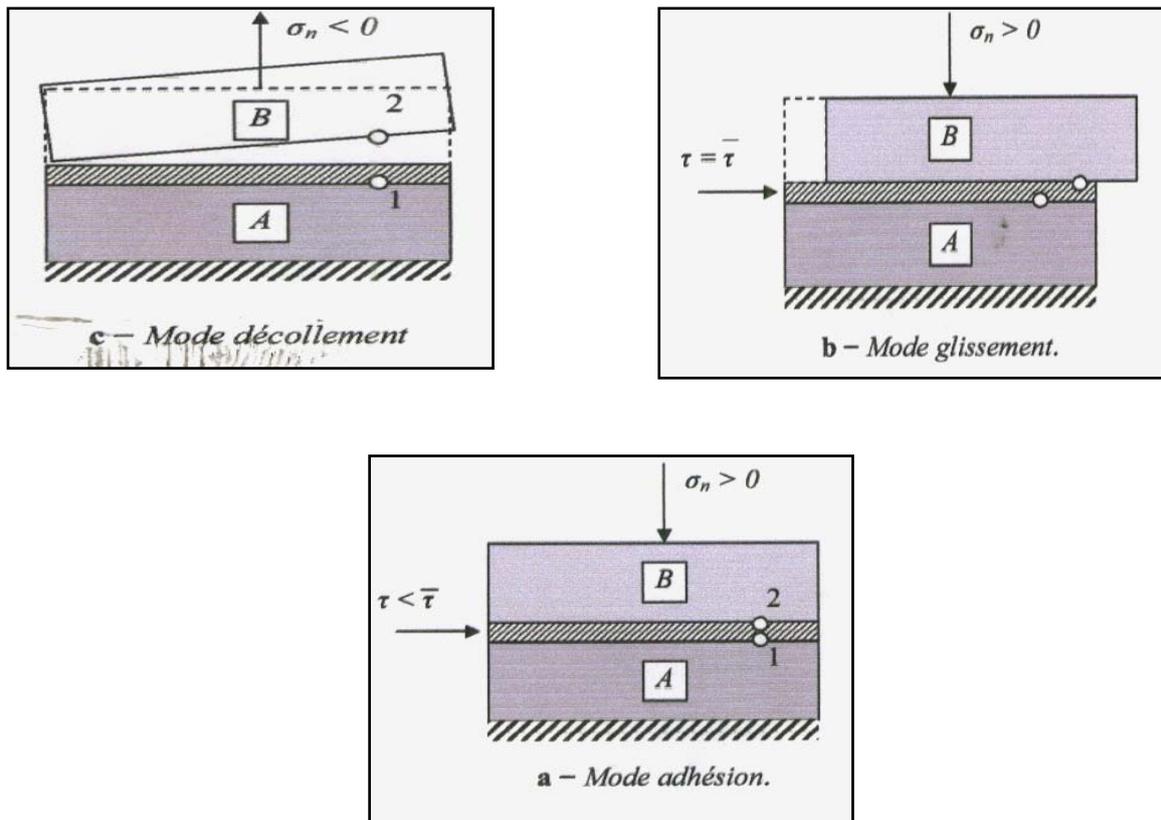


Figure.2.4 : Modes de déformation de l'interface.

2.5 modèles d'éléments joints :

L'interface est la zone intermédiaire de faible épaisseur (ou d'épaisseur nulle) entre deux solides qui permet le transfert des efforts tangentiels et normaux d'un solide à l'autre. Parmi les modèles d'interfaces les plus connus en mécanique des solides on cite les modèles suivants :

a) Elément d'interface d'épaisseur égale à zéro :

- Elément de l'interface proposé par GOODMAN *et al.*, (1968)[27] :

Dans le cadre d'une étude bidimensionnelle, le premier élément joint est dû à GOODMAN *et al.*, (1968) [27], l'élément proposé est un élément sans épaisseur sera connu sous le nom du « GTB » élément, de forme rectangulaire possèdent quatre nœuds et huit degrés de liberté du déplacement, l'élément ayant un comportement linéaire de type Mohr coulomb caractérisé par :

$$p = k \cdot w \quad (2-1)$$

Où

p : Le vecteur force par unité de longueur appliqué à l'élément.

w : Le vecteur déplacement relatif au deux faces de l'élément.

Les déplacements dans les deux faces supérieure et inférieure sont interpolés indépendamment comme suit :

$$\begin{aligned} u_{upp} &= N_1 u_{4x} + N_2 u_{3x} \\ v_{upp} &= N_1 v_{4y} + N_2 v_{3y} \\ u_{low} &= N_1 u_{1x} + N_2 u_{2x} \\ v_{low} &= N_1 v_{4y} + N_2 v_{3y} \end{aligned} \quad (2-2)$$

Avec N_1, N_2 sont des fonctions d'interpolation.

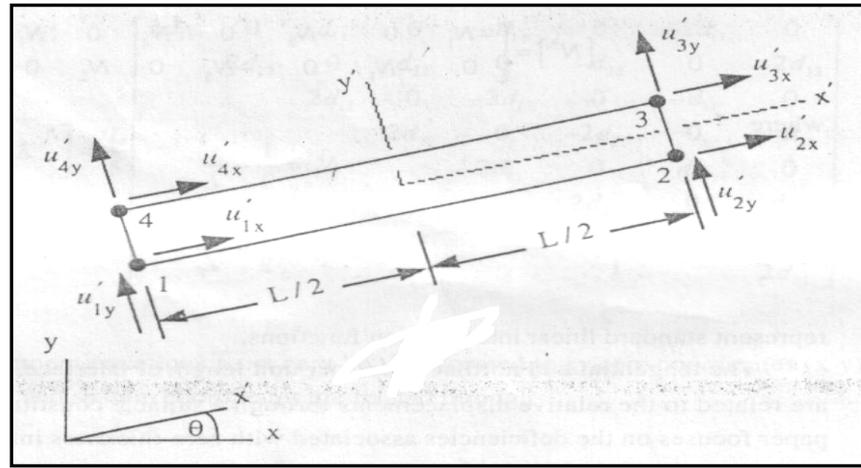


Figure 2.5: Élément à quatre nœuds d'épaisseur égale à zéro
(Élément de GOODMAN *et al.*, 1968)[27].

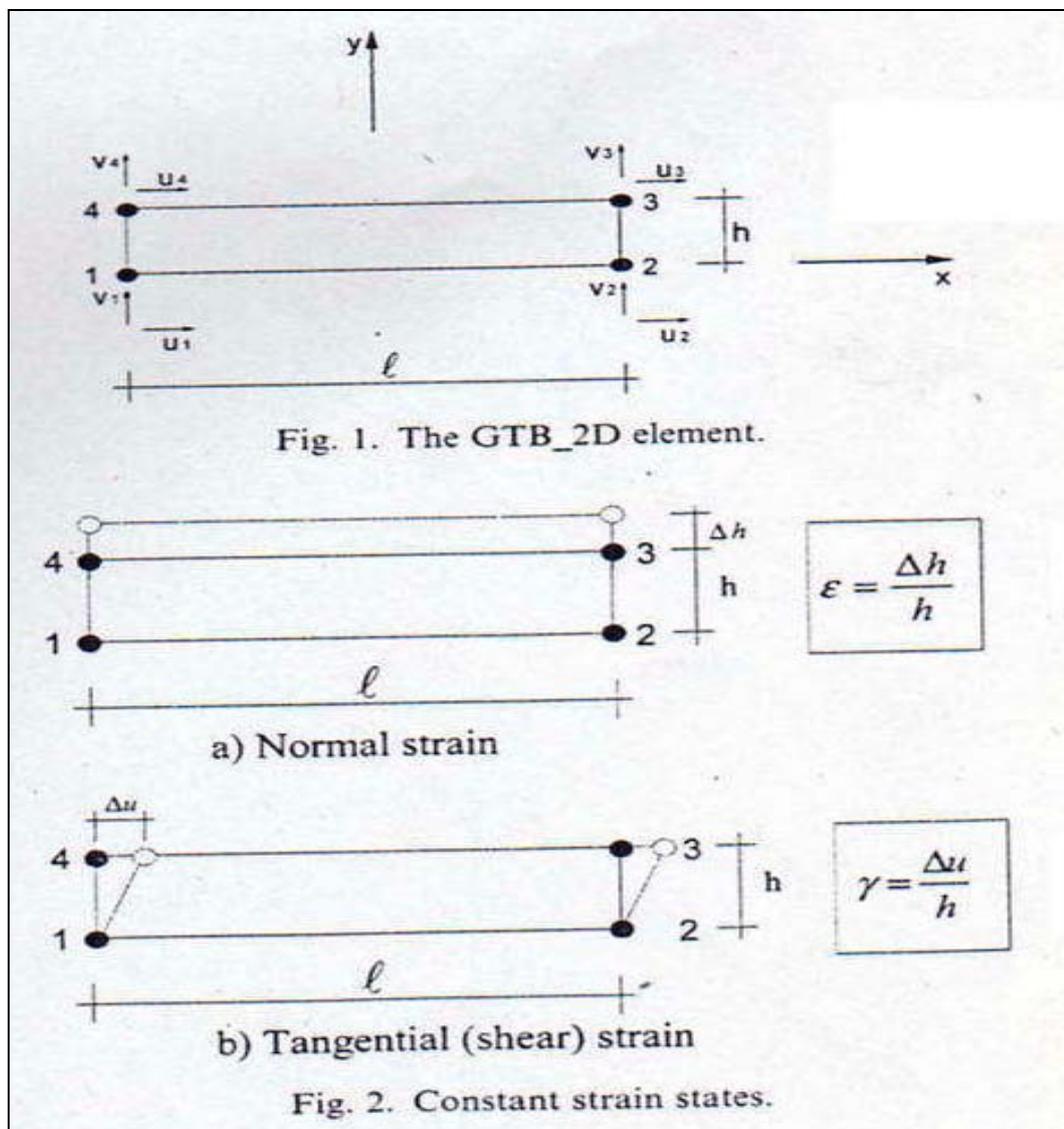


Figure 2.6 : élément GTB : a) déformation normal ; b) déformation tangential

La matrice de rigidité $[k]$ est diagonale, donc ne traduit pas les phénomènes de dilatation contractance observés lors du cisaillement d'une discontinuité d'un massif.

- Elément de l'interface proposé par GHABOUSSI *et al.*, (1973) [26] :

Le premier élément joint capable de prendre en compte des déplacements relatifs normaux aux bornes d'une interface qui soient dus au cisaillement a été présenté par GHABOUSSI *et al.*, (1973) [26]. La différence majeure entre ce modèle d'élément et l'élément précédent est que les degrés de liberté indépendants sont les déplacements relatifs des nœuds de l'élément au lieu des déplacements absolus, selon les auteurs, cette formulation a l'avantage d'éviter les problèmes numériques rencontrés à savoir le mauvais conditionnement de la matrice de rigidité et les forts gradients de contraintes, sources d'instabilités numériques.

Cet élément doit pouvoir modéliser le comportement de déformation dans la direction normale aussi bien que la direction de cisaillement. Ces modes de comportement sont présentés par les figures 2.8 et 2.9 et sont montrés comme suit :

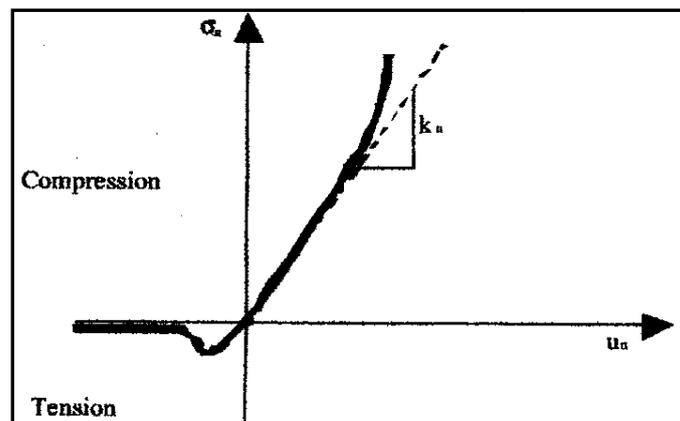


Figure 2.8 : Comportement prévu dans la direction normale

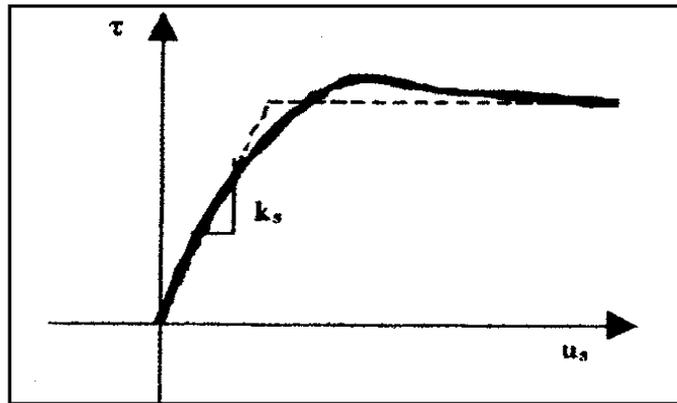


Figure 2.9 : Comportement prévu dans la direction tangentielle

- Élément de l'interface proposé par WILSON,(1977)[53] :

WILSON, (1977) [53] a démontré que les problèmes rencontrés par l'utilisation de l'élément de GOODMAN *et al.* Sont dus aux valeurs importantes qui peuvent avoir lieu aux endroits non-diagonaux. Il a recommandé l'usage de déplacement relatif comme degré indépendant pour l'élément de l'interface. De ce fait, il a proposé un élément iso-paramétrique basé sur le déplacement relatif comme un degré de liberté indépendant.

- Élément de l'interface proposé par HERMANN, (1978)[30] :

Le deuxième élément d'épaisseur égale à zéro est un élément de « lien » proposé par Hermann « LRH », la géométrie et le nombre des nœuds sont les mêmes que l'élément « GTB » [27].

D'après l'approche de Hermann le comportement de l'interface est modélisé à travers un ressort fictif reliant les deux faces supérieure et inférieure, un normal et un tangentiel à l'interface. Pour chaque paire de nœuds il y a donc quatre inconnus globaux, deux déplacements absolus et deux déplacements relatifs, δ_n et δ_t dans la direction normale et tangentielle respectivement. L'élément LRH possède des avantages numériques et prend en considération plusieurs modes de réponse de l'interface, c'est contrairement à l'élément de Goodman qui utilise une approche de compatibilité pour modéliser le glissement et donc exige toujours de l'information sur la rigidité.

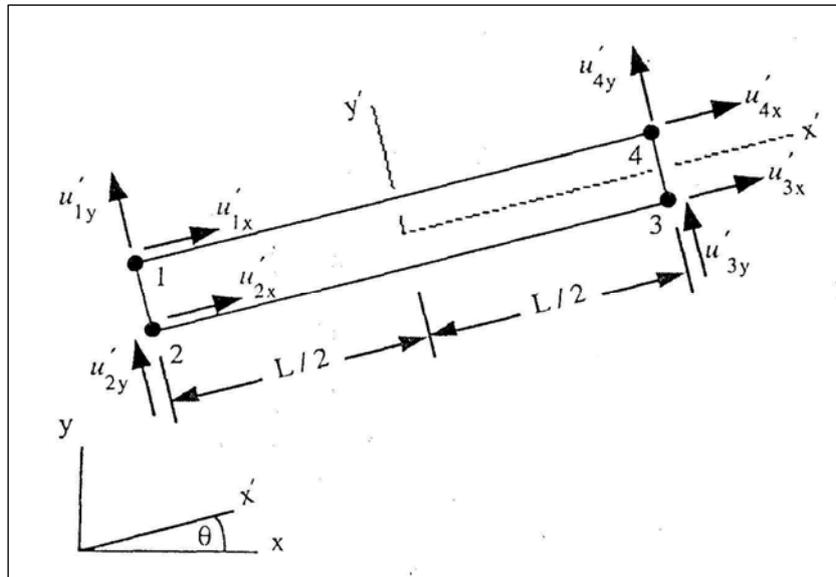


Figure 2.10: Élément de lien à quatre nœuds d'épaisseur égale à zéro
(Élément de HERMANN, 1978)[30]

- Élément de l'interface proposé par HEUZE *et al.*, (1982)[32]:

HEUZE *et al.*, (1982)[32] utilisent dans leurs étude un élément joint sans épaisseur. Mais ils introduisent dans la détermination de la matrice de rigidité de l'élément, le concept primordial d'une rigidité normale imposée à l'interface par le milieu environnant. La procédure utilisée permet donc de tenir compte des variations de contrainte normale dues au déplacement relatif tangentiel des bords de la fissure.

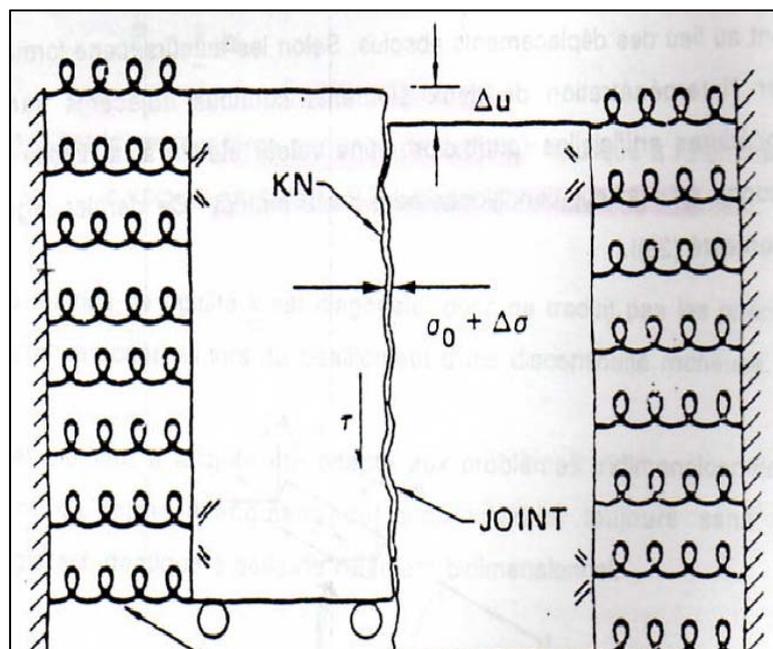


Figure 2.11 : Principe de l'élément proposé par HEUZE *et al.*, (1982)[32].

- Élément de l'interface proposé par KALIAKIN et LI,(1995)[36] :

KALIAKIN et LI,(1995) [36] montrent que la réponse tangentielle de l'élément qui a été proposé par Goodman et al. Présente un manque connu sous le nom de l'inconsistance cinématique. Pour éliminer ce problème, ils ont repris également les concepts du modèle de GTB et adoptent eux aussi la réponse tangentielle de l'élément LRH.

Cet élément a ensuite été adapté aux problèmes tridimensionnels sous la forme d'un élément de forme triangulaire ou quadrilatéral toujours sans épaisseur (GOODMAN *et al.*, 1968) [27], la rhéologie est identique à celle de l'élément bidimensionnel.

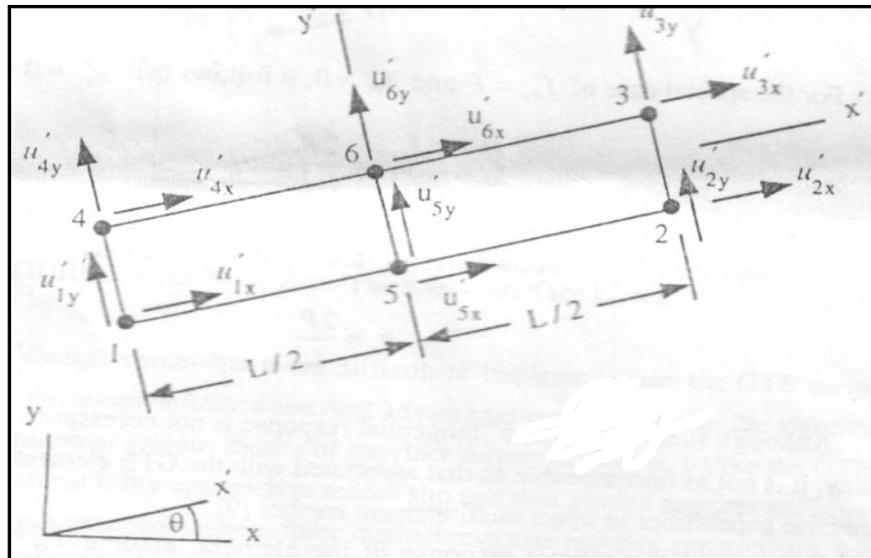


Figure 2.12: « Macro-element » il se compose de deux éléments de GTB (Élément de KALIAN et LI, 1995)[36].

- b) Élément de l'interface d'épaisseur fini (couche mince) :

- Élément de l'interface proposé par PANDE et SHARMA,(1979)[42]:

PANDE et SHARMA, (1979) [42] ont comparé une série d'analyses qui utilisent le degré relatif de déformation avec une analyse semblable qui utilise le degré de liberté de déformation absolue. Ils ont montré que l'utilisation d'éléments de faible épaisseur peut induire des difficultés numériques, comme par exemple « le mal conditionnement » liées notamment à l'épaisseur de l'élément. Ce petit mauvais conditionnement est éprouvé avec l'usage des éléments 2D très minces. Ils ont programmé un élément de l'interface à huit

nœuds parabolique iso-paramétrique qui considère le déplacement relatif comme un paramètre indépendant (RDIP : relatif déplacement iso-paramétrique).

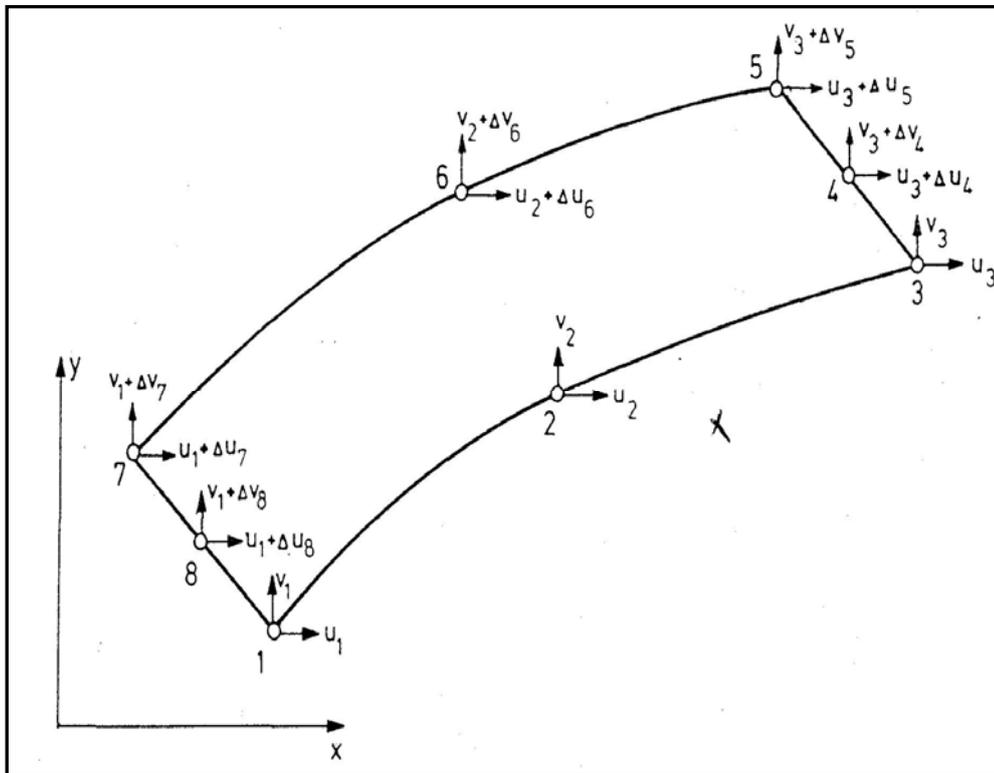


Figure 2.13: Élément d'interface isoparamétrique parabolique

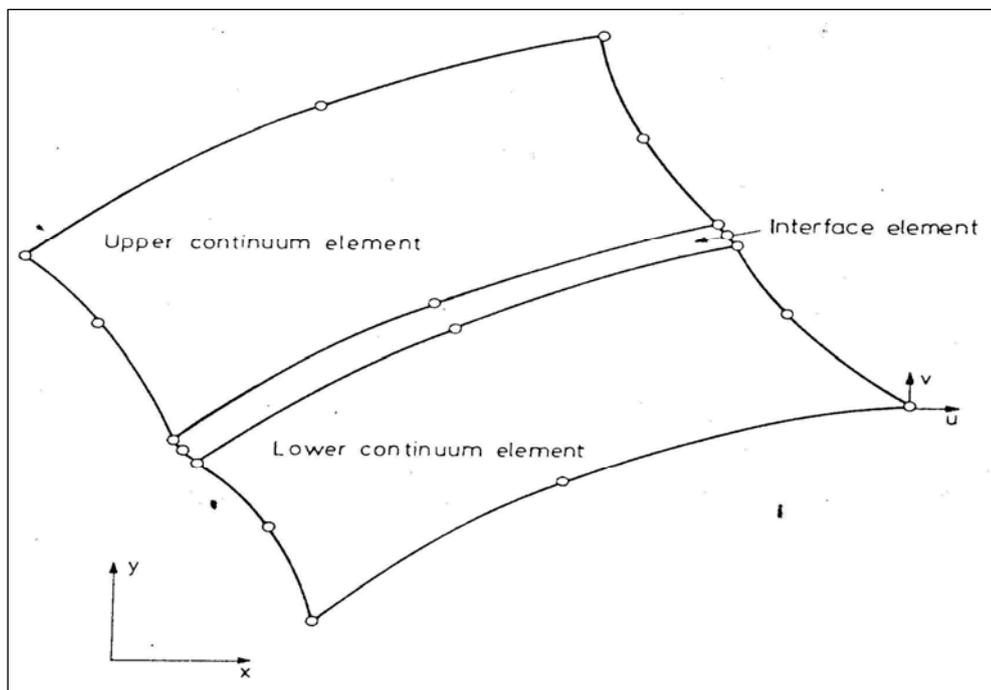


Figure 2.14 : Élément d'interface avec deux éléments de massif adjacents (RDIP élément proposé par PANDE et SHARMA, 1979) [42].

- Elément de l'interface proposé par DESAI *et al.*, (1984) [18] :

L'élément joint proposé par DESAI *et al.*,(1984)[18] a été utilisé en mécanique des roches ainsi que dans le cadre de l'interaction sol-structure. C'est un élément tridimensionnel. L'avantage des éléments joints tridimensionnels comme celui-ci, hormis le fait qu'ils représentent une interface réellement tridimensionnelle également, réside dans leur maniement identique aux éléments solides.

L'élément présenté ici, appelé fine couche « thin layer », permet la modélisation de nombreux modes de déformation, à savoir le glissement et la séparation. Ces deux derniers modes sont surtout importants dans l'analyse d'interaction sol-structure.

- Elément de l'interface proposé par GRIFFITHS (1985) [28]:

GRIFFITHS,(1985)[28] recommande l'usage d'un élément d'interface spécial quadratique a huit nœuds avec une épaisseur mince pour une modélisation plus exacte de l'interface dans le cas où le glissement se produit. Le choix d'épaisseur de l'élément est important.

- Elément de l'interface proposé par BEER, (1985) [8]:

L'élément décrit par BEER,(1985)[8] est un élément iso-paramétrique avec quatre ou six nœuds, les contraintes de l'interface sont caractérisées par une contrainte normale et tangentielle respectivement σ , τ .

Ils ont trouvé que le problème de mauvais conditionnement de la matrice de rigidité apparaît quand la rigidité de l'élément de l'interface est grande, et ont montré que l'effet de ce problème est réduit par une réduction de dimension de l'élément adjacent à l'élément de l'interface, bien que le nombre total des éléments soit resté le même.

Pour le problème de fort gradient de contrainte, GENS *et al.*,1990 [24] ont trouvé que le comportement de l'élément d'interface dans le test de pull-out était insatisfaisant quand l'intégration de Gauss a été utilisée.

Ils ont rapporté que si l'intégration de Newton-Cotes a été adoptée les résultats étaient assez satisfaisants.

- Élément de l'interface de lien proposé par COUTINHO et MARTINS (2003) [15] :

Pour éliminer le problème de contradiction cinématique qui avait apparu dans l'élément proposé par GOODMAN *et al.*,(1968)[27] , COUTINHO et MARTINS,(2003)[15] ont présenté un nouvel élément de l'interface qui fournit une réponse normale semblable à l'élément « GTB » et la réponse tangentielle semblable à telle donné par l'élément « LRH ».Cet élément est obtenu en introduisant un ressort vertical dans le milieu de l'élément « LRH ».On l'avait nommé IE5(élément de l'interface avec cinq ressorts comme représenté dans la Fig.2-15 :

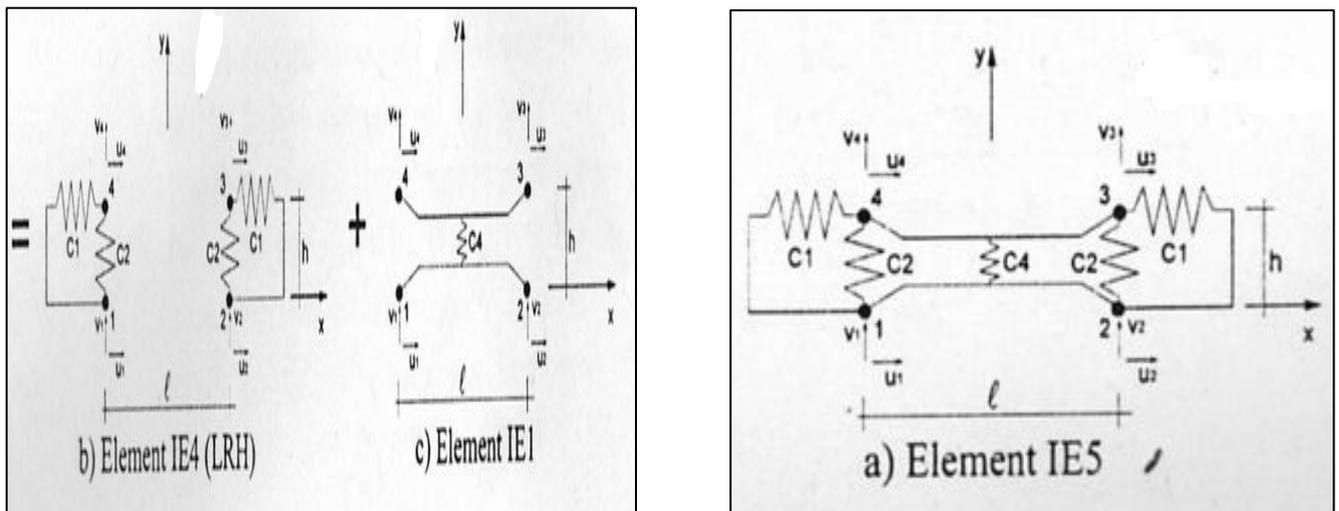


Figure 2.15 : Élément IE5 (assemblage de deux élément IE1 et IE4).

