POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Cône effilé instrumenté : nouvelle méthode d'interprétation basée sur des analyses par éléments finis

ISMAIL ZOUKAGHE

Département des génies civil géologique et des mines

Thèse présentée en vue de l'obtention du diplôme de *Philosophiæ Doctor*

Génie Civil

Novembre 2019

© Ismail Zoukaghe, 2019.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Cette thèse intitulée:

Cône effilé instrumenté : nouvelle méthode d'interprétation basée sur des analyses par éléments finis

Présentée par **Ismail ZOUKAGHE**

en vue de l'obtention du diplôme de *Philosophiæ Doctor*

a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de :

Delphine PERIE-CURNIER, présidente
Vincenzo SILVESTRI, membre et directeur de recherche
Ghassan ABOU-SAMRA, membre et codirecteur de recherche
Musandji FUAMBA, membre
Djaouida CHENAF, membre externe

DÉDICACE

À mes parents

À toute ma famille

À la mémoire de Habib, Mehdi, Mustafa et Ahmed

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier Monsieur Vincenzo Silvestri, Professeur à l'École Polytechnique de Montréal et directeur de cette thèse, pour la confiance qu'il m'a témoignée. Il est pour moi un modèle de dévouement aussi bien à l'enseignement qu'à la recherche. Sa flexibilité, son sens de l'analyse et d'encadrement ont grandement contribué au développement de cette thèse. Que ces mots lui témoignent de ma sincère gratitude.

Je remercie également Monsieur Abou-samra Ghassan, Professeur à l'Université de Moncton d'avoir codirigé cette thèse. Son soutien constant et son expérience dans le domaine m'ont été d'une aide précieuse. Qu'il veuille bien accepter ma reconnaissance et mon respect.

Je remercie vivement Madame Delphine Perie-Curnier, Professeure à l'École Polytechnique de Montréal, d'avoir présidé mon jury et examiné le présent document. Son professionnalisme et son implication dans le bon fonctionnement des études supérieures font d'elle un élément précieux pour cet établissement. Qu'elle veuille accepter mes respects les plus sincères.

Je tiens à remercier Madame Chenaf Djaouida, Professeure au Collège Militaire Royal du Canada, pour l'examen de cette thèse, sa disponibilité et ses précieuses suggestions.

Mes chaleureux remerciements à Monsieur Fuamba Musandji, Professeur à l'École Polytechnique de Montréal, pour avoir pris le temps d'examiner le présent document.

RÉSUMÉ

L'essai au cône effilé instrumenté (ISCT) a pour objectif principal, la détermination in situ, de la résistance au cisaillement non drainé (S_u) d'une argile saturée. Les essais ISCT réalisés au site de Mascouche (Longtin, 2003) n'ont pas permis de déduire des valeurs réalistes de S_u par la méthode d'interprétation proposée par Ladanyi, Longtin et Ducharme (2000). La pertinence des hypothèses sur lesquelles se base cette méthode, notamment l'état de déformations planes, ainsi que sa validité ont fait l'objet de l'étude numérique menée par Abou-Samra (2011). Celle-ci a permis de mettre en évidence le besoin d'une nouvelle méthode de détermination de S_u propre à l'ISCT.

La présente thèse donne suite aux travaux d'Abou-Samra (2011), et a pour objectif l'élaboration d'une nouvelle méthode permettant la détermination de S_u de l'argile saturée au sein de laquelle un essai ISCT est effectué. Dans cette étude, la nouvelle sonde M-ISC est proposée. Des modélisations axisymétriques par éléments finis ont permis la simulation du fonçage de la sonde M-ISC jusqu'à une profondeur équivalente à $18m$. Les pressions de contact $(Cpress)$ agissant sur le fût de la sonde ont donc pu être prédites numériquement, notamment au niveau des deux capteurs installés, *i.e.* $Cpress(1)$ et $Cpress(2)$.

Une étude de l'influence du seuil des déformations plastiques (ε_p), de la contrainte équivalente d'écoulement plastique (σ_{oy}), du poids volumique du sol saturé (γ_{sat}), de l'adhésion (τ_{adh}) dans l'interface cône-sol, et de la profondeur du trou pilote (P_t), sur les pressions de contact $(Cpress)$ a été réalisée dans le Chapitre 5. Il a été conclu que $(Cpress)$ ne dépend pas de τ_{adh}, $(Cpress(2)/Cpress(1))$ ne dépend pas de P_t et que la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ ne dépend que de ε_p et de σ_{oy}.

Une nouvelle méthode d'interprétation de l'essai est élaborée au Chapitre 6 (réalisé avec la nouvelle sonde M-ISC). Dans un premier temps, les relations $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ *vs* σ_{oy} à ε_p constant ont été déterminées. En conservant ε_p constant sur toute la profondeur et en

variant σ_{oy} de $30\ à\ 250\ kPa$, les courbes $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ vs σ_{oy} obtenues sont toutes des droites strictement croissantes. Conséquemment, pour chaque couple $(\varepsilon_p;\sigma_{oy})$, la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ est unique. Ensuite, en observant que le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ ne dépend que de ε_p, la relation $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ vs ε_p a été déterminée.

Ainsi, une méthode de détermination de σ_{oy} a été établie et se base sur la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et sur le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$. La valeur de la résistance au cisaillement non drainé S_u en est déduite.

Le Chapitre 7 se penche sur l'aspect anisotrope du sol. En utilisant le critère orthotrope d'écoulement plastique de Hill (1948, 1950), le fonçage de la sonde M-ISC dans le sol anisotrope a été simulé jusqu'à une profondeur équivalente à $18m$. Une étude paramétrique visant à déterminer l'influence des paramètres du modèle de Hill (1948, 1950) sur les $(Cpress)$ a été menée. Il a été conclu que les $(Cpress)$ sont indépendantes de la résistance au cisaillement non drainé sur un plan horizontal (S_{uh}), et que les $(Cpress)$ prédites du capteur numéro 1 ($Cap(1)$) ne dépendent que du déviateur en extension (σ_{ext}). Par ailleurs, les pressions du capteur numéro 2 ($Cap(2)$) sont influencées par le déviateur en compression (σ_{yo}^{22}), par σ_{ext}, et par la résistance au cisaillement non drainé sur un plan vertical (S_{uv}). La méthode d'interprétation établie au Chapitre 6, pour sols isotropes, a ensuite été utilisée en exploitant les résultats des simulations anisotropes. Elle a permis de déduire un déviateur $\sigma_{yo-déduit}$, qui a été comparé avec le déviateur en extension imposé σ_{ext}. Le rapport $\sigma_{oy-déduit}/\sigma_{ext}$ obtenu varie dans la marge: $0.7 \le (\sigma_{oy-déduit}/\sigma_{ext}) \le 0.8$. En dernier lieu, dans la simulation SM 26, le sol est considéré isotrope. La méthode établie pour sols isotropes a permis de déduire le module d'Young $E_{déduit}$ et le déviateur $\sigma_{yo-déduit}$. Leurs rapports aux valeurs imposées a été de 96.17% pour σ_{yo} et 99.35% pour E.

La Chapitre 8 définit une limite inférieure des relations $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$; puisqu'il a été remarqué que la dépendance de la différence $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$ de ε_p, diminue quand ε_p dépasse les 3%. Les relations $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$ tendent donc vers une unique droite. L'application de la méthode de détermination de S_u proposée par Ladanyi et al. (2000), à la sonde M-ISC, fournit une certaine relation $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ *vs* σ_{yo}. Cette relation, comparée à la limite inférieure, permet de conclure que la méthode proposée par Ladanyi et al. (2000) est valable lorsque $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ devient indépendante de ε_p. À l'issue de cette étude, la nouvelle méthode de détermination de S_u a été appliquée à des courbes de terrain dérivant de l'essai au cône effilé instrumenté, réalisé avec une sonde dont la géométrie est proche de celle du M-ISC. Les valeurs de S_u déduites sont comparables à celles déterminées par l'essai au scissomètre.

ABSTRACT

The Instrumented Sharp Cone Test (ISCT) is a test that can determine, in situ, the undrained shear strength S_u of saturated clay. This ISCT's were conducted on a clay deposit in Mascouche. The results were first interpreted using the method of Ladanyi et al. (2000). However, the method did not give realistic values of S_u. Relevant assumptions considered in Ladanyi et al. (2000) method and their validity have been examined through a numerical study by Abou-Samra (2011). The analysis demonstrated the need for developing a new method of interpretation.

The objective of this thesis is the development of a new method of determination of S_u by means of the ISCT. In this study, a new probe M-ISC is proposed. The probe, with three taper angles and a length of $41{,}65\ cm$, has two sensors of total pressure ($Cap(1)$ and $Cap(2)$). Finite element modeling has allowed the simulation of the penetration process of M-ISC until a depth of 18 *m*, and contact pressures $(Cpress)$ have consequently been determined.

It has then been assumed that contact pressure $(Cpress)$ depends on soil properties (ε_p), the yield stress (σ_{oy}), the volumetric weight (γ_{sat}), the cone-soil adhesion (τ_{adh}) and the pilot hole depth (P_t). The influence of the latter five parameters on contact pressure has been studied in Chapter 5. It has been concluded that a)- $(Cpress)$ doesn't depend on τ_{adh}, b)- the ratio $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ doesn't depend on P_t, and c)- the difference $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ only depends on ε_p and σ_{oy}.

Chapter 6 aimed to determine the relations $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ vs σ_{oy} at constant ε_p. This has been done by varying σ_{oy} from 30 to 250 kPa while keeping ε_p constant. The shape of these relations is linear with a positive slope so for each couple $(\varepsilon_p;\sigma_{oy})$, the value of $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ is unique. The ε_p values considered are $0.5\%,\ 1\%,\ 2\%,\ 3\%$ and 4%. Then, by observing that the ratio $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ only depends on ε_p, the relation $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ vs ε_p has been determined.

A new method of determination of σ_{oy} has been established and it is based on the difference $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ and the ratio $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$. The S_u value is then determined.

Chapter 7 studies the anisotropic aspect of soil using the orthotropic criterion of Hill (1948, 1950). A parametric study has been conducted to determine the influence of Hill's model parameters on contact pressure. It has been concluded that $(Cpress)$ doesn't depend on the undrained shear strength in a horizontal plane S_{uh} and that $(Cpress)$ of sensor $Cap(1)$ only depends on the deviator in extension (σ_{ext}). Furthermore, $(Cpress)$ of sensor $Cap(2)$ depends on a)- the deviator in compression (σ_{yo}^{22}), b)- σ_{ext} and c)- the undrained shear strength in a vertical plane (S_{uv}).

The interpretation method exposed in Chapter 6 for isotropic soils has been used to deduce a deviator $\sigma_{yo-déduit}$, from anisotropic results, which has been compared to the σ_{ext} imposed. The ratio $\sigma_{oy-déduit}/\sigma_{ext}$ varies between $0.7 \le (\sigma_{oy-déduit}/\sigma_{ext}) \le 0.8$. In the simulation SM 26, the soil is isotropic and the new interpretation method for ISCT developed in this study has been used to determine the Young modulus $E_{déduit}$ and the yield stress $\sigma_{yo-déduit}$. Compared to the imposed values, the ratios obtained are $(\sigma_{yo-déduit}/\sigma_{yo-imposé}) = 96.17\%$ and $(E_{déduit}/E_{imposé}) = 99.35\%$.

Chapter 8 defines a lower limit for the relations $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right](\sigma_{yo})$. In simulation SM 27, it has been considered that $\varepsilon_p = 5\%$ while σ_{yo} varies from $30\ kPa$ to $250\ kPa$. The relation $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right](\sigma_{yo})$ for $\varepsilon_p = 5\%$ has been determined and can be considered as a good approximation for the lower limit for the relations $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right](\sigma_{yo})$. Then, by applying the method proposed by Ladanyi et al. (2000) to the M-ISC probe, and comparing it to the lower limit of the relations $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right](\sigma_{yo})$, it has been concluded that the method proposed by Ladanyi et al. (2000) is only valid when the difference $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ becomes independent of ε_p. At the end of this study, the new method of

determination of S_u has been applied to field profiles of ISCT obtained with a probe having a shape similar to the M-ISC. The S_u deduced values compare well with those obtained using vane tests.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ V

ABSTRACT VIII

TABLE DES MATIÈRES XI

LISTE DES TABLEAUX XVII

LISTE DES FIGURES XX

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XXXVIII

LISTE DES ANNEXES XLIV

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1

1.1 La caractérisation des sols: essais in situ versus essais au laboratoire 1

1.2 But du projet 1

1.3 Description du contenu de la présente thèse 2

CHAPITRE 2 SYNTHÈSE DES TRAVAUX ANTÉRIEURS SUR L'ISCT-1/2 4

2.1 Le CPT 4

2.1.1 Historique du CPT 5

2.1.2 Interprétation du CPT/CPTU dans les argiles 6

2.2 Le DMT 14

2.2.1 Interprétation du DMT dans les argiles 15

2.3 Le VST 21

2.4 Le PMT 24

2.4.1 Approche de Ladanyi (1972) 27

2.4.2 Approche de Palmer (1971) 30

2.5 L'ISCT 32

2.5.1 Premières versions de la sonde.....32

2.5.2 Historique de recherche et fondement théorique de l'ISCT.....33

2.5.3 Essais expérimentaux: ISCT-1/2.....36

2.5.4 Description des sondes: ISC-1 et ISC-2.....38

2.5.5 Commentaires et observations sur S_u déduites par Longtin (2003) 40

2.6 Synthèse de l'analyse par éléments finis (FEA) de l'essai ISCT: Abou-Samra (2011) 44

2.6.1 Introduction 44

2.6.2 Conditions de modélisation de l'ISCT 44

2.6.3 ISC-1 45

2.6.4 ISC-2 55

2.6.5 ISCT-1: Résultats numériques, Abou-Samra (2011) 60

2.6.6 ISCT-2: Résultats numériques, Abou-Samra (2011) 60

2.7 Conclusion sur la méthode de détermination de S_u par Ladanyi et al. (2000).....61

2.8 Justification de la présente recherche.....61

CHAPITRE 3 THÉORIES DE BASE ET INTERACTION CÔNE-ARGILE 62

3.1 Le critère d'écoulement plastique de von Mises (1913) 62

3.2 Le modèle élastique parfaitement plastique 64

3.3 Usage et justification du modèle de von Mises (1913) en géotechnique numérique.....68

3.4 La méthode des éléments finis intégrée dans Abaqus/Standard 78

3.5 L'estimateur d'erreur.....80

3.6 Interaction cône-argile.....83

3.6.1 Glissement fini entre un corps rigide et un corps déformable.....83

3.6.2 Méthodes d'application de la pression de contact dans Abaqus/Standard et comportement en frottement de l'interface cône-sol.....87

3.7 Travaux numériques antérieurs sur la pénétration des corps rigides dans les sols et difficultés rencontrées dans la FEA en contraintes effectives de l'ISCT.....93

CHAPITRE 4 ANALYSE PAR ÉLÉMENTS FINIS (FEA) DE L'ISCT AVEC UNE SONDE MODIFIÉE: ESSAI M-ISCT.....100

4.1 Modification de l'ISC actuel.....100

4.2 Proposition d'une nouvelle sonde.....100

4.2.1 Note sur la modélisation de la sonde.....101

4.3 FEA du M-ISCT: Le modèle de base d'Abaqus/Standard.....102

4.3.1 Description et caractéristiques de la simulation de base (SM 1).....102

4.3.2 Conditions de modélisation: Cas de la simulation de base (SM 1).....104

4.3.3 Assemblage M-ISC-sol, conditions aux frontières, déplacements imposés et charges appliquées.....104

4.3.4 Maillage: type d'éléments et densité.....106

CHAPITRE 5 INFLUENCE DES PARAMÈTRES MÉCANIQUES ET GÉOMÉTRIQUES SUR LES PRESSIONS DE CONTACT DANS UN ESSAI M-ISCT.....113

5.1 Introduction.....113

5.2 Influence de l'adhésion cône-sol.....115

5.2.1 Conclusion.....122

5.3 Influence de la profondeur du trou pilote P_t.....122

5.3.1 Conclusion.....128

5.4 Influence du poids propre du sol.....129

5.4.1 Conclusion.....137

5.5 Influence de la contrainte d'écoulement plastique σ_{oy} 137

5.6 Influence du module d'Young E 142

5.7 Conclusion 146

CHAPITRE 6 MÉTHODE D'INTERPRÉTATION DE L'ESSAI M-ISCT 147

6.1 Introduction et méthodologie suivie pour l'établissement d'une méthode d'interprétation de l'M-ISCT 147

6.2 Les relations $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} 147

6.2.1 Cas $\varepsilon_p = 0.5\%$ 147

6.2.2 Cas $\varepsilon_p = 1\%$ 152

6.2.3 Cas $\varepsilon_p = 2\%;\ 3\%$ et 4% 157

6.2.4 Synthèse 168

6.3 Détermination de ε_p 169

6.4 Nouvelle méthode d'interprétation de l'essai M-ISCT 177

6.4.1 Remarque 179

6.4.2 Synthèse sur l'exploitation des fonctions $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})$ 183

CHAPITRE 7 M-ISCT DANS UN SOL ANISOTROPE 184

7.1 Critère orthotrope d'écoulement plastique de Hill (1948, 1950) 184

7.2 Description du site expérimental de Louiseville 189

7.2.1 Introduction 189

7.2.2 Propriétés générales de l'agile de Louiseville 190

7.2.3 Anisotropie de l'argile de Louiseville 191

7.2.4 Détermination des propriétés nécessaires à la simulation de l'anisotropie avec le critère de Hill (1948, 1950) 195

7.2.5 Résumé des σ_{yo}^{ii} et des (τ_{yo}^{ij}) adoptés 196

7.3 Modèle de base Abaqus/Standard 197

7.3.1 Description du modèle anisotrope d'éléments finis 197

7.3.2 Assemblage, conditions aux frontières, déplacements imposés et charges appliquées 197

7.3.3 Maillage: types d'éléments et densité 197

7.4 M-ISCT dans le sol anisotrope de Louiseville 200

7.5 Influence des paramètres du critère de Hill (1948, 1950) sur les pressions de contact 204

7.5.1 Influence de σ_{yo}^{11} et σ_{yo}^{33} $\left(\sigma_{yo}^{11} = \sigma_{yo}^{33}\right)$ 204

7.5.2 Influence de σ_{yo}^{22} 210

7.5.3 Influence de S_{uv} 216

7.5.4 Influence de S_{uh} 222

7.6 Synthèse des résultats obtenus 226

7.7 Déviateur déduit $\sigma_{yo-déduit}$ Vs déviateur en extension σ_{ext} 226

7.8 $\sigma_{yo-déduit}$ Vs σ_{ext} pour un module d'Young différent 229

7.9 M-ISCT: Cas isotrope Vs cas anisotrope 234

7.10 Déviateur déduit $\sigma_{yo-déduit}$ de la simulation isotrope SM 26 241

CHAPITRE 8 LIMITE INFÉRIEURE DES RELATIONS $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$, DOMAINE DE VALIDITÉ DE LA MÉTHODE PROPOSÉE PAR LADANYI ET AL. (2000) ET VALIDATION DE LA MÉTHODE PROPOSÉE DANS CETTE ÉTUDE 242

8.1 Limite inférieure des relations $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$ et domaine de validité de la méthode proposée par Ladanyi et al. (2000) 242

8.2 Application et validation de la méthode proposée 250

CHAPITRE 9 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS 258

BIBLIOGRAPHIE 264

ANNEXES 269

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 4-1: Caractéristiques du maillage. Cas de la simulation de base (SM 1). 110

Tableau 5-1: caractéristiques de chacune des simulations contenues dans le Chapitre 5. 114

Tableau 5-2: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet de la variation de l'adhésion sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT.....115

Tableau 5-3: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet de la profondeur du trou pilote sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT.....123

Tableau 5-4: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet du poids volumique saturé du sol sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT. 129

Tableau 5-5: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet de σ_{oy} sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT.....137

Tableau 5-6: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet de la variation de E sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT. 142

Tableau 6-1: Caractéristiques de la simulation effectuée pour déduire $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%$ dans l'M-ISCT. 148

Tableau 6-2: Caractéristiques de la simulation effectuée pour déduire $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 1\%$ dans l'M-ISCT. 153

Tableau 6-3: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 2\% - 3\% - 4\%$ dans l'M-ISCT. 158

Tableau 6-4: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ pour $\varepsilon_p = 2\% - 3\% - 4\%$ 165

Tableau 6-5: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ pour $\varepsilon_p = 0.5\% - 1\% - 2\% - 3\% \ et \ 4\%$ 169

Tableau 6-6: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p dans l'M-ISCT.....170

Tableau 7-1: Caractéristiques du maillage. 198

Tableau 7-2: Propriétés de la simulation SM 20. 200

Tableau 7-3: Propriétés de la simulation SM 21. 205

Tableau 7-4: Propriétés de la simulation SM 22. 210

Tableau 7-5: Propriétés de la simulation SM 23. 216

Tableau 7-6: Propriétés de la simulation SM 24. 222

Tableau 7-7: Rapports et différences des pressions de contact enregistrées, cas des simulations anisotropes. 227

Tableau 7-8: $\bar{\varepsilon}_p$ déduits des rapports $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ 228

Tableau 7-9: Déviateurs déduits $\sigma_{yo-déduit}$ relatifs à chacune des simulations anisotropes et leurs rapports aux déviateurs en extension imposés σ_{ext} 229

Tableau 7-10: Propriétés de la simulation SM 25. 230

Tableau 7-11: $\bar{\varepsilon}_p$, $\sigma_{yo-déduit}$, et $\frac{\sigma_{yo-déduit}}{\sigma_{ext}}$, cas de la simulation SM 25. 234

Tableau 7-12: Propriétés de la simulation SM 26. 235

Tableau 7-13: Propriétés de la simulation SM 20. 235

Tableau 7-14: Propriétés déduites Versus propriétés imposées, cas de la simulation isotrope SM 26. 241

Tableau 8-1: Caractéristiques de la simulation effectuée pour déduire $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 5\%$ dans l'M-ISCT. 244

Tableau 8-2: Valeurs de P_0 à différentes profondeurs. 253

Tableau 8-3: Pressions de contact brutes et nettes mesurées avec l'ISCT-2 à différentes profondeurs, capteur 3 et capteur 4. 253

Tableau 8-4: ε_p, σ_{yo} et $S_{u-Mises}$ déduits à travers l'ISCT-2, interprété par la méthode proposée. 254

Tableau 8-5: S_{u-ISCT} et S_{u-VST} à différentes profondeurs. 255

Tableau 8-6: Propriétés déduites de la simulation SM 7.....256

Tableau 8-7: Comparaison entre les propriétés déduites et les propriétés imposées, simulation SM 7. 256

LISTE DES FIGURES

Figure 2-1: Terminologie du pénétromètre, (Lunne, Powell et Robertson, 1997).....4

Figure 2-2: Le cône électrique à frottement de Fugro, (Lunne et al., 1997). 5

Figure 2-3: Graphique pour l'estimation du poids volumique du sol à partir des résultats du CPTU, Larsson et Mulabdic (1991). 7

Figure 2-4: Effets de la pression interstitielle sur les paramètres mesurés, Lunne et al. (1997).....7

Figure 2-5: Détermination de l'OCR et de K_0 à partir de $\frac{S_u}{\sigma'_{v0}}$ et de I_p, Andresen et al. (1979). 8

Figure 2-6: N_c théorique, Lunne et al. (1997).....9

Figure 2-7: Solution théorique de N_{kt}, Teh (1987). 10

Figure 2-8 Rapport de rigidité E_u/S_u en fonction du rapport de contraintes de cisaillement appliquées τ_n/S_u et de I_p, Ladd et al. (1977). 12

Figure 2-9: Rapport de rigidité E_u/S_u en fonction de l'OCR et de I_p pour des τ_n/S_u de $\frac{1}{3}$ et $\frac{2}{3}$, Ladd et al. (1977). 13

Figure 2-10: E_u/S_u en fonction de l'OCR, Duncan et Buchignani (1976).....13

Figure 2-11: Schéma de la lame du dilatomètre Marchetti, Marchetti (1980).....14

Figure 2-12: Relations OCR vs K_D, Powell et Uglow (1988). 17

Figure 2-13: Relations K_0 vs K_D, Powell et Uglow (1988). 17

Figure 2-14: Graphique pour la classification du sol et l'estimation de sa densité, basé sur E_D *vs* I_D, Marchetti (1980). 18

Figure 2-15: E_D *vs* $\frac{1}{m_v}$, Powell et Uglow (1988). 20

Figure 2-16: Schéma du principe du scissomètre.....21

Figure 2-17: Exemple de courbe mesurée avec le scissomètre, couple de torsion en fonction de la rotation. 22

Figure 2-18: Facteur de correction μ en fonction de I_p, Bjerrum (1973).....24

Figure 2-19: Schéma du pressiomètre indiquant la position de la cellule de mesure et des cellules de garde. 25

Figure 2-20: Prototype initial du cône effilé instrumenté (ISC_{ini}), Mchayleh (1994).....35

Figure 2-21: Coupe schématique d'un essai au cône effilé instrumenté ISC4-cap, Ladanyi et al. (2000). 35

Figure 2-22: Stratigraphie et propriétés de l'argile au site Mascouche A, Silvestri et Abou-Samra (2008). 37

Figure 2-23: Stratigraphie et propriétés de l'argile au site Mascouche B, Silvestri et Abou-Samra (2008). 38

Figure 2-24: Schéma du corps de la sonde ISC-1, Longtin (2003).....39

Figure 2-25: Schéma du corps de la sonde ISC-2, Longtin (2003).....39

Figure 2-26: Profil des contraintes lors de l'essai ISCT-2 sur le site de Mascouche A, Longtin (2003). 41

Figure 2-27: Courbe pressiométrique de l'essai ISCT-2 à 4.75 m de profondeur au site de Mascouche, Longtin (2003). 42

Figure 2-28: Profil de S_u déterminée à partir de l'essai ISCT au site de Mascouche A, Silvestri et Abou-Samra (2008).....43

Figure 2-29: Pression de contact versus déformation volumique. Courbe correspondant à une profondeur de fonçage superficielle du cône D = 0.446 m et au temps t = 22.31 s de l'étape de fonçage. Cas de la simulation Sim 5-3: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant), (Abou-Samra, 2011).....45

Figure 2-30: Pression de contact versus déformation volumique. Courbe correspondant à une profondeur de fonçage profonde du cône D = 7.76 m et au temps t = 388.4 s de l'étape de

fonçage. Cas de la simulation Sim 5-3: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant), (Abou-Samra, 2011). 46

Figure 2-31: Comparaison des courbes pressions de contact (CPRESS) appliquées sur le capteur numéro 1 versus profondeur de fonçage (D) du cône, pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011). 47

Figure 2-32: Agrandissement des courbes pressions de contact (CPRESS) appliquées sur le capteur numéro 1 versus profondeur de fonçage (D) du cône, pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011). 48

Figure 2-33: Comparaison des courbes pressions de contact appliquées sur le capteur numéro 2 versus profondeur de fonçage du cône pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011). 48

Figure 2-34: Comparaison des courbes pressions de contact appliquées sur le capteur Cap-w versus profondeur de fonçage du cône pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011). 49

Figure 2-35: Comparaison des courbes pressions de contact appliquées sur le capteur 3 versus profondeur de fonçage du cône pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011).....49

Figure 2-36: Comparaison des courbes pressions de contact appliquées sur le capteur 4 versus profondeur de fonçage du cône pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011).....50

Figure 2-37: Profils des pressions de contact prédites versus profondeurs de fonçage du cône....51

Figure 2-38: Profils des pressions de contact prédites versus profondeurs de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 5-2: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0.35$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 51

Figure 2-39: Profils des pressions de contact prédites des capteurs versus profondeur de fonçage du cône. Extrait des courbes de tendance linéaires dérivées de la première phase de l'analyse, cas de la simulation Sim 5-1: Std_adap (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0.43$, pesant) (Abou-Samra, 2011).....52

Figure 2-40: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur 1 versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 53

Figure 2-41: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur 2 versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 53

Figure 2-42: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur «w» versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 54

Figure 2-43: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur 3 versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 54

Figure 2-44: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur 4 versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 55

Figure 2-45: Profils des pressions de contact prédites des capteurs versus profondeur de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 6-2: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.35$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 56

Figure 2-46: Profils des pressions de contact prédites des capteurs versus profondeur de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 6-2: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 56

Figure 2-47: Profils des pressions de contact prédites des capteurs versus profondeur de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 6-4: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.0$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 57

Figure 2-48: Pression de contact versus déformation volumique. Courbe correspondant à une profondeur de fonçage superficielle du cône D = 0.449 m et au temps t = 22.45 s de l'étape de fonçage. Cas de la simulation Sim 6-3: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 58

Figure 2-49: Pression de contact versus déformation volumique. Courbe correspondant à une profondeur de fonçage profonde du cône D = 7.765 m et au temps t = 388.3 s de l'étape de fonçage. Cas de la simulation Sim 6-3: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant) (Abou-Samra, 2011). 59

Figure 3-1: Intersection des surfaces d'écoulement plastiques de Tresca et de von Mises avec le plan déviatorique. 69

Figure 3-2: Installation du caisson à succion, Sharma (2004). 70

Figure 3-3: Interaction des charges (verticale et horizontale), Sharma (2004). 71

Figure 3-4: Schéma du pénétromètre ``Expendable Bottom penetrometer`` (XBP), Shi (2005). .72

Figure 3-5: Étape de chargement, cylindre totalement immergé, Shi (2005). 72

Figure 3-6: Effet de la longueur finie sur la résistance S_u, (déformation centrale utilisée), Yu (1990). 74

Figure 3-7: Effet de la longueur finie sur la résistance S_u (déformation volumique utilisée), Yu (1990). 75

Figure 3-8: S_u^{∞}/S_u^{6} vs I_r, en utilisant la déformation centrale, Yu (1990). 76

Figure 3-9: S_u^{∞}/S_u^{6} vs I_r, en utilisant la déformation volumique, Yu (1990). 76

Figure 3-10: Profils des S_u issues des différentes méthodes, sites de Tissemssilt et Boufarik, Bahar et al. (2005). 78

Figure 3-11: Illustration de l'approximation de l'erreur sur la contrainte $\underline{e_\sigma}$, dans le cas d'un problème à une dimension et avec des fonctions de forme linéaires, Zienkiewicz et Zhu (1987). 82

Figure 3-12: Géométrie de l'interface à surface rigide, Dassault Systemes Simulia Corp (2014a). 83

Figure 3-13: Comparaison entre la méthode de pénalité linéaire et non-linéaire avec les paramètres intégrés par défaut dans Abaqus, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b). 90

Figure 3-14: Méthode de pénalité non-linéaire, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b). 91

Figure 3-15: Comportement en frottement, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b).....92

Figure 3-16: Régions de glissement pour le modèle de frottement avec une limite de la contrainte de cisaillement, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b). 93

Figure 3-17: Résistance en pointe durant la pénétration du piézocône dans le spécimen 1, Abu-Farsakh et al. (1998). 95

Figure 3-18: Pénétration du cône pour deux maillage différents, i.e. maillage dense (rose), et maillage moins dense (bleu), Sheng et al. (2014). 97

Figure 3-19: Exemple du maillage du sol à l'état initial. 99

Figure 3-20: Ordre des nœuds et numérotation des faces sur un élément à 4 nœuds, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b). 99

Figure 4-1: Section axisymétrique du M-ISC montrant l'installation des deux capteurs de pressions. 101

Figure 4-2: Assemblage M-ISC –sol agrandi à l'état initial. 105

Figure 4-3: Courbe d'amplitude des charges de gravité appliquées simultanément à la sonde et au sol. 106

Figure 4-4: Partition du sol à l'état initial avec maillage. 108

Figure 4-5: Représentation du maillage du sol à l'état initial. 109

Figure 4-6: Agrandissement du maillage du sol à l'état initial. 109

Figure 4-7 : Comparaison des pressions de contact calculées du capteurs 1 dans le cas de deux maillages, à 55537 et à 122067 éléments. 111

Figure 4-8 : Comparaison des pressions de contact calculées du capteurs 2 dans le cas de deux maillages, à 55537 et à 122067 éléments. 112

Figure 5-1: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 820.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.416\ m$, cas de la simulation SM 1. 116

Figure 5-2: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 847.5\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.95\ m$, cas de la simulation SM 2. 117

Figure 5-3: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 848.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.968\ m$, cas de la simulation SM 3. 117

Figure 5-4: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 838.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.772\ m$, cas de la simulation SM 4. 118

Figure 5-5: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 820.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.416\ m$, cas de la simulation SM 1. 118

Figure 5-6: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 847.5\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.95\ m$, cas de la simulation SM 2. 119

Figure 5-7: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 848.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.968\ m$, cas de la simulation SM 3. 119

Figure 5-8: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 838.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.772\ m$, cas de la simulation SM 4. 120

Figure 5-9: $Cpress$ Vs D du capteur n: 1 pour $\Theta = 0$, $\Theta = 0.25$, $\Theta = 0.35$ et $\Theta = 0.5$ 121

Figure 5-10: $Cpress$ Vs D du capteur n: 2 pour $\Theta = 0$, $\Theta = 0.25$, $\Theta = 0.35$ et $\Theta = 0.5$ 121

Figure 5-11: CSPC: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2 pour $\Theta = 0$, $\Theta = 0.25$, $\Theta = 0.35$ et $\Theta = 0.5$ 122

Figure 5-12: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 434.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 8.684\ m$, cas de la simulation SM 5. 123

Figure 5-13: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 434.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 8.684\ m$, cas de la simulation SM 5. 124

Figure 5-14: $Cpress$ Vs D du capteur n: 1 pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$ 125

Figure 5-15: $Cpress$ Vs D du capteur n: 2 pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$ 125

Figure 5-16: CSPC: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2 pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$ 126

Figure 5-17: $[Cpress(2) - Cpress(1)]\ Vs\ D$ pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$ déduites des CSPC. 127

Figure 5-18: $\left[\frac{Cpress(2)}{Cpress(1)}\right]$ Vs D pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$ déduites des CSPC. 128

Figure 5-19: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 860.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.212\ m$, cas de la simulation SM 6. 130

Figure 5-20: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 880.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.606\ m$, cas de la simulation SM 7. 130

Figure 5-21: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 860.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.212\ m$, cas de la simulation SM 6. 131

Figure 5-22: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 880.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.606\ m$, cas de la simulation SM 7. 131

Figure 5-23: $Cpress$ Vs D du capteur n: 1 pour $\gamma_{sat} = 14\,kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant (NP). 132

Figure 5-24: $Cpress$ Vs D du capteur n: 2 pour $\gamma_{sat} = 14\,kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant. 133

Figure 5-25: CSPC: $Cpress$ Vs D du capteur n: 1 pour $\gamma_{sat} = 14\,kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant. 134

Figure 5-26: CSPC: $Cpress$ Vs D du capteur n: 2 pour $\gamma_{sat} = 14\,kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant. 135

Figure 5-27: $[Cpress(2) - Cpress(1)] Vs\, D$ déduites des CSPC pour $\gamma_{sat} = 14\,kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant. 136

Figure 5-28: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 862.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.252\ m$, cas de la simulation SM 8. 138

Figure 5-29: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 845.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.904\ m$, cas de la simulation SM 9. 138

Figure 5-30: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 862.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.252\ m$, cas de la simulation SM 8. 139

Figure 5-31: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 845.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.904\ m$, cas de la simulation SM 9. 139

Figure 5-32: Zone plastique active, temps $t = 845.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.904\ m$, cas de la simulation SM 9. 140

Figure 5-33: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 8. 141

Figure 5-34: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 9. 141

Figure 5-35: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 876.5\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.53\ m$, cas de la simulation SM 10. 143

Figure 5-36: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 841.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.828\ m$, cas de la simulation SM 11. 143

Figure 5-37: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 876.5\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.53\ m$, cas de la simulation SM 10. 144

Figure 5-38: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 841.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.828\ m$, cas de la simulation SM 11. 144

Figure 5-39: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 10. 145

Figure 5-40: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 11. 146

Figure 6-1: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 850.9\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.018\ m$, cas de la simulation SM 12. 148

Figure 6-2: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 850.9\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.018\ m$, cas de la simulation SM 12. 149

Figure 6-3: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 12, $\varepsilon_p = 0.5\%$. ... 150

Figure 6-4: CSPC: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 0.5\%$. 150

Figure 6-5: $\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%$. 151

Figure 6-6: $\left[(Cpress)(2) / (Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%$. 152

Figure 6-7: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 874.1\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.482\ m$, cas de la simulation SM 13. 153

Figure 6-8: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 874.1\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.482\ m$, cas de la simulation SM 13. 154

Figure 6-9: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 13, $\varepsilon_p = 1\%$. 155

Figure 6-10: CSPC: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 1\%$ 155

Figure 6-11: $\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 1\%$. 156

Figure 6-12: $\left[(Cpress)(2) / (Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 1\%$ 157

Figure 6-13: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 861.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.236\ m$, cas de la simulation SM 14. 158

Figure 6-14: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 852.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.046\ m$, cas de la simulation SM 15. 159

Figure 6-15: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 843.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.876\ m$, cas de la simulation SM 16. 159

Figure 6-16: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 861.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.236\ m$, cas de la simulation SM 14. 160

Figure 6-17: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 852.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.046\ m$, cas de la simulation SM 15. 160

Figure 6-18: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 843.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.876\ m$, cas de la simulation SM 16. 161

Figure 6-19: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 14, $\varepsilon_p = 2\%$ 162

Figure 6-20: CSPC: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 2\%$. 162

Figure 6-21: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 15, $\varepsilon_p = 3\%$ 163

Figure 6-22: CSPC: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 3\%$. 163

Figure 6-23: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 16, $\varepsilon_p = 4\%$ 164

Figure 6-24: CSPC: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 4\%$. 164

Figure 6-25: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 2\% - 3\% - 4\%$ 166

Figure 6-26: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 2\%$. 166

Figure 6-27: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 3\%$. 167

Figure 6-28: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 4\%$. 167

Figure 6-29: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\% - 1\% - 2\% - 3\%\ et\ 4\%$. 168

Figure 6-30: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 847.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.952\ m$, cas de la simulation SM 17. 171

Figure 6-31: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 864.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.28\ m$, cas de la simulation SM 18. 171

Figure 6-32: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 843.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.86\ m$, cas de la simulation SM 19. 172

Figure 6-33: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 847.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.952\ m$, cas de la simulation SM 17. 172

Figure 6-34: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 864.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.28\ m$, cas de la simulation SM 18. 173

Figure 6-35: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 843.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.86\ m$, cas de la simulation SM 19. 173

Figure 6-36: $Cpress\ Vs\ D$ du capteur n: 1, pour $\gamma_{sat} = 14,\ 16$ et $18\ kN/m^3$. 174

Figure 6-37: $Cpress\ Vs\ D$ du capteur n: 2 pour $\gamma_{sat} = 14,\ 16$ et $18\ kN/m^3$. 175

Figure 6-38: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p obtenue pour $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$ 175

Figure 6-39: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p pour $\gamma_{sat} = 14,\ 16$ et $18\ kN/m^3$ 176

Figure 6-40: Courbe de tendance $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ versus ε_p (équation (6.1)).....177

Figure 6-41: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ versus σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%,\ 1\%,\ 2\%,\ 3\%$ et 4% 178

Figure 6-42: Erreur relative et erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=2\%} = \frac{1}{2}\times\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=1\%}$ 180

Figure 6-43: Erreur relative et erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=0.5\%} = 2\times\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=1\%}$ 181

Figure 6-44: Erreur relative et erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=3\%} = \left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=4\%}$ 182

Figure 7-1: Courbe d'état limite du critère de Hill dans le plan déviatorique pour $\sigma_{yo}^{22} = \sigma_{yo}^{11}$ et $(\sigma_{yo}^{33})^2 = \frac{1}{2}(\sigma_{yo}^{11})^2(1+R)$, Ottosen et Ristinmaa (2005). 189

Figure 7-2: Stratigraphie et propriétés de l'argile de Louiseville (Leroueil et al., 2003). 191

Figure 7-3: Schèma du scissomètre.....192

Figure 7-4: Valeurs de la résistance au cisaillement non drainé à différentes profondeurs, Louiseville, Silvestri et Aubertin (1988).....194

Figure 7-5: Cheminement des contraintes suivi lors des essais triaxiaux CIUC et CIUE, El Mouatassim (1986).....195

Figure 7-6: Partition du sol à l'état initial. 198

Figure 7-7: Agrandissement du maillage du sol à l'état initial. 199

Figure 7-8: Représentation du maillage du sol à l'état initial. 199

Figure 7-9: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 833.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.666\ m$, cas de la simulation SM 20. 201

Figure 7-10: Zone totalement plastique, temps $t = 833.3\ s$, profondeur de fonçage $16.666\ m$, cas de la simulation SM 20.....201

Figure 7-11: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 20. 202

Figure 7-12: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 20. 202

Figure 7-13: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 20.....203

Figure 7-14: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 20. 204

Figure 7-15: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 855.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.1\ m$, cas de la simulation SM 21. 205

Figure 7-16: Zone totalement plastique, temps $t = 855.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.1\ m$, cas de la simulation SM 21. 206

Figure 7-17: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 21. 207

Figure 7-18: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas des simulations SM 20 et SM 21. 207

Figure 7-19: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 21. 208

Figure 7-20: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 21.....209

Figure 7-21: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 21. 209

Figure 7-22: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 857.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.14\ m$, cas de la simulation SM 22. 211

Figure 7-23: Zone totalement plastique, temps $t = 857.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.14\ m$, cas de la simulation SM 22. 211

Figure 7-24: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 22.....212

Figure 7-25: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 2. Cas des simulations SM 21 et SM 22.....213

Figure 7-26: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 1. Cas des simulations SM 21 et SM 22.....213

Figure 7-27: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 22.....214

Figure 7-28: $\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 22.....215

Figure 7-29: $\left[(Cpress)(2) / (Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 22. 215

Figure 7-30: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 858.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.16\ m$, cas de la simulation SM 23.....217

Figure 7-31: Zone totalement plastique, temps $t = 858.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.16\ m$, cas de la simulation SM 23. 217

Figure 7-32: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 23.....218

Figure 7-33: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 2. Cas des simulations SM 23 et SM 21.....219

Figure 7-34: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 1. Cas des simulations SM 23 et SM 21.....219

Figure 7-35: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 23.....220

Figure 7-36: $\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 23.....221

Figure 7-37: $\left[(Cpress)(2) / (Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 23. 221

Figure 7-38: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 858.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.16\ m$, cas de la simulation SM 24.....223

Figure 7-39: Zone totalement plastique, temps $t = 858.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.16\ m$, cas de la simulation SM 24. 223

Figure 7-40: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 24.....224

Figure 7-41: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 2. Cas des simulations SM 24 et SM 21.....225

Figure 7-42: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 1. Cas des simulations SM 24 et SM 21.....225

Figure 7-43: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 864.1\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.282\ m$, cas de la simulation SM 25.....230

Figure 7-44: Zone totalement plastique, temps $t = 864.1\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.282\ m$, cas de la simulation SM 25. 231

Figure 7-45: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 25.....232

Figure 7-46: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 25.....232

Figure 7-47: $\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 25.....233

Figure 7-48: $\left[(Cpress)(2) / (Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 25. 233

Figure 7-49: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 850.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.0\ m$, cas de la simulation SM 26.....236

Figure 7-50: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 850.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.0\ m$, cas de la simulation SM 26. 236

Figure 7-51: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 26.....237

Figure 7-52: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas des simulations SM 20 et SM 26...238

Figure 7-53: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 26.....239

Figure 7-54: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 26.....240

Figure 7-55: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 26. 240

Figure 8-1: Zone totalement plastique, temps $t = 793.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 15.868\ m$, cas de la simulation SM 27. 244

Figure 8-2: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 27, $\varepsilon_p = 5\%$. 245

Figure 8-3: CSPS: $Cpress$ Vs D des capteurs n:1 et n:2, $\varepsilon_p = 5\%$. 245

Figure 8-4: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D pour $\varepsilon_p = 5\%$. 246

Figure 8-5: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ $Vs\ \sigma_{yo}$ pour $\varepsilon_p = 5\%$. 247

Figure 8-6: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ versus σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%, 1\%, 2\%, 3\%, 4\%$ et 5%. 247

Figure 8-7: Comparaison entre la droite $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right](\sigma_{yo})$ pour $\varepsilon_p = 5\%$ et la droite de la solution proposée par Ladanyi et al. (2000). 249

Figure 8-8: Profil des contraintes latérales brutes mesurées lors de l'essai ISCT-2, Mascouche-A. 251

Figure 8-9: Profils des capteurs 3 et 4 considérés, ISCT-2 à Mascouche A. 252

Figure 8-10: Variation de S_{u-VST} avec la profondeur, Mascouche-A, adaptée de Silvestri et Abou-Samra (2008). 255

Figure A-1: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 1. 269

Figure A-2: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 2. 270

Figure A-3: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 3. 270

Figure A-4: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 4. 271

Figure A-5: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 5. 271

Figure A-6: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 6. 272

Figure A-7: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 7. 272

Figure A-8: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 8. 273

Figure A-9: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 9. 273

Figure A-10: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 10. 274

Figure A-11: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 11. 274

Figure A-12: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 12. 275

Figure A-13: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 13. 275

Figure A-14: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 14. 276

Figure A-15: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 15. 276

Figure A-16: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 16. 277

Figure A-17: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 17. 277

Figure A-18: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 18. 278

Figure A-19: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 19. 278

Figure A-20: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 20. 279

Figure A-21: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 21. 279

Figure A-22: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 22. 280

Figure A-23: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 23. 280

Figure A-24: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 24. 281

Figure A-25: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 25. 281

Figure A-26: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 26 282

Figure A-27: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 27. 282

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

$\boldsymbol{B}$	Opérateur différentiel et B^T sa transposée
c'	Cohésion effective
$cap(i)$	Capteur numéro "i"
CIU	Consolidé isotropiquement non drainé
$Cpress$	Pression de contact
$Cpress(i)$	Pression de contact dans le capteur numéro "i"
$Cpress(1)$	Pression de contact dans le capteur numéro 1 (M-ISC)
$Cpress(2)$	Pression de contact dans le capteur numéro 2 (M-ISC)
CPT	Essai de pénétration au cône statique
CPTU	Essai au piézocône
CSPC	Courbes simplifiées de pressions de contact
$\boldsymbol{D}$	Matrice constitutive (éléments finis)
D	Profondeur de fonçage
DMT	Essai au dilatomètre plat
D_{ijkl}	Tenseur du module élastique
$d\varepsilon_{ij}^{e}, d\varepsilon_{ij}^{p}, d\varepsilon_{ij}$	Incrément de déformations élastiques, plastiques, total $\left(d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{e} + d\varepsilon_{ij}^{p}\right)$
$d\lambda$	Constante non négative qui contrôle les déformations plastiques (von Mises)
E	Module d'Young

E_r	L'erreur résiduelle de l'élément
F	Fonction de d'écoulement plastique
$\boldsymbol{f_T}$	Vecteur force total (partie 3.4 éléments finis)
$\boldsymbol{f_e}$	Vecteur forces de l'élément
FEM	Méthode des éléments finis
$\boldsymbol{f}$	Vecteur des forces extérieures appliquées au système (partie 3.4 éléments finis)
G	Module de cisaillement
ISC	Cône effilé instrumenté
M-ISC	Cône effilé modifié
ISC-1	Cône effilé numéro 1
ISC-2	Cône effilé numéro 2
$ISC_{4\text{-cap}}$	Cône effilé avec quatre capteurs de pression totale
ISC_{ini}	Cône effilé instrumenté initial
ISCT	Essai au cône effilé instrumenté
M-ISCT	Essai au cône effilé instrumenté modifié
ISCT-1	Essai au cône effilé instrumenté numéro 1
ISCT-2	Essai au cône effilé instrumenté numéro 2
J_2	Second invariant du tenseur de contrainte déviatorique
$\boldsymbol{K}$	Matrice de rigidité

K_0	Coefficient de poussée des terres au repos
$\boldsymbol{K_e}$	Matrice de rigidité de l'élément
$\boldsymbol{K_T}$	Matrice de rigidité totale
K_i	Raideur de pénalité
$\boldsymbol{N}$	Matrice des fonctions de forme
OCR	Rapport de surconsolidation
PMT	Essai au pressiomètre
P_t	Profondeur du trou pilote
$P_\gamma(i)$	Pression de contact dû au poids du sol dans le capteur $"i"$
$P_{nette}(i)$	Pression de contact dans le capteur $"i"$ nette due aux caractéristiques mécaniques du sol
Q_{ijkl}	Inverse du le tenseur du module élastique
r_0	Rayon initial du trou pilote
r_i	Rayon de la sonde correspondant à $cap(i)$
SBPMT	Essai au pressiomètre autoforeur
S_u	Résistance au cisaillement non drainé
S_{uh}	Résistance au cisaillement non drainé mobilisée sur un plan horizontal
S_{uv}	Résistance au cisaillement non drainé mobilisée sur un plan vertical

S_{ij}	Tenseur des contraintes déviatoriques
t_n^0	Valeur maximale de la pression de contact quand la séparation est purement normale à la surface
t_s^0, t_t^0	Valeur maximale de la pression de contact quand la séparation est purement dans les directions de cisaillement.
u	Vecteur des déplacements
VST	Essai au scissomètre
V_0	Volume unitaire initial de la cavité avant déformation: volume de la cavité par mètre linéaire de profondeur
V_i	Volume unitaire du cylindre élargi par le rayon r_i
x_i	Distance longitudinale
α	Angle d'effilement du cône effilé
γ_{sat}	Poids volumique saturé du sol
δ_{ij}	Symbole de Chroneker
$\delta_m{}^f$	Séparation effective à l'état de rupture complet
$\delta_m{}^0$	Séparation effective au moment de l'initiation de l'endommagement
$\delta_m{}^{\max}$	Valeur maximale de la séparation effective atteinte durant l'historique du chargement
$\Delta V/V$	Déformation volumique
$(\Delta V_{0i}/V_0)$	Déformation volumique unitaire

$\boldsymbol{\varepsilon}$	Vecteur des déformations
ε_p	Seuil des déformations plastiques
η	Pourcentage relatif d'erreur
ν	Coefficient de Poisson
$\boldsymbol{v}$	Vecteur de déplacement nodal
$\boldsymbol{\sigma}$	Vecteur des contraintes
σ_{h_0}	Contrainte horizontale totale des terres au repos
σ_{ij}	Tenseur de contraintes
σ_{v_0}	Contrainte verticale totale des terres au repos
σ_0	Contrainte élastique limite dans le cas de la traction simple
σ_{oy} , σ_{yo}	Contrainte d'écoulement plastique initiale
σ_{yo}^{22}	Déviateur en compression, cas anisotrope
$\sigma_{yo}^{11} = \sigma_{yo}^{33}$	Déviateur en extension, cas anisotrope
$\sigma_{yo-déduit}$	Contrainte d'écoulement plastique déduite
σ_1	Contrainte principale majeure
σ_2	Contrainte principale intermédiaire
σ_3	Contrainte principale mineure
τ	Contrainte de cisaillement

τ_{adh}	Contrainte d'adhésion entre le cône et le sol
ϕ'	Angle de frottement interne

LISTE DES ANNEXES

Annexe A – Erreurs sur les pressions de contact……...269

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 La caractérisation des sols: essais in situ versus essais au laboratoire

La caractérisation des sols en termes de propriétés géotechniques est indispensable pour les projets d'aménagement. Une bonne connaissance des caractéristiques du sol de fondation est nécessaire pour dimensionner les fondations superficielles et/ou profondes d'une superstructure quelconque.

Tel qu'il est connu, les essais au laboratoire nécessitent le prélèvement d'échantillons de sol à différentes profondeurs, ce qui induit généralement un remaniement et conséquemment une modification des propriétés mécaniques in situ des échantillons de sol (ex. la résistance au cisaillement non drainé S_u). Il est préférable de réaliser des essais in situ, car l'erreur induite dans les mesures des paramètres de résistance est réduite.

Parmi les essais in situ dans les sols argileux, on peut citer: a) le CPT: essai de pénétration au cône statique; b) le PMT: essai au pressiomètre; c) le DMT: essai au dilatomètre plat; d) le VST: essai au scissomètre; et l'ISCT: essai au cône effilé instrumenté.

1.2 But du projet

Dans cette étude, nous traiterons plus en détail de l'essai ISCT. Cet essai a pour objectif principal la détermination de S_u de manière continue. Les essais ISC expérimentaux réalisés au printemps et été 2001 et 2002, interprétés par la méthode proposée par Ladanyi et al. (2000), ont fourni des valeurs non réalistes de S_u. L'écart entre les valeurs de S_u déterminées avec l'ISCT et celles déterminées avec d'autres essais tel que le VST, a motivé la réalisation de la première étude numérique de l'ISCT par Abou-Samra (2011). Il a été conclu que l'interprétation des résultats de l'essai avec la méthode proposée par Ladanyi et al. (2000), ne permet pas d'obtenir la valeur de S_u imposée dans les simulations de l'auteur.

La présente étude tente de répondre au besoin dans l'interprétation de l'ISCT, identifié dans les travaux numériques/expérimentaux antérieurs. En effet, l'hypothèse des déformations planes dans le plan (r,θ) sur laquelle repose l'interprétation actuelle de cet essai n'est pas validée par l'étude numérique entreprise par Abou-Samra (2011) i.e. dans un modèle axisymétrique, l'interprétation

de l'ISCT doit tenir compte des déformations se faisant dans le plan vertical (r,z) en plus des déformations ayant lieu dans le plan horizontal (r,θ). Cela explique l'écart entre les S_u déterminées au moyen de l'ISCT et du VST.

Ce travail a donc pour objectif principal le développement d'une nouvelle méthode d'interprétation de l'essai ISCT, basée sur des résultats numériques, qui permet de déterminer la résistance au cisaillement non-drainé de l'argile au sein de laquelle l'essai est effectué. On se fixe comme objectifs spécifiques : a-) l'étude de l'influence des paramètres du modèle mécanique et géométrique proposés sur les pressions de contact pour voir si une manipulation de ces pressions pourrait diminuer le nombre de variables dont dépend la pression de contact, b)- la proposition d'une nouvelle sonde ayant une géométrie différente de par son élancement, le nombre d'angles de conicité et le nombre de capteurs installés, et c)- l'étude du fonçage de cette sonde dans un sol qui présente des propriétés mécaniques anisotropes.

Les méthodes d'éléments finis sont par définition des méthodes approximatives. Elles permettent certainement de vérifier une solution analytique (exacte) si la modélisation est correctement effectuée. Toutefois, les simulations numériques sont aussi un outil qui permet de trouver une solution numérique (approximative) pour des problèmes auxquels aucune solution analytique n'est disponible. On peut prendre l'exemple de la détermination des plans de ruptures par les méthodes numériques d'endommagement des matériaux. En absence de formules analytiques donnant clairement les plans de ruptures, les modélisateurs se tournent vers les méthodes numériques qui permettent de prédire et de localiser les éventuelles ruptures. L'exactitude et la fiabilité des résultats restent bien entendu conditionnées par la qualité de la modélisation.

En ce qui concerne l'ISCT, et en absence d'une solution analytique permettant de développer une méthode d'interprétation propre à l'essai, les méthodes numériques restent le meilleur outil pour approcher la solution exacte.

1.3 Description du contenu de la présente thèse

Le Chapitre 1 est une introduction. Il présente le but du projet et décrit le contenu du présent travail.

Le Chapitre 2 présente une revue de littérature des essais in situ et s'intéresse plus spécifiquement à l'ISCT. Il décrit l'évolution de la sonde et traite plus en détail des ISC-1 et ISC-2, de leur

historique ainsi que des résultats d'essais expérimentaux effectués à Mascouche. Une synthèse de l'étude numérique de l'essai aux cônes ISC-1 et ISC-2 (Abou-Samra, 2011) y figure aussi.

Le Chapitre 3 expose brièvement les théories de base utilisées pour mener les simulations de l'ISCT dont l'objectif est de chercher, numériquement, une autre méthode d'interprétation de cet essai.

Le Chapitre 4 propose une nouvelle version de l'ISC, nommée M-ISC, avec laquelle les simulations de cette étude ont été menées (Chapitres 5 à 8). Il traite du modèle de base d'Abaqus/Standard utilisé, et présente les conditions de modélisation adoptées.

Le Chapitre 5 étudie l'influence des paramètres mécaniques et géométriques sur les pressions de contact lors du M-ISCT, et initie le développement de la nouvelle méthode de détermination de S_u.

Le Chapitre 6 exploite les résultats retrouvés au Chapitre 5, et présente le cheminement entrepris pour aboutir à une nouvelle méthode d'interprétation de l'essai au cône effilé instrumenté modifié (M-ISCT) exposée pour la première fois. Cette théorie est différente de la théorie utilisée par Ladanyi et Longtin (2005) et repose sur des résultats numériques.

Le Chapitre 7 simule le fonçage du M-ISC dans un sol anisotrope. Il étudie l'influence des paramètres du modèle de Hill (1948, 1950) sur les pressions de contact. La partie 7.10 du Chapitre 7 propose un exemple de détermination de σ_{yo} et de E à partir de la simulation du M-ISCT dans un sol à propriétés isotropes, en utilisant la méthode d'interprétation établie au Chapitre 6.

Le Chapitre 8 définit une limite inférieure des relations $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$ retrouvées dans le Chapitre 6, et propose un domaine de validité de la méthode d'interprétation de Ladanyi et al. (2000).

Le Chapitre 9 reprend l'essentiel des résultats trouvés dans cette étude, et propose des recommandations pour des travaux futurs.

CHAPITRE 2 SYNTHÈSE DES TRAVAUX ANTÉRIEURS SUR L'ISCT-1/2

Ce chapitre présente une revue de littérature des essais in situ, et se penche plus en détail sur la description de l'ISCT, son fondement théorique et sur les travaux expérimentaux et numériques réalisés avec les sondes ISC-1 et ISC-2.

2.1 Le CPT

L'essai de pénétration au cône ou au piézocône (Figure 2-1) est un essai qui consiste à foncer dans le sol, à vitesse constante et de façon continue, une sonde cylindrique à pointe conique. Durant la pénétration, la force résistante agissant sur le cône Q_c, la force de fonçage totale Q_t, et éventuellement la force de frottement latéral F_s et la pression interstitielle u peuvent être mesurées (enregistrées) de manière continue ou intermittente.

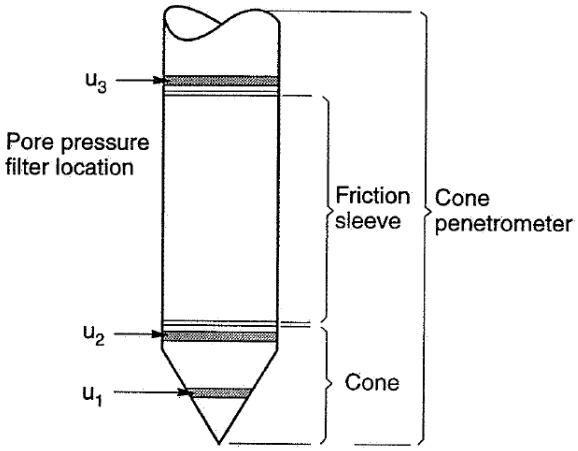

Figure 2-1: Terminologie du pénétromètre, (Lunne, Powell et Robertson, 1997).

La résistance en pointe q_c est alors égale à Q_c divisée par la surface projetée du cône A_c, et la résistance de frottement latérale f_s est le rapport de F_s sur la surface latérale A_s du manchon, i.e.:

$$q_c = \frac{Q_c}{A_c} \text{ et } f_s = \frac{F_s}{A_s} \text{ avec } Q_t = Q_c + F_s$$

Dans le cas d'un piézocône, la pression interstitielle peut être mesurée aux trois points dont les positions sont montrées à la Figure 2-1 i.e. u_1, u_2 et u_3.

2.1.1 Historique du CPT

Le premier cône hollandais a été conçu au laboratoire de mécanique des sols de l'université de Delft (DSML) en Hollande (Lunne et al., 1997). Ce cône avait une section de $10\ cm^2$ et un angle au sommet de 60°. Les premiers essais ont été effectués par l'ingénieur des travaux publics Barentsen en 1932 (Lunne et al., 1997). Le fonçage était exécuté manuellement. Vermeiden (1948) et Plantema (1948) l'ont amélioré en ajoutant une partie conique juste au-dessus du cône.

C'est avec Begemann (1953, 1969) que l'ajout d'un dispositif permettant la mesure du frottement latéral a eu lieu. Les mesures étaient effectuées à chaque $0.2\ m$.

Le premier cône électrique nommé le cône Rotterdam a été développé par l'ingénieur Bakker en 1948 (Lunne et al., 1997). Les mesures peuvent à présent se faire en continu. Le laboratoire DSML a produit en 1957 le premier pénétromètre électrique où le frottement latéral peut aussi être mesuré séparément.

En 1965, Fugro en cooperation avec l'institut hollandais de recherche, a developé une autre version du cône électrique (Figure 2-2). La forme et les dimensions de ce cône ont été la base de la réference internationnale de la procédure de l'essai.