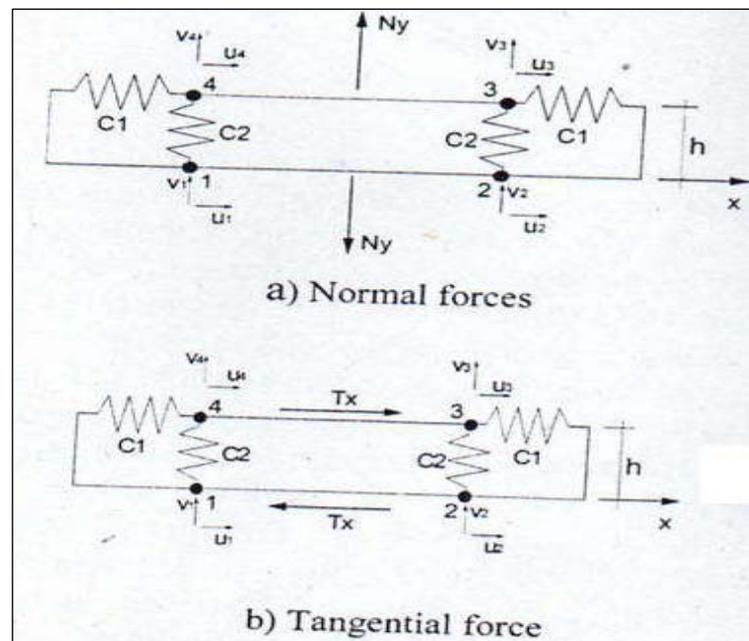


Figure 2.16 : Élément LRH soumis aux forces normales et tangentielles

2.6 Moyens d'études du comportement d'interface :

L'étude des sols en cisaillement est, classiquement menée par deux principaux essais: l'essai de cisaillement plan direct et l'essai tri axial. Ces essais ont pour objectif de déterminer les caractéristiques au cisaillement : l'angle de frottement interne (φ) et la cohésion à court ou long terme (C) selon les conditions de drainage imposées.

Le comportement d'interface étant un comportement en cisaillement, ces essais classiques de cisaillement des sols ont naturellement fait l'objet d'aménagement permettant d'étudier le comportement d'interface entre le sol et une structure.

La grande majorité des études expérimentales et numériques porte sur les essais du type : cisaillement direct, simple ou annulaire (SCHLOSSER et GUILLOUX 1981)[45],(YOSHIMI et KISHIDA ,1981)[55],(LERAT *et al.* ,1997) [38].

2.7. Caractérisation expérimentale de l'interface:

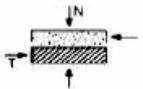
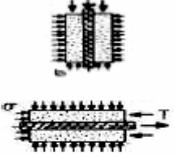
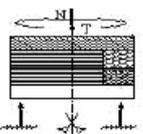
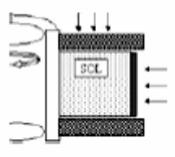
Physiquement, la couche d'interface définie précédemment, permet le transfert du chargement de la structure vers le sol. Pour déterminer les caractéristiques de cette couche mince, plusieurs types d'expérimentations ont été réalisés. On peut classer les essais d'interface en essais à contrainte normale constante "CNC" (WERNICK 1978 ; *al*-DOURI et POULOS 1991 ; TABUCANON et AIREY 1992 ; De GENNARO 1999 ; FRIH 2005 ; DUMITRESCU 2005), à volume constant "VC" (SCHLOSSER et GUILLOUX 1981 ; LERAT 1996) ou à rigidité normale constante "RNC" (Johnston et al. 1987 ; HOTEIT 1990 ; EVGIN et FAKHARIAN 1996 ; GHIONNA et MORTARA 2002) (Fig. I.1). D'après les propos de SCHLOSSER et GUILLOUX (1981), on pourrait déduire que l'essai le plus représentatif de la réalité est celui à volume constant ; en effet les auteurs affirment que la mise en traction (ou en compression) d'une inclusion dans le sol produit des contraintes de cisaillement dont les valeurs ne sont significatives que dans une zone limitée autour de l'inclusion. Dans cette zone, le sol a tendance à augmenter de volume par suite de la dilatance, mais s'en trouve en partie empêchée par le reste du sol. Il en résulte une augmentation importante de la contrainte normale sur le pourtour de la zone de cisaillement et par suite à la surface de l'inclusion : c'est le phénomène de dilatance empêchée. Par ailleurs, les essais à contrainte normale constante et à volume constant ont été considérés par plusieurs auteurs comme des chemins de cisaillement extrêmes

contrairement à l'essai à rigidité normale constante qui est considéré comme un chemin intermédiaire qui permet de bien simuler les conditions réelles de frottement (BOULON 1988 ; HASSAN 1995 ; FAKHARIAN et EVGIN 2000 ; GHIONNA et MORTARA 2002). Une autre classification des essais d'interface consiste à les diviser en essais de cisaillement direct qui sont présentés comme des dispositifs simples où l'on impose au sol de glisser par rapport à l'interface et essais de cisaillement simple qui se différencient des précédents par le fait que la surface de l'interface sol/matériau reste constante tout au long de l'essai et par l'identification séparée des composantes de déplacement (glissement, cisaillement).

2.7.1 Rappels de quelques appareils de caractérisation de l'interface:

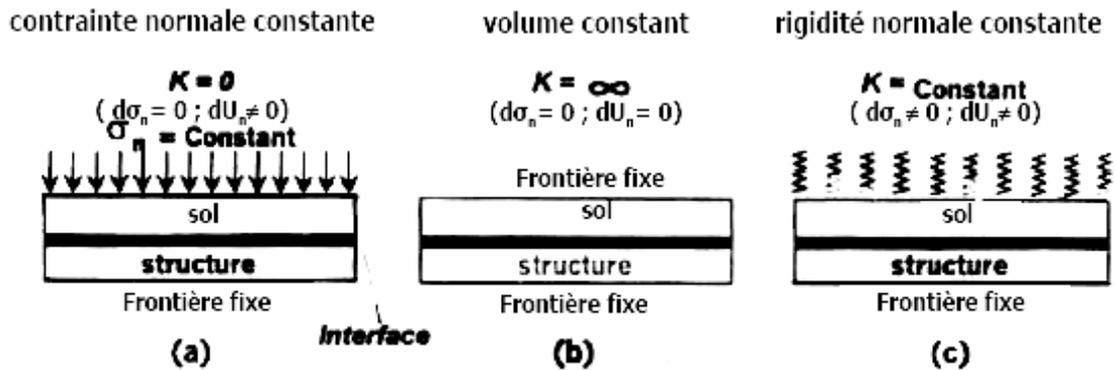
Depuis les années 1960, de nombreux types d'appareillages ont été développés. De la boîte de cisaillement direct plan modifiée aux derniers appareils utilisés, les améliorations des essais n'ont cessé de se développer. Dans le tableau II.1 (FRIH 2005), un certain nombre de ces dispositifs est rappelé en mentionnant les avantages et les inconvénients. Nous signalons aussi dans ce cadre l'existence de l'appareil de cisaillement cyclique multi-degrés de liberté (CYMDOF), capable d'exécuter les deux modes de cisaillement direct et simple (DESAI et FISHMAN 1991) et permettant de mesurer la pression interstitielle en faisant des essais sur sol saturé (DESAI et RIGBY 1995). Notons aussi que d'autres appareils de cisaillement permettent d'effectuer des essais de cisaillement sur sol saturé tel que l'appareil de cisaillement simple annulaire ACSA (LERAT 1996 ; De GENNARO 1999 ; CHAMBON 2003 ; DUMITRESCU 2005 ; Frih 2005) (Tab. II.1). DUMITRESCU (2005) remarque une augmentation du coefficient de frottement pour un essai de sable saturé par rapport au sable sec ainsi qu'une augmentation de la dilatance, ceci est dû au fait que la saturation d'un sable augmente sa rigidité au cisaillement (CASCANTE et al. 1998). Plus récemment, un appareil de cisaillement simple tridimensionnel cyclique C3DSSI a été développé (EVGIN et FAKHARIAN 1996 ; FAKHARIAN et EVGIN 2000). Il permet à l'interface un cisaillement simultané dans les deux directions orthogonales du plan et a aussi la faculté de garder la contrainte normale constante ou la rigidité normale constante pendant le cisaillement.

Tableau II-1 : Quelques dispositifs d'étude du frottement d'interfaces granulaires:

Type	Exemples	Avantages	Inconvénients
Cisaillement direct plan 	<i>Potyondy (1961)</i> <i>Wernick (1978)</i> <i>Kulhawy et al. (1979)</i> <i>Acar et al. (1982)</i> <i>Plytas (1985)</i> <i>Desai et al. (1985)</i>	Dispositif simple Préparation et procédure faciles Surface de contact de la structure en dessous ou au dessus du sol	Effets de bords Difficultés de distinguer le glissement du sol le long de l'interface de la déformation du sol Risque de perte de matériau Surface de contact qui diminue avec l'augmentation du cisaillement Impossibilité de réalisation des cycles
Cisaillement direct axisymétrique 	<i>Coyle et al. (1967)</i> <i>Brumund et al. (1973)</i>	Configuration géométrique adaptée à l'étude du frottement des pieux et des ancrages Dispositif commode pouvant être obtenu par transformation d'un appareil triaxial standard Surface de contact constante	Concentration des contraintes à l'extrémité du chargement Contrainte normale à l'interface inconnue Influence de la manière de déposer le sol autour de la barre sur l'interaction. Pas d'identification indépendante des composantes du déplacement
Cisaillement annulaire direct 	<i>Yoshimi et al. (1981a et b)</i> <i>Boulon et al. (1991)</i>	Pas d'effets de bords Niveaux de contraintes très élevées Grand déplacement tangentiel (1000 mm) Possibilité de varier les conditions de sollicitations	Montage, procédure et préparation difficile Structure solide recouvrant le sol Pas d'identification indépendante des composantes du déplacement (Yoshimi et al. ont eu recours aux rayons X) Gradient de déplacement à l'interface et développement d'un cisaillement simple dans le sol (Boulon et al. corrigent ce défaut par un moule très rugueux)
Cisaillement simple plan 	<i>Goh et al. (1984)</i> <i>Uesugi et al. (1986 a et b)</i> <i>Uesugi et al. (1988)</i> <i>Zaman et al. (1995)</i>	Préparation et procédure facile Surface de contact constante Identification séparée des composantes du déplacement (glissement et cisaillement) Possibilité de visualisation directe de l'interface	Concentration des contraintes aux extrémités Contact sol-solide différent quand le sol se trouve au-dessus
Cisaillement double simple - direct <i>(Mesure de la distribution des frottements)</i> 	<i>Paikowsky et al. (1995)</i>	Cisaillement simple et direct Pas d'effets de bords Interface simple ou double pour la barre Surface solide interchangeable Surface de contact constante Identification séparée des composantes du déplacement	Instrumentation spéciale pour mesurer les contraintes le long de l'interface Nécessite une longueur suffisante de la barre pour une mesure correcte loin des zones non uniformes aux extrémités
Cisaillement simple annulaire 	<i>Lerat (1996)</i> <i>De Gennaro (1999)</i> <i>Chambon (2003)</i> <i>Dumitrescu et al. (2003)</i> <i>Corfdir et al. (2004)</i> <i>Présent mémoire</i>	Homogénéité des conditions aux limites de déplacement sur toute l'interface Plusieurs types de consolidation et confinement Déplacement tangentiel très important sans perte de matériau Vitesse de cisaillement variable en cours d'essai de 0 à 6 mm/min. Essais monotones et cycliques Niveaux de contraintes élevées (jusqu'à 1 MPa) Surface de contact constante Possibilité de visualisation directe de l'interface Choix de saturation et de drainage Surface solide interchangeable (possibilité de bétonnage sur place)	Montage, procédure et préparation difficiles Dispositif et échantillon de grandes dimensions Nécessite un appareil de pluviation pour un dépôt homogène de l'échantillon Contrainte normale à l'interface non contrôlée (uniquement une structure en acier lisse est équipée de capteurs locaux)

2.7.2 Observations expérimentales du comportement de l'interface:

Les observations expérimentales sont classées selon le type de sollicitation (CNC, VC ou RNC) (Fig. 2.17).



$$K = d\sigma_n / dU_n : \text{la rigidité dans la direction normale}$$

Figure 2-17 Conditions aux limites dans la direction normale de l'interface (a) CNC, (b) VC, (c) RNC (Evgin et Fakharian 1996) :

Dans le cas d'essais d'interface à contrainte normale constante, l'interface peut se contracter ou se dilater librement. Dans ce cas, les courbes typiques des essais de cisaillement sont, d'une part, l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement tangentiel relatif (u_t , τ) et, d'autre part, l'évolution du déplacement normal en fonction du déplacement tangentiel relatif (u_t , u_n). Une augmentation progressive du frottement est observée jusqu'à une condition de rupture (pic ou palier). La présence d'un pic de résistance au cisaillement se produit pour des sables denses. Ce pic est généralement suivi d'une phase de radoucissement puis d'une stabilisation du frottement (Fig.218). Du point de vue volumique, le phénomène de contractance-dilatance se traduit par une décroissance du déplacement normal (phase contractante) puis une croissance (phase dilatante) jusqu'à une stabilisation, qui est suivie parfois d'une diminution pour les grands déplacements associée par certains auteurs à une dégradation liée à la rupture des grains (LERAT et *al.* 1997 ; DUMITRESCU 2005). La condition de contrainte normale constante est la plus fréquente et la plus simple à reproduire du point de vue des conditions aux limites.

Si le chargement se fait à volume constant, les déplacements normaux, par contre, sont empêchés. Dans ce cas, la contrainte normale augmente ou diminue selon que le sol au voisinage de l'interface tend à se dilater ou se contracter (dilatance, ou contractance empêchées).

Enfin, la condition de rigidité normale constante (déplacement normal et contrainte normale variant proportionnellement suivant un rapport K constant) permet de présenter l'évolution de la contrainte normale et du déplacement normal qui reproduit l'état de dilatance ou de contractance de l'interface.

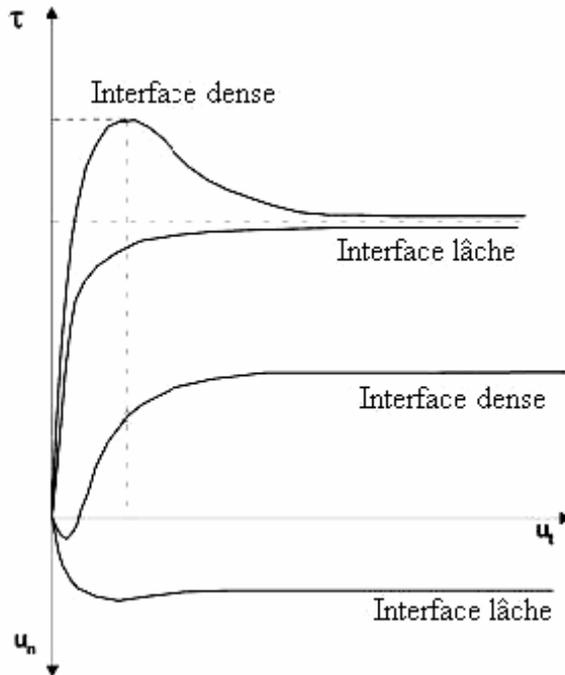


Figure 2-18 Réponses mécaniques typiques de l'interface à CNC

2.7.3. Notion de coefficient de frottement :

LERAT (1996) reprend la définition d'ALIMI et *al.* (1977) sur le coefficient de frottement apparent μ^* défini par :

$$\mu^* = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_0} \text{ où } \tau_{\max} \text{ est la contrainte de cisaillement maximale et } \sigma_0 \text{ est la contrainte}$$

normale initiale. Ce coefficient peut être fortement supérieur au coefficient de frottement réel μ :

$$\mu = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_0 + \Delta\sigma(\tau_{\max})} = \frac{\tau_{\max}}{\sigma(\tau_{\max})} \text{ où } \Delta\sigma(\tau_{\max}) \text{ est l'accroissement de contrainte normale.}$$

Ceci est dû au phénomène de dilatance empêchée généré au sein de l'interface (SCHLOSSER et GUILLOUX 1981).

2.7.4. Notion d'angle de frottement sol-structure :

Parmi les facteurs qui ont une influence sur la valeur de l'angle de frottement sol-structure

δ' , SCHLOSSER (1991) cite :

- La rugosité de la structure,
- l'angle de frottement interne du sol φ' ,
- le tassement relatif entre la structure et le sol.

La mesure du coefficient de frottement réel sol-structure ($\mu = \frac{\tau}{\sigma_n}$) détermine immédiatement la valeur absolue de l'angle δ' ($\delta' = \tan^{-1}(\mu)$). L'angle δ' peut varier entre 0 et φ' . Les praticiens fixent la valeur de δ' en fonction de φ' , en précisant la nature de la surface de contact : de lisse à rugueuse. La pratique française consiste à prendre pour l'angle δ' les valeurs : 0 pour une surface lisse, $1/3 \varphi'$ pour une surface peu rugueuse, et $2/3 \varphi'$ pour une surface rugueuse (MESTAT et PRAT 1999). BRUMUND et LEONARDS (1973) et BOLTON (1991) estiment que l'angle δ' peut être égal ou supérieur à celui du sol granulaire, si la taille des aspérités de la surface de la structure est supérieure au diamètre moyen des grains du sol "D50" ; en conséquence la surface de cisaillement se produit à l'intérieur de l'échantillon de sable. YOSHIMA et KISHIDA (1981) montrent que la rupture se produit à l'interface sol-pieu pour les sols granulaires, sauf si le pieu est très rugueux. LELAND et KRAFT (1990) suggèrent que pour un pieu en acier δ'/φ' est de 0,7 pour du sable silteux, alors que pour du sable calcaire le rapport devient égal à 0,6. MOORMANN (2002) affirme que pour une interface sol-béton rugueux, $\delta' = \varphi'$. Enfin, l'Eurocode 7 (2004) convient de limiter δ' à $2/3\varphi'$ dans le cas des ouvrages de soutènement préfabriqués pour les interfaces sol-béton et suggère $\delta' = \varphi'$ quand l'ouvrage de soutènement est en béton coulé en place.

2.7 Comment caractériser la rugosité d'une surface:

L'étude du comportement d'interface nécessite la caractérisation de la rugosité de l'inclusion relativement aux particules du milieu, dans ce contexte précis d'étude du comportement d'interface sol/structure.

La rugosité de la surface de l'inclusion a été dans un premier temps caractérisée uniquement de manière qualitative, étant généralement qualifiée de nul, faible ou forte. Cette rugosité est obtenue expérimentalement par collage de particules sur l'inclusion.

la rugosité est alors d'autant plus forte que les particules collées sont de diamètre plus important que celui des particules constituant le sol testé .Cette rugosité qualitative à défaut d'être précisée est définie par rapport aux caractéristiques géométriques du milieu granulaire HASSAN,(1995) [31],BAYLAC,(2001) [7].

YOSHIMI *et al.*, (1981) [55] ont proposé de qualifier la rugosité par la caractéristique R_{\max} correspondant à la distance verticale entre le point le plus haut et le point le plus bas de la surface sur une certaine distance.

Les études ont montré que le coefficient de frottement de l'interface augmente si la rugosité normalisée augmente.

2.8 Influence de la rugosité sur le comportement global:

SCHLOSSER et GUILLOUX, (1981) [45] ont mis en évidence par des essais d'arrachement que le comportement d'interface est influencé par trois principaux paramètres : La densité du milieu, La rugosité de l'inclusion, La contrainte normale initiale.

Les auteurs ont mis en évidence trois types de comportement en fonction de la rugosité:

- Une première zone de rugosité faible (surface lisse) pour laquelle le coefficient de frottement réel au pic est indépendant de la rugosité de l'inclusion et qui ne met pas en jeu de déformation volumique importante (absence de dilatance).
- Une seconde zone qualifiée de rugosité intermédiaire, pour la quelle le coefficient de frottement réel au pic croit linéairement en fonction de la rugosité d'interface, ici aussi la déformation volumique est faible.
- Enfin, une troisième zone, rugosité forte (surface rugueuse), pour la quelle le coefficient de frottement au pic est indépendant de la rugosité, mais qui met en jeu de fortes variations volumiques .Le phénomène de dilatance est visible uniquement lorsque le cisaillement a lieu dans la masse de sol, c'est-à-dire uniquement lorsque l'inclusion est suffisamment rugueuse pour faire en sorte que le cisaillement ait lieu dans la masse.

2.9 Epaisseur de la zone d'interface:

Des relations empiriques exprimant l'épaisseur de la zone d'interface en fonction des caractéristiques du milieu ont été proposées par différents auteurs. TEJCHMAN et WU, (1995) [49] cite la relation empirique qui relie l'épaisseur D de la zone d'interface au déplacement vertical maximum.

HASSAN,(1995)[31] détermina l'épaisseur de l'interface par les mouvements importants des particules qui y règnent, son épaisseur est d'autant plus importante que la rugosité normalisée et le diamètre des particules le sont et qu'au contraire la densité du milieu est faible.

LERAT *et al.*, (1997)[38] étudièrent quant à eux le comportement d'interface à l'aide d'un essai de cisaillement annulaire (à volume ou pression constante) avec visualisation des particules proches de l'inclusion. Les résultats de leurs essais sont en accord avec les conclusions précédentes et leur technique de visualisation des particules au cours de l'essai a permis d'évaluer l'épaisseur de la zone d'interface.

2.10 Conclusions:

L'interface est le lieu de transmission des contraintes et des déformations .La description du comportement, doit par conséquent nécessairement passer par la modélisation de cette région fortement sollicitée. Les méthodes des éléments finis utilisées pour modéliser l'interface sont des méthodes qui dépendent de l'épaisseur de l'interface.

Dans 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, mais dans le cas des éléments «couche mince», le problème du contact est modélisé en utilisant des éléments finis iso-paramétriques, caractérisés par un rapport de forme relativement élevé et des lois de comportement adaptées à la mécanique de la zone de contact.

La liste de modèles des éléments d'interface citée auparavant n'est évidemment pas exhaustive.

Les études expérimentales et numériques ont permis de définir les principaux facteurs influençant les caractéristiques de l'interface. D'autre part, les études numériques discrètes ont, elles seules, l'avantage de fournir des renseignements sur la structure granulaire d'interface.

CHAPITRE 3

FORMULATION ANALYTIQUE D'UN ELEMENT D'INTERFACE DANS LA MODELISATION DES PROBLEMES A SYMETRIE DE REVOLUTION SOUS CHARGEMENT NON AXISYMETRIQUE

(Élément d'interface d'épaisseur nulle à six nœuds)

3.1. Introduction :

Beaucoup des problèmes pratiques en mécanique des solides sont concernés par un solide de révolution composé de deux matériaux différents imbriquant une interface axisymétrique entre eux. Dans certains cas, le chargement est axisymétrique, comme dans les pieux sous une force verticale pure, et dans d'autres cas le chargement est non axisymétrique, comme le cas d'un pieu sous chargement horizontal.

Les avantages de cette approche en comparaison avec une analyse par éléments finis purement tridimensionnelle résident dans le fait qu'aucune discrétisation dans la direction circonférentielle θ n'est exigée. Ainsi le problème est plus facile pour l'analyse et exige moins de ressources sur ordinateur.

L'objectif de ce chapitre est d'établir une formulation exacte d'une matrice de rigidité d'interface, qui peut être facilement introduite dans n'importe quel code d'éléments finis, et qui en plus, elle devrait pouvoir modéliser les divers modes de déformation qui peuvent se produire dans une interface axisymétrique dans un solide de révolution soumis aux chargements non-axisymétriques.

3.2. Approche Semi analytique :

Le problème de solide axisymétrique soumis aux chargements non axisymétriques est un problème véritablement tridimensionnel dans le sens où les trois

composantes de déplacements sont en général non nulles, alors le problème est plus complexe, et cependant, toutes les composantes du tenseur déformation doivent être considérées.

WILSON,(1965)[52] a proposé une méthode qui consiste à décomposer le chargement en série de Fourier suivant la coordonnée circonférentielle θ , et à étudier indépendamment le comportement de la structure associée a chaque harmonique, cette technique a été décrite en détail par (ZIENKIEWIEZ, 1977)[56] .

Le problème réellement tridimensionnel est alors remplacé par une série de problèmes à deux dimensions. En effet selon le principe de superposition, la solution globale du problème est obtenue en superposant toutes les solutions trouvées, en considérant chaque composante de chargement séparément. Si le nombre d'harmoniques n 'est pas élevé, cette échange se révèle très bénéfique que se soit sur la capacité mémoire de l'ordinateur, et le temps de l'exécution, ou sur le coté économique ; sachant que la résolution des problèmes tridimensionnels plus que les autres types de problème est complexe et coûteuse. En fait, elle nécessite l'utilisation d'éléments isoparamétriques élaborés dont les calculs de génération sont longs. De plus, par rapport aux maillages 2D ,les maillages 3D entraînent inévitablement des nombres très importants de nœuds et de degrés de liberté ; les matrices de rigidité sont plus fortement peuplées ce qui augmente de façon très significative les temps de résolution.

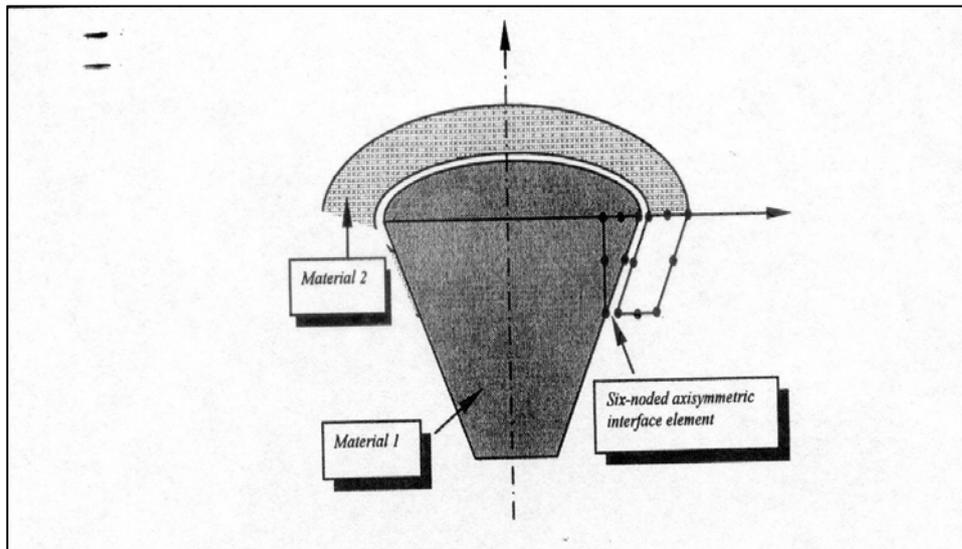


Figure 3.1 : Deux matériaux différents imbriquant une interface axisymétrique

3.3. Expression des sollicitations et du champ de déplacement en termes de série de

Fourier :

Pour les solides à symétrie de révolution soumis à un chargement non axisymétrique, on pourra s'arranger à calculer la réponse de la structure a chaque harmonique de la série de Fourier, représentant le chargement, la réponse globale au chargement total est déterminée en superposant les différentes réponses résultant de chaque harmonique. Le chargement peut être représenté par des fonctions périodiques en θ de période 2π , on peut alors écrire en toute généralité :

$$\begin{aligned}
 F_r &= \sum_{i=0}^L \overline{F}_r^i \cos i\theta + \sum_{i=1}^L \overline{\overline{F}}_r^i \sin i\theta \\
 F_z &= \sum_{i=0}^L \overline{F}_z^i \cos i\theta + \sum_{i=1}^L \overline{\overline{F}}_z^i \sin i\theta \\
 F_\theta &= \sum_{i=0}^L \overline{F}_\theta^i \sin i\theta + \sum_{i=1}^L \overline{\overline{F}}_\theta^i \cos i\theta
 \end{aligned} \tag{3.1}$$

F_r, F_z, F_θ représentent les forces nodales dans la direction radiale, verticale et circonférentielle.

L'équations (3.1) montre que les sollicitations sont divisées en deux composantes : symétrique et antisymétrique, En effet, les termes $(\overline{F}_r, \overline{F}_z, \overline{F}_\theta)$ sont les amplitudes du chargement symétrique par rapport au plan $(\theta=0)$; tandis que les termes $(\overline{\overline{F}}_r, \overline{\overline{F}}_z, \overline{\overline{F}}_\theta)$ représentent les termes antisymétriques par rapport au plan $(\theta=0)$. i est l'ordre de l'harmonique et L le nombre totale des termes considérés dans la série.

A chaque amplitude de chargement correspond une amplitude de déplacement, en effet ; les déplacements seront exprimés en série de Fourier de la même manière :

$$\begin{aligned}
 u &= \sum \overline{U}_r^i \cos i\theta + \sum \overline{\overline{U}}_r^i \sin i\theta \\
 v &= \sum \overline{V}_z^i \cos i\theta + \sum \overline{\overline{V}}_z^i \sin i\theta \\
 w &= \sum \overline{W}_\theta^i \sin i\theta + \sum \overline{\overline{W}}_\theta^i \cos i\theta
 \end{aligned} \tag{3.2}$$

O

u , v et w sont respectivement le déplacement radial, vertical et circonférentiel, les termes $(\overline{F}_r, \overline{F}_z, \overline{F}_\theta)$ sont des amplitudes et sont fonctions de R, Z et de l'ordre de l'harmonique i , et ne dépendent pas de l'angle θ .

Les équations (3.1 et 3.2) montrent la nature tridimensionnelle du problème ; ceci est dû au fait que les trois déplacements sont considérés.

Le vecteur déformation défini ci-dessous regroupe les composantes de déformation qui interviennent et les définit en fonction des déplacements d'un point.

$$\begin{aligned}\varepsilon_r &= \frac{\partial u}{\partial r} \\ \varepsilon_z &= \frac{\partial v}{\partial z} \\ \varepsilon_\theta &= \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial \theta} + \frac{u}{r} \\ \gamma_{rz} &= \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial r} \\ \gamma_{z\theta} &= \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} + \frac{\partial w}{\partial z} \\ \gamma_{\theta r} &= \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{\partial w}{\partial r} - \frac{w}{r}\end{aligned}\tag{3.3}$$

3.4 Formulation exacte de l'élément de l'interface :

L'interface représente la zone de sol comprise entre la surface de l'élément structural et une surface identifiable expérimentalement par observation directe. Ces deux surfaces limites sont considérées comme des plans parallèles. La matrice de rigidité de forme analytique présentée dans ce chapitre suppose qu'il existe une rigidité normale et tangentielle seulement dans le domaine d'interface axisymétrique.

3.5. Définition de la matrice de rigidité :

D'après la formulation standard de la méthode des éléments finis (MEF) approche déplacement, la matrice de rigidité K_i de l'élément d'interface dans le système local de coordonnées est donnée par l'équation :

$$K_i = \int_A B^T D B dA \quad (3.4)$$

Où

$B = L.N$ la matrice L est la matrice de dérivation, la matrice N contient les fonctions de forme aux nœuds de l'élément.

D : Matrice constitutive d'élasticité de Hooke

A : L'aire de l'élément d'interface

La géométrie de l'élément de l'interface se compose de trois paires de nœuds, les nœuds des extrémités sont numérotés de 1-6,3-4 et les nœuds centraux portent les numéros 2-5, comme elle est montrée dans la figure 3.3.

L'épaisseur de l'élément de l'interface est prise égale à zéro, les fonctions d'interpolation le long de la surface de l'élément sont données par :

$$\begin{aligned} N_1 &= \frac{s}{l} \left(\frac{2s}{l} - 1 \right) \\ N_2 &= \left(-\frac{4s^2}{l^2} + 1 \right) \\ N_3 &= \frac{s}{l} \left(\frac{2s}{l} + 1 \right) \end{aligned} \quad (3.5)$$

Où

S : Coordonnée locale qui varie entre $-l/2$ à $+l/2$ sur la longueur de l'élément d'interface

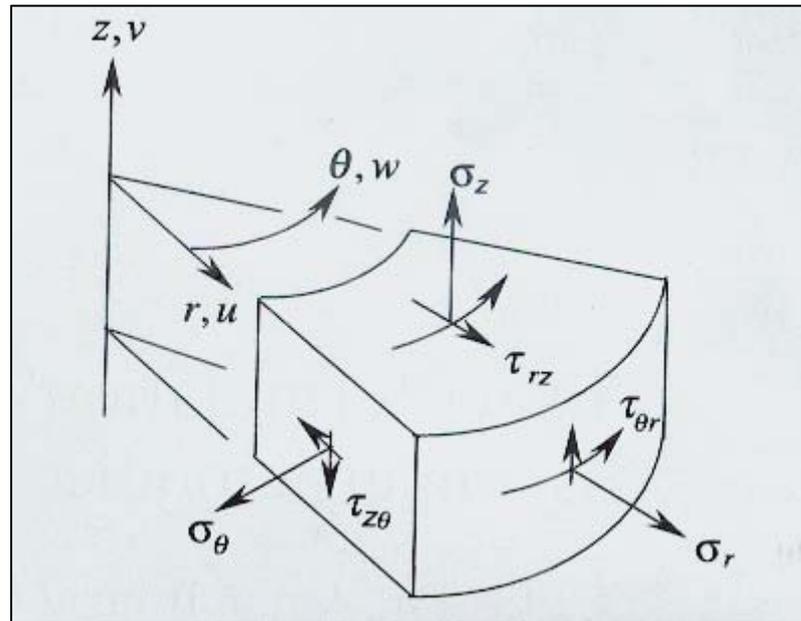


Figure 3.2 : Efforts et déplacements dans l'élément appartenant à un solide à symétrie de révolution sous chargement non- axisymétrique.

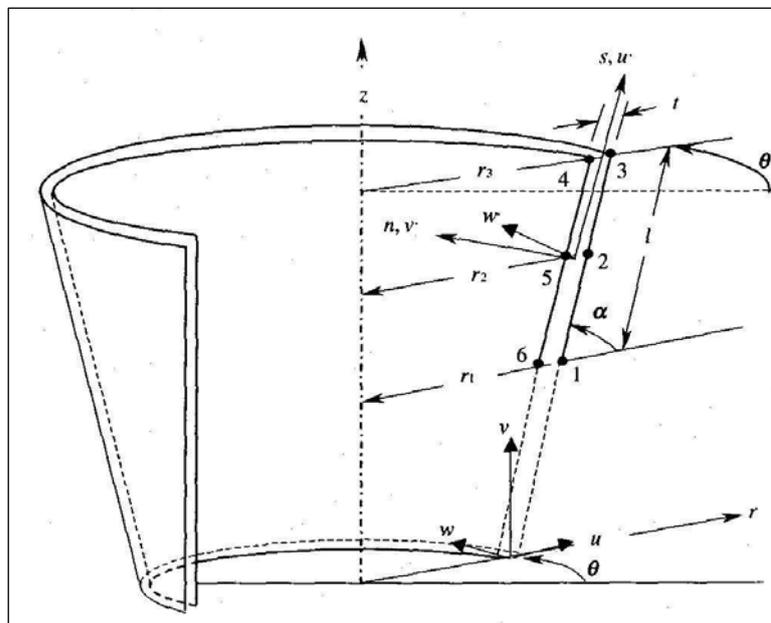


Figure 3.3 : La section transversale radiale dans un élément d'interface à six noeuds.

En utilisant les fonctions d'interpolation N_1, N_2, N_3 et les nœuds 1,2,3 comme référence, les déplacements relatifs à travers une interface.

$$U_{rel} = N_u \cdot U'^e \quad (3.6)$$

Où

$U_{rel} = [U_{rel}, V_{rel}, W_{rel}]^T$ est le vecteur des déplacements relatifs le long des coordonnées local s, n et θ

$U'^e = [U'_1, V'_1, W'_1, \dots, U'_6, V'_6, W'_6]^T$ est le vecteur des déplacements nodaux dans le système des coordonnées locales.

Le champ des déplacements dans le système local de coordonnées cylindriques peut être écrit en fonction du champ des déplacements dans le système global.

$$\begin{aligned} U' &= u \cos \alpha + v \sin \alpha \\ V' &= -u \sin \alpha + v \cos \alpha \end{aligned} \quad (3.7)$$

$$W' = W$$

$$U_{rel} = N T^* \cdot U^e \quad (3.8.a)$$

Où

$U^e = [U_1, V_1, W_1, \dots, U_6, V_6, W_6]^T$ Est le vecteur des déplacements nodaux dans le système global des coordonnées.

N : Matrice des fonctions de forme.

T^* : Matrice de transfert

La matrice des fonctions de forme N , et la matrice de transfert T^* sont données par :

$$N = \begin{bmatrix} -N_1 & 0 & 0 & -N_2 & 0 & 0 & -N_3 & 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_1 & 0 & 0 \\ 0 & -N_1 & 0 & 0 & -N_2 & 0 & 0 & -N_3 & 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_1 & 0 \\ 0 & 0 & -N_1 & 0 & 0 & -N_2 & 0 & 0 & -N_3 & 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_1 \end{bmatrix} \quad (3.8.b)$$

$$T^* = \begin{bmatrix} T & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & T & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & T & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & T & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & T \end{bmatrix} \quad (3.8.c)$$

$$T = \begin{bmatrix} \cos\alpha & \sin\alpha & 0 \\ -\sin\alpha & \cos\alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

VAN LANGEN et VERMEER (1991) ont relié les rigidités de l'interface à la longueur moyenne de l'élément, au module de cisaillement du sol G_s , et au coefficient de poisson du sol ν_s . ils ont suggéré les expressions suivantes:

$$k_s = \mu \left(\frac{G_s}{l} \right), \quad k_n = \mu \frac{G_s}{(1 - 2\nu_s)l}$$

Ils ont utilisé $\mu = 50$ dans leurs calculs. selon VAN LANGEN et VERMEER, cette valeur a été adoptée sur la base du constat que les rigidités de l'interface k_s et k_n devraient être choisies de telle façon que les pentes initiales des courbes effort-déplacement ressemblent étroitement à celles qui sont obtenues sans utilisation des interfaces. donc la matrice constitutive élastique est :

$$D = \begin{bmatrix} k_s & 0 & 0 \\ 0 & k_n & 0 \\ 0 & 0 & k_s \end{bmatrix} \quad (3.8.d)$$

$$U_{rel} = B \cdot \bar{U}^e \quad (3.9)$$

Où

$$\bar{U}^e = [\bar{U}_1, \bar{V}_1, \bar{W}_1, \dots, \bar{U}_6, \bar{V}_6, \bar{W}_6]^T$$

$\bar{U}_i, \bar{V}_i, \bar{W}_i$ Sont respectivement les amplitudes des déplacements nodaux radial, axial, et circonférentiel dans le système global de coordonnées.

La matrice B dans l'équation est donnée par :

$$B = \bar{B} T^* \quad (3.10)$$

Avec

$$\bar{B} = [\hat{B}_1 \hat{B}_2 \hat{B}_3 \hat{B}_3 \hat{B}_2 \hat{B}_1] \quad (3.11)$$

Avec

$$B_j = \begin{bmatrix} N_j \cos \theta & 0 & 0 \\ 0 & N_j \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & N_j \sin \theta \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

$$\hat{B}_j = \begin{bmatrix} -N_j \cos \theta & 0 & 0 \\ 0 & -N_j \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & -N_j \sin \theta \end{bmatrix}$$

3.6. Formulation analytique de la matrice de rigidité de l'élément d'interface :

En remplaçant les expressions de la matrice B , D dans l'équation (3.4), l'expression de la matrice de rigidité dans le système global de coordonnées, on obtient :

$$K_i = \int_{-l/2}^{l/2} \int_0^{2\pi} T^{*T} B^{iT} DB^i T^* r d\theta \quad ds \quad (3.13.a)$$

$$K_i = T^{*T} \left[\int_{-l/2}^{l/2} \int_0^{2\pi} B^{iT} DB^i r d\theta \quad ds \right] T^* \quad (3.13b)$$

Où

$$K_i = T^{*T} K'_i T^* \quad (3.13c)$$

$$K'_i = \int_{-l/2}^{l/2} \int_0^{2\pi} B'^T DB' r d\theta ds \quad (3.14)$$

L'équation (3.14) est en effet, la matrice de rigidité de l'élément de l'interface dans le système local de coordonnées. Tous les termes du produit $B'^T \times B'$ contiennent l'un des deux termes $\cos^2 \theta$ ou $\sin^2 \theta$ dans leurs expressions. Ainsi, l'intégration par rapport à la position angulaire θ fait apparaître la valeur π , ceci nous permet d'écrire l'équation (3.14) comme suit :

$$K'_i = \pi \int_{-l/2}^{l/2} B'^T DB' r ds \quad (3.15)$$

r : La distance radiale dans le système global de coordonnées, si on se réfère à la figure 3.3 on remarque que r varie selon une forme quadratique le long de l'élément de l'interface. r , qui est une référence globale peut être en rapport avec la coordonnée locale s , en utilisant des fonctions d'interpolation

$$r = N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 \quad (3.16)$$

r_1 est la coordonnée globale des nœuds 1 et 6, r_2 de nœuds 2 et 5, r_3 de nœuds 3 et 4.

L'intégration selon l'axe s comprend six intégrales indépendantes :

$$I_1 = \int_{-l/2}^{l/2} N_1^2 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3) ds l/2 \quad (3.17)$$

$$I_2 = \int_{-l/2}^{l/2} N_1 N_2 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3) ds l/2 \quad (3.18)$$

$$I_3 = \int_{-l/2}^{l/2} N_1 N_3 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3) ds l/2 \quad (3.19)$$

$$I_4 = \int_{-l/2}^{l/2} N_2^2 (N_1 n + N_2 r_2 N_3 r_3) ds l / 2 \quad (3.20)$$

$$I_5 = \int_{-l/2}^{l/2} N_2 N_3 (N_1 n + N_2 r_2 N_3 r_3) ds l / 2 \quad (3.21)$$

$$I_6 = \int_{-l/2}^{l/2} N_3^2 (N_1 n + N_2 r_2 N_3 r_3) ds l / 2 \quad (3.22)$$

En établissant ces intégrales analytiquement la forme de la matrice de rigidité de l'élément de l'interface dans le système local des coordonnées est :

$$K'_i = \pi l \begin{bmatrix} ak_s & 0 & 0 & bk_s & 0 & 0 & ck_s & 0 & 0 & -ck_s & 0 & 0 & -bk_s & 0 & 0 & -ak_s & 0 & 0 \\ 0 & ak_n & 0 & 0 & bk_n & 0 & 0 & ck_n & 0 & 0 & -ck_n & 0 & 0 & -bk_n & 0 & 0 & -ak_n & 0 \\ 0 & 0 & ak_s & 0 & 0 & bk_s & 0 & 0 & ck_s & 0 & 0 & -ck_s & 0 & 0 & -bk_s & 0 & 0 & -ak_s \\ & & dk_s & 0 & 0 & ek_s & 0 & 0 & -ek_s & 0 & 0 & -dk_s & 0 & 0 & -bk_s & 0 & 0 & 0 \\ & & dk_n & 0 & 0 & ek_n & 0 & 0 & -ek_n & 0 & 0 & -dk_n & 0 & 0 & -bk_n & 0 & 0 & 0 \\ & & dk_s & 0 & 0 & ek_s & 0 & 0 & -ek_s & 0 & 0 & -dk_s & 0 & 0 & -bk_s & 0 & 0 & 0 \\ & & fk_s & 0 & 0 & -fk_s & 0 & 0 & -ek_s & 0 & 0 & -ck_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & fk_n & 0 & 0 & -fk_n & 0 & 0 & -ek_n & 0 & 0 & -ck_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & fk_s & 0 & 0 & -fk_s & 0 & 0 & -ek_s & 0 & 0 & -ck_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & fk_s & 0 & 0 & ek_s & 0 & 0 & ck_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & fk_n & 0 & 0 & ek_n & 0 & 0 & ck_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & fk_s & 0 & 0 & ek_s & 0 & 0 & ck_s & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & dk_s & 0 & 0 & bk_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & dk_n & 0 & 0 & bk_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & dk_s & 0 & 0 & bk_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & & & & ak_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & & & & & ak_n & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & & & & & & ak_s & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

Avec :

$$a = \frac{13n}{140} + \frac{r_2}{21} + \frac{r_3}{140} \quad (3.24)$$

$$b = \frac{n}{21} + \frac{4r_2}{105} - \frac{2r_3}{105} \quad (3.25)$$

$$c = -\frac{n}{140} - \frac{2r_2}{105} - \frac{r_3}{140} \quad (3.26)$$

$$d = \frac{n}{105} + \frac{16r_2}{35} + \frac{4r_3}{35}. \quad (3.27)$$

$$e = -\frac{2n}{105} + \frac{4r_2}{105} + \frac{r_3}{21}. \quad (3.28)$$

$$f = -\frac{n}{140} - \frac{r_2}{21} + \frac{13r_3}{140}. \quad (3.29)$$

La forme analytique de la matrice de rigidité dans le système global est obtenue en introduisant l'équation (3.23) dans l'équation 3.13.c.

3.7. Conclusion :

Dans ce chapitre, on a présenté une formulation exacte d'une matrice de rigidité pour modéliser un élément d'interface à six nœuds dans le cas d'un problème axisymétrique soumis au chargement non axisymétrique. Dans cette formulation le problème original tridimensionnel est remplacé par une série de problèmes à deux dimensions et la solution du problème global est obtenue en superposant toutes les solutions trouvées, en considérant chaque composante de chargement séparément. Les différentes étapes de la formation de la matrice de rigidité ont été exposées.

La matrice de rigidité obtenue est une matrice carrée de 18x18 exprimée en fonction de la rigidité normale et tangentielle de l'interface.

Les avantages de cette approche en comparaison avec une analyse par élément finis purement tridimensionnelle résident dans le fait qu'une discrétisation dans la direction circonférentielle θ n'est nécessaire.

CHAPITRE 4

INFLUENCE DES ELEMENTS D'INTERFACE SUR

LE COMPORTEMENT LATERAL

D'UNE SEMELLE CIRCULAIRE ENTERREE

4.1. Introduction :

Car le problème d'une semelle circulaire enterrée sous chargement combiné est l'un des problèmes les plus compliqués en géotechnique, diverses méthodes ont été développées par des ingénieurs et des chercheurs pour analyser ce type de problème. Certaines méthodes sont basées sur une approche analytique mais il n'est pas facile d'appliquer ces méthodes pour résoudre des problèmes pratiques car les solutions analytiques ne sont pas aisément disponibles, bien que la méthode des éléments finis peut être employée pour modéliser ce genre de problème, la modélisation reste toujours compliquée car l'étude exige une analyse en trois dimensions qui est plus complexe et coûteuse.

Des solutions théoriques et numériques ont été produites pour étudier le problème d'une semelle circulaire rigide et même pour une semelle de forme arbitraire comme par exemple :

- le modèle théorique de HOULSBY qui a été décrit pour le comportement d'une semelle circulaire rigide sur un sol sableux sous chargement combiné (charge verticale, horizontale et moment de renversement), le modèle a été élaboré en se servant de la théorie de plasticité.
- le travail de GAZETAS et TASSOULAS,(1985)[22] et le travail de (AMAR BOUZID *et al* .,2005) [2] sur une semelle carrée soumise au chargement non axisymétrique.

Le but de ce chapitre est de démontrer la capacité de la présente formulation de prévoir les déplacements de la semelle pour les deux cas extrême de l'interface, et

d'examiner l'effet de l'interface sur le comportement latéral d'une semelle circulaire enterrée par l'application d'un programme en Fortran basé sur cette formulation.

4.2. Données du problème :

Les données nécessaires à la résolution de ce problème numérique sont :

- Les dimensions géométriques permettant de définir le maillage (à noter que l'on ne considère qu'une section radiale de longueur $20a$ (a : rayon de la semelle) et une profondeur de $25e$ (e : l'ancrage de la semelle). au delà de telles distances de la semelle, les limites du maillage n'ont pratiquement aucun effet sur les résultats numériques (AMAR BOUZID *et al.*, 2005) [1].
- Le maillage a été conçu de telle façon que, les éléments ont été généralement concentrés dans les zones les plus fortement soumises à une contrainte c-à-d près de la base de la semelle et des bords extérieurs, la taille des éléments augmente progressivement lorsqu'on s'éloigne de la semelle dans les directions radiale(r) et verticale (z).
- Cinq modules d'Young différents à savoir $E_s=2000, 2200, 2400, 2600$ et 2998 KN/m^2 ont été envisagés pour examiner le déplacement et la rotation de la semelle, pour étudier l'influence des éléments d'interface on a étudié deux cas pour deux valeurs différentes de module d'young : $E_s=2998 \text{ KN/m}^2$; $E_s=2500 \text{ KN/m}^2$ (le module de cisaillement est fixé à une valeur de 1000 KN/m^2 avec deux valeurs différentes de coefficient de Poisson : $\nu_s=0.25$; $\nu_s=0.499$).
- Les conditions aux limites du problème : comme nous l'avons déjà mentionné, le maillage est effectué à l'aide d'éléments quadratique à huit nœuds, la figure 4.1 montre le maillage utilisé et les conditions aux limites.

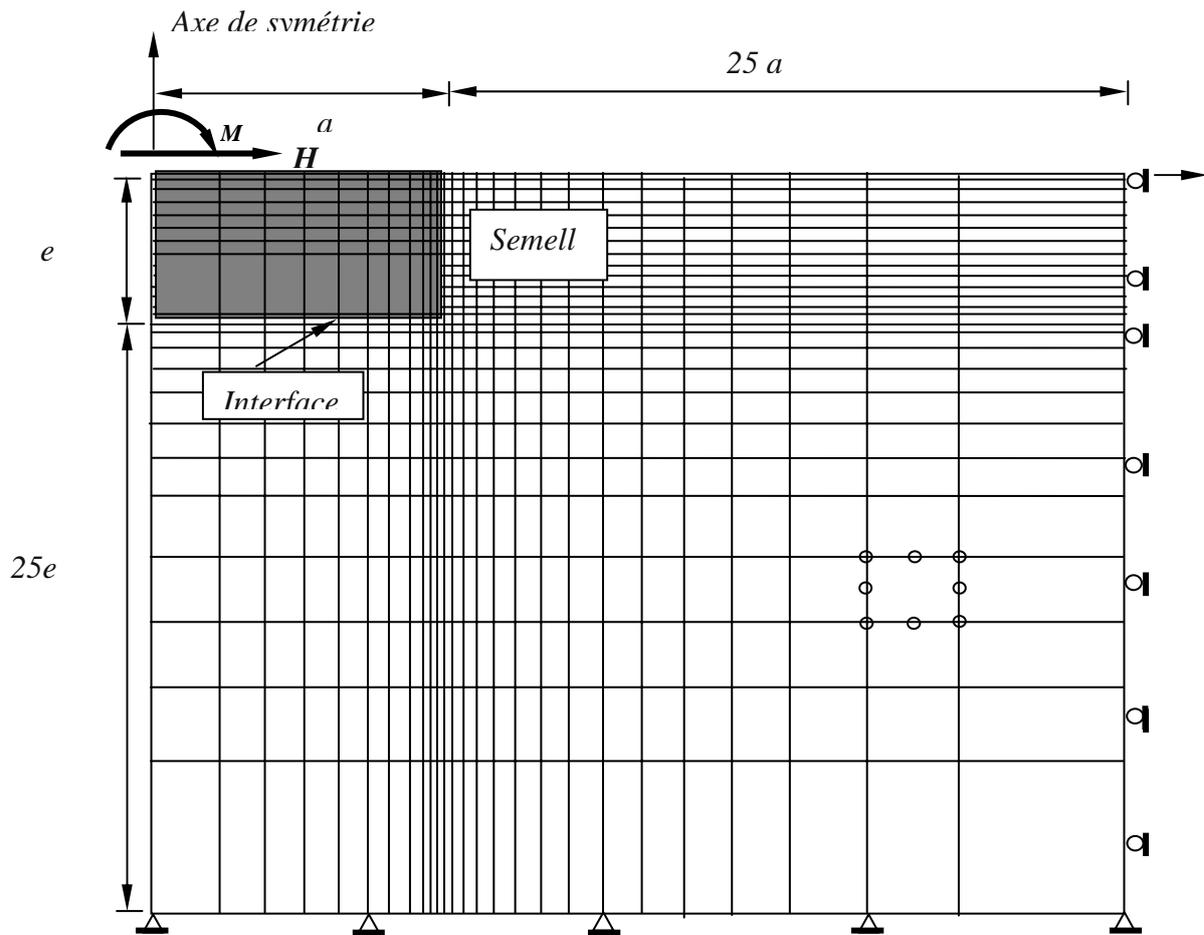


Figure 4.1 : Maillage d'élément finis du système semelle/sol

- **Chargement** : le chargement utilisé dans ce cas est un chargement horizontal (H) et un moment (M).

A la différence d'une semelle circulaire sous l'effet d'un effort axial qui constitue un élément de référence (benchmark) pour les chercheurs, pour valider leurs approches numériques, et qui a suscité une attention particulière dans le passé CARRIER et CHRISTIAN,(1973)[12], HOOPER,(1974)[34], HOOPER,(1983)[35], le problème d'une semelle séparée du sol par une interface sous chargement latéral et sous un moment de renversement, semble ne pas avoir la même attention et beaucoup de points obscurs méritent d'être éclaircis.

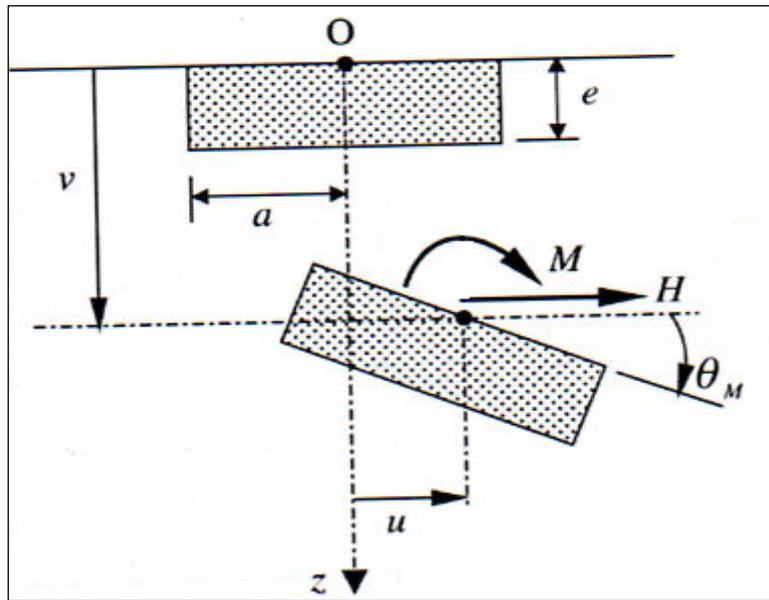


Figure 4.2 : Semelle enterrée avec la convention de signe des charges et des déformations.

Le tableau 4.1 montre que les résultats des analyses avec et sans interface sont parfaitement identiques pour une valeur de ($k_s = k_n = 10^{10}$). Cela signifie que l'élément d'interface avec une valeur élevée de k dans le cas d'une semelle soumise à un moment de renversement, reflète avec une grande fidélité la rugosité qui caractérise le domaine d'interface.

Coefficient de poisson ν_s		0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.49
$\theta_M E_s a_3 / M$ (sans interface)		0.66060	0.67329	0.67255	0.65629	0.62132	0.56882
$\theta_M E_s a_3 / M$ (avec interface)	$k = 10^6$	0.68860	0.70063	0.69912	0.68193	0.64596	0.59293
	$k = 10^8$	0.6706	0.67375	0.67298	0.65671	0.62168	0.56924
	$k = 10^{10}$	0.66062	0.67331	0.67255	0.65629	0.62132	0.56882

Tableau 4.1 : Résultats du chargement avec moment sur une semelle circulaire rigide

Pour un fond de semelle plat et lisse et pour un moment de renversement, POULOS et DAVIS, (1974) [43] ont donné une solution élastique exacte comme suit :

$$\theta_M = \left(3 \frac{(1-\nu_s^2)}{4 E_s a^3} \right) M \quad (4.1)$$

Où

θ_M et M sont respectivement la rotation et le moment de renversement appliqué.

Pour le cas d'une semelle circulaire rigide soumise à un moment de renversement, la rotation de la semelle a été tabulée en fonction du coefficient de Poisson ν_s . Les résultats obtenus montre que la rotation de la semelle diminue avec l'augmentation de la rigidité d'interface (Fig. 4.3).

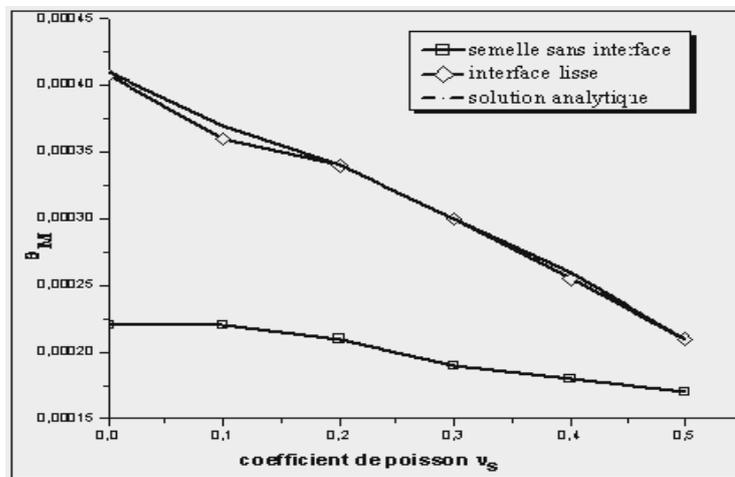


Figure 4.3 : Semelle circulaire rigide soumise à un moment de renversement.

La figure 4.3 montre que les solutions analytiques sont parfaitement identiques aux résultats numériques pour la gamme entière du coefficient de Poisson. La bonne concordance obtenue, démontre que la formulation d'élément d'interface présentée dans cette étude peut parfaitement modéliser l'état lisse de la semelle. Ceci signifie que l'étude d'une semelle circulaire lisse et rigide sous l'effet d'un moment appliqué, en supposant une

parfaite adhérence entre le sol et la semelle, n'est plus appropriée et présente des erreurs non négligeables dans les résultats.

Pour le cas d'une semelle circulaire rigide soumise à un chargement horizontal, le déplacement de la semelle a été tabulé en fonction du coefficient de Poisson ν_s . Les résultats obtenus montrent que le déplacement de la semelle pour une interface lisse est plus grand par rapport une interface rugueuse (Fig. 4.4).

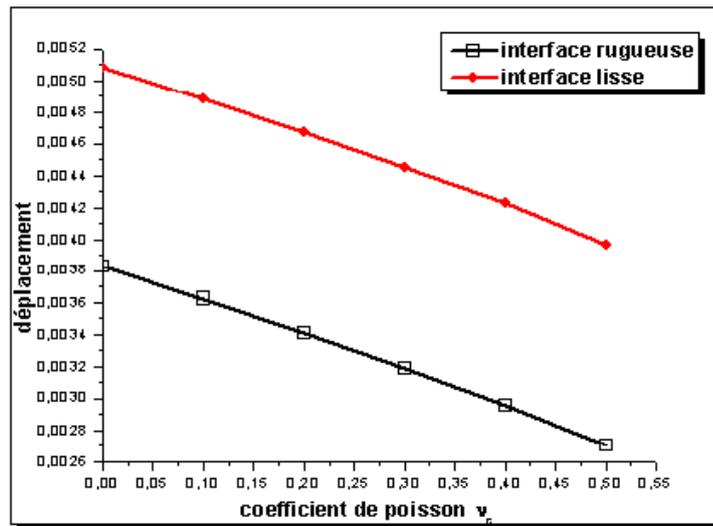


Figure 4.4 : Semelle circulaire rigide soumise à une charge horizontale.

Bien que les éléments d'interface utilisés dans cette étude appartiennent à la catégorie des éléments d'interface d'épaisseur nulle, cette formulation évite le mauvais conditionnement de la matrice, malgré les valeurs élevées des rigidités normale et de cisaillement utilisées ici.

4.3. Examen des coefficients de rigidité d'une semelle circulaire sous un chargement combiné (H, M).

Le comportement d'une semelle circulaire rigide soumise à un chargement combiné (H, M) a été étudié par BELL (1992) avec une analyse tridimensionnelle par la méthode des éléments finis, le même problème a été étudié par DOHERTY et DEEKS (2003) [19] avec la méthode de « scaled boundary element » qui est une combinaison de la méthode des éléments finis standard et la méthode des éléments aux frontières.