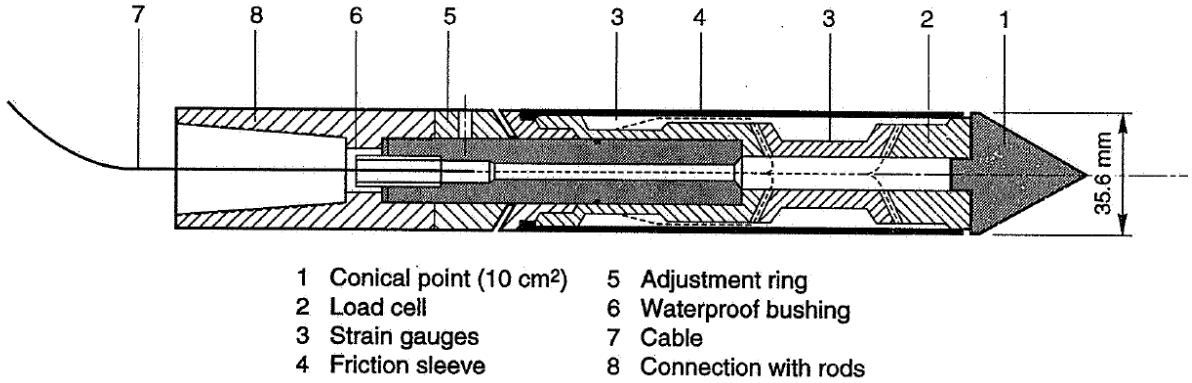

Figure 2-2: Le cône électrique à frottement de Fugro, (Lunne et al., 1997).

Un pénétromètre électrique ayant la même forme que le cône standard permettant de mesurer la pression interstitielle a été développé par l'Institut Norvégien de Géotechnique (NGI) et utilisé par Janbu et Senneset (1974).

Roy, M., Tremblay, Tavenas et La Rochelle (1980) ont produit la première publication où la mesure de la résistance en pointe et de la pression interstitielle était effectuée avec la même sonde. Puis en 1981, lors du congrès national de l'ASCE à St Louis, Missouri, plusieurs auteurs (dont Baligh, Azzouz, Wissa, Martin et Morrison 1981, Tumay et Fakhroo 1981, De Ruiter 1981) ont présenté les résultats d'essais au piézocône mesurant simultanément la pression interstitielle, la résistance en pointe et le frottement latéral.

2.1.2 Interprétation du CPT/CPTU dans les argiles

- ***Poids propre du sol***

Larsson et Mulabdic (1991) ont proposé le graphique de la Figure 2-3 pour l'estimation du poids propre des argiles basée sur la résistance en pointe corrigée (q_t) nette $q_t - \sigma_{v0}$ et sur le rapport de pression interstitielle B_q défini par:

$$B_q = \frac{u_2 - u_0}{q_t - \sigma_{v0}}$$

La résistance en pointe corrigée (q_t) est définie par l'équation suivante où a est le rapport entre la surface de la section transversale de la cellule de chargement A_n (Figure 2-4) sur l'aire projetée du cône:

$$q_t = q_c + u_2(1-a) \text{ avec } a = \frac{A_n}{A_c}$$

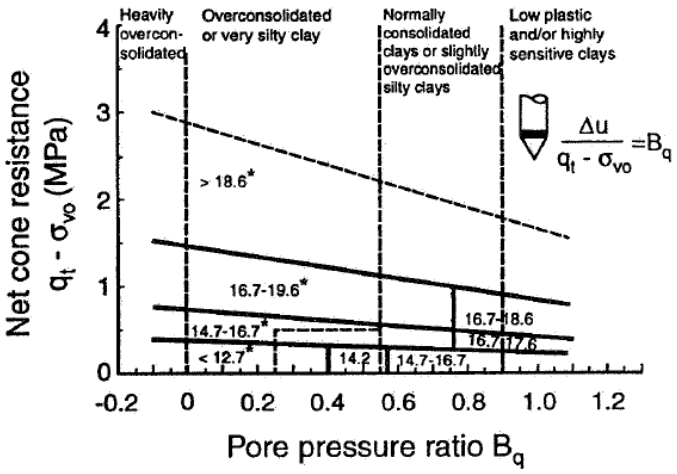

Figure 2-3: Graphique pour l'estimation du poids volumique du sol à partir des résultats du CPTU, Larsson et Mulabdic (1991).

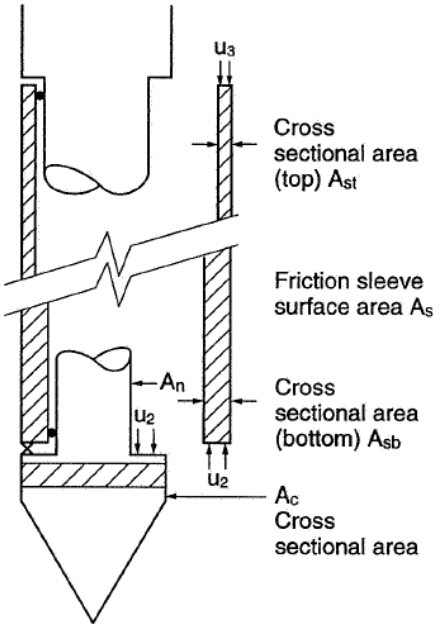

Figure 2-4: Effets de la pression interstitielle sur les paramètres mesurés, Lunne et al. (1997).

- ***OCR et*** K_0

La détermination de l'OCR et de K_0 peut se faire en exploitant le graphique de la Figure 2-5 construit par Andresen, Berre, Kleven et Lunne (1979). Le rapport $\frac{S_u}{\sigma'_{v0}}$ (où S_u peut être déterminée des résultats du CPT/CPTU et où σ'_{v0} est la contrainte verticale effective), combiné avec l'indice de plasticité I_p de l'argile, permet d'estimer K_0 et l'OCR.

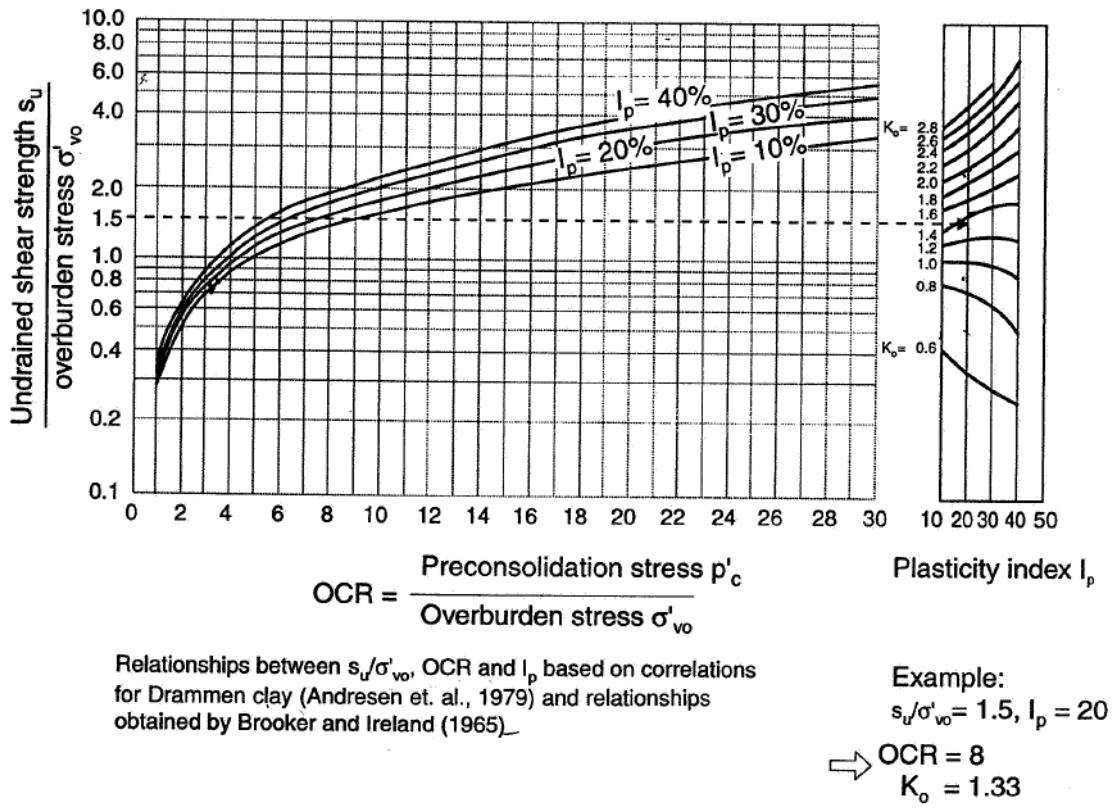

Figure 2-5: Détermination de l'OCR et de K_0 à partir de $\frac{S_u}{\sigma'_{v0}}$ et de I_p, Andresen et al. (1979).

- **La résistance au cisaillement non-drainé** S_u

Toutes les méthodes d'interprétation théoriques du CPT/CPTU en vue de la détermination de S_u mènent à une relation de la forme:

$$q_c = N_c.S_u + \sigma_0$$

où N_c est un paramètre théorique du cône et σ_0 est la contrainte totale in-situ (qui peut être soit σ_{v0}, soit σ_{h0} ou encore $\sigma_{mean} = \frac{\sigma_{v0} + 2.\sigma_{h0}}{3}$). La Figure 2-6 présente les valeurs théoriques de N_c ainsi que la définition de σ_0 leur correspondant dépendamment de la solution théorique considérée.

N_c ($\phi = 0$)	σ_i	Solution group	Remarks	Reference
7.41	σ_{vo}	1		Terzaghi (1943)
7.0	σ_{vo}	1		Caquot and Kerisel (1956)
9.34	σ_{vo}	1	Smooth base	Meyerhof (1951)
9.74	σ_{vo}	1	Rough base	
9.94	σ_{vo}	1		de Beer (1977)
$\frac{4}{3}\left[1 + \ln\frac{E_t}{3s_u}\right] + 1$	σ_{vo}	2	SCE E_t: initial tangent modulus	Meyerhof (1951)
$\frac{4}{3}\left[1 + \ln\frac{E_s}{s_u}\right] + 1$	σ_{vo}	2	SCE E_s: secant modulus at 50% failure	Skempton (1951)
$\frac{4}{3}\left[1 + \ln\frac{E_s}{3s_u}\right] + \cot\theta$	σ_{vo}	2	SCE	Gibson (1950)
$\frac{4}{3}\left[1 + \ln\frac{E_s}{s_u}\right] + \cot\theta$	σ_{vo}	2	SCE, finite strain theory	Gibson (1950)
$\frac{4}{3}[1 + \ln I_R]$	σ_{vo}	2	SCE	Vesic (1972)
$\frac{4}{3}[1 + \ln I_R] + 2.57$	σ_{mean}	3	SCE	Vesic (1975)
$[1 + \ln I_R] + 11$	σ_{ho}	3	CCE	Baligh (1975)
$\frac{s_a}{s_u} + \frac{4}{3}\frac{s_r}{s_u}\left[1 + \ln\frac{E_r}{3s_{ur}}\right] + \frac{4}{3}$	σ_{vo}	4	Trilinear stress-strain relationship	Ladanyi (1967)
$\left[\frac{E_u/s_u - E_r/s_{ur}\cdot s_{ur}/s_u}{E_u/S_u - E_r/s_{ur}}\right]\ln\frac{E_u}{s_u}\frac{s_{ur}}{E_r}$ $+ 0.19 + 2.64\ln(I_r) - \frac{\sigma'_{vo}}{s_u}(1 - K_o) + 2\alpha$	σ_{vo}	5	Elastic perfectly plastic – strain path approach	Teh (1987)

NOTE: SCE: spherical cavity expansion; CCE: cylindrical cavity expansion; I_r: rigidity index $= G_u/s_u = E_u/3s_u$; σ_{mean}: mean normal total stress $= (\sigma_{vo} + 2\sigma_{ho})/3$; θ: semiapex angle.

Figure 2-6: N_c théorique, Lunne et al. (1997).

S_u peut aussi être déterminée à partir de corrélations empiriques dont la plus utilisée est celle basée sur la résistance en pointe. Elle est donnée par l'expression:

$$S_u = \frac{q_c - \sigma_{v0}}{N_k}$$

où N_k est un paramètre empirique du cône et σ_{v0} est la contrainte verticale totale.

Kjekstad, Lunne et Clausen (1978) ont proposé une valeur moyenne de N_k de 17 en se basant sur S_u déterminée avec l'essai triaxial de compression. Lunne et Kleven (1981) ont montré que pour des argiles marines normalement consolidées et en utilisant l'essai au scissomètre comme référence, N_k varie entre 11 et 19 avec une moyenne de 15. Ces valeurs de N_k sont similaires à celles obtenues avec des méthodes théoriques telle celle de Teh (1987) (utilisant la résistance en pointe corrigée q_t), comme le montre la Figure 2-7.

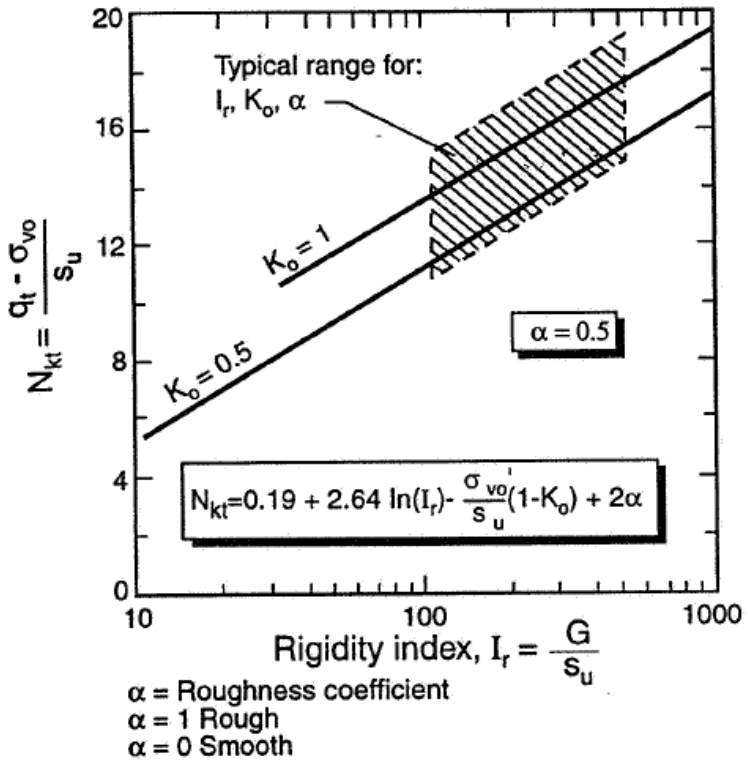

Figure 2-7: Solution théorique de N_{kt}, Teh (1987).

Aas, Lacasse, Lunne et Hoeg (1986) ont utilisé la résistance en pointe corrigée pour proposer une corrélation entre le facteur N_{kt} $\left(N_{kt} = \frac{q_t - \sigma_{v0}}{S_u}\right)$ et l'indice de plasticité I_p. Leurs résultats montrent que N_{kt} augmente quand I_p croit. Les valeurs de N_{kt} obtenues varient entre 8 et 16 pour I_p entre 3% et 50%.

- **Le module d'Young non drainé** E_u

L'estimation du module d'Young E_u se fait généralement à travers des corrélations empiriques avec S_u de la forme:

$$E_u = n.S_u$$

Où n est une constante qui dépend du niveau de la contrainte de cisaillement, de l'OCR, de la sensibilité de l'argile et d'autres facteurs (Ladd, Foott, Ishihara, Schosser et Poulos 1977). La Figure 2-8 présente des données d'argiles normalement consolidées (Ladd et al. 1977) et montre la variation de E_u/S_u avec le niveau de contraintes de cisaillement appliqué pour sept sols cohérents différents $\left(15\% \leq I_p \leq 75\%\right)$. La Figure 2-9 montre la variation de E_u/S_u avec l'OCR à deux niveaux de contraintes de cisaillement et pour les mêmes types de sols de la Figure 2-8 (Ladd et al. 1977). Enfin, la Figure 2-10 montre la variation de E_u/S_u avec l'OCR à 25% de la contrainte de rupture telle que proposée par Duncan et Buchignani (1976).

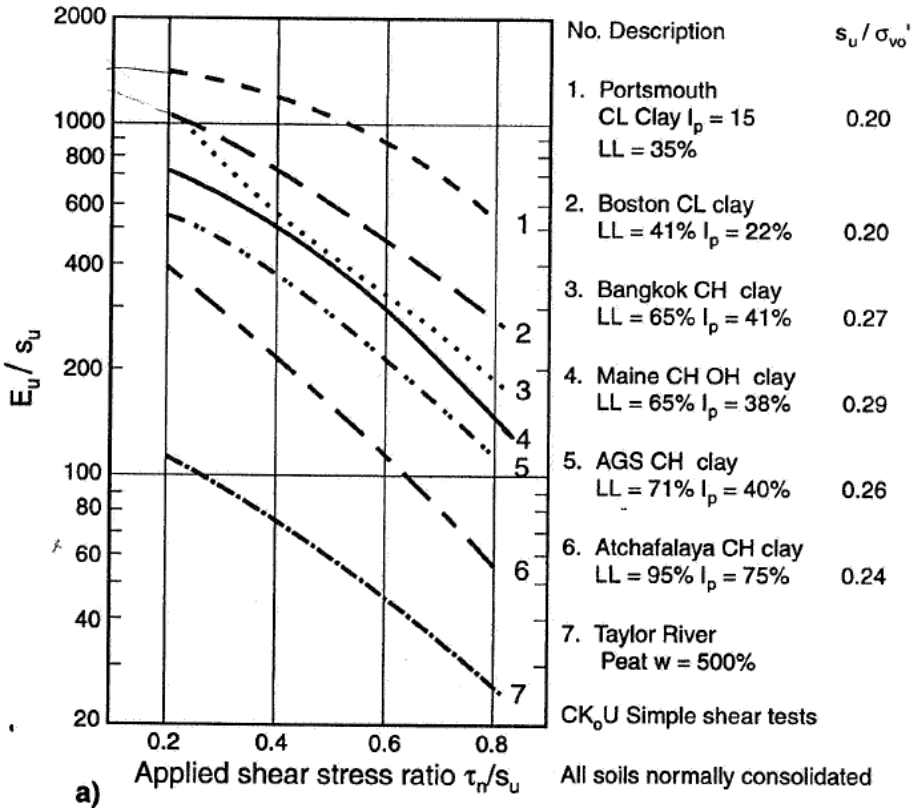

Figure 2-8 Rapport de rigidité E_u/S_u en fonction du rapport de contraintes de cisaillement appliquées τ_n/S_u et de I_p, Ladd et al. (1977).

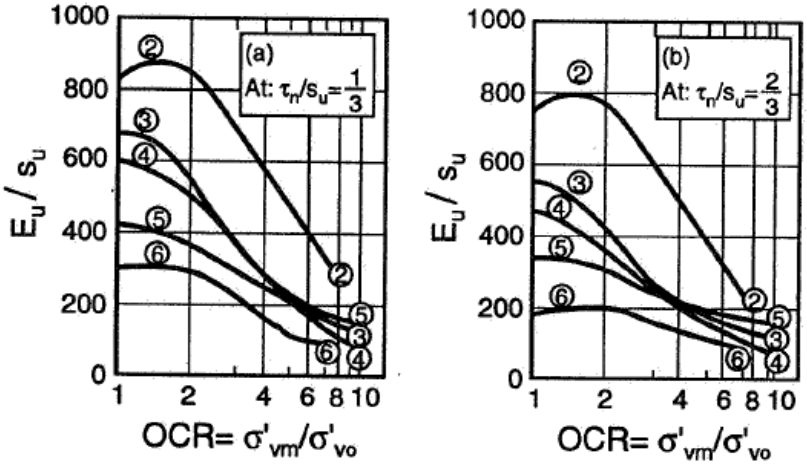

Figure 2-9: Rapport de rigidité E_u/S_u en fonction de l'OCR et de I_p pour des τ_n/S_u de $\frac{1}{3}$ et $\frac{2}{3}$, Ladd et al. (1977).

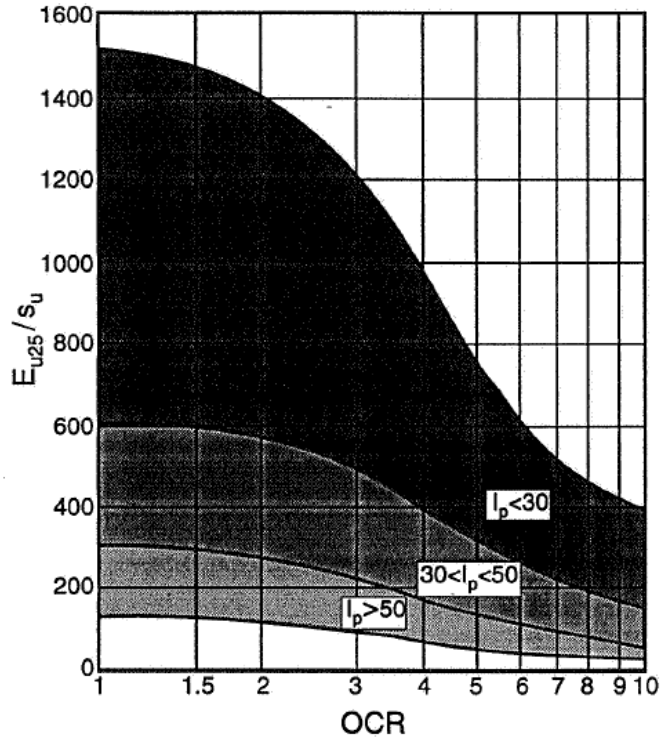

Figure 2-10: E_u/S_u en fonction de l'OCR, Duncan et Buchignani (1976).

2.2 Le DMT

Le dilatomètre (Figure 2-11) a été développé par Marchetti (1980) en Italie. L'essai au dilatomètre (DMT) consiste à foncer une lame en acier de $14\ mm$ d'épaisseur, $95\ mm$ de largeur et $220\ mm$ de longueur dans le sol à une vitesse de $2\ cm/s$. Une des faces de la lame est équipée d'une membrane gonflable de $60\ mm$ de diamètre. Une fois le dilatomètre installé à la profondeur souhaitée, la membrane est gonflée à l'aide d'un gaz jusqu'à $1\ mm$ d'expansion latérale. La pression de contact p_0, ou pression de décollage de la membrane, ainsi que la pression p_1 correspondant à $1\ mm$ de déplacement sont enregistrées.

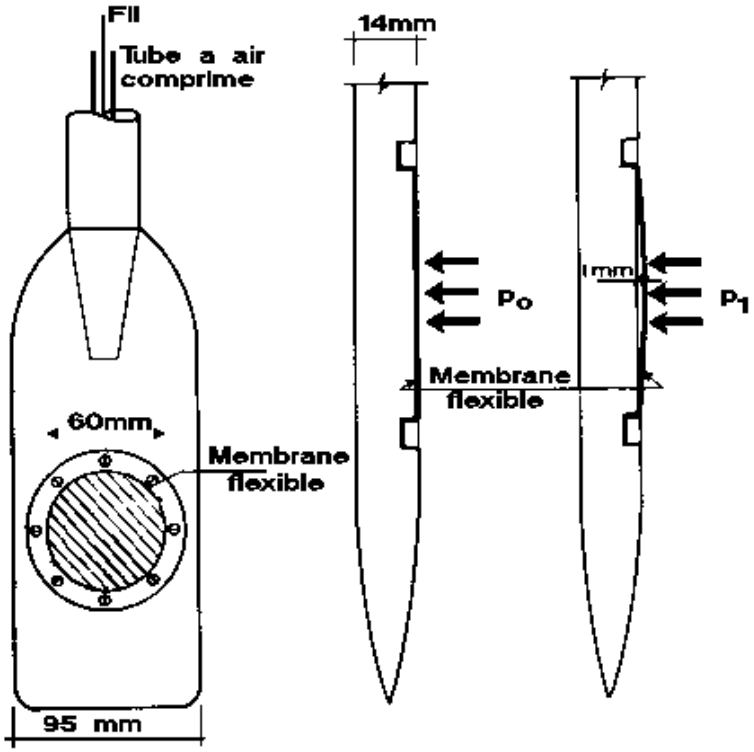

Figure 2-11: Schéma de la lame du dilatomètre Marchetti, Marchetti (1980).

Marchetti (1980) propose une série de corrélations basées sur des sols italiens pour caractériser le type de sol, estimer son poids propre, K_0, l'OCR, S_u, le module de compression unidirectionnel M $\left(M = \frac{1}{m_v}\right)$ et autres paramètres. Les corrélations proposées ont été déterminées à partir d'un nombre limité de sols, i.e. huit dépôts sableux et seulement deux dépôts argileux. Lunne, Lacasse et Rad (1989) ont ajouté les données de sols provenant d'autres pays et ont proposé d'autres corrélations. Ainsi, l'interprétation du DMT repose entièrement sur des corrélations et se base sur les trois indices suivants:

- **L'indice du matériau** I_D

$$I_D = \frac{p_1 - p_0}{p_0 - u_0}$$

u_0 étant la pression interstitielle in-situ avant l'insertion du dilatomètre.

- **L'indice de pression latérale** K_D

$$K_D = \frac{p_0 - u_0}{\sigma'_{v0}}$$

σ'_{v0} étant la contrainte effective verticale.

- **Le module du dilatomètre** E_D

$$E_D = \frac{E}{1-\nu^2} = (34.7 \text{ à } 38.2).\Delta p$$

E étant le module d'Young, ν le coefficient de Poisson et $\Delta p = p_1 - p_0$. E_D est empiriquement relié à E.

2.2.1 Interprétation du DMT dans les argiles

Tel que mentionné précédemment, l'interprétation du DMT repose entièrement sur des corrélations empiriques basées sur les paramètres I_D, K_D et E_D. Ci-après, on présente les méthodes de détermination de l'OCR, de K_0, de S_u et de M.

- **Détermination de l'OCR et de K_0**

Marchetti (1980) propose les formules empiriques suivantes:

$$OCR = \left(0.5K_D\right)^{1.56}$$

$$K_0 = \left(\frac{K_D}{1.5}\right)^{0.47} - 0.6$$

Powell et Uglow (1988) ont tenté d'interpréter les résultats des essais DMT réalisés sur des argiles anglaises. Il a été observé que les corrélations sont spécifiques à chaque site (Figure 2-12 et 2-13). Cela d'après les auteurs peut être justifié par l'âge des dépôts argileux. Dans leur étude, un groupe d'argile est plus jeune que 70000 années, et l'autre groupe est plus âgé que 60 millions d'années.

Powell et Uglow (1988) proposent ainsi, pour les argiles jeunes, les corrélations suivantes en vue de la détermination de K_0 et de l'OCR:

$$OCR = 0.24\,K_D^{\,1.32}$$

$$K_0 = 0.34\,K_D^{\,0.55}$$

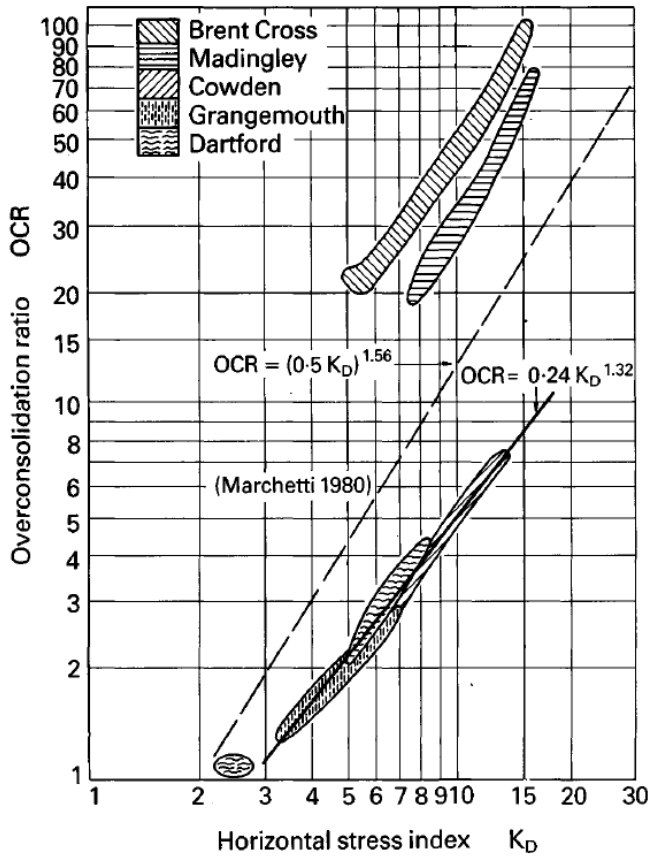

Figure 2-12: Relations OCR vs K_D, Powell et Uglow (1988).

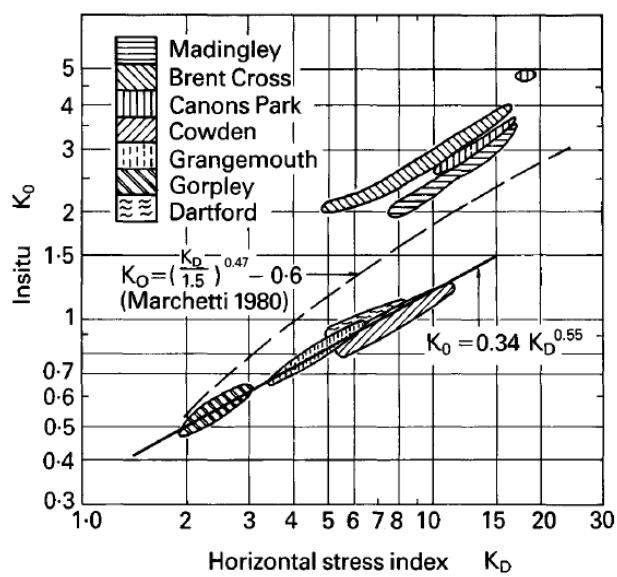

Figure 2-13: Relations K_0 vs K_D, Powell et Uglow (1988).

- **Détermination de S_u**

S_u dérivée du DMT, est déterminée à l'aide de la formule suivante (Marchetti, 1980):

$$S_u = 0.22\sigma'_{v0}.(0.5K_D)^{1.25}$$

- **Identification et densité du sol**

Marchetti (1980) suggère que les sols peuvent être classifiés selon leur position dans un graphique (Figure 2-14) préconstruit de E_D *vs* I_D, qui fournit aussi leur consistance et leur densité.

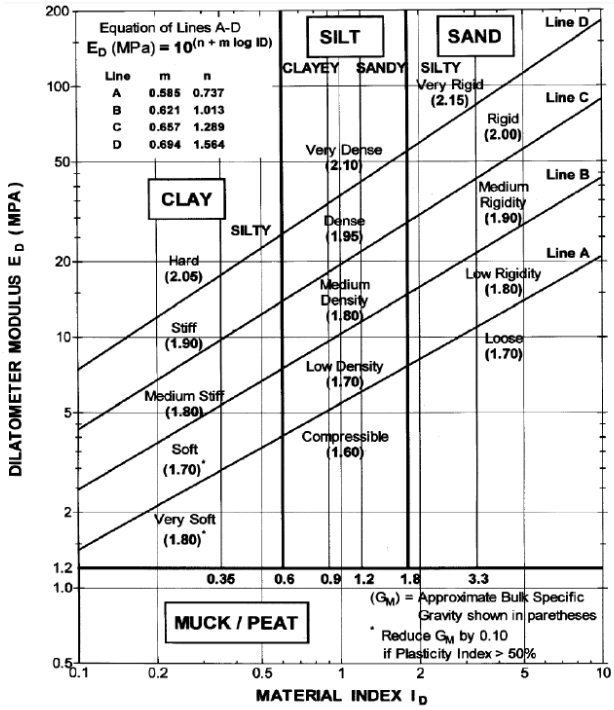

Figure 2-14: Graphique pour la classification du sol et l'estimation de sa densité, basé sur E_D *vs* I_D, Marchetti (1980).

- **Le module de compression unidirectionnel** M

Marchetti (1980) a corrélé le module E_D avec le module de compression unidirectionnel ou module œdométrique[1] M $\left(M = \frac{1}{m_v}\right)$ (i.e. M pente de la relation contrainte-déformation obtenue avec un essai de consolidation conventionnel). Il propose la corrélation suivante:

$$M = R_M . E_D$$

Dans cette formule, R_M est un facteur d'échelle dont la valeur typique pour les argiles est de 2 à 3. Il peut être relié au coefficient de Poisson drainé ν' dans les cas suivants (Roy, Saliba et Lowder, 1986):

- Si E_D est déterminé dans un environnement drainé, alors:

$$R_M = \frac{(1-\nu')^2}{(1-2\nu')}$$

- Si E_D est déterminé dans un environnement non drainé, alors:

$$R_M = \frac{(1-\nu')}{2(1-2\nu')}$$

Marchetti (1980) propose les équations suivantes pour la détermination de R_M en fonction de I_D et de K_D:

$$R_M = 0.14 + 2.36\log(K_D) \quad si\ I_D \leq 0.6$$

$$R_M = R_{M,0} + (2.5 - R_{M,0})\log(K_D) \quad si\ 0.6 < I_D < 3$$
$$\text{avec } R_{M,0} = 0.14 + 0.15(I_D - 0.6)$$

$$R_M = 0.5 + 2\log(K_D) \quad si\ I_D \geq 3$$

$$R_M = 0.32 + 2.18\log(K_D) \quad si\ K_D > 10$$

---

[1] Module de compression unidirectionnel ou module œdométrique: constrained tangent modulus

Les valeurs de I_D inférieures à trois sont généralement associées aux argiles, et celles supérieures à trois sont associées aux sables. R_M est cependant toujours supérieur à 0.85.

Powell et Uglow (1988) dans leur étude sur les argiles anglaises ont obtenu des valeurs de R_M inférieures à 1, comme le montre la Figure 2-15.

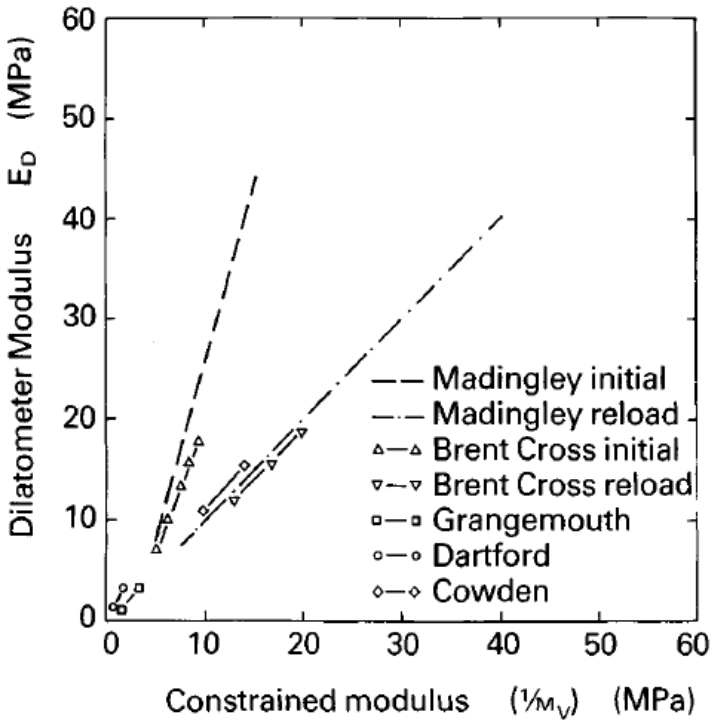

Figure 2-15: E_D *vs* $\frac{1}{m_v}$, Powell et Uglow (1988).

2.3 Le VST

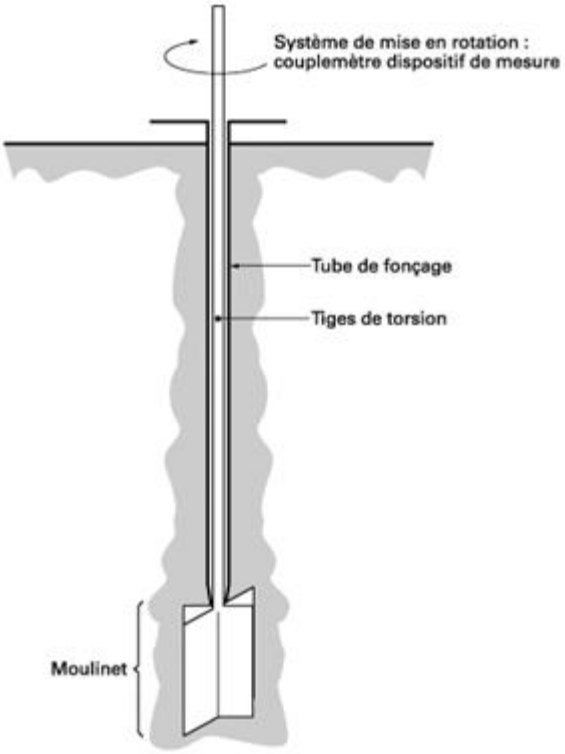

Figure 2-16: Schéma du principe du scissomètre.

L'essai au scissomètre (VST), développé dans les pays scandinaves, est généralement utilisé pour la détermination de S_u des sols argileux au sein desquels il est réalisé. Le scissomètre (Figure 2-16) est constitué de quatre lames soudées à un arbre. L'essai consiste à insérer cet appareil à la profondeur souhaitée, puis un moment de torsion est appliqué sur l'arbre à une vitesse standard de 0.1 degrés par seconde, jusqu'à rupture du sol. L'évolution du couple de torsion avec le temps ou la rotation est alors enregistrée (Figure 2-17).

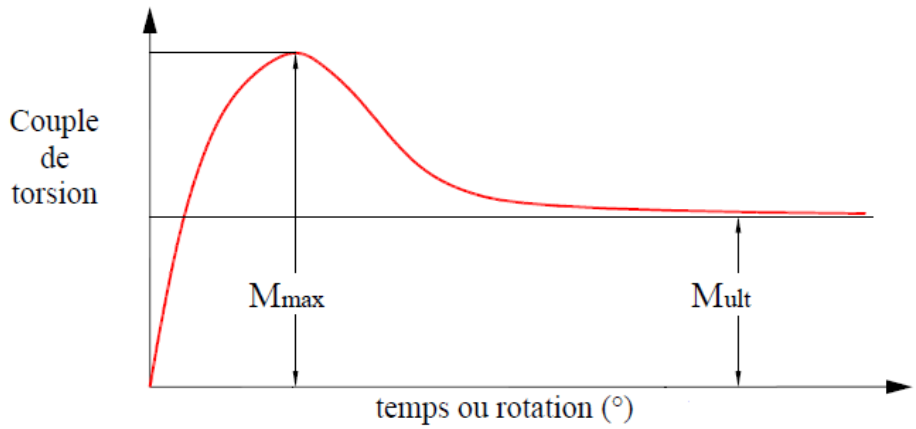

Figure 2-17: Exemple de courbe mesurée avec le scissomètre, couple de torsion en fonction de la rotation.

En considérant que:

- Le sol est non drainé, i.e. il n'y a pas de consolidation durant l'insertion ou la rotation du scissomètre,
- Il n'y a pas de rupture progressive, le moment maximal survient lorsque la résistance au cisaillement non drainé est mobilisée au même moment sur tout le cylindre déplacé, et
- La zone remaniée autour du scissomètre est très petite,

le moment maximal $M_{\max}$ (Figure 2-17) peut être relié théoriquement à S_u dans un cas isotrope tel que suit:

$$M_{\max} = M_v + 2M_h = \frac{\pi D^2 H}{2} S_u + 2.\int_0^{D/2} S_u \, 2\pi r \, r \, dr$$

$$M_{\max} = \frac{\pi D^2 H}{2} S_u + \frac{\pi D^3}{6} S_u$$

$$S_u = \frac{M}{\frac{\pi D^2 H}{2} + \frac{\pi D^3}{6}} \tag{2.1}$$

Avec:

- M_v : le moment exercé sur la surface verticale du cylindre déplacé,
- M_h : le moment exercé sur une des deux surfaces horizontales du cylindre déplacé, et

- H et D: hauteur des palettes du scissomètre et son diamètre respectivement.

Le moment ultime M_{ult} (Figure 2-17) permet de déterminer S_{u-ult}, résistance au cisaillement non drainé à l'état ultime, en utilisant la relation (2.1), i.e.:

$$S_{u-ult} = \frac{M_{ult}}{\frac{\pi D^2 H}{2} + \frac{\pi D^3}{6}}$$

L'indice de fragilité I_B défini par la formule suivante caractérise la perte de résistance après le moment maximal:

$$I_B = \frac{S_u - S_{u-ult}}{S_{u-ult}}$$

En procédant à un second essai par rotation rapide des palettes en place dans le sol remanié suite au premier essai, la résistance au cisaillement non drainé à l'état remanié S_{u-rem} est déterminée. La sensibilité de l'argile S_t en est déduite, i.e. $S_t = S_u / S_{u-rem}$.

Tenant compte de l'indice de plasticité, Bjerrum (1973) propose un facteur de correction μ pour corriger S_u mesurée avec le scissomètre. Ce facteur de correction est déterminé à travers l'indice de plasticité I_p en utilisant le graphique de la Figure 2-18.

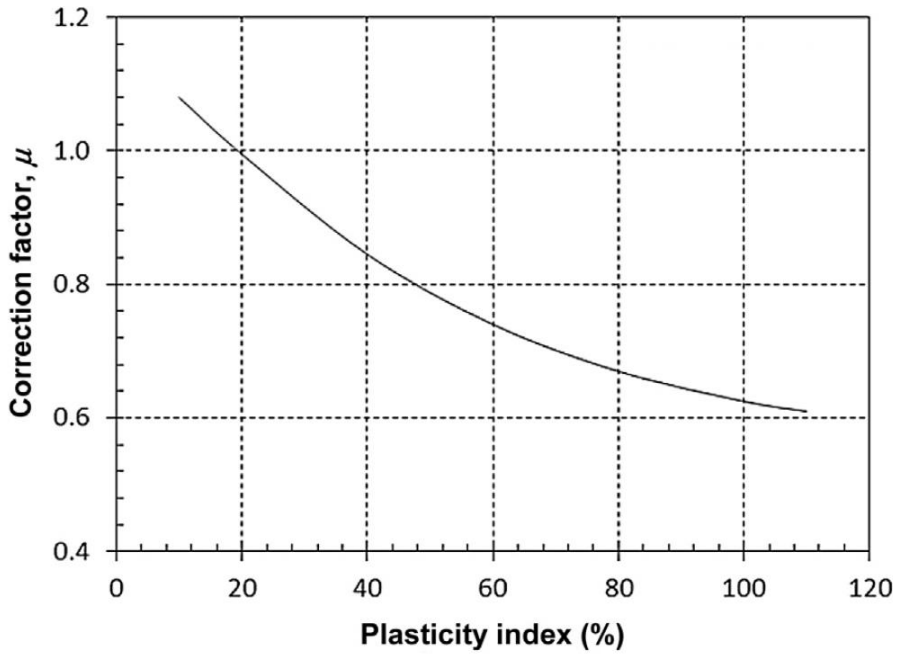

Figure 2-18: Facteur de correction μ en fonction de I_p, Bjerrum (1973).

Si S_{u-mes} est la résistance au cisaillement non drainé déterminée avec le scissomètre, la résistance au cisaillement non drainé corrigée S_{u-corr} (Bjerrum, 1973) est obtenue à travers la relation suivante:

$$S_{u-corr} = \mu . S_{u-mes}$$

2.4 Le PMT

Le pressiomètre Ménard est un instrument initialement conçu pour mesurer in situ la résistance au cisaillement non drainé S_u du sol. Cet outil a été décrit par Ménard (1956, 1957). Il est composé de 3 cellules coaxiales cylindriques (Figure 2-19) de même diamètre en caoutchouc, insérées dans un trou pilote perforé. Une fois positionnée à la profondeur souhaitée, la cellule centrale, qui est la cellule de mesure, est chargée en augmentant la pression interne, ce qui pousse la surface cylindrique de la cellule vers l'extérieur contre la surface interne de la cavité. La relation entre la pression interne appliquée et l'augmentation du volume est mesurée. Les deux autres cellules (cellules de garde) i.e. cellules au-dessus et au-dessous de la cellule centrale, sont soumises à la même pression interne que la cellule centrale de mesure, mais leur changement de

volume n'est pas mesuré. Leur fonction est d'éliminer les effets de bord et d'assurer un état de déformations planes de la région aux alentours de la cellule de mesure.

Des corrections sont faites vis-à-vis de la pression nécessaire pour gonfler la cellule de caoutchouc elle-même et vis-à-vis de l'augmentation du volume des connecteurs de pression.

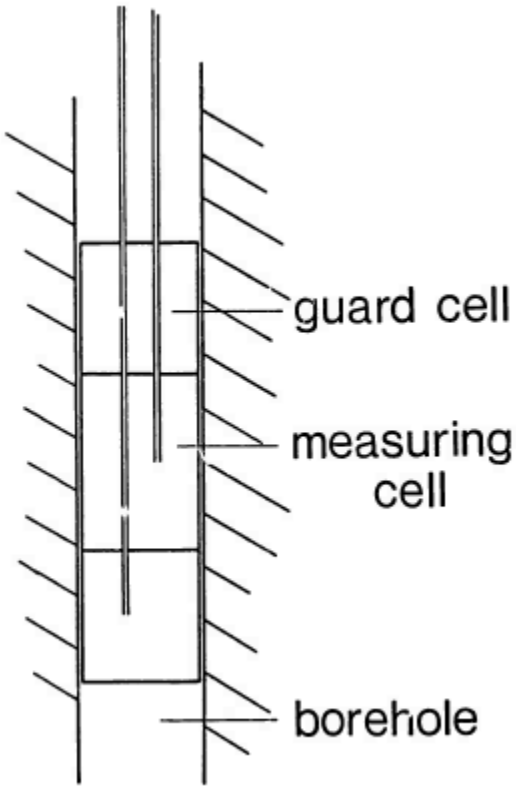

Figure 2-19: Schéma du pressiomètre indiquant la position de la cellule de mesure et des cellules de garde.

Les mesures effectuées avec le pressiomètre permettent de déterminer la relation pression-volume. Cette relation n'est utile que si une ou des méthodes (analytiques ou empiriques) sont dérivées pour la détermination des propriétés mécaniques du sol.

Ménard (1957) propose une méthode d'interprétation du PMT en considérant un comportement élastique parfaitement plastique du sol. Il a examiné les cas extrêmes de déformations suivants: 1- très petites déformations où le changement de volume est négligé et 2- très grandes déformations. Il n'a toutefois pas examiné le cas intermédiaire. Il a dérivé ainsi l'expression de la pression limite P_L suivante obtenue précédemment par d'autres auteurs tel Bishop, Hill et Mott (1945):

$$P_L = P_{0h} + S_u \left(1 + \ln \frac{E_u}{2S_u(1+\nu_u)} \right)$$

Dans cette expression, P_{0h} est la contrainte horizontale totale des terres au repos, E_u le module d'Young non drainé, et ν_u le coefficient de Poisson non drainé. Cette expression peut être écrite sous la forme:

$$P_L = P_{0h} + S_u N_p$$

avec

$$N_p = \left(1 + \ln \frac{E_u}{2S_u(1+\nu_u)} \right)$$

Le facteur N_p est déterminé de manière empirique. Ladd, Germaine, Baligh et Lacasse (1980) proposent des valeurs de N_p entre 4.5 et 7.5.

Gibson et Anderson (1961) ont inclus l'effet du changement de volume dans une analyse où il est supposé que le sol obéit à un comportement élastique linéaire parfaitement plastique. Ils aboutissent à la formule analytique suivante permettant de déterminer S_u à partir de la relation pression-volume:

$$S_u = \frac{P_2 - P_1}{\ln\left(\frac{V_2 - V_0}{V_2}\right) - \ln\left(\frac{V_1 - V_0}{V_1}\right)}$$

où

P_1 : est la pression de contact mesurée en un premier point de la partie quasi linéaire de la courbe pressiométrique,

P_2 : est la pression de contact mesurée en un deuxième point de la partie quasi linéaire de la courbe pressiométrique,

V_1 : est le volume unitaire de la cavité à l'état déformé au point correspondant à P_1,

V_2 : est le volume unitaire de la cavité à l'état déformé au point correspondant à P_2, et

V_0 : Volume unitaire initial de la cavité.

Ladanyi (1972) et Palmer (1971) ont montré que plus d'informations peuvent être déduites du PMT avec moins d'hypothèses. En effet, leurs analyses de l'expansion cylindrique de la cavité a été menée sans aucune considération sur le comportement élastique du sol. Ils arrivent à déterminer toute la courbe contraintes-déformations dans le cas de déformations planes sur la base des résultats d'un seul PMT.

2.4.1 Approche de Ladanyi (1972)

L'équation différentielle qui régit l'équilibre statique dans un cas axisymétrique de déformations planes est donnée par:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \tag{2.2}$$

où σ_r est la contrainte radiale principale totale et σ_θ est la contrainte circonférentielle principale totale.

Ladanyi (1972) considère que le sol est composé d'un assemblage de cylindres minces concentriques tel que, si l'un de ces cylindres s'entend entre un rayon r_i et r_{i+1}, le déviateur mobilisé dans le cas des déformations planes s'écrit:

$$q_{i,i+1} = (\sigma_1 - \sigma_3)_{i,i+1}$$

La déformation moyenne correspondant à ce même cylindre s'écrit:

$$\gamma_{i,i+1} = (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)_{i,i+1}$$

L'équation d'équilibre (2.2), intégrée pour le cylindre considéré conduit à:

$$\sigma_{r,i} - \sigma_{r,i+1} = -\int_i^{i+1} (\sigma_r - \sigma_\theta)_{i,i+1} \frac{dr}{r}$$

puis à:

$$\sigma_{r,i} - \sigma_{r,i+1} = q_{i,i+1} \ln\left(\frac{r_{i+1}}{r_i}\right)$$

Ainsi, on a:

$$q_{i,i+1} = \frac{\sigma_{r,i} - \sigma_{r,i+1}}{\ln r_{i+1} - \ln r_i} \tag{2.3}$$

Seules les contraintes radiales agissent à la surface de chacun des cylindres concentriques, et donc l'expansion subie par l'un des cylindres correspond à un déplacement radial $u_{r,i}$ suite à l'augmentation de la contrainte radiale de 0 à $\sigma_{r,i}$. $\sigma_{r,i}$ et $\sigma_{r,i+1}$ peuvent donc être considérées comme les pressions de contact agissant sur la paroi de la cavité (P_i et P_{i+1} respectivement) à deux niveaux d'expansion du pressiomètre durant l'essai.

Dans l'expression du déviateur moyen (2.3), le terme $\left(\ln r_{i+1} - \ln r_i\right)$ peut être exprimé en terme de déplacement tel que:

$$\ln\left(\frac{r_{i+1}}{r_i}\right) = \ln\left(\frac{r}{a}\right)_{i+1} - \ln\left(\frac{r}{a}\right)_i$$

a étant le rayon actuel de la cavité. Si r' est la distance radiale d'un point matériel avant expansion, et r la distance radiale du même point matériel après expansion, alors:

$$r = r' + u_r$$

En égalisant le volume de la cavité après expansion avec le volume déplacé à la distance relative $\left(r/a\right)$, la relation entre $\left(r/a\right)$ et u_r s'écrit:

$$\left(\frac{r}{a}\right)^2 = \frac{\left(1 + \frac{u_r}{r'}\right)^2}{\left(1 + \frac{u_r}{r'}\right)^2 - 1} \tag{2.4}$$

De même que pour les contraintes radiales $\sigma_{r,i}$ et $\sigma_{r,i+1}$, $\left(u_r/r'\right)_i$ et $\left(u_r/r'\right)_{i+1}$ peuvent être considérés comme suit:

$$\left(u_r/r'\right)_i = \left(\frac{\Delta a}{a_0}\right)_i \text{ et } \left(u_r/r'\right)_{i+1} = \left(\frac{\Delta a}{a_0}\right)_{i+1}$$

On a ainsi:

$$\left(1+\frac{u_r}{r'}\right)^2=\left(1+\frac{\Delta a}{a_0}\right)^2=\frac{V}{V_0}=\frac{1}{1-\frac{\Delta V}{V}} \tag{2.5}$$

V_0 étant le rayon initial de la cavité avant déformation $\left(V_0=\pi a_0{}^2 L\right)$ et V le rayon actuel de la cavité $\left(V=\pi a^2 L\right)$ avec L la longueur de la cavité. L'équation (2.4), combinée avec l'équation (2.5), mène à:

$$\left(\frac{r}{a}\right)^2=\frac{V}{\Delta V}$$

Et donc:

$$\ln\left(\frac{r_{i+1}}{r_i}\right)=\frac{1}{2}\left[\ln\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_i-\ln\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{i+1}\right]$$

Ainsi, le déviateur moyen $q_{i,i+1}$ peut s'écrire:

$$q_{i,i+1}=\frac{P_i-P_{i+1}}{\frac{1}{2}\left[\ln\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_i-\ln\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{i+1}\right]}$$

Ladanyi (1972) arrive ainsi à une expression du déviateur similaire à celle obtenue par Gibson et Anderson (1961) dans un cas plus général. En effet, dans le développement de sa formule, aucune hypothèse concernant la relation contrainte déformation du sol n'a été considérée.

La déformation de cisaillement γ est donnée par:

$$\gamma=\left(\frac{a}{r}\right)^2=\frac{\Delta V}{V}$$

et la déformation moyenne de cisaillement $\gamma_{i,i+1}$ correspondant à $q_{i,i+1}$ entre deux états de pression interne P_i et P_{i+1} peut s'écrire:

$$\gamma_{i,i+1}=\frac{1}{2}\left[\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_i+\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{i+1}\right]$$

2.4.2 **Approche de Palmer (1971)**

Palmer (1971) considère que, dans un état non déformé, le rayon de la cavité est égal à 1, et qu'un point matériel dans le sol est situé à une distance radiale de $(r-y)$ par rapport à l'axe de la cavité. À un certain niveau d'expansion, le rayon de la cavité devient $(1+y_1)$ et ce même point matériel a subi un déplacement radial de y et se situe donc après déformation à une distance r.

Les déformations étant non drainées, on peut écrire en égalisant les volumes:

$$r^2-(1+y_1)^2=(r-y)^2-1$$

Ce qui conduit à:

$$y=r-\left[r^2-y_1(2+y_1)\right]^{1/2}$$

La déformation circonférentielle ε_θ d'un ensemble de points matériels situés initialement à $r-y$ et ayant subi un déplacement radial de y est donc:

$$\varepsilon_\theta=\frac{y}{r-y}$$

La déformation verticale étant nulle, et les déformations se faisant à volume constant, la déformation radiale ε_r est reliée à ε_θ par:

$$(1+\varepsilon_r).(1+\varepsilon_\theta)=1 \tag{2.6}$$

Le rapport de l'augmentation du volume de la cavité ΔV sur le volume de la cavité à l'état déformé V s'exprime dans ces conditions par:

$$\frac{\Delta V}{V}=\frac{(1+y_1)^2-1}{(1+y_1)^2}$$

et donc:

$$y_1 = \left(1 - \frac{\Delta V}{V}\right)^{-1/2} - 1$$

Lors de l'expansion, la différence entre les contraintes effectives principales σ'_θ et σ'_r augmente en partant d'une valeur initiale nulle correspondant à l'état non déformé. Cette augmentation est fonction des déformations radiales et circonférentielles principales qui sont reliées par l'équation (2.6). $\sigma'_r - \sigma'_\theta$ est donc fonction de ε_θ. Soit ϕ cette fonction. On a alors:

$$\sigma'_r - \sigma'_\theta = \phi(\varepsilon_\theta)$$

L'équation de l'équilibre s'écrit:

$$r\frac{d\sigma_r}{dr} = \sigma_\theta - \sigma_r = \sigma'_\theta - \sigma'_r = \phi(\varepsilon_\theta) \tag{2.7}$$

En injectant la valeur de ε_θ dans (2.7), on obtient:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{1}{r}\phi\left(-1 + \left[1 - \frac{y_1(2+y_1)}{r^2}\right]^{-1/2}\right) \tag{2.8}$$

Sur la paroi de la cavité (frontière interne), σ_r correspond à la pression appliquée P qui est fonction ψ du déplacement radial y_1, i.e. $P = \psi(y_1)$. Cette relation est donc mesurable. Dans le champ lointain lorsque r tend vers l'infini, σ_r correspond à la contrainte totale horizontale des terres au repos σ_{h0}. En intégrant l'équation (2.8) de $r = 1 + y_1$ à l' infini, on obtient:

$$\psi(y_1) - \sigma_{h0} = \int_{1+y_1}^{\infty} \frac{1}{r}\phi\left(-1 + \left[1 - \frac{y_1(2+y_1)}{r^2}\right]^{-1/2}\right).dr \tag{2.9}$$

En posant:

$$x = -1 + \left[1 - \frac{y_1(2+y_1)}{r^2}\right]^{-1/2}$$

l'équation (2.9) devient, suite à ce changement de variable:

$$\psi(y_1) - \sigma_{h0} = \int_0^{y_1} \frac{1}{(1+x)^3}\left(1 - \frac{1}{(1+x)^2}\right)^{-1} \phi(x).dx$$

Ainsi,

$$\psi'(y_1) = \frac{d\psi}{dy_1} = \frac{1}{(1+y_1)^3}\left(1 - \frac{1}{(1+y_1)^2}\right)^{-1} \phi(y_1)$$

Et donc:

$$\phi(y_1) = y_1(1+y_1)(2+y_1)\psi'(y_1) \tag{2.10}$$

$\psi(y_1)$ étant mesurée, la fonction ϕ peut être déterminée à l'aide de l'équation (2.10). Celle-ci peut être réécrite en fonction de $\Delta V/V$ pour donner:

$$\phi(y_1) = 2\frac{d\psi}{d(\log(\Delta V/V))}$$

Ainsi, dans un graphique ψ *vs* $\log\left(\frac{\Delta V}{V}\right)$, le demi-déviateur $\phi/2$ correspond à la tangente de la courbe à chaque valeur de $\frac{\Delta V}{V}$. Toute la courbe contraintes-déformations peut donc être caractérisée.

2.5 L'ISCT

2.5.1 Premières versions de la sonde

Les premières versions du cône effilé étaient non instrumentées. Elles ont été utilisées essentiellement pour la détermination des paramètres de fluage des sols gelés. C'est avec Ladanyi et Talabard (1989) que le premier essai a vu le jour; l'interprétation consistait à corréler le temps de chargement avec le fonçage. Ladanyi et Sgaoula (1992) l'ont utilisé pour déterminer les paramètres de fluage des sables gelés, l'interprétation étant basée sur la théorie d'expansion d'une cavité cylindrique. Ensuite, l'essai a été utilisé pour étudier les paramètres de fluage du sel gemme (Leite, Ladanyi et Gill 1993).

2.5.2 Historique de recherche et fondement théorique de l'ISCT

2.5.2.1 But et description de l'ISCT

L'objectif de l'essai au cône effilé instrumenté est la détermination de la résistance au cisaillement non drainé S_u des argiles d'une façon continue, comme dans un essai CPT. Le principe de l'ISCT est l'insertion d'un cône effilé instrumenté (ISC) dans un trou pilote préforé, à une vitesse constante de 2 cm/s. Lors de son avancement, la sonde, étant instrumentée de capteurs de pression placés sur son fût, élargit la paroi du trou pilote. Les pressions de contact générées sont alors continuellement mesurées par chaque capteur puis enregistrées au moyen d'un système d'acquisition de données.

2.5.2.2 Interprétation de l'ISCT

Ladanyi et al. (2000) ont fait l'hypothèse que les déformations du sol induites par le passage de l'ISC sont planes. Le sol est alors caractérisé en utilisant une théorie reposant sur l'expansion des cavités cylindriques similaire à celle utilisée dans un essai préssiométrique (Gibson et Anderson 1961).

L'approche de Gibson et Anderson (1961) pour la détermination de S_u stipule l'établissement de la courbe Pressions de contact $(Cpress)$ Vs Logarithme népérien de la déformation volumique $(\ln(\Delta V/V))$ à une profondeur donnée.

Soit un cône ayant un faible angle de conicité α et muni de capteurs le long de son fût (Figure 2-20). Soit $cap(i)$ l'un de ces capteurs et x_i la distance longitudinale lui correspondant tel que montré dans la Figure 2-20. Quand le cône est foncé dans le trou pilote, il élargit graduellement la paroi cylindrique d'un rayon initial r_0 à un rayon r_i correspondant à $cap(i)$. La pression enregistrée dans $cap(i)$ est la pression nécessaire pour élargir la paroi du trou de $r = r_0$ à:

$$r_i = r_0 + x_i \tan(\alpha) \tag{2.11}$$

La déformation volumique unitaire $(\Delta V_{0i} / V_i)$ au niveau de $cap(i)$ due au passage du cône s'écrit alors comme suit:

$$\Delta V_{0i} / V_i = \frac{V_i - V_0}{V_i} = \frac{\pi(r_i^2 - r_0^2)\times 1}{\pi r_i^2 \times 1} = 1 - \left(\frac{r_0}{r_i}\right)^2 \tag{2.12}$$

où V_0 est le volume unitaire initial du trou avant déformation et V_i est le volume unitaire du cylindre élargi par le rayon r_i.

La relation suivante permet alors de déterminer S_u à partir de la courbe pressiométrique, i.e. $(Cpress)$ Vs $(\ln(\Delta V/V))$ (Gibson & Anderson, 1961):

$$S_u = \frac{P_2 - P_1}{\ln\left(\frac{V_2 - V_0}{V_2}\right) - \ln\left(\frac{V_1 - V_0}{V_1}\right)} \tag{2.13}$$

où:

P_1 : est la pression de contact mesurée en un premier point de la partie quasi linéaire de la courbe pressiométrique;

P_2 : est la pression de contact mesurée en un deuxième point de la partie quasi linéaire de la courbe pressiométrique;

V_1 : est le volume unitaire de la cavité à l'état déformé au point correspondant à P_1;

V_2 : est le volume unitaire de la cavité à l'état déformé au point correspondant à P_2, et

V_0 : Volume unitaire initial de la cavité.

2.5.2.3 Travaux antérieurs : ISCT

Le premier cône effilé instrumenté a été usiné et utilisé dans des essais in situ à St-Hilaire (Mchayleh, 1994). Cette première version possède un effilement de 2° et est munie de 3 capteurs de pression installés le long de son fût (Figure 2-20). Dans ce même site, une autre version de l'ISC est testée en 1998 (Ladanyi et al. 2000). Elle est munie de 4 capteurs de pression totale tel que présenté dans la Figure 2-21.

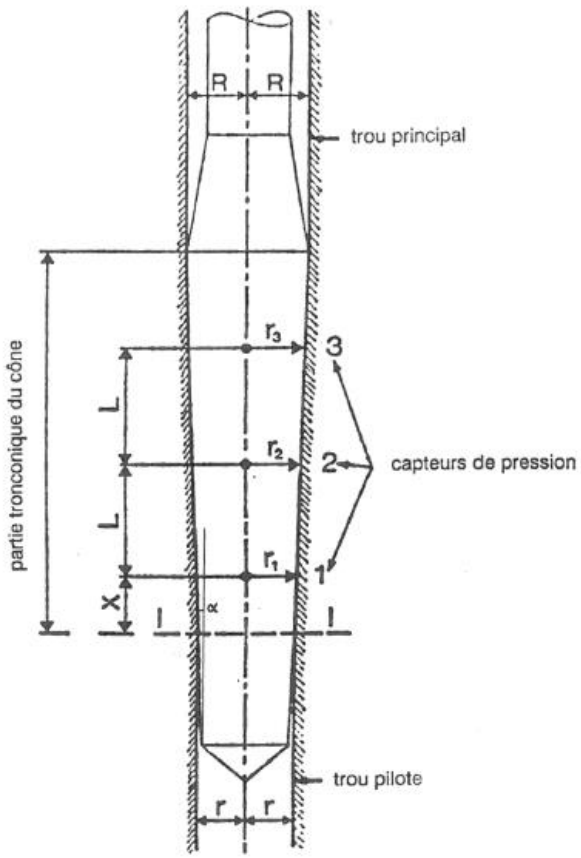

Figure 2-20: Prototype initial du cône effilé instrumenté (ISC_{ini}), Mchayleh (1994).

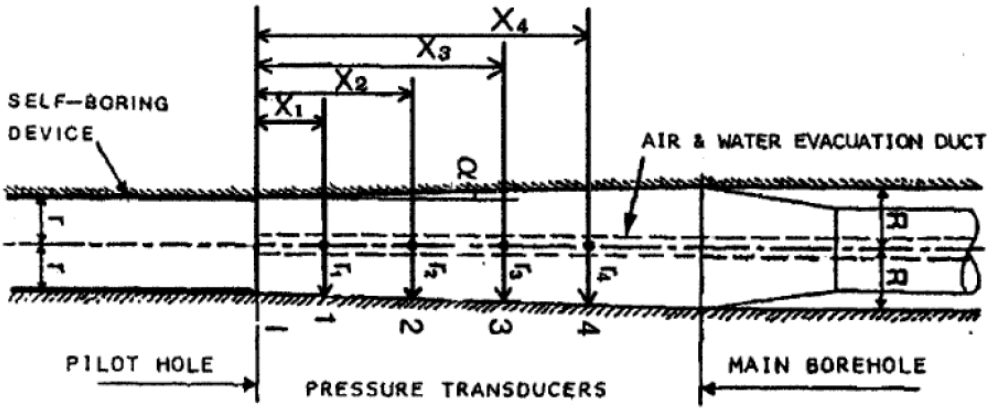

Figure 2-21: Coupe schématique d'un essai au cône effilé instrumenté $ISC_{4\text{-}cap}$, Ladanyi et al. (2000).

En mai 2001, une nouvelle version de l'ISC a été utilisée en vue de la détermination de la résistance au cisaillement non drainé de l'argile du site de Mascouche. Un capteur mesurant la

pression interstitielle a été ajouté. Cette sonde sera identifiée par ISC-1. Des modifications géométriques ont ensuite été entreprises sur l'ISC-1 pour aboutir à une nouvelle version de l'ISC identifiée ici par ISC-2. Cette dernière sonde (ISC-2) a été utilisée pour la première fois en 2002, au site de Mascouche et est munie de 5 capteurs de pression totale. Ces deux dernières versions du cône effilé instrumenté, à savoir ISC-1 et ISC-2, ainsi que les essais expérimentaux réalisés au site de Mascouche seront détaillés dans le paragraphe 2.5.3.

Abou-Samra (2011) a effectué la première étude numérique de l'ISCT. Ses travaux étaient dédiés à la vérification de la validité de la théorie d'interprétation de cet essai en utilisant l'ISC-1 et l'ISC-2. Les résultats de cette étude seront exposés plus loin dans ce même chapitre. Il a été conclu que la méthode d'interprétation de l'ISCT, basée sur la théorie d'expansion des cavités cylindriques telle qu'utilisée par Gibson and Anderson (1961), ne permet pas de déterminer S_u correctement.

2.5.3 **Essais expérimentaux: ISCT-1/2**

Les premiers essais expérimentaux (ISCT-1/2) ont été réalisés aux printemps et été 2001 et 2002 aux sites de Mascouche A et B (Mascouche B au sud de Mascouche A) situés à $20\ km$ au nord-est de la ville Montréal (Ladanyi et Longtin 2005; Longtin 2003). Cette campagne a compris 17 ISCT, 21 PMT, 3 VST et le prélèvement d'échantillons de sol à $4\,m$ de profondeur sur lesquels des essais triaxiaux CIU ont été réalisés.

2.5.3.1 **Sites expérimentaux: Mascouche A et B**

2.5.3.1.1 Mascouche A

Le site de Mascouche A est formé par un dépôt d'argile oxydée constituant la croûte jusqu'à $2.2\ m$ de profondeur, suivi d'une couche épaisse d'argile grise peu sensible, moyennement raide de plasticité élevée. Les essais ISCT ont atteint des profondeurs allant à $6\,m$. L'argile est alors sur-consolidée et son degré de surconsolidation (OCR) varie entre 5 et 6. S_u déterminée au scissomètre varie de $50\,kPa$ à $2\,m$ de profondeur, à plus de $100\ kPa$ à $6\,m$ de profondeur. La Figure 2-22 présente la stratigraphie et les propriétés de l'argile du site Mascouche A (Silvestri et Abou-Samra, 2008).

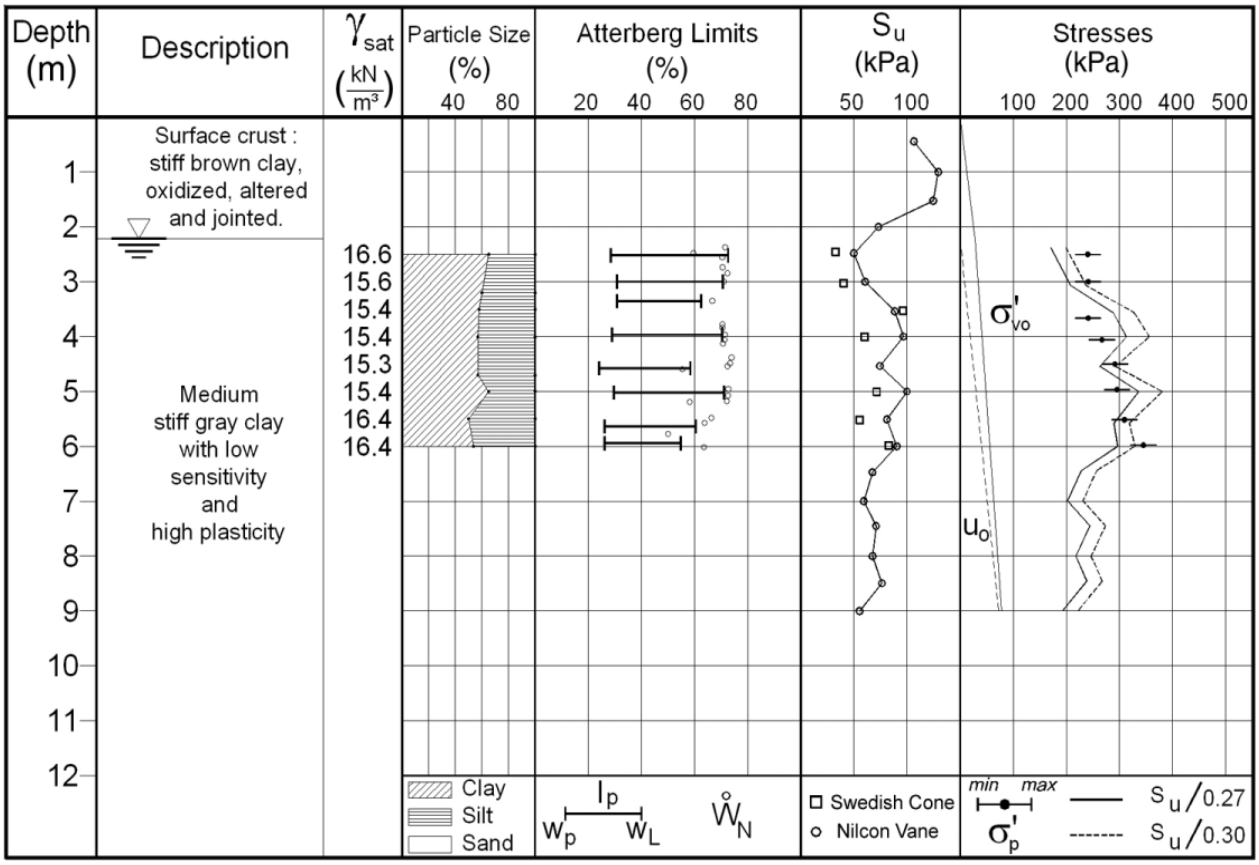

Figure 2-22: Stratigraphie et propriétés de l'argile au site Mascouche A, Silvestri et Abou-Samra (2008).

2.5.3.1.2 Mascouche B

Ce site présente une stratigraphie assez similaire à Mascouche A, *i.e.* un dépôt d'argile oxydée constituant la croûte jusqu'à $2.2\ m$ de profondeur, suivi d'une couche de $7\,m$ d'épaisseur d'argile peu sensible, moyennement raide de plasticité élevée, puis une couche d'argile limoneuse contenant des traces de matière organique. Des reconnaissances géotechniques au site de Mascouche B menées par une équipe de l'Université de Laval, au Québec, indiquent que S_u déduite au scissomètre Nilcon varie de $60\ kPa$ à $3m$ de profondeur, à $108\ kPa$ à $9\ m$ de profondeur. La Figure 2-23 présente la stratigraphie et les propriétés de l'argile du site Mascouche B (Silvestri et Abou-Samra, 2008).

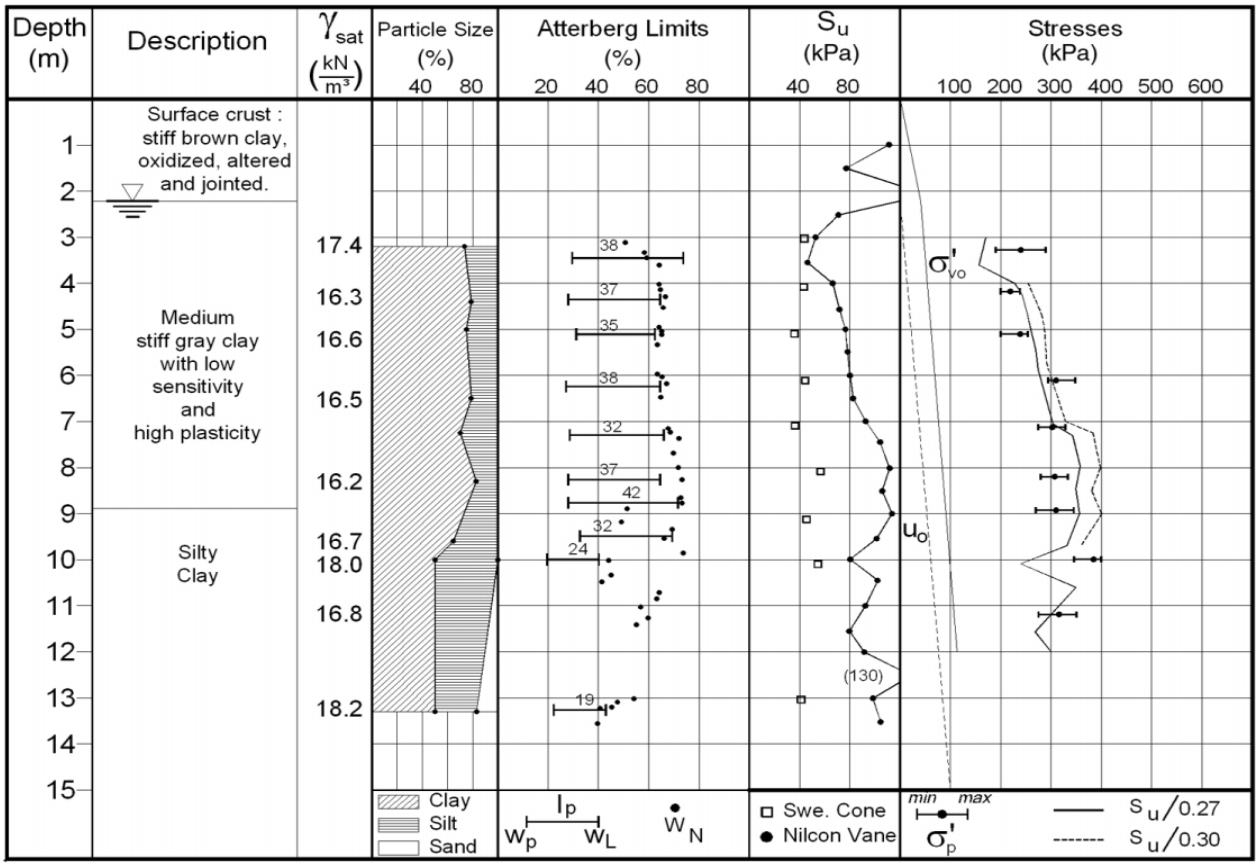

Figure 2-23: Stratigraphie et propriétés de l'argile au site Mascouche B, Silvestri et Abou-Samra (2008).

2.5.4 **Description des sondes: ISC-1 et ISC-2**

- **ISC-1**

Cette version du cône effilé instrumenté, Figure 2-24, est munie de cinq capteurs de pression alignés le long de son fût, dont un pour mesurer la pression interstitielle. Elle possède un angle d'effilement de 2° et a été utilisée pour la première fois en mai 2001 lors de la reconnaissance du site de Mascouche (Ladanyi et Longtin, 2005).

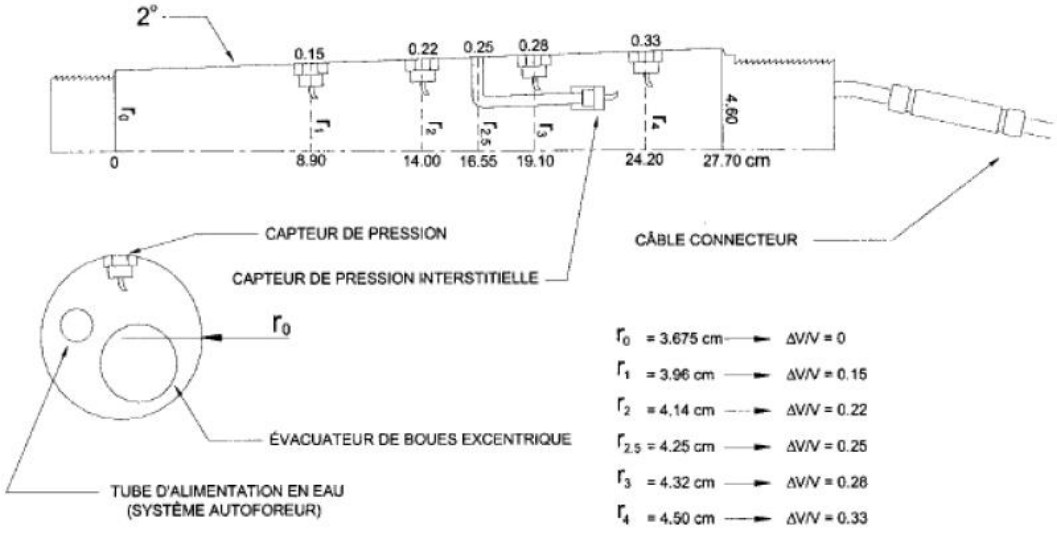

Figure 2-24: Schéma du corps de la sonde ISC-1, Longtin (2003).

- **ISC-2**

Cette version, Figure 2-25, possède deux angles successifs de conicités de 1° et 2°, un élancement plus important que la sonde ISC-1, en plus d'être munie de 5 capteurs de pression totale. Elle a été utilisée pour la première fois en 2002 au site de Mascouche (Ladanyi et Longtin, 2005).

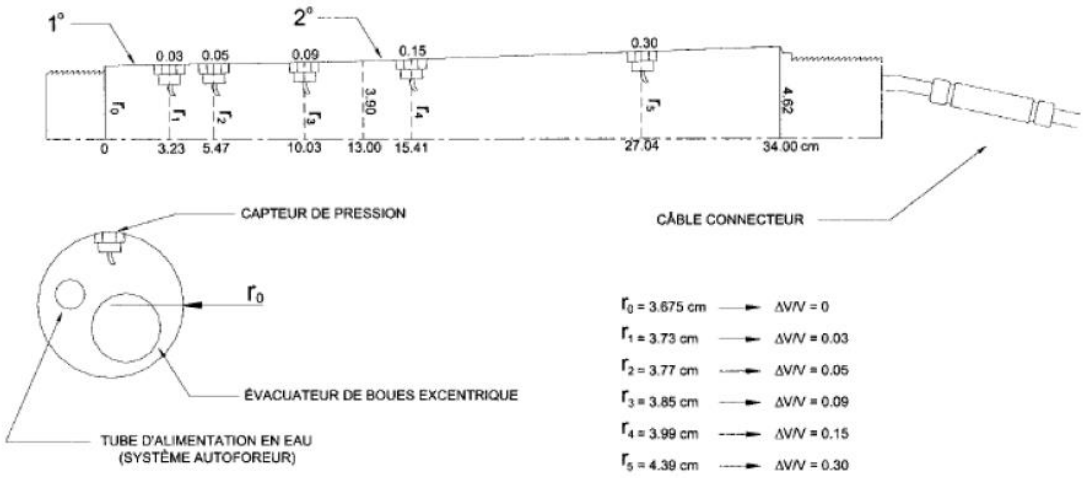

Figure 2-25: Schéma du corps de la sonde ISC-2, Longtin (2003).

2.5.5 Commentaires et observations sur S_u déduites par Longtin (2003)

Comme mentionné précédemment, d'après Ladanyi et al. (2000), la détermination de S_u repose sur la théorie d'expansion d'une cavité cylindrique. L'approche de Gibson et Anderson (1961) nécessite l'établissement de la courbe pressiométrique $Cpress$ Vs $\ln(\Delta V/V)$ à une profondeur D donnée. Le nombre de points qui définit cette courbe correspond au nombre de capteurs installés sur le fût du cône. Ainsi, l'essai ISCT-1 fournira 4 points pour construire la courbe pressiométrique alors que l'ISCT-2 en fournira 5.

La Figure 2-26 présente le profil des $Cpress$ mesurées lors du fonçage de l'ISC-2. La Figure 2-27 montre ladite courbe pressiométrique déduite par Longtin (2003) en utilisant la théorie d'interprétation de l'ISCT-2, ceci pour une profondeur de $4.75\ m$. S_u qui en est déduite est de $180\ kPa$ ou $230\ kPa$, dépendamment de la méthode de régression utilisée (les points définissant ladite courbe pressiométrique n'étant pas alignés), alors que celui mesuré au scissomètre Nilcon ne dépasse guère les $100\,kPa$.

Une étude comparative des résultats d'essais in situ effectués à Mascouche (ISCT, PMT, SBPMT « pressiomètre autoforeur », CPTU, VST), menée par Silvestri et Abou-Samra (2008), a conclu que S_u déterminée à partir des essais PMT et ISCT est supérieure à celle déterminée moyennant le VST et l'SBPMT (pressiomètre autoforeur). La Figure 2-28 est tirée de cette étude et présente la variation de S_u (ISCT 1-2) avec la profondeur. On remarque que S_u atteint des valeurs supérieures à $200\ kPa$, ce qui est plus que le double de celles mesurées au VST ($50\,kPa$ à $2\,m$, à $100\,kPa$ à $6\,m$ de profondeur).

Par ailleurs, dans son mémoire, Longtin (2003) précise clairement que, pour des profondeurs allant de $3\ m$ à $6\ m$, les valeurs de S_u obtenues avec la sonde ISC-1 varient anormalement de 250 à $350\ kPa$ avec des valeurs maximales de $450\ kPa$.

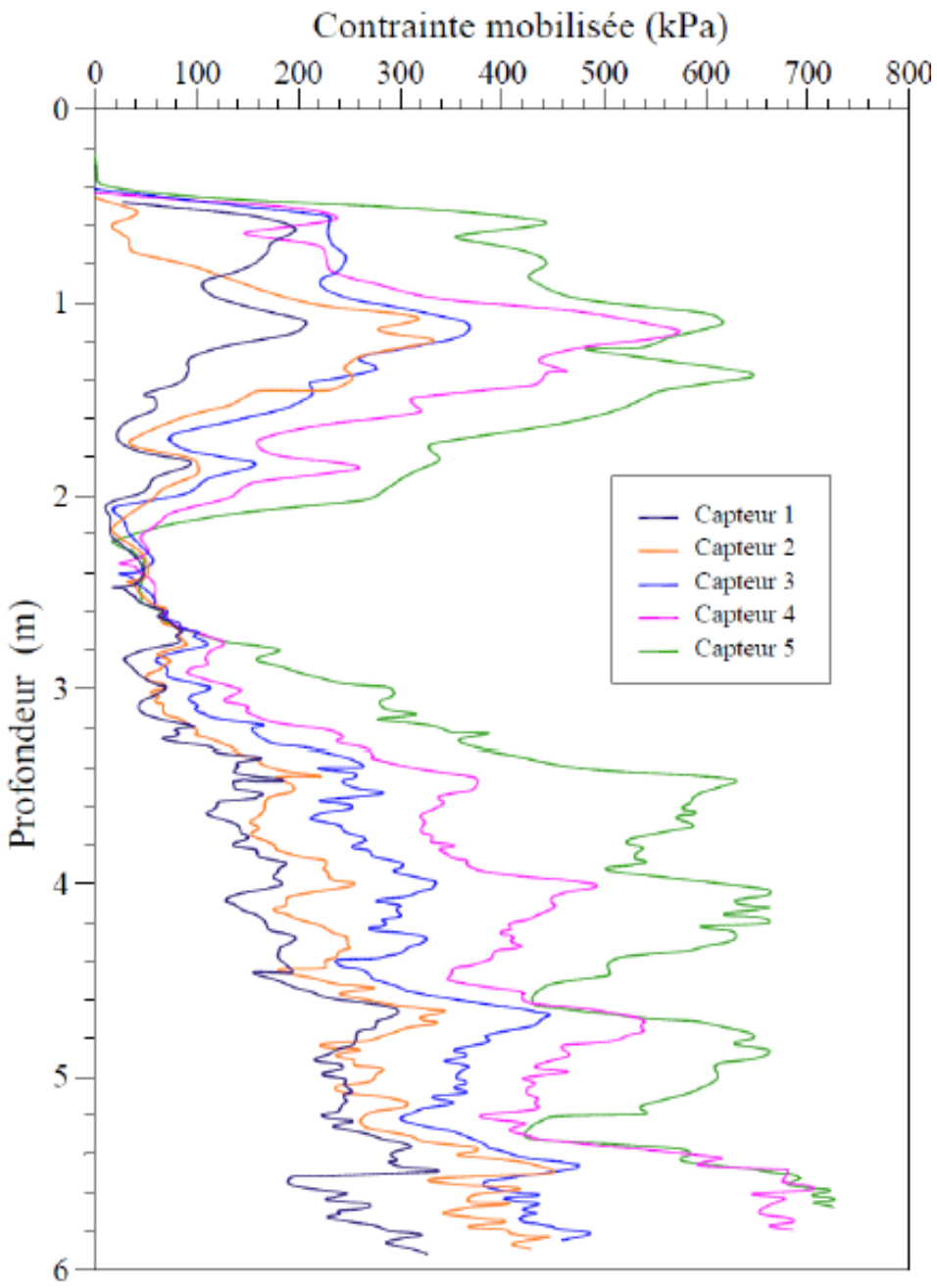

Figure 2-26: Profil des contraintes lors de l'essai ISCT-2 sur le site de Mascouche A, Longtin (2003).

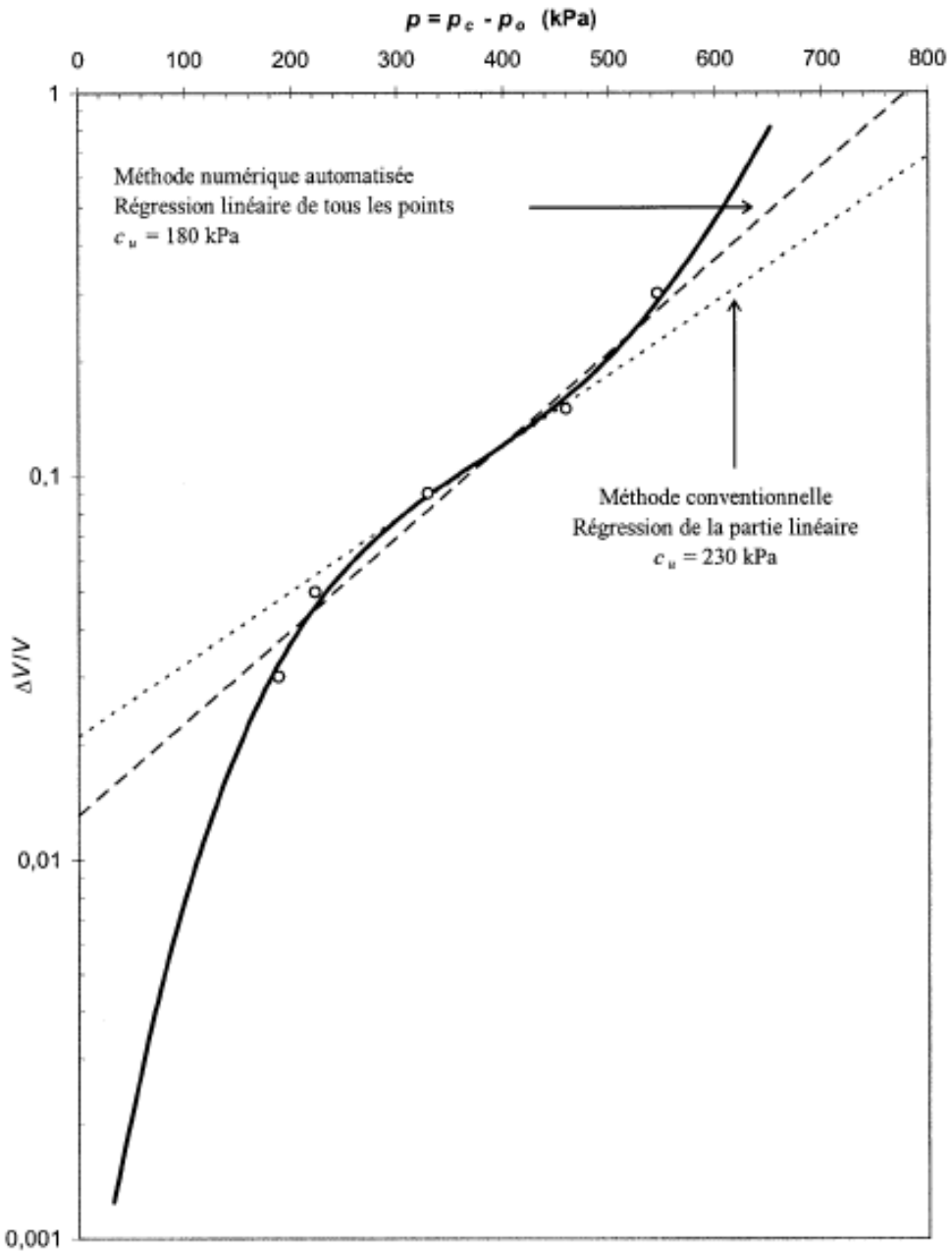

Figure 2-27: Courbe pressiométrique de l'essai ISCT-2 à 4.75 m de profondeur au site de Mascouche, Longtin (2003).

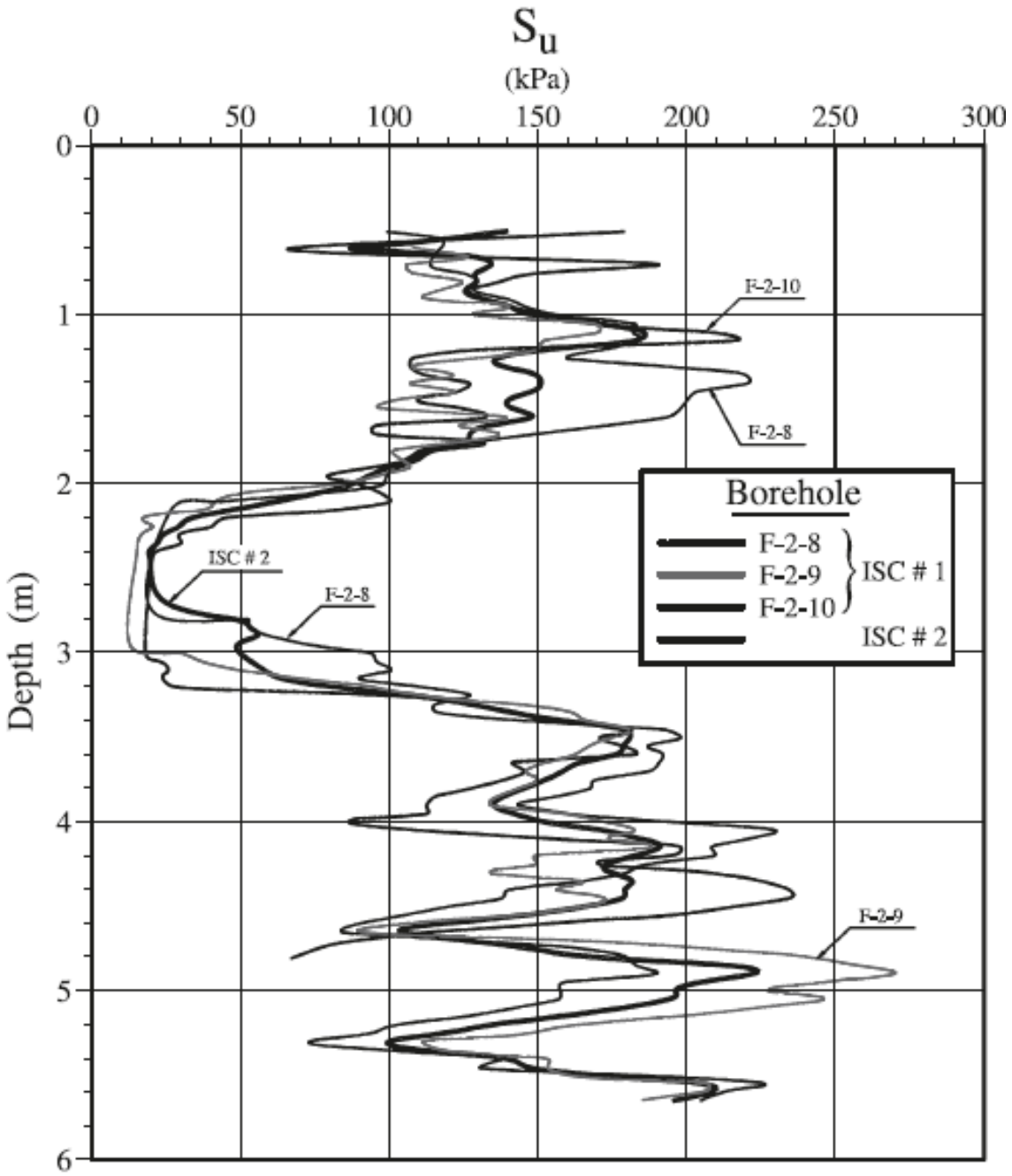

Figure 2-28: Profil de S_u déterminée à partir de l'essai ISCT au site de Mascouche A, Silvestri et Abou-Samra (2008).

Dans toutes ces figures, les S_u déduites de l'ISCT présentent des valeurs non réalistes. Cela permet d'identifier une anomalie dans l'interprétation des résultats de cet essai.

2.6 Synthèse de l'analyse par éléments finis (FEA) de l'essai ISCT: Abou-Samra (2011)

2.6.1 Introduction

Les méthodes des éléments finis (FEM) constituent des outils qui permettent de modéliser différents phénomènes physiques et se révèlent être un atout pour les problèmes qui ne disposent pas de solution analytique. La modélisation d'essais de pénétration figure parmi les travaux numériques appliqués à la géotechnique. Dans ce volet, on peut citer l'étude numérique d'Abu-Farsakh, Tumay et Voyiadjis (2003) sur la pénétration des piézocônes dans l'argile, ou encore les travaux de Wei (2004) sur la pénétration d'un piézocône incliné dans les sols cohérents. Ces travaux sont décrits à la partie 3.7 dont l'objectif est la mise en évidence de la non faisabilité de l'analyse continue en contraintes effectives de l'ISCT dans l'état actuel des connaissances. La modélisation de l'ISCT se distingue par la présence d'un trou pilote au sein duquel est foncée la sonde. La pénétration profonde des sondes coniques tronquées (ISC-1 et ISC-2) dans l'argile lors de l'essai au cône effilé instrumenté a été simulée pour la première fois par Abou-Samra (2011). Cette étude, réalisée dans le cadre d'un sujet de thèse, est à la connaissance de l'auteur, la seule modélisation numérique simulant le fonçage de sondes dans un trou pilote.

La modélisation numérique de l'ISCT menée par Abou-Samra (2011) a été réalisée moyennant le logiciel ABAQUS. Dans cette étude, il a été déterminé numériquement, les courbes $(Cpress)$ Vs $\ln(\Delta V/V)$, l'effet de l'adhésion entre le sol et l'ISC-1/2 et l'effet de la variation du module d'Young (pour l'ISC-1), sur les pressions de contact. L'objectif général de cette analyse était la vérification de la validité de la théorie d'interprétation des essais ISCT, vis-à-vis de la déduction de S_u. Un des résultats importants révélés par cette étude est que les déformations ne peuvent être planes lors du processus de pénétration des cônes ISC-1 et ISC-2.

2.6.2 Conditions de modélisation de l'ISCT

Le sol simulé est celui de Mascouche évoqué précédemment (partie 2.5.3.1), où les premiers essais aux cônes effilés instrumentés avaient été réalisés. La vitesse de pénétration de la sonde dans le sol étant de $2cm/s$, il a été considéré que l'essai se déroule dans des conditions non drainées. Le cône est alors supposé parfaitement rigide, tandis que le sol est supposé être un corps déformable à volume constant (coefficient de Poisson $\nu = 0.5$ théoriquement) ayant un

comportement élastique parfaitement plastique, et un poids volumique saturé (γ_{sat}) constant sur toute la profondeur. S_u demeure constante sur toute la profondeur avec un déviateur de Mises σ_{oy} égal à 182 kPa i.e. $S_{u-Mises} = \sigma_{oy} / \sqrt{3}$. Ainsi, quelle que soit la profondeur, S_u déduite des courbes $(Cpress)$ Vs $(\ln(\Delta V/V))$ devrait être comparable à celle imposée qui est de 105 kPa.

2.6.3 **ISC-1**

Les Figures 2-29 et 2-30 montrent respectivement les courbes $(Cpress)$ Vs $(\ln(\Delta V/V))$ relatives à l'ISCT-1, aux profondeurs 0.446 m et 7.76 m. Ces courbes ont été obtenues d'une simulation où le sol est pesant, et la contrainte d'adhérence entre le cône et le sol τ_{adh} est une fraction Θ de S_u $\left(\frac{\tau_{adh}}{S_u} = \Theta\right)$.

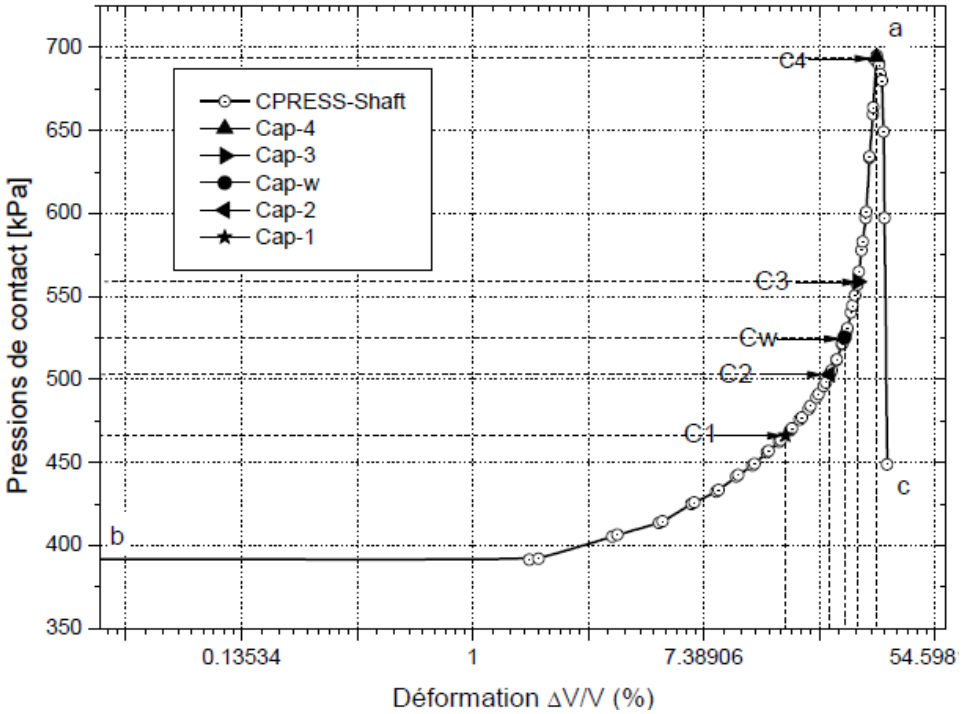

Figure 2-29: Pression de contact versus déformation volumique. Courbe correspondant à une profondeur de fonçage superficielle du cône D = 0.446 m et au temps t = 22.31 s de l'étape de fonçage. Cas de la simulation Sim 5-3: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant), (Abou-Samra, 2011).

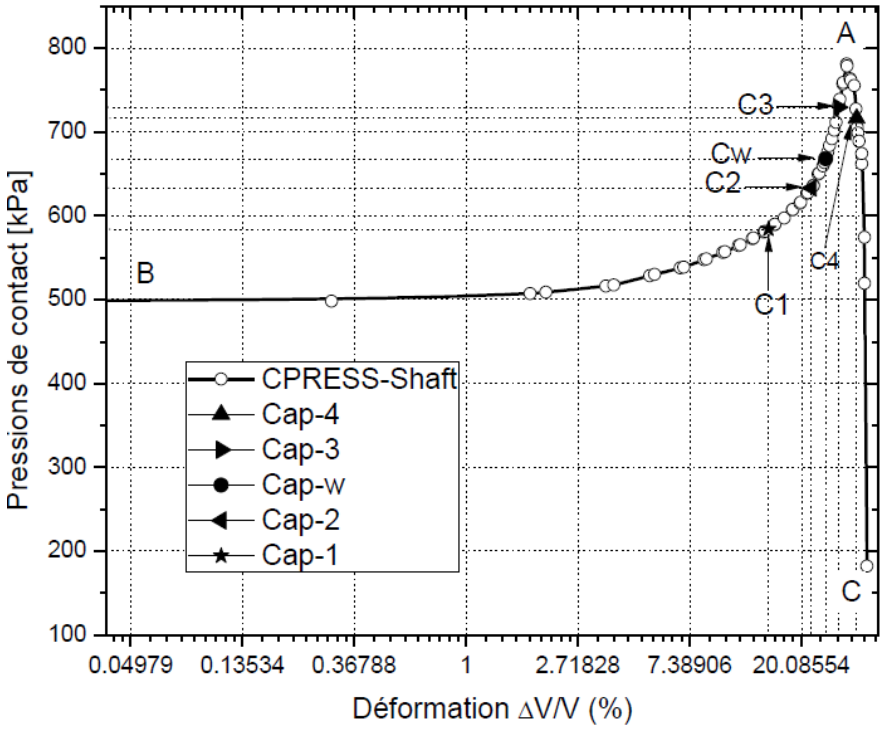

Figure 2-30: Pression de contact versus déformation volumique. Courbe correspondant à une profondeur de fonçage profonde du cône D = 7.76 m et au temps t = 388.4 s de l'étape de fonçage. Cas de la simulation Sim 5-3: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant), (Abou-Samra, 2011).

Ces courbes ne présentent pas de partie suffisamment droite qui permette le calcul de S_u selon l'approche de Gibson et Anderson (1961) car les points de positions des capteurs $Cap_{1,\ 2,\ w,\ 3,\ 4}$ ne sont pas alignés. De ce fait, la valeur de S_u dépend sensiblement des points (capteurs) considérés. À titre d'exemple, les S_u calculées à partir de la courbe (Figure 2-29) construite pour une profondeur de $0.446\ m$ sont:

- Avec $Cap(3)$ et $Cap(4)$, $S_u = 823.8\ kPa.$
- Avec $Cap(2)$ et $Cap(3)$, $S_u = 400.3\,kPa$
- Avec $Cap(w)$ et $Cap(3)$, $S_u = 543.1\,kPa$

L'allure des courbes pressiométriques ne permet donc pas d'extraire une valeur unique de la résistance au cisaillement, et toutes les valeurs de S_u trouvées sont différentes de celle imposée $(105\ kPa)$.

Les Figures 2-31 à 2-36 présentent les pressions de contact dans chaque capteur Versus la profondeur D pour différentes valeurs de l'adhérence cône-sol. D'après Abou-Samra (2011), les capteurs de l'ISC-1 sont légèrement sensibles à la variation de la contrainte d'adhérence (τ_{adh}). La variation relative de la pression de contact (notée ε_{CPRESS}) due à la variation de la contrainte d'adhérence a été utilisée pour la mesure de la sensibilité. Ainsi, pour une profondeur de fonçage de $6\,m$, ε_{CPRESS} varie entre 1.3% et 4.13% pour les capteurs $Cap(1,2,w,3)$ et est maximale pour le capteur $Cap(4)$ avec une valeur de 6.2%. L'erreur sur les pressions de contact prédites et due à la variation de τ_{adh} reste, d'après l'auteur, acceptable.

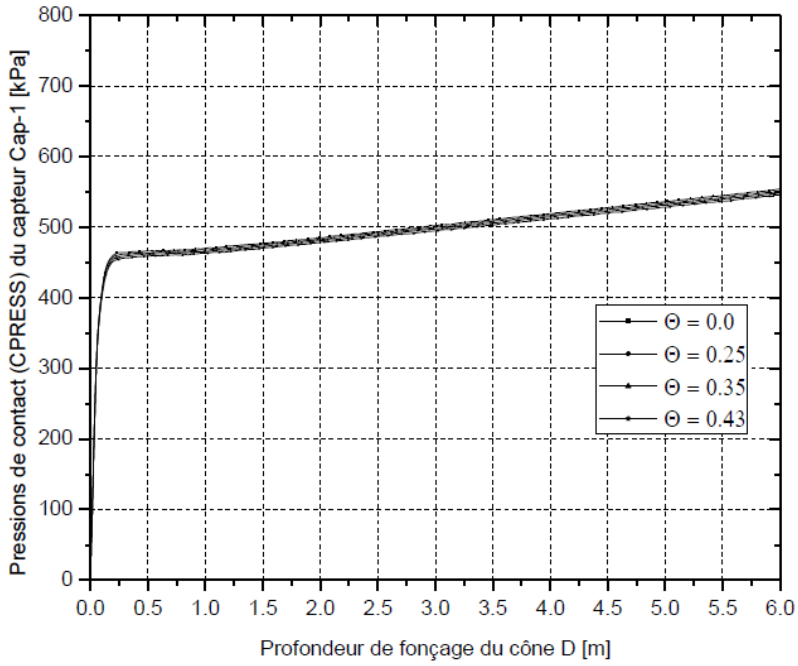

Figure 2-31: Comparaison des courbes pressions de contact (CPRESS) appliquées sur le capteur numéro 1 versus profondeur de fonçage (D) du cône, pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011).

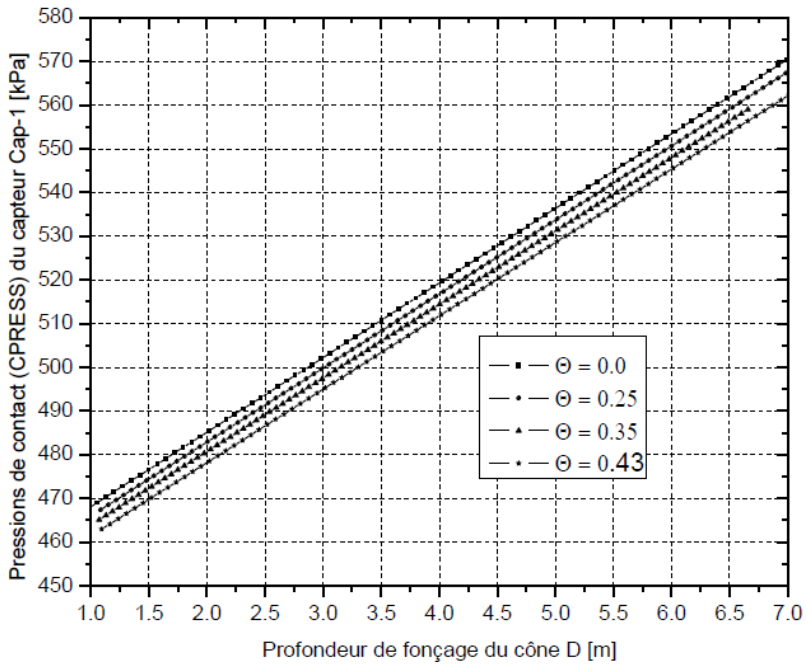

Figure 2-32: Agrandissement des courbes pressions de contact (CPRESS) appliquées sur le capteur numéro 1 versus profondeur de fonçage (D) du cône, pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011).

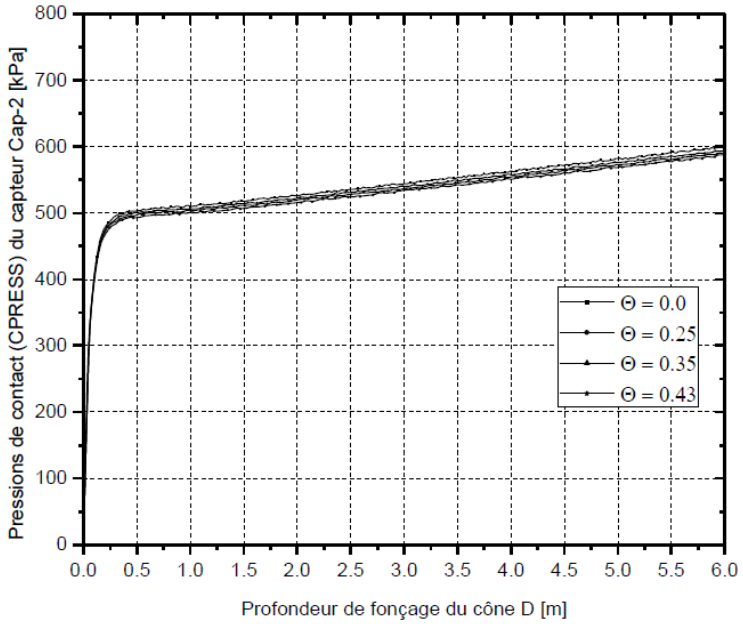

Figure 2-33: Comparaison des courbes pressions de contact appliquées sur le capteur numéro 2 versus profondeur de fonçage du cône pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011).

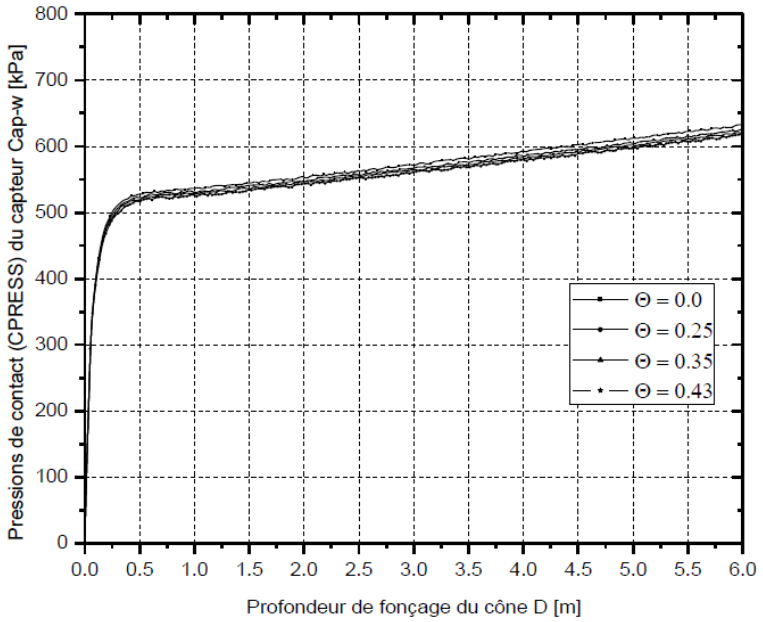

Figure 2-34: Comparaison des courbes pressions de contact appliquées sur le capteur Cap-w versus profondeur de fonçage du cône pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011).

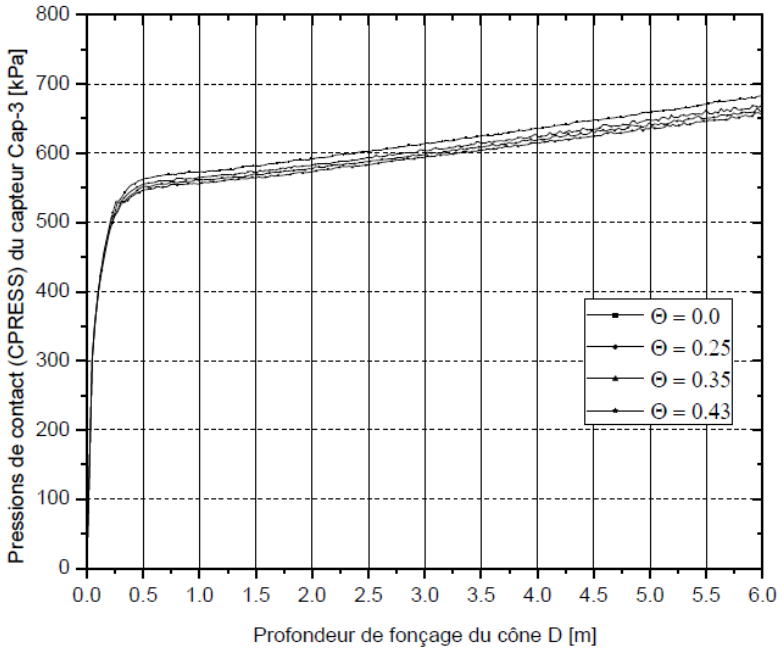

Figure 2-35: Comparaison des courbes pressions de contact appliquées sur le capteur 3 versus profondeur de fonçage du cône pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011).

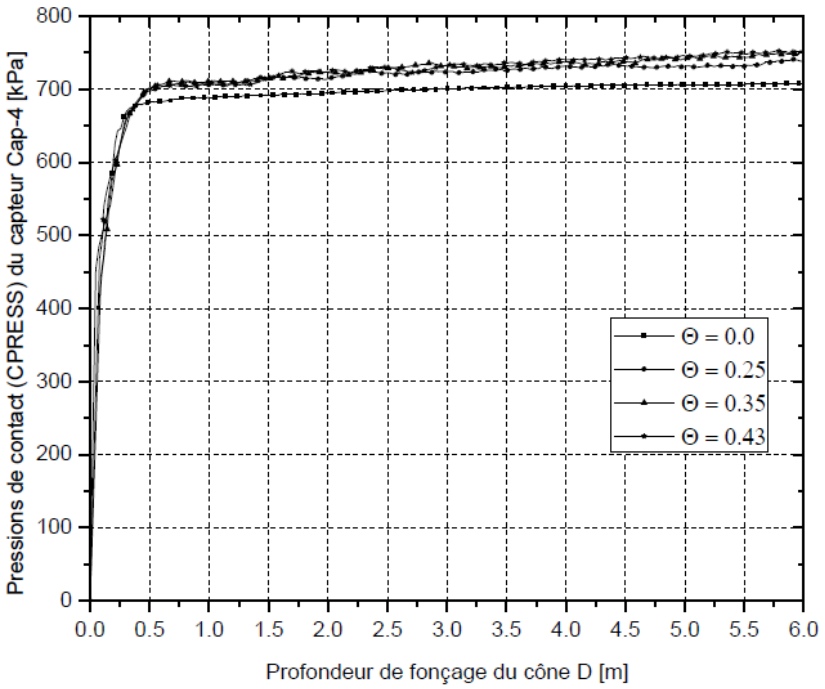

Figure 2-36: Comparaison des courbes pressions de contact appliquées sur le capteur 4 versus profondeur de fonçage du cône pour différentes contraintes d'adhérence (Abou-Samra, 2011).

Cette étude a aussi mis en évidence un point nommé par l'auteur « DIP[2] », au niveau duquel les profils *Cpress* des capteurs 3 et 4 se croisent. La profondeur relative au DIP a été nommée « DID[3] ». La Figure 2-37 montre le profil *Cpress* des capteurs du cône ISC-1 Versus la profondeur D pour un contact parfaitement lisse ($\Theta = 0$). Le point « A » de cette figure représente le DIP, et est situé à $DID = 7.1\,m$ de profondeur. À partir de cette profondeur, les pressions prédites par le capteur 4 deviennent inférieures à celles prédites par le capteur 3. Ce résultat est observé même pour un contact non lisse. En effet, la profondeur critique DID augmente quand τ_{adh} croît, comme le montrent les Figures 2-38 et 2-39. Ces simulations, étant limitées à $9\,m$, le DIP n'est pas encore atteint, mais les profils de pressions de contact des capteurs 3 et 4 convergent.

---

[2] Deep intersection point

[3] Deep intersection depth

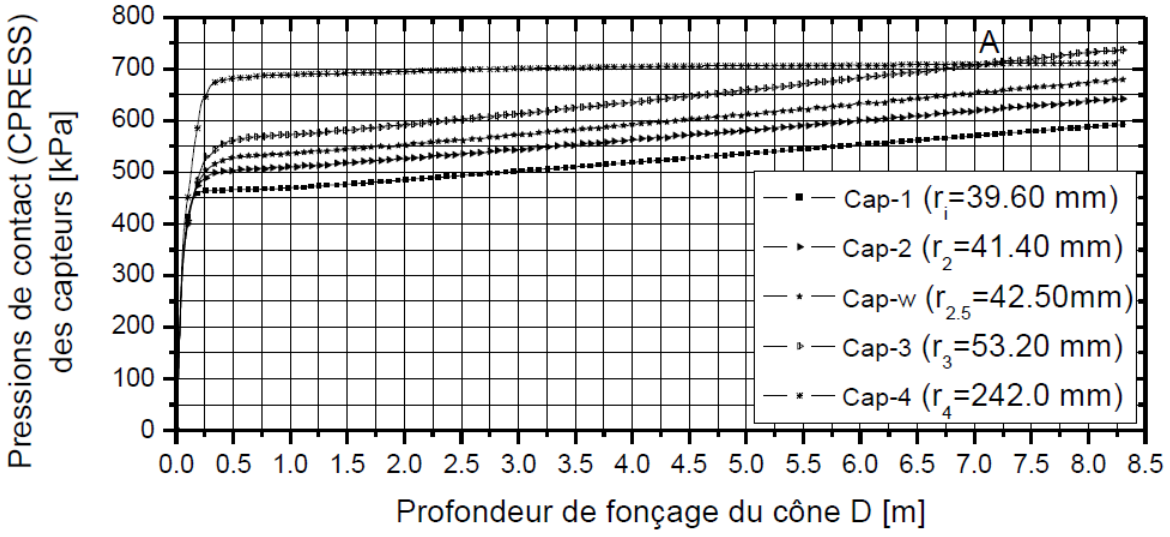

Figure 2-37: Profils des pressions de contact prédites versus profondeurs de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

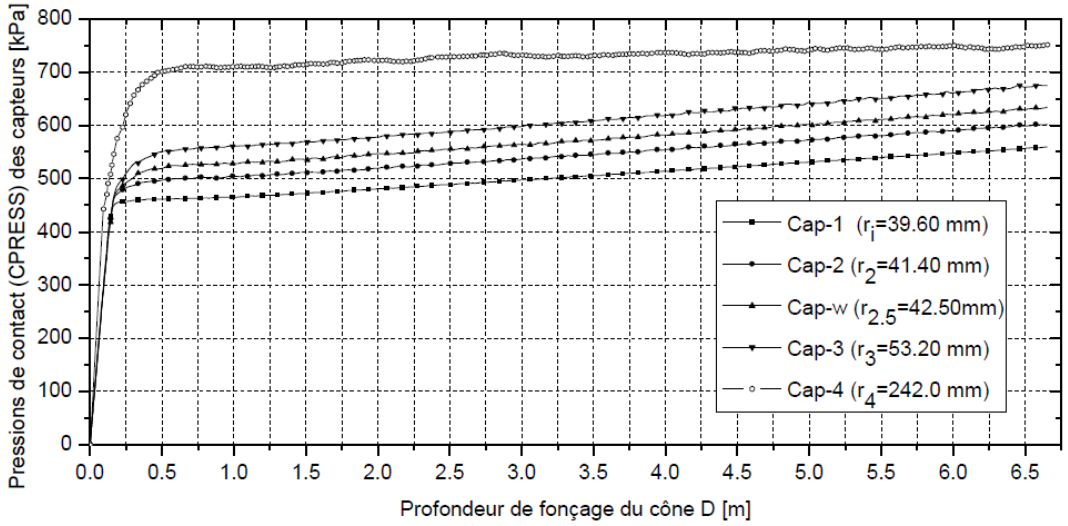

Figure 2-38: Profils des pressions de contact prédites versus profondeurs de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 5-2: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0.35$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

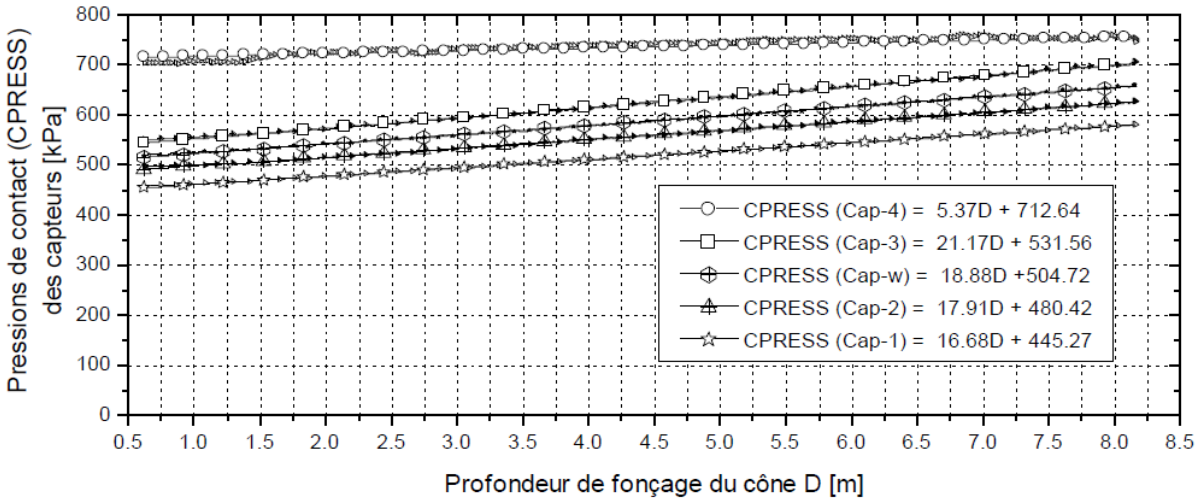

Figure 2-39: Profils des pressions de contact prédites des capteurs versus profondeur de fonçage du cône. Extrait des courbes de tendance linéaires dérivées de la première phase de l'analyse, cas de la simulation Sim 5-1: Std_adap (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0.43$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

L'effet de la variation du module d'Young E sur les pressions de contact a aussi été évalué sur la base de deux modèles mécaniques où le seul paramètre qui diffère est E. Ainsi, deux valeurs $E = 9100\ kPa$ et $E = 24660\ kPa$ ont été considérées, elles correspondent respectivement à des déformations de 2% et 0.73%. Les Figures 2-40 à 2-44 montrent le résultat obtenu. L'augmentation du module d'Young accroît le confinement du cône. Conséquemment, la pression de contact dans chaque capteur augmente.