Il est difficile d'obtenir les solutions analytiques des déplacements et les rotations d'une semelle circulaire rigide ou lisse sous un chargement horizontal et un moment de renversement en raison de la nature compliquée du problème et d'après l'étude faite par DOHERTY et DEEKS pour les semelles circulaires, l'expression qui exprime les charges en terme de déformation d'une semelle circulaire peuvent être écrites comme suit:

$$\begin{Bmatrix} \frac{H}{G_{se} a^2} \\ M \\ \frac{M}{G_{se} a^3} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_H & K_{MH} \\ K_{MH} & K_M \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{u_H}{a} \\ \theta_M \end{Bmatrix} \quad (4.2)$$

K_M, K_H, K_{MH} : Sont des coefficients de rigidité élastiques sans dimensions.

G_{se} : Module de cisaillement du sol à une profondeur égale à e .

K_H, K_M : Les coefficients de rigidité horizontal et rotationnel.

K_{MH} : Le couplage qui existe entre le déplacement horizontal et rotationnel.

Ces coefficients dépendent seulement de la valeur du coefficient de Poisson ν_s et le rapport d'élanement e/a du semelle.

Beaucoup de problèmes pratiques montrent qu'il est impossible d'obtenir une estimation fiable des déplacements en utilisant un module unique indépendant de la profondeur .Il faut par conséquent tenir compte de l'hétérogénéité des modules avec la profondeur. Et comme la rigidité des sols ne peut donc être modélisée par une valeur unique du module de cisaillement élastique, des auteurs tels que BOOKER et *al.*(1985) [10] ont montré qu'une variation simple de la loi de puissance de module de cisaillement avec la profondeur dans le sol ayant une valeur de coefficient de Poisson constant peut être prise comme représentation de sol non-homogène. La relation entre le module de cisaillement et la profondeur peut être écrite comme :

$$G_s(Z) = G_{se} \left(\frac{Z}{e} \right)^\alpha \quad (4.3)$$

Où

G_{se} : Le module de cisaillement à une profondeur égale à e .

α : désigné sous le nom du paramètre de non-homogénéité qui change ente 0 et 1.

$\alpha = 0$ pour représenter un sol homogène.

$\alpha = 1$ pour représenter le sol de Gibson.

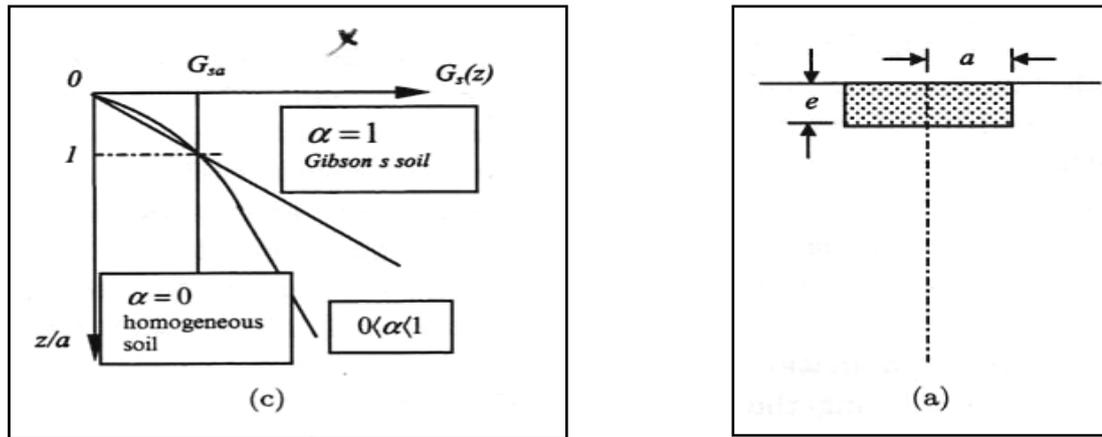


Figure 4.5 : Variation du module de cisaillement comme loi de puissance avec la profondeur.

Quatre valeurs de rapport e/a ont été choisies à savoir $e/a=0.5, e/a=1, e/a=2, e/a=4$, les résultats sont présentés pour une valeur de coefficient de Poisson $\nu_s = 0.25$ pour représenter une grande variété des sables, de valeur $\nu_s = 0.5$ pour un sol argileux non drainé.

D'après l'équation (4.2) on a :

$$\begin{Bmatrix} \frac{u_H}{a} \\ \theta_M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} I_H & I_{MH} \\ I_{MH} & I_M \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{H}{G_{se} a^2} \\ M \\ G_{se} a^3 \end{Bmatrix} \quad (4.4)$$

Avec

I_{MH}, I_H, I_M : les Coefficients d'influences.

- Les valeurs de u_H et θ_M sont des valeurs connues calculées par le programme.
- Les valeurs de chargement (H, M) sont des valeurs fixées.

Par exemple pour une valeur de $H=0$ KN et $M=100$ KN.m on peut tirer la valeur de I_M et pour une valeur de $H=100$ KN et $M=0$ KN.m on peut tirer la valeur de I_H .

- Les coefficients de rigidité K_H, K_M, K_{MH} sont calculés par l'équation (4.5)

$$\text{Avec } K_H = \frac{I_M}{I_H I_M - I_{MH}^2} ; K_M = \frac{I_H}{I_H I_M - I_{MH}^2} ; K_{MH} = \frac{I_{MH}}{I_H I_M - I_{MH}^2} \quad (4.5)$$

Le K_H, K_M , et K_{MH} ont été simplement tracés contre le paramètre de non-homogénéité α , tandis que le coefficient K_{MH} est normalisé pour éviter l'utilisation de l'échelle logarithmique.

4.4. Résultats :

Les figures (4.6, 4.7 et 4.8) représentent la variation des coefficients de rigidité K_H , K_M , K_{MH} par rapport au paramètre de non-homogénéité du sol α pour deux valeurs différentes du coefficient de Poisson $\nu_s = 0.25$ et $\nu_s = 0.5$ avec une interface rugueuse. On remarque que la variation de coefficient de rigidité dépend fortement de α pour de grandes valeurs du rapport e/a , cette dépendance se réduit quand la valeur du rapport e/a diminue.

On note également, que pour les différentes valeurs du rapport e/a , plus le rapport e/a est grand, plus les valeurs des coefficients de rigidité augmentent. Ce résultat est également observé par (DJ.AMAR, BOUZID. *et al*, 2005) [2], à partir d'une étude tridimensionnelle par une méthode dite la méthode des tranches verticale pour une interface rugueuse (figure 4.12). Concernant l'influence du coefficient de Poisson sur la variation de coefficient de rigidité, on remarque une augmentation de coefficient de rigidité lorsque le coefficient de Poisson croît. On note que l'augmentation du coefficient de Poisson résulte en une augmentation de rigidité.

Les figures (4.9, 4.10 et 4.11) présentent les courbes des coefficients de rigidité (K_H , K_M , K_{MH}) en fonction du paramètre de non-homogénéité du sol α pour les deux valeurs du coefficient de Poisson $\nu_s = 0.25$ et $\nu_s = 0.5$ pour une interface lisse, les résultats montrent qu'il y a un chevauchement entre les courbes pour les différentes valeurs de e/a , signifie que l'effet du rapport e/a n'a aucun sens significatif sur les coefficients de rigidité. En revanche que l'effet du rapport e/a sur le coefficient de rigidité diffère selon la nature de l'interface. Les résultats obtenus montrent une nette différence du comportement entre les deux cas de l'interface. Donc on peut déduire que :

- L'effet du rapport e/a et le coefficient de Poisson observé par plusieurs auteurs reste valable pour une interface rugueuse et non pas pour les différentes natures de l'interface.
- la nature de l'interface (rugueuse, lisse) a un effet considérable sur le comportement de la semelle.
- Si on fait une comparaison entre les valeurs de coefficient de rigidité obtenues dans le cas rugueux avec celles obtenues dans le cas lisse, on remarque que le Coefficient de rigidité augmente avec l'augmentation de la rigidité de l'interface.

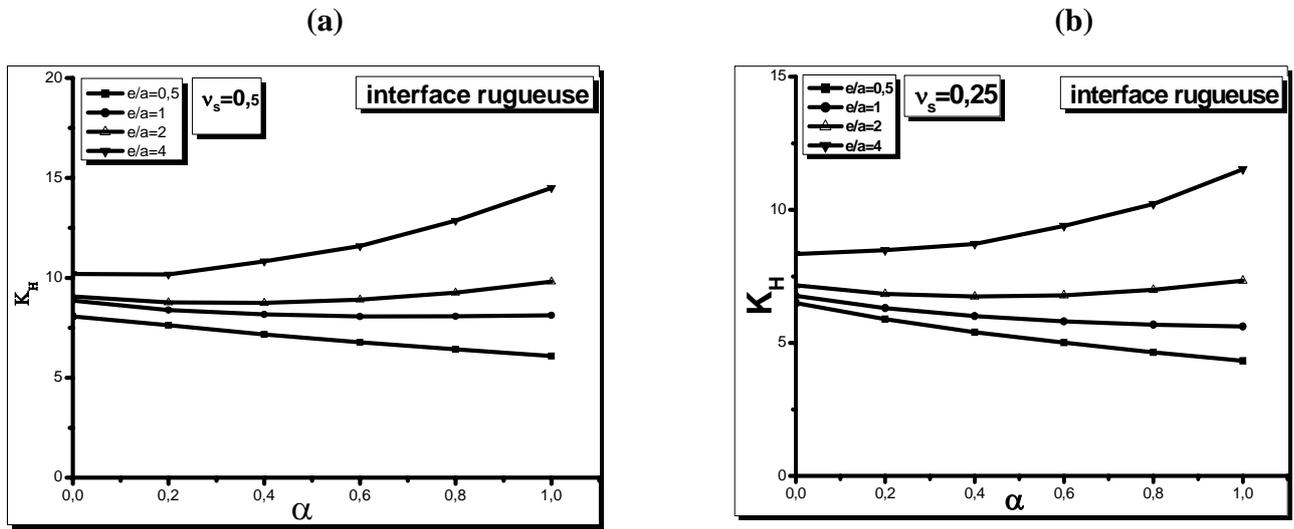


Figure 4.6 : Variation de K_H en fonction de α (a) $v_s = 0.50$ et (b) $v_s = 0.25$.

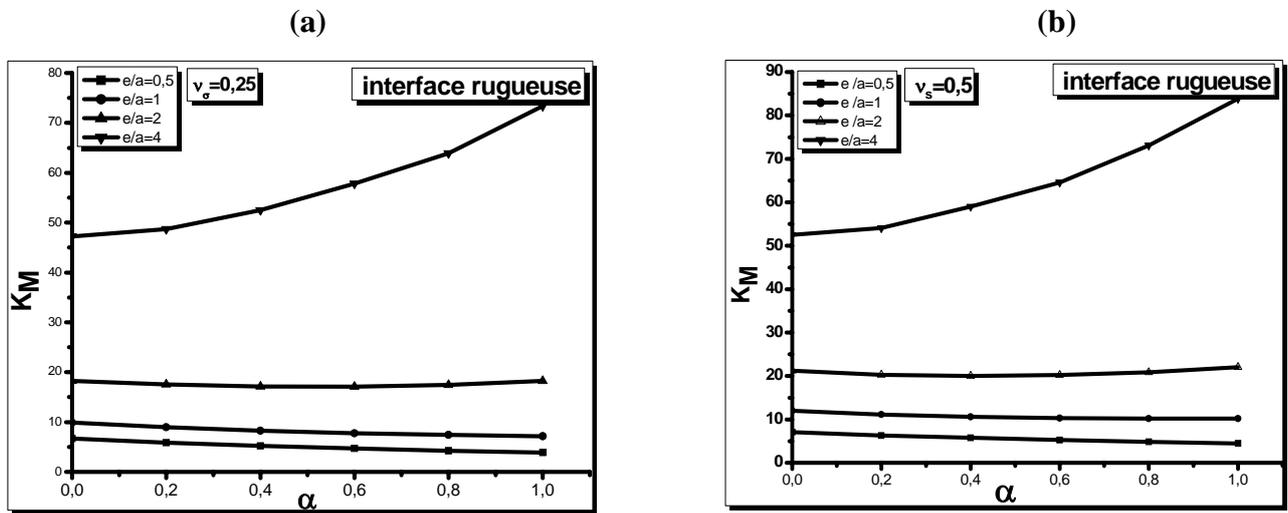


Figure 4.7 : Variation de K_M en fonction de α (a) $v_s = 0.25$ et (b) $v_s = 0$.

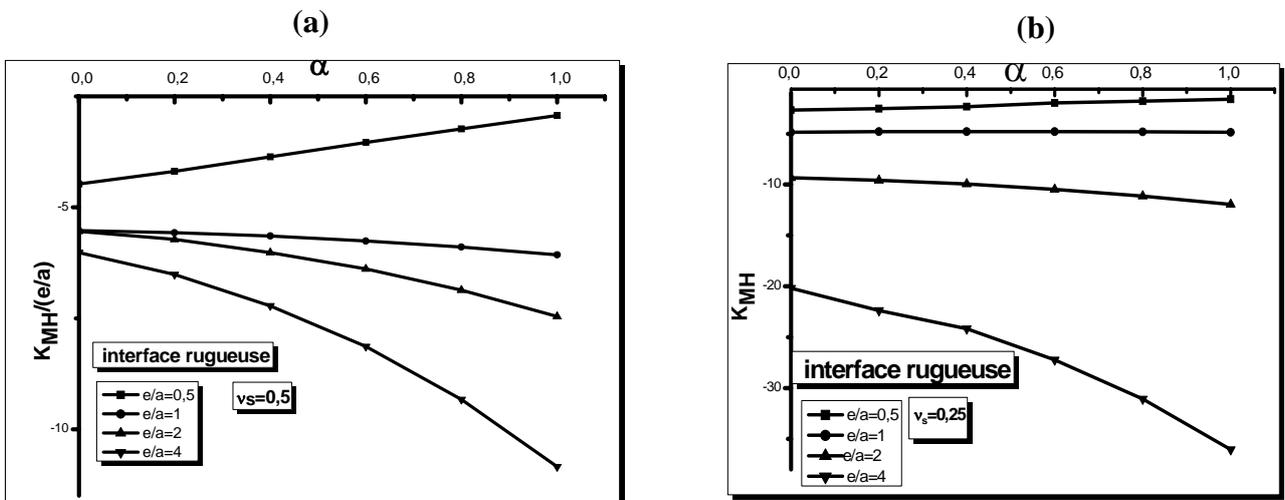


Figure 4.8 : Variation de K_{MH} en fonction de α (a) $v_s = 0.50$ et (b) $v_s = 0.25$.

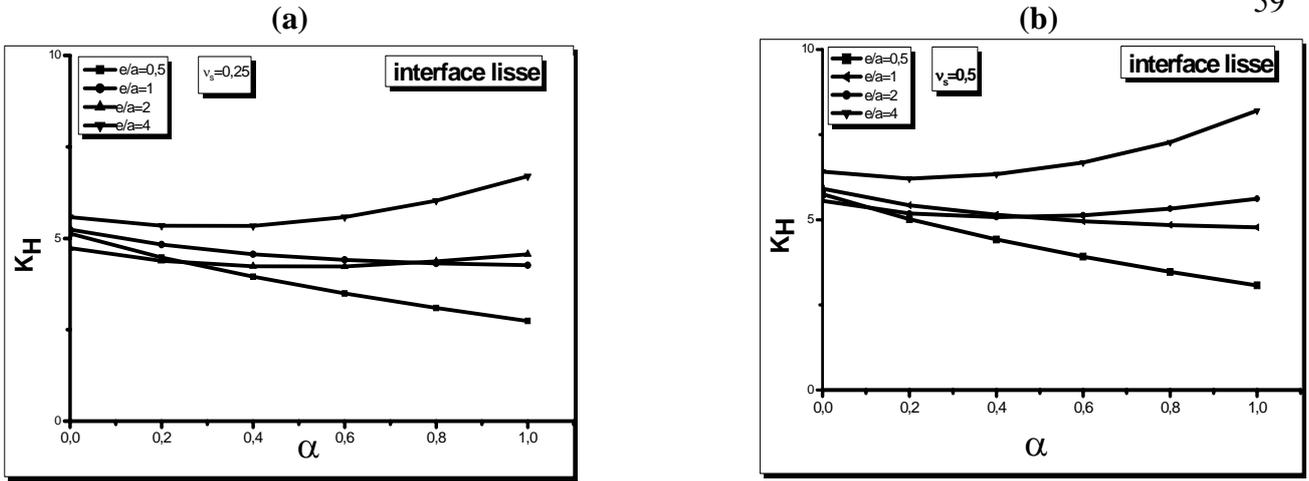


Figure 4.9: Variation de K_H en fonction de α (a) $v_s = 0.25$ et (b) $v_s = 0.50$.

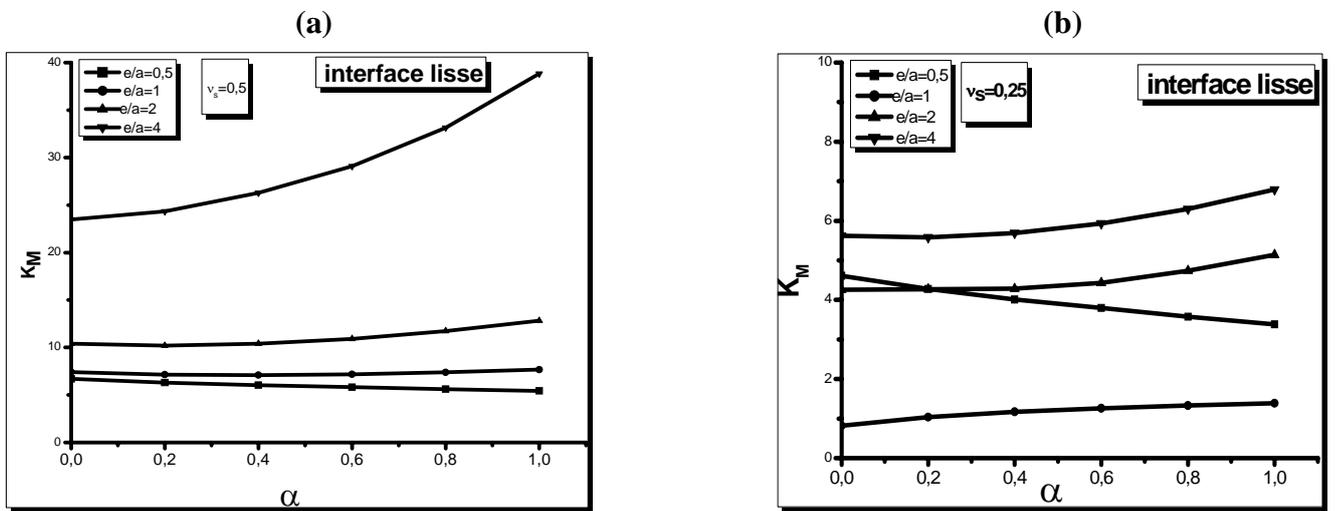


Figure 4.10 : Variation de K_M en fonction de α (a) $v_s = 0.50$ et (b) $v_s = 0.25$.

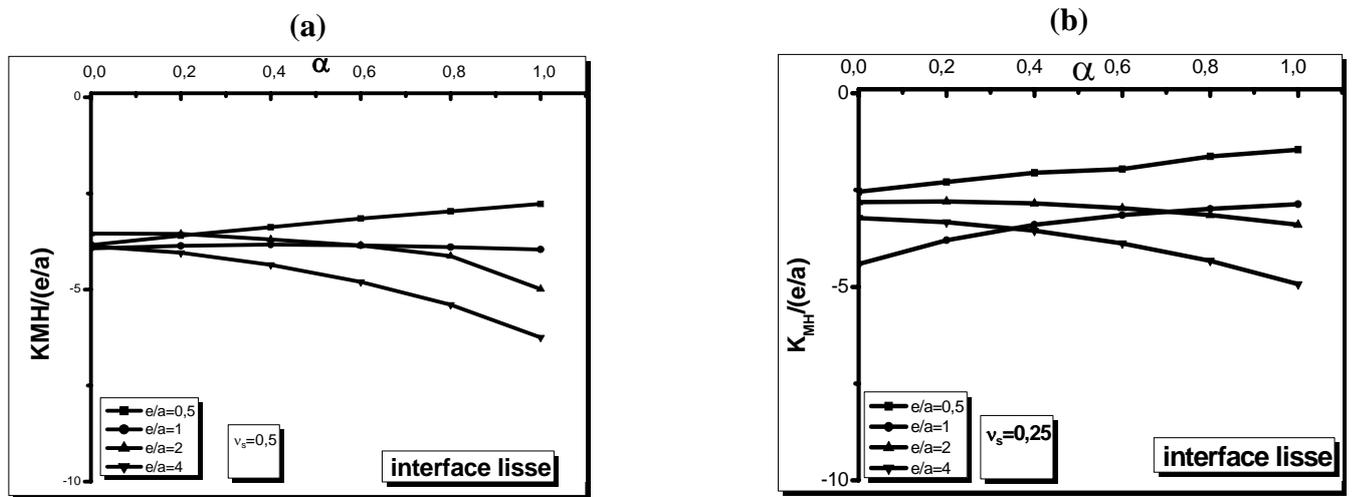


Figure 4.11: Variation de K_{MH} en fonction de α (a) $v_s = 0.50$ et (b) $v_s = 0.25$.

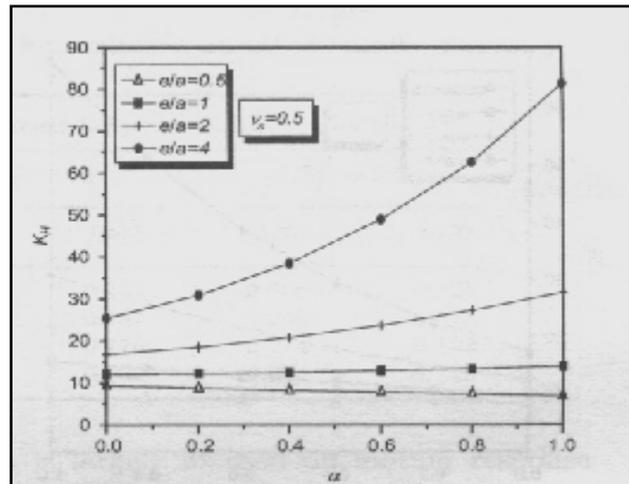


Figure 4.12: Variation de K_H en fonction de α avec $\nu_s = 0.50$ calculé par la méthode des tranches verticale (AMAR BOUZID et *al.*2005)

4.6. Conclusion :

L'étude de problème d'interaction sol-semelle circulaire rigide sous chargement combiné a donc conduit à la conclusion qu'il est impossible d'obtenir une estimation fiable des efforts en supposant une parfaite adhérence entre le sol et la semelle. Il faut par conséquent tenir compte de la nature de l'interface. Pour prendre en compte la nature de l'interface entre la semelle et le sol environnant, il convient d'utiliser la formulation présentée dans le chapitre trois.

Pour le cas d'une semelle circulaire lisse sous l'effet d'un moment appliqué, les résultats numériques et analytiques relatifs aux rotations de la semelle sont en accord parfait. Ceci démontre la capacité de la formulation courante à modéliser exactement l'état lisse de l'interface entre la semelle et le sol sous-jacent.

La comparaison des résultats avec d'autres méthodes était également satisfaisante. Les résultats montrent qu'il y'a une très nette différence de comportement entre une interface rugueuse et une interface lisse. Ceci signifie que l'étude d'une semelle circulaire lisse et rigide sous une charge latérale ou un moment de renversement, en supposant une parfaite adhérence entre le sol et la semelle, n'est plus appropriée et présente des erreurs non-négligeables dans les résultats.

CHAPITRE 5

L'EFFET DES ELEMENTS D'INTERFACE SUR LE COMPORTEMENT D'UN DISQUE DEPLACÉ HORIZONTALEMENT

5.1. Introduction :

Un programme en Fortran basé sur la formulation de la matrice de rigidité est développé pour étudier le problème d'un disque déplacé horizontalement sous un déplacement imposé.

Le but de ce chapitre consiste à étudier l'influence des éléments d'interface sur le comportement du système sol/disque.

5.2. Description du modèle :

Le modèle considéré est donc un disque d'épaisseur unité représentant le sol de rayon extérieur R , au centre duquel est fixée une section rigide circulaire de rayon r_0 représentant la section du disque figure 5.1.

Pour l'analyse par élément finis, le maillage adopté, les caractéristiques du sol et du disque sont reportées sur la Figure.5.2, pour simuler donc les conditions d'un problème de déformation plane, on bloque tout déplacement vertical ($V = 0$).

La nature de l'interface est prise en considération dans cette étude.

- Pour une interface rugueuse la valeur de $K_n = K_s = 10^{10}$.
- Pour une interface lisse la valeur de $K_n = 10^{10}$, $K_s = 0$.

Il faut noter qu'il est nécessaire de raffiner le maillage dans les zones où le calcul des contraintes est indispensable, des zones telle que le voisinage immédiat du disque où la réaction du sol doit être évaluée.

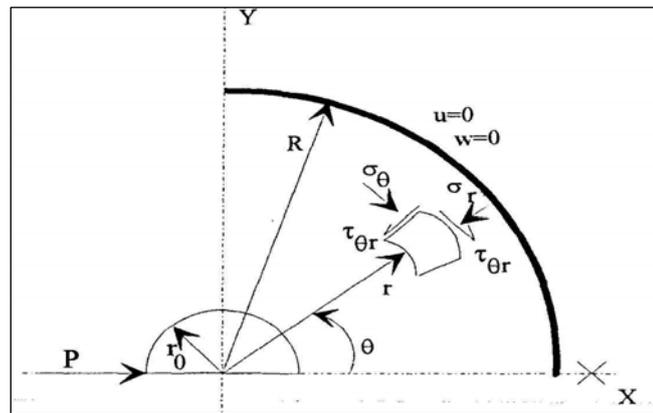


Figure 5.1. Définition du modèle

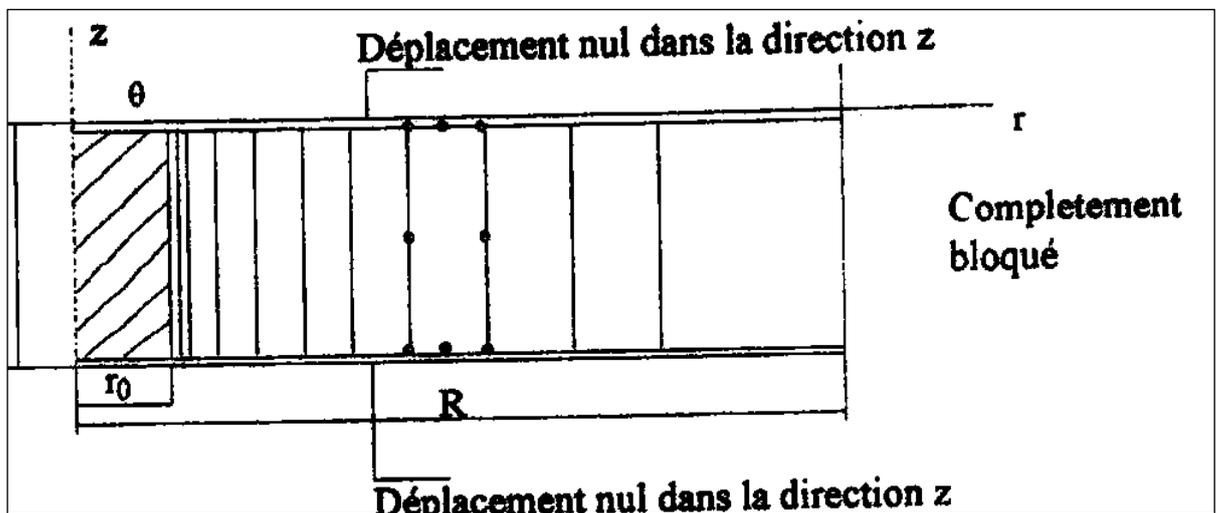


Figure 5.2 : Maillage radial par éléments finis d'une tranche mince du système sol-disque .

Avec : $R = 10m$, $r_0 = 0.5m$, $E_s = 10^5 KN/m^2$, $\nu_p = 0.3$

Compte tenu du blocage de la frontière extérieure du modèle, sous charge P (unité de force /unité de longueur de disque), la section du disque, supposée indéformable, se déplace rigidement suivant l'axe de chargement ($\theta=0$), ceci se traduit par une translation uniforme de tous les points du disque figure 5.3, dont les déplacements radiaux et circonférentiels pourront être exprimés

$$u = \bar{u} \cos \theta \quad \text{par :}$$

(5.1)

$$w = -\bar{u} \sin \theta$$

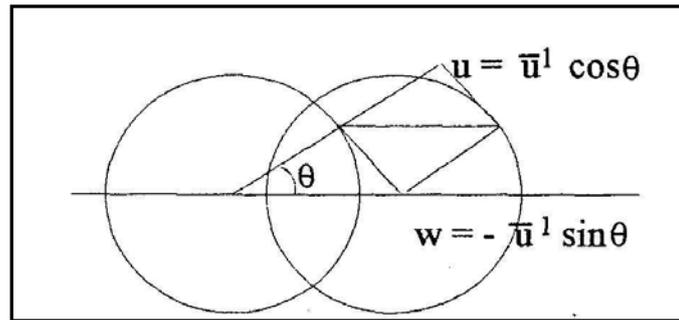


Figure 5.3 : Déplacement rigide d'une section circulaire.

5.3. Evaluation des contraintes :

Rappelons d'abord le principe de calcul des contraintes dans un élément. Après la résolution du système d'équations d'équilibre, on obtient les déplacements nodaux de chaque élément, il est alors facile d'appliquer la relation (5.2) donnant les contraintes à partir des déplacements élémentaires.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_z \\ \sigma_\theta \\ \tau_{rz} \\ \tau_{z\theta} \\ \tau_{r\theta} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & D_{22} & D_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & D_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & D_{44} & 0 & 0 \\ & & & & D_{55} & 0 \\ & & & & & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_z \\ \varepsilon_\theta \\ \gamma_{rz} \\ \gamma_{z\theta} \\ \gamma_{r\theta} \end{Bmatrix} \quad (5.2)$$

$$D_{11} = D_{22} = D_{33} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} ; D_{44} = D_{55} = D_{66} = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

Où

$$D_{12} = D_{13} = D_{23} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} ;$$

Avec E : module d'Young

ν : Coefficient de poisson

Parmi les stratégies envisageables pour évaluer les contraintes, on peut envisager deux possibilités :

- Calcul des contraintes moyennes aux nœuds.
- Calcul des contraintes aux points d'intégration.

La première méthode consiste à calculer les contraintes aux nœuds d'après l'équation (5.2).

Les valeurs obtenues pourront être discontinues d'un élément à l'autre, il est souvent nécessaire pour chaque nœud de moyenner ces contraintes élémentaires .Ceci peut se faire soit aux nœuds principaux, soit aux nœuds d'interface. Dans notre étude, puisque les éléments utilisés sont intégrés numériquement, il est préférable de calculer les contraintes aux points d'intégration. En effet, c'est aux points d'intégration que l'on a la meilleure connaissance du champ des déformations donc des contraintes (BARLOW, 1989) [6].Ainsi, la méthode généralement recommandée consiste à interpréter les contraintes calculées aux points d'intégration selon des fonctions d'interpolation choisies. En effet, puisqu'il s'agit de l'élément iso paramétrique à huit nœuds, à champ de déplacement quadratique, on peut interpoler le champ de contraintes linéairement à l'intérieur de l'élément à l'aide des quatre points de Gauss envisagés (HINTON et OWEN ,1977) [33], (COOK *et al*, 1989) [14].Considérons un point quelconque P, à l'intérieur de l'élément (figure 5.4).La contrainte en ce point peut être interpolée par la relation :

$$\sigma_p = \sum_{i=1}^4 N_i \sigma_i \quad (5.3)$$

Où σ_p peut être σ_r , σ_z , σ_θ , $\tau_{r\theta}$; du point considéré P.

N_i Sont des fonctions de forme bilinéaires :

$$N_i = \frac{1}{4}(1 \pm t)(1 \pm s) \quad (5.4)$$

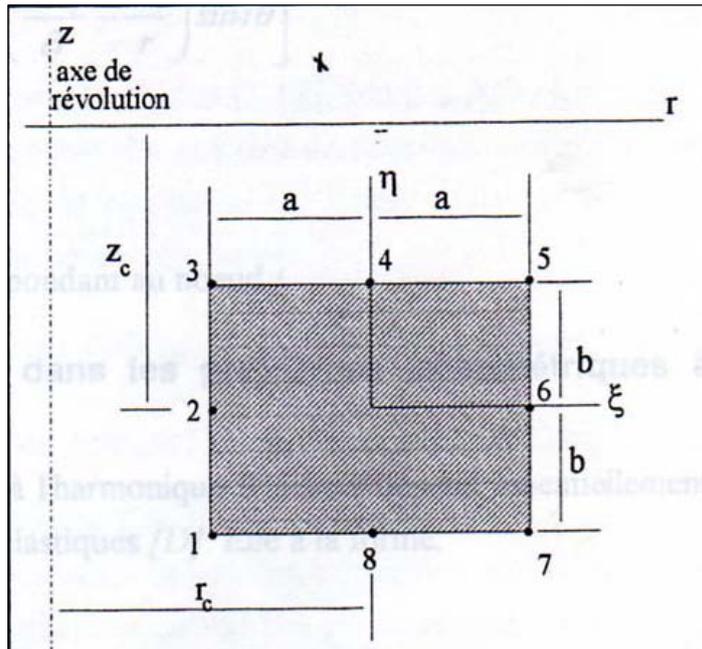


Figure 5.4: Élément torique Q8

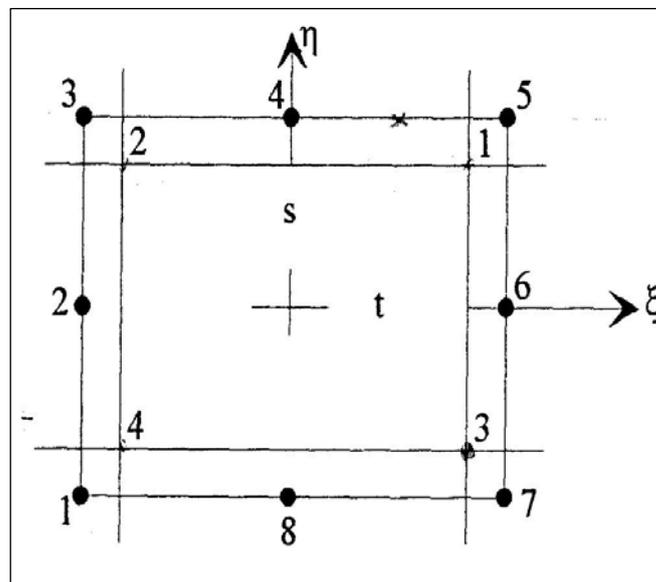


Figure 5.5: Élément isoparamétrique rectangulaire Q8

Les fonctions N_i seront évaluées aux coordonnées t et s du point P . les coordonnées (ζ, η) de l'élément de référence sont liées aux coordonnées (t, s) par l'expression suivante :

$$\begin{cases} t = \zeta \sqrt{3} \\ s = \eta \sqrt{3} \end{cases} \quad (5.5)$$

(BAGUELIN *et al.*, 1977)[5] ont profondément étudié ce problème, ce qui leur a permis d'aboutir à des expressions analytiques permettant d'évaluer les déplacements radiaux et par conséquent les déplacements tangentiels en tout point du milieu envisagé, en particulier, l'amplitude du déplacement radial d'un point appartenant à l'interface sol-disque supposée en parfaite adhérence est :

$$\bar{u} = \frac{P}{8 \pi E_s} \cdot \frac{(1 + \nu_s)}{(1 - \nu_s)} \left[(3 - 4 \nu_s) \ln \left(\frac{R}{r_0} \right)^2 - \frac{2}{3 - 4 \nu_s} \right] \quad (5.6)$$

Expression dans laquelle :

E_s = module d'young du sol

ν_s = coefficient de poisson

Outre les déplacements radiaux, BAGUELIN *et al.*, (1977)[5], ont donné des expressions exactes des contraintes en tout point (r, θ) de la zone s'étendant de la section rigide du pieu à la frontière extérieure bloquée. Dans le cas d'un sol entièrement intact (pas d'anneau remanié), les contraintes dérivent d'une seule fonction d'Airy et ont les expressions analytiques suivantes, en coordonnées polaires (r, θ) :

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{P}{4 \pi r_0} \cdot \frac{1}{1 - \nu_s} \left[(3 - 2 \nu_s) \frac{r_0}{r} - \frac{1}{1 + \left(\frac{r_0}{R}\right)^2} \left(\frac{r_0}{r}\right)^3 + \frac{1}{(3 - 4 \nu_s)} \cdot \frac{1}{1 + \left(\frac{R}{r_0}\right)^2} \frac{r}{r_0} \right] \cos \theta \\ \sigma_\theta &= \frac{P}{4 \pi r_0} \cdot \frac{1}{1 - \nu_s} \left[(1 - 2 \nu_s) \frac{r_0}{r} - \frac{1}{1 + \left(\frac{r_0}{R}\right)^2} \left(\frac{r_0}{r}\right)^3 - \frac{1}{(3 - 4 \nu_s)} \cdot \frac{1}{1 + \left(\frac{R}{r_0}\right)^2} \frac{r}{r_0} \right] \cos \theta \\ \tau_{r\theta} &= \frac{P}{4 \pi r_0} \cdot \frac{1}{1 - \nu_s} \left[(1 - 2 \nu_s) \frac{r_0}{r} + \frac{1}{1 + \left(\frac{r_0}{R}\right)^2} \left(\frac{r_0}{r}\right)^3 - \frac{1}{(3 - 4 \nu_s)} \cdot \frac{1}{1 + \left(\frac{R}{r_0}\right)^2} \frac{r}{r_0} \right] \cos \theta \end{aligned} \quad (5.7)$$

Ces expressions sont fonctions de $\frac{1}{r}$, $\frac{1}{r^3}$ et r . pour R suffisamment grand ($R > 10r_0$ par exemple), le seul terme qui dépende de R est le terme en r qui, de plus, est négligeable dans la zone proche du pieu.

On peut donc écrire dans cette zone :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{p}{4\pi r_0} \cdot \frac{1}{1-\nu_s} \left[(3-2\nu_s) \frac{r^0}{r} - \left(\frac{r_0}{r}\right)^3 \right] \cos \theta \\ \sigma_\theta &= -\frac{p}{4\pi r_0} \cdot \frac{1}{1-\nu_s} \left[(1-2\nu_s) \frac{r^0}{r} - \left(\frac{r_0}{r}\right)^3 \right] \cos \theta \\ \tau_{r\theta} &= -\frac{p}{4\pi r_0} \cdot \frac{1}{1-\nu_s} \left[(1-2\nu_s) \frac{r^0}{r} + \left(\frac{r_0}{r}\right)^3 \right] \cos \theta\end{aligned}\tag{5.8}$$

5.4. Résultats :

Pour une interface rugueuse la répartition des contraintes obtenues par la présente méthode a été comparée à celle donnée par la solution analytique de BAGUELIN *et al.*, (1977)[5], les résultats sont présentés sur les figures (5.6), (5.8), (5.10) qui montrent les courbes d'évolution de la contrainte normale σ_r , contrainte orthoradiale σ_θ et la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ le long d'un plan radial à un déplacement imposé égal à 0.001. On constate qu'il y'a une concordance parfaite entre les deux solutions, ce qui signifie que cette approche reproduit exactement le comportement linéaire de l'interface.

La figure 5.7.c : compare la répartition des amplitudes des contraintes normales pour les deux cas extrêmes de l'interface (interface rugueuse et interface lisse), avec une valeur de coefficient de Poisson égal à 0.3, les résultats obtenus montrent que les valeurs de la contrainte radiale pour une interface lisse sont plus grandes par rapport au cas d'une interface rugueuse pour les quatre éléments premiers, donc au niveau des éléments les plus proches de l'interface. Au delà de ces éléments les valeurs de la contrainte sont quasiment les mêmes que pour une interface rugueuse, on peut donc dire que la nature de l'interface à un effet considérable sur la répartition de la contrainte dans la zone la plus proche de l'interface.

Les figures 5.7.c et 5.7.d : présentent les courbes d'évolution de la contrainte radiale pour deux valeurs différentes de coefficient de Poisson à savoir : 0.3 et 0.5. On remarque que pour une faible valeur de coefficient de Poisson la contrainte radiale est assez faible en comparaison avec les valeurs obtenues pour un coefficient de Poisson égal 0.5. On note que l'augmentation du coefficient de Poisson résulte en une augmentation de la contrainte radiale.

La figure 5.9.c : montre la répartition de la contrainte orthoradiale le long d'un plan radial dans les deux cas de l'interface avec un coefficient de Poisson égal à $\nu_s = 0.3$. On remarque un écart entre les deux courbes avec un petit changement dans la variation de l'allure, la contrainte reste toujours supérieure dans une interface lisse par rapport une interface rugueuse, même observation pour un coefficient de Poisson égal à $\nu_s = 0.5$ (figure 5.9.d) qui a donné des valeurs de contraintes plus grandes par rapport les valeurs données pour un coefficient de Poisson égal à 0.3, donc on peut conclure que le coefficient de poisson à un effet significatif sur la répartition de la contrainte orthoradiale.

La figure (5.11.c) compare la répartition de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ en fonction de la distance relative r/R pour les deux cas extrêmes de l'interface, et avec un coefficient de Poisson $\nu_s = 0.3$. Les résultats montrent que la contrainte de cisaillement pour une interface rugueuse ont des valeurs relativement élevées pour une faible valeur du rapport r/R et qui diminuent puis tendent à se stabiliser au fur et à mesure que le rapport r/R augmente. Contrairement pour l'interface lisse la courbe commence par une valeur plus petite proche de zéro ensuite on aura une augmentation de valeur pour une certaine distance radiale, puis, on remarque une parfaite concordance entre les deux courbes. La comparaison de ces résultats à ceux donnés par un coefficient de Poisson égal à 0.5 (figure 5.11.d) montre que l'augmentation du coefficient de Poisson résulte en une augmentation de la contrainte de cisaillement. Si on fait une comparaison entre les deux figures (5.11.c et 5.11.d) on peut déduire que :

- la nature de l'interface à un effet considérable sur la distribution de la contrainte de cisaillement surtout pour les éléments qui sont plus proches de l'interface. Il faut noter que la nature de l'interface n'affecte la distribution des contraintes que dans une zone assez limitée autour du disque.
- le coefficient de Poisson à un effet considérable sur la répartition de la contrainte de cisaillement.

Les figures 5.6.a, 5.12.a et 5.18.a : montrent la variation de la contrainte radiale le long d'un plan radial pour différentes valeurs des déplacements ($u = 0.001mm$, $u = 0.004mm$ et $u = 0.007mm$) à un coefficient de Poisson reste constant.

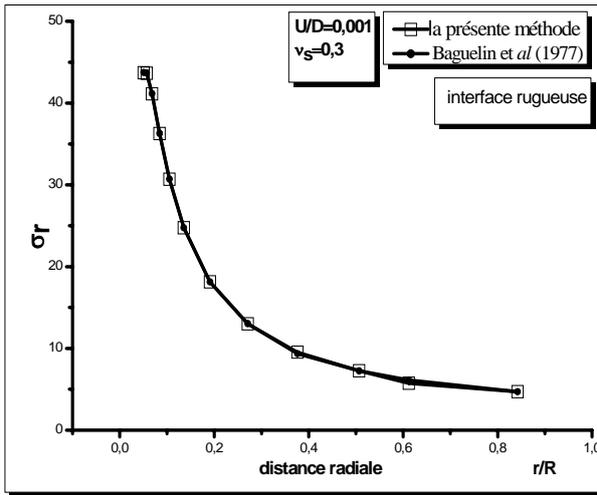
Concernant l'influence du coefficient de Poisson sur la répartition de la contrainte tangentielle, (Figures 5.9.c et Figures 5.9.d) montrent une très nette différence de

comportement entre les deux cas de l'interface (voir la figure 5.24.d), on constate que l'effet de coefficient de Poisson pour une interface rugueuse n'est pas le même effet que pour une interface lisse.

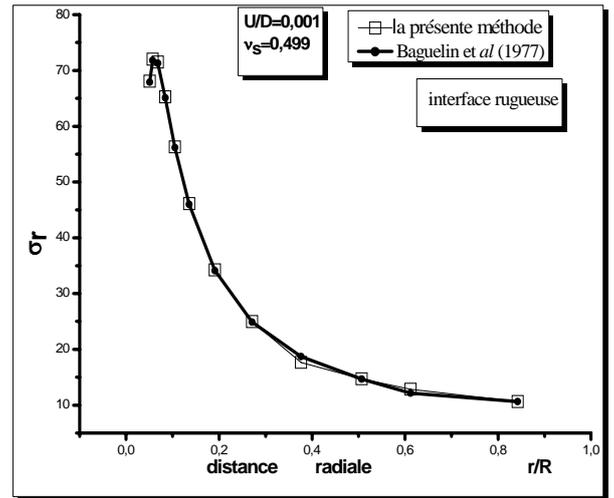
La figure (5.25.a) compare les valeurs de la pression obtenue par la présente méthode et celle obtenue par la solution de BAGUELIN *et al* pour une interface rugueuse, pour une interface rugueuse les résultats montrent qu'il y'a une concordance parfaite entre la présente méthode et la solution de BAGUELIN *et al* .

La figure (5.25. b) montre la variation de la pression P en fonction du déplacement imposé pour les deux cas de l'interface rugueuse et lisse à un coefficient de Poisson constant. Les résultats obtenus montrent que la valeur de la pression est diminuée quand l'interface est lisse. Donc on peut conclure que la nature de l'interface à un effet considérable sur les réactions du sol.

Les figures (5.26.a) et (5.26.b) : montrent la variation de la pression en fonction du déplacement pour les deux cas extrême de l'interface et avec deux valeurs différentes de coefficient de Poisson à savoir 0.3 et 0.5, on remarque que pour une faible valeur de coefficient de Poisson la pression est assez faible.

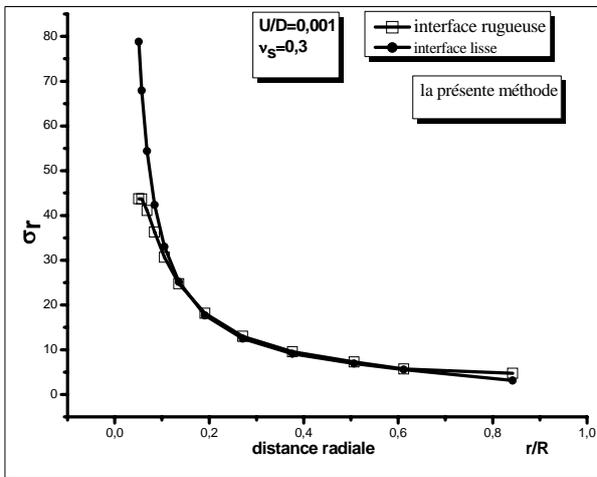


(a)

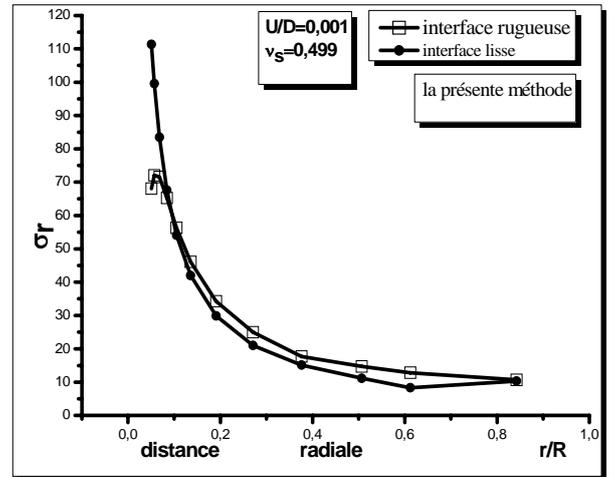


(b)

Figure 5.6 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte radiale σ_r obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour deux valeurs de ν_s : (a) $\nu_s = 0.3$; (b) $\nu_s = 0.5$

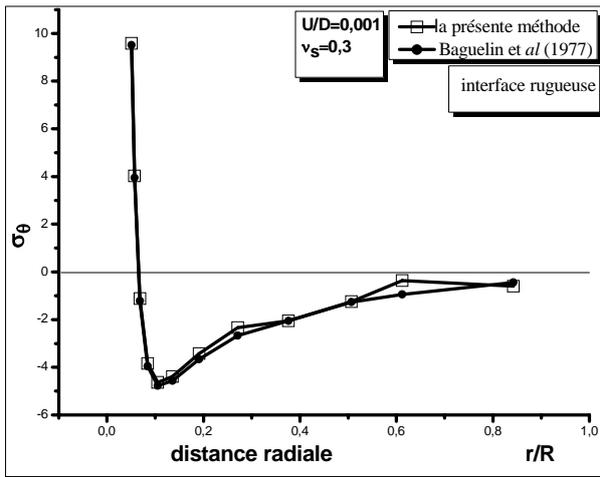


(c)

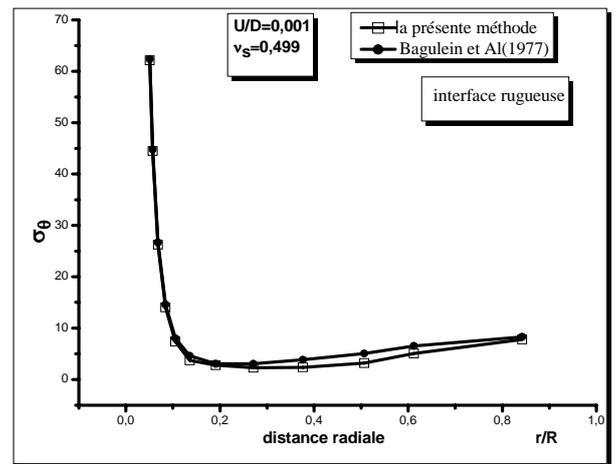


(d)

Figure 5.7 : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte radiale σ_r pour un déplacement imposé égal à 0.001 (c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.499$.



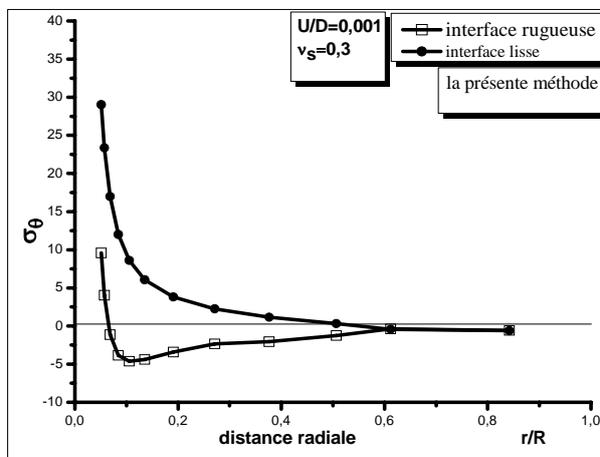
(a)



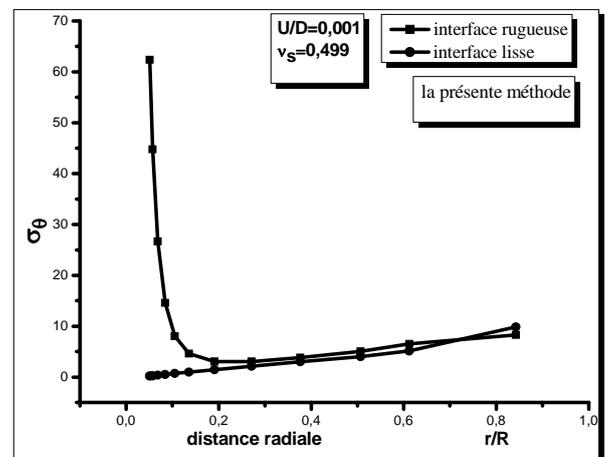
(b)

Figure 5.8 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte orthoradiale σ_θ obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et al (1977) pour deux valeurs de ν_s :(a)

$\nu_s = 0.3$;(b) $\nu_s = 0.5$

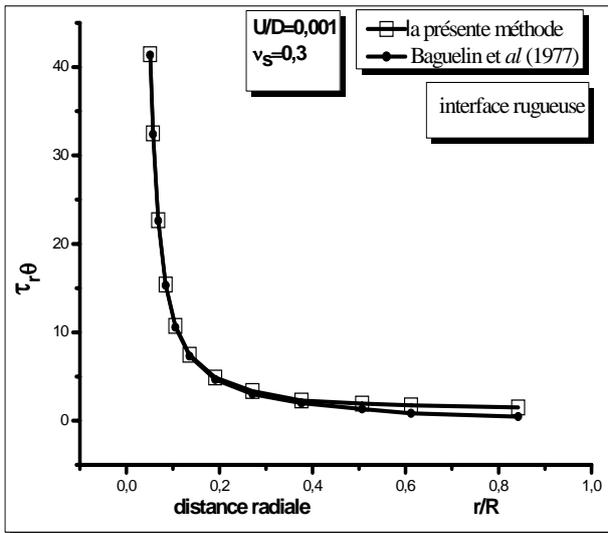


(c)

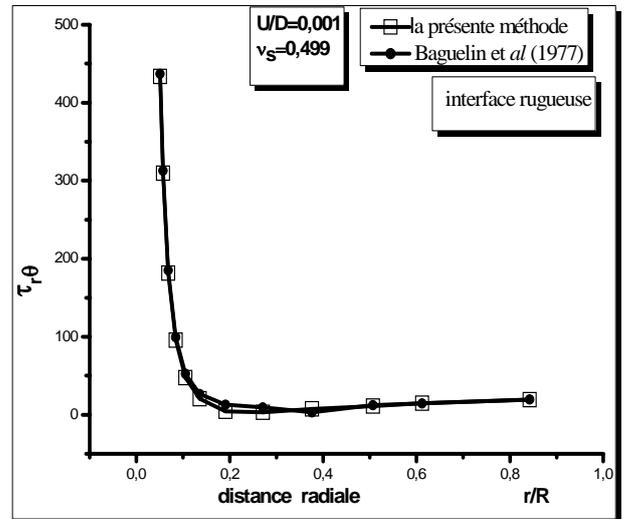


(d)

Figure 5.9 : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte orthoradiale σ_θ pour un déplacement imposé égal à $0.001D$,(c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.5$.

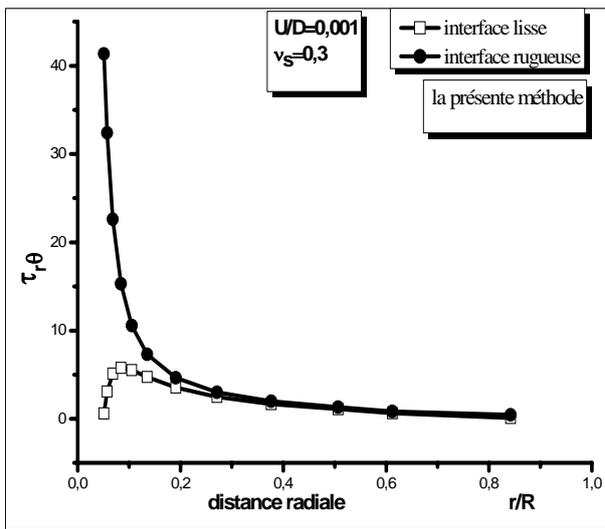


(a)

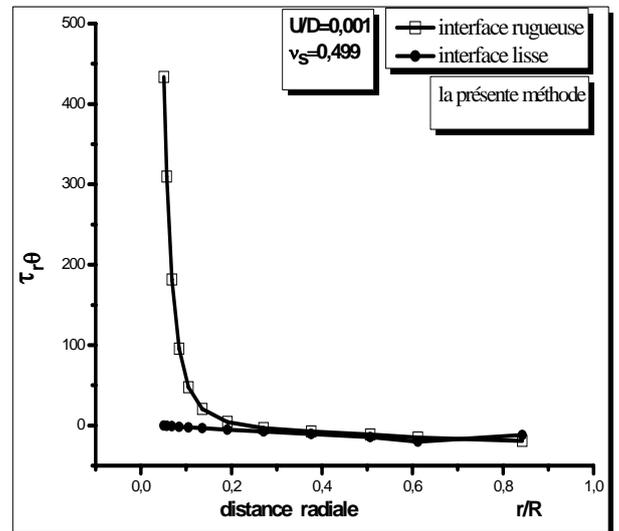


(b)

Figure 5.10 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour deux valeurs de V_s : (a) $V_s = 0.3$; (b) $V_s = 0.5$

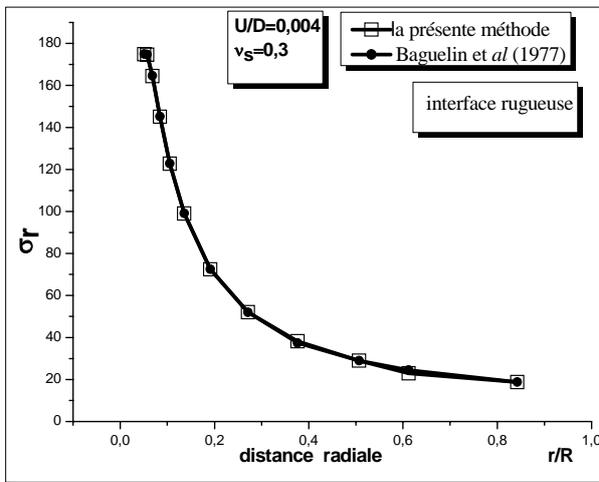


(c)

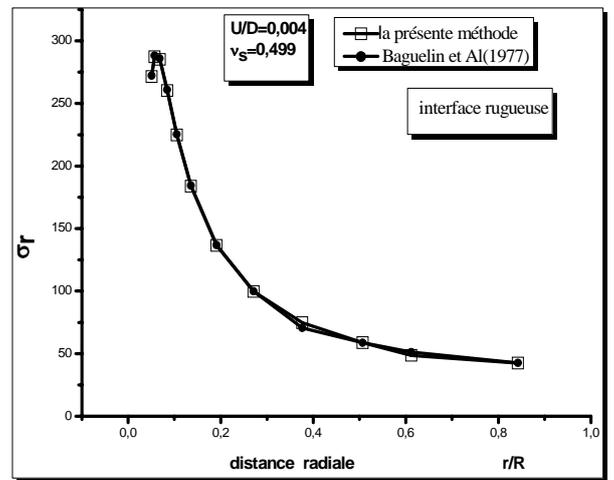


(d)

Figure 5.11: Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ pour un déplacement imposé égal à $0.001D$, (c) : $v_s = 0.3$; (d) : $v_s = 0.499$.

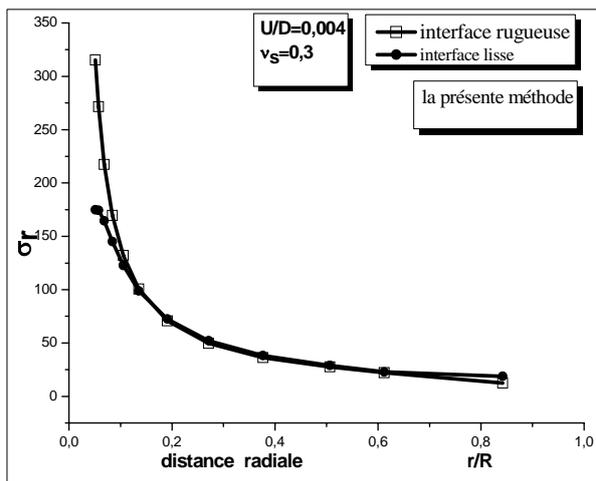


(a)

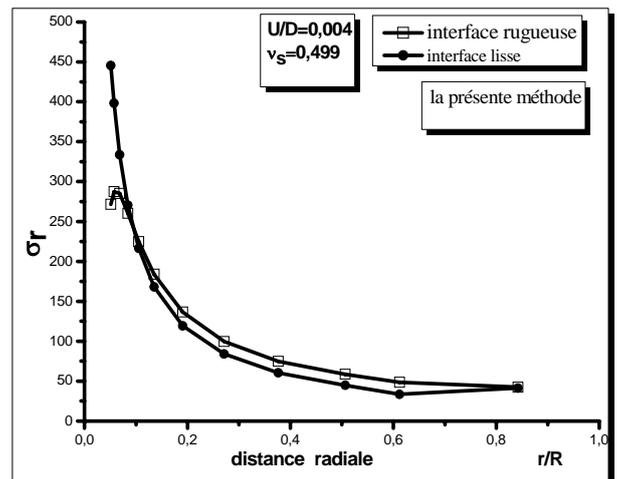


(b)

Figure 5.12 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte radiale σ_r , obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGUELIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égal 0.004D et de V_s :(a) $V_s = 0.3$;(b) $V_s = 0.5$

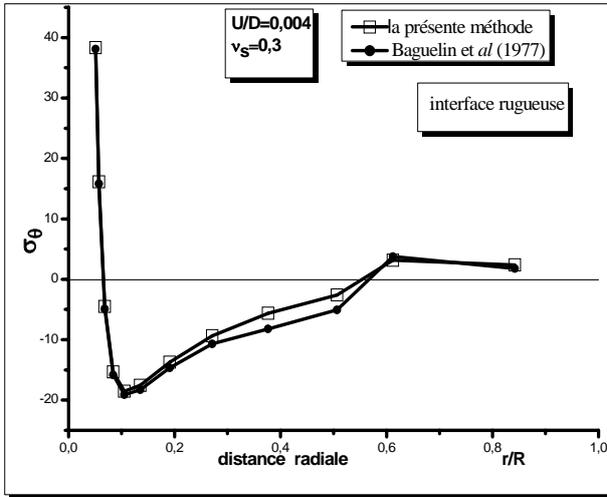


(c)

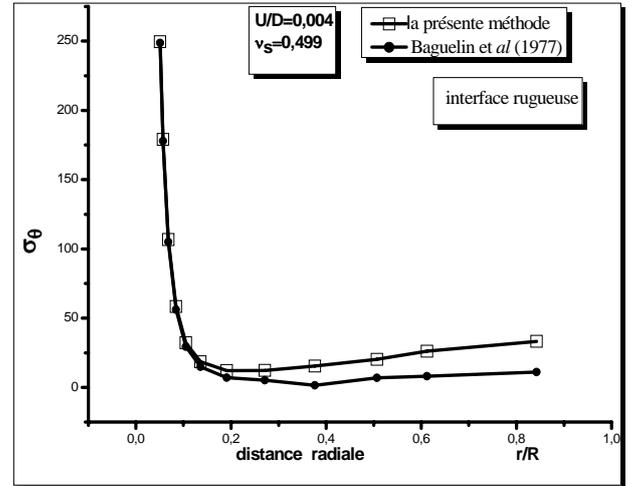


(d)

Figure 5.13 : Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte radiale σ_r pour un déplacement imposé égal à 0.004D,(c) : $V_s = 0.3$;(d) : $V_s = 0.499$.