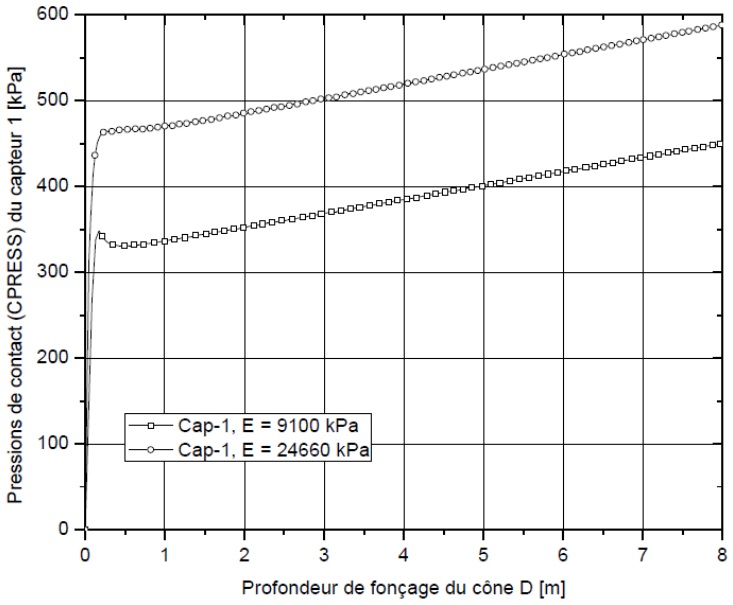

Figure 2-40: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur 1 versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

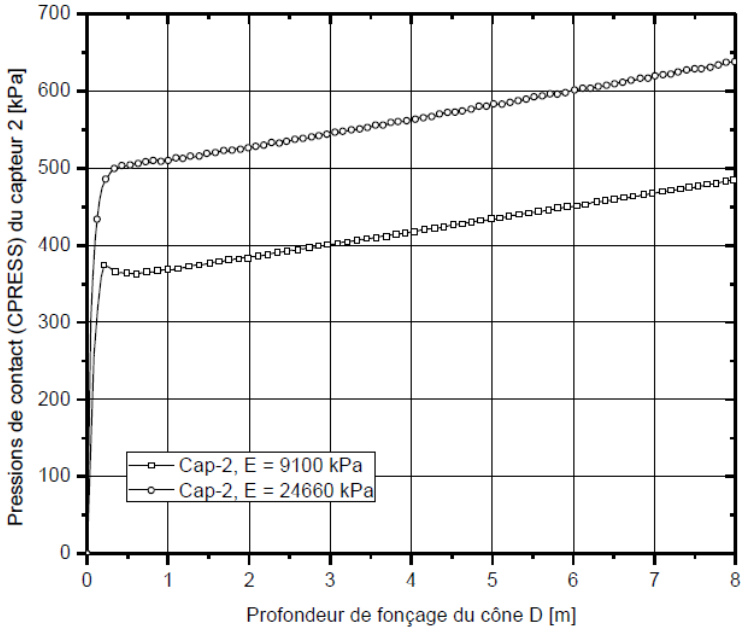

Figure 2-41: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur 2 versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

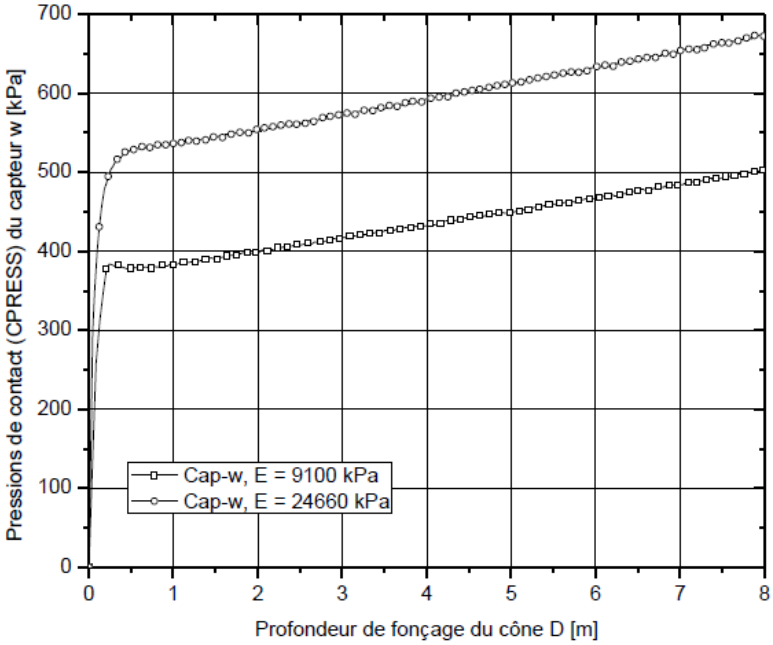

Figure 2-42: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur «w» versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

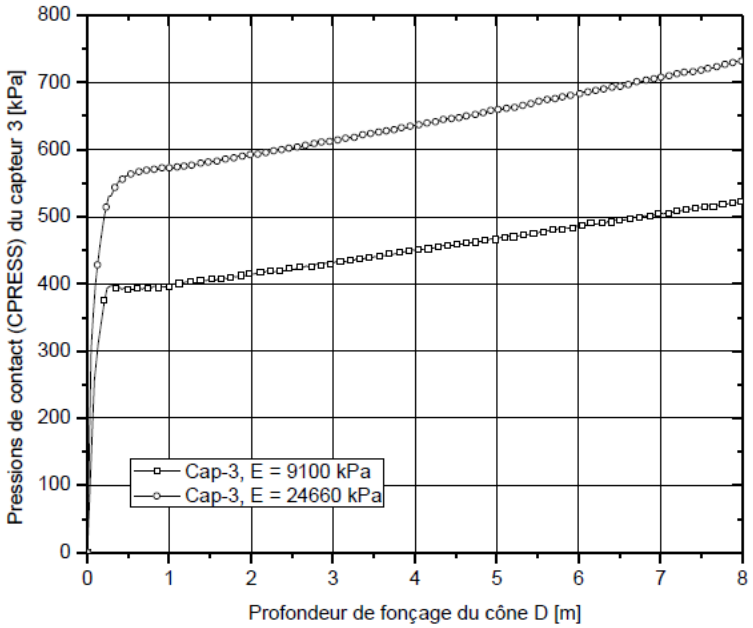

Figure 2-43: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur 3 versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

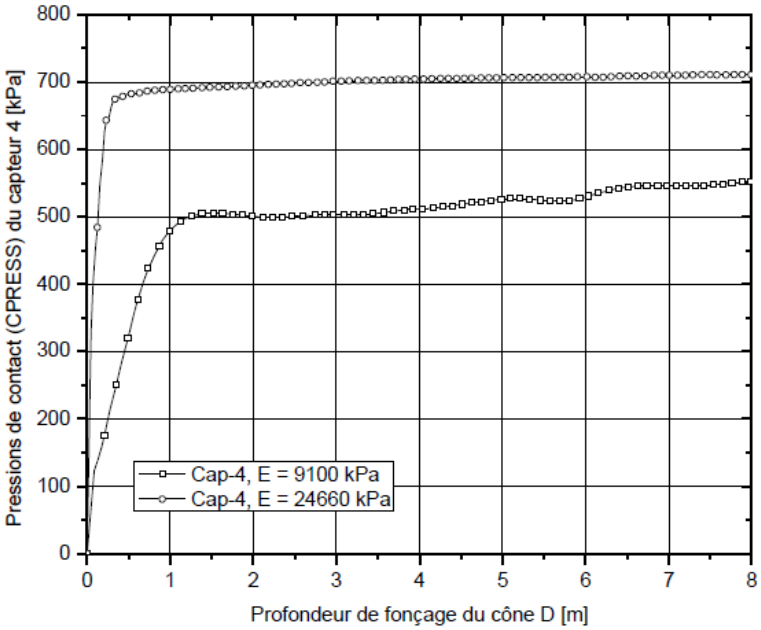

Figure 2-44: Comparaison des profils des pressions de contact prédites du capteur 4 versus profondeur de fonçage du cône. Cas des simulations Sim 5-4: Std (C-1, statique, Mises, $\Theta = 0$, pesant) et Sim 5-5: Std (C-1, statique, E = 9100 kPa, Mises, $\Theta = 0$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

2.6.4 **ISC-2**

Le cône ISC-2 diffère du cône ISC-1 par son élancement, sa géométrie ainsi que par la position des capteurs. La modélisation de l'ISCT-2 montre que ces modifications géométriques ont eu deux conséquences importantes. En effet, en comparant les profils $(Cpress)$ Vs D des Figure 2-45 à 2-47, il apparait d'une part que les pressions de contact sont quasi indépendantes de l'adhérence entre le cône et le sol, et d'autre part que le DIP observé précédemment avec le cône ISC-1 a disparu.

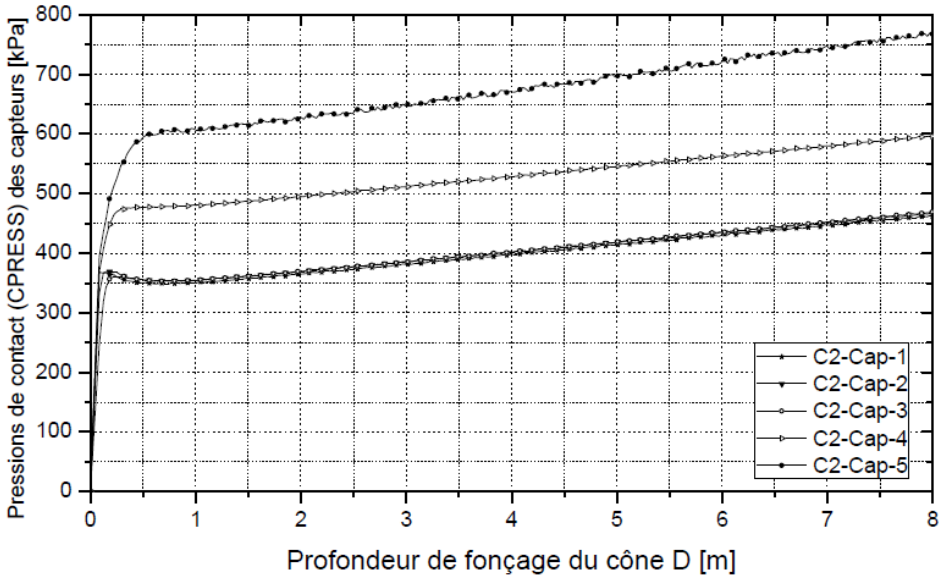

Figure 2-45: Profils des pressions de contact prédites des capteurs versus profondeur de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 6-2: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.35$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

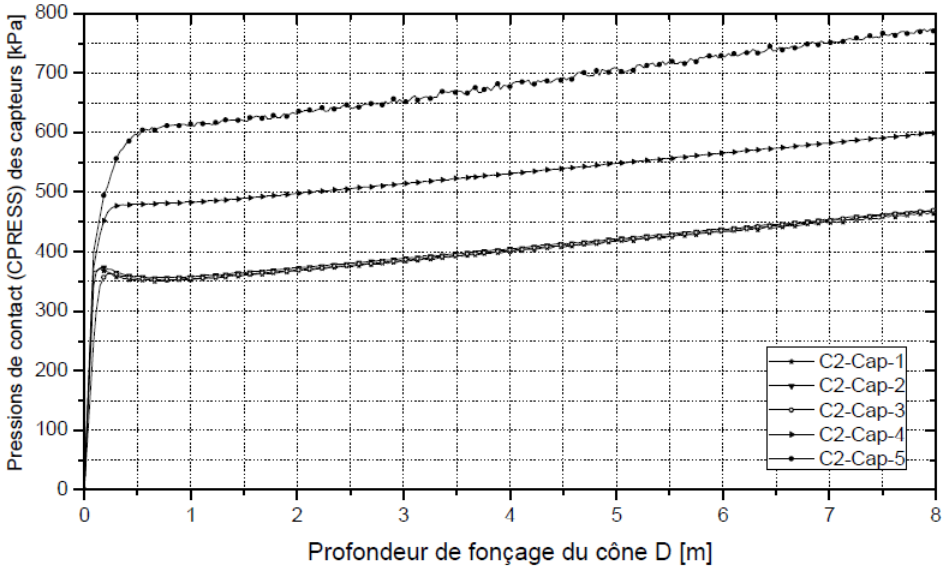

Figure 2-46: Profils des pressions de contact prédites des capteurs versus profondeur de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 6-2: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

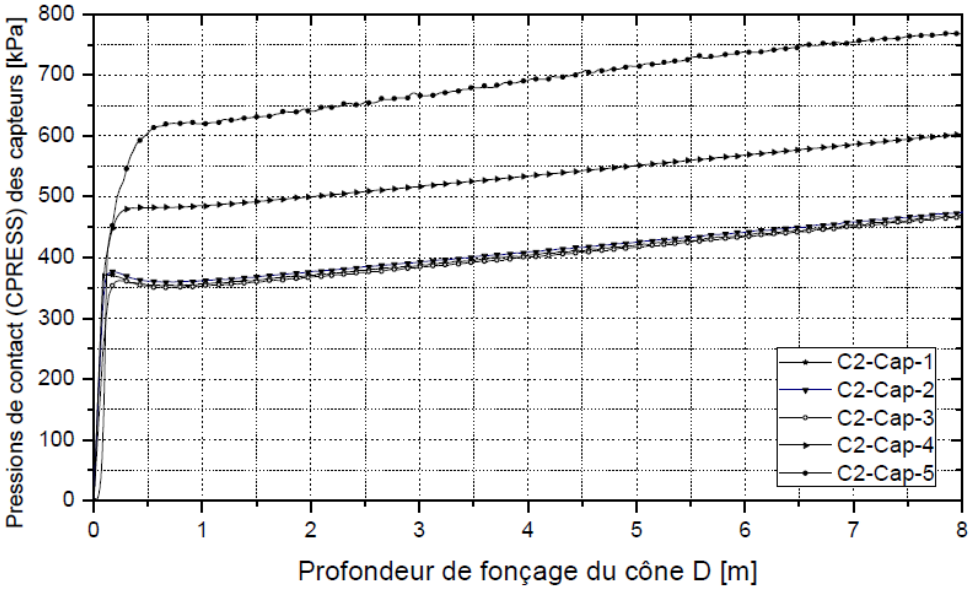

Figure 2-47: Profils des pressions de contact prédites des capteurs versus profondeur de fonçage du cône. Cas de la simulation Sim 6-4: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.0$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

Les Figures 2-48 et 2-49 ci-dessous montrent les courbes $(Cpress)$ Vs $(\log(\Delta V/V))$ déduites des simulations de l'ISCT-2 respectivement aux profondeurs $0.449\,m$ et $7.765\,m$. La déduction de S_u à travers les courbes pressiométriques construites numériquement donne une valeur bien différente de celle imposée. Les points I et S de la Figure 2-48 représentent la position des capteurs 1 et 3 respectivement. Selon Abou-Samra (2011), l'augmentation de la pression de contact entre le point I et le point S est de 2.3% pour un fonçage superficiel, et de 1.7% pour un fonçage profond. Cette zone (entre $Cap(1)$ et $Cap(3)$) est donc qualifiée de zone d'égale pression, quelle que soit la valeur de la contrainte d'adhésion.

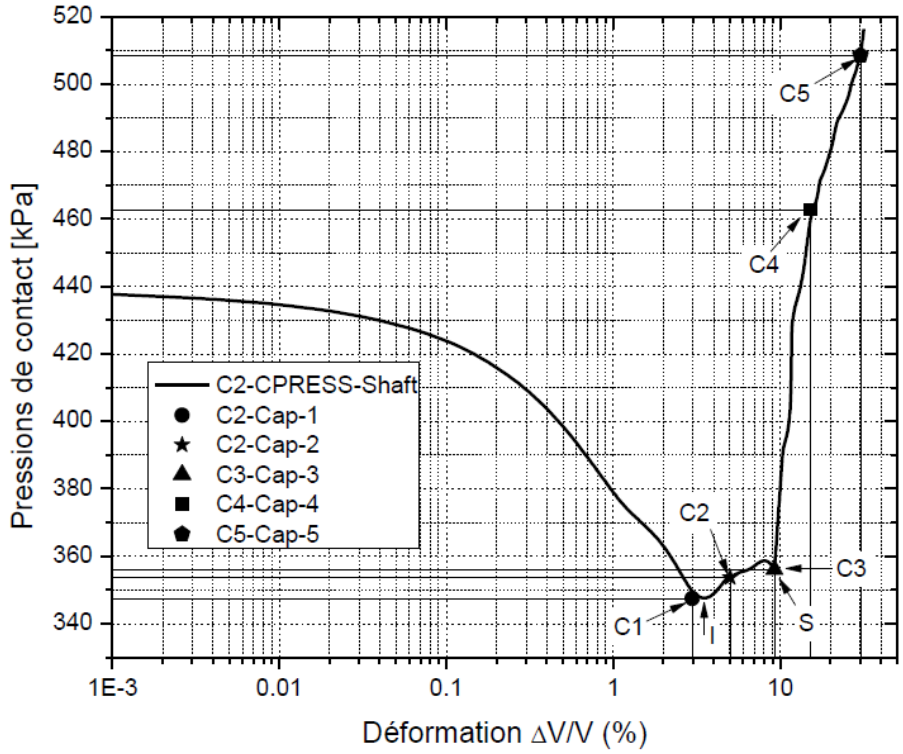

Figure 2-48: Pression de contact versus déformation volumique. Courbe correspondant à une profondeur de fonçage superficielle du cône D = 0.449 m et au temps t = 22.45 s de l'étape de fonçage. Cas de la simulation Sim 6-3: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

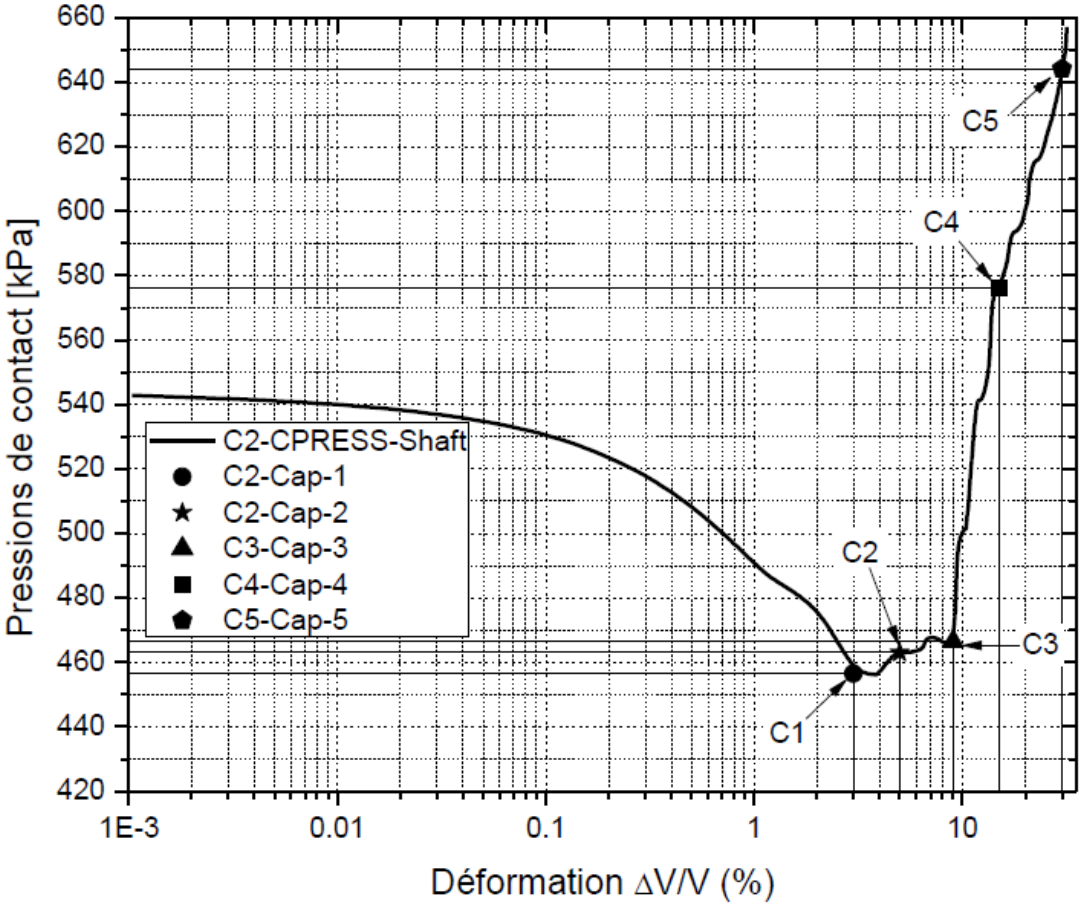

Figure 2-49: Pression de contact versus déformation volumique. Courbe correspondant à une profondeur de fonçage profonde du cône D = 7.765 m et au temps t = 388.3 s de l'étape de fonçage. Cas de la simulation Sim 6-3: Std (C-2, statique, Mises, $\Theta = 0.25$, pesant) (Abou-Samra, 2011).

Dans la pratique, la vitesse de fonçage du cône peut varier de $1\,cm/s$ à $8\,cm/s$, mais reste constante dans chaque essai. Dans la littérature, il est connu que S_u dépend du taux de déformation. À cet effet, Abou-Samra (2011) a mené des simulations pour évaluer l'effet de la variation de la vitesse de fonçage sur les pressions de contact prédites. Il a été conclu que les vitesses de fonçage supérieures à $2\,cm/s$ ne sont pas adéquates pour l'essai ISCT-2. La vitesse de fonçage de $2\,cm/s$ avec laquelle les essais expérimentaux ont été menés est donc approuvée par les simulations de l'auteur.

2.6.5 ISCT-1: Résultats numériques, Abou-Samra (2011)

L'étude numérique présentée ci-dessus et menée par Abou-Samra (2011) a mis en évidence des résultats importants. En effet, ces simulations ont permis de mieux cerner le fonctionnement et les défauts de l'essai au cône ISC-1:

R1: Faible sensibilité vis-à-vis de la contrainte d'adhérence cône-sol.

R2: DIP: La présence du DIP, point à partir duquel les pressions du capteur 4 deviennent inférieures à celles du capteur 3, met en défaut la théorie d'interprétation de l'essai ISCT-1.

R3: Les déformations dans un ISCT-1 sont des déformations tridimensionnelles. La théorie d'interprétation de l'ISCT-1 repose sur la théorie d'expansion des cavités cylindriques où les déformations sont supposées planes.

R4: Les courbes prédites $(Cpress)\mathrm{Vs}\left(\ln\left(\Delta V/V\right)\right)$ ne présentent pas une allure exploitable (point d'inflexion suivi d'une partie droite) par l'approche proposée par Ladanyi et al. (2000), et S_u déduit dépend sensiblement des capteurs utilisés.

2.6.6 ISCT-2: Résultats numériques, Abou-Samra (2011)

Les modifications géométriques qui ont donné naissance au cône ISC-2 ont amélioré la réponse des pressions de contact prédites. Il a été trouvé que les pressions de contact sont quasi indépendantes de l'adhésion cône-sol, et que ces profils ne convergent plus. Cela a éliminé le DIP observé avec le cône ISC-1. Toutefois, l'interprétation des courbes $(Cpress)\mathrm{Vs}\left(\log\left(\Delta V/V\right)\right)$,tel que proposé par Ladanyi et al. (2000), ne permet pas d'avoir une valeur représentative de S_u. Ci-dessous sont présentés les résultats numériques retrouvés par Abou-Samra (2011):

R5: La zone entre les capteurs 1 et 3 du cône ISC-2 est une zone d'égale pression.

R6: S_u déduite des courbes $(Cpress)\mathrm{Vs}\left(\log\left(\Delta V/V\right)\right)$ en utilisant l'approche de Ladanyi et al. (2000) est bien différente de celle imposée.

R7: Pour le cône ISC-2, les pressions de contact sont quasi indépendantes de l'adhérence cône-sol.

2.7 Conclusion sur la méthode de détermination de S_u par Ladanyi et al. (2000)

De ce qui précède, on peut conclure que l'ISCT-2 se démarque de l'ISCT-1 par sa parfaite indépendance de l'adhérence cône-sol, et par la disparition du DIP. En utilisant la méthode d'interprétation actuelle de l'ISCT-1/2, les valeurs de S_u déduites des courbes *Cpress* Vs $\ln(\Delta V/V)$ prédites numériquement sont différentes de celle imposées. Les courbes pressiométriques ne présentent pas de point d'inflexion suivi d'une partie droite comme le prédit l'approche de Gibson et Anderson (1961). D'autre part, il a été trouvé que, les déformations induites par le passage du cône ne sont pas planes. Or, la théorie de l'expansion d'une cavité cylindrique sur laquelle repose l'interprétation proposée par Ladanyi et al. (2000) considère un état de déformations planes. La similitude de la méthode d'interprétation de l'ISCT et du PMT n'est donc pas justifiée.

La dernière version du cône effilé instrumenté (ISC-2) pourrait être utilisée pour mener des essais, si toutefois une nouvelle méthode d'interprétation est élaborée.

2.8 Justification de la présente recherche

La comparaison des S_u déduites de l'ISCT-1/2 avec celles déduites d'autres essais (partie 2.5.5), notamment le VST, a permis de détecter l'existence d'anomalies dans l'interprétation des résultats de l'ISCT. C'est pour cette raison qu'Abou-Samra (2011) a réalisé la première étude numérique de l'ISCT dont l'objet était d'en investiguer la validité de la théorie d'interprétation proposée par Ladanyi et al. (2000). En se référant à son étude numérique, et notamment aux résultats R2, R4 et R6 exposés dans les parties 2.6.5 et 2.6.6, le besoin d'une autre méthode d'interprétation propre à l'ISCT est identifié, raison pour laquelle cette thèse a eu lieu. L'étude numérique d'Abou-Samra (2011) sur l'ISCT, menée en utilisant les formes de sondes existantes, a mis en évidence certains défauts dans l'exploitation l'ISC-1, notamment la présence du DIP. Dans cette étude, par modification de la géométrie de la sonde, on prévoit obtenir des profils de pression plus exploitables dans un modèle axisymétrique qui tient compte de toutes les déformations engendrées par le passage de l'ISC.

CHAPITRE 3 THÉORIES DE BASE ET INTERACTION CÔNE-ARGILE

3.1 Le critère d'écoulement plastique de von Mises (1913)

Les critères d'écoulement plastique sont des critères qui caractérisent le début de l'écoulement plastique par l'intermédiaire d'une fonction d'écoulement plastique F. Parmi ces critères, on trouve le critère de von Mises (1913) qui considère que la fonction F ne dépend que du second invariant du tenseur des contraintes déviatoriques J_2 (Ottosen et Ristinmaa, 2005), i.e.:

$$F\left(J_2\right)=0 \tag{3.1}$$

avec:

- $J_2=\frac{1}{2}s_{ij}s_{ji} \quad (i,j=1,2,3)$
- $s_{ij}=\sigma_{ij}-\frac{1}{3}\sigma_{kk}\delta_{ij}$, δ_{ij} étant le symbole de Kronecker $\left(\delta_{ij}=\begin{cases}1 & si\ i=j\\ 0 & si\ i\neq j\end{cases}\right)$ et $\sigma_{kk}=\sigma_{11}+\sigma_{22}+\sigma_{33}$
- s_{ij} : composante du tenseur des contraintes déviatoriques s ; et
- σ_{ij} : composantes du tenseur des contraintes σ.

La fonction F ou critère d'écoulement plastique introduit par von Mises (1913) se présente sous la forme suivante où c est une constante:

$$\sqrt{J_2}-c=0 \tag{3.2}$$

Dans le cas d'un chargement uniaxial σ, on a que:

$$J_2=\frac{\sigma^2}{3}$$

Quand σ atteint la contrainte σ_{yo} du début de l'écoulement plastique, la valeur de J_2 est:

$$J_2=\frac{\sigma_{yo}{}^2}{3}$$

Ainsi, la valeur de la constante c est:

$$c = \frac{\sigma_{yo}}{\sqrt{3}} \qquad (3.3)$$

Par conséquent, le critère d'écoulement plastique de von Mises (1913) s'écrit:

$$\sqrt{3J_2} - \sigma_{yo} = 0 \qquad (3.4)$$

Le comportement du matériau dépend donc de l'état des contraintes appliquées:

- Si $\sqrt{3J_2} < \sigma_{oy}$: comportement élastique; et
- Si $\sqrt{3J_2} = \sigma_{oy}$: écoulement plastique.

avec:

- $J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ji} = \frac{1}{6}\left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2\right] + \sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2$; ou
- $J_2 = \frac{1}{6}\left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2\right]$, σ_1, σ_2 et σ_3 étant respectivement les contraintes principales majeure, intermédiaire et mineure.

Dans le repère de coordonnées principales, puisque F ne dépend que de J_2, la trace de ce critère dans tout plan déviatorique est identique. Les méridiens sont donc parallèles à l'axe hydrostatique. L'équation (3.4) décrit un cercle dans le plan déviatorique, et donc le critère de von Mises représente un cylindre dans le repère principal, qui a pour axe de révolution l'axe hydrostatique.

À l'intérieur de la surface cylindrique, si le comportement du matériau est isotrope linéaire élastique, alors:

$$s_{ij} = 2Ge_{ij} \qquad \text{et} \qquad \sigma_{kk} = 3K\varepsilon_{kk}$$

avec:

- e_{ij} : composantes du tenseur des déformations déviatoriques e ;
- $e_{ij} = \varepsilon_{ij} - \frac{1}{3}\varepsilon_{kk}\delta_{ij}$;

- ε_{ij} : composantes du tenseur des déformations ε et $\varepsilon_{kk} = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}$; et
- G et K : modules de cisaillement et de compression respectivement et s'expriment en fonction du module d'Young E et du coefficient de Poisson ν par:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)}$$

L'énergie totale de déformation W peut dans ce cas s'écrire (Ottosen et Ristinmaa, 2005):

$$W = \frac{1}{2}\sigma_{ij}\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\left(e_{ij}s_{ij} + \frac{1}{3}\varepsilon_{kk}\sigma_{mm}\right) = W_d + W_v \tag{3.5}$$

où:

- W_d est l'énergie de déformation déviatorique, $W_d = \frac{1}{2}e_{ij}s_{ij} = \frac{1}{2G}J_2$; et
- W_v est l'énergie de déformation volumique, $W_v = \frac{1}{6}\varepsilon_{kk}\sigma_{mm} = \frac{1}{2}K\varepsilon_{kk}\varepsilon_{mm}$.

L'interprétation physique du critère de von Mises (1913), suggérée par Hencky (1924), est que l'écoulement plastique débute quand l'énergie de déformation déviatorique W_d atteint une certaine valeur.

3.2 Le modèle élastique parfaitement plastique

Les modèles élasto-plastiques constitutifs décrivent le comportement mécanique d'un matériau sous l'effet d'une variation des contraintes qui lui sont appliquées. Ils sont caractérisés par les concepts suivants (Hicher et Shao, 2008):

- La séparation des déformations, i.e. le tenseur des déformations totales ε_{ij} est divisé en somme du tenseur des déformations élastiques ε_{ij}^{e} et du tenseur des déformations plastiques ε_{ij}^{p} ;
- La surface d'écoulement plastique, qui définit la limite, dans l'espace des contraintes principales, au-delà de laquelle le comportement du matériau devient plastique;

- Le domaine élastique, qui est le domaine intérieur à la surface d'écoulement plastique;
- La règle d'écoulement plastique[4], qui décrit l'évolution des déformations plastiques;
- Le durcissement[5] (ou ramollissement[6]), qui représente le changement de la taille et de la position de la surface d'écoulement plastique, dépendamment des contraintes appliquées; et
- Le critère de rupture, qui caractérise l'état de contraintes en mode de rupture à grandes déformations. Dans le cas particulier d'un modèle parfaitement plastique, il n'y a pas de durcissement, la contrainte d'écoulement plastique est atteinte en même temps que la rupture.

Le domaine élastique est en général défini par une fonction scalaire $F\left(\sigma_{ij}\right)$ (fonction de l'écoulement plastique) du tenseur de contraintes σ_{ij} tel que:

- $F\left(\sigma_{ij}\right) < 0$ correspond au domaine élastique;
- $F\left(\sigma_{ij}\right) = 0$ définit un état de contrainte situé sur la surface d'écoulement plastique; et
- $F\left(\sigma_{ij}\right) > 0$ correspond à un état de contrainte situé à l'extérieur du domaine élastique.

Dans les simulations proposées dans cette étude, le modèle utilisé est un modèle linéaire élastique parfaitement plastique. Ce modèle s'applique essentiellement aux argiles légèrement surconsolidées de l'est du Canada. En effet, les travaux de Silvestri et Abou-Samra (2008) et Silvestri et Tabib (2018) sur l'argile surconsolidée de Champlain ont montré que le sol peut être représenté par un modèle linéaire élastique parfaitement plastique. La surface d'écoulement plastique et donc le domaine élastique n'évoluent pas (i.e. la surface d'écoulement plastique ne subit aucun changement dans sa taille ni dans sa position dans l'espace des contraintes).

---

[4] Règle d'écoulement plastique: Plastic flow rule

[5] Durcissement: Hardening

[6] Ramollissement: Softening

Soit $\left(\sigma_{ij}\right)$ l'état de contraintes en un point M, suite à un chargement[7] (ou déchargement[8]) donné.

Si $F\left(\sigma_{ij}\right) < 0$, la variation des déformations est purement élastique (réversible):

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{e} \tag{3.6}$$

Si $F\left(\sigma_{ij}\right) = 0$, la description de la variation des déformations dépend de l'évolution de l'état de contraintes.

Le point matériel subit un chargement si et seulement si (Hicher et Shao, 2008):

$$\begin{aligned} & F\left(\sigma_{ij}\right) = dF\left(\sigma_{ij}\right) = 0 \\ & \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} > 0 \\ & d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{e} + d\varepsilon_{ij}^{p} \end{aligned} \tag{3.7}$$

De même, le point matériel subit un déchargement si et seulement si (Hicher et Shao, 2008):

$$\begin{aligned} & F\left(\sigma_{ij}\right) = 0 \\ & \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} < 0 \\ & d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{e} \quad (\varepsilon_{ij}^{p} \text{ est nulle ou demeure constante}) \end{aligned} \tag{3.8}$$

L'incrément des déformations plastiques $\left(d\varepsilon_{ij}^{p}\right)$ pour un état de contraintes $\left(\sigma_{ij}\right)$ et pour un incrément de contraintes $\left(d\sigma_{ij}\right)$ est régi par la règle d'écoulement plastique suivante où $d\lambda$ est un scalaire positif, appelé multiplicateur plastique[9]:

$$d\varepsilon_{ij}^{p} = d\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \tag{3.9}$$

---

[7] Chargement: Loading process

[8] Déchargement: Unloading process

[9] Multiplicateur plastique: Plastic multiplier

L'incrément des déformations élastiques $d\varepsilon_{ij}^{e}$ et l'incrément de contraintes $\left(d\sigma_{ij}\right)$ sont reliés par le tenseur élastique D_{ijkl} ou son inverse Q_{ijkl} à travers la relation:

$$d\sigma_{ij} = D_{ijkl} d\varepsilon_{kl}^{e} \tag{3.10}$$

ou:

$$d\varepsilon_{ij}^{e} = Q_{ijkl} d\sigma_{kl} \tag{3.11}$$

Si $\left(\sigma_{ij}\right)$ représente l'état de contraintes actuel d'un point matériel et se situe à la limite du domaine élastique, la déformation totale $d\varepsilon_{ij}$ peut s'exprimer comme suit avec $\alpha = 0$ dans le cas d'un déchargement et $\alpha = 1$ dans le cas d'un chargement:

$$F\left(\sigma_{ij}\right) = 0$$

et

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{e} + d\varepsilon_{ij}^{p} = d\varepsilon_{ij}^{e} + \alpha d\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \tag{3.12}$$

Si de plus, ce point matériel subit un chargement, alors $\left(\sigma_{ij}\right)$ doit demeurer sur la surface d'écoulement plastique. Cela se traduit par:

$$F = dF = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} = 0 \tag{3.13}$$

L'incrément de contrainte $\left(d\sigma_{ij}\right)$ peut dès lors s'exprimer comme suit $\left(\alpha = 1\right)$:

$$d\sigma_{ij} = D_{ijkl} d\varepsilon_{kl}^{e} = D_{ijkl}(d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^{p}) = D_{ijkl}(d\varepsilon_{kl} - d\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}) \tag{3.14}$$

En multipliant l'équation précédente (3.14) par $\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}\right)$, on trouve que:

$$\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}\right) d\sigma_{ij} = dF = \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}\right) D_{ijkl} d\varepsilon_{kl} - d\lambda \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}\right) D_{ijkl} \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}\right) = 0 \tag{3.15}$$

Ainsi, l'expression du multiplicateur plastique $d\lambda$ est déduite:

$$d\lambda = \frac{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijkl} d\varepsilon_{kl}}{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijkl} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \tag{3.16}$$

La relation entre l'incrément de contrainte $\left(d\sigma_{ij}\right)$ et l'incrément de déformation totale $\left(d\varepsilon_{ij}\right)$ peut alors s'établir à travers la matrice élasto-plastique (Hicher et Shao, 2008):

$$d\sigma_{ij} = \left\{ D_{ijkl} - \frac{\left(D_{ijnm} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{nm}} \right)\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}} D_{rskl} \right)}{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{nm}} D_{nmrs} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}}} \right\} d\varepsilon_{kl} \tag{3.17}$$

3.3 Usage et justification du modèle de von Mises (1913) en géotechnique numérique

La modélisation du comportement d'une argile saturée nécessite l'usage d'un critère d'écoulement plastique indépendant de la contrainte hydrostatique. Parmi ces critères, on peut trouver celui de Tresca ou celui de von Mises (Figure 3-1) dont les sections dans un plan déviatorique sont respectivement hexagonale et circulaire. D'après Lees (2016), l'usage de la forme hexagonale dans un modèle d'éléments finis peut créer des difficultés numériques. Yu (1990) mentionne qu'un modèle à section hexagonale présente des singularités dues au fait que la différentielle de la fonction d'écoulement plastique est discontinue en certains points (coins de l'hexagone).

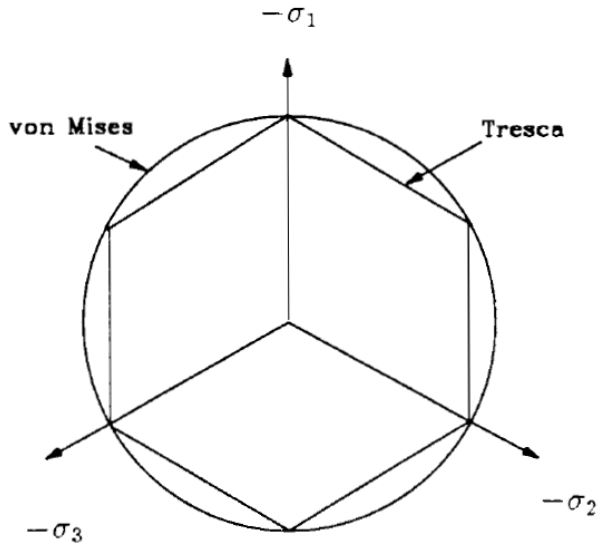

Figure 3-1: Intersection des surfaces d'écoulement plastiques de Tresca et de von Mises avec le plan déviatorique.

Dans la littérature, le critère d'écoulement plastique de von Mises (1913) est largement utilisé pour la modélisation des argiles saturées (dans des conditions non drainées) en contraintes totales. Dans ce qui suit, on présente quelques-uns des travaux effectués dans le cadre de la simulation d'essais pressiométriques, de pénétration des sondes et d'installation des caisssons.

Sharma (2004) a utilisé le modèle de von Mises pour déterminer la capacité ultime non drainée d'un caisson à succion, dans certains profils de sol représentatifs du Golfe du Mexique et de la Mer du Nord, suite à des chargements selon différentes inclinaisons. L'étude des caissons à succion est de grande utilité dans l'exploration et la production pétrolière en milieu marin qui s'étend à des profondeurs de plus en plus importantes. Les défis technologiques qui en découlent quant à l'installation des plateformes d'exploitation ou d'exploration marine sont tels que les plateformes traditionnelles fixées ont été délaissées pour des structures flottantes. Les caissons à succion sont de nos jours les systèmes d'ancrage les plus utilisés dans les plateformes pétrolières permanentes de production. Ce sont des cylindres en métal, acheminés au fond marin par leur propre poids, ainsi que par la pression descendante résultant du pompage de l'eau de l'intérieur du caisson. Cette pression descendante génère une force assez grande pour permettre au caisson de pénétrer dans le fond marin (Figure 3-2).

Les capacités ultimes pour différentes inclinaisons de chargement ont été déterminées par Sharma (2004) avec la méthode des éléments finis en utilisant le programme ABAQUS/Explicit. Dans ces simulations, l'argile saturée obéit à un comportement linéaire élastique à l'intérieur de la surface d'écoulement plastique, et à un comportement parfaitement plastique régi par le critère de von Mises. Le sol incompressible est isotrope avec un comportement indépendant du taux de déformation. Le caisson quant à lui est considéré rigide.

À l'issu de cette étude, il a été conclu entre autres que le point d'attache de la charge détermine fortement le mécanisme de rupture du caisson (rotation ou translation), et que la capacité ultime mobilisée dépend du mode de rupture. Les simulations ont montré aussi que l'effet de l'interaction des charges (horizontales et verticales, *e.g.* Figure 3-3) est maximal pour des charges inclinées de 15 à 60 degrés par rapport à l'horizontale, pour des caissons ayant un ratio longueur sur diamètre de 2. Pour les caissons ayant des ratios de 4, 6 et 8, cet effet est observé pour des inclinaisons allant de 15 à 30 degrés. La capacité ultime prédite numériquement pour différents cas de charges inclinées, a été en accord avec celle déterminée à partir d'une méthode analytique simplifiée.

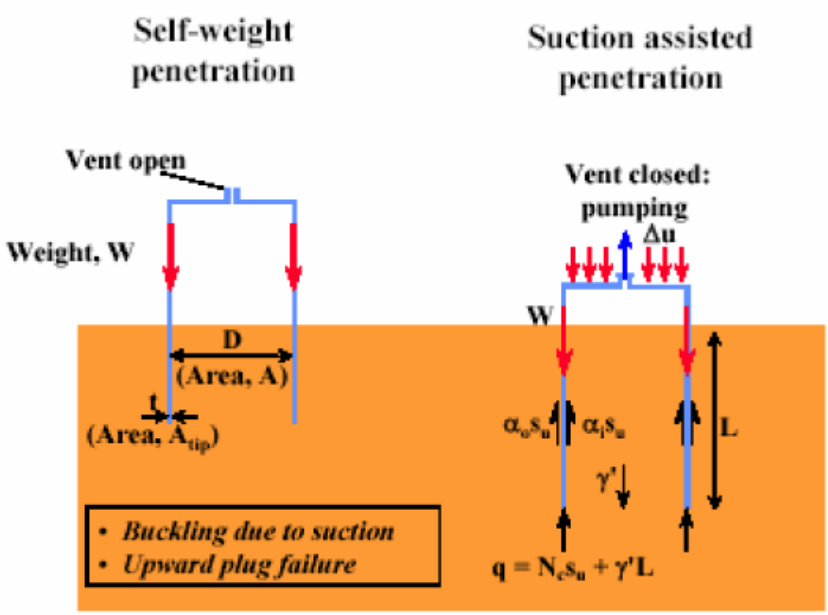

Figure 3-2: Installation du caisson à succion, Sharma (2004).

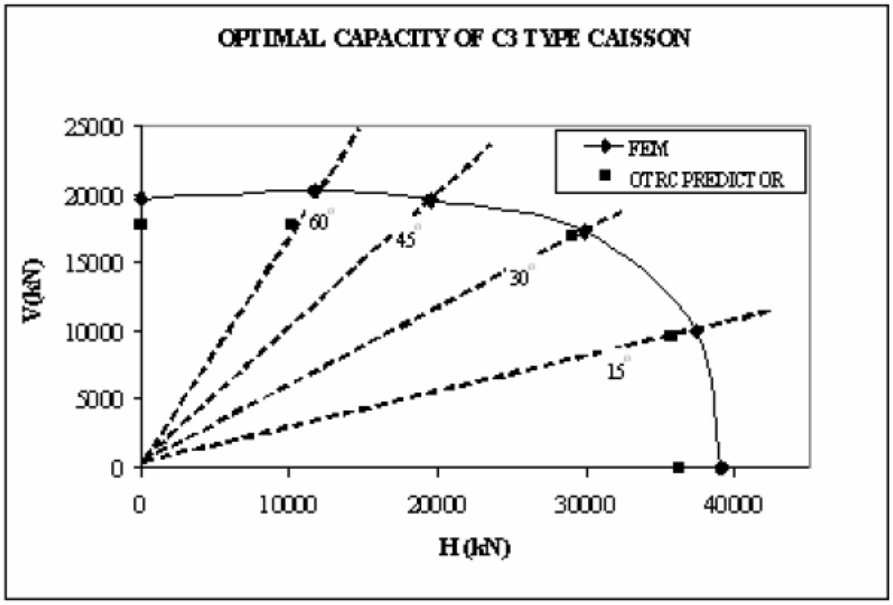

Figure 3-3: Interaction des charges (verticale et horizontale), Sharma (2004).

La prédiction de la pénétration des cylindres dans des sols mous est d'une grande utilité dans l'industrie minière en milieu marin. La détermination de la résistance au cisaillement non drainé dans le fond marin est aussi un défi à relever dans ce même domaine. Ces deux aspects sont étudiés dans le travail de Shi (2005). Dans un premier temps, la pénétration de cylindres dans de l'agile molle est simulée pour déterminer la relation entre la force résistante du sol et la pénétration. Ensuite, la possibilité de déterminer la résistance au cisaillement non drainé des sédiments à l'aide de pénétromètres qui chutent à travers une colonne d'eau et pénètrent dans le fond marin profond est investiguée. Plus spécifiquement, il s'agit du pénétromètre Expendable Bottom Penetrometer (XBP, Figure 3-4).

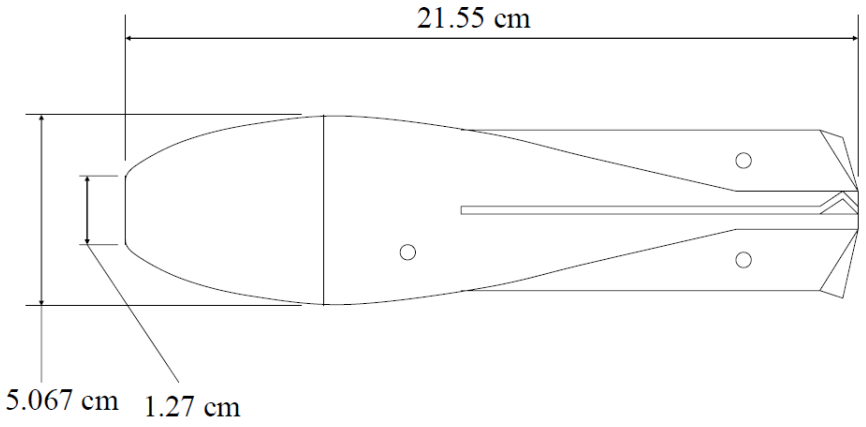

Figure 3-4: Schéma du pénétromètre ``Expendable Bottom penetrometer`` (XBP), Shi (2005).

Ces deux aspects ont été étudiés numériquement en utilisant le programme ABAQUS/Explicit. Dans ces simulations, l'argile saturée obéit à un comportement linéaire élastique à l'intérieur de la surface d'écoulement plastique, et à une plasticité parfaite régie par le critère de von Mises. Cette analyse étant non-drainée, l'argile est incompressible et le coefficient de Poisson est égal à 0.499 au lieu de 0.5 (pour éviter un module de compression infini). L'analyse de la pénétration du cylindre est effectuée en lui imposant, de manière incrémentielle, un déplacement vertical descendant jusqu'à ce que le sol atteigne l'état de rupture. La force totale verticale réactive augmente donc avec le déplacement et tend vers une limite qui est la charge d'effondrement du sol (Figure 3-5).

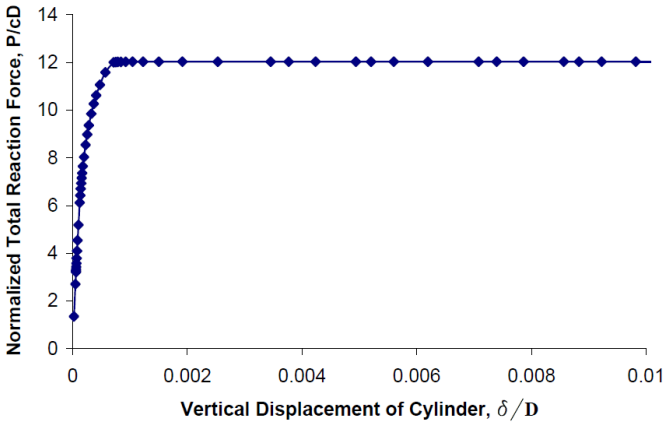

Figure 3-5: Étape de chargement, cylindre totalement immergé, Shi (2005).

Les essais in situ au pressiomètre et au pressiomètre autoforeur sont souvent utilisés pour la détermination des paramètres de résistance et de rigidité des argiles. La méthode de détermination de la résistance au cisaillement non drainé proposée par Gibson et Anderson (1961) est largement utilisée pour l'interprétation des résultats de l'essai pressiométrique dans l'argile. Toutefois, les valeurs des paramètres de résistance obtenues à travers cet essai restent supérieures à celles obtenues à travers d'autres essais. Cela peut être expliqué par le faible remaniement causé par l'essai comparé à un essai au laboratoire. Ces valeurs élevées peuvent aussi s'expliquer par le fait de considérer que l'expansion du pressiomètre est identique à celle d'une cavité infiniment longue, i.e. l'effet de la longueur finie du pressiomètre par rapport au diamètre de la cavité est négligé dans l'interprétation. Cela a fait l'objet de l'étude de Yu (1990). Pour quantifier l'effet de la longueur finie du pressiomètre, une étude numérique simulant l'essai pressiomètrique dans l'argile a été menée. Dans ces simulations axisymétriques, le sol est supposé avoir un comportement élastique parfaitement plastique, obéir au critère d'écoulement plastique de von Mises, et se déformer à volume constant. Chaque essai a été simulé jusqu'à une déformation de 10%.

Le rapport des (S_u) déduites à partir d'un pressiomètre infiniment long à celles déduites d'un pressiomètre de longueur finie a été utilisé pour mesurer l'effet de la longueur finie.

Les courbes pressiomètriques résultant des simulations effectuées par Yu (1990) ont été utilisées pour déduire la résistance au cisaillement non drainé. À partir de ces courbes, S_u a été déterminée par l'approche de Gibson et Anderson (1961), soit à partir de la partie de la courbe entre 2% et 5% de déformations, ou à partir de la partie entre 2% et 10% de déformations, ou encore à travers la pression limite de Menard. La pression limite de Menard (P_{lm}) est définie comme étant la pression correspondant à $\frac{V}{V_0} = 2$, ou $\frac{a}{a_0} = \sqrt{2}$ (V et V_0 étant respectivement le volume actuel et initial de la cavité, a et a_0 étant le rayon actuel et initial de la cavité respectivement). Elle est obtenue en extrapolant la partie de la courbe entre 5% et 10% de déformations. S_u^l est obtenue à travers la relation suivante par le schéma itératif Newton-Raphson:

$$P_{lm} = S_u^l \left(1 - \ln\left(\frac{G}{S_u^l}\right)\right) \tag{3.18}$$

Dans cette étude (Yu, 1990), deux définitions de la déformation ont été considérées: $\varepsilon_v = 2\ln\left(\frac{a}{a_0}\right)$ et $\varepsilon_v = \ln\left(\frac{V}{V_0}\right)$

Les Figures 3-6 et 3-7 présentent un exemple des résultats obtenus (S_u^∞ étant S_u déterminée via un pressiomètre infiniment long, et $S_u^{L/D}$ étant S_u déterminée à travers un pressiomètre de rapport longueur sur diamètre de L/D). Le rapport $S_u^\infty / S_u^{L/D}$ est inférieur à l'unité. Pour les essais avec un rapport longueur sur diamètre de 6, la résistance au cisaillement non drainé est surestimée d'environ 13%.

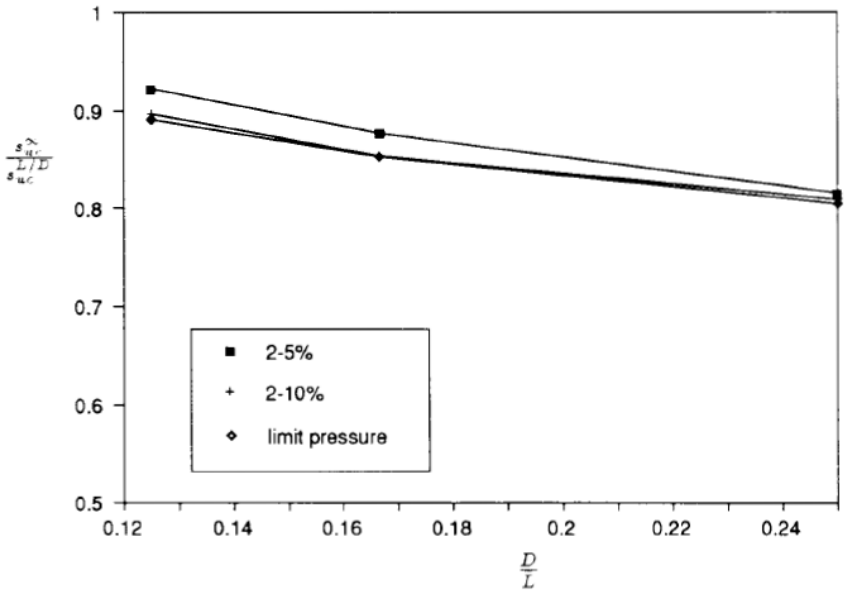

Figure 3-6: Effet de la longueur finie sur la résistance S_u, (déformation centrale utilisée), Yu (1990).

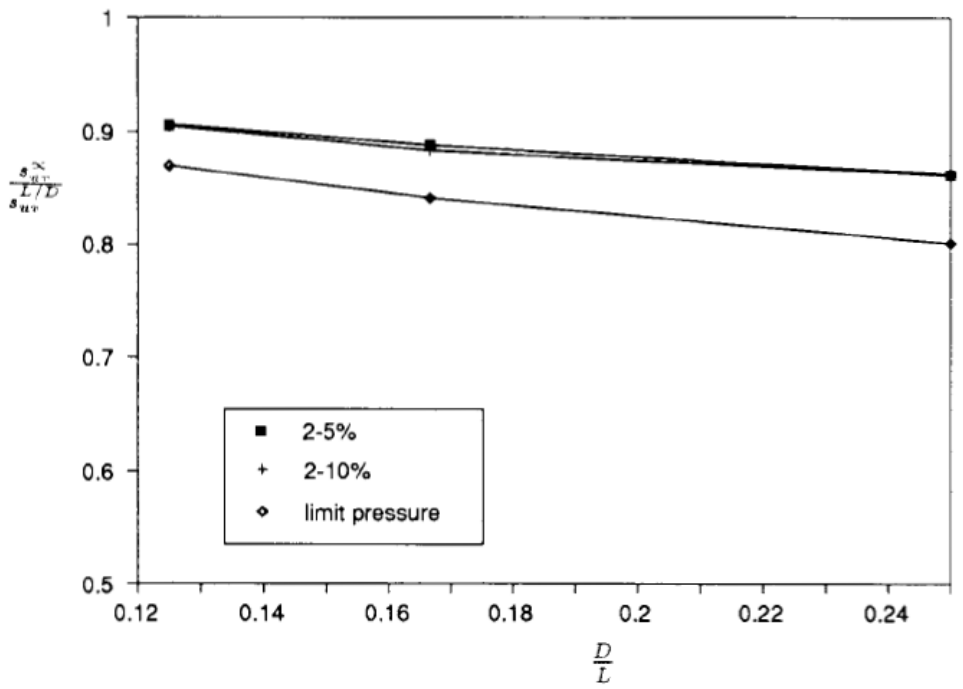

Figure 3-7: Effet de la longueur finie sur la résistance S_u (déformation volumique utilisée), Yu (1990).

Les Figures 3-8 et 3-9 présentent le rapport S_u^{∞}/S_u^{6} en fonction de l'indice de rigidité I_r. On peut y voir que l'effet de la longueur finie est relativement indépendant de l'indice de rigidité lorsque S_u est déterminée à travers la pression limite.

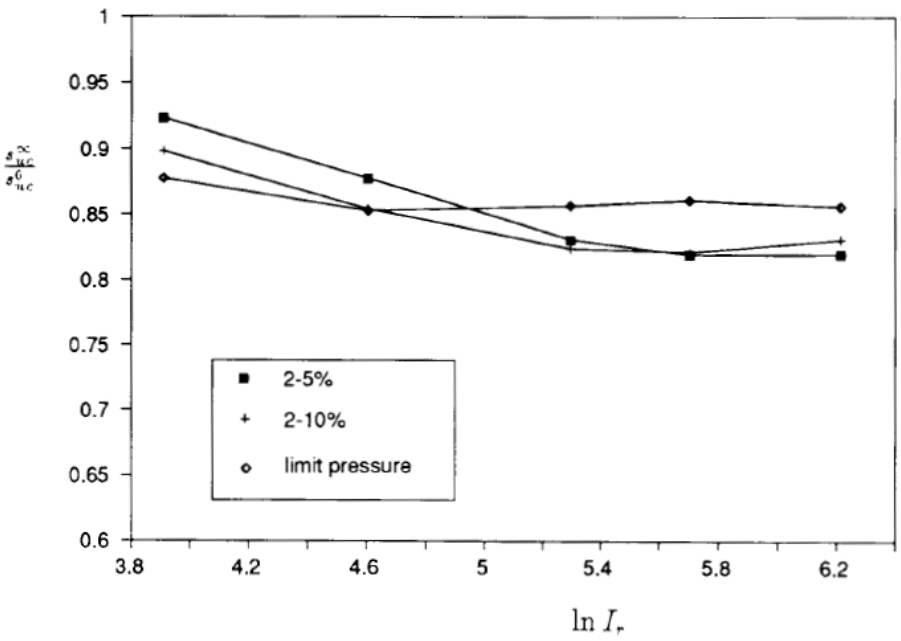

Figure 3-8: S_u^{∞}/S_u^{6} vs I_r, en utilisant la déformation centrale, Yu (1990).

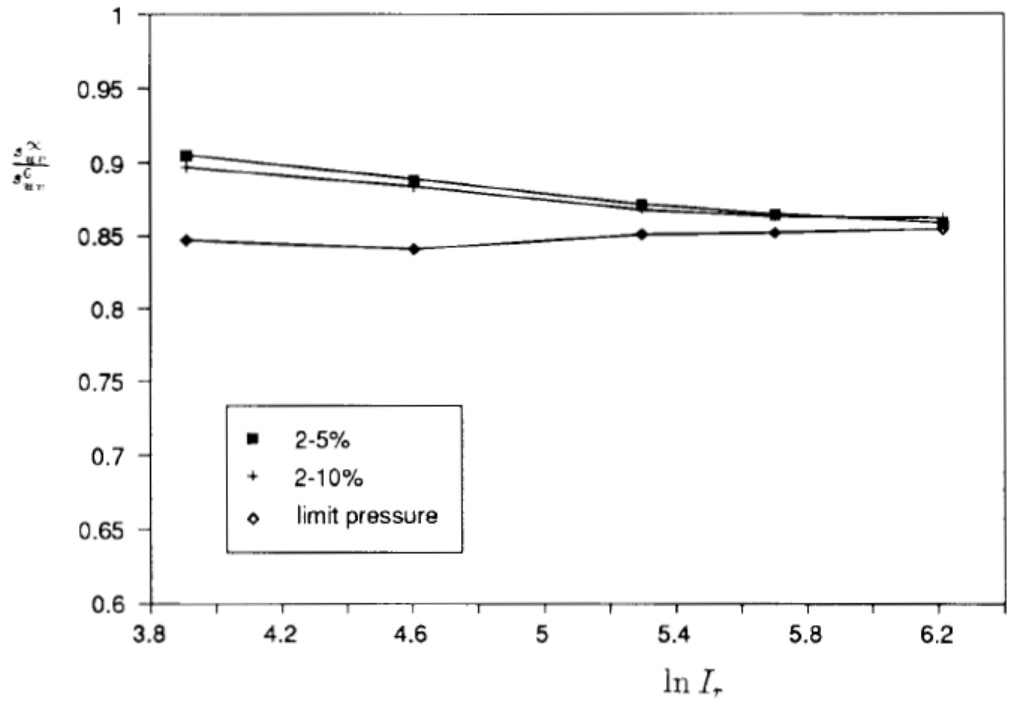

Figure 3-9: S_u^{∞}/S_u^{6} vs I_r, en utilisant la déformation volumique, Yu (1990).

Yu (1990) propose aussi, à l'issue de cette étude, l'usage de l'expression suivante pour corriger l'effet de la longueur finie sur la résistance déduite et ce pour un rapport longueur sur diamètre de 6, lorsque S_u est obtenue à partir de la courbe pressiométrique.

$$\frac{S_u^{\infty}}{S_u^{6}} = 0.971 - 0.0185\ln(I_r) \simeq 1 - 0.02\ln\left(\frac{G}{S_u^{6}}\right) \qquad (3.19)$$

Bahar, Aissaoui et Kelanemer (2005) ont mené une étude visant à comparer des méthodes de détermination de S_u à partir de l'essai au pressiomètre. Les trois approches comparées se présentent comme suit:

- a) L'approche basée sur le modèle hyperbolique de Duncan et Chang (1970) et intégrée dans un logiciel nommé PRESSIDENT (Approche PRESSIDENT),
- b) L'approche proposée par Bahar et Olivari (1993), utilisant un modèle élasto-plastique qui, pour la modélisation du comportement de l'argile à court terme, exploite le critère de von Mises (1913). Ce modèle est défini par 3 paramètres: une constante A définie positive nommée paramètre de courbure, le module de Young E et la cohésion non drainée S_u.
- c) La méthode empirique de Amar et Jézéquel (1972) donnée par l'expression suivante où $(P_l - P_0)$ est la pression limite nette:

$$S_u = \frac{(P_l - P_0)}{10} + 25 \quad (kPa)$$

D'après les auteurs, l'analyse des résultats de cette étude a montré que les deux méthodes numériques (PRESSIDENT et Bahar et Olivari (1993)) donnent des résultats très proches pour des pressions limites variant entre 100 kPa et 1600 kPa (Figure 3-10).