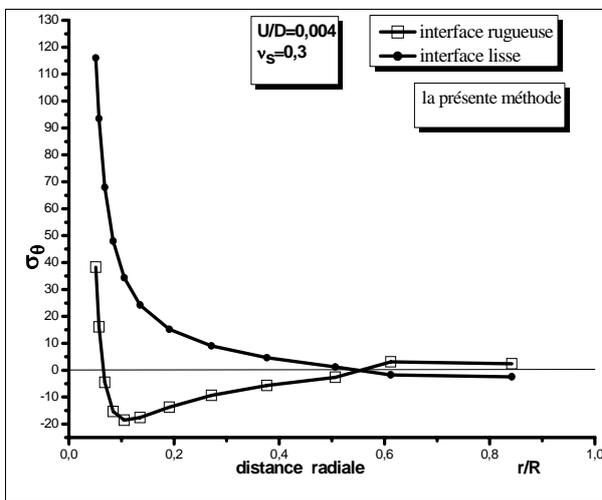


(a)

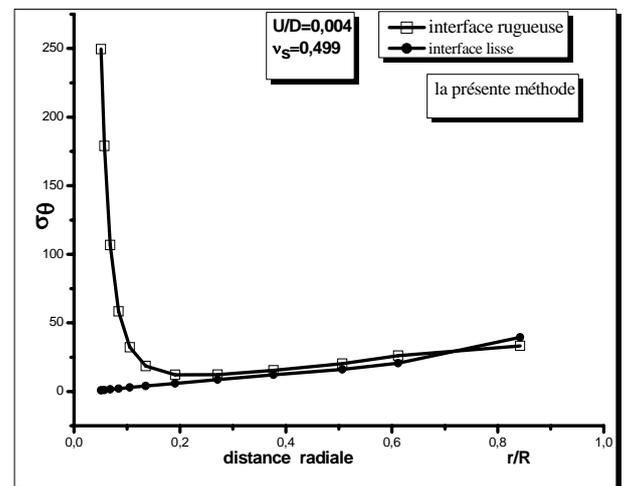


(b)

Figure 5.14 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte orthoradiale obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égal $0.004D$ et deux valeurs différentes de ν_s : (a) $\nu_s = 0.3$; (b) $\nu_s = 0.5$

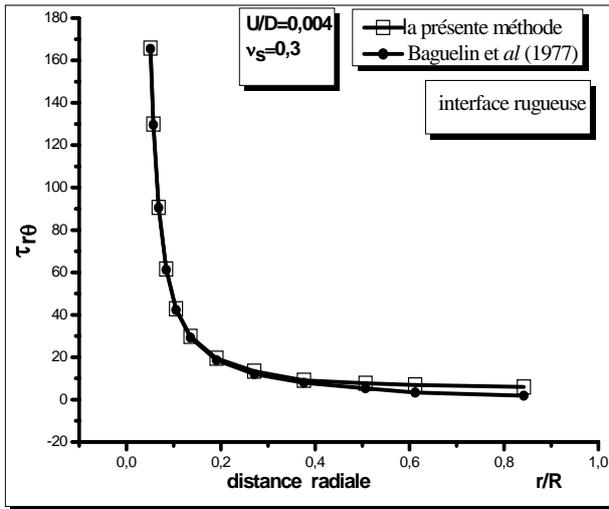


(c)

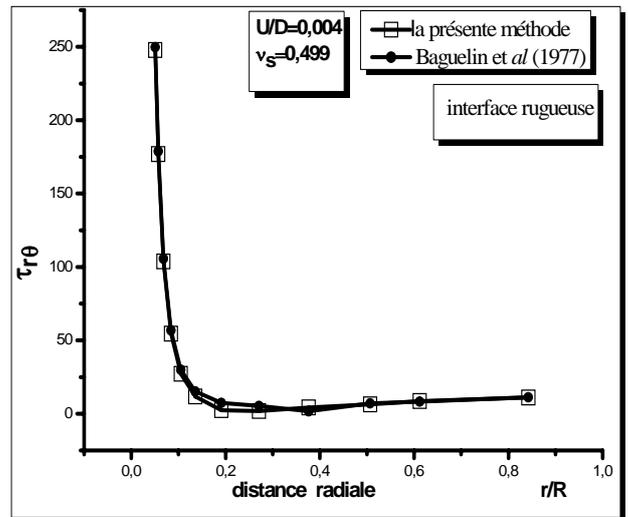


(d)

Figure 5.15: Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte tangentielle σ_θ pour un déplacement imposé égal à $0.004D$, (c) : $\nu_s = 0.3$; (d) : $\nu_s = 0.499$.

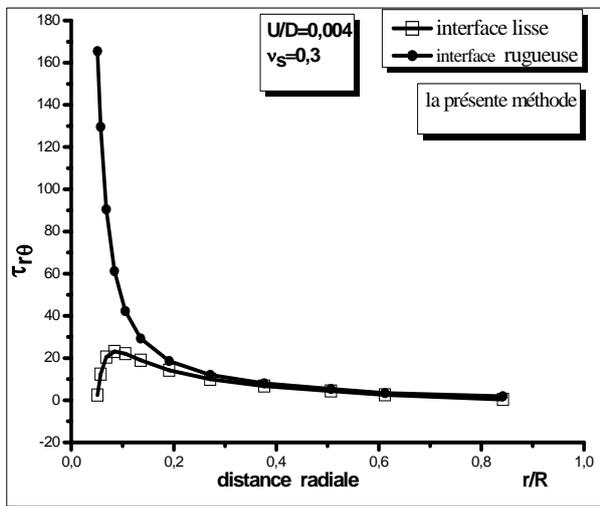


(a)

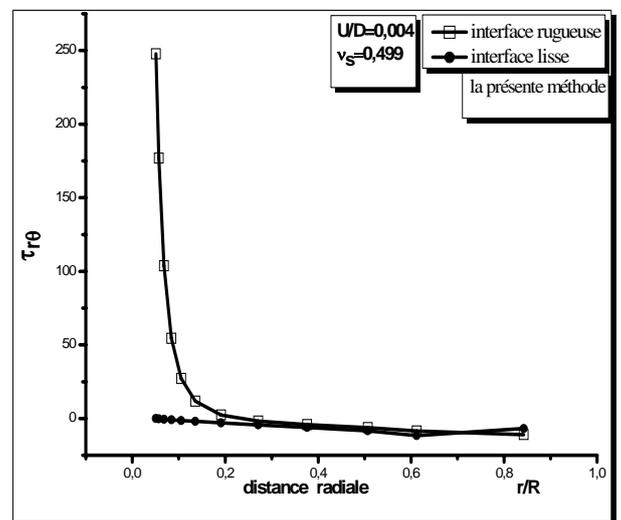


(b)

Figure 5.16 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGUELIN et al (1977) pour un déplacement imposé égal 0.004D et de V_s : (a) $V_s = 0.3$; (b) $V_s = 0.5$

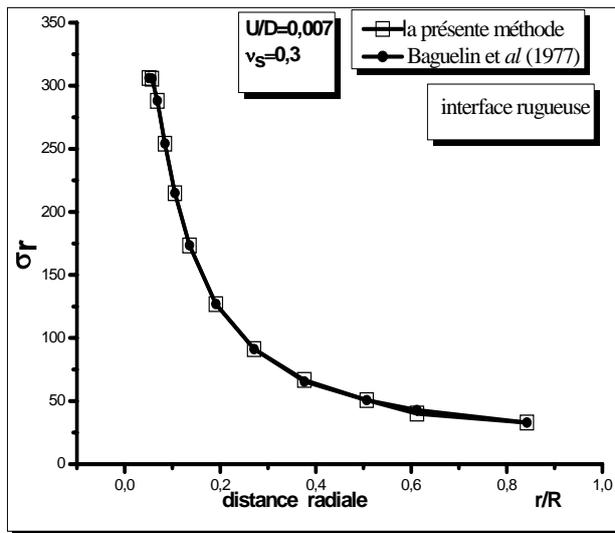


(c)

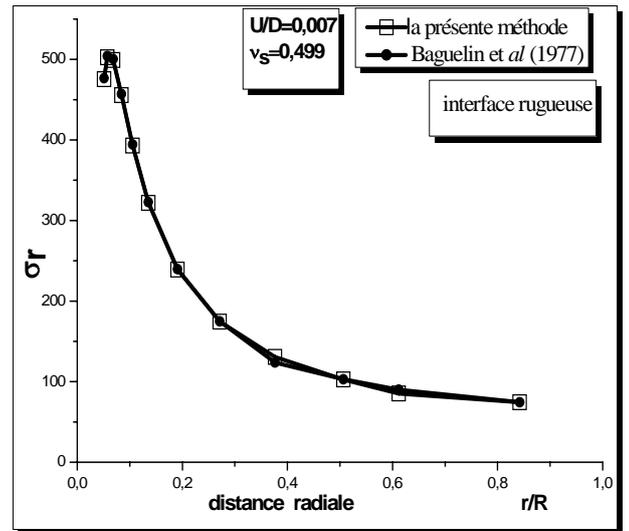


(d)

Figure 5.17: Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta}$ pour un déplacement imposé égal à 0.004D, (c) : $V_s = 0.3$; (d) : $V_s = 0.499$.

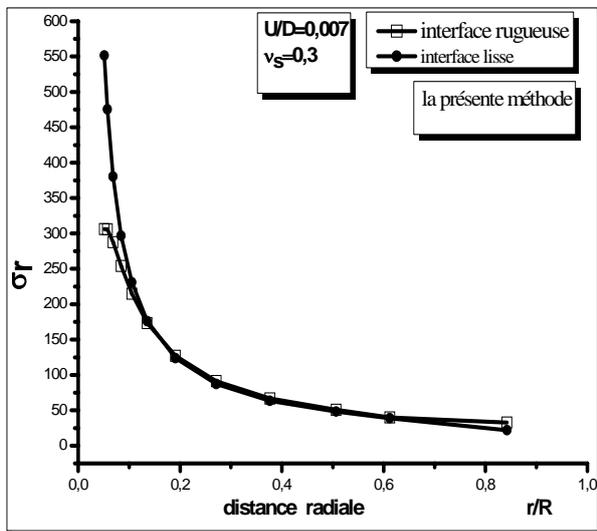


(a)

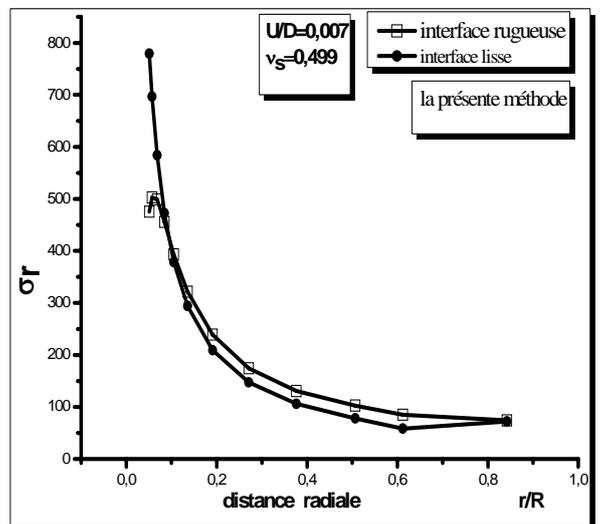


(b)

Figure 5.18 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte radiale σ_r obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGUELIN et al (1977) pour un déplacement imposé égal 0.007D et de V_s : (a) $V_s=0.3$; (b) $V_s=0.5$

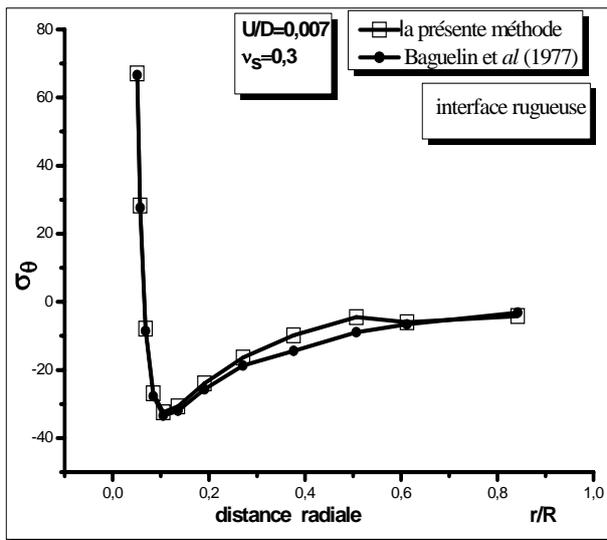


(c)

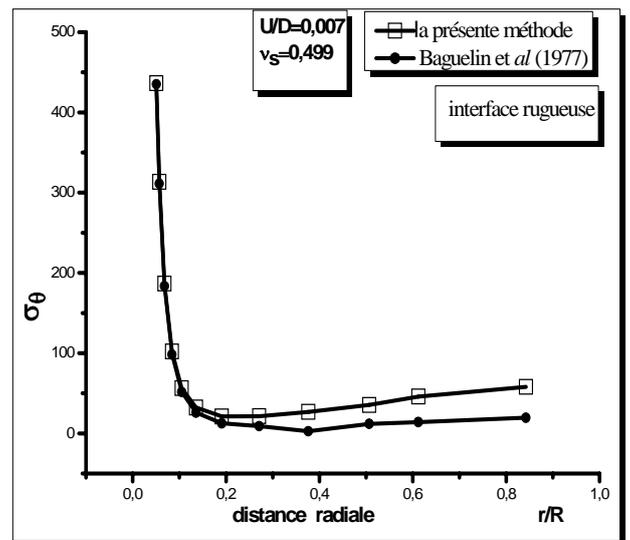


(d)

Figure 5.19: Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte radiale σ_r pour un déplacement imposé égal à 0.007D, (c) : $V_s=0.3$; (d) : $V_s=0.499$.

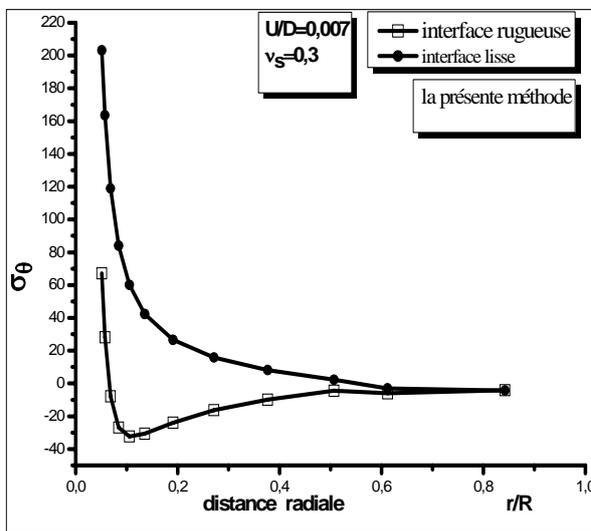


(a)

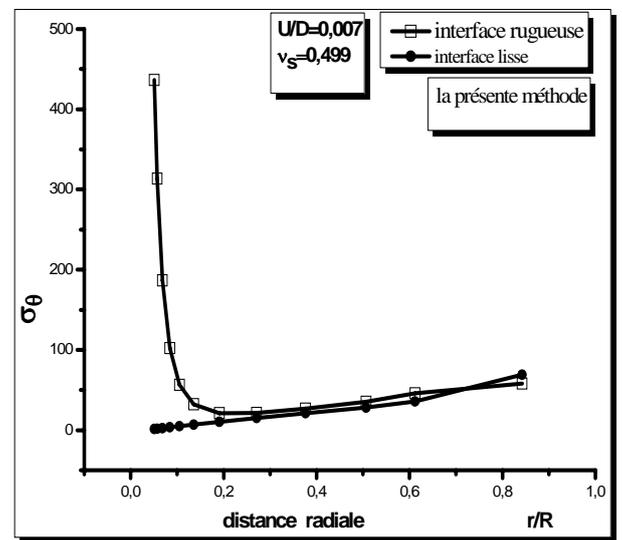


(b)

Figure 5.20 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte orthoradiale σ_θ obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGLEIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égal 0.007D et de V_s : (a) $V_s = 0.3$; (b) $V_s = 0.5$

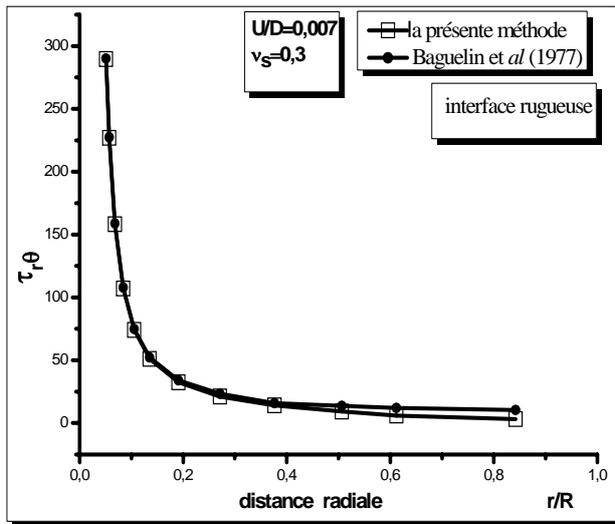


(c)

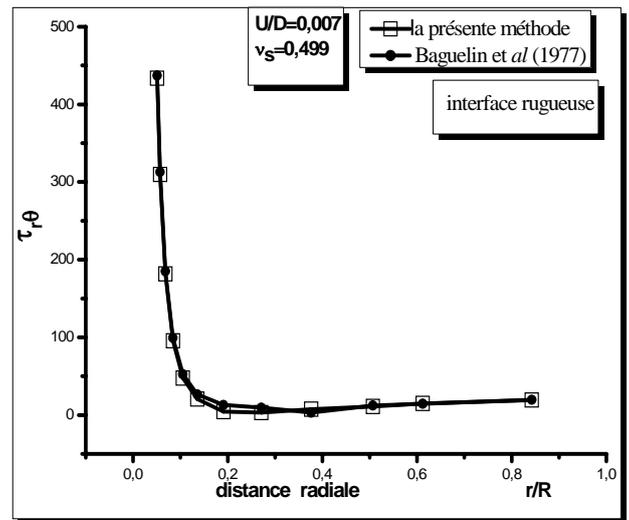


(d)

Figure 5.21: Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte orthoradiale σ_θ pour un déplacement imposé égal à 0.007D, (c) : $V_s = 0.3$; (d) : $V_s = 0.499$.

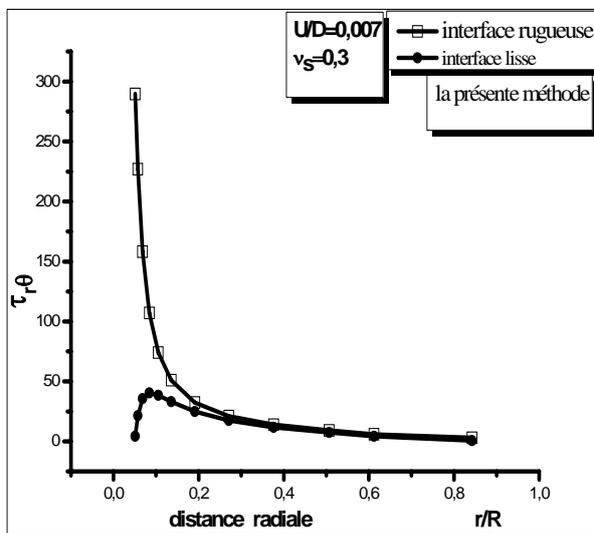


(a)

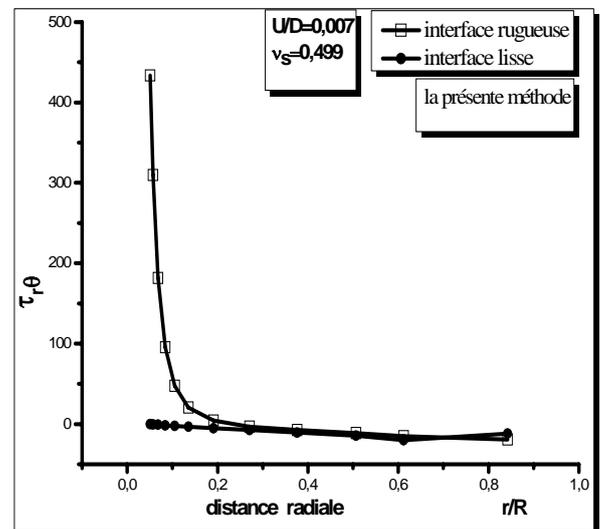


(b)

Figure 5.22 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte de cisaillement obtenues par la présente méthode et les résultats de BAGUELIN et *al* (1977) pour un déplacement imposé égal $0.007D$ et de V_s :(a) $V_s = 0.3$;(b) $V_s = 0.5$

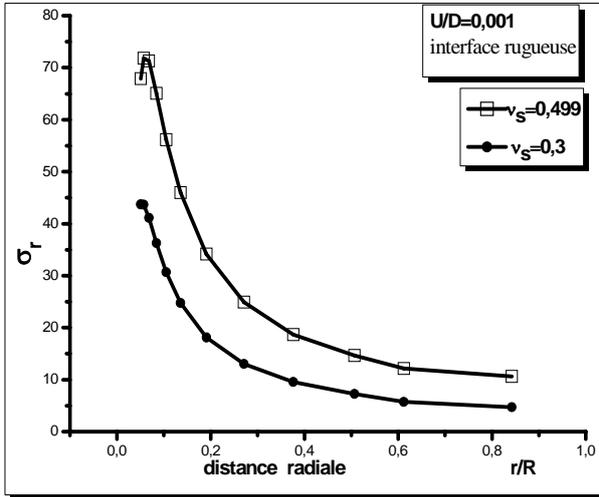


(c)

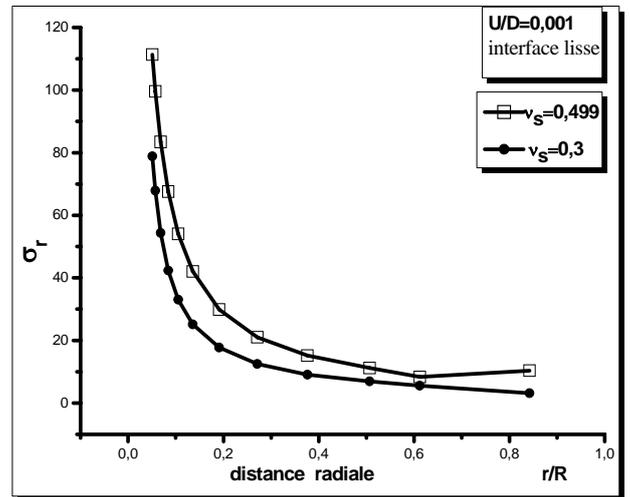


(d)

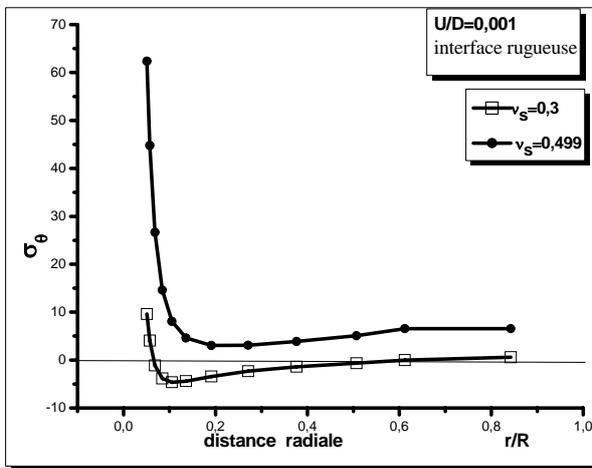
Figure 5.23: Effet des caractéristiques d'interface sur la répartition de la contrainte de cisaillement $\tau_{r,\theta}$ pour un déplacement imposé égal à $0.007D$, (c) : $V_s = 0.3$;(d) : $V_s = 0.499$.



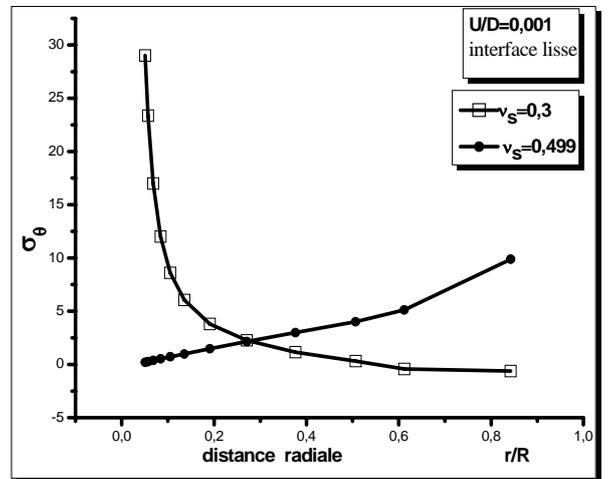
(a)



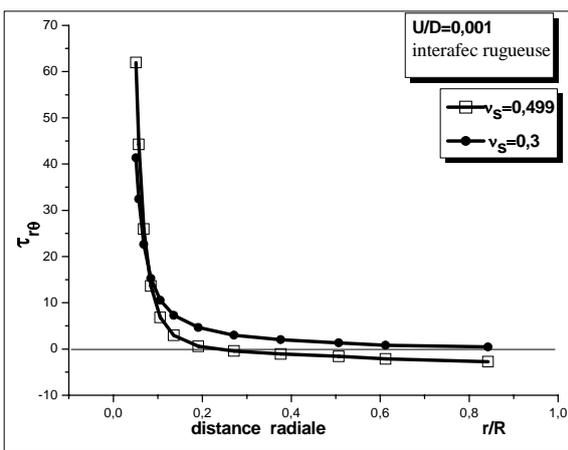
(b)



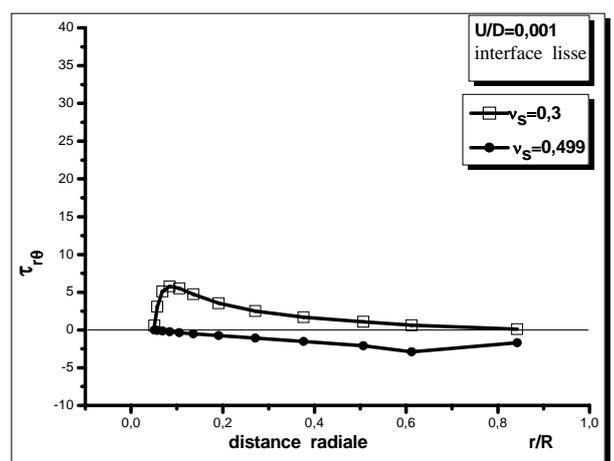
(c)



(d)



(e)



(f)

Figure 5.24 :Effet du coefficient de Poisson sur la répartition des contraintes pour un déplacement imposé égal à $0,001D$, (a),(c),(e) :interface rugueuse ; (b),(d),(f) : interface lisse.

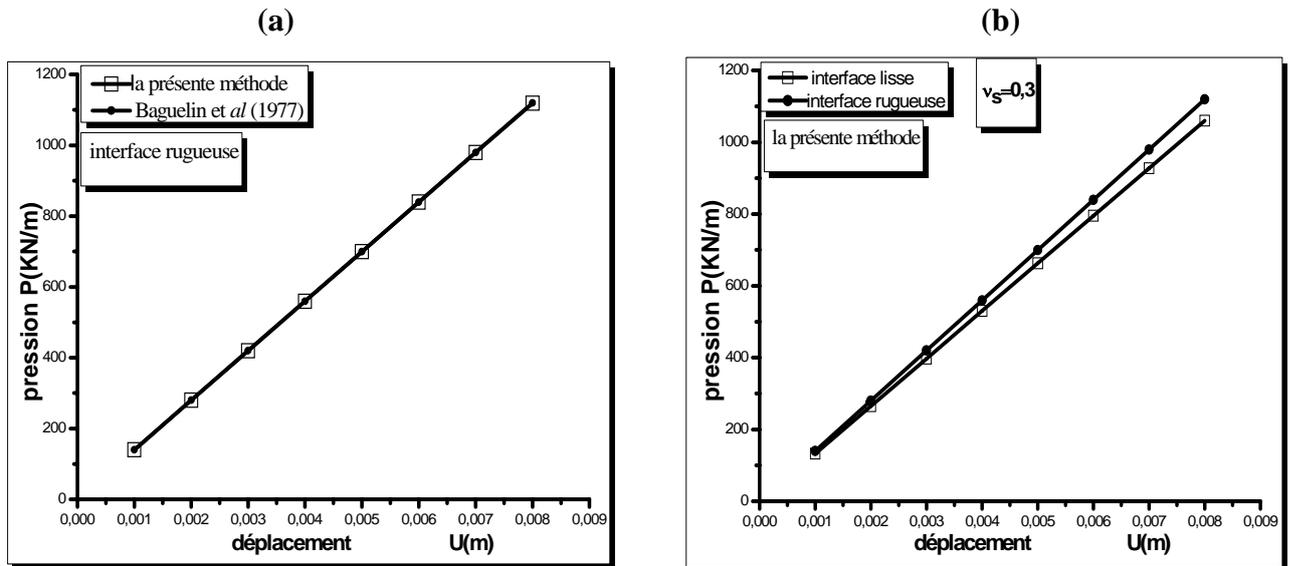


Figure 5.25 : Variation de la pression en fonction du déplacement imposé.

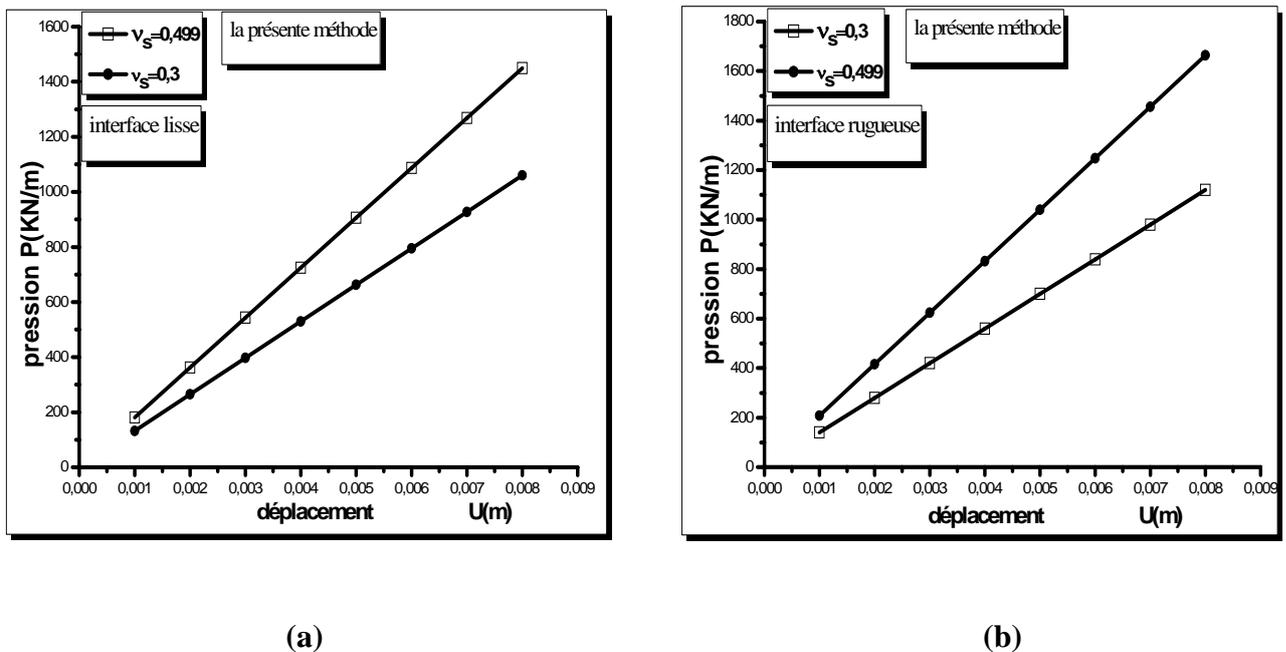


Figure 5.26 : Effet du coefficient de Poisson sur la répartition de la pression pour les deux cas d'interface (a) : interface lisse. (b): interface rugueuse.

5.5 : Conclusion

Nous avons examiné dans ce problème, l'effet des éléments d'interface sur les paramètres qui régissent le comportement global du disque, à savoir : La pression développée à l'interface, la variation des contraintes le long d'un plan radial et l'effet du coefficient de Poisson sur le comportement du disque pour les deux cas extrêmes de l'interface.

Nous considérons finalement que la présente méthode reproduit exactement le comportement linéaire des interfaces et capable de donner des prévisions avec l'exactitude suffisante pour un disque déplacé horizontalement.

Les résultats de l'étude montrent que la nature de l'interface a un effet considérable sur le comportement du disque à savoir : la répartition des contraintes et les réactions du sol.

CHAPITRE 6
INFLUENCE DES ELEMENTS D'INTERFACE SUR
LE COMPORTEMENT LATERAL
D'UN PIEU ISOLE SOUS CHARGEMENT COMBINE

6-1.Introduction :

Les pieux sont des éléments structuraux caractérisés par la manière dont le sol est sollicité pour résister aux charges appliquées. Le problème d'un pieu sous un chargement a une importance considérable dans la technologie géotechnique.

Jusqu'à présent, les méthodes de calcul des pieux sous un chargement non axisymétrique n'arrivent pas à étudier ce problème avec une interface lisse. C'est ce qui a pu être fait par cette étude qui est basée sur la formulation d'une matrice de rigidité de l'interface. Ce chapitre présente la mise en application de la nouvelle formulation développée au chapitre trois .Du fait que le problème de pieu circulaire chargé horizontalement est un problème à symétrie de révolution, donc cette approche semi analytique est parfaitement adaptable à ce genre de problèmes.

6.2. Analyse d'un pieu circulaire sous chargement horizontal (H) et un moment (M) :

Le modèle à étudier est un pieu cylindrique de section circulaire, isolé et chargé horizontalement, la modélisation peut être réalisée en symétrie de révolution dans un plan méridien, la discrétisation du sol et du béton est effectuée à l'aide d'éléments quadrangulaires à huit nœuds.

Les interfaces sol-structures (base et fut de pieu) sont discrétisées par des éléments de contact à six nœuds. Les dimensions du maillage sont données en termes de longueur de

fiche et de diamètre du pieu, l'étendue latérale du maillage est contrôlée par le diamètre du pieu, le maillage s'étend à $20 d$ (ou d est le diamètre du pieu). La limite verticale du maillage est contrôlée par la longueur de fiche. Cette frontière est placée à L_p sous la pointe du pieu, dans le but de se concentrer uniquement sur les éléments d'interface.

Trois types de pieux ont été étudiés : pieux très flexibles, pieux de moyenne flexibilité et pieux très rigides.

Quatre facteurs d'élanement $L_p/d=10, 15,25, 50$ ont été considérés dans cette étude avec deux valeurs de coefficient de Poisson $\nu_s =0.25$ et 0.5 (0.49 pour les analyses par élément finis). La limite inférieure du modèle traduit un blocage, elle est supposée donc encastré ($u = v = w =0$).

Pour le type du sol on a étudié les deux cas du sol en même temps c-à-d un sol homogène où le module d'Young est constant en profondeur, et le cas du sol non-homogène, ce dernier est communément appelé sol de Gibson dont le **module d'élasticité** varie linéairement avec la profondeur et nul en surface.

Dans cette étude, le sol est considéré comme étant un milieu isotrope, élastique et linéaire, deux cas d'interface seront étudiés :

- l'interface entre le sol et le pieu est rigide dans ce cas le système sol-pieu est supposé comme étant en parfaite adhérence.
- interface lisse, en d'autres termes le glissement et le décollement sol-pieu ne sera pas pris en compte.

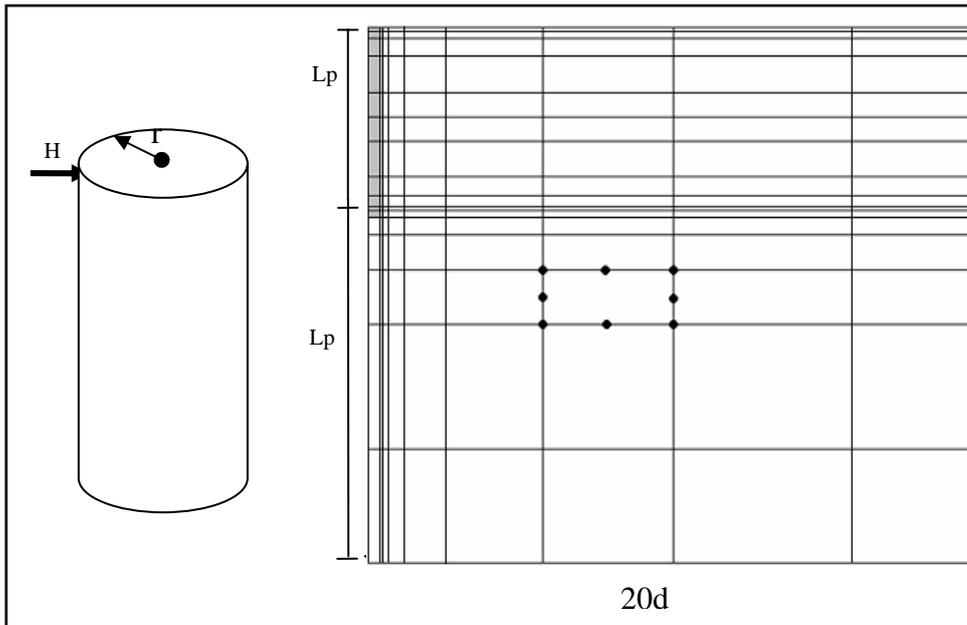


Figure 6.1 : Modélisation du système sol-pieu

6.3. Evaluation des coefficients de rigidité (K_H, K_M, K_{MH}) :

Nous avons considéré dans cette comparaison les deux cas extrêmes, Dans ce problème les coefficients de rigidité sont exprimés sous la forme suivante :

$$\begin{Bmatrix} \frac{H}{G_{sL} r^2} \\ \frac{M}{G_{sL} r^3} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_H & K_{MH} \\ K_{MH} & K_M \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{u_H}{r} \\ \theta_M \end{Bmatrix} \quad (6.1)$$

$$\begin{Bmatrix} \frac{u_H}{r} \\ \theta_M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} I_H & I_{MH} \\ I_{MH} & I_M \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{H}{G_{sL} r^2} \\ \frac{M}{G_{sL} r^3} \end{Bmatrix} \quad (6.2)$$

Les coefficients de rigidité peuvent être exprimés en fonction des facteurs d'influence sous la forme suivante :

$$\text{Avec } K_H = \frac{I_M}{I_H I_M - I_{MH}^2} ; K_M = \frac{I_H}{I_H I_M - I_{MH}^2} ; K_{MH} = \frac{I_{MH}}{I_H I_M - I_{MH}^2} \quad (6.3)$$

r : rayon du pieu

I_H, I_M, I_{MH} : Les facteurs d'influences donnés par l'équation (6.2) (en fonction de u_H, θ_M)

K_H, K_M, K_{MH} : Sont des coefficients de rigidité élastiques sans dimensions

G_{sL} : Module de cisaillement du sol a une profondeur égale l'ancrage du pieu.

K_H, K_M : Coefficient de rigidité horizontal et rotationnel

K_{MH} : Le couplage existe entre le déplacement horizontal et rotationnel.

Les coefficients de rigidité sont exprimés sous forme de grandeurs adimensionnelles et leurs variations examinées en fonction d'une paramètre α . Dans cette étude la rigidité tangentielle est prise égale à la rigidité normale ($K_n = K_s = 10^{10}$) pour représenter une interface rugueuse.

Dans le cas ou l'interface est lisse ($K_n = 10^{10}$; $K_s = 0$).

A partir de l'équation (6.2) on a :

$$\begin{cases} \frac{u_H}{r} = \frac{I_H H}{G_{sL} r^2} + \frac{I_{MH} M}{G_{sL} r^3} \\ \theta_M = \frac{I_{MH} H}{G_{sL} r^2} + \frac{I_M M}{G_{sL} r^3} \end{cases} \quad (6.4)$$

- Pour une valeur de H fixé ($H=100\text{KN}$) et une valeur de $M=0$, l'équation (6.4) donne :

$$I_H = 10. r. u_H \quad (6.5)$$

Avec L_p : longueur du pieu.

- Pour une valeur de M fixé ($M=100\text{KN.m}$) et une valeur de $H=0$, l'équation (6.4) donne :

$$I_M = 10. r^3. \theta_M \quad (6.6)$$

Donc les coefficients d'influence peuvent être calculés à partir de la connaissance des déplacements et des rotations du pieu. Pour déterminer les déplacements et les rotations du pieu on a introduit la formule analytique qui à été déterminée dans le chapitre trois dans un programme en Fortran.

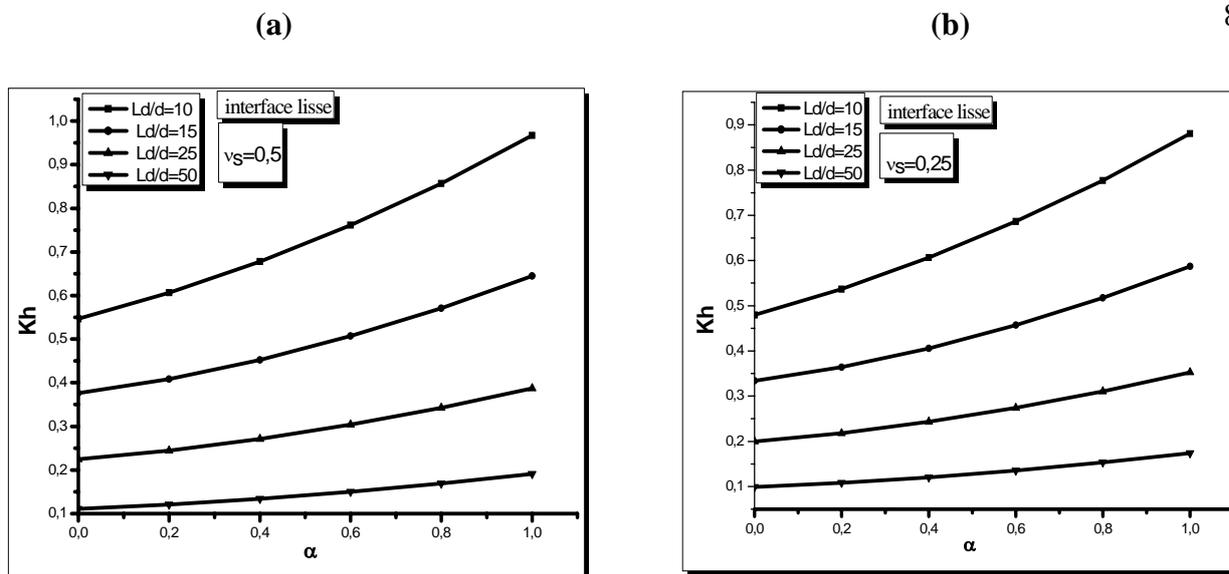
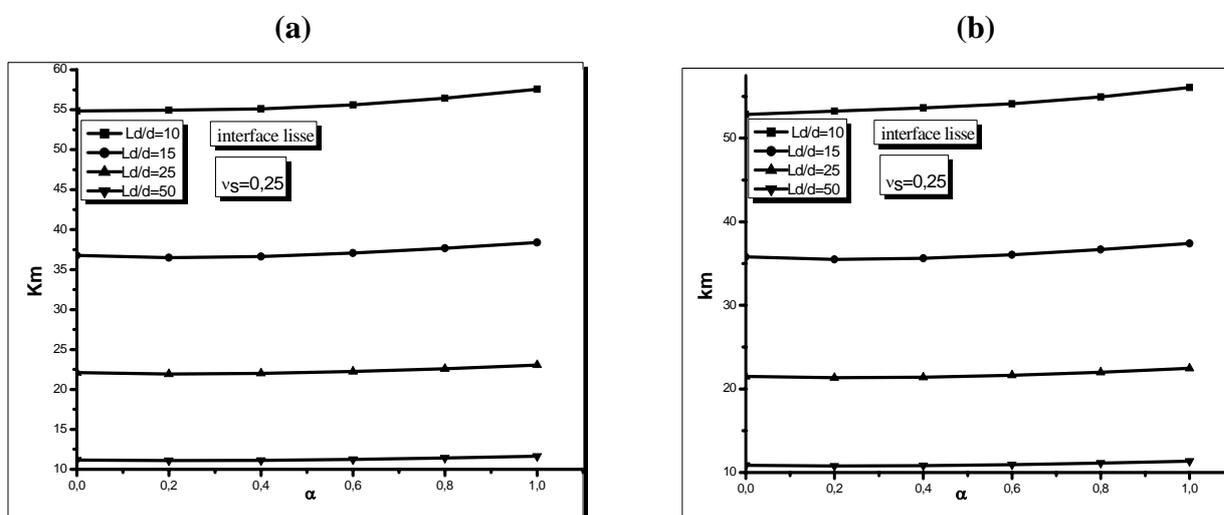
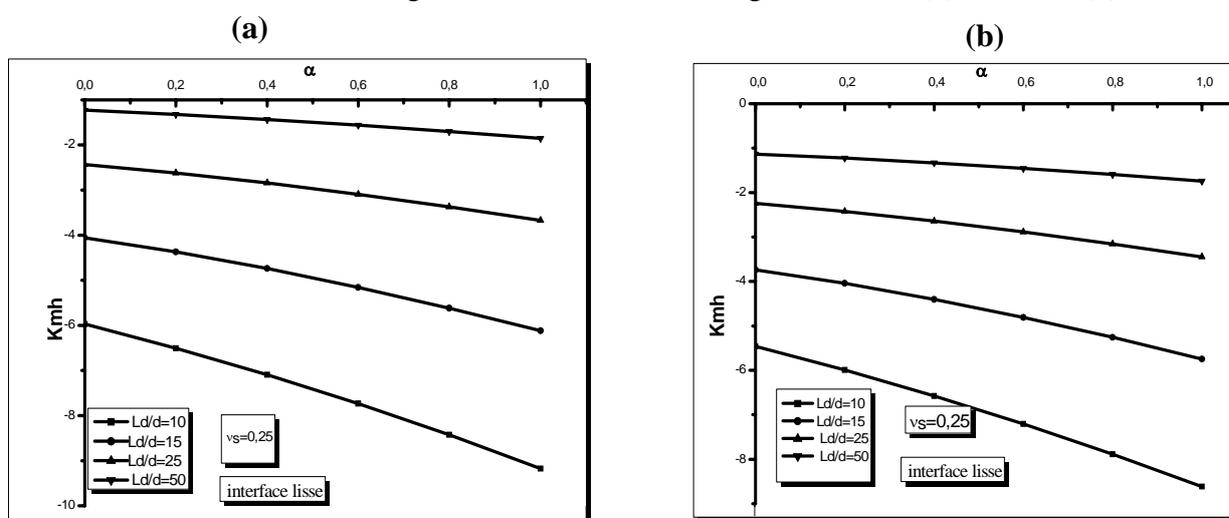
6.4. Résultats :

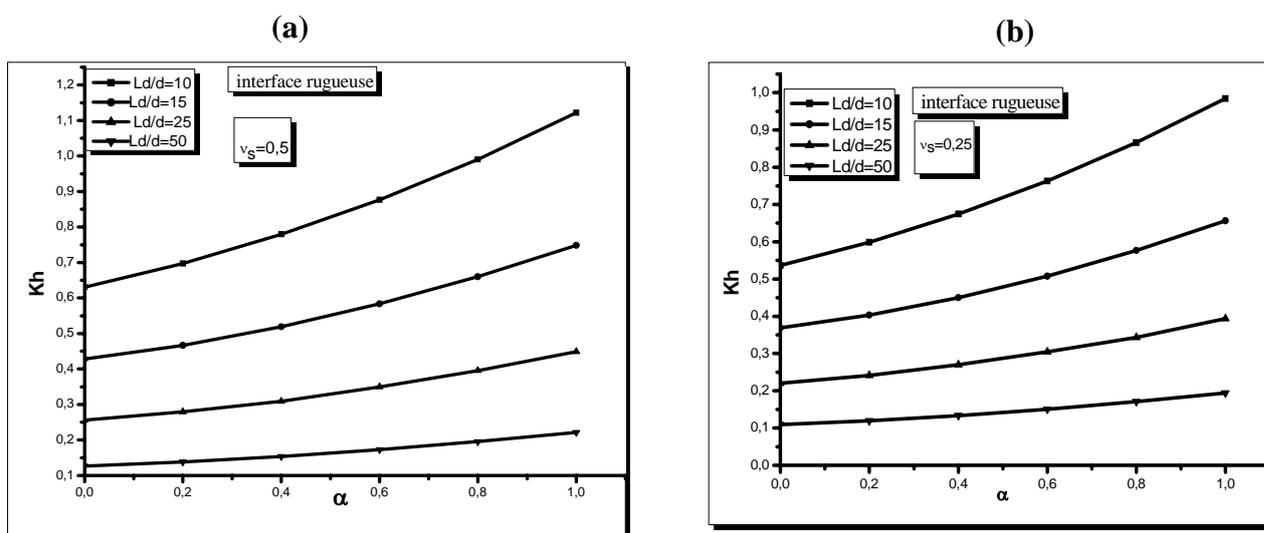
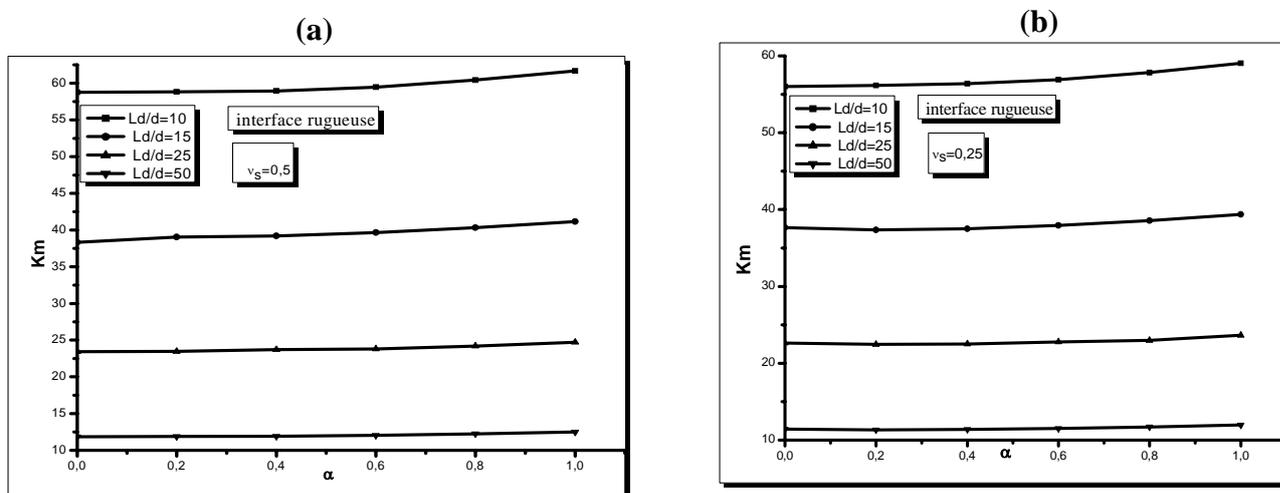
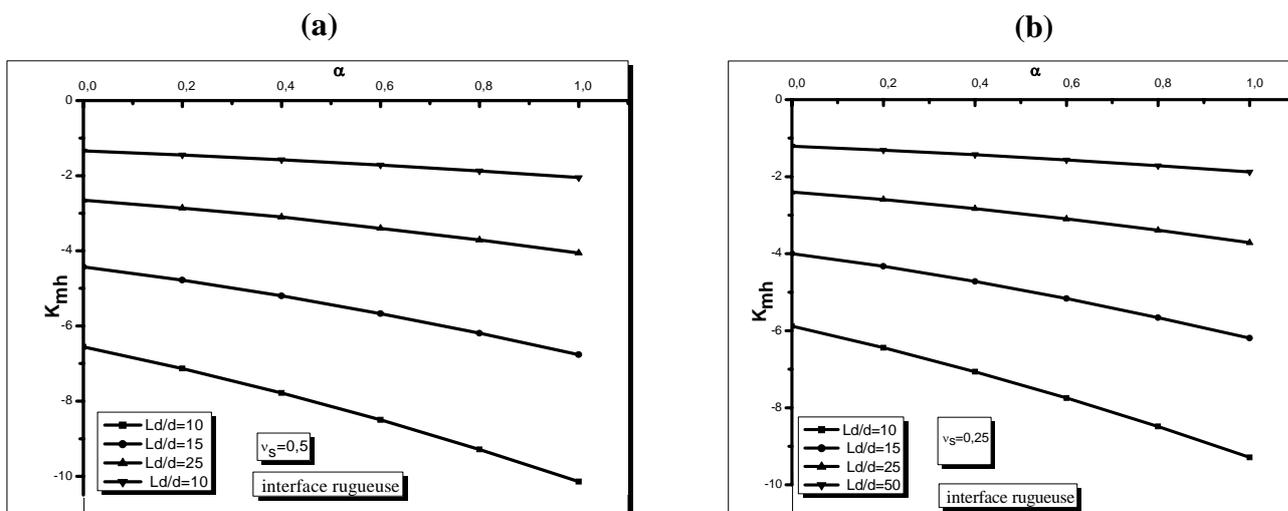
Les figures (6.2),(6.3)et(6.4) montrent la variation des coefficients de rigidité (K_H, K_M, K_{MH}) en fonction du paramètre de non homogénéité du sol α . On remarque que, la variation des coefficients de rigidités dépend fortement de α pour un rapport d'élanement petit, cet effet est rapidement amorti quand le rapport d'élanement augmente, les mêmes figures montrent que les valeurs de coefficient de rigidité diminuent avec l'augmentation de rapport d'élanement L_p/d , ce qui permet de dire que la rigidité augmente avec un élanement de pieu plus faible.

La figure (6.2) illustre la variation de coefficient de rigidité K_H en fonction de paramètre de non-homogénéité du sol α pour deux valeurs différentes de coefficient de poisson, $\nu_s = 0.25$ pour les sols compressibles et $\nu_s = 0.5$ pour les sols incompressibles. On constate que pour un facteur d'élanement donné, plus le coefficient de Poisson est grand, plus le coefficient de rigidité augmente. À ce fait, on peut dire que le coefficient de Poisson a un effet considérable sur la variation de coefficient de rigidité.

La figure (6.5) montre la variation de coefficient de rigidité K_H en fonction de α pour une interface lisse. Si on fait une comparaison entre cette figure et la figure (6.2), on remarque que les valeurs de K_H obtenues pour une interface rugueuse sont plus grandes par rapport à celles qui ont été obtenues pour une interface lisse, on constate que la rigidité du pieu est fortement affectée par la nature de l'interface.

Afin de vérifier les résultats obtenus pour la variation des facteurs de rigidité en fonction du paramètre du sol α dans le cas d'interface rugueuse, on effectue une comparaison avec les méthodes qui existent dans la littérature. On se limite dans notre cas à une méthode qui est celle de (AMAR, BOUZID *et al.* 2005) [2] basé sur la méthode des tranches verticales (figure 6.8 et figure 6.2.a), les résultats montrent qu'il n'existe pas de différence significative entre les deux solutions.

Figure 6.5 : Coefficient de rigidité horizontale K_H : (a) $\nu_s = 0.25$;(b) $\nu_s = 0.5$ Figure 6.6 : Coefficient de rigidité K_M : (a) $\nu_s = 0.25$;(b) $\nu_s = 0.5$ Figure 6.7: Coefficient de rigidité K_{MH} : (a) $\nu_s = 0.25$;(b) $\nu_s = 0.5$

Figure 6.2 : Coefficient de rigidité horizontale K_H : (a) $\nu_s = 0.25$;(b) $\nu_s = 0.5$ Figure 6.3 : Coefficient de rigidité K_M : (a) $\nu_s = 0.25$;(b) $\nu_s = 0.5$ Figure 6.4 : Coefficient de rigidité K_{MH} : (a) $\nu_s = 0.25$;(b) $\nu_s = 0.5$

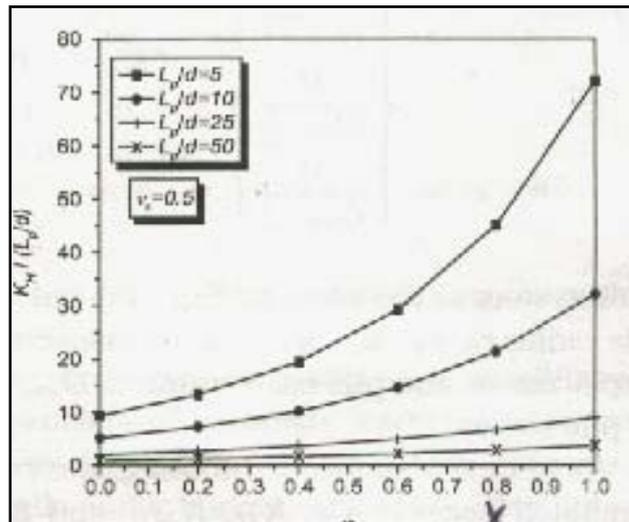


Figure 6.8 : le coefficient de rigidité horizontale K_H pour un $\nu_s = 0.5$ calculé par la méthode des tranches verticales de (AMAR BOUZID et *al.*2005)

6.5. Conclusion :

Jusqu'à présent, les méthodes de calcul des pieux sous un chargement horizontal n'arrivent pas à étudier ce problème avec une interface lisse. C'est ce qui a pu être fait par cette étude qui est basée sur la formulation exacte d'une matrice de rigidité de l'interface.

Les éléments d'interface ont été introduits par l'application de l'approche semi analytique qui a été décrite dans le chapitre trois. L'analyse se fait pour les deux cas extrême de l'interface (rugueuse et lisse) à travers un programme en Fortran. Dans cette étude l'élément d'interface est caractérisé par sa rigidité normale k_n et la rigidité tangentielle k_s .

Nous avons examiné dans ce problème, l'effet des éléments d'interface sur les paramètres qui régissent le comportement global du pieu, à savoir les coefficients de rigidité et les facteurs d'élançements. Les résultats de l'étude montrent que la nature de l'interface a un effet considérable sur le comportement du pieu.

CHAPITRE 7

FORMULATION ANALYTIQUE D'UN ELEMENT D'INTERFACE A DIX NŒUDS POUR LES ELEMENTS DE MASSIF D'ORDRE ELEVE

7.1. Introduction :

Dans les problèmes géotechniques dont le sol est régi par la plasticité, l'utilisation des éléments d'ordre réduit pour la prévision de la charge de rupture crée des problèmes numériques. Comme par exemple surestimer la charge de rupture ou bien dans certains cas la charge de rupture n'est pas atteinte. (NAGTEGAAL et al(1974)[40], TOH et SLOAN)(1980)[48]. SLOAN a conclu qu'un élément approprié pour prévoir la charge de rupture était le triangle de déformation cubique, cependant, dans quelques situations il serait efficace d'employer les éléments quadrilatéraux plutôt que les triangles. D'après SLOAN les éléments triangulaires à 15 nœuds, ou les éléments quadrangulaire à 17 nœuds modélisent correctement les charges de rupture. Ces éléments contiennent 5 nœuds pour chaque coté donc l'élément d'interface dans ce cas devient un élément à dix nœuds. Pour cette raison on a élaboré une formulation exacte d'une matrice de rigidité d'un élément d'interface à dix nœuds. Cette formulation on été introduite dans un programme en Fortran.

7.2. Définition de la matrice de rigidité :

D'après la formulation standard de la méthode des éléments finis, la matrice de rigidité K_i de l'élément d'interface dans le système local des coordonnées est donnée par l'équation :

$$K = \int_A B^T DB dA \quad (7.1)$$

Où

B : La matrice de déformation –déplacement

D : Matrice constitutive

A : L'aire de l'élément d'interface

La géométrie de l'élément de l'interface se compose de cinq paires de nœuds, les nœuds des coins est compté de 1-10,5-6 et les autres nœuds portant les numéros 3-8,4-7,2-9.comme elle est montré dans la figure 7.2.