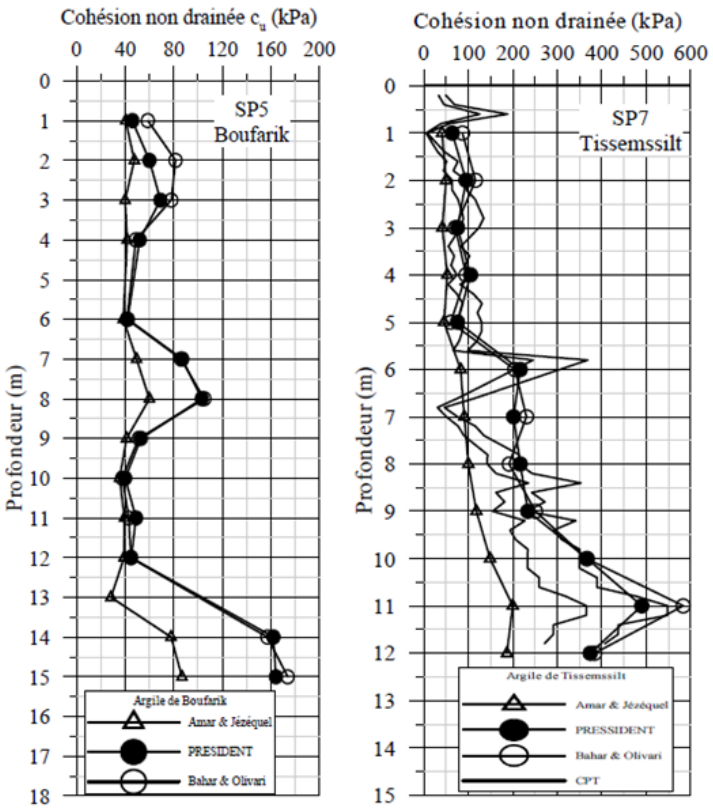

Figure 3-10: Profils des S_u issues des différentes méthodes, sites de Tissemssilt et Boufarik, Bahar et al. (2005).

3.4 La méthode des éléments finis intégrée dans Abaqus/Standard

L'équation différentielle qui régit l'équilibre statique s'écrit:

$$B^T.\sigma - f = 0 \tag{3.20}$$

Avec:

- $\boldsymbol{B}$: Opérateur différentiel et $\boldsymbol{B}^T$ sa transposée;
- $\boldsymbol{\sigma}$: Vecteur des contraintes; et
- $\boldsymbol{f}$: Vecteurs des forces extérieures appliquées au système.

Le vecteur déplacement et les déformations sont reliés à travers l'opérateur différentiel $\boldsymbol{B}$ par la relation suivante:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{B.u} \tag{3.21}$$

Avec:

- $\boldsymbol{\varepsilon}$: Vecteur des déformations; et
- u : Vecteur des déplacements.

La relation constitutive entre le vecteur des contraintes et le vecteur des déformations s'écrit:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D.\varepsilon} \tag{3.22}$$

Où $\boldsymbol{D}$ est la matrice constitutive du matériau. En assemblant les relations (3.20), (3.21) et (3.22), on aboutit à l'équation suivante:

$$\boldsymbol{B^T DB.u - f = 0} \tag{3.23}$$

Si $\boldsymbol{K}$ est la matrice de rigidité définie par $\boldsymbol{K = B^T DB}$, l'équation (3.23) devient:

$$\boldsymbol{K.u - f = 0} \tag{3.24}$$

Les déplacements à l'intérieur d'un élément fini sont obtenus en interpolant les déplacements des nœuds. Si $\boldsymbol{N}$ est la matrice des fonctions de forme, et $\boldsymbol{v}$ le vecteur des déplacements nodaux, alors:

$$u = N.v \tag{3.25}$$

Dans le cas des petites deformations, celles-ci peuvent être reliées au vecteur déplacement nodal en combinant les équations (3.21) et (3.25):

$$\boldsymbol{\varepsilon = BN.v} \tag{3.26}$$

Si $\boldsymbol{V}$ est le volume de l'élément, alors la matrice de rigidité de l'élément $\boldsymbol{K_e}$ et le vecteur forces de l'élément $\boldsymbol{f_e}$ sont exprimés par:

$$\boldsymbol{K_e = \int_V B^T DB.dV} \tag{3.27}$$

$$\boldsymbol{f_e = \int_V N^T f.dV} \tag{3.28}$$

L'équation (3.24) devient alors:

$$\boldsymbol{K_e.u - f_e = 0} \tag{3.29}$$

L'erreur résiduelle $\boldsymbol{E_r}$ de l'élément s'écrit dès lors:

$$\boldsymbol{E_r = \int_V B^T DB.v.dV - f_e} \tag{3.30}$$

Si " n " est le nombre d'éléments qui discrétisent le milieu, alors la matrice de rigidité totale et le vecteur force total sont:

$$\boldsymbol{K_T = \sum_{i=1}^{n} K_{ei}} \tag{3.31}$$

$$\boldsymbol{f_T = \sum_{i=1}^{n} f_{ei}} \tag{3.32}$$

3.5 L'estimateur d'erreur

La fiabilité des résultats d'une analyse par éléments finis est conditionnée par l'estimation de l'erreur. Zienkiewicz et Zhu (1987) ont élaboré une procédure qui fournit une bonne évaluation de l'erreur locale des problèmes linéaires élastiques régis par une équation différentielle dans un domaine Ω à l'équilibre de la forme:

$$\boldsymbol{B^T DBu - f = 0} \tag{3.33}$$

avec une traction et un déplacement prescrits sur les frontières du domaine Ω tel que:

$$u = \bar{u} \text{ sur la surface frontière } \Gamma_u$$

$$GDBu = \bar{t} \text{ sur la surface frontière } \Gamma_t$$

Tel que présenté précédemment, l'opérateur matriciel $\boldsymbol{B}$ lie les déformations aux déplacements:

$$\boldsymbol{\varepsilon = Bu} \tag{3.34}$$

et la matrice d'élasticité constitutive $\boldsymbol{D}$ lie les contraintes aux déformations (Zienkiewicz et Zhu, 1987):

$$\boldsymbol{\sigma = D\varepsilon} \tag{3.35}$$

En éléments finis, on fait l'approximation suivante:

$$\boldsymbol{u} \approx \hat{\boldsymbol{u}} = \boldsymbol{N}\bar{\boldsymbol{u}} \tag{3.36}$$

$\bar{\boldsymbol{u}}$ étant les déplacements nodaux et $\hat{\boldsymbol{u}}$ les déplacements d'un point à l'intérieur de l'élément, on obtient:

$$\boldsymbol{Ku} - \boldsymbol{R} = \boldsymbol{0} \tag{3.37}$$

avec:

$$\boldsymbol{K} = \int_{\Omega} (\boldsymbol{BN})^T \boldsymbol{D}(\boldsymbol{BN}) d\Omega \quad \text{et} \quad \boldsymbol{R} = \int_{\Omega} \boldsymbol{N}^T \boldsymbol{f}.d\Omega + \int_{\Gamma_t} \boldsymbol{N}^T \bar{\boldsymbol{t}}.d\Gamma$$

où $\boldsymbol{R}$ est le vecteur des charges[10]. Les contraintes sont calculées tel que:

$$\hat{\boldsymbol{\sigma}} = \left(\boldsymbol{DBN}\right)\bar{\boldsymbol{u}} \tag{3.38}$$

Les variables-solution des déplacements $\left(\hat{\boldsymbol{u}}\right)$ et des contraintes $\left(\hat{\boldsymbol{\sigma}}\right)$ sont approximatives et différentes des solutions exactes de $\boldsymbol{u}$ et $\boldsymbol{\sigma}$. Les différences $\mathbf{e} = \boldsymbol{u} - \hat{\boldsymbol{u}}$ et $\mathbf{e}_{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} - \hat{\boldsymbol{\sigma}}$ représentent les erreurs.

Dans les problèmes élastiques qui sont régis par l'équation (3.33), la condition de continuité est considérée au niveau de l'équation (3.36), ce qui induit une discontinuité de la solution approximative $\hat{\boldsymbol{\sigma}}$, tel qu'illustré à la Figure 3-11.

Pour obtenir une solution continue des contraintes, notée $\boldsymbol{\sigma}^*$, une moyenne nodale est faite où il est considéré que les contraintes $\boldsymbol{\sigma}^*$ sont interpolées par les mêmes fonctions que les déplacements:

$$\boldsymbol{\sigma}^* = \boldsymbol{N}\,\bar{\boldsymbol{\sigma}}^* \tag{3.39}$$

et

$$\int_{\Omega} \boldsymbol{N}^T (\boldsymbol{\sigma}^* - \hat{\boldsymbol{\sigma}}).d\Omega = \boldsymbol{0} \tag{3.40}$$

Ce qui donne, en combinant les équations (3.39) et (3.40):

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}}^* = \boldsymbol{A}^{-1} \int_{\Omega} \boldsymbol{N}^T \boldsymbol{DBN}.d\Omega.\bar{\boldsymbol{u}} \tag{3.41}$$

---

[10] Vecteur des charges: Load vector

avec: $$\boldsymbol{A} = \int_{\Omega} \boldsymbol{N}^T \boldsymbol{N} . d\boldsymbol{\Omega}$$

$\boldsymbol{\sigma}^*$ est alors une meilleure approximation que $\hat{\boldsymbol{\sigma}}$. L'erreur $\mathbf{e}_{\sigma}$ est conséquemment estimée par:

$$\mathbf{e}_{\sigma} \approx \boldsymbol{\sigma}^* - \hat{\boldsymbol{\sigma}} \tag{3.42}$$

Le pourcentage relatif d'erreur η s'écrit donc:

$$\eta = \frac{\| e_{\sigma} \|}{\| \sigma^* \|} .100 \ \ (\%) \tag{3.43}$$

Cette approche de détermination de l'erreur sera utilisée pour l'évaluation de l'erreur sur les pressions de contact, dans les simulations figurant aux Chapitres 5 à 8. Les graphiques d'erreurs sur les pressions de contact de toutes les simulations sont réunis dans l'annexe A. Il est à mentionner qu'Abaqus/Standard est muni d'un sous programme qui lui permet d'arrêter l'analyse avec un message d'erreur dans le cas de la détection d'une divergence de la solution. Dans le cadre de cette étude, toutes les simulations effectuées ont roulé jusqu'à la fin de l'analyse sans aucun message d'erreur. De plus, l'erreur sur les pressions de contact a été surveillée durant les analyses et il a été trouvé qu'elle demeure inférieure à 2% (annexe A).

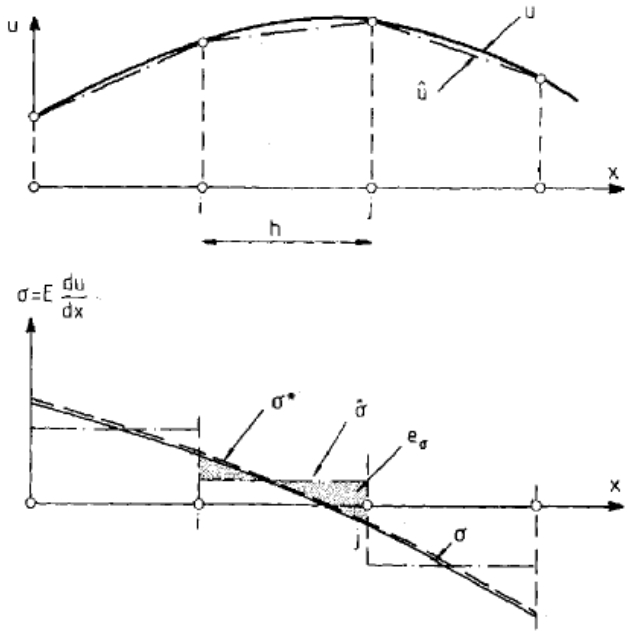

Figure 3-11: Illustration de l'approximation de l'erreur sur la contrainte e_{σ}, dans le cas d'un problème à une dimension et avec des fonctions de forme linéaires, Zienkiewicz et Zhu (1987).

3.6 Interaction cône-argile

3.6.1 Glissement fini entre un corps rigide et un corps déformable

Dans les simulations proposées ultérieurement (Chapitres 5 à 8), le cône est supposé parfaitement rigide, tandis que le sol est supposé être un corps déformable à volume constant. Cette partie présente les équations qui régissent le glissement fini entre le cône (corps rigide) et le sol (corps déformable) et est tirée du guide d'Abaqus (Dassault Systemes Simulia Corp (2014a)).

Soit A un point du maillage déformé, de coordonnées actuelles x_A (dans le référentiel global (XYZ)), et C le nœud qui définit la position du corps rigide (nœud référence), dont les coordonnées actuelles dans le système (X,Y,Z) sont x_C (Figure 3-12). Soit A' le point appartenant à la surface du corps rigide le plus proche de A, au niveau duquel la normale n au corps rigide passe par le point A, et r le vecteur allant du point C au point A', tel qu'illustré à la Figure 3-12.

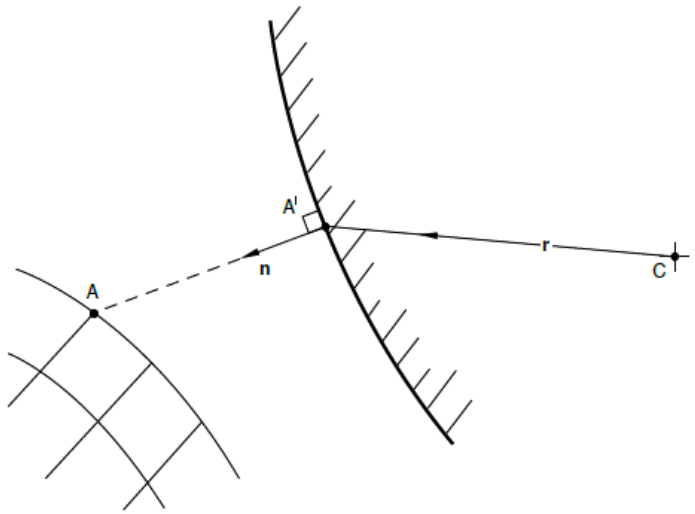

Figure 3-12: Géométrie de l'interface à surface rigide, Dassault Systemes Simulia Corp (2014a).

Soit h la distance qui sépare les points A et A' selon $-\mathrm{n}$. On a alors:

$$nh = -x_A + x_C + r \tag{3.44}$$

Si c est la distance en dessous de laquelle le contact a lieu, alors:

- $h < -c$, pas de contact en A.
- $h \geq -c$, il y a contact en A.

Soit:

- $t_{\alpha,\beta,\gamma}\left(\alpha,\beta,\gamma = 1,2\right)$: tangentes à la surface au point A'; et
- $S^{\alpha,\beta,\gamma}\left(\alpha,\beta,\gamma = 1,2\right)$: mesures de la distance le long des $t_{\alpha,\beta,\gamma}$.

Quand le corps rigide est en mouvement, le déplacement du point A' peut s'écrire:

$$\delta x_{A'} = \delta x_C + \delta r\big|_{\gamma_\alpha} + \delta r\big|_{\phi_C} = \delta x_C + \delta\phi_C \times r + t_\alpha \delta\gamma_\alpha \tag{3.45}$$

Dans cette expression (3.45), $\delta\gamma_\alpha$ est le glissement du point A' et $\delta\phi_C$ est la variation du vecteur rotation autour du point C. Le glissement le long de la surface rigide ainsi que la rotation de cette surface induisent un changement de la normale n dont la variation est exprimée par:

$$\delta n = \delta n\big|_{\gamma_\alpha} + \delta n\big|_{\phi_C} = \delta\phi_C \times n + \frac{\partial n}{\partial S_\alpha}\delta\gamma_\alpha \tag{3.46}$$

On aboutit donc à la forme linéarisée de l'équation de contact:

$$n\delta h + h(\delta\phi_C \times n + \frac{\delta n}{\delta S_\alpha}\delta\gamma_\alpha) = -\delta x_A + \delta x_C + \delta\phi_C \times r + t_\alpha \delta\gamma_\alpha \tag{3.47}$$

Quand le contact est établi, h devient nulle (ce qui est toujours le cas pour un contact dur[11]). L'équation de contact linéarisée peut dès lors s'exprimer par:

$$n\delta h = -\delta x_A + \delta x_C + \delta\phi_C \times r + t_\alpha \delta\gamma_\alpha \tag{3.48}$$

L'équation (3.48) peut être décomposée en composantes normale et tangentielle. La composante normale conduit à l'équation de contact:

$$\delta h = -n.(\delta x_A - \delta x_C) + (r \times n).\delta\phi_C \tag{3.49}$$

---

[11] Contact dur: hard contact

et la composante tangentielle conduit à l'équation de glissement exprimée par:

$$\delta\gamma_\alpha = t_\alpha.(\delta x_A - \delta x_C) - (r \times t_\alpha).\delta\phi_C \tag{3.50}$$

La variation seconde de h, *i.e.* $(d\delta h)$, est obtenue en imposant que $h = \delta h = dh = 0$ (ce qui est légitime et précis pour un contact dur). Ceci conduit, avec $d\delta x_A = d\delta x_C = d\delta\phi_C = 0$, à:

$$n\, d\delta h = d\delta r \tag{3.51}$$

et à l'équation suivante (3.52), obtenue par l'intermédiaire de l'équation cinématique linéarisée (3.48):

$$n\, d\delta h = d(\delta\phi_C \times r)\big|_{\gamma_\beta} + \delta\phi_C \times dr\big|_{\phi_C} + dt\big|_{\gamma_\beta}\delta\gamma_\alpha + dt\big|_{\phi_C}\delta\gamma_\alpha + t_\alpha d\delta\gamma_\alpha \tag{3.52}$$

Le premier terme de l'équation (3.52) correspond à la variation seconde du vecteur r pour une rotation du corps rigide autour du point C. Il est donné par la relation:

$$d(\delta\phi_C \times r)\big|_{\gamma_\beta} = \delta\phi_C.d\phi_C.r - \frac{1}{2}\delta\phi_C d\phi_C.r - \frac{1}{2}r.\delta\phi_C d\phi_C \tag{3.53}$$

Le deuxième terme de l'équation (3.52) est obtenu à travers l'expression de glissement le long de la surface utilisée précédemment:

$$\delta\phi_C \times dr\big|_{\phi_C} = \delta\phi_C \times t_\alpha d\gamma_\alpha \tag{3.54}$$

Le troisième terme est déduit à partir de l'expression de la rotation du corps rigide:

$$dt\big|_{\gamma_\beta}\delta\gamma_\alpha = d\phi_C \times t_\alpha \delta\gamma_\alpha \tag{3.55}$$

Le quatrième terme est finalement obtenu par différentiation le long des coordonnées de surface:

$$dt\big|_{\phi_C}\delta\gamma_\alpha = \frac{\partial t_\alpha}{\partial S_\beta} d\gamma_\beta \delta\gamma_\alpha = \delta\gamma_\alpha k_{\alpha\beta} d\gamma_\beta \tag{3.56}$$

où $k_{\alpha\beta}$ est la matrice de courbure de la surface exprimée par:

$$k_{\alpha\beta} = \frac{\partial t_\alpha}{\partial S_\beta} = \frac{\partial t_\beta}{\partial S_\alpha} = \frac{\partial^2 r}{\partial S_\alpha \partial S_\beta} \tag{3.57}$$

En remplaçant les quatre expressions (3.53), (3.54), (3.55) et (3.56) dans (3.52), on obtient:

$$nd\delta h = \delta\phi_C.d\phi_C r - \frac{1}{2}\delta\phi_C d\phi_C.r - \frac{1}{2}r.\delta\phi_C d\phi_C + \delta\phi_C \times t_\alpha d\gamma_\alpha + d\phi_C \times t_\alpha \delta\gamma_\alpha + \delta\gamma_\alpha k_{\alpha\beta} d\gamma_\beta + t_\alpha d\delta\gamma_\alpha \tag{3.58}$$

L'expression (3.58) de la seconde variation de h, projetée sur la normale et la tangentielle à la surface, conduit aux relations suivantes:

- Pour la composante normale:

$$d\delta h = (n.r)\delta\phi_C.d\phi_C - \frac{1}{2}\delta\phi_C.(nr + rn).d\phi_C + \delta\phi_C.(t_\alpha \times n)d\gamma_\alpha + d\phi_C.(t_\alpha \times n)\delta\gamma_\alpha + \delta\gamma_\alpha n.k_{\alpha\beta} d\gamma_\beta \tag{3.59}$$

- Pour la composante tangentielle:

$$d\delta\gamma_\alpha = -(t_\gamma.r)\delta\phi_C.d\phi_C + \frac{1}{2}\delta\phi_C.(t_\gamma r + rt_\gamma).d\phi_C + \delta\gamma_\alpha t_\gamma.k_{\alpha\beta} d\gamma_\beta \tag{3.60}$$

Comme $n.t_\alpha = 0$, l'expression comprenant $k_{\alpha\beta}$ peut être simplifiée:

$$n.k_{\alpha\beta} = n.\frac{\partial t_\alpha}{\partial S_\beta} = -t_\alpha.\frac{\partial n}{\partial S_\beta} = t_\beta.\frac{\partial n}{\partial S_\alpha} \tag{3.61}$$

Et de la même façon:

$$t_\gamma.k_{\alpha\beta} = t_\gamma.\frac{\partial t_\alpha}{\partial S_\beta} = -t_\alpha.\frac{\partial t_\gamma}{\partial S_\beta} \tag{3.62}$$

Si le système de coordonnées locales de la surface est créé par projection d'un système cartésien tangentiel X-Y sur cette surface, les derniers termes vont disparaitre. Par conséquent, il est considéré que le dernier terme de l'expression de la variation seconde de h est nul. Le résultat final est alors obtenu en remplaçant les expressions de la variation du premier ordre du glissement dans les expressions de la variation seconde, avec $k_{\alpha\beta} \equiv n.k_{\alpha\beta}$. Cela conduit, après arrangement de l'expression, à:

$$
\begin{aligned}
d\delta h = & (\delta x_A - \delta x_C).t_\alpha k_{\alpha\beta} t_\beta.(dx_A - dx_C) \\
& + (\delta x_A - \delta x_C).(t_\alpha k_{\alpha\beta}(t_\beta \times r) + t_\alpha (t_\beta \times n)).d\phi_C \\
& + \delta\phi_C.((t_\alpha \times r)k_{\alpha\beta} t_\beta + (t_\alpha \times n)t_\beta).(dx_A - dx_C) \\
& + \delta\phi_C.(t_\alpha \times r)k_{\alpha\beta}(t_\beta \times r).d\phi_C \\
& + (n.r)\delta\phi_C.d\phi_C - \frac{1}{2}\delta\phi_C.(nr + rn).d\phi_C
\end{aligned}
\tag{3.63}
$$

$$
d\delta\gamma_\alpha = -(t_\alpha.r)\delta\phi_C.d\phi_C + \frac{1}{2}\delta\phi_C.(t_\alpha r + rt_\alpha).d\phi_C \tag{3.64}
$$

Les deux premiers termes de l'expression finale de $d\delta h$ sont inclus seulement s'il y a glissement. De même, l'expression de $d\delta\gamma_\alpha$ ne sera prise en compte que si les forces de frottement sont transmises. Pour calculer correctement les forces d'impact et les impulsions dans le cas d'une application dynamique, il faut déterminer la vitesse $\dot{h}$ et l'accélération $\ddot{h}$. Elles sont exprimées par:

$$
\dot{h} = -n.(\dot{x}_A - \dot{x}_C - \dot{\phi}_C \times r) \tag{3.65}
$$

$$
\begin{aligned}
\ddot{h} = & -n.(\ddot{x}_A - \ddot{x}_C - \ddot{\phi}_C \times r) + n.\dot{\phi}_C r.\dot{\phi}_C - n.r\dot{\phi}_C.\dot{\phi}_C \\
& - (\dot{x}_A - \dot{x}_C - \dot{\phi}_C \times r).(\dot{\phi}_C \times n + \frac{\partial n}{\partial S^\alpha} t_\alpha.(\dot{x}_A - \dot{x}_C - \dot{\phi}_C \times r))
\end{aligned}
\tag{3.66}
$$

3.6.2 Méthodes d'application de la pression de contact dans Abaqus/Standard et comportement en frottement de l'interface cône-sol

La simulation du fonçage de la sonde rigide M-ISC dans le sol déformable nécessite la modélisation de l'interaction entre la surface latérale de la sonde, qui est la surface maîtresse[12], et la surface intérieure du trou pilote, qui est une surface esclave[13]. L'interaction définie est donc de type surface à surface avec un glissement fini. La pression de contact a été appliquée à travers la méthode de pénalité linéaire.

---

[12] Surface maîtresse: Master surface

[13] Surface esclave: Slave surface

3.6.2.1 Méthodes d'application de la contrainte[14]: la méthode de pénalité

Les méthodes d'application de la contrainte de pression de contact disponibles sur Abaqus/Standard se présentent comme suit (Dassault Systemes Simulia Corp, 2014b):

- La méthode directe,
- La méthode de pénalité[15], et
- La méthode de Lagrange augmentée[16].

La méthode directe applique strictement une relation de comportement pression-pénétration donnée. Dans des simulations où le contact est dur (telles celles de la présente étude, partie 3.6.1), ou dans la simulation de problèmes avec des liens de contact surfaces maitresse-esclave symétriques, l'utilisation de cette méthode peut mener à une surestimation des pressions de contact.

Dans la méthode de Lagrange augmentée, le processus de résolution est tel que, dans chaque incrément:

- Abaqus/Standard trouve une solution numériquement convergente avec la méthode de pénalité (présentée dans ce qui suit),
- Si un nœud esclave pénètre dans la surface maitresse d'une valeur supérieure à celle tolérée, la pression de contact est augmentée et une autre série d'itérations est effectuée jusqu'à ce que la convergence soit atteinte,
- Abaqus/Standard continue d'augmenter la pression de contact et de chercher la solution convergente lui correspondant jusqu'à ce que la pénétration soit inférieure à la pénétration tolérée.

La méthode de Lagrange augmentée peut donc nécessiter des itérations supplémentaires dans certains cas.

---

[14] Méthodes d'application de la contrainte: contact enforcement method

[15] Méthode de pénalité: Penalty method

[16] La méthode de Lagrange augmentée: The augmented Lagrange method

La méthode de pénalité est une forte approximation du contact dur (qui minimise la pénétration). Elle est de bon usage dans des problèmes à contact dur de type surface à surface (dans la terminologie d'Abaqus), avec un glissement fini, comme dans les simulations proposées dans la présente étude. Cela justifie donc l'utilisation de cette méthode pour l'application de la pression de contact.

La méthode utilisée dans les simulations de l'M-ISCT aux Chapitres 5 à 8 est donc la méthode de pénalité. C'est la méthode intégrée par défaut dans le cas d'un glissement fini entre deux surfaces.

La méthode de pénalité définit le contact entre deux surfaces par une relation entre la pression de contact et la distance normale de pénétration. Cette relation peut être linéaire ou non-linéaire comme illustré dans la Figure 3-13. Pour la méthode de pénalité linéaire, qui a été utilisée dans les simulations présentées ultérieurement aux Chapitres 5 à 8, la rigidité de pénalité[17] est constante. Abaqus/Standard impose alors, par défaut, une rigidité de pénalité égale à 10 fois la rigidité de l'élément sous-jacent.

Avec la méthode de pénalité non-linéaire, la rigidité de pénalité augmente linéairement avec la distance normale de pénétration (Figure 3-14). Dans ce cas, la courbe pression de contact-distance présente quatre régions distinctes:

- Régime de contact inactif: la pression de contact est nulle pour les dégagements[18] supérieurs à C_0. La valeur par défaut de C_0 est 0.
- Régime initial où la rigidité de pénalité est constante: la pression de contact varie linéairement, avec une pente égale à K_i pour les pénétrations allant de $-C_0$ à e. La valeur par défaut de K_i est égale à la rigidité de l'élément sous-jacent. La valeur par défaut de e est de 1% de la longueur caractéristique calculée par Abaqus/Standard pour représenter la dimension typique de la facette.

---

[17] Rigidité de pénalité: Penalty stiffness

[18] Dégagements: Clearances

- Régime de raidissement[19]: la pression de contact varie de manière quadratique pour les pénétrations allant de e à d, pendant que la rigidité de pénalité augmente de K_i à K_f. La valeur par défaut de K_f est égale à 100 fois la rigidité de l'élément sous-jacent. La valeur par défaut de d est 3% de la même longueur caractéristique utilisée pour calculer e.
- Régime final où la rigidité de pénalité est constante: la pression de contact varie linéairement avec une pente égale à K_f pour les pénétrations supérieures à d.

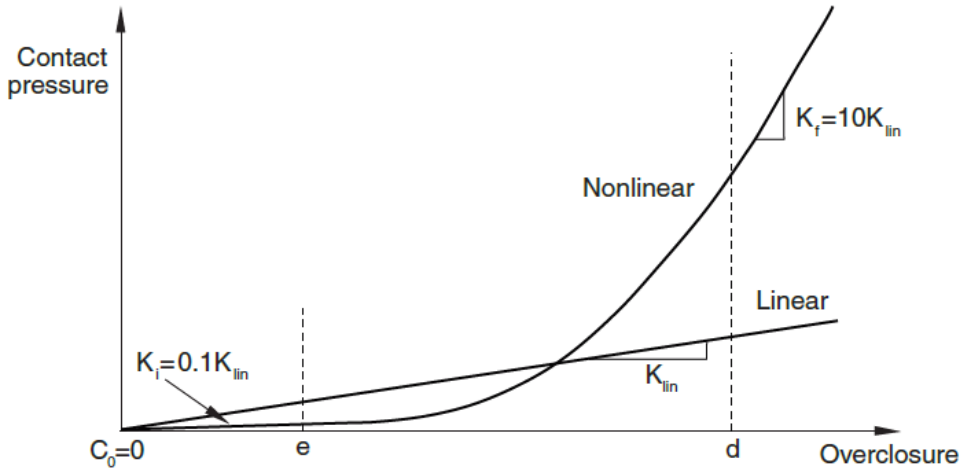

Figure 3-13: Comparaison entre la méthode de pénalité linéaire et non-linéaire avec les paramètres intégrés par défaut dans Abaqus, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b).

[19] Régime de raidissement: Stiffening regime

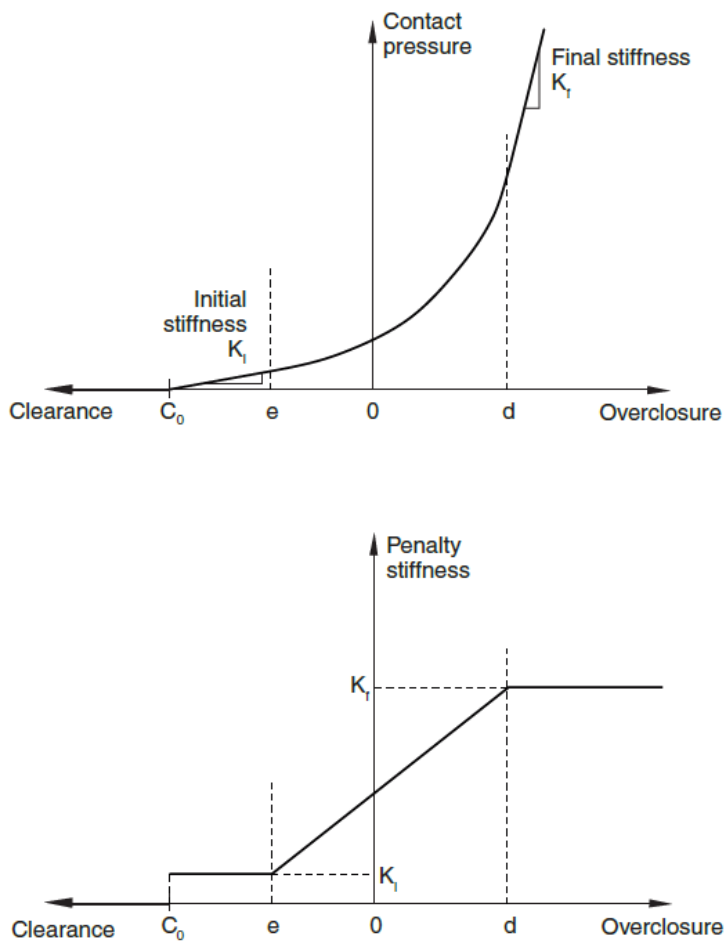

Figure 3-14: Méthode de pénalité non-linéaire, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b).

3.6.2.2 Comportement en frottement de l'interface cône-sol

La simulation du fonçage de la sonde conique dans le sol nécessite la modélisation du comportement de l'interface entre le cône et le sol. Dans le modèle proposé, ce comportement est décrit par le modèle de frottement de Mohr-Coulomb où la contrainte tangentielle maximale de friction $\tau_s^{\max}$ est donnée par la relation suivante:

$$\tau_s^{\max} = c_a + \sigma_n . \tan\delta \tag{3.67}$$

σ_n : Contrainte normale à l'interface cône sol,

c_a : Contrainte d'adhésion entre le cône et le sol, $c_a = \Theta . S_u$, et

δ : Angle de frottement entre le cône et le sol.

Ainsi, tant que la contrainte tangentielle de frottement τ_s n'a pas atteint $\tau_s^{\max} = \tau_{crit}$, il n'y a pas de glissement relatif (plastique) entre les surfaces en contact, i.e.:

- Si $\tau_s \leq \tau_{crit}$, le glissement est élastique et les surface en contact sont encore collées, et
- Si $\tau_s = \tau_{crit}$, les surfaces sont en glissement relatif et peuvent se séparer.

Le glissement relatif γ est donc élastique tant que $\gamma \leq \gamma_{crit}$, où γ_{crit} est le glissement qui correspond à τ_{crit} étant donné une loi τ_s vs γ tel que celle présentée à la Figure 3-15. Dans cette figure, la ligne en pointillés représente le glissement élastique, qui généralement est une fraction de la longueur caractéristique de l'élément sous-jacent.

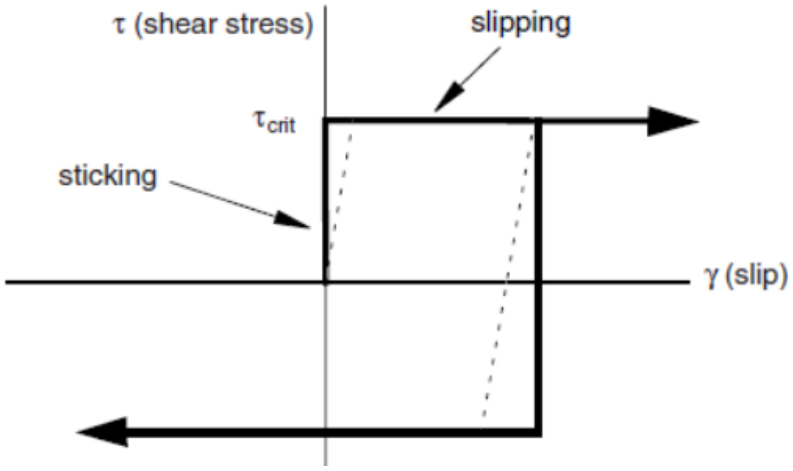

Figure 3-15: Comportement en frottement, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b).

Dans le cas des simulations proposées, la contrainte d'adhésion entre le cône et le sol est supposée être une fraction de S_u et l'angle de frottement δ est considéré nul. Ainsi:

$$\tau_{crit} = \Theta . S_u \tag{3.68}$$

Pour de très faibles valeurs de la contrainte normale σ_n (ou pression de contact), τ_{crit} est mobilisée. Dans un diagramme τ_s *vs* σ_n tel celui de la Figure 3-16, cela est permis en choisissant une valeur suffisamment grande du coefficient de frottement μ.

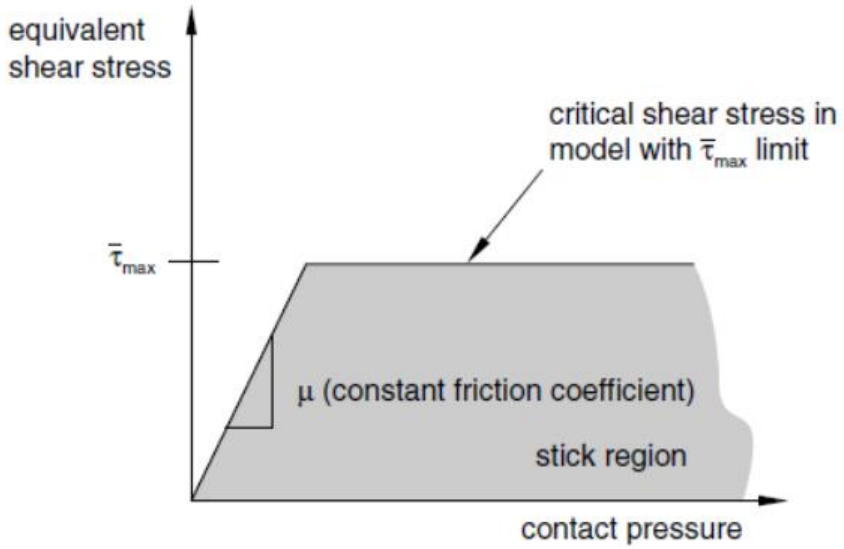

Figure 3-16: Régions de glissement pour le modèle de frottement avec une limite de la contrainte de cisaillement, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b).

Comme mentionné ci-avant, quand τ_s atteint τ_{crit}, le glissement plastique se poursuit à grandes déformations. Ce glissement plastique peut être modélisé avec une fonction appropriée nommée dans le langage d'Abaqus « endommagement d'interaction ». Cet état d'endommagement va se produire après le glissement élastique avec $\tau_s = \bar{\tau}_{\max}$. Il est à préciser que dans toutes les simulations effectuées dans cette thèse, l'endommagement du sol n'a pas été modélisé. L'endommagement du contact au niveau de l'interface est ici différent de l'endommagement propre du sol. Par ailleurs, l'endommagement induit dans un ISCT est moins important que dans l'essai au scissomètre par exemple où un bloc de sol cylindrique est carrément détaché (coupé).

3.7 Travaux numériques antérieurs sur la pénétration des corps rigides dans les sols et difficultés rencontrées dans la FEA en contraintes effectives de l'ISCT

L'objectif de cette partie est de justifier la non-faisabilité de l'analyse continue en contraintes effectives de l'ISCT, en présentant d'abord quelques études numériques d'essais de pénétration où les auteurs ont tenté de mener une analyse couplée des contraintes effectives aux pressions interstitielles avec le modèle Modified Cam Clay.

- *Abu-Farsakh, Voyiadjis et Tumay (1998)*

L'essai au pénétromètre piézocône est parmi les essais in situ les plus utilisés. Il permet de mesurer simultanément la résistance en pointe, le frottement latéral, et la pression interstitielle. L'interprétation de cet essai dépend du design du piézocône, de la procédure, et des propriétés du sol. Abu-Farsakh et al. (1998) ont présenté un modèle analytique pour analyser la pénétration d'un piézocône miniature dans les sols cohérents qui a ensuite été simulée dans un programme d'éléments finis.

Dans leur étude, la pénétration du piézocône est traitée comme un problème axisymétrique avec le besoin de changer de conditions aux frontières à mesure que le piézocône avance. Le pénétromètre est considéré parfaitement rigide. Le modèle Modified Cam Clay a été utilisé pour décrire le comportement plastique du sol. En ce qui concerne l'interface entre le cône et le sol, elle a été simulée pour deux cas: 1) le cas d'une interface complètement lisse, et 2) le cas d'une interface avec un coefficient de frottement de 0.25, avec le critère de Mohr Coulomb. La pénétration continue du cône est simulée en lui appliquant un déplacement vertical descendant de 2 cm/s. Pour des raisons numériques, le piézocône est supposé initialement préinstallé à une certaine profondeur. Cela est justifié, d'après l'auteur, par le fait que, si l'on essaye de débuter la simulation à partir de la surface du sol, d'importantes difficultés numériques ont lieu et sont dues à de larges rotations des éléments. Cette profondeur de préinstallation est maintenue à un minimum de $20\ mm$.

Cette étude numérique a donc permis d'obtenir entre autres la variation de la résistance en pointe en fonction de la pénétration, présentée à la Figure 3-17. Dans cette figure, on peut voir que la pénétration ne dépasse pas les $50\ mm$, soit $0.05\ m$. Pour des profondeurs plus importantes (supérieurs à 5 cm), la pénétration n'est plus possible puisque les éléments finis au voisinage du cône subissent des déformations excessives suite au fonçage.

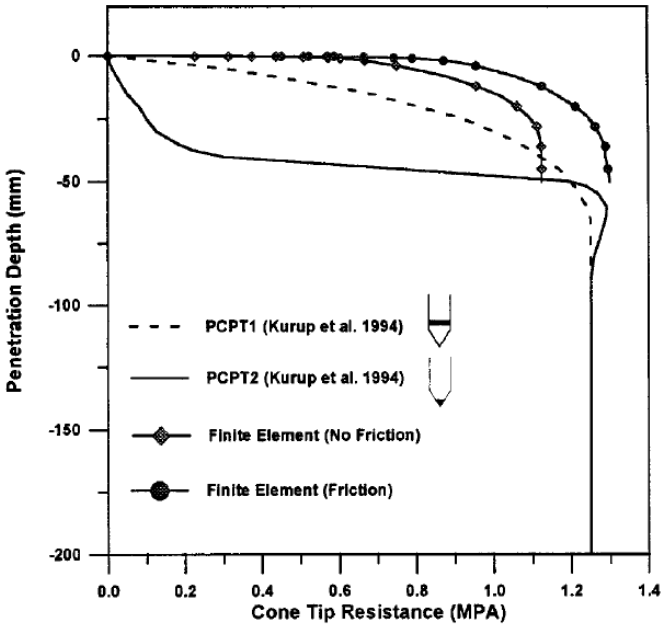

Figure 3-17: Résistance en pointe durant la pénétration du piézocône dans le spécimen 1, Abu-Farsakh et al. (1998).

- *Wei, Abu-Farsakh et Tumay (2005)*

Wei et al. (2005) ont simulé le fonçage de ce même piézocône miniature dans une argile anisotrope. Dans les simulations axisymétriques proposées, le comportement du sol est décrit par le modèle Anisotropic Modified Cam Clay (Dafalias, 1987). Le cône est supposé parfaitement rigide et préinstallé à une certaine profondeur. La pénétration du cône est modélisée en lui imposant un déplacement vertical de $2\ cm/s$. Le critère de frottement de Mohr Coulomb est utilisé pour décrire l'interaction cône-sol. Toutefois, la pénétration est limitée à $6\ mm$ ($0.006\ m$) puisque, d'après l'auteur, pour des pénétrations plus grandes, les éléments du sol sont distordus, ce qui ne permet pas d'avoir une solution pour des profondeurs supérieures à $6\ mm$.

Cette étude (Wei et al., 2005) a aussi porté sur la simulation de la pénétration inclinée d'un piézocône dans l'argile. La pénétration inclinée est utile du fait qu'il n'est pas toujours possible d'envisager un essai à la verticale, en raison par exemple de l'existence d'édifices ou de structures limitant l'accès à une zone donnée. La résistance en pointe pour une pénétration

inclinée peut être définie comme étant la force totale agissant sur la pointe du pénétromètre, divisée par la surface projetée de la pointe.

Un modèle tridimensionnel a donc été établi pour étudier l'effet de l'anisotropie du sol et de l'angle de pénétration (inclinaison du pénétromètre par rapport à la verticale), sur la résistance en pointe, sur l'excès de pression interstitielle et sur la distribution des contraintes et déplacements. Dans les simulations proposées par ces auteurs, le sol est considéré comme étant un matériau multi phase dont le comportement est régi par les contraintes principales effectives. Ce comportement est décrit par le modèle Anisotropic Modified Cam Clay. Le cône parfaitement rigide a un diamètre de $35.7\ mm$. Pour différents états de contraintes initiales, la pénétration a été simulée pour des inclinaisons de 0° (verticale), 30°, 60° et 90° (horizontale). La profondeur de pénétration du piézocône dans le sol a été limitée à $20\ mm$, soit $0.02\ m$. D'après l'auteur, de plus grandes profondeurs de pénétration induisent une distorsion des éléments du sol, et donc un échec prématuré de l'analyse. Les profils de résistance en pointe et autres ont pu être obtenus jusque $0.02\ m$ de profondeur seulement. Il a été conclu que, pour un sol anisotrope, les mesures dépendent de l'angle de pénétration.

- *Sheng, Kelly, Pineda et Lachlan (2014)*

Sheng et al. (2014) ont étudié l'effet de la vitesse de pénétration sur la résistance en pointe et l'excès de pression interstitielle lors d'un essai CPT. Dans cette étude numérique, le cône de rayon $1.784\ cm$ est supposé rigide et le modèle Modified Cam Clay (MCC) a été utilisé pour représenter le comportement du sol saturé en contraintes effectives, dans une formulation couplée des déformations et des pressions interstitielles. Le contact à l'interface cône-sol est supposé frottant. L'auteur indique qu'un maillage raffiné conduit à des problèmes numériques dus à la distorsion des éléments. Avec le maillage considéré, la profondeur de fonçage ciblée a été égale à 42 fois le diamètre du cône (soit $1{,}49\ m$). Toutefois, certaines des simulations se sont arrêtées à $0.35\ m$ de profondeur, soit 10 fois le diamètre du cône. Les auteurs précisent que même avec l'utilisation d'un remaillage adaptatif (avec un modèle autre que le MCC), l'analyse s'arrête à petites pénétrations (environ 5 fois le rayon du cône, soit $0.09\ m$, Figure 3-18).

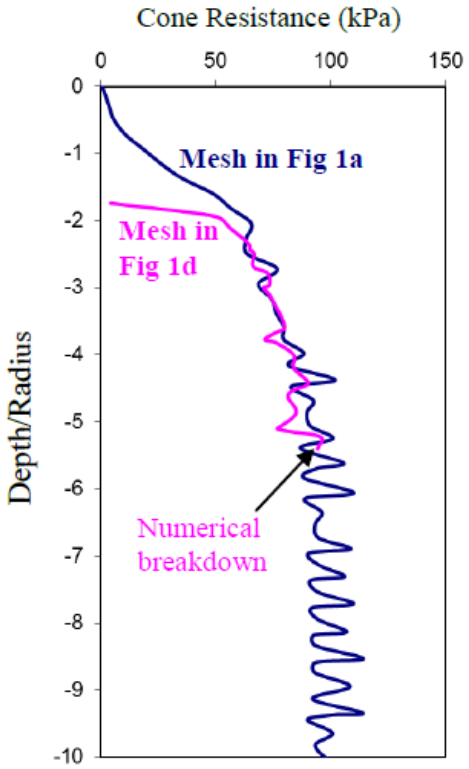

Figure 3-18: Pénétration du cône pour deux maillage différents, i.e. maillage dense (rose), et maillage moins dense (bleu), Sheng et al. (2014).

Dans toutes les études présentées ci-avant, l'analyse s'arrête essentiellement car les éléments sont distordus, ils subissent des déformations excessives ou même des rotations. L'échec de l'analyse de l'ISCT en continu qui couple les contraintes effectives aux pressions interstitielles est dû à des difficultés de modélisation d'une nature différente.

Moug et al. (2019) ont simulé l'essai CPT en contraintes effectives dans l'agile bleue de Boston en considérant trois modèles de comportement : MIT-S1, Mohr-Coulomb et Cam clay modifié. Le cône est positionné à une certaine profondeur, puis déplacé d'une distance verticale d'environ 12 fois son diamètre où les pressions interstitielles sont en régime permanent. Dans leur analyse, le cône et sa tige ont le même diamètre, ce qui fait que l'interface de contact est toujours étanche et donc les pressions interstitielles au niveau de cette interface ne tombent jamais à zéro. Ce dernier point (diamètres de la tige et du cône identiques) est important car il met en évidence la différence entre la modélisation de Moug et al. (2019) et celle de l'ISCT. En effet, dans le cas de l'ISCT, un point appartenant à l'interface cône-sol doit avoir une pression interstitielle nulle avant le passage de la sonde, puis une pression donnée au contact de la sonde et ensuite une

pression nulle après son passage. Cet aspect de variabilité de la pression d'eau sur l'interface de contact rend l'analyse en continu en contraintes effectives de l'ISCT impossible. Moug et al. (2019) ont certainement réussi à pénétrer leur cône jusqu'à 0.42 *m*, ce qui n'est pas considéré comme une pénétration profonde. Une telle analyse peut être faite pour l'ISCT moyennant une procédure quasi statique couplée et l'option de raisonnage avec remaillage manuel (intégrés dans Abaqus/Standard, c. f Abou-Samra (2011)). Cette dernière option n'est pas d'intérêt car on cherche des profils de pressions allant jusqu'à 18 *m*.

L'analyse en contraintes effectives de l'essai au cône effilé instrumenté nécessite le maillage (Figure 3-19) du sol avec des éléments ayant un degré de liberté vis-à-vis de la pression interstitielle. Les éléments de type CAX4RP, qui sont des éléments axisymétriques, à intégration réduite, ayant 4 nœuds, capables de mesurer la pression interstitielle et le déplacement (Figure 3-20), peuvent être utilisés pour le maillage structuré du sol (Figure 3-19). Sur la paroi de la cavité, les éléments de drainage doivent être modélisés à travers la commande *SFLOW. Le contact entre la sonde et le sol dû au processus de fonçage est modélisé par des éléments d'interface (intégrés dans Abaqus/Standard) qui sont rajoutés sur la surface maitresse (côté sonde) et sur la surface esclave (côté sol). Ces éléments d'interface, d'après leur formulation, ne permettent pas la transition du flux d'un côté de l'élément à l'autre, ce qui rend la surface interne du trou pilote étanche et donc les pressions d'eau ne s'annulent jamais.

Par ailleurs, le manuel d'Abaqus, page 15 de la section 28.1.6, indique que la commande *SFLOW ne supporte pas l'interaction entre deux surfaces, *i.e.* la surface du cône et la surface de drainage (Dassault Systemes Simulia Corp, 2014b). Pour les connaissances de l'auteur, aucun autre logiciel commercial (incluant Abaqus/Standard) ne permet actuellement de modéliser l'interaction entre une surface rigide qui délimite un domaine lagrangien et une autre surface de drainage qui limite un domaine darcien. Conséquemment, la détermination des pressions de contact des capteurs est impossible pour l'analyse en contraintes effectives de l'essai au cône effilé instrumenté.

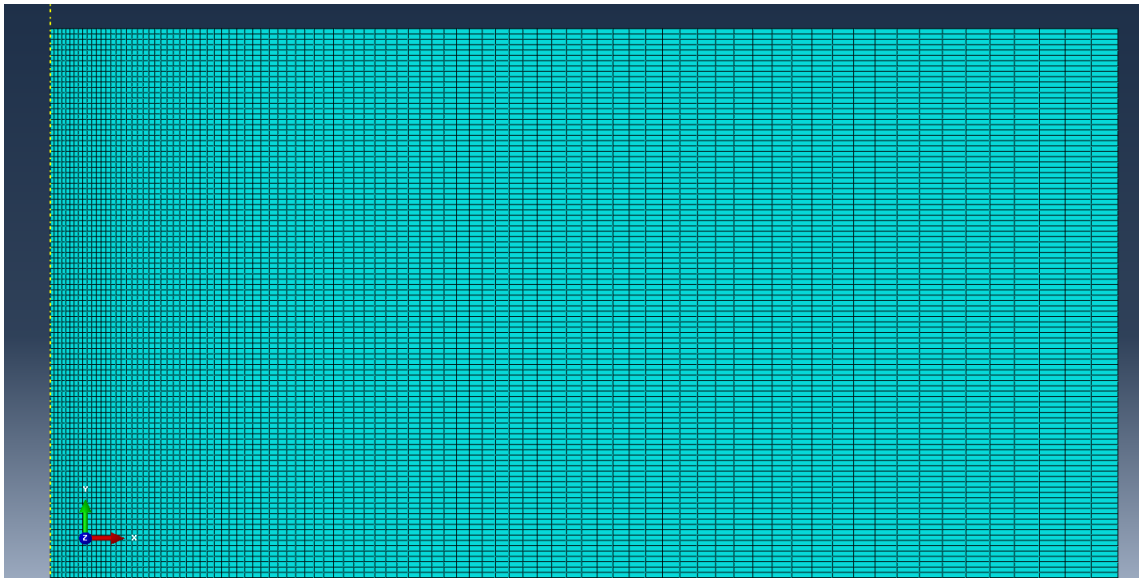

Figure 3-19: Exemple du maillage du sol à l'état initial.

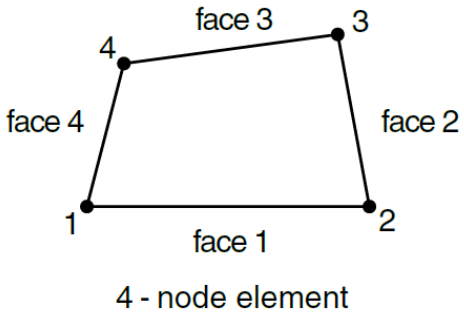

Figure 3-20: Ordre des nœuds et numérotation des faces sur un élément à 4 nœuds, Dassault Systemes Simulia Corp (2014b).

CHAPITRE 4 ANALYSE PAR ÉLÉMENTS FINIS (FEA) DE L'ISCT AVEC UNE SONDE MODIFIÉE: ESSAI M-ISCT

4.1 Modification de l'ISC actuel

L'étude numérique menée par Abou-Samra (2011) a mis en évidence un défaut principal dans l'exploitation de la sonde ISC-1. En effet, la présence du DIP entrave la recherche d'une méthode d'interprétation. Les modifications géométriques apportées à l'ISC-1 et donnant naissance à la sonde ISC-2, notamment l'augmentation de l'élancement et l'ajout d'un second angle de conicité, ont permis d'éliminer le DIP. Cependant, la détermination de S_u avec l'ISCT-2 en utilisant la méthode de Ladanyi et al. (2000), conduit à des valeurs non réalistes. Par ailleurs, Abou-Samra (2011) a indiqué que la zone entre les capteurs 1 et 3 du cône ISC-2 est une zone d'égale pression. Les 3 capteurs présents dans cette zone peuvent donc être réduits à un.

La sonde proposée, notée M-ISC, est une version modifiée de l'ISC-2. Munie de 2 capteurs de pression totale, l'M-ISC possède 3 angles de conicité (soit un de plus que l'ISC-2) et un élancement plus grand. La recherche d'une méthode d'interprétation de l'essai se fera avec la sonde M-ISC, en espérant obtenir des profils plus exploitables des deux capteurs centraux.

4.2 Proposition d'une nouvelle sonde

La nouvelle sonde proposée dans cette étude, désignée par M-ISC[20] (cône effilé instrumenté modifié), a un élancement plus grand que l'ISC-2. Elle est munie de 2 capteurs de pression totale, et possède 3 angles d'effilement successifs de $2.3°$, $1°$ et $2°$. La géométrie et les dimensions de cette nouvelle sonde sont présentées à la Figure 4-1. C'est avec cette sonde que les simulations (Chapitres 5 à 8) de l'essai au cône effilé instrumenté modifié (M-ISCT[21]) seront menées.

---

[20] M-ISC: Modified instrumented sharp cone

[21] M-ISCT: Modified instrumented sharp cone test

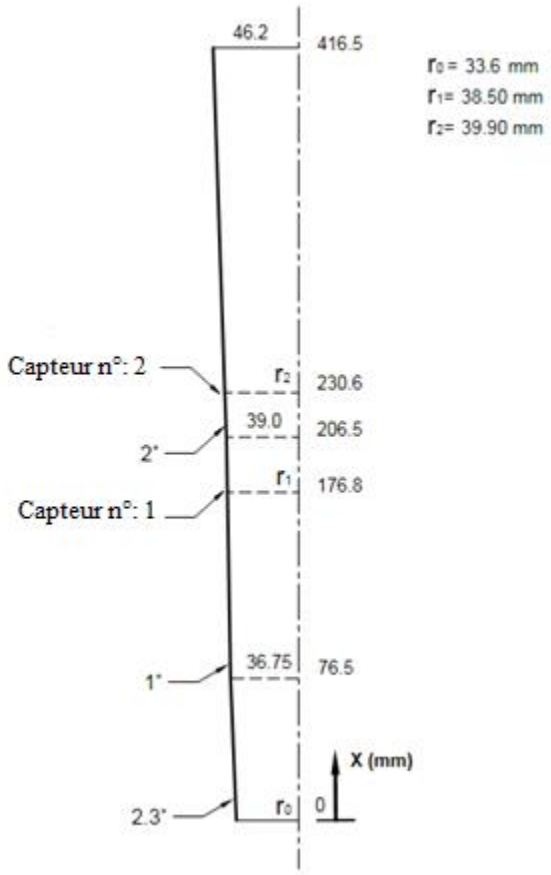

Figure 4-1: Section axisymétrique du M-ISC montrant l'installation des deux capteurs de pressions.

4.2.1 **Note sur la modélisation de la sonde**

La modélisation de la sonde est nécessaire. On ne connait pas comment les éléments sur les parois du trou pilote se déforment au passage du cône car les déformations ne sont pas uniquement radiales. Ce sont principalement les déformations verticales et les rotations subséquentes des éléments sur la paroi qu'on ne peut pas prédire. On ne peut non plus prédire comment ces éléments se comportent après le passage du cône.

Il s'agit de positionner la sonde convenablement hors du sol dans un état initial où l'axe de la cavité doit être confondu avec l'axe de révolution de la sonde. À partir de cet état initial, on applique à la sonde une vitesse instantanée constante verticale et descendante. L'interface de contact entre la surface maitresse que représente la sonde et la surface esclave déformable qui est

l'argile est de ce fait variable. Ainsi, les déformations de l'argile ne sont pas imposées. Elles sont calculées avant, après et au passage du cône.

Ce calcul peut bien entendu être exécuté sans maillage de la sonde, mais les pressions de contact ne seront pas obtenues. Le maillage du cône est donc directement relié à la détermination des pressions de contact aux nœuds du cône, plus précisément aux points positions des capteurs considérés.

Les études numériques sur le fonçage de corps dans le sol, présentées à la partie 3.7 et d'autres non mentionnées, considèrent toutes des sondes parfaitement rigides. Une telle considération peut être justifiée par comparaison des modules de déformations de l'acier et du sol. En effet, la sonde en acier possède un module d'Young (de l'acier) d'environ $E_{acier} = 200\ GPa$, alors que le plus grand module d'Young du sol dans les simulations réalisées dans cette étude est de $E_{sol} = 50000\ kPa$ (il correspond à un déviateur de $250\ kPa$ et $\varepsilon_p = 0.5\%$). Ainsi leur rapport est de $E_{acier} / E_{sol} = 4000$.

Il est à préciser que, pour les connaissances de l'auteur, les trains de tiges n'ont jamais été modélisés dans les simulations d'essais de pénétration. Il est clair que la libération de l'énergie de déformation accumulée dans le train de tiges se traduit par une variation de la vitesse d'enfoncement. L'effet de la vitesse de fonçage ou de sa variation sur les pressions de contact de la nouvelle sonde M-ISC devrait être examiné dans une future étude numérique dynamique qui tient compte du taux de déformation. De plus, dans la littérature, il est connu que S_u dépend du taux de déformation (Nanda et al. (2017)). À titre indicatif, pour une vitesse 10 fois plus grande, S_u augmente d'environ 10%.

4.3 FEA du M-ISCT: Le modèle de base d'Abaqus/Standard

4.3.1 Description et caractéristiques de la simulation de base (SM 1)

Les simulations du M-ISCT menées dans cette étude sont basées sur des modèles d'éléments finis axisymétriques et consistent à fonçer, à vitesse constante, la sonde M-ISC dans un trou pilote préforé de rayon $r_0 = 33.6\ mm$. Le modèle de base, présenté dans ce qui suit, suppose que le sol s'étend à l'infini.

Plus précisément, c'est la méthode des éléments finis intégrée dans Abaqus/Standard qui a été utilisée. La méthode des éléments discrets (DEM) intégrée dans Abaqus ne permet pas de prendre en compte les forces cohésives de contact entre particules comme dans le cas d'un milieu argileux (Dassault Systemes Simulia Corp, 2014b).

Ce programme d'éléments finis permet de prendre en compte toutes les sources de non-linéarités à savoir:

- la non linéarité du matériau,
- la non linéarité due aux conditions aux limites, et
- la non linéarité géométrique.

Les grandes déformations, grandes rotations et grands déplacements sont des non linéarités géométriques. L'utilisateur choisit donc de les prendre en compte ou non dans l'étape de calcul souhaitée avec le paramètre « NLGEOM ».

Pour ce qui est de la simulation de l'ISCT, il est à préciser ici que le calcul a été fait avec Abaqus/Standard et que le paramètre NLGEOM, qui permet de tenir compte des grandes déformations, grandes rotations et grands déplacements, a été considéré dans toutes les analyses.

En définitif, la méthode numérique utilisée permet, sans aucun doute, de traiter les problèmes de grandes déformations et rotations, et de grands déplacements qui ne sont qu'un cas particulier des non linéarités que peut prendre en compte Abaqus. Le cône a donc été foncé avec succès jusqu'à $18m$ de profondeur en tenant compte des grandes déformations et rotations et grands déplacements.

Pour ce qui est de la littérature sur l'analyse de l'ISCT par des méthodes numériques, la seule modélisation, à la connaissance de l'auteur, est celle d'Abou-Samra (2011). Les simulations d'Abou-Samra (2011) sur l'ISCT figurent dans sa thèse de Doctorat réalisée à l'Ecole Polytechnique de Montréal. On peut y voir les résultats de ses simulations qui n'ont pas échoués. Le cône avait été foncé avec succès jusqu'à 9m de profondeur.

Finalement, pour les connaissances de l'auteur, aucun échec de la simulation de l'ISCT n'a été rapporté dans la littérature.