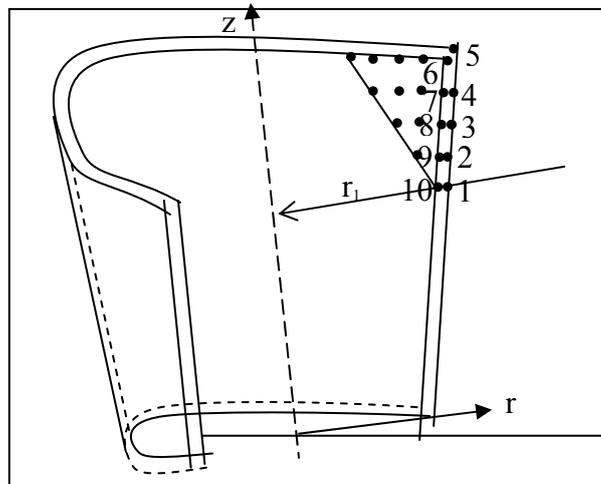


Figure 7.1 : Elément d'interface à dix nœuds (épaisseur égale à zéro).

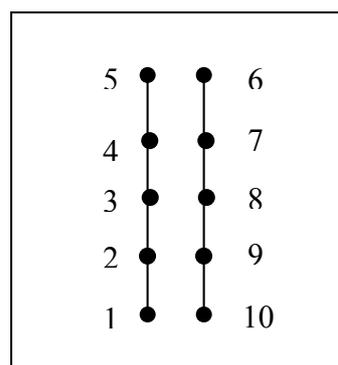


Figure 7.2 : détail de l'élément d'interface à dix noeuds

7.3. Obtention directe des fonctions d'interpolation :

Les fonctions d'interpolation appelée polynômes de Lagrange, dans le cas unidimensionnel sont définies par l'expression :

$$N_1 = \frac{(x-x_2)(x-x_3)\dots\dots(x-x_n)}{(x_1-x_2)(x_1-x_3)\dots\dots(x_1-x_n)}$$

$$N_n = \frac{(x-x_2)(x-x_3)\dots\dots(x-x_1)}{(x_n-x_1)(x_n-x_2)(x_n-x_3)\dots\dots(x_n-x_{n-1})} \quad (7.2)$$

Les fonctions d'interpolation le long de la surface de l'élément étant définies dans le repère (s, l) de l'élément de référence.

$$N_1 = \frac{8s}{3l} \left(\frac{4s^2}{l^2} - \frac{1}{4} \right) \left(\frac{s}{l} - \frac{1}{2} \right)$$

$$N_2 = \frac{8s}{3l} \left(-\frac{4s^2}{l^2} + 1 \right) \left(\frac{4s}{l} - 1 \right) \quad (7.3)$$

$$N_3 = 4 \left(\frac{4s^2}{l^2} - 1 \right) \left(\frac{4s^2}{l^2} - \frac{1}{4} \right)$$

$$N_4 = \frac{8s}{3l} \left(-\frac{4s^2}{l^2} + 1 \right) \left(\frac{4s}{l} + 1 \right)$$

$$N_5 = \frac{8s}{3l} \left(\frac{4s^2}{l^2} - \frac{1}{4} \right) \left(\frac{s}{l} + \frac{1}{2} \right)$$

Où

s : coordonné locale qui varie entre $-l/2$ a $+l/2$ sur la longueur de l'élément de l'interface

En utilisant les fonctions d'interpolation N_1, N_2, N_3, N_4, N_5 et les nœuds 1,2,3,4,5 utilisés comme référence, les déplacements relatifs à travers une interface

$$U_{rel} = B.U'^e \quad (7.4)$$

Où

$U_{rel} = [U_{rel}, V_{rel}, W_{rel}]^T$ le vecteur des déplacements relatifs des coordonnées locales s, n et θ et $U'^e = [U'_1, V'_1, W'_1, \dots, U'_{10}, V'_{10}, W'_{10}]^T$ est le vecteur des déplacements nodaux dans le système de coordonnées locales.

Le champ de déplacement dans le système local de coordonnées cylindriques peut être écrit en fonctions du champ des déplacements dans le système global.

$$\begin{aligned} U' &= u \cos \alpha + v \sin \alpha \\ V' &= -u \sin \alpha + v \cos \alpha \end{aligned} \quad (7.5)$$

$$W' = W$$

$$U_{rel} = N.T^* . U^e \quad (7.6)$$

$$U_{rel} = B.U^e \quad (7.7)$$

Où

$$U^e = [U_1, V_1, W_1, \dots, U_{10}, V_{10}, W_{10}]$$

$\bar{U}_i, \bar{V}_i, \bar{W}_i$ Sont respectivement les amplitudes des déplacement nodaux radial, axial, et circonférentiel dans les coordonnées globale,

La matrice B dans l'équation est donnée par :

$$B = \bar{B}.T \quad (7.8)$$

Avec

$$\bar{B} = [\hat{B}_1 \hat{B}_2 \hat{B}_3 \hat{B}_4 \hat{B}_5 \hat{B}_5 \hat{B}_4 \hat{B}_3 \hat{B}_2 \hat{B}_1]$$

7.4. Dérivation exacte pour la matrice de rigidité de l'interface :

Avec le remplacement de la matrice B , D dans l'équation (7.1) l'expression de la matrice de rigidité dans le système global de coordonnées est donnée par :

$$K_i = \int_{-l/2}^{l/2} \int_0^{2\pi} T^{*T} B'^T DB'T^* r d\theta \quad ds \quad (7.9.a)$$

$$K_i = T^{*T} \left[\int_{-l/2}^{l/2} \int_0^{2\pi} B'^T DB' r d\theta \quad ds \right] T^* \quad (7.9.b)$$

Où

$$K_i = T^{*T} K'_i T^* \quad (7.9.c)$$

$$K'_i = \int_{-l/2}^{l/2} \int_0^{2\pi} B'^T DB' r d\theta \quad ds \quad (7.10)$$

L'équation (7.10) est en effet, la matrice de rigidité de l'élément de l'interface dans le système local de coordonnées, c'est assez utile à exprimer la matrice de rigidité dans le système local, et puis en employant l'équation (7.9.c).

Son expression dans le système global de coordonnées pourra facilement être obtenue, l'intégration suivant la direction θ donnée une valeur égale π , ceci nous permet d'écrire l'équation (7.10) comme suit :

$$K'_i = \pi \int_{-l/2}^{l/2} B'^T DB' r d\theta \quad ds \quad (7.11)$$

r Varie selon une forme quartique le long de l'élément de l'interface. r qui une référence globale peut être reliée à la coordonnée locale s , en utilisant des fonctions d'interpolation :

$$r = N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5 \quad (7.12)$$

Le r_1 est la coordonnée globale des nœuds 1 et 10, r_2 de nœuds 2 et 9, r_3 de nœuds 3 et 8, r_4 de nœuds 4 et 7, r_5 de nœuds 5 et 6 .L'intégration selon l'axe s comprend quinze intégrales indépendantes :

$$I_1 = \int_{-l/2}^{l/2} N_1^2 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.13)$$

$$I_2 = \int_{-l/2}^{l/2} N_1 N_2 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.14)$$

$$I_3 = \int_{-l/2}^{l/2} N_1 N_3 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.15)$$

$$I_4 = \int_{-l/2}^{l/2} N_1 N_4 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.16)$$

$$I_5 = \int_{-l/2}^{l/2} N_1 N_5 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.17)$$

$$I_6 = \int_{-l/2}^{l/2} N_2^2 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3) ds / 2 \quad (7.18)$$

$$I_7 = \int_{-l/2}^{l/2} N_2 N_3 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.19)$$

$$I_8 = \int_{-l/2}^{l/2} N_2 N_4 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.20)$$

$$I_9 = \int_{-l/2}^{l/2} N_2 N_5 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.21)$$

$$I_{10} = \int_{-l/2}^{l/2} N_3^2 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3) ds / 2 \quad (7.22)$$

$$I_{11} = \int_{-l/2}^{l/2} N_3 N_4 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.23)$$

$$I_{12} = \int_{-l/2}^{l/2} N_3 N_5 (N_1 r_1 + N_2 r_2 + N_3 r_3 + N_4 r_4 + N_5 r_5) ds / 2 \quad (7.24)$$

$$I_{13} = \int_{-l/2}^{l/2} N_4^2 (N_{1n} + N_{2r} N_{3r}) ds l / 2 \quad (7.25)$$

$$I_{14} = \int_{-l/2}^{l/2} N_4 N_5 (N_{1n} + N_{2r} N_{3r} + N_{4r} + N_{5r}) ds l / 2 \quad (7.26)$$

$$I_{15} = \int_{-l/2}^{l/2} N_5^2 (N_{1n} + N_{2r} N_{3r}) ds l / 2 \quad (7.27)$$

La forme exacte de la matrice de rigidité d'un élément de l'interface dans le système local de coordonnées est :

Où :

$$a = a_1r_1 + a_2r_2 - a_3r_3 + a_4r_4 - a_5r_5 \quad (7.28)$$

$$b = b_1r_1 + b_2r_2 - b_3r_3 + b_4r_4 - b_5r_5 \quad (7.29)$$

$$c = c_1r_1 + c_2r_2 + b_5r_3 + c_2r_4 + c_1r_5 \quad (7.30)$$

$$d = -b_5r_1 + b_4r_2 - b_3r_3 + b_2r_4 + b_1r_5 \quad (7.31)$$

$$e = -a_5r_1 + a_4r_2 - a_3r_3 + a_2r_4 + a_1r_5 \quad (7.32)$$

$$f = a_2r_1 + b_1r_2 - d_1r_3 + d_2r_4 - d_3r_5 \quad (7.33)$$

$$g = -a_3r_1 - d_1r_2 + e_1r_4 - e_2r_4 + e_3r_5 \quad (7.34)$$

$$h = a_4r_1 + d_2r_2 - e_2r_3 - b_5r_4 - d_3r_5 \quad (7.35)$$

$$i = -a_5r_1 - d_3r_2 - e_2r_3 - d_3r_4 - a_5r_5 \quad (7.36)$$

$$j = -d_1r_1 - b_3r_2 + f_1r_3 - f_2r_4 - e_2r_5 \quad (7.37)$$

$$k = d_2r_1 + d_1r_1 - f_2r_3 + d_1r_4 + d_2r_5 \quad (7.38)$$

$$m = -e_2r_1 - f_2r_2 + f_1r_3 - b_3r_4 - d_1r_5 \quad (7.39)$$

$$n = e_3r_1 - e_2r_2 + e_1r_3 - d_1r_4 - a_3r_5 \quad (7.40)$$

$$r = -d_3r_1 + d_2r_2 - d_1r_1 + b_1r_4 + a_2r_5 \quad (7.41)$$

$$I_1 = a_1Lr_1 + a_2Lr_2 - a_3Lr_3 + a_4Lr_4 - a_5Lr_5 \quad (7.42)$$

$$I_5 = -a_5Lr_1 + a_4Lr_2 - a_3Lr_3 + a_2Lr_4 - a_1Lr_5 \quad (7.43)$$

$$I_2 = b_1Lr_1 + b_2Lr_2 - b_3Lr_3 + b_4Lr_4 - b_5Lr_5 \quad (7.44)$$

$$I_4 = -b_5Lr_1 + b_4Lr_2 - b_3Lr_3 + b_2Lr_4 + b_1Lr_5 \quad (7.45)$$

$$I_6 = a_2Lr_1 + b_1Lr_2 - d_1Lr_3 + d_2Lr_4 - d_3Lr_5 \quad (7.46)$$

$$I_{15} = -d_3Lr_5 + d_2Lr_2 - d_1Lr_3 + b_1Lr_4 + a_2Lr_5 \quad (7.47)$$

$$I_7 = -a_3Lr_1 + d_1Lr_2 + e_1Lr_3 - e_2Lr_4 + e_3Lr_5 \quad (7.48)$$

$$I_{14} = e_3Lr_1 - e_2Lr_2 + e_1Lr_3 + d_1Lr_4 - a_3Lr_5 \quad (7.49)$$

$$I_8 = a_4 Lr_1 + d_2 Lr_2 - e_2 Lr_3 - b_5 Lr_4 - d_3 Lr_5 \quad (7.50)$$

$$I_{12} = -d_3 Lr_1 - b_5 Lr_2 - e_2 Lr_3 + d_2 Lr_4 + a_4 Lr_5 \quad (7.51)$$

$$I_{10} = -d_1 Lr_1 - b_3 Lr_2 + f_1 Lr_3 - f_2 Lr_4 - e_2 Lr_5 \quad (7.52)$$

$$I_{13} = -e_2 Lr_1 - f_2 Lr_2 + f_1 Lr_3 - b_3 Lr_4 - d_1 Lr_5 \quad (7.53)$$

$$I_3 = c_1 Lr_1 + c_2 Lr_2 + b_5 Lr_3 + c_2 Lr_4 + c_1 Lr_5 \quad (7.54)$$

$$I_9 = -a_5 Lr_1 - d_3 Lr_2 + e_3 Lr_3 + d_3 Lr_4 - a_5 Lr_5 \quad (7.55)$$

Avec :

$$a_1 = 0.03587$$

$$a_2 = 0.02568$$

$$a_3 = 0.015853$$

$$a_4 = 0.006956$$

$$a_5 = 0.011538$$

$$b_1 = 0.04657$$

$$b_2 = 0.29805$$

$$b_3 = 0.06125$$

$$b_4 = 0.03536$$

$$b_5 = 0.00268$$

$$c_1 = 0.012047$$

$$c_2 = 0.067254$$

$$d_1 = 0.02727$$

$$d_2 = 0.00963$$

$$d_3 = 0.00241$$

$$e_1 = 0.01205$$

$$e_2 = 0.00162$$

$$e_3 = 0.00201$$

$$f_1 = 0.06725$$

$$f_2 = 0.04483$$

7.5. Performances de la formulation :

Afin d'évaluer les performances de prédiction de la présente formulation, un problème d'un disque déplacé horizontalement a été sélectionné. Un programme en Fortran a été écrit et dans lequel la présente formulation de la matrice de rigidité de l'élément d'interface a été incorporée. Le même modèle cité dans le chapitre cinq a été utilisé pour étudier ce problème.

7.6. Description du modèle :

Le modèle considéré est donc un disque d'épaisseur unité représentant le sol de rayon extérieur R , au centre duquel est fixée une section rigide circulaire de rayon r_0 .

La discrétisation du sol et le disque est effectuée à l'aide d'éléments quartique à dix sept nœuds. Les interfaces sol-disque sont discrétisées par des éléments de contact à dix nœuds. Pour simuler donc les conditions d'un problème de déformation plane, on bloque tout déplacement vertical ($V=0$).

La nature de l'interface est prise en considération dans cette étude.

- Pour une interface rugueuse la valeur de $K_n = K_s = 10^{10}$.

7.7. Résultats :

Le tableau suivant résume les déplacements des nœuds d'un élément d'interface à dix nœuds et à six nœuds d'un disque déplacé horizontalement dans le cas rugueux.

Type de l'interface	Élément de maillage	N° du nœud	Déplacement u (m)	N° du nœud	Déplacement u (m)
Interface à six nœuds	Élément Quadratique à huit nœuds	1	1.000000000261800E-003	4	1.232230152903422E-003
		2	1.000000000291604E-003	5	1.164555480097815E-003
		3	1.000000000248340E-003	6	9.690321913891948E-004
Interface à dix nœuds	Élément Quartique à dix sept nœuds	1	1.000000000548005E-003	6	1.17276054613E-003
		2	1.000000001082410E-003	7	9.958745786550623E-004
		3	1.000000000804579E-003	8	9.893323652443262E-004
		4	1.000000000243567E-003	9	9.846397454226858E-004
		5	9.99999999888026E-004	10	9.78202314148117E-004

Tableau 7.1 : Comparaison entre les déplacements d'une interface à dix nœuds et à six nœuds

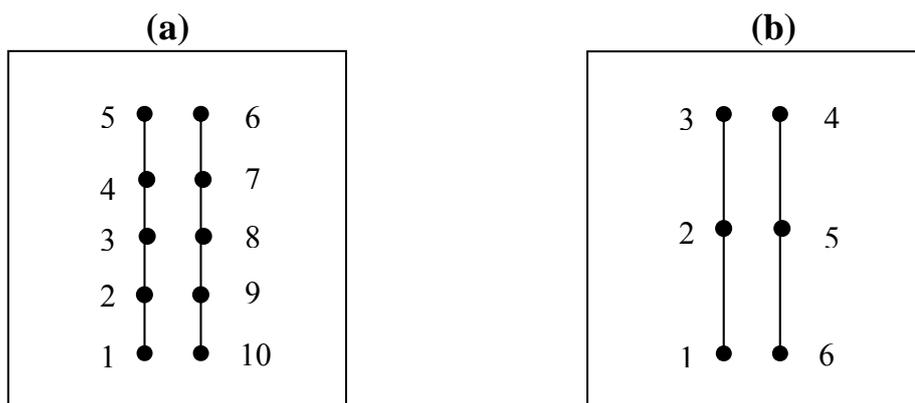


Figure 7.3 : a) Élément interface à dix nœuds ; b) Élément interface à six nœuds

Les résultats indiquent que les dix nœuds de l'interface ayant le même déplacement .ce qui est en accord avec les résultats obtenus par la formulation de l'élément d'interface à six nœuds.

CONCLUSION

Dans ce mémoire on a présenté l'effet des caractéristiques des interfaces sur la réponse de certains problèmes d'interaction sol/structure sous chargement non axisymétrique.

On a commencé par une présentation pour les différents modèles d'interface développés en geomécanique. Ensuite, on a présenté une nouvelle et précise formulation de la matrice de rigidité d'un élément d'interface axisymétrique à six noeuds, cette formulation a été élaborée pour modéliser les interfaces sol structures dans l'analyse semi analytique des solides à symétrie de révolution soumis au chargement non axisymétrique, l'élément utilisé pour le maillage est un élément quadratique à huit noeuds, Dans cette formulation le problème original tridimensionnel est remplacé par une série de problème à deux dimensions et la solution du problème global est obtenue en superposant toutes les solutions trouvées, en considérant chaque composante de chargement séparément .

Un code numérique en Fortran basé sur cette formulation analytique a été développé pour étudier l'influence des éléments d'interface sur le comportement latéral d'une semelle circulaire enterrée. Dans cette étude on a examiné les déplacements latéraux et les rotations de la semelle, ainsi que la distribution des contraintes normale et tangentielle le long d'un plan radial dans les deux cas extrême de l'interface (rugueuse et lisse).

Pour une interface rugueuse, les courbes donnent un résultat intéressant concernant l'effet du rapport e/a sur la réponse de la semelle, la comparaison des résultats avec d'autres méthodes était également satisfaisante.

Pour une interface lisse, les résultats montrent que l'effet du rapport e/a n'a aucun sens significatif sur les coefficients de rigidité, en revanche, l'effet du rapport e/a sur le coefficient de rigidité diffère selon la nature de l'interface.

Le même code numérique a été développé pour étudier le problème d'un pieu isolé sous chargement combiné à savoir un chargement horizontal et un moment de renversement.

L'étude effectuée fournit des résultats intéressante montre qu'il y a un effet considérable de l'interface sur la réponse du pieu.

Un autre programme en Fortran a été développé pour étudier le problème d'un disque déplacé horizontalement sous un déplacement imposé, dans cette étude on a examiné la répartition des amplitudes des contraintes radiale, tangentielle et contrainte de cisaillement le long d'un plan radial, la variation de la pression ainsi que l'effet de la nature de l'interface sur la réponse du disque.

Les résultats de l'étude montrent que la nature de l'interface a un effet considérable sur la réponse du disque.

Une nouvelle formulation de la matrice de rigidité d'un élément d'interface possédant dix nœuds a été présentée. Elle est compatible avec les éléments de massif iso-paramétriques généralement utilisés pour la modélisation des milieux continus, tel que le triangle à quinze nœuds et l'élément quartique à dix sept nœuds.

Afin de démontrer les performances de cette formulation, un programme en Fortran basé sur cette formulation a été développé pour traiter le problème d'un disque déplacé horizontalement sous un déplacement imposé.

Comme perspective, il seront souhaitable détendu le comportement de l'interface à un comportement non-linéaire élastoplastique .cette extension permettra d'élucider et d'éclaircir les effets de l'interface sur la détermination de la charge de rupture.

REFERENCES

- [1] Amar Bouzid, Dj.,(1997) “Analyse semi-analytique par éléments finis des pieux isolés sollicités horizontalement dans un milieu à comportement non-linéaire” .Thèse de Magister, Ecole Nationale Polytechnique, Alger, Algérie.

- [2] Amar Bouzid, Dj., B.Tiliouine, P.A.Vermeer,(2005) “Validation and application to an embedded square footing under combined loading”.computer and geotechnics 32 :72-91 .

- [3] Andrawes K.Z, McGown. A, Wilson-Fahmy. R.F, Mashhour M.M.,(1982) “The finite element method of analysis applied to soil- geotextile systems”.Second InternationalConference on GeotextilesLas Vegas, vol.3, pp 695- 700.

- [4] Baguelin.F ,R.Frank andY.H.Said,(1975) “étude théorique du mécanisme de réaction latérale des pieux” . Thèse de doctorat, paris.

- [5] Baguelin,F *et al.*,(1977) “theoretical study of lateral reaction mechanism of piles”.cheotechnique,Vol.27,no.3,pp.405-434.

- [6] Barlow,J.,(1989) “More on optimal stress points-Reduced integration element distortions and error estimation” International Journal for Numerical Methods in Engineering,vol.28,pp.1487-1504.

- [7] Baylac,B.,(2001) “Analyse du cisaillement sol-inclusion par elements discrets” .thèse Mécanique,Genie mécanique,Genie civil.Rennes :INSA de Rennes,184 P .

- [8] Beer.G.,(1985) “An isoparametric joint/interface element for FE analysis”. Int .1 Numer Meth Eng:21:585-600.
- [9] Bell.RW,Houlsby.GT, Burd.HJ.,(1992) “Finite element analysis of axisymmetric footings subjected to combined loads”. Comput Meth Adv Geomech:1765-1770.
- [10] Booker, J. R., Balaam, N. P., Davis, E. H. (1985). The behavior of an elastic non-homogeneous half-space. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 9: 353-367.
- [11] Bycroft.R.N,(1956) “Forced vibrations for a rigid circular plate on a semi infinite elastic space and on an elastic stratum”, Philos Trans Roy Soc A:248:327-368.
- [12] Carrier III .W.D, Christian .J.T.,(1973) “ Rigid circular plate on a non homogeneous elastic half space”. Geotechnique ;23(1):67- 84.
- [13] Chan, S.K. and Tuba, I.S.,(1971) “A finite element method for contact problems of solid bodies (theory and validation)”. International Journal of Mechanical Sciences. Pergamon Press. Vol 13, pp. 615-625
- [14] Cook *et al.* ,(1989) “Concepts and applications of finite element analysis” Third edition, John Wiley and Sons.
- [15] Coutinho,M.A.D.Martins,R.M.sydenstricker,J.L.D.Alves,L.Landau,(2003) “simple zero thickness kinematically consistent interface elements”,federal univercity of rio de janeiro,Brazil .
- [16] Day R.A.,Potts.D.M.,(1994) “zero thickness interface elements .Numerical stability and application”,Int.J.Numer.Anal.Meth.Geomech.,18 ,pp.689-708.

- [17] Desai.C.S.,(1974)“Numerical design-analysis for pile in sands”,j.Geotech.eng.DIV.,ASCE,100 (GT6) ,pp.613-635.
- [18] Desai.C.S, Zaman.m.M,Lightner.J.G, Sirirwardane.H.J,(1984) “Thin-Layer element for interfaces and joints”, Int Journal for numerical and analytical methods in geomechanics, Vol 8, pp 19-43.
- [19] Doherty JP,deeks AJ.,(2003) “Elastic response footings embedded in a non-homogeneous half-space” Géotechnique 2003;53(8):703-714.
- [20] Feng, Z.Q., Touzot, G.,(1992) “Analyses bi et tridimensionnelle de problèmes de contact avec frottement par une méthode mixte des éléments finis” . Revue Européenne des ElémentsFinis. vol.1, n°4, pp.441-459 .
- [21] Francavilla, A.; Zienkiewicz, O.C.,(1975) “A note on numerical computation of elastic contact problems”. International journal for numerical Methods in Engineering. Vol. 9, pp. 913-924.
- [22] Gazetas, J. L., Tassoulas, R. D., O’Rourke, M. J. (1985) “ Elastic settlement of arbitrarily shaped foundations embedded in half-space”. Géotechnique, 35(3): 339-346.
- [23] Gens.A,Carol.I,Alonso.EE.,(1988) “An interface élément formulation for the analysis of soil-reinforcement interaction” . Comput Geotechnics;7:133 - 151.
- [24] Gens,I,Carol and E.E.Alonso,(1990) “constitutive model for rock joints formulation and numerical implementation”.computers and geotechnics,9: 3-20 .
- [25] Gerrard.C.M, Harrison .W.J.,(1970) “Circular loads applied to a cross-anisotropic half space”. CSIRO Aust Div Appl Geomech, Tech. Paper No.8;.
- [26] Ghaboussi .J, Wilson E.L, Isenberg .J.,(1973) “Finite element for rock and joints and interfaces”.J Soil Mech Found Div, ASCE ;99:833- 884.

- [27] Goodman.R.E,Taylor R.L, Brekke T.L.,(1968) “A model for the mechanics of jointed rocks”, J Soil Mech Found Div, ASCE ;99:637- 659.
- [28] Grffiths.DV.,(1985) “Numerical modelling of interfaces using conventional Boite elements”. In: Proceedings of the 5th International Conference on Numerical Methods in Geomechanics, Nagoya;. p. 837- 844.
- [29] Griffiths.DV,(1988) “Numerical studies of soil -structure interaction using a simple interface model”. Can Geotech J;25:158-162.
- [30] Harrmann LR.,(1978) “Finite element analysis of contact problems”. J Eng Mech, ASCE ;104:1043-1059.
- [31] Hassan,A.H.,(1995) “etude expérimentale et numérique du comportement local et globale d'une interface sol granulaire-structure.thèse Mécanique,geomécanique,grenoble :université Joseph Fourier Grenoble.
- [32] Heuze.FE, Barbour.TG.,(1982) “New modes for rock joints and interfaces”. J Geotech Eng Div, ASCE;108(51:757-776).
- [33] Hinton,E.and Owen,D.R.J.,(1977) “finite element programming”.Academic press,Inc.,London.
- [34] Hooper .J.A,(1974) “Analysis of a circular raft in adhesive contact with a thick elastic layer”. Geotechnique;24(4):561- 580.
- [35] Hooper.JA.,(1983) “Non-lincar analysis of a circular raft on clay”. Geotechnique1983:33(1):1 20.
- [36] Kaliakin.V.N.,J.Li.,(1995) “Insight into deficiencies associated with commonly used zero thickness interface elements”,computers and geotechnics.

- [37] Katona.MG.,(1983) “A simple contact friction interface element with application to buried culverts”. *Int J Numer Anal Meth Geomech* ;7:371-384.
- [38] Lerat.P.,Boulon.M.,Schlosser.F.,(1997) “étude expérimentale de l’interface sol-structure dans les milieux granulaires” ,*Revue française de Génie Civil*,1(2) ,pp.345-366.
- [39] Moreau et Jean,(1999) “Numerical aspects of the sweeping process”. *Comp. Meth. Appl. Mech. Engrg.* , 177, 329-349.
- [40] NACTEGAAL D.M et al(1974) “On numerically accurate finite element solutions in the fully plastic range”,*Comp.Meth.Appl.Eng.*,4,153-177 .
- [41] Ohte, S. ,(1973) “Finite element analysis of elastic contact problems”. *Bulletin of the journal of the Japan Society of Mechanical Engineers*. Vol. 16, May 1973, n° 95, pp. 797-804.
- [42] Pande GN, Sharma KG.,(1979) “On joint/interface elements and associated problems of numerical ill conditioning”. *Int J Numer Anal Meth Geomech*;3:293 -300.
- [43] Poulos .H.G, Davis .E.H,(1974) “Plastic solutions for soil, and rock mechanics”. New York: Wiley,.
- [44] Sachdeva T.D., Ramakrishnan C.V.,(1981) “A finite element solution for the two-dimensional elastic contact problems with friction”. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. Vol. 17, pp. 1257-1271.
- [45] Schlosser F.,Guilloux A.,(1981) “le frottement dans le renforcement des sols”,*revue française de Geotechnique*,16,1981,pp.65-77.
- [46] Spence DA.,(1968) “self similar solutions to adhesive contact problems with incremental loading”.*Proc Roy Soc A* ;305:55-80.

- [47] S.W.Sloan and M.F.Randolph, (1982) "Numerical prediction of collapse loads using finite element methods" *Int.J.numer.Analytic.Meth.Geomech.*,6,47-76 .
- [48] Toh.C.T and S.W.Sloan,(1980). "Finite element analyses of isotropic and anisotropic cohesive soils with a view to correctly predicting impending collapse,*Int.J.Numer.Analytic Meth.Geometh.*,4,1-23.
- [49] Tejchman,j,Wu,W.,(1995) "Experimental and numerical study of sand-steel interfaces" *international journal for numerical and analytical methods in geomechanics* ,vol.19,pp.513-536.
- [50] Usesugi,M. *et al.*,(1988) "Behavior of sand particles in sand-steel friction". *soils and foundations* ,Vol.28,n°1,pp.107-118.
- [51] Villard.P,(1996) "Modelling of interface problems by the finite element method with considerable displacements", *computers an Geotechnics*,19(1) ,pp,23-45.
- [52] Wilson.E.L.,(1965) "Structural analysis of axisymmetric solids", *J Am Inst Aeronaut Astronaut* ;3(12):2269-2274.
- [53] Wilson E.L.,(1977) "finite éléments for foundations,joints and fluids",in *finite elements in Geoméchanics*.ed.G.Gudehus,CH.10.Chichester,John.
- [54] Yi, C.T., Chan D.H. and Scott J.D.,(1995) "A large slipping finite element model for geosynthetic interface modeling". *Geosynthetic's 95*. Vol. 1. pp. 93-104.
- [55] Yoshimi,Y.,Kishida,J.,(1981) "A ring torsion apparatus for evaluating friction between soil and metal surfaces". *Geotechnical testing journal*: Vol,4,n°4,pp.145-152.
- [56] Zienkiewicz,O.C.,(1977)"the finite element method 3 rd ed".,MC Craw-Hill,Maidenhead;104:1043-1059.