Par ailleurs, le bilan énergétique de la simulation du cône effilé instrumenté a été détaillé dans la thèse d'Abou-Samra (2011) dans une analyse Lagrangienne-Eulérienne Arbitraire (ALE) avec

une procédure dynamique explicite, avec un remaillage adaptatif défini sur la totalité du sol discrétisé, exécutée avec Abaqus/Explicit. Il a été trouvé que la valeur moyenne du rapport entre l'énergie cinétique (ALLKE) du corps déformable (le sol) et son énergie interne (ALLIE) ALLKE/ALLIE est de 0.016793%. D'après le manuel d'Abaqus, dans une solution quasi-statique, le rapport ALLKE/ALLIE ne doit pas dépasser les 5% à 10% dans la majeur partie du processus. Il a ainsi été conclu que cette analyse (celle de l'ISCT) simule des conditions de pénétration quasi-statiques. Par conséquent, toutes les forces d'inertie sont nulles.

4.3.2 Conditions de modélisation: Cas de la simulation de base (SM 1)

Ce modèle de base considère une profondeur du trou pilote (P_t) imposée équivalente à $18m$. Le sol obéit à un comportement linéaire élastique parfaitement plastique avec un déviateur de von Mises qui atteint (σ_{oy}) lors de l'écoulement plastique et dans des conditions quasi-statiques. Dans le cas du critère d'écoulement plastique de Mises, S_u est liée à σ_{oy} par la formule $S_u = \sigma_{oy} / \sqrt{3}$. Ici on suppose que le poids volumique (γ_{sat}) du sol saturé garde une valeur constante sur toute la profondeur P_t. Avec une vitesse de pénétration verticale et uniforme de la sonde M-ISC de $2\,cm/s$, il est généralement admis que l'essai se déroule dans des conditions non drainées, et conséquemment: a) les déformations dans le sol se font toujours à volume constant $(\varepsilon_v = 0)$, et b) le coefficient de Poisson sera constamment égal à $\nu = 0.5$. Pour des raisons de convergence numérique, ce coefficient sera fixé à 0.499. En ce qui concerne le M-ISC, il est supposé parfaitement rigide, *i.e.* aucune déformation volumique n'est permise alors qu'il peut subir un déplacement d'ensemble.

4.3.3 Assemblage M-ISC-sol, conditions aux frontières, déplacements imposés et charges appliquées

4.3.3.1 Assemblage M-ISC-sol

L'assemblage du M-ISC et du sol est fait tel que, initialement (avant le début du fonçage, à $t = 0\,s$), la sonde préinstallée intercepte la surface du sol au niveau du trou pilote à $r_s = r_0 = 33.6\ mm$, r_0 étant le rayon du trou pilote et r_s le rayon de la sonde. Le trou pilote est

bien sûr supposé préforé. La sonde est alors immobile et aucune charge de gravité n'est appliquée. La Figure 4-2 illustre cet assemblage.

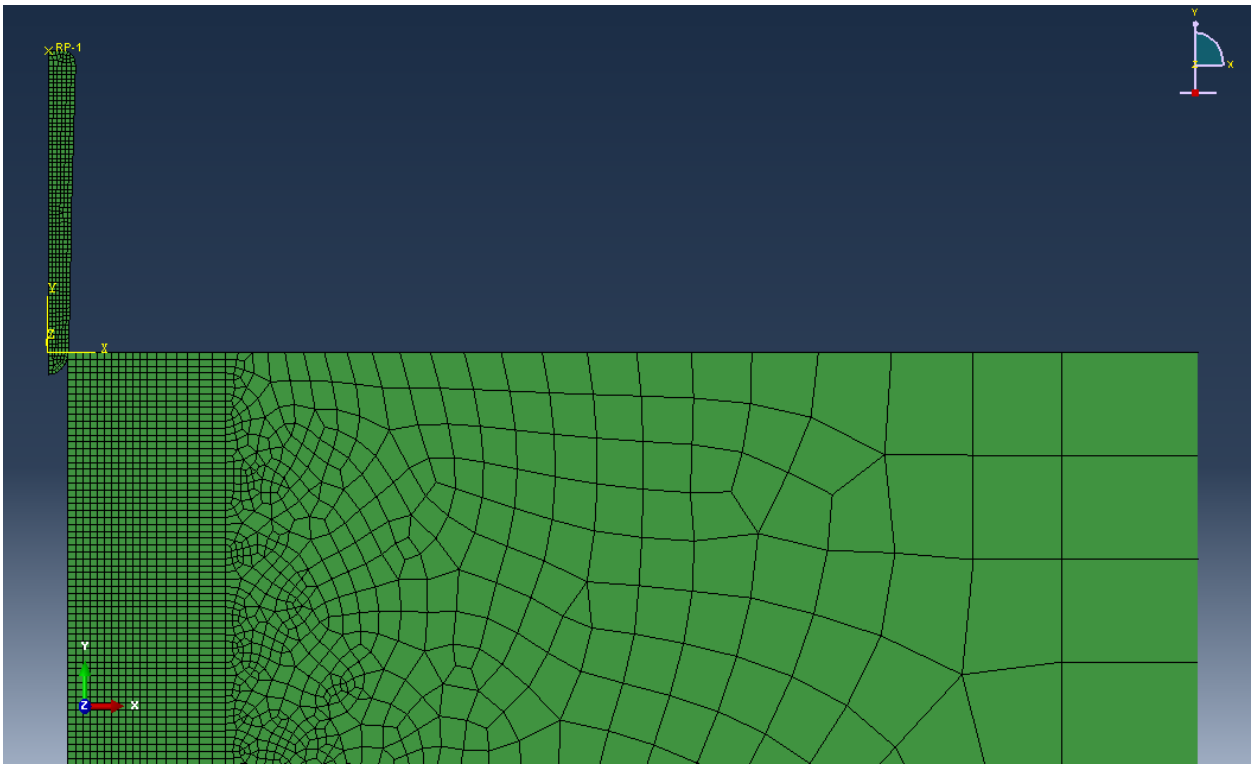

Figure 4-2: Assemblage M-ISC –sol agrandi à l'état initial.

4.3.3.2 Conditions aux frontières, déplacements imposés et charges appliquées

L'état initial de la simulation de base correspond à un état de repos total, *i.e.* ni vitesses ni charges ne sont appliquées au cône et au sol. Une condition aux frontières est alors imposée au modèle et est maintenue pendant l'étape de fonçage: restriction de tout déplacement vertical des nœuds appartenant au fond du sol (arête « BJ », Figure 4-4) $(U_2 = 0)$.

L'étape de fonçage succède à l'étape initiale et dure $900\ s$. Le fonçage est alors exécuté en appliquant au cône, à son point de référence RP (Figure 4-2), une vitesse instantanée et constante dans le sens vertical descendant, *i.e.* $V_1 = V_3 = 0$ et $V_2 = -2cm/s$. Le début de l'étape de fonçage correspond aussi au moment de l'application de la charge de gravité à l'ensemble cône-sol. Pendant les 2 premières secondes de cette étape, les charges de gravités sont appliquées

uniformément au cône et au sol selon la fonction amplitude présentée à la Figure 4-3 dont l'équation est:

$$\begin{cases} 0\ s \le t \le 1\ s & A_{gravité} = 0 \\ 1\ s \le t \le 2\ s & A_{gravité} = t - 1 \end{cases}.$$

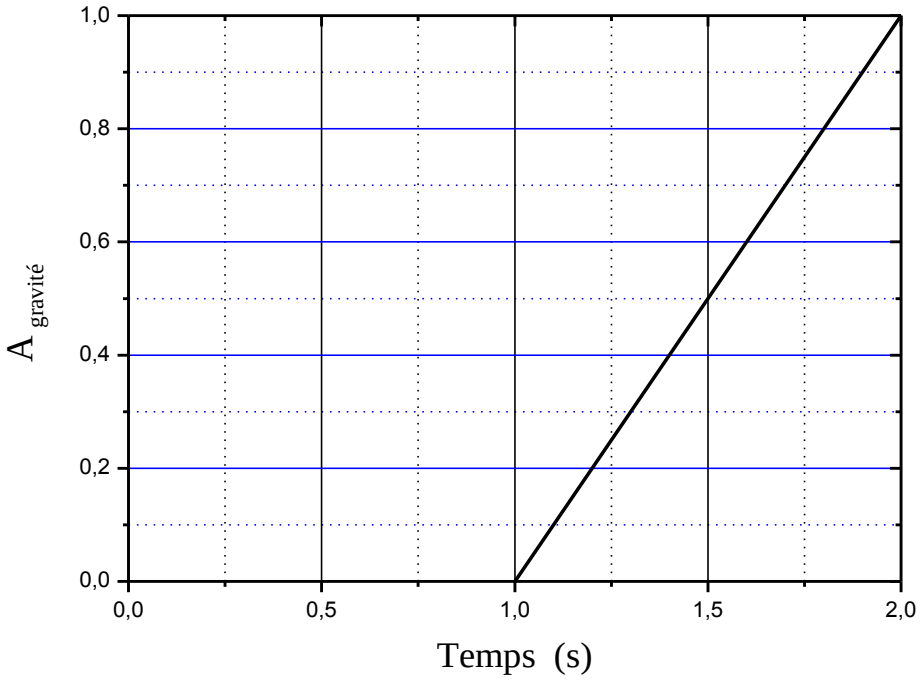

Figure 4-3: Courbe d'amplitude des charges de gravité appliquées simultanément à la sonde et au sol.

4.3.4 **Maillage: type d'éléments et densité**

Le maillage du sol a été construit en considérant quatre zones tel que présenté à la Figure 4-4. Les éléments CAX4R (éléments continus, axisymétriques, à 4 nœuds avec intégration réduite) ont été utilisés pour le maillage des zones I, II. La zone III a été maillée avec des éléments CAX4R et leurs éléments dégénérés CAX3 (éléments continus, axisymétriques à 3 nœuds). La zone IV a été maillée avec des éléments infinis pour simuler l'extension du sol vers l'infini.

La première zone est la portion de sol la plus influencée par le passage du cône. Elle se trouve au voisinage de l'interface cône-sol. Elle a été maillée avec un maillage structuré et dense car ses

éléments peuvent subir des distorsions dues aux déformations excessives engendrées par le passage du cône. Elle est limitée par les côtés AB et CD (Figure 4-4). Les éléments appartenant à ces côtés ont une longueur de $10^{-3} m$. La deuxième zone se trouve au voisinage immédiat droit de la zone I. Elle est moins influencée par le passage du cône et a été maillée avec un maillage structuré et moins dense que la zone I. Elle est limitée par les côtés CD et EF. Les éléments appartenant au côté EF ont eux aussi une longueur de $10^{-3} m$. La zone III s'étend du côté EF au côté GH. Elle a été maillée avec un maillage libre. Les éléments appartenant au côté GH ont une longueur de $150.10^{-3}\ m$. La quatrième et dernière zone a été maillée avec un maillage structuré en utilisant les éléments infinis. Les Figures 4-5 et 4-6 présentent le maillage décrit ci-dessus. Le Tableau 4-1 en résume les caractéristiques.

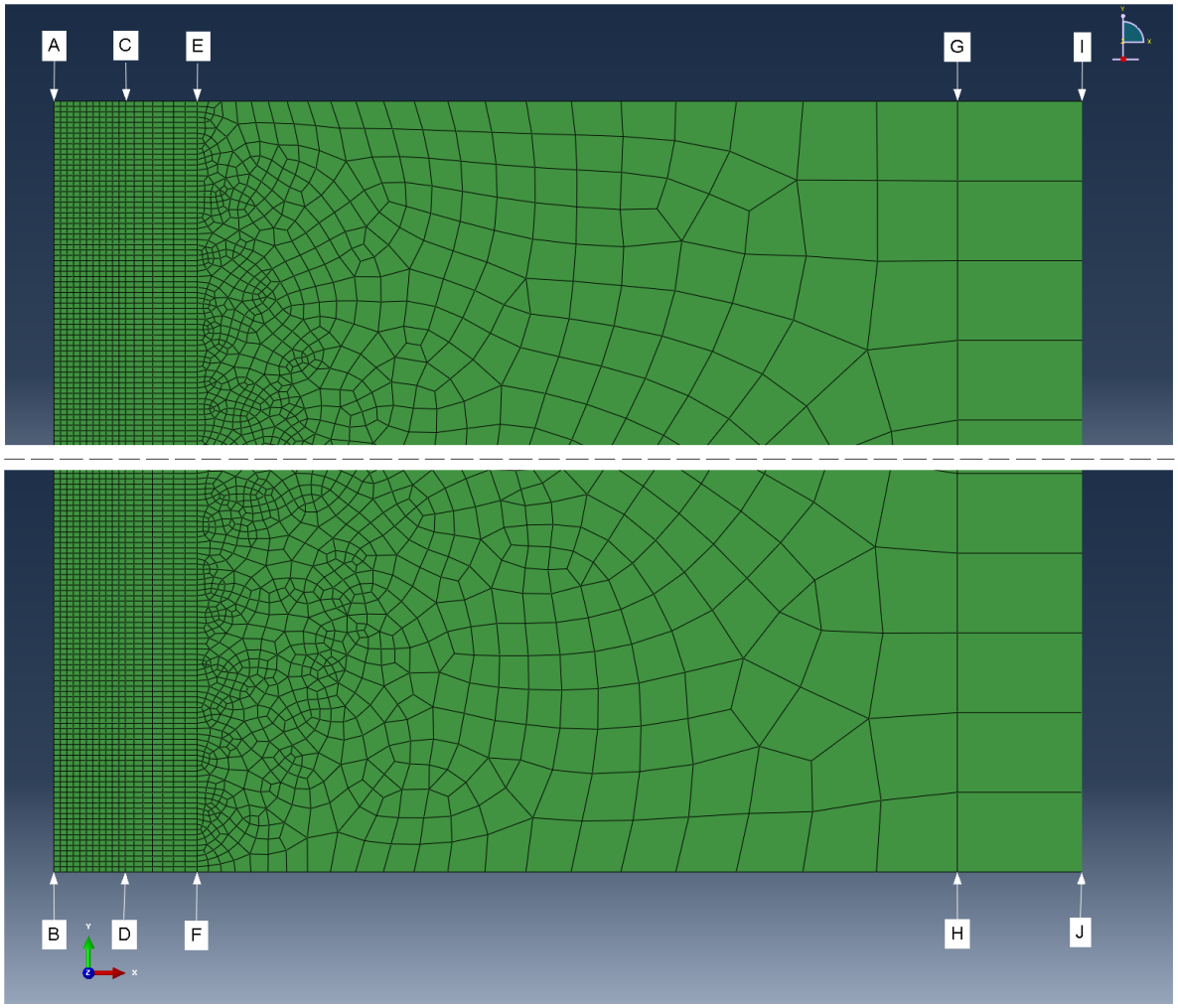

Figure 4-4: Partition du sol à l'état initial avec maillage.

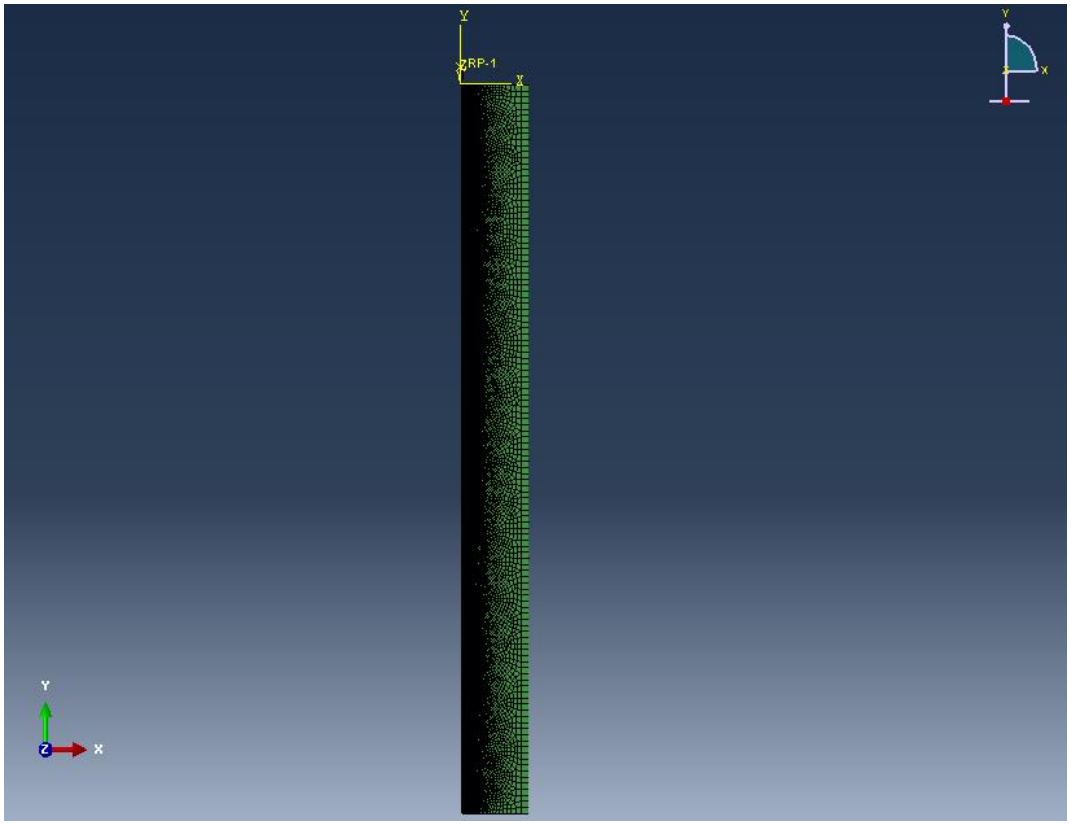

Figure 4-5: Représentation du maillage du sol à l'état initial.

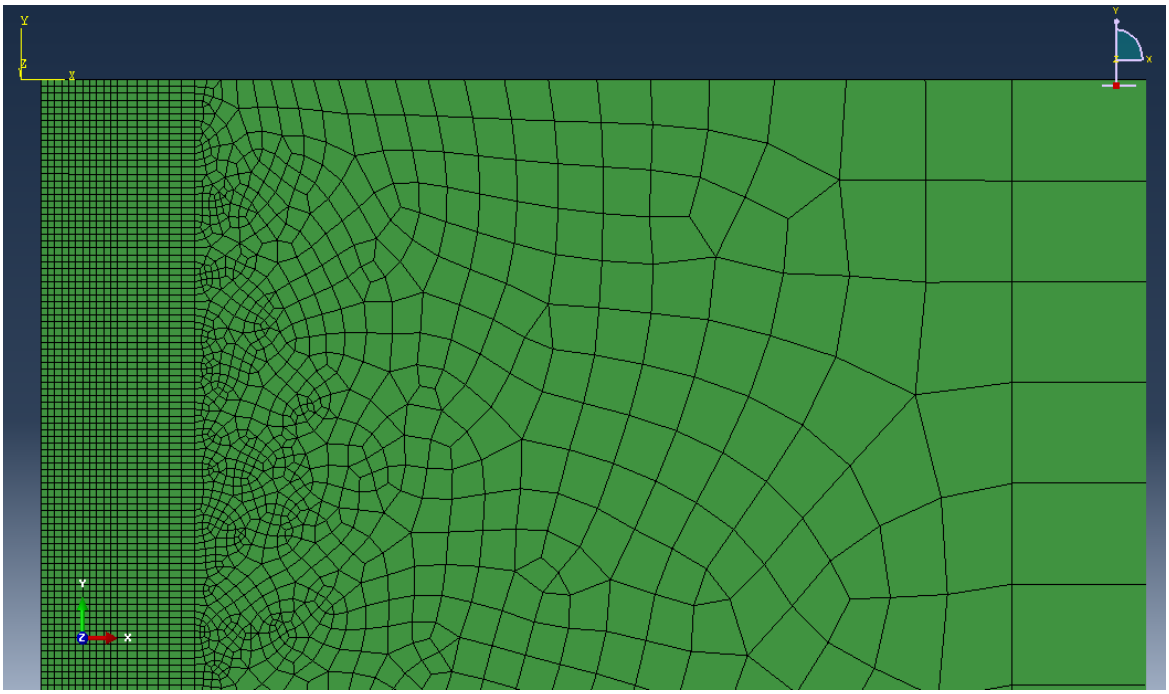

Figure 4-6: Agrandissement du maillage du sol à l'état initial.

Tableau 4-1: Caractéristiques du maillage. Cas de la simulation de base (SM 1).

Zone	Contrôle du maillage	Type d'éléments	Nombre d'éléments	Nombre de nœuds
I	Structuré	CAX4R	19800	21612
II	Structuré	CAX4R	12600	14408
III	Libre	CAX4R	21993	23487
		CAX3	1024	
IV	Structuré	CINAX4	120	242

La qualité du maillage est l'un des plus importants éléments à considérer dans toute modélisation car il affecte la précision des résultats. Il s'agit de déterminer la dimension des éléments à partir de laquelle les résultats ne sont pas affectés par leur changement de taille. À mesure que l'on densifie le maillage, les résultats tendent vers une valeur particulière. Les deux types de raffinements sont le type h et le type p. Le raffinement type h est lié à la réduction de la taille des éléments, alors que celui de type p est lié à l'augmentation de l'ordre des éléments.

En ce qui concerne les simulations de la présente thèse, les résultats d'intérêt principal sont les pressions de contact. La zone d'intérêt majeur est donc celle qui se situe au voisinage immédiat du passage du cône (zone I). C'est principalement le maillage de cette zone qui influe sur l'exactitude des pressions de contact. Avant d'adopter le modèle final présenté ci-haut, plusieurs maillages plus grossiers de la zone I ont été considérés avant d'aboutir au maillage présenté. Les éléments appartenant à cette zone I ont une longueur de $10^{-3} m$ ou encore $1\ mm$. Cette dimension de $1\ mm$ fait que le maillage est assez dense pour qu'il soit convenable pour le problème étudié. Par conséquent, on peut considérer que les pressions de contact présentées dans la thèse sont fiables vis-à-vis de la convergence type h et les Figures 4-7 et 4-8 le confirment. Elles présentent les pressions de contact calculées dans le cas d'un maillage avec 55537 éléments (longueur des

éléments de la zone I de 1 *mm*) et celles calculées dans le cas d'un maillage avec 122067 éléments (longueur des éléments de la zone I de 0.5 *mm*)

Il est à noter que, généralement, les problèmes de convergence avec Abaqus/Standard sont dus à un pivot nul, valeur propre négative, éléments distordus, singularités numériques, déformations plastiques excessives et déformations non physiques (hourglassing). Abaqus/Standard dispose d'une « sub-routine » qui vérifie la convergence numérique, notamment pour les points cités ci-haut. En cas de divergence, l'analyse est arrêtée et un message d'erreur est affiché. Toutes les simulations de la thèse ont tourné avec succès. Les pressions de contact sont donc fiables vis-à-vis de la convergence numérique et mathématique.

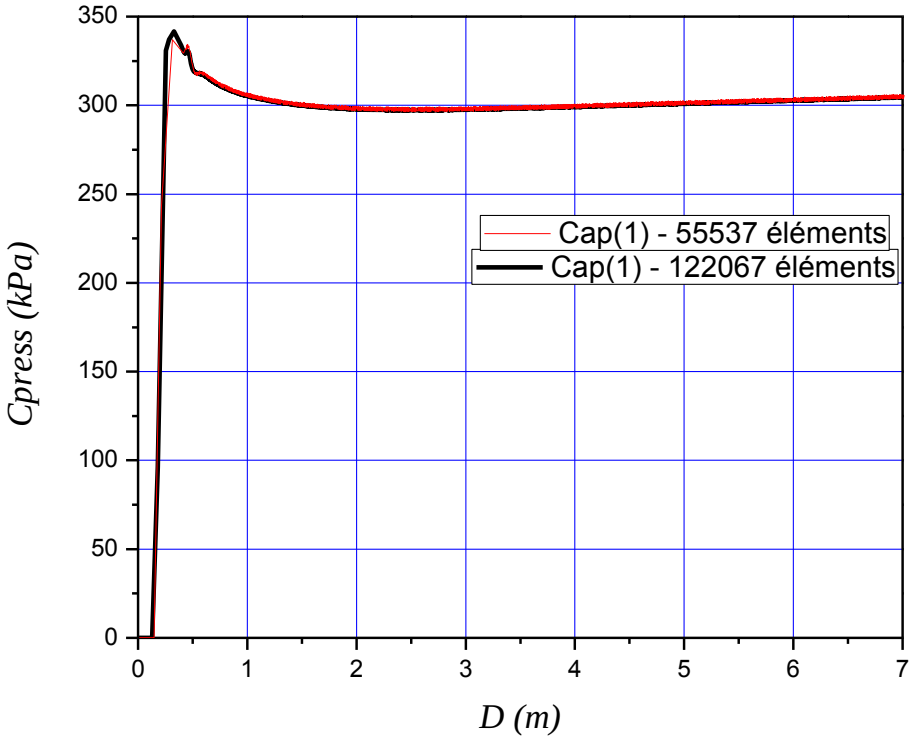

Figure 4-7 : Comparaison des pressions de contact calculées du capteurs 1 dans le cas de deux maillages, à 55537 et à 122067 éléments.

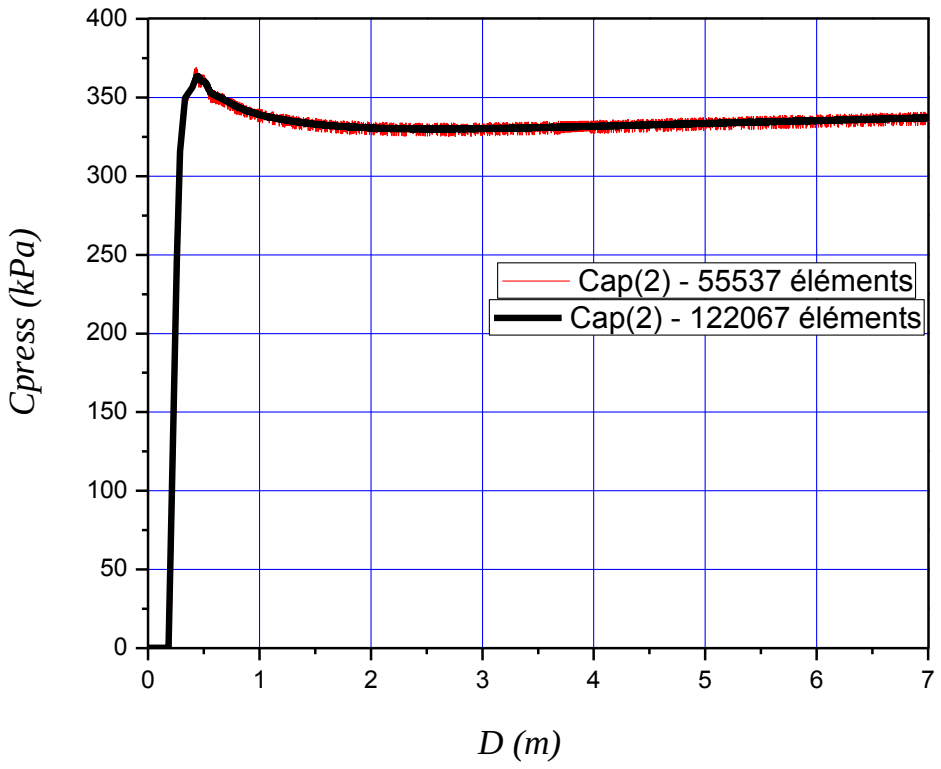

Figure 4-8 : Comparaison des pressions de contact calculées du capteurs 2 dans le cas de deux maillages, à 55537 et à 122067 éléments.

CHAPITRE 5 INFLUENCE DES PARAMÈTRES MÉCANIQUES ET GÉOMÉTRIQUES SUR LES PRESSIONS DE CONTACT DANS UN ESSAI M-ISCT

5.1 Introduction

Ce chapitre s'intéresse à l'étude de l'essai au cône effilé instrumenté modifié (M-ISCT). L'objectif des simulations contenues dans ce chapitre est d'observer l'influence de la profondeur du trou pilote et des paramètres mécaniques du sol sur les pressions de contact. En effet, les pressions de contact prédites dépendent des paramètres mécaniques (i.e. ε_p seuil des déformations plastiques et σ_{oy}) du sol élastique parfaitement plastique, de son poids volumique saturé γ_{sat}, de l'adhésion (ou contrainte de cisaillement tangentielle) entre le cône et le sol (τ_{adh}), et de la profondeur du trou pilote (P_t). Chaque partie traitera de l'influence de l'un de ces paramètres.

Le modèle d'éléments finis utilisé a été exposé dans le Chapitre 4, et les caractéristiques de chacune des simulations sont présentées dans le Tableau 5-1 et sont reprises dans les parties correspondantes. Le Tableau 5-1 permet aussi de comparer toutes les simulations avec la simulation de base (SM 1) dont les propriétés sont celles du site de Mascouche, tirées de Silvestri et Abou-Samra (2008).

Si $(Cpress)$ est la pression de contact cône-sol, alors:

$$(Cpress) = f(\varepsilon_p, \sigma_{oy}, P_t, \gamma_{sat}, \tau_{adh})$$

Par ailleurs, τ_{adh} est une fraction de S_u *i.e.* $\left(\frac{\tau_{adh}}{S_u} = \Theta\right)$. On peut donc écrire que:

$$(Cpress) = f(\varepsilon_p, \sigma_{oy}, P_t, \gamma_{sat}, \Theta)$$

Tableau 5-1: caractéristiques de chacune des simulations contenues dans le Chapitre 5.

	$E(kPa)$	$\sigma_{oy}(kPa)$	$\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Θ	$P_t(m)$
SM 1	9100	182	16	0	18
SM 2	9100	182	16	0.25	18
SM 3	9100	182	16	0.35	18
SM 4	9100	182	16	0.5	18
SM 5	9100	182	16	0	9
SM 6	9100	182	14	0	18
SM 7	9100	182	NP (non-pesant)	0	18
SM 8	6000	30 à 250	NP (non-pesant)	0	18
SM 9	6000	250 à 30	NP (non-pesant)	0	18
SM 10	De 6000 à 24000	182	16	0	18
SM 11	De 24000 à 6000	182	16	0	18

Dans les figures ou les captures écrans représentant la distribution de la pression de contact ou les contours des déviateurs de Mises, il est important de remarquer le temps en secondes nommé « step time ». Ce temps, multiplié par la vitesse de fonçage de $0.02\,m/s$, donne la profondeur à laquelle la capture écran a été prise, comme précisé dans les légendes. Dans toutes ces figures,

cette profondeur est autour de 17 m, ce qui montre que le déplacement de pénétration n'a pas été limité. Aussi, dans les figures présentant les pressions de contact en fonction de la profondeur ($Cpress\ vs\ D$), on peut clairement voir que l'axe des abscisses s'étend de 0 à 18 m, et que les pressions de contact ont été déterminées sur toute cette profondeur.

5.2 Influence de l'adhésion cône-sol

Le contact entre le cône rigide et le sol est supposé adhérent. La contrainte de cisaillement tangentielle de l'interface cône-sol ou contrainte d'adhésion répond à la formule suivante:

$$\tau_{adh} = \Theta.S_u \quad \text{Avec} \quad 0 \le \Theta \le 1$$

Ainsi, pour un contact parfaitement lisse, $\Theta = 0$.

La présente partie étudie l'influence de la contrainte d'adhésion sur les pressions de contact dans un essai M-ISCT. Dans cet objectif, nous imposerons une valeur différente de la contrainte d'adhésion dans chaque simulation en gardant les autres paramètres identiques. Le Tableau 5-2 présente les caractéristiques des simulations proposées.

Tableau 5-2: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet de la variation de l'adhésion sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT.

	$E(kPa)$	$\sigma_{oy}(kPa)$	$\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Θ	$P_t(m)$
SM 1	9100	182	16	0	18
SM 2	9100	182	16	0.25	18
SM 3	9100	182	16	0.35	18
SM 4	9100	182	16	0.5	18

Les Figures 5-1 à 5-4 présentent la distribution des pressions de contact $(Cpress)$ sur la surface latérale du cône dans le cas des simulations SM 1 à SM 4; respectivement pour des profondeurs de fonçage D de 16.416 m, 16.95 m, 16.968 m et 16.772 m. Les Figures 5-5 à 5-8 montrent les

contours des deviateurs de Mises prédits $\sigma_{oy} = S$ en Pascal, obtenus à ces mêmes profondeurs. On peut y observer la zone plastique développée autour du cône.

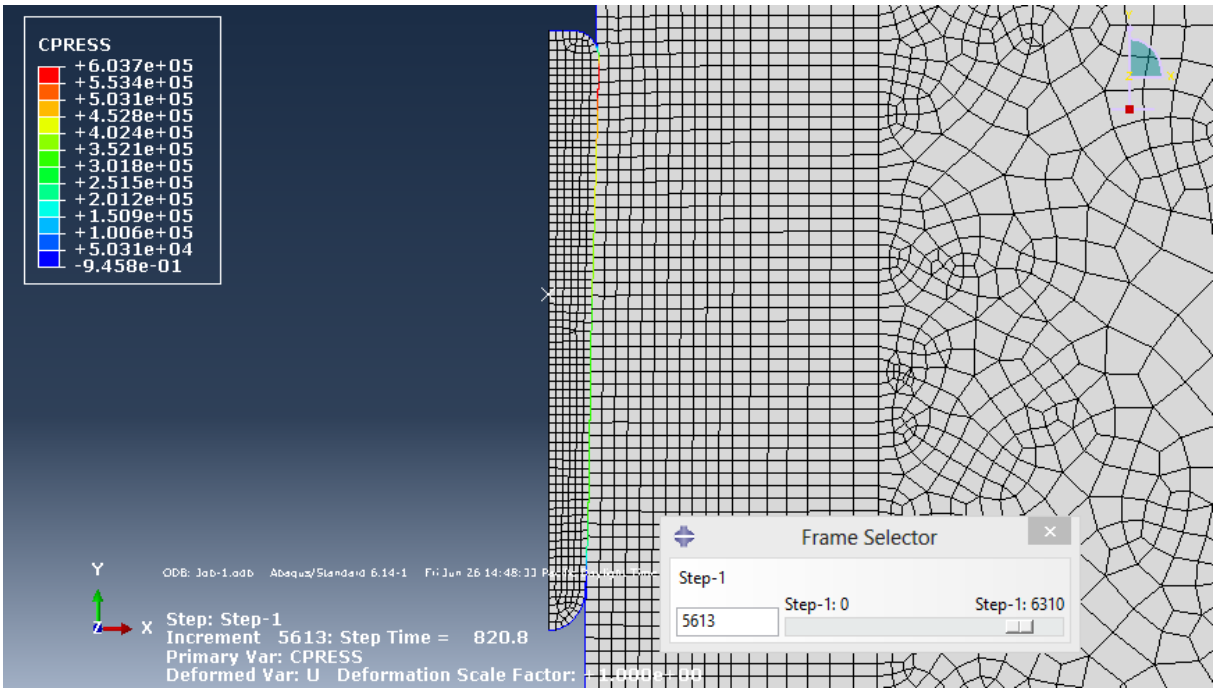

Figure 5-1: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 820.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.416\ m$, cas de la simulation SM 1.

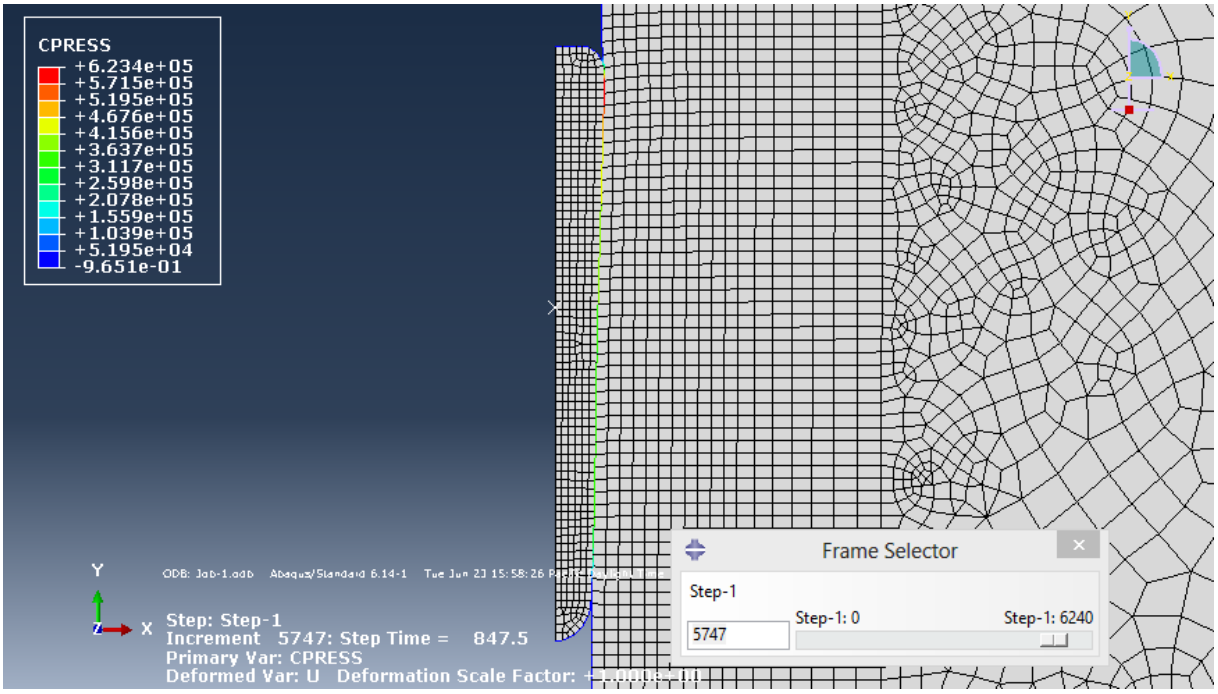

Figure 5-2: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 847.5\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.95\ m$, cas de la simulation SM 2.

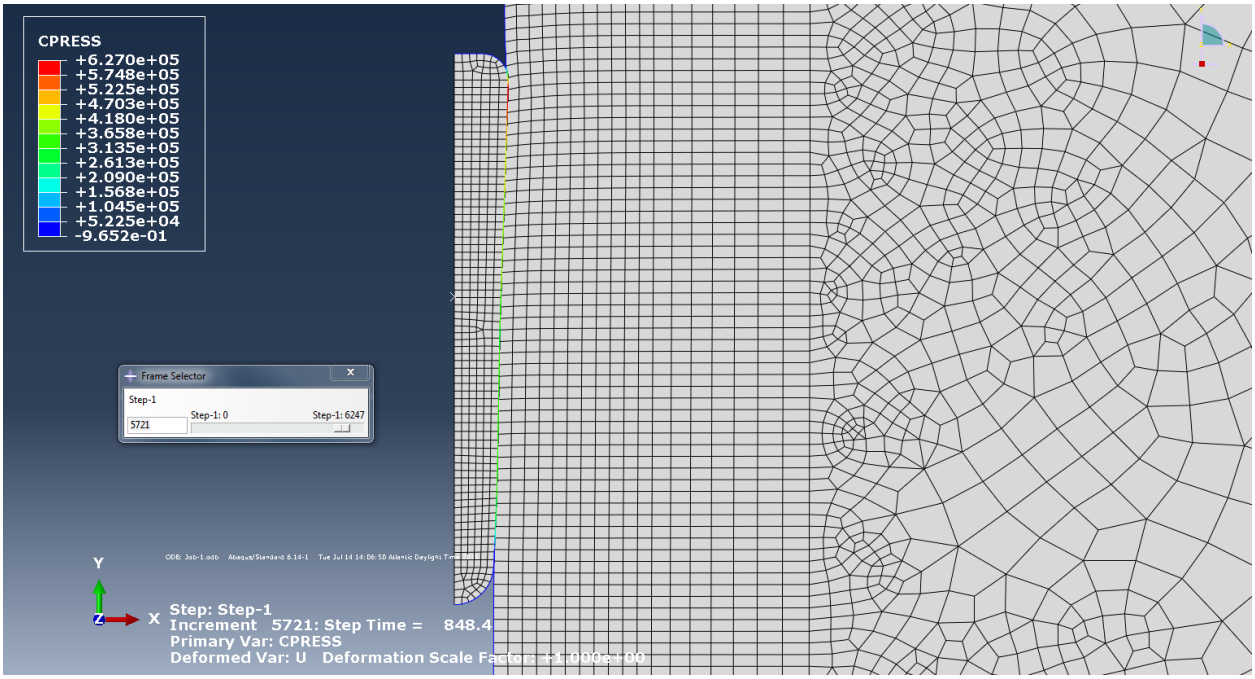

Figure 5-3: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 848.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.968\ m$, cas de la simulation SM 3.

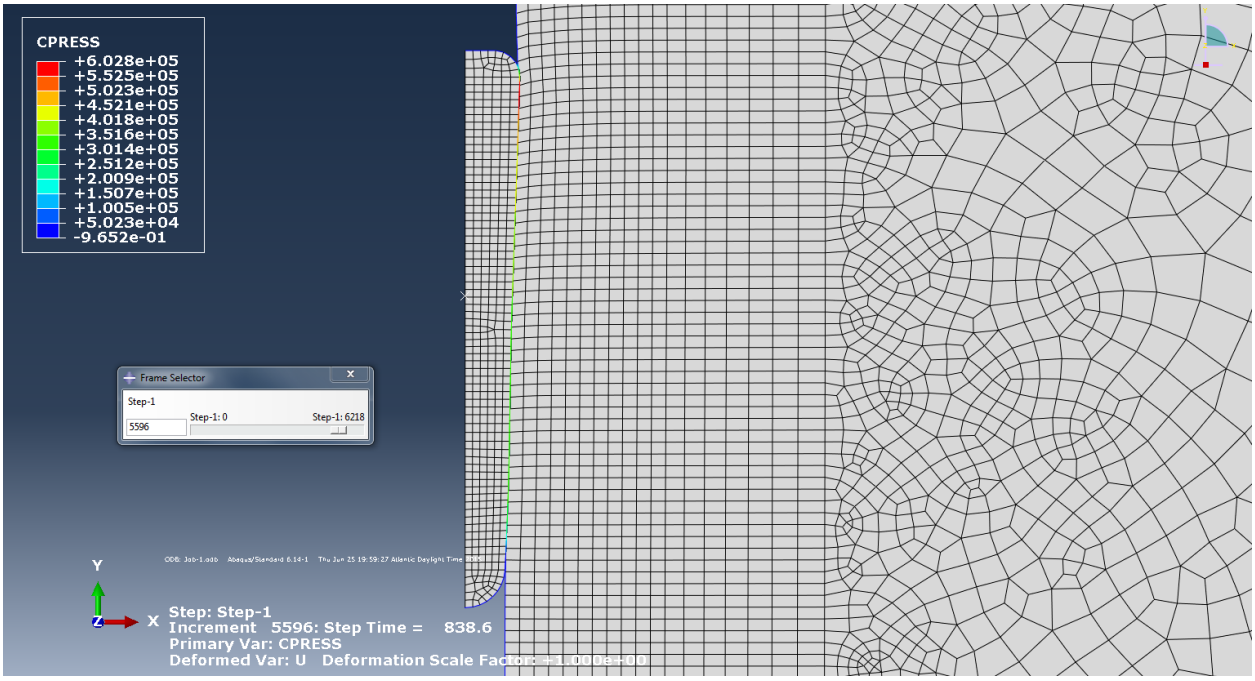

Figure 5-4: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 838.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.772\ m$, cas de la simulation SM 4.

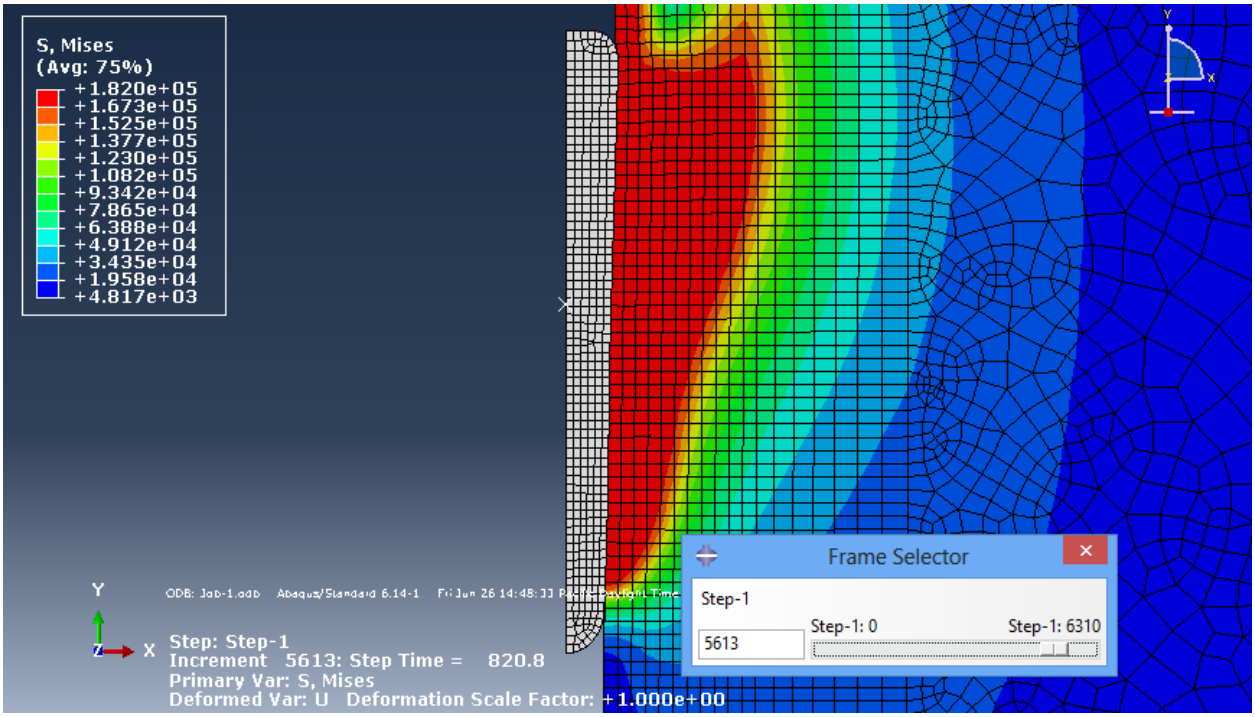

Figure 5-5: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 820.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.416\ m$, cas de la simulation SM 1.

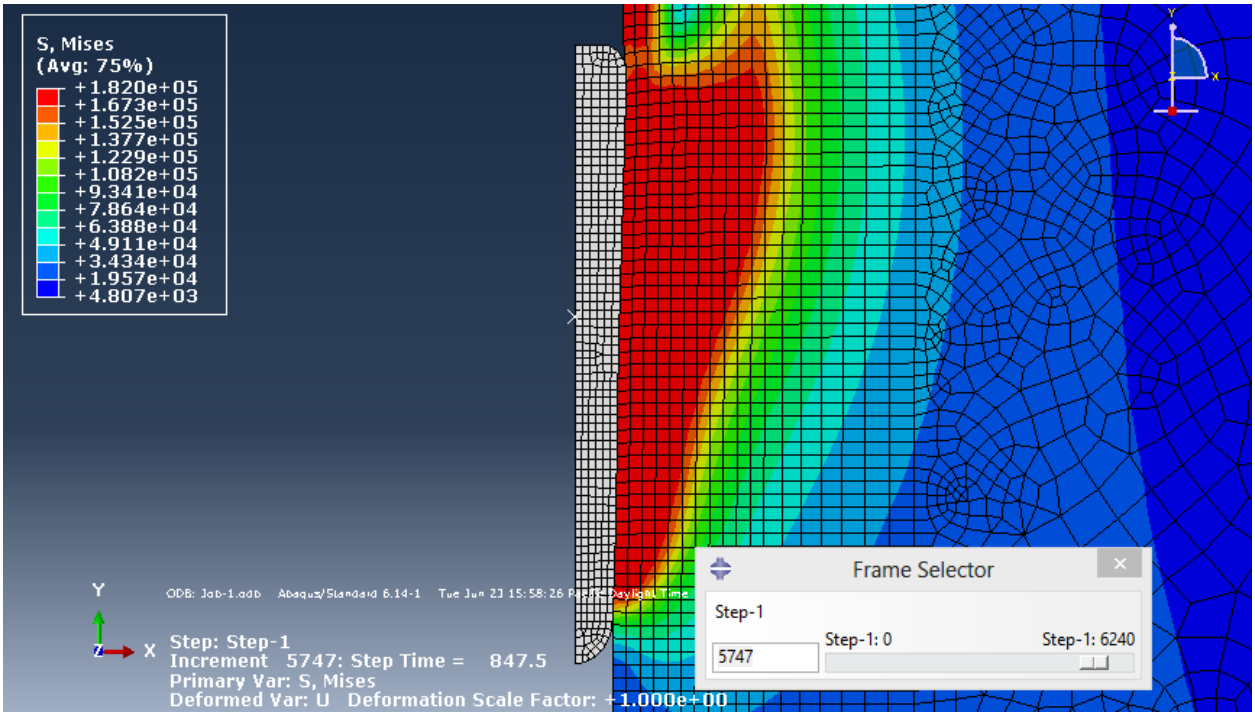

Figure 5-6: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 847.5\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.95\ m$, cas de la simulation SM 2.

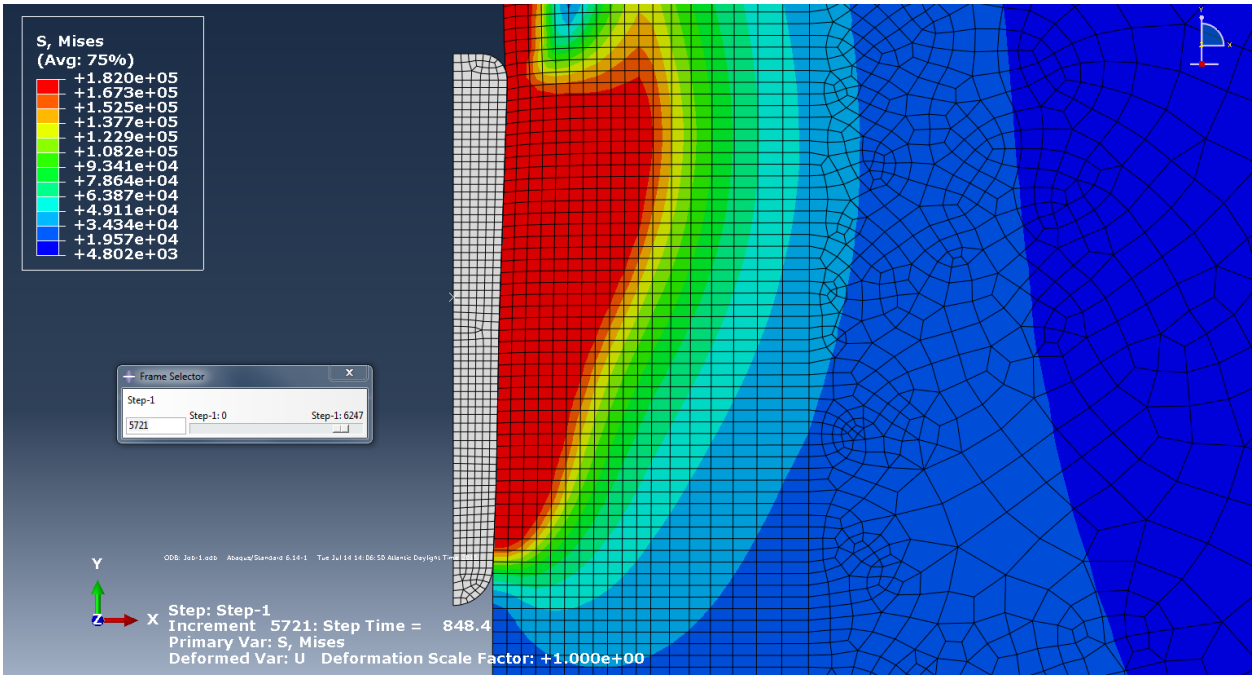

Figure 5-7: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 848.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.968\ m$, cas de la simulation SM 3.

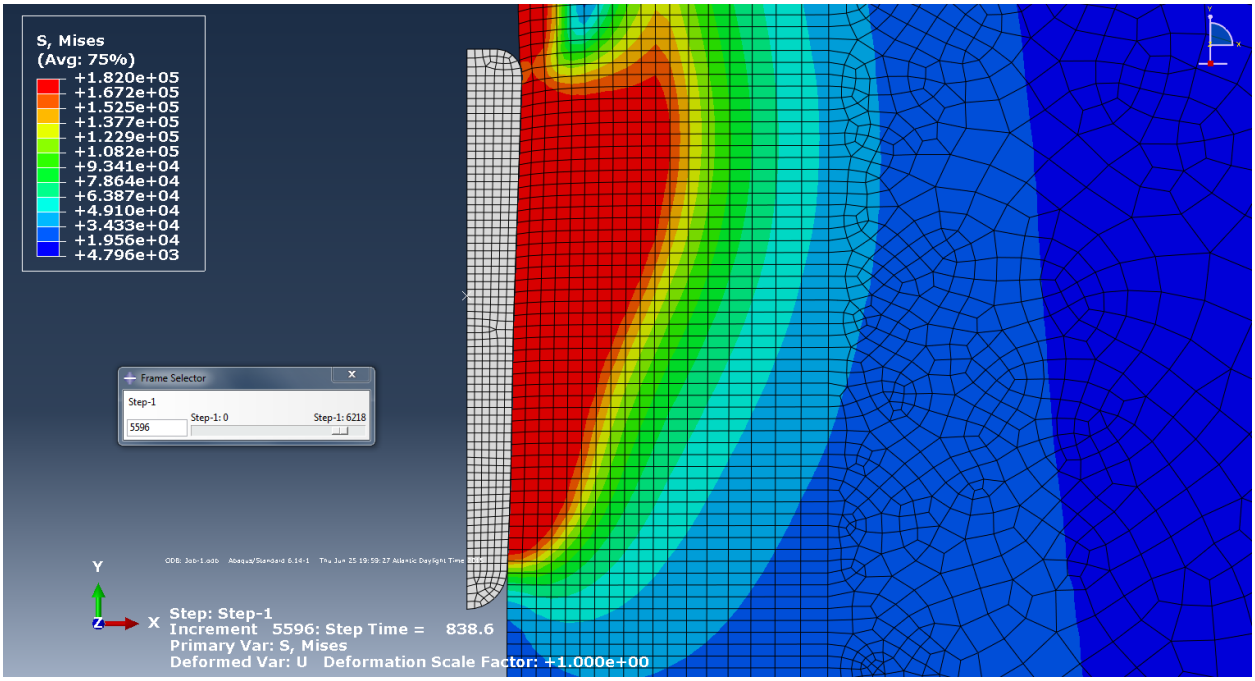

Figure 5-8: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 838.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.772\ m$, cas de la simulation SM 4.

Les Figures 5-9 et 5-10 présentent les courbes $(Cpress)$ Vs D (D étant la profondeur de fonçage de la sonde) brutes des capteurs 1 et 2, obtenues des simulations SM 1, SM 2, SM 3 et SM 4. La Figure 5-11 présente les courbes simplifiées de pressions de contact (CSPC) tirées à partir de la courbe de tendance[22] de la partie linéaire des courbes de pression de contact brutes des capteurs 1 et 2. On remarque que celles-ci sont insensibles à la variation de la contrainte d'adhésion. Cela rejoint les conclusions d'Abou-Samra (2011) quant à l'indépendance de l'essai ISCT-2 vis-à-vis de Θ.

[22] Courbe de tendance: Best fit

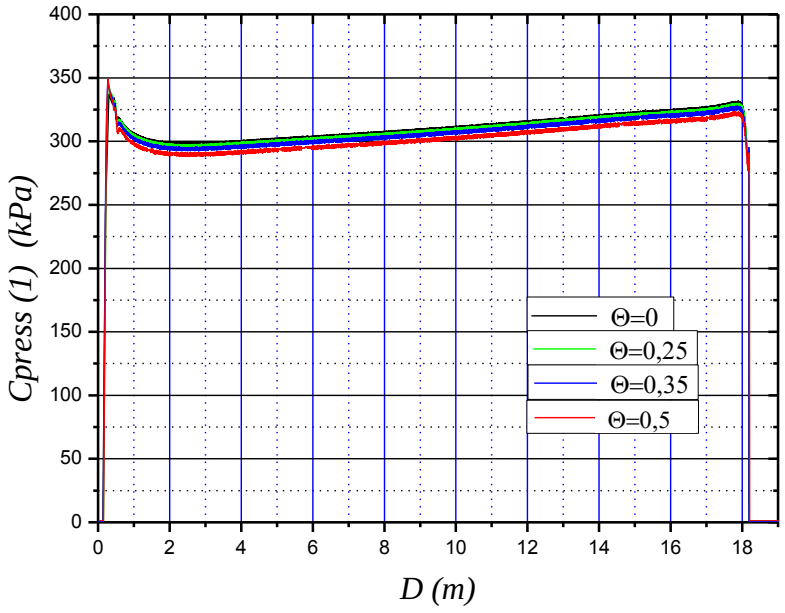

Figure 5-9: *Cpress* Vs *D* du capteur n: 1 pour $\Theta = 0, \Theta = 0.25$, $\Theta = 0.35$ et $\Theta = 0.5$.

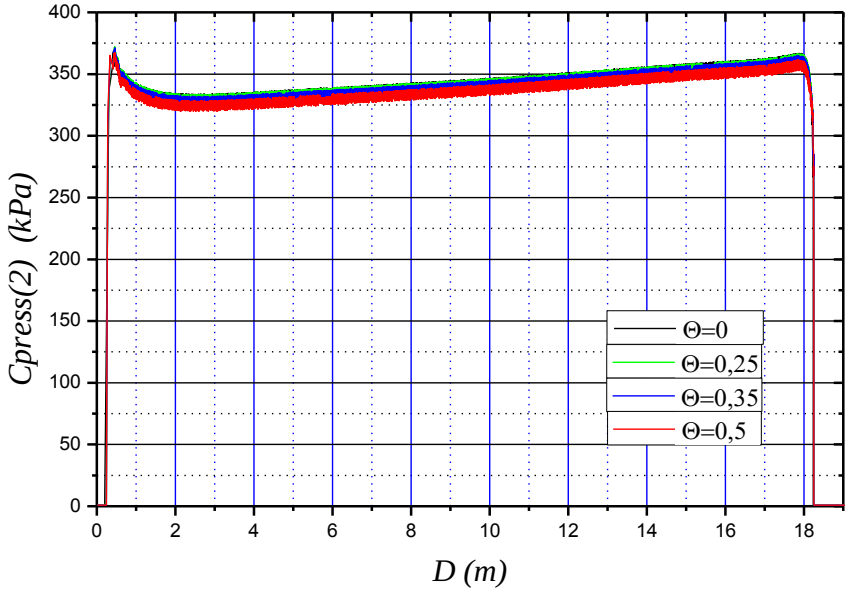

Figure 5-10: *Cpress* Vs *D* du capteur n: 2 pour $\Theta = 0, \Theta = 0.25$, $\Theta = 0.35$ et $\Theta = 0.5$.

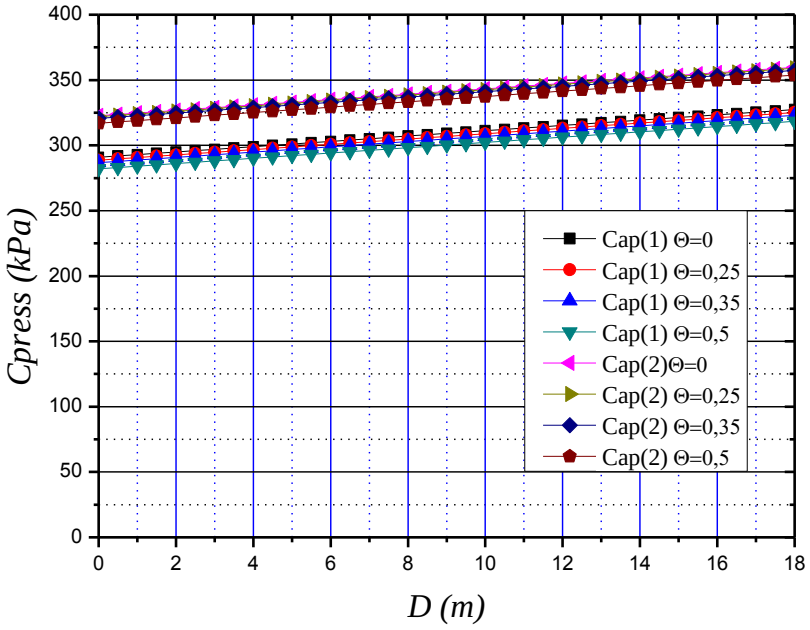

Figure 5-11: CSPC: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2 pour $\Theta = 0, \Theta = 0.25$, $\Theta = 0.35$ et $\Theta = 0.5$.

5.2.1 Conclusion

C 1: Dans l'M-ISCT, les résultats ci-dessus montrent que les pressions de contact ne dépendent pas de l'adhésion entre le cône et le sol.

5.3 Influence de la profondeur du trou pilote P_t

Les simulations de la présente étude sont menées dans des sols cohérents où un trou pilote de rayon $r_0 = 33.6\ mm$ a été foré. Ici, nous observons l'influence de la profondeur du trou pilote P_t sur les pressions de contact. Deux profondeurs seront simulées. Le Tableau 5-3 présente les caractéristiques des simulations proposées:

Tableau 5-3: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet de la profondeur du trou pilote sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT.

	$E(kPa)$	$\sigma_{oy}(kPa)$	$\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Θ	$P_t(m)$
SM 5	9100	182	16	0	9
SM 1	9100	182	16	0	18

Les Figures 5-12 et 5-13 présentent respectivement la distribution des pressions de contact $(Cpress)$ sur la surface latérale du cône et les contours des déviateurs de Mises prédits (S) dans le cas de la simulation SM 5, pour une profondeur de fonçage de $D = 8.684\ m$.

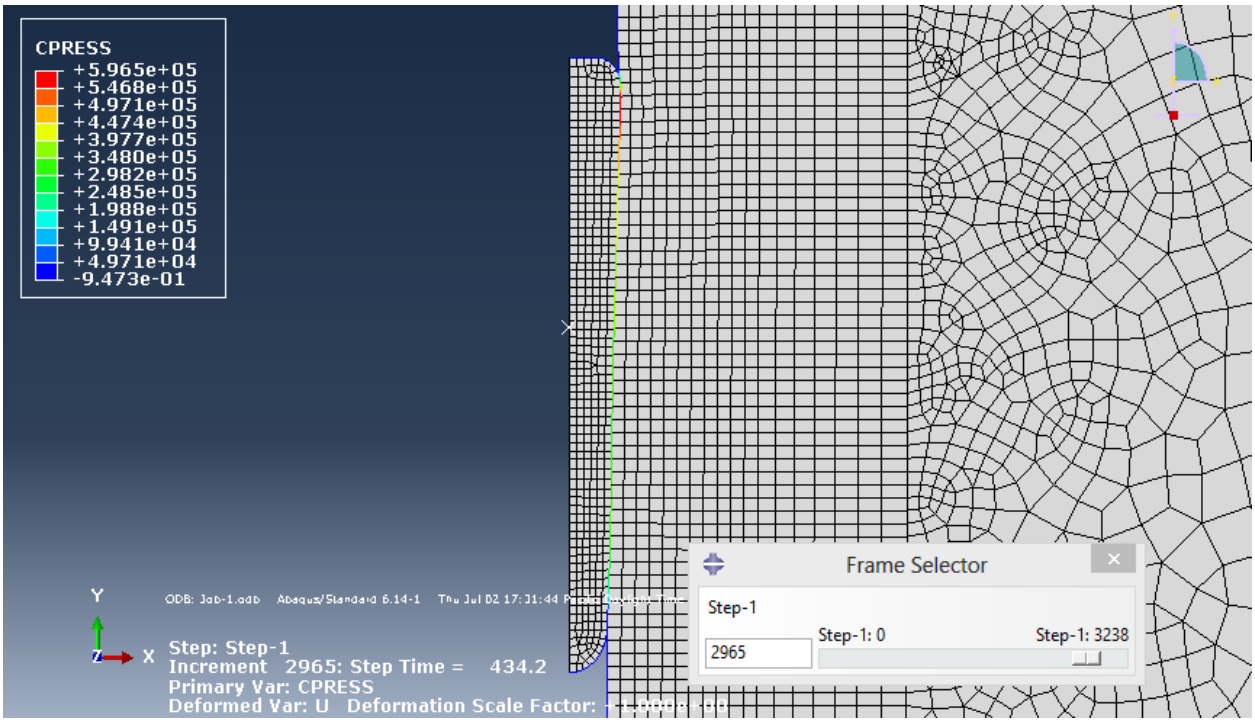

Figure 5-12: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 434.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 8.684\ m$, cas de la simulation SM 5.

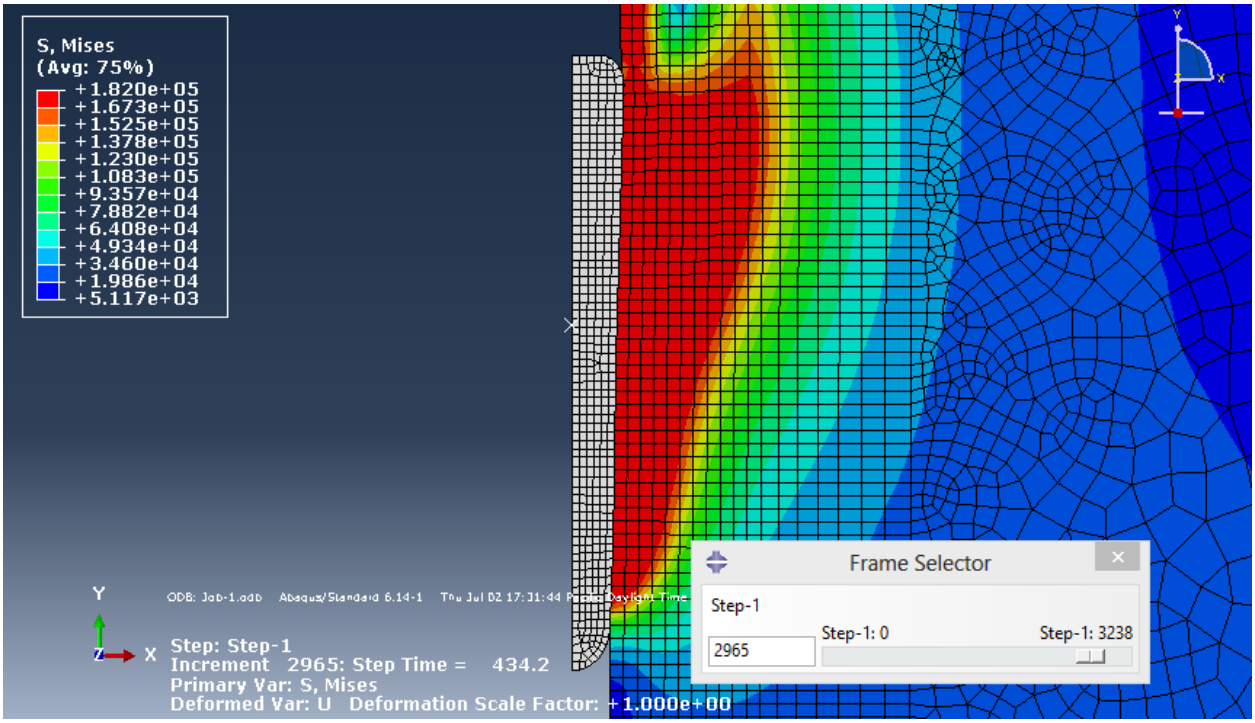

Figure 5-13: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 434.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 8.684\ m$, cas de la simulation SM 5.

Les Figures 5-14 et 5-15 présentent le résultat des simulations SM 1 et SM 5. Les pressions de contact prédites brutes sont tracées en fonction de la profondeur. La Figure 5-16 présente les courbes simplifiées de pressions de contact (CSPC). On remarque que pour une même profondeur, plus P_t est élevée, moins importantes sont les pressions de contact. Les pressions de contact sont donc inversement proportionnelles à la profondeur du trou pilote.

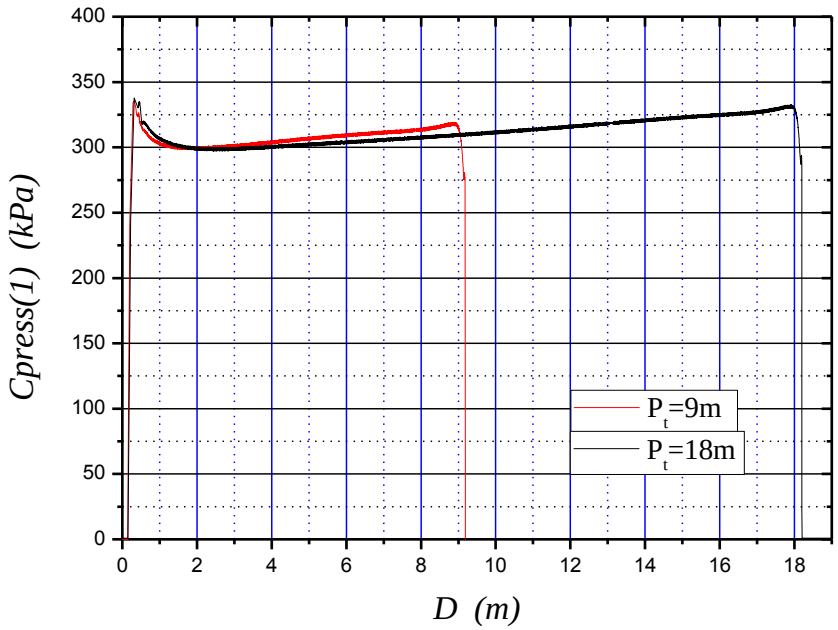

Figure 5-14: *Cpress* Vs D du capteur n: 1 pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$.

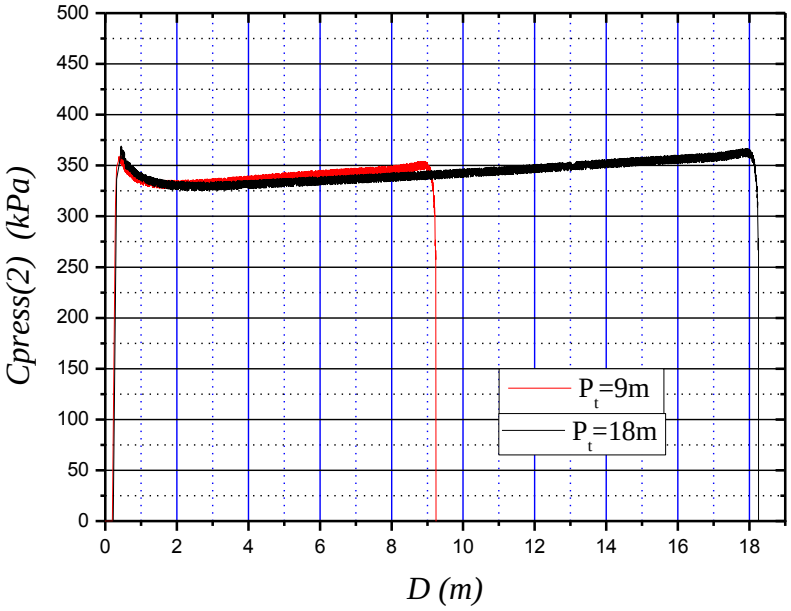

Figure 5-15: *Cpress* Vs D du capteur n: 2 pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$.

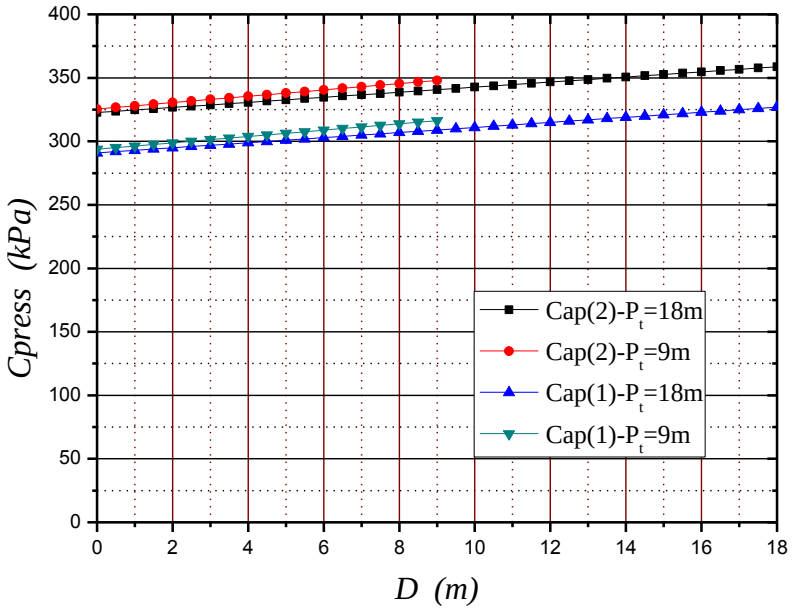

Figure 5-16: CSPC: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2 pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$.

La Figure 5-17 présente la différence de pression $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ Vs D, et la Figure 5-18 présente le rapport $\left[\frac{Cpress(2)}{Cpress(1)}\right]$ Vs D. Ces courbes ont été déduites des CSPC. Il est clair, d'après ces figures, que ni $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$, ni $\left[\frac{Cpress(2)}{Cpress(1)}\right]$ ne dépend de la profondeur du trou pilote.

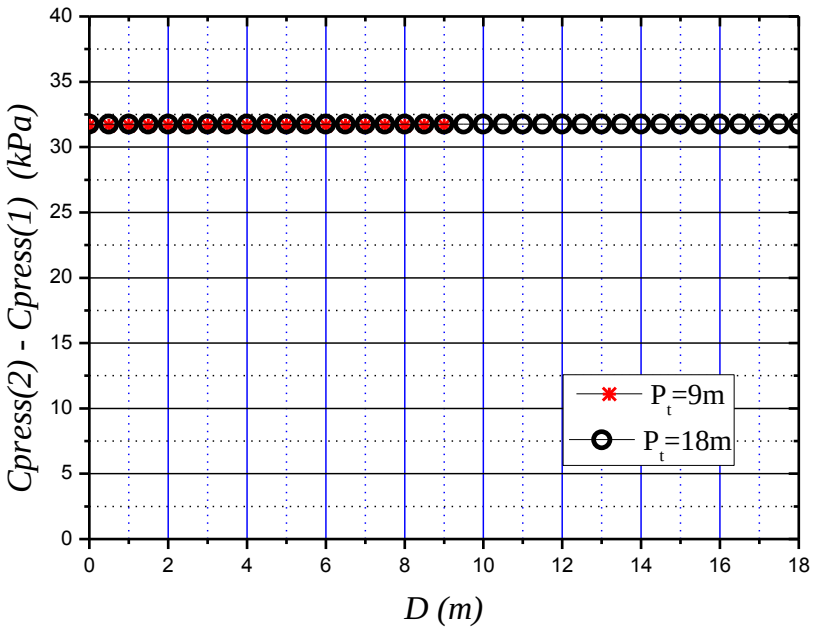

Figure 5-17: $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ Vs D pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$ déduites des CSPC.

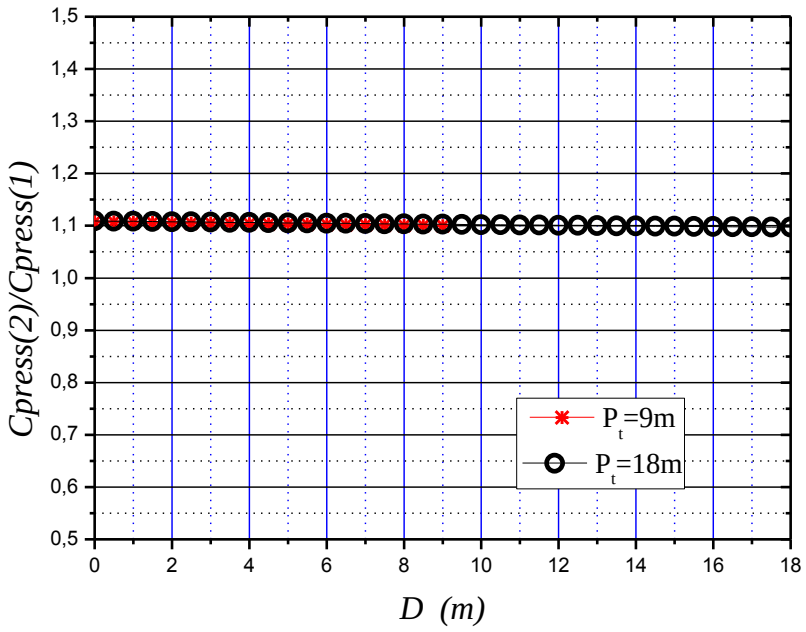

Figure 5-18: $\left[\dfrac{Cpress(2)}{Cpress(1)}\right]$ Vs D pour $P_t = 9m$ et $P_t = 18m$ déduites des CSPC.

5.3.1 **Conclusion**

C 2: La pression de contact, dans l'essai M-ISCT, est une fonction décroissante de P_t.

C 3: $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]$ est indépendante de P_t.

C 4: $\left[\dfrac{Cpress(2)}{Cpress(1)}\right]$ est indépendante de P_t.

5.4 Influence du poids propre du sol

Cette partie étudie l'influence du poids volumique saturé du sol γ_{sat} sur les pressions de contact. Il s'agit de simuler l'essai M-ISCT pour différentes valeurs de γ_{sat}, les autres paramètres restant identiques dans toutes les simulations. Leurs caractéristiques sont présentées dans le Tableau 5-4.

Tableau 5-4: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet du poids volumique saturé du sol sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT.

	$E(kPa)$	$\sigma_{oy}(kPa)$	$\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Θ	$P_t(m)$
SM 6	9100	182	14	0	18
SM 1	9100	182	16	0	18
SM 7	9100	182	NP (non-pesant)	0	18

La distribution des pressions de contact $(Cpress)$ sur la surface latérale du cône et les contours des déviateurs de Mises (S), obtenus des simulations SM 6 et SM 7, sont présentés aux Figures 5-19 à 5-22 respectivement pour des profondeurs de fonçage D de 17.212 m et 17.606 m.

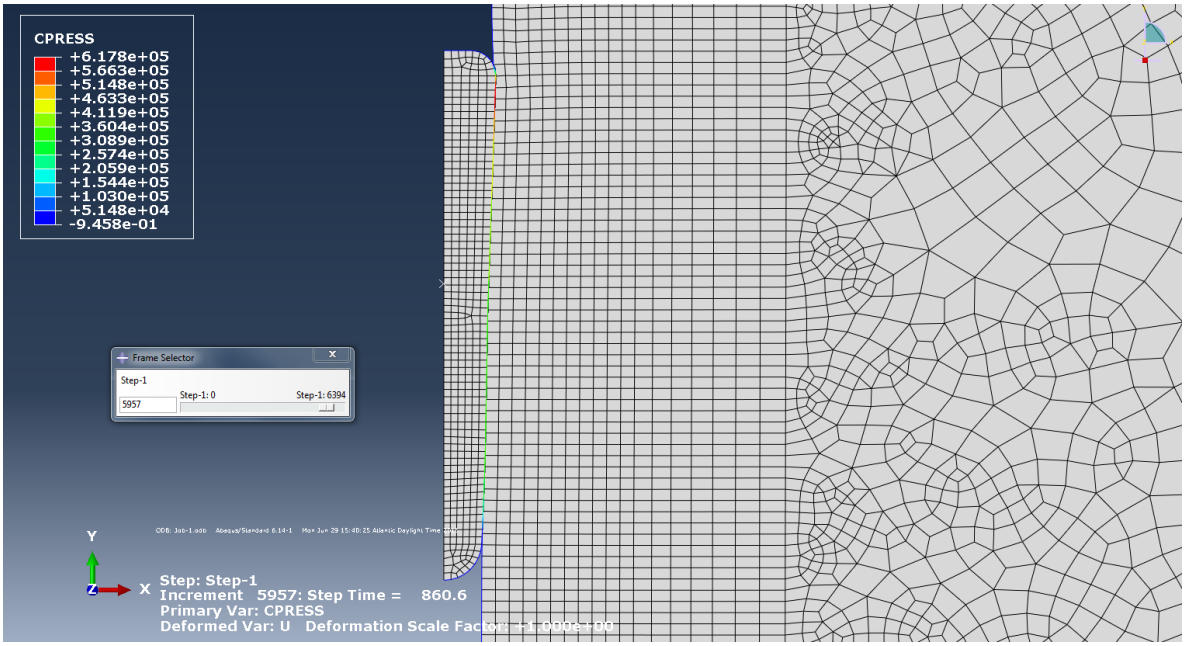

Figure 5-19: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 860.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.212\ m$, cas de la simulation SM 6.

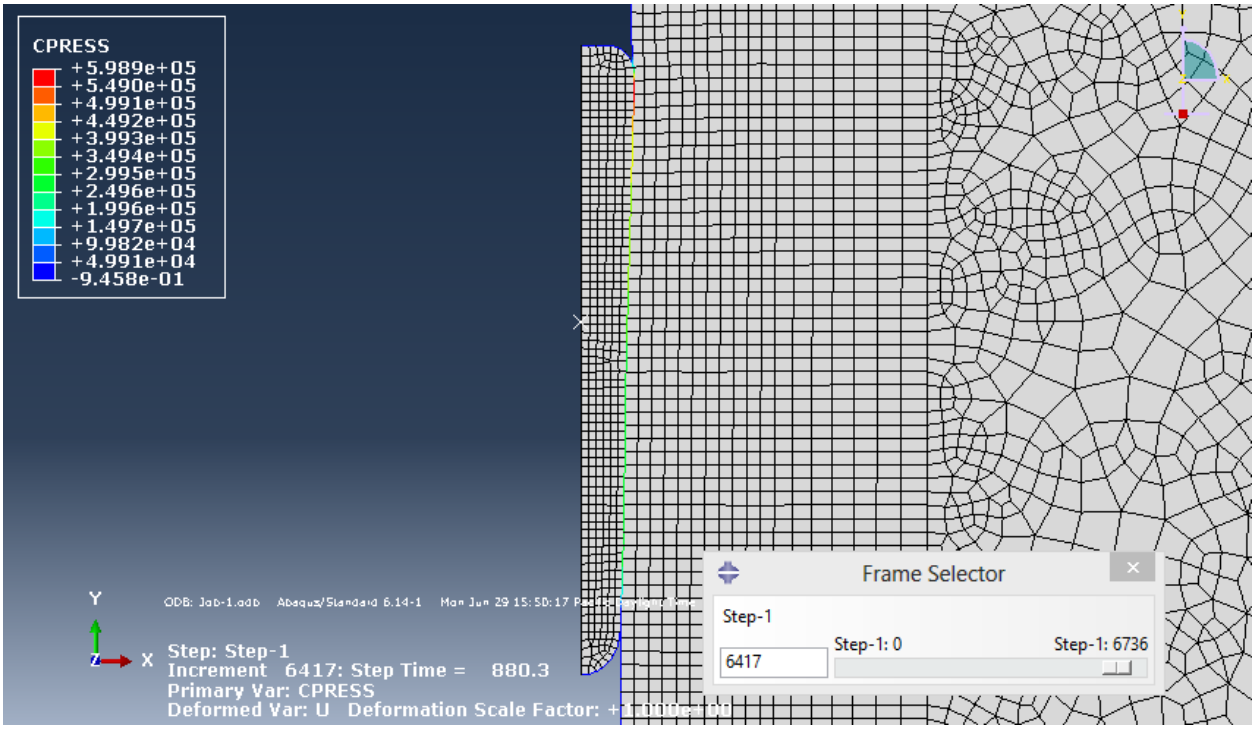

Figure 5-20: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 880.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.606\ m$, cas de la simulation SM 7.

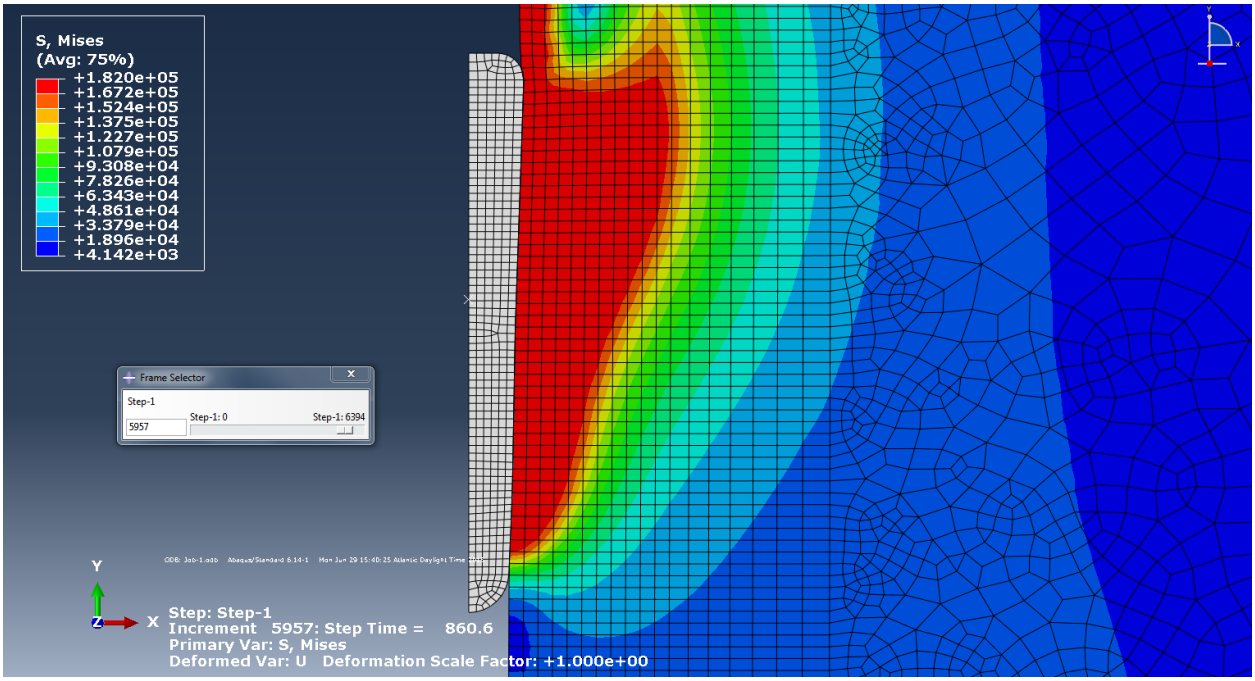

Figure 5-21: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 860.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.212\ m$, cas de la simulation SM 6.

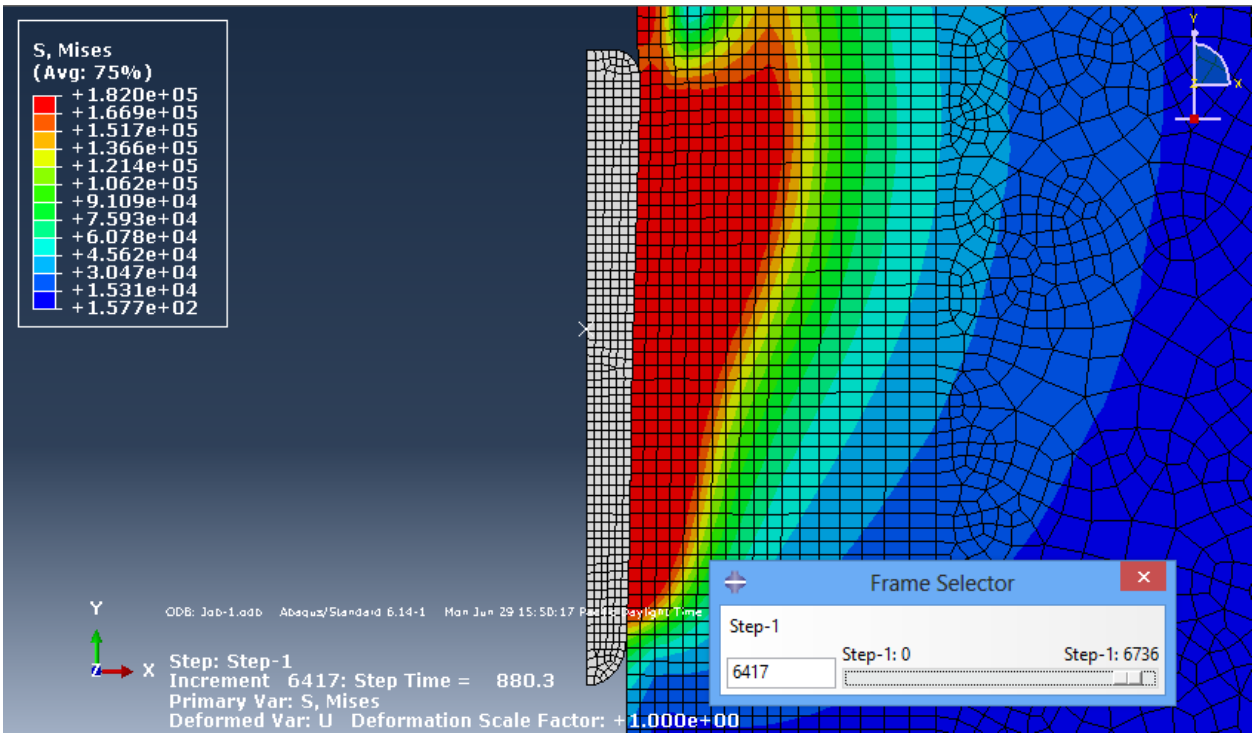

Figure 5-22: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 880.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.606\ m$, cas de la simulation SM 7.

Les Figures 5-23 et 5-24 présentent les courbes brutes $(Cpress)$ Vs D des capteurs 1 et 2, obtenues pour $\gamma_{sat} = 14 kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16 kN/m^3$ et dans le cas du sol non-pesant (NP). On remarque que $(Cpress)$ est peu influencée par la variation de γ_{sat} et que les pressions enregistrées dans les capteurs 1 et 2 dans le cas du sol non-pesant sont constantes sur toute la profondeur.

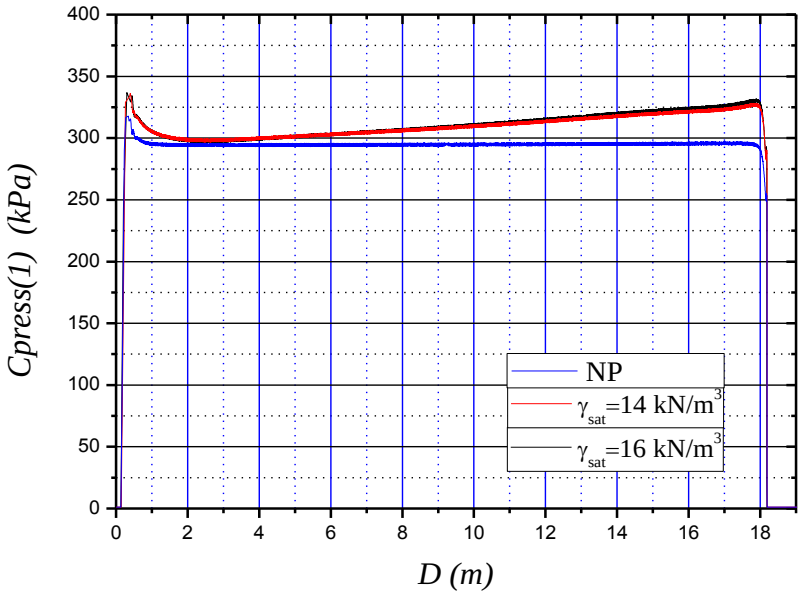

Figure 5-23: $Cpress$ Vs D du capteur n: 1 pour $\gamma_{sat} = 14 kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16 kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant (NP).

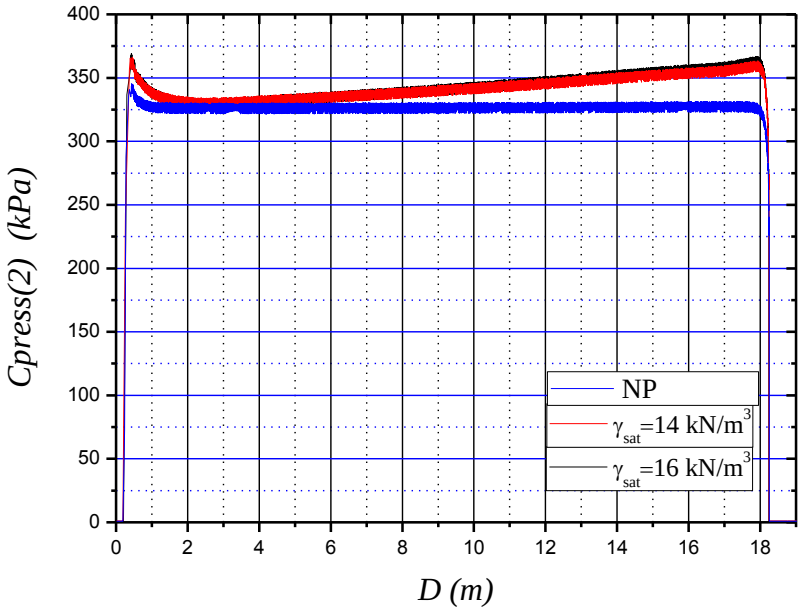

Figure 5-24: *Cpress* Vs D du capteur n: 2 pour $\gamma_{sat} = 14 kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16 kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant.

Les Figures 5-25 et 5-26 présentent les courbes simplifiées de pression de contact (CSPC) des capteurs 1 et 2 pour $\gamma_{sat} = 14 kN/m^3$ et $\gamma_{sat} = 16 kN/m^3$ et dans le cas non-pesant du sol.

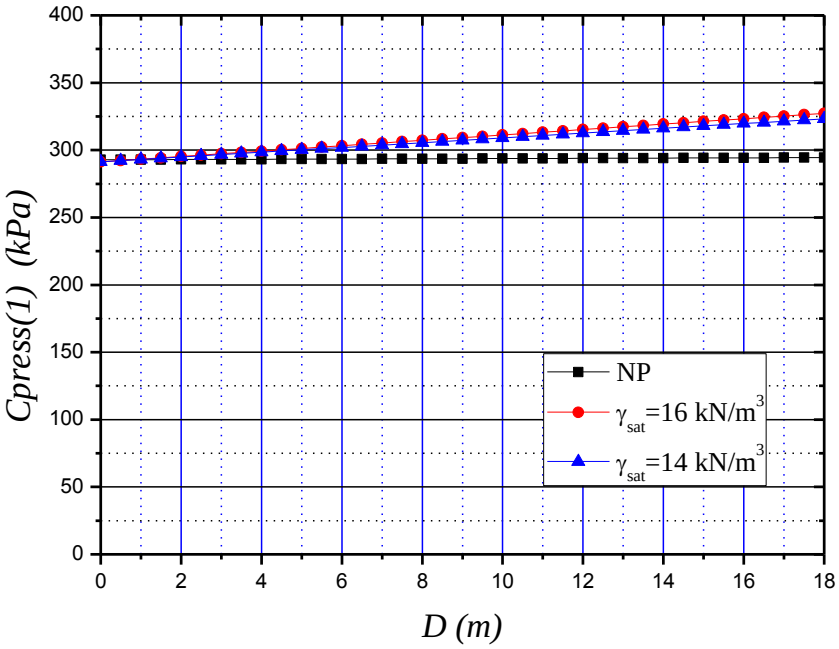

Figure 5-25: CSPC: *Cpress* Vs *D* du capteur n: 1 pour $\gamma_{sat} = 14 kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16 kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant.

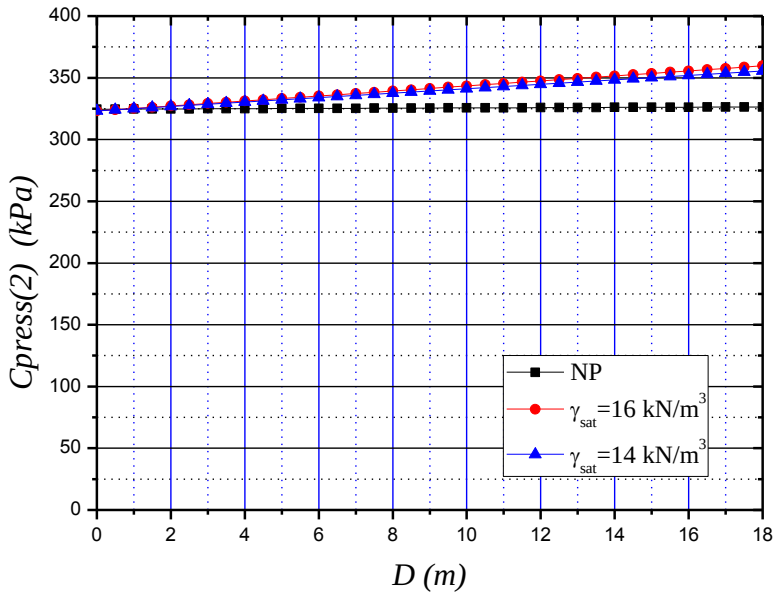

Figure 5-26: CSPC: *Cpress* Vs D du capteur n: 2 pour $\gamma_{sat} = 14 kN/m^3$, $\gamma_{sat} = 16 kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant.

On remarque que, si i est le numéro d'un capteur, alors la courbe de pression de contact du capteur $cap(i)$ dans le cas non-pesant $\left(Cpress(i)\right)_{NP}$ croise les courbes $\left(Cpress(i)\right)_{\gamma_{sat}=14}$ et $\left(Cpress(i)\right)_{\gamma_{sat}=16}$ au même point. Cela permet d'écrire que:

$$Cpress(i) = P_{nette}(i) + P_{\gamma}(i)$$

Où:

$P_{\gamma}(i)$: est l'apport en pression de contact dû au poids du sol au niveau du capteur "i", et

$P_{nette}(i)$: Pression de contact nette due aux caractéristiques mécaniques du sol au niveau du capteur "i".

La Figure 5-27 présente la différence de pression $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ $Vs\ D$ pour $\gamma_{sat}=14\ kN/m^3$ et $\gamma_{sat}=16\ kN/m^3$ ainsi que dans le cas du sol non-pesant (NP).

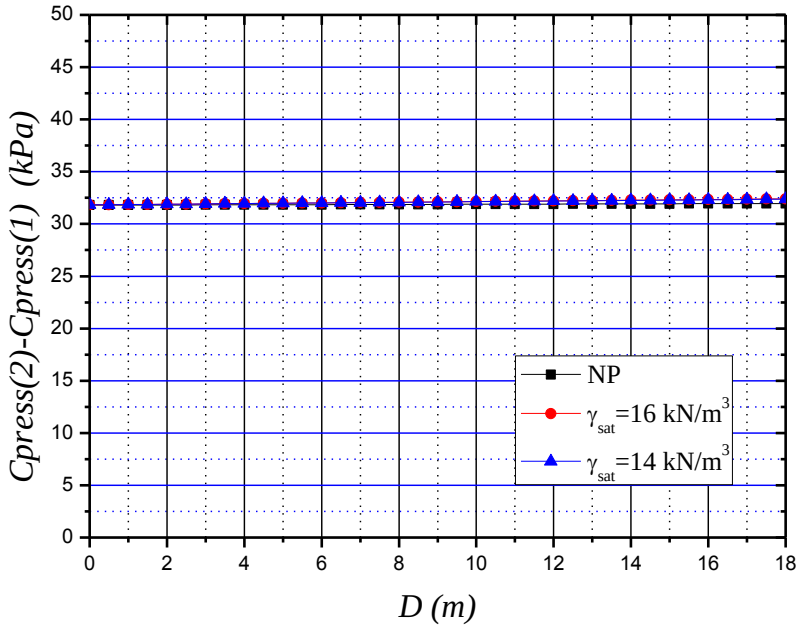

Figure 5-27: $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right] Vs\, D$ déduites des CSPC pour $\gamma_{sat}=14\,kN/m^3$, $\gamma_{sat}=16\,kN/m^3$ et dans le cas d'un sol non-pesant.

On remarque que $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ est indépendante de γ_{sat}. En effet, la Figure 5-27 montre que:

$$\begin{aligned}\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]_{\gamma_{sat}=14} &= \left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]_{\gamma_{sat}=16} \\ &= \left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]_{NP} \\ &= \left[P_{nette}(2)-P_{nette}(1)\right]\end{aligned}$$

5.4.1 Conclusion

C 5: Au niveau de chaque capteur i : $Cpress(i) = P_{nette}(i) + P_{\gamma}(i)$.

C 6: $P_{\gamma}(i)$ augmente quand γ_{sat} augmente.

C 7: $\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right]$ ne dépend ni de γ_{sat}, ni de la profondeur D.

5.5 Influence de la contrainte d'écoulement plastique σ_{oy}

La simulation d'un sol non pesant permet d'éliminer la variation de la pression de contact due au poids saturé du sol. Ainsi, toute variation de la pression de contact sera due à la variation d'un ou de plusieurs paramètres mécaniques du sol. Cette partie étudie l'influence de la variation de σ_{oy} de l'argile sur les pressions de contact. Le Tableau 5-5 présente les caractéristiques des simulations menées dans cette partie. Dans les deux simulations, σ_{oy} est le seul paramètre qui varie linéairement avec la profondeur.

Tableau 5-5: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet de σ_{oy} sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT.

	$E\ (kPa)$	$\sigma_{oy}\ (kPa)$	$\gamma_{sat}\ (kN/m^3)$	Θ	$P_t(m)$
SM 8	6000	30 à 250	NP (non-pesant)	0	18
SM 9	6000	250 à 30	NP (non-pesant)	0	18

Les Figures 5-28 à 5-31 présentent la distribution des pressions de contact $(Cpress)$ sur le fût du cône et les contours des contraintes de Mises, obtenus des simulations SM 8 et SM 9, aux profondeurs de fonçage D de 17.252 m et 16.904 m respectivement. La Figure 5-32 permet de mieux visualiser la zone totalement plastifiée de la simulation SM 9. Cette zone est délimitée par le contour AC YIELD=1.

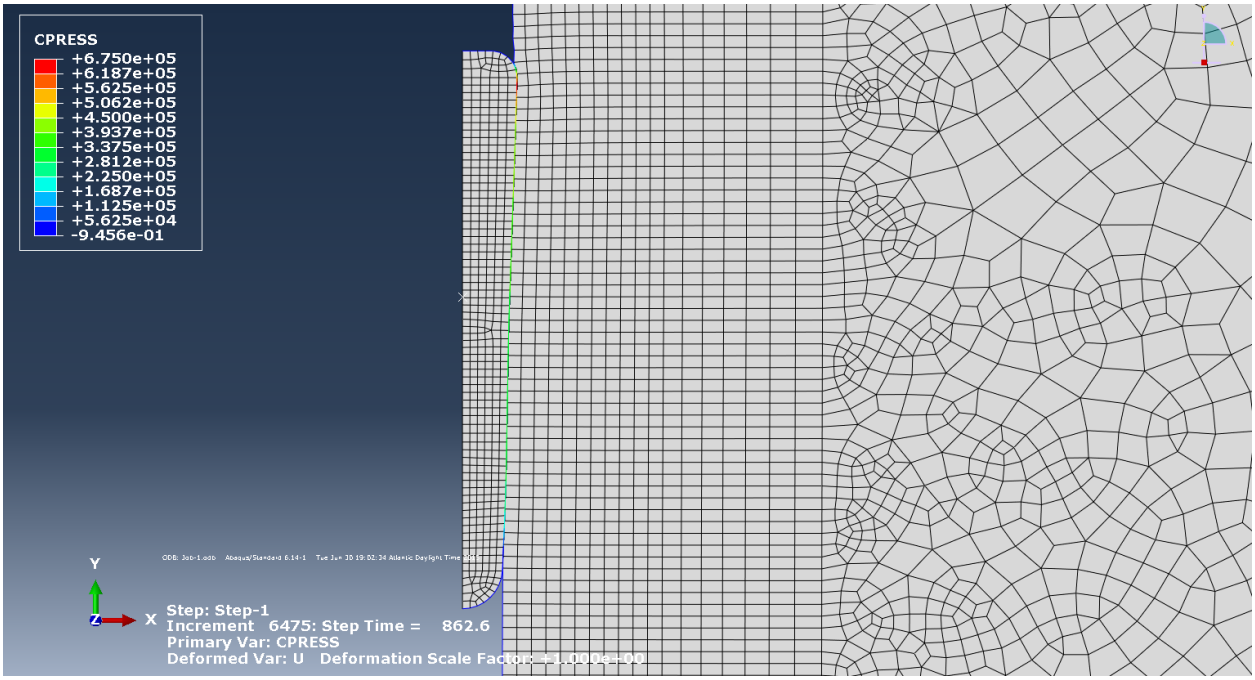

Figure 5-28: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 862.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.252\ m$, cas de la simulation SM 8.

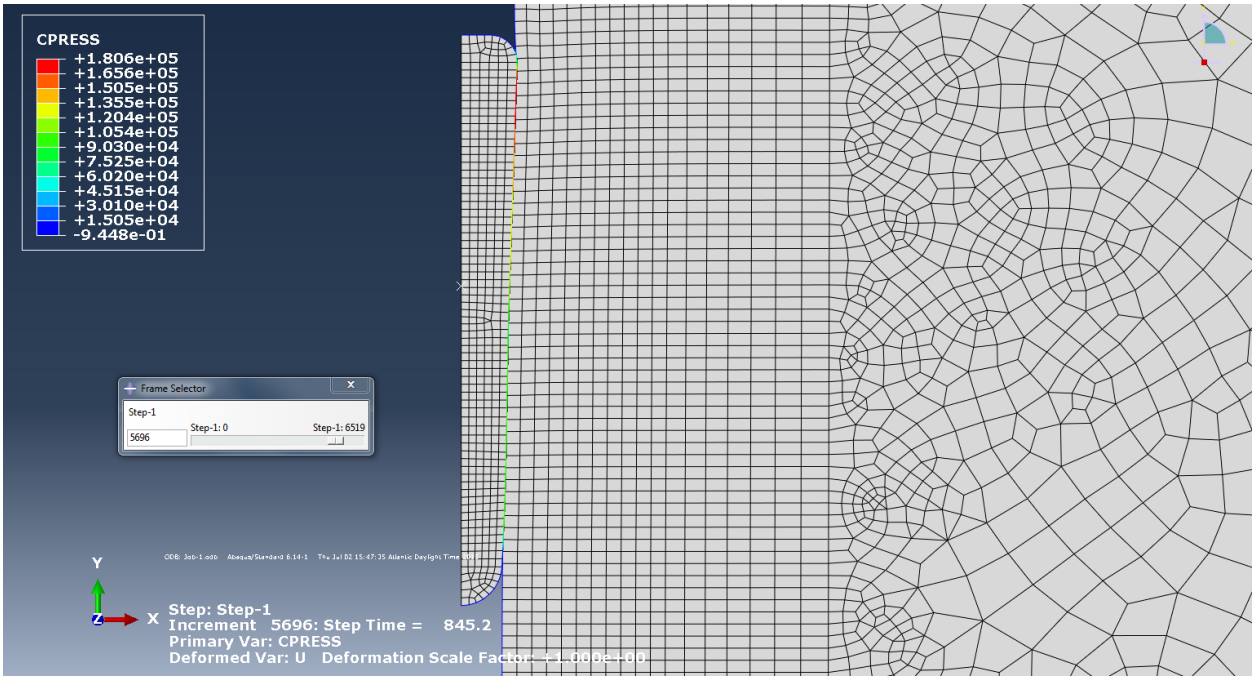

Figure 5-29: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 845.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.904\ m$, cas de la simulation SM 9.

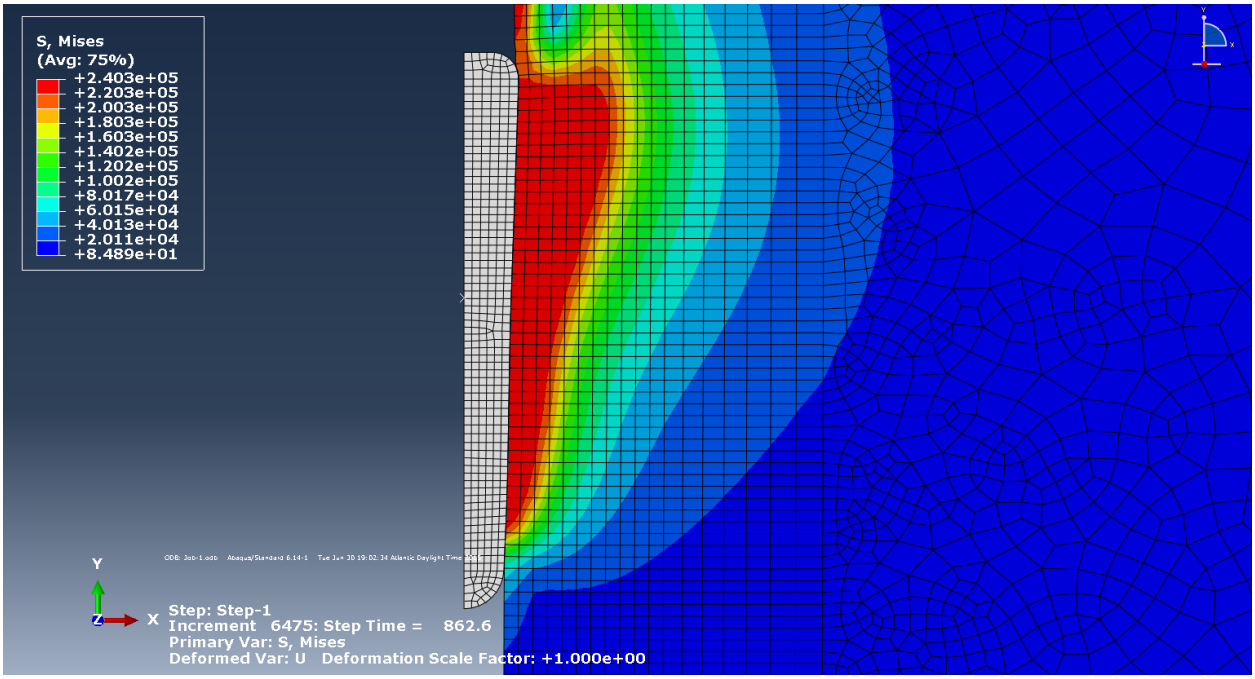

Figure 5-30: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 862.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.252\ m$, cas de la simulation SM 8.

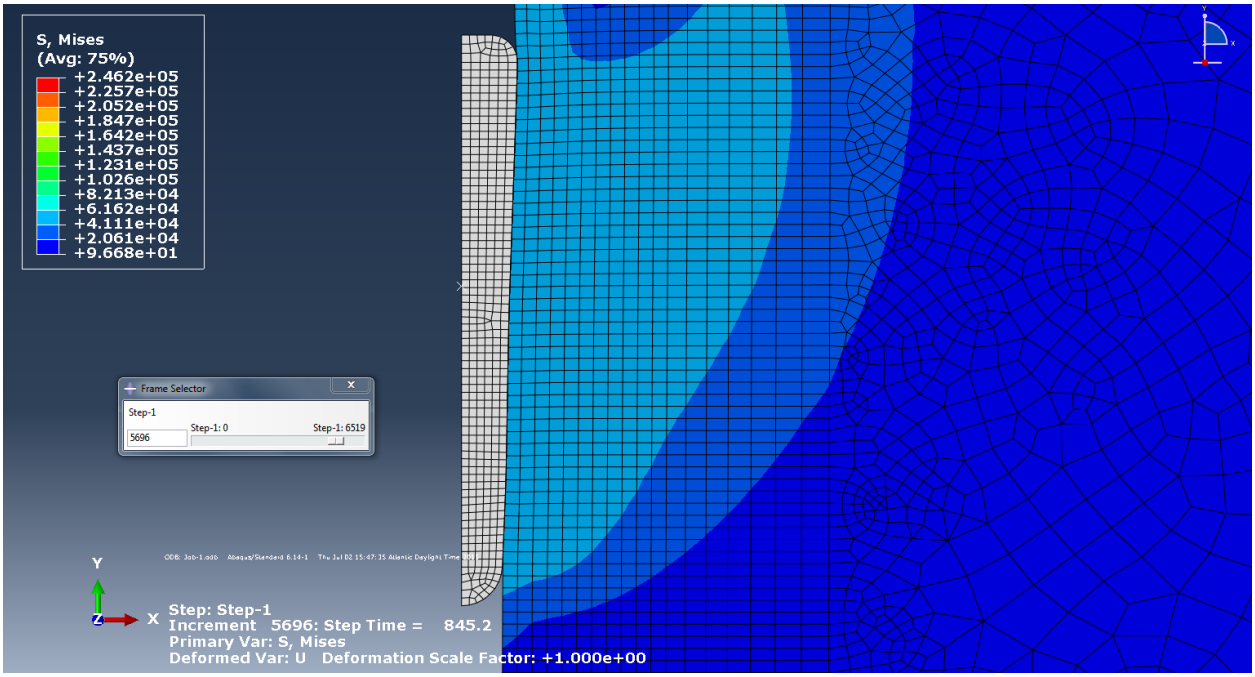

Figure 5-31: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 845.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.904\ m$, cas de la simulation SM 9.

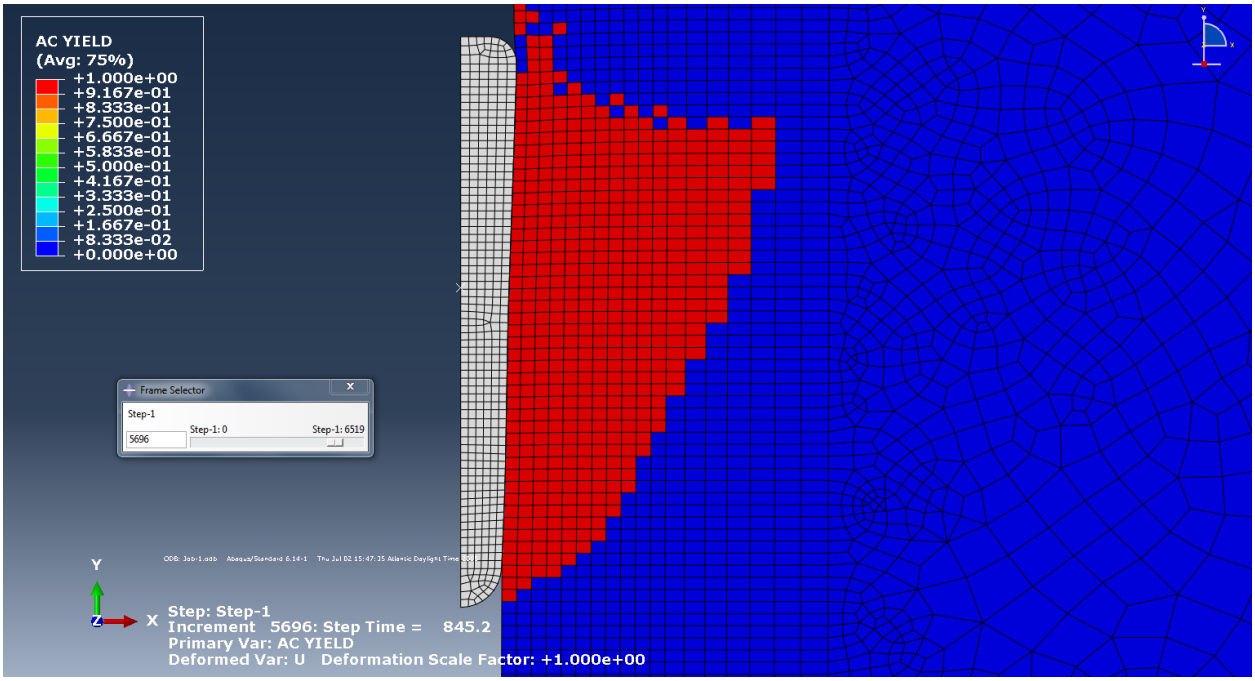

Figure 5-32: Zone plastique active, temps $t = 845.2\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.904\ m$, cas de la simulation SM 9.

Les Figures 5-33 et 5-34 présentent les pressions de contact brutes enregistrées lors des simulations SM 8 et SM 9. On remarque que les pressions de contact suivent la variation de σ_{oy}. En d'autres termes, elles augmentent quand σ_{oy} augmente et vice-versa. On remarque aussi que la différence de pression entre les capteurs 2 et 1 $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ varie avec la profondeur. Cette différence dépend donc de σ_{oy}.

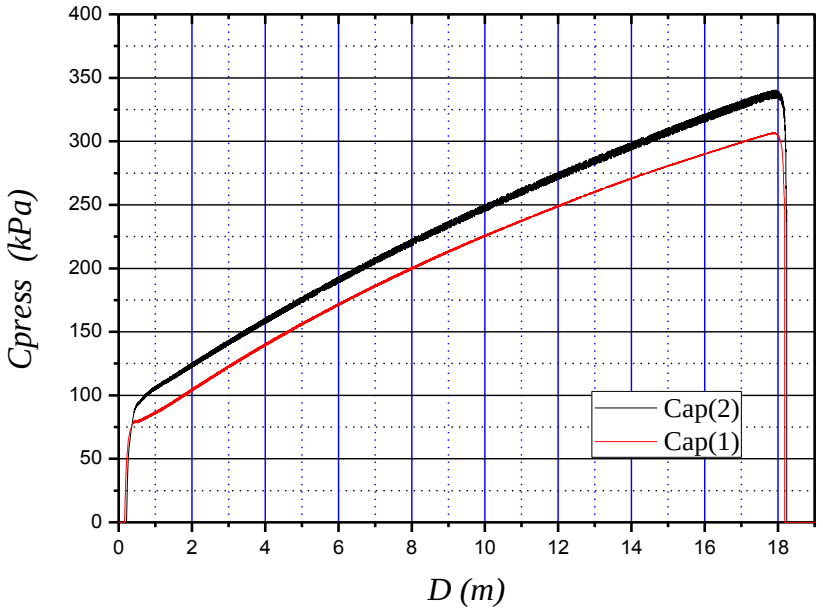

Figure 5-33: *Cpress* Vs *D* des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 8.

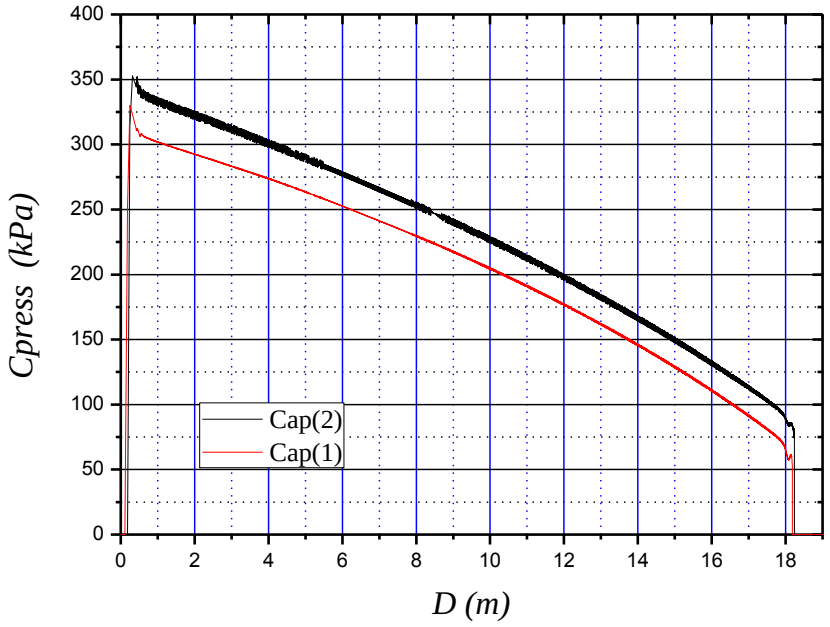

Figure 5-34: *Cpress* Vs *D* des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 9.

5.6 Influence du module d'Young *E*

Ici, on simulera l'M-ISCT dans le cas fictif d'un sol non pesant pour relever l'influence du module d'Young E sur les pressions de contact. Dans ces simulations, le seul paramètre qui varie linéairement avec la profondeur est le module d'Young E. Le Tableau 5-6 présente leurs caractéristiques.

Tableau 5-6: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire l'effet de la variation de E sur les pressions de contact dans l'essai M-ISCT.

	$E\ (kPa)$	$\sigma_{oy}(kPa)$	$\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Θ	$P_t(m)$
SM 10	De 6000 à 24000	182	16	0	18
SM 11	De 24000 à 6000	182	16	0	18

La distribution des pressions de contact $(Cpress)$ et les contours des déviateurs prédits de Mises (S) sont montrés aux Figures 5-35 à 5-38, dans le cas des simulations SM 10 et SM 11, respectivement aux profondeurs de fonçage D de 17.53 m et de 16.828 m.

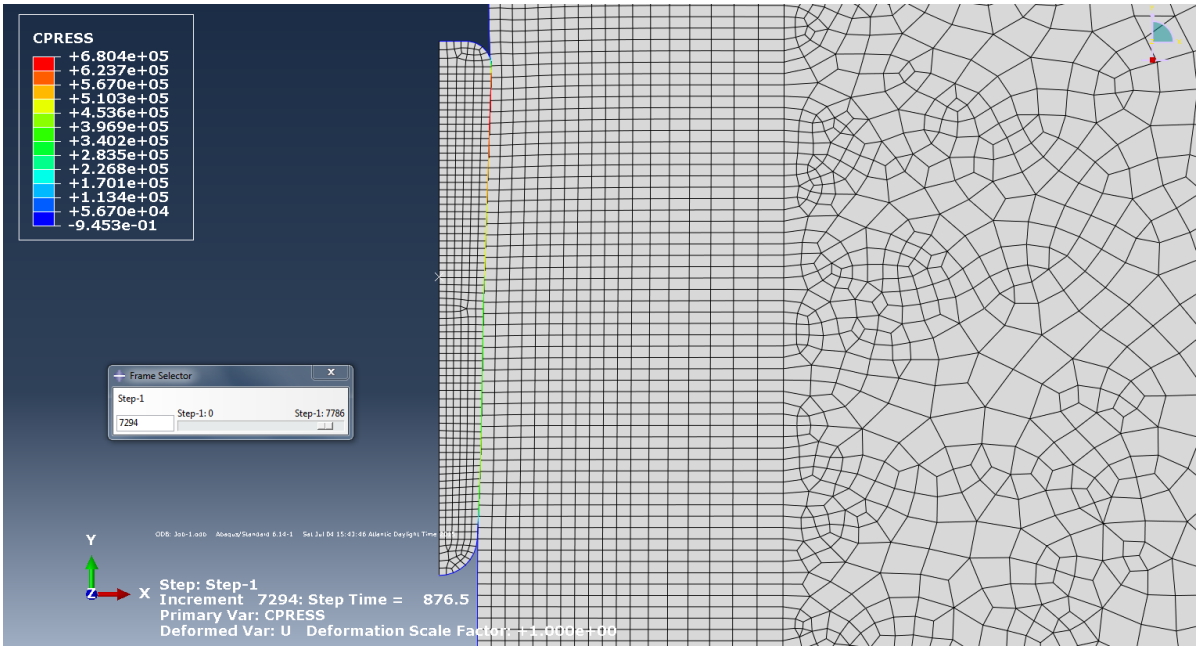

Figure 5-35: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 876.5\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.53\ m$, cas de la simulation SM 10.

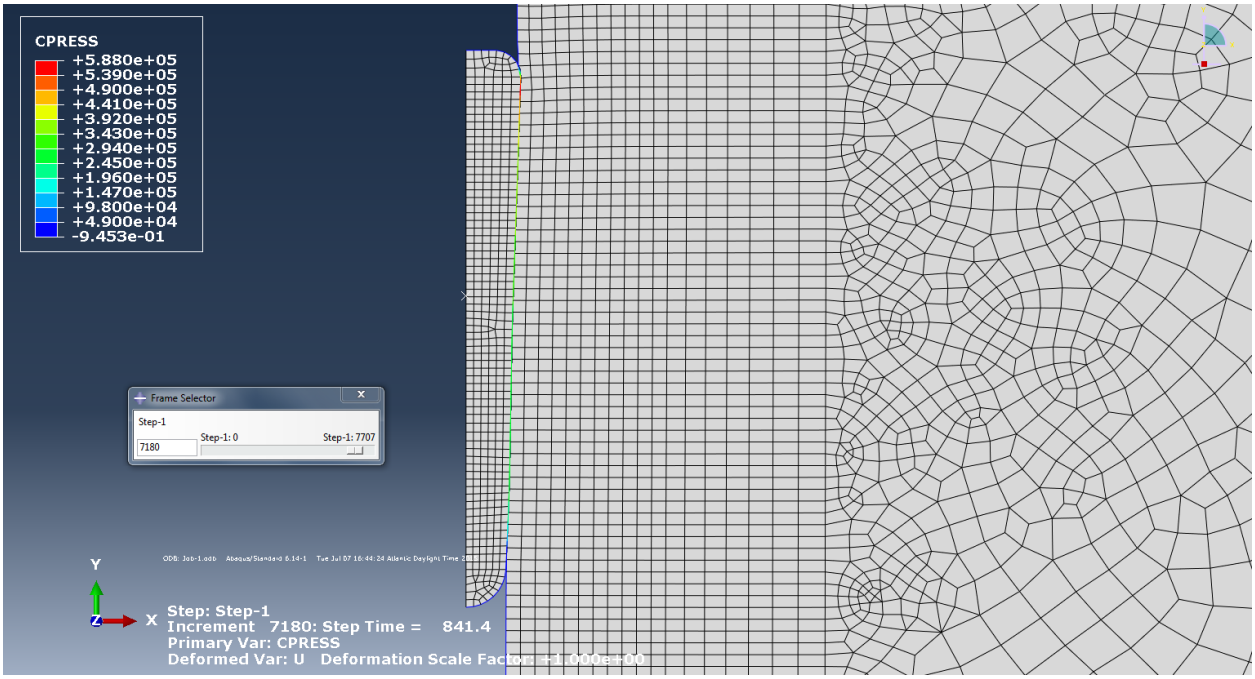

Figure 5-36: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 841.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.828\ m$, cas de la simulation SM 11.

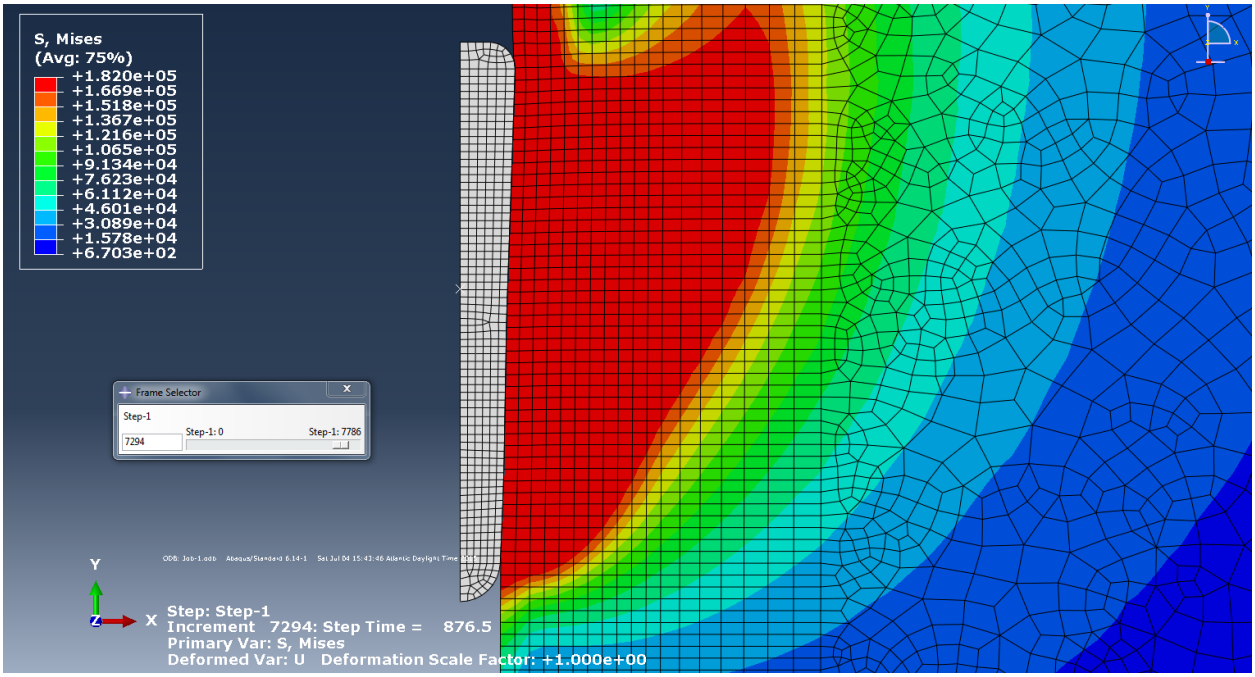

Figure 5-37: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 876.5\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.53\ m$, cas de la simulation SM 10.

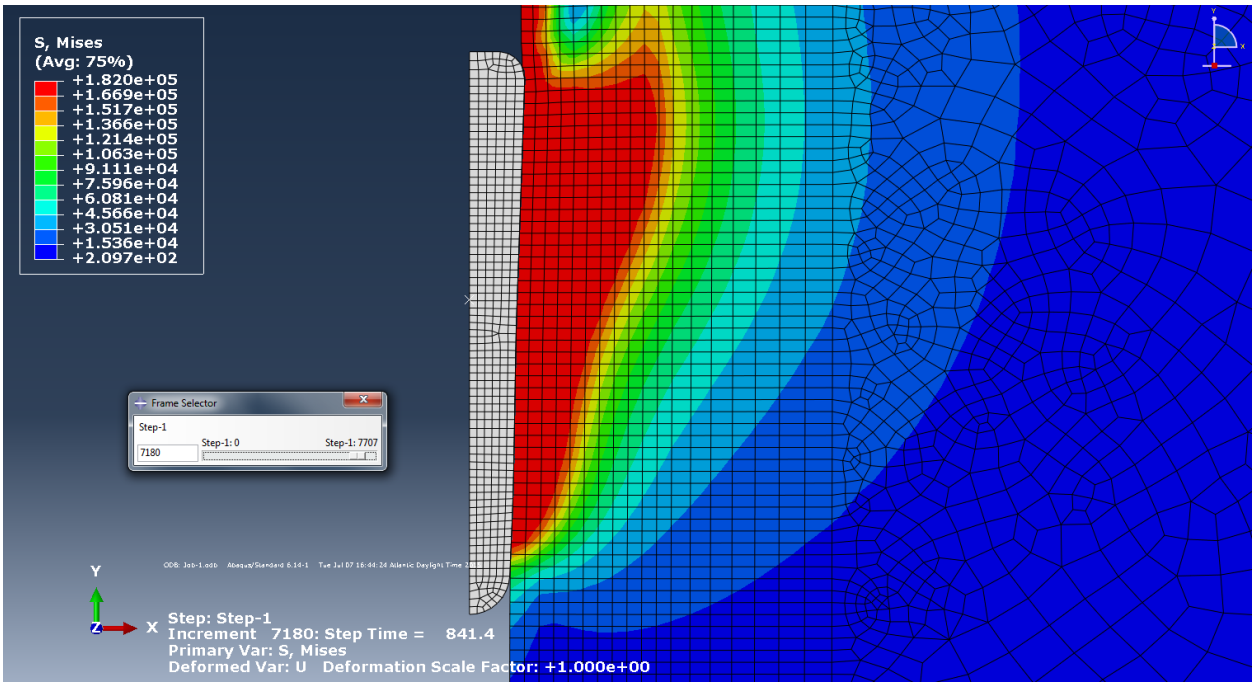

Figure 5-38: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 841.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.828\ m$, cas de la simulation SM 11.

Les Figures 5-39 et 5-40 présentent les pressions de contact brutes en fonction de la profondeur. On remarque que les pressions de contact suivent la variation du module d'Young, *i.e.* elles croissent quand E croît et vice-versa. Ce résultat retrouve les conclusions d'Abou-Samra (2011) quant à l'influence du module d'Young sur les pressions de contact dans l'ISCT. On remarque aussi que la différence de pression entre les capteurs 2 et 1 $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ varie avec la profondeur, *i.e.* elle croît quand E croît et vice-versa. Cette différence dépend donc aussi de E.

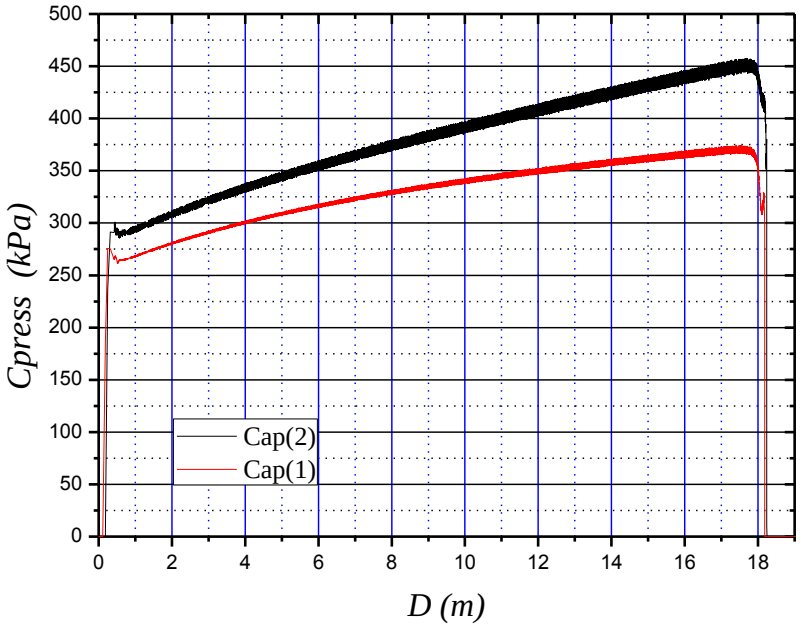

Figure 5-39: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 10.

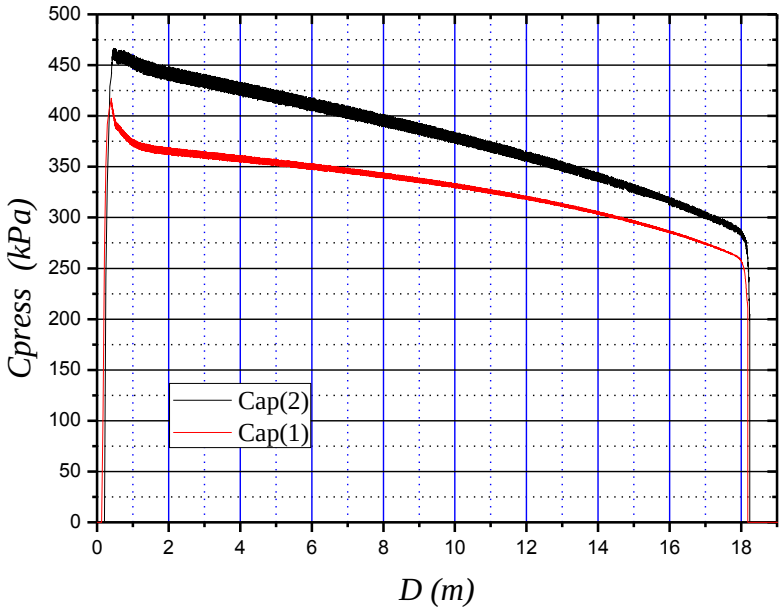

Figure 5-40: $Cpress$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 11.

5.7 Conclusion

Dans ce chapitre, il a été trouvé que, dans l'M-ISCT, les pressions de contact ne sont pas influencées par la contrainte d'adhésion entre le cône et le sol, et sont peu influencées par P_t. Cela permet d'écrire que, si $(Cpress)$ est la pression de contact dans un capteur:

$$(Cpress) = f(\varepsilon_p, \sigma_{oy}, \gamma_{sat}, P_t)$$

Toutefois, en se référant aux conclusions « **C 3** » et « **C 7** », on peut écrire que:

$$\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right] = f(\varepsilon_p, \sigma_{oy})$$

La différence de pression entre le capteur 2 et le capteur 1 peut donc être exploitée pour la détermination de la résistance au cisaillement non drainé de l'argile. Ainsi, pour chaque couple $(\varepsilon_p, \sigma_{oy})$, $\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right]$ possède une certaine valeur. De ce fait, cette différence peut être quantifiée numériquement en fixant ε_p sur toute la profondeur tout en variant σ_{oy}.

CHAPITRE 6 MÉTHODE D'INTERPRÉTATION DE L'ESSAI M-ISCT

6.1 Introduction et méthodologie suivie pour l'établissement d'une méthode d'interprétation de l'M-ISCT

L'objectif général du présent chapitre est l'élaboration d'une méthode d'interprétation capable de déterminer la résistance au cisaillement non drainé S_u d'une argile saturée lors d'un essai au cône effilé instrumenté modifié M-ISCT. À la lumière des conclusions énoncées dans le Chapitre 5, la différence de pressions entre les capteurs 2 et 1 peut être quantifiée pour chaque couple $(\varepsilon_p, \sigma_{oy})$. C'est en partie l'objectif du présent chapitre. Pour cela, il est nécessaire tout d'abord de déterminer le domaine de variation de ε_p et de σ_{oy} rencontré pour les sols argileux dans la nature. À cet effet, σ_{oy} prendra des valeurs allant de $30\,kPa$ à $250\ kPa$, et ε_p de 0.5% à 4%. En fixant ε_p sur toute la profondeur et en variant σ_{oy} linéairement de $30\,kPa$ à $250\ kPa$, on pourra déterminer la relation $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$Vs σ_{oy} pour la valeur de ε_p fixée. Cette analyse pourra être effectuée pour chaque valeur de ε_p souhaitée.

6.2 Les relations $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy}

Les simulations contenues dans cette partie ont toutes le même objectif: quantifier $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour différentes valeurs de ε_p en adoptant pour chaque simulation un ε_p constant sur toute la profondeur.

6.2.1 Cas $\varepsilon_p = 0.5\%$

Ici, on s'intéresse à la simulation de l'essai au cône effilé instrumenté modifié M-ISCT dans un sol où σ_{oy} varie linéairement avec la profondeur de $30\,kPa$ à $250\,kPa$ et où $\varepsilon_p = 0.5\%$ constant sur toute la profondeur. Les caractéristiques de cette simulation sont présentées dans le Tableau 6-1.

Tableau 6-1: Caractéristiques de la simulation effectuée pour déduire $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%$ dans l'M-ISCT.

	ε_p	$\sigma_{oy}\left(kPa\right)$	$\gamma_{sat}\left(kN/m^3\right)$	Θ	$P_t\ \left(m\right)$
SM 12	0.5%	30 à 250	16	0	18

Les Figures 6-1 et 6-2 présentent respectivement la distribution des pressions de contact sur le fût du cône ainsi que les contours des déviateurs de Mises, obtenus dans le cas de la simulation SM 12, pour une profondeur de fonçage D de 17.018 m.

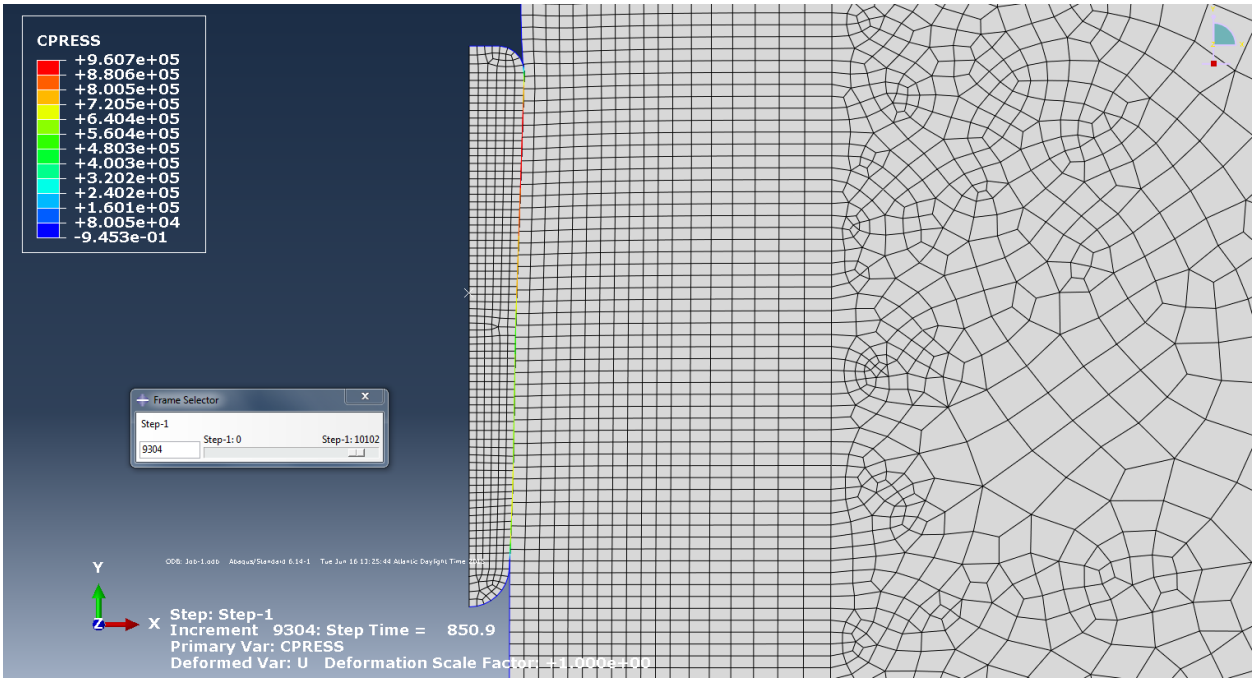

Figure 6-1: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 850.9\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.018\ m$, cas de la simulation SM 12.

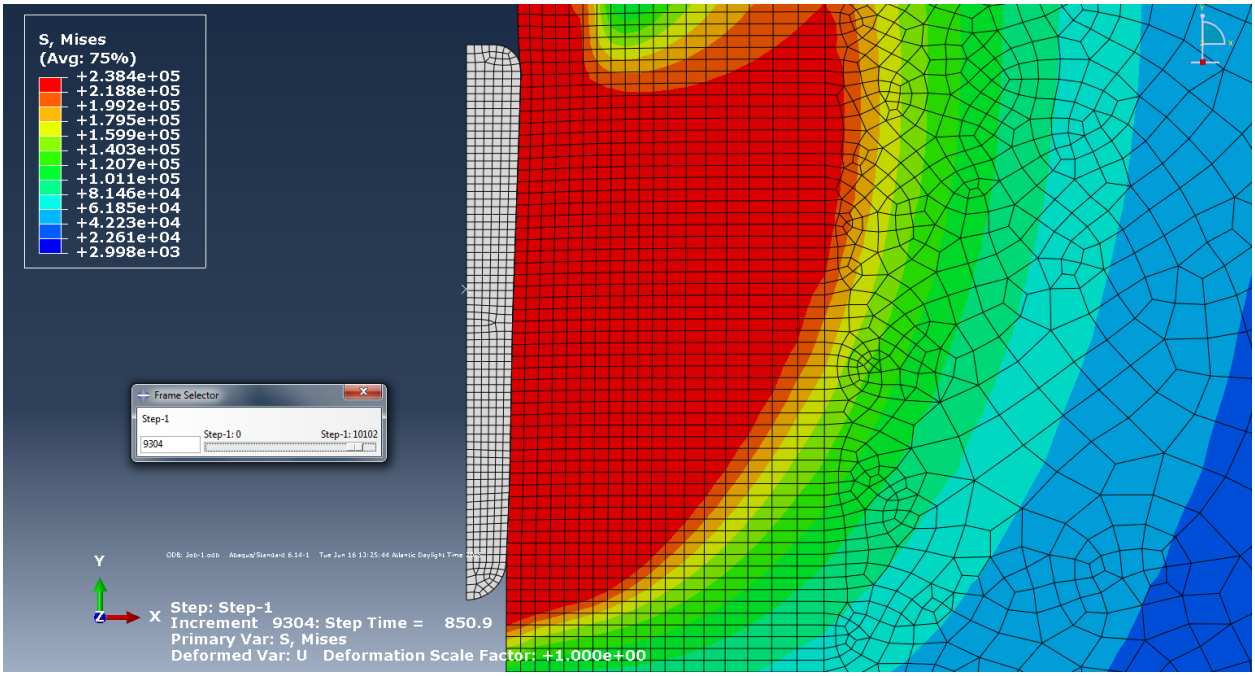

Figure 6-2: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 850.9\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.018\ m$, cas de la simulation SM 12.

La Figure 6-3 présente les courbes de pressions de contact brutes obtenues pour $\varepsilon_p = 0.5\%$. La Figure 6-4 présente les (CSPC) déduites des courbes brutes.

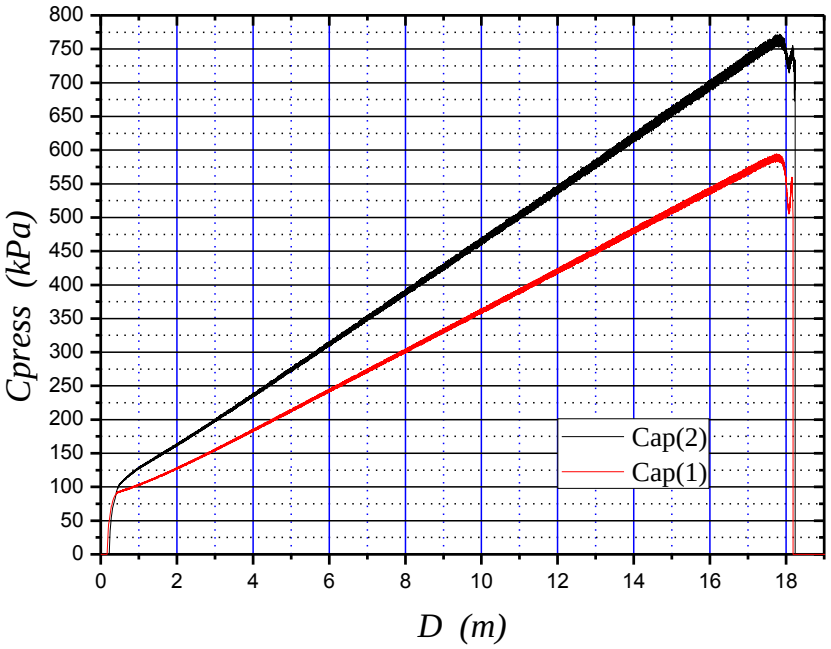

Figure 6-3: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 12, $\varepsilon_p = 0.5\%$.

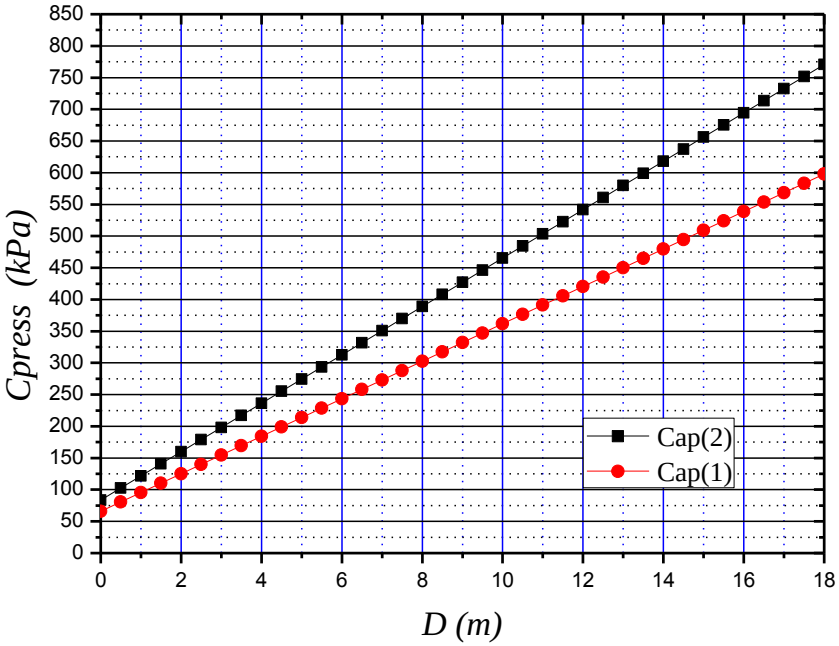

Figure 6-4: CSPC: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 0.5\%$.

La Figure 6-5 présente la relation $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} obtenue pour $\varepsilon_p = 0.5\%$ déduite à partir des CSPC.

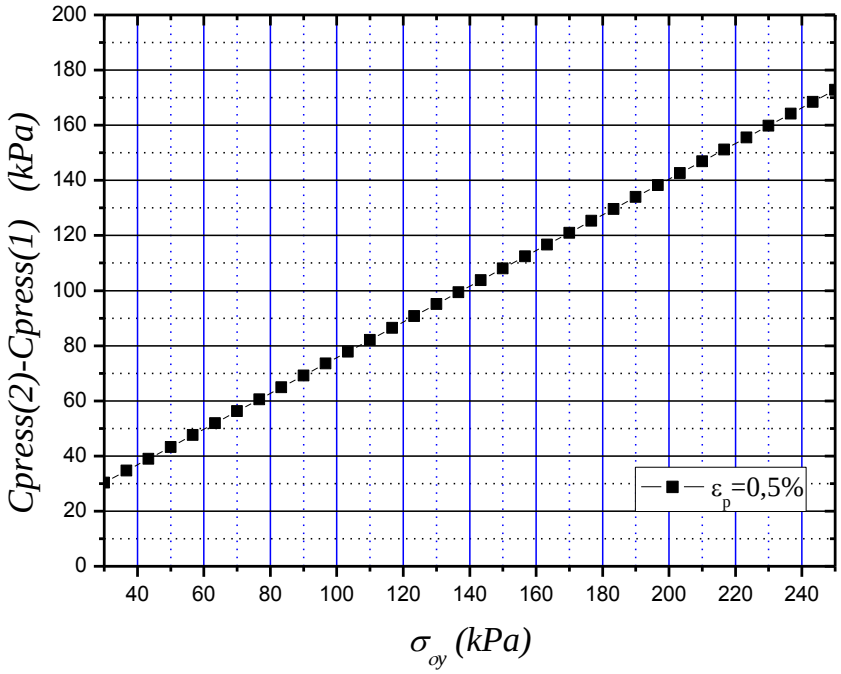

Figure 6-5: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%$.

On remarque que:

- la courbe obtenue est une droite strictement croissante qui caractérise la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ pour les couples $\left(\varepsilon_p = 0.5\%; \sigma_{oy}\right)$. En d'autres termes, à $\varepsilon_p = 0.5\%$, pour chaque $\sigma_{oy} \in \left[30\,kPa; 250\,kPa\right]$, il existe une valeur unique de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$.

La Figure 6-6 présente le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%$. On remarque que ce rapport garde une valeur constante sur toute la profondeur et est insensible à la variation de σ_{oy}. Cette valeur est: $\left[\frac{(Cpress)(2)}{(Cpress)(1)}\right](\varepsilon_p = 0.5\%) = 1.27$.

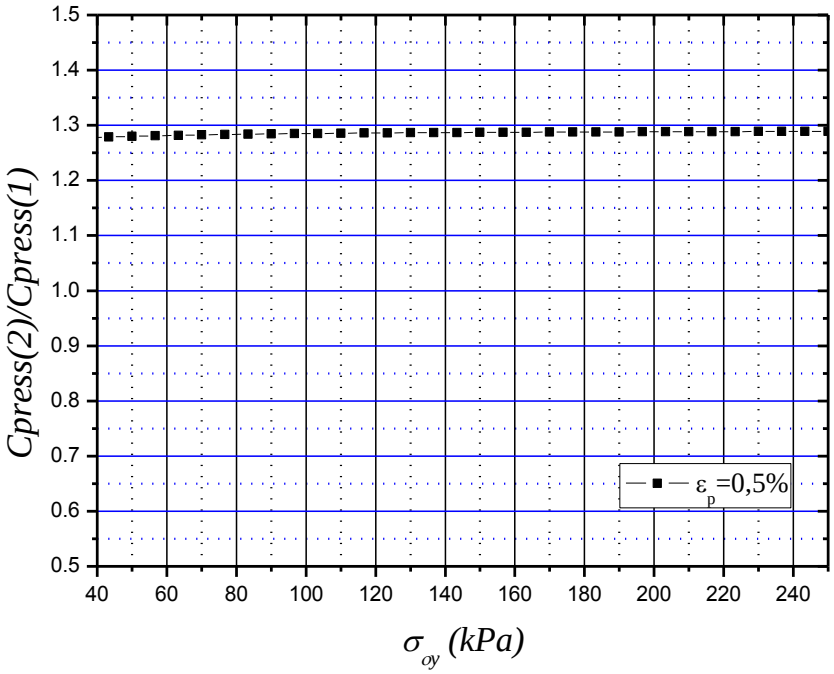

Figure 6-6: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%$.

6.2.2 Cas $\varepsilon_p = 1\%$

Dans cette partie, pour caractériser $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy}, on simulera l'essai M-ISCT dans un sol argileux où σ_{oy} varie linéairement de $30\,kPa$ à $250\,kPa$ tout en conservant $\varepsilon_p = 1\%$ sur toute la profondeur. Les caractéristiques de la simulation proposée sont présentées dans le Tableau 6-2.

Tableau 6-2: Caractéristiques de la simulation effectuée pour déduire $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 1\%$ dans l'M-ISCT.

	ε_p	σ_{oy} (kPa)	$\gamma_{sat}\left(kN/m^3\right)$	Θ	P_t (m)
SM 13	1%	30 à 250	16	0	18

La distribution des pressions de contact sur la surface latérale du cône et les contours des déviateurs de Mises (S), dans le cas de la simulation SM 13, sont montrés aux Figures 6-7 et 6-8, pour une profondeur de fonçage D de 17.482 m.

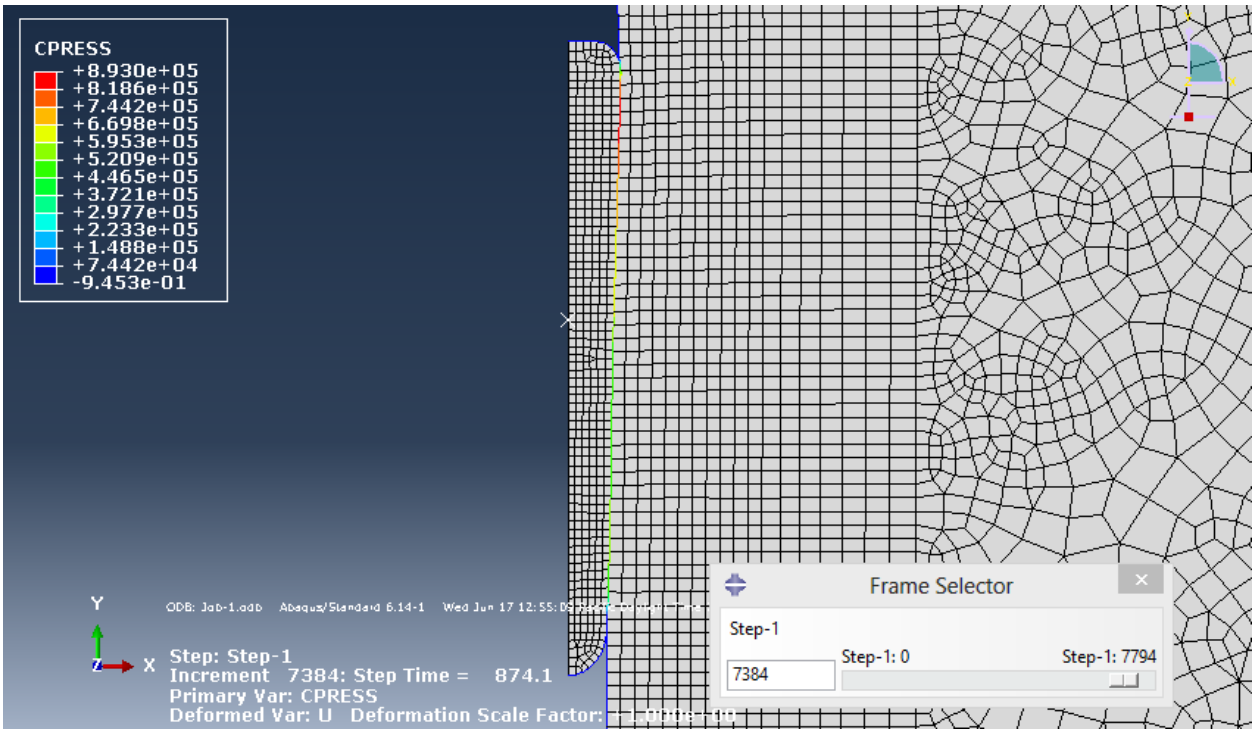

Figure 6-7: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 874.1\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.482\ m$, cas de la simulation SM 13.

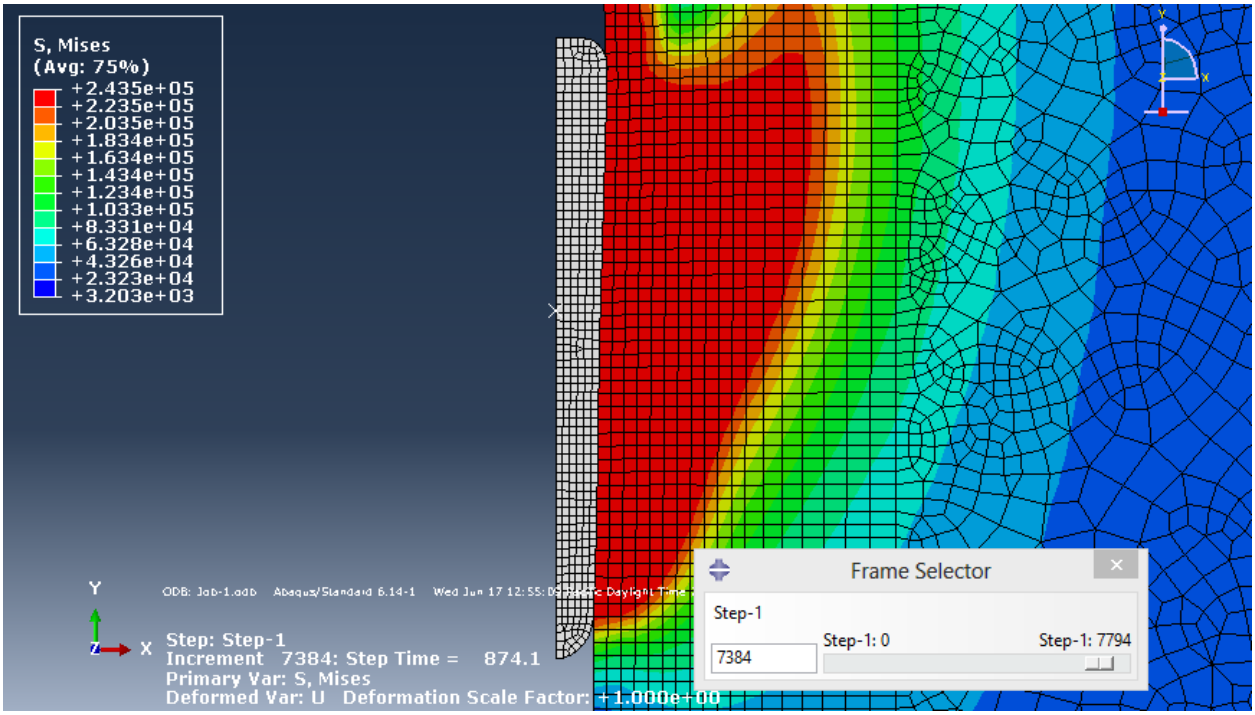

Figure 6-8: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 874.1\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.482\ m$, cas de la simulation SM 13.

La Figure 6-9 présente les courbes de pressions de contact brutes obtenues pour $\varepsilon_p = 1\%$. Elles sont linéaires et ont permis de déduire les CSPC de la Figure 6-10.

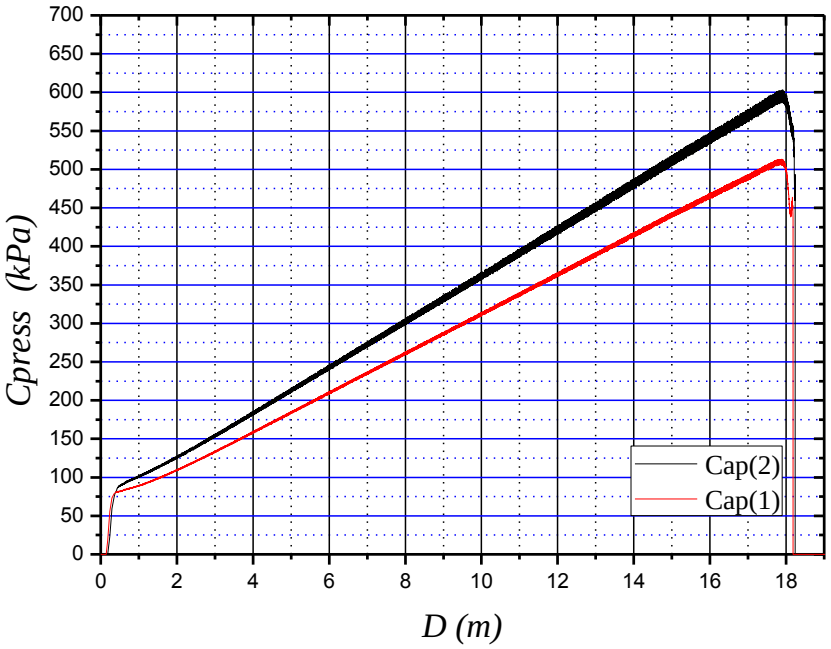

Figure 6-9: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 13, $\varepsilon_p = 1\%$.

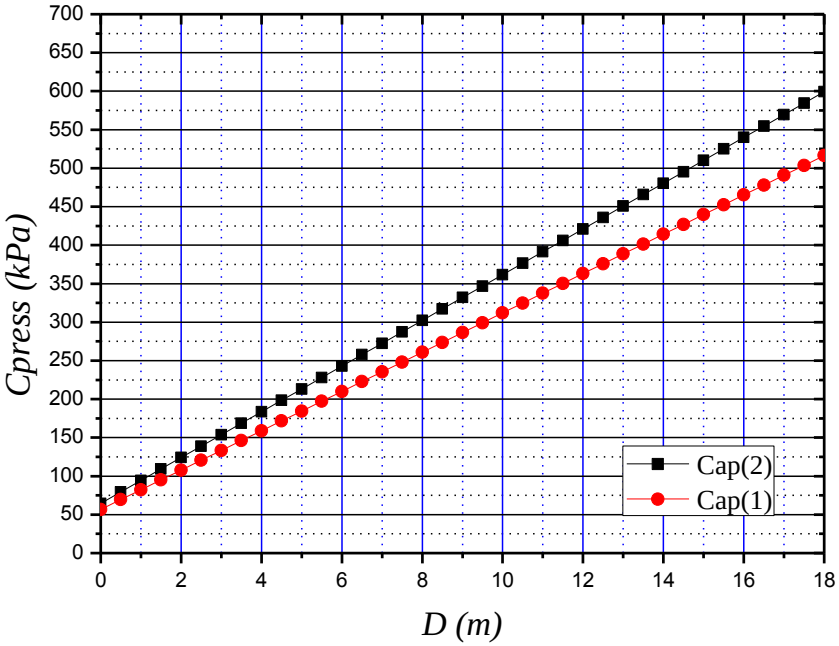

Figure 6-10: CSPC: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 1\%$.

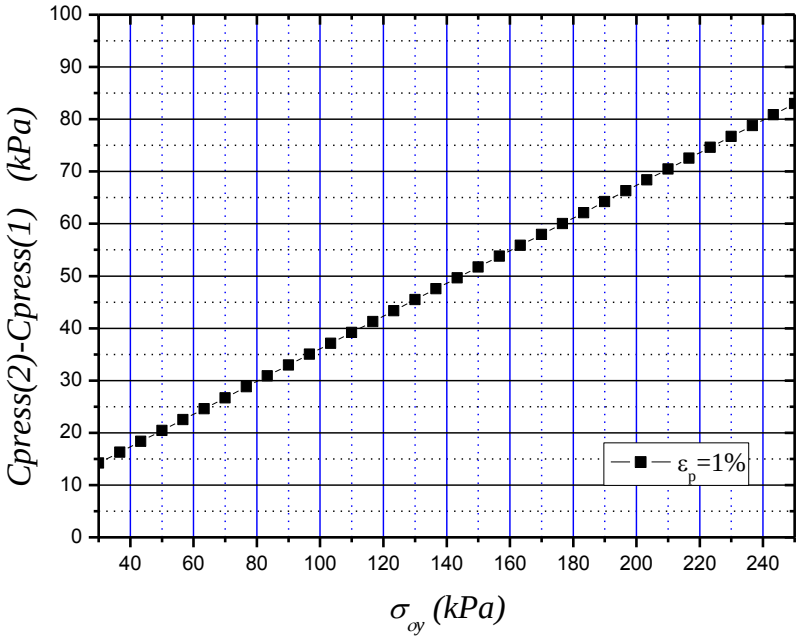

Figure 6-11: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 1\%$.

La Figure 6-11 présente $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 1\%$ déduite des CSPC.

On remarque que:

- la courbe obtenue est une droite strictement croissante, comme dans le cas de $\varepsilon_p = 0.5\%$. Cette courbe caractérise la quantité $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ pour les couples $\left(\varepsilon_p = 1\% \,;\, \sigma_{oy}\right)$. À $\varepsilon_p = 1\%$, pour chaque $\sigma_{oy} \in \left[30\,kPa \,;\, 250kPa\right]$, il existe une unique valeur de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$.

La Figure 6-12 présente le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 1\%$. Ce rapport garde une valeur constante sur toute la profondeur et est insensible à la variation de σ_{oy}, comme dans le cas de $\varepsilon_p = 0.5\%$. Cette valeur est de:

$$\left[\frac{(Cpress)(2)}{(Cpress)(1)}\right](\varepsilon_p = 1\%) = 1.16$$

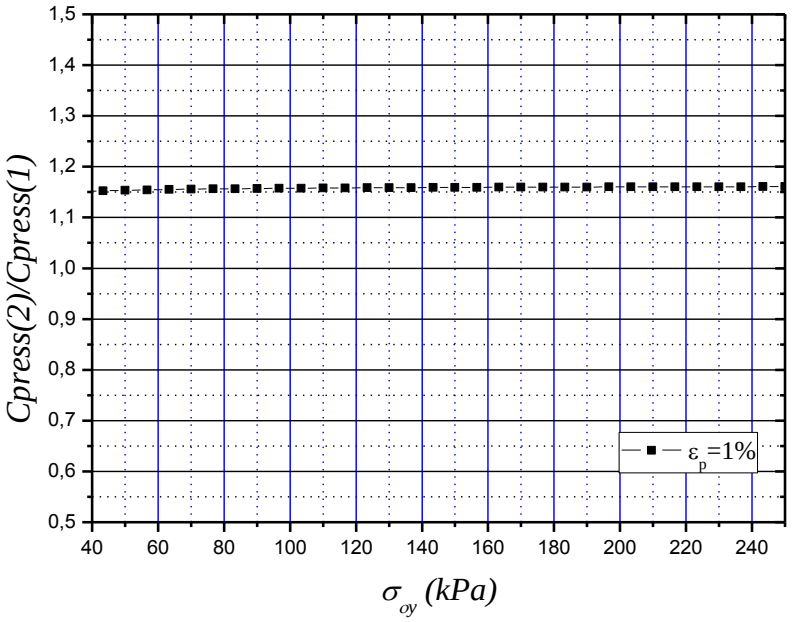

Figure 6-12: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 1\%$.

6.2.3 Cas $\varepsilon_p = 2\%$; 3% et 4%

L'objectif de la partie se poursuit. La même analyse est conduite pour établir la relation $\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 2\%; 3\%$ et 4%. Les caractéristiques des simulations proposées sont exposées dans le Tableau 6-3.

Tableau 6-3: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 2\% - 3\% - 4\%$ dans l'M-ISCT.

	ε_p	$\sigma_{oy}\left(kPa\right)$	$\gamma_{sat}\left(kN/m^3\right)$	Θ	$P_t\ \left(m\right)$
SM 14	2%	30 à 250	16	0	18
SM 15	3%	30 à 250	16	0	18
SM 16	4%	30 à 250	16	0	18

Les Figures 6-13 à 6-18 présentent la distribution des pressions de contact et les contours des déviateurs de Mises, obtenus dans le cas des simulations SM 14, SM 15 et SM 16, respectivement pour des profondeurs de fonçage D de 17.236 m, 17.046 m et 16.876 m.

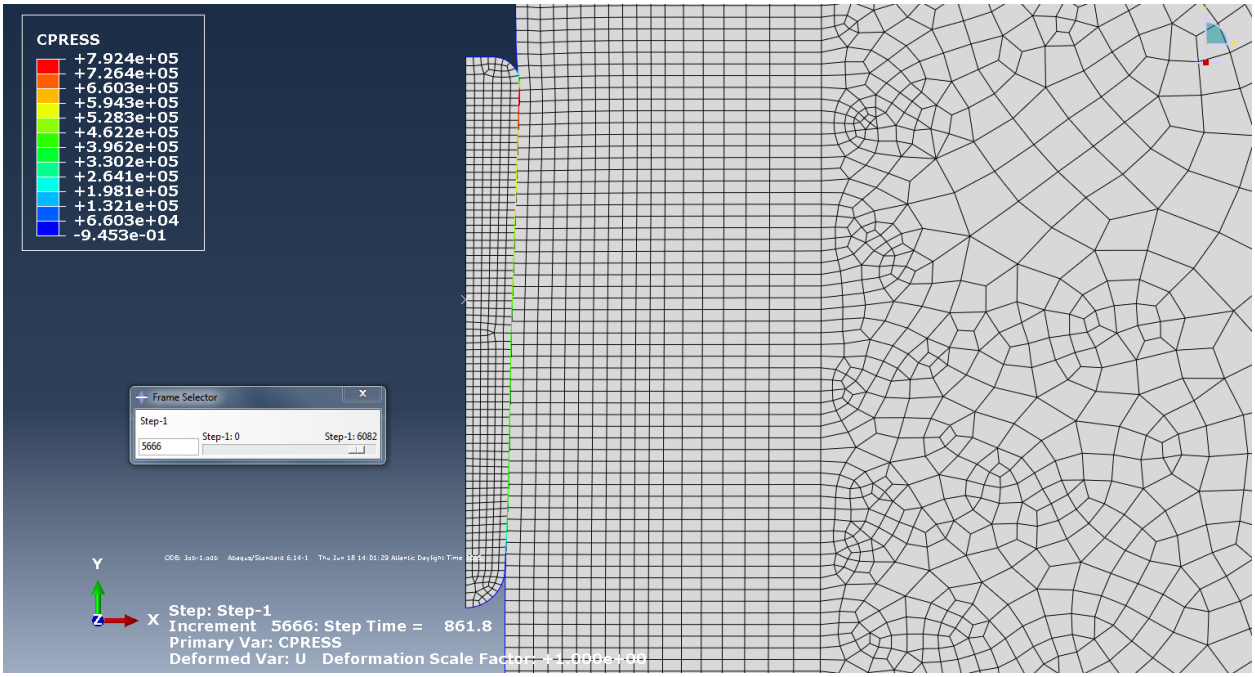

Figure 6-13: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 861.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.236\ m$, cas de la simulation SM 14.

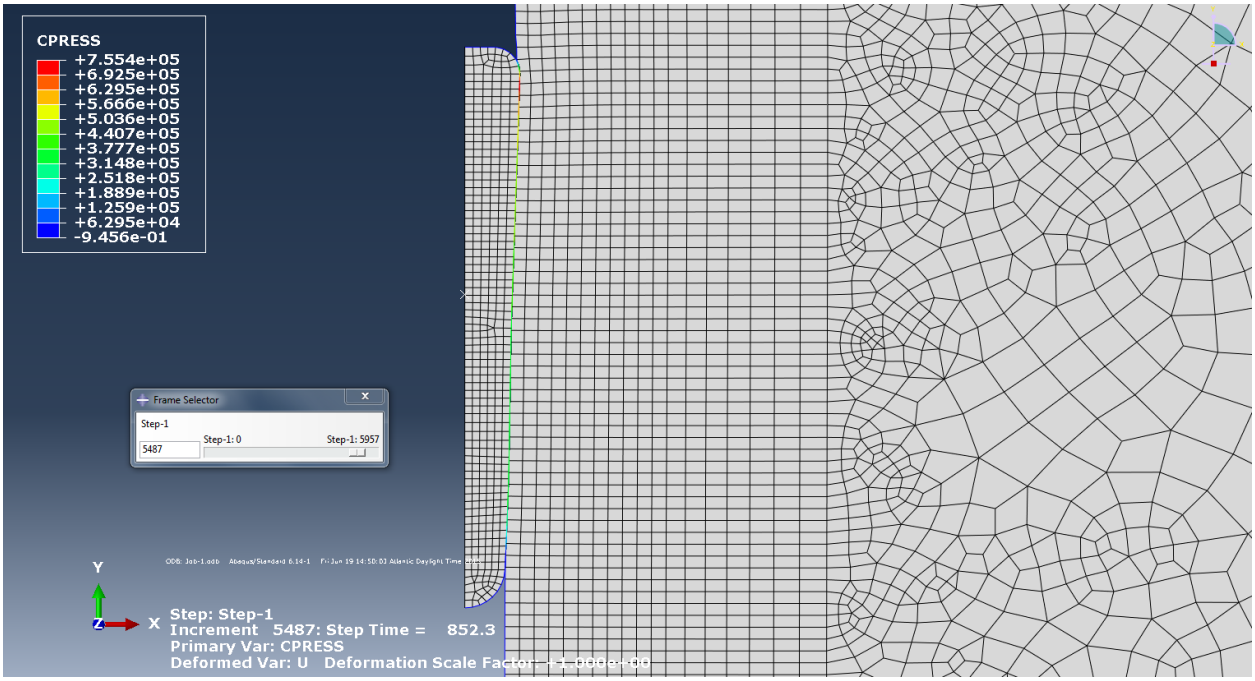

Figure 6-14: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 852.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.046\ m$, cas de la simulation SM 15.

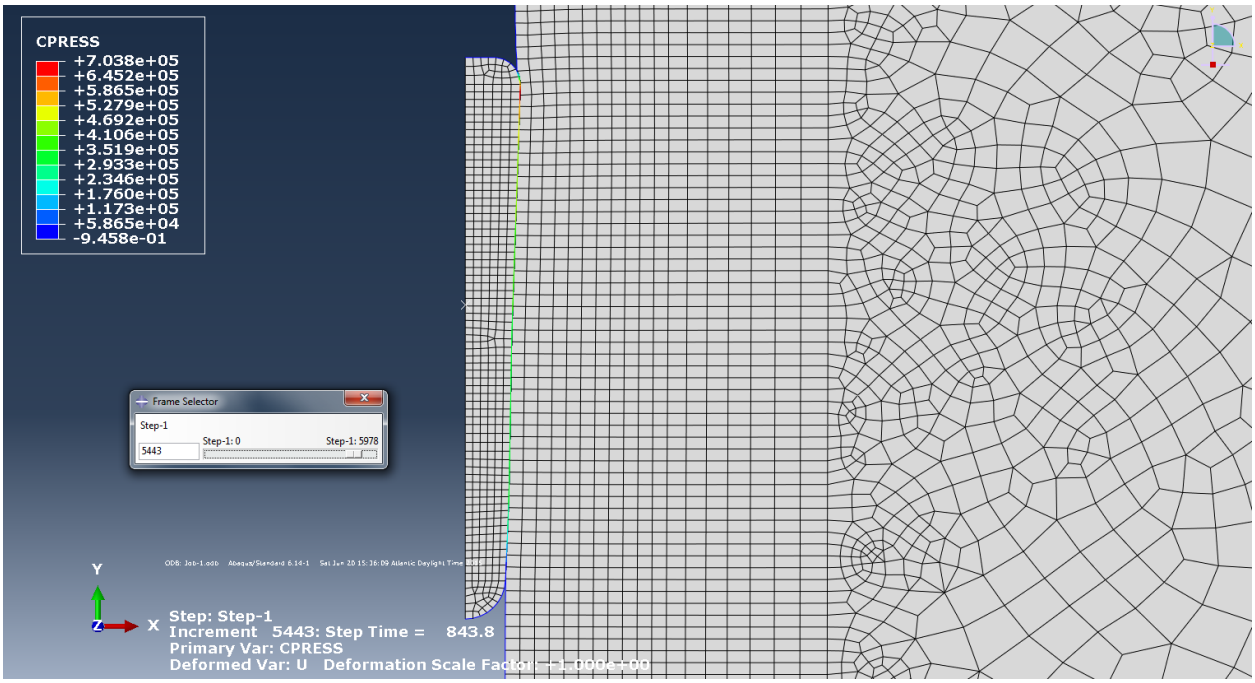

Figure 6-15: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 843.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.876\ m$, cas de la simulation SM 16.

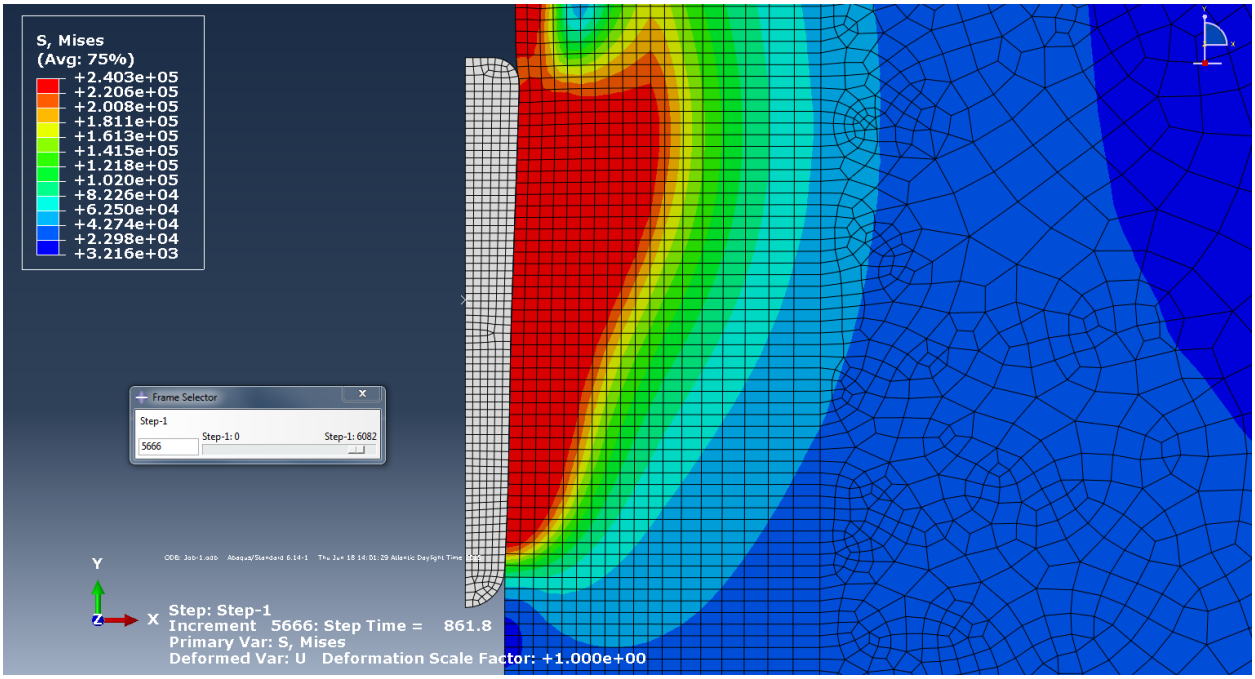

Figure 6-16: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 861.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.236\ m$, cas de la simulation SM 14.

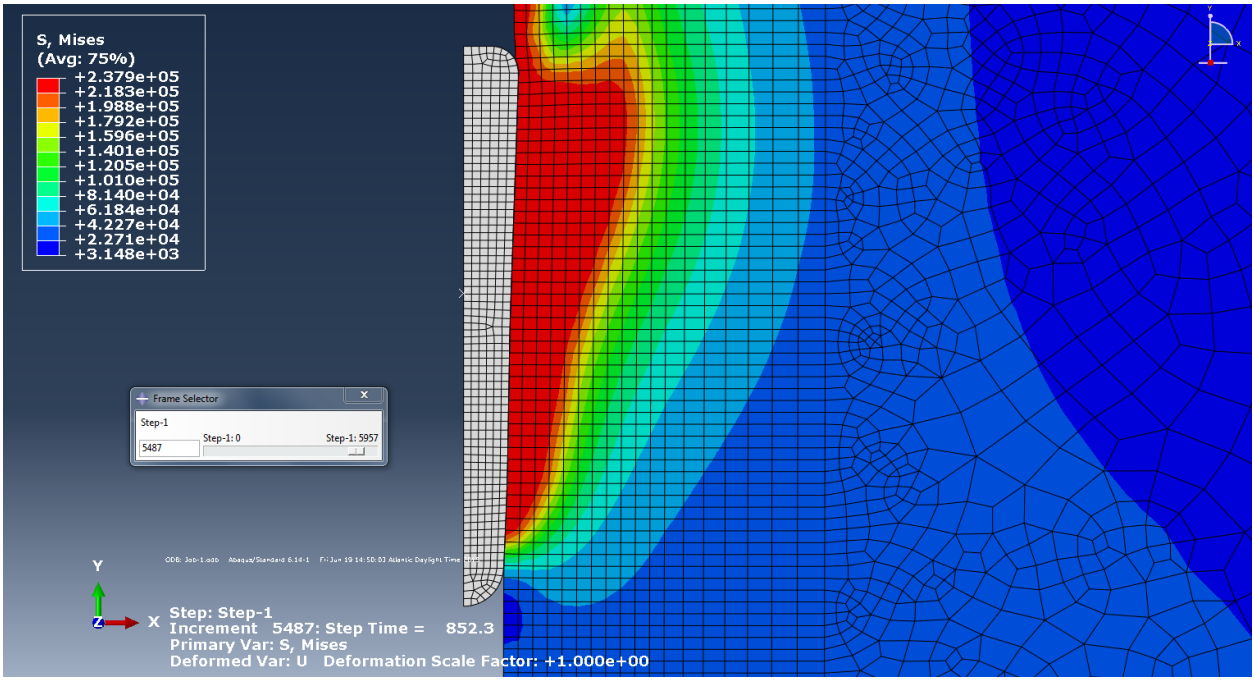

Figure 6-17: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 852.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.046\ m$, cas de la simulation SM 15.

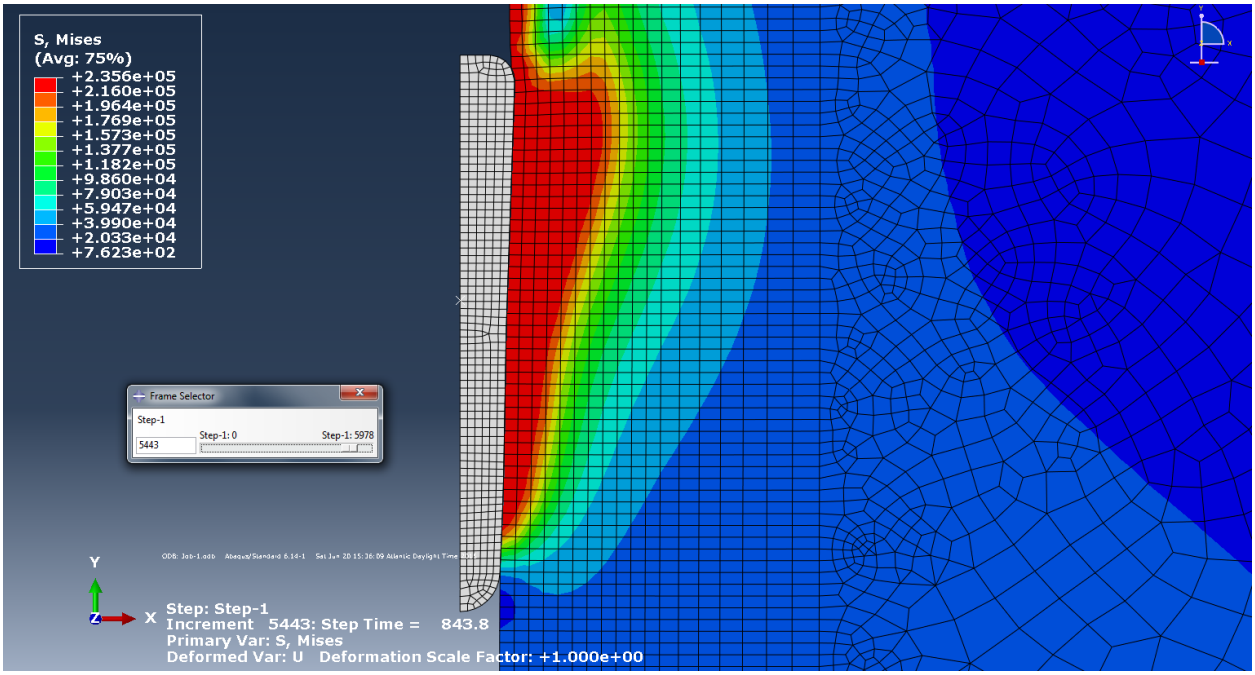

Figure 6-18: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 843.8\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.876\ m$, cas de la simulation SM 16.

Les Figures 6-19 à 6-24 présentent les courbes brutes de pressions de contact et les CSPC déduites dans les cas de $\varepsilon_p = 2\% - 3\%$ et 4%. Ce sont tous des profils linéaires.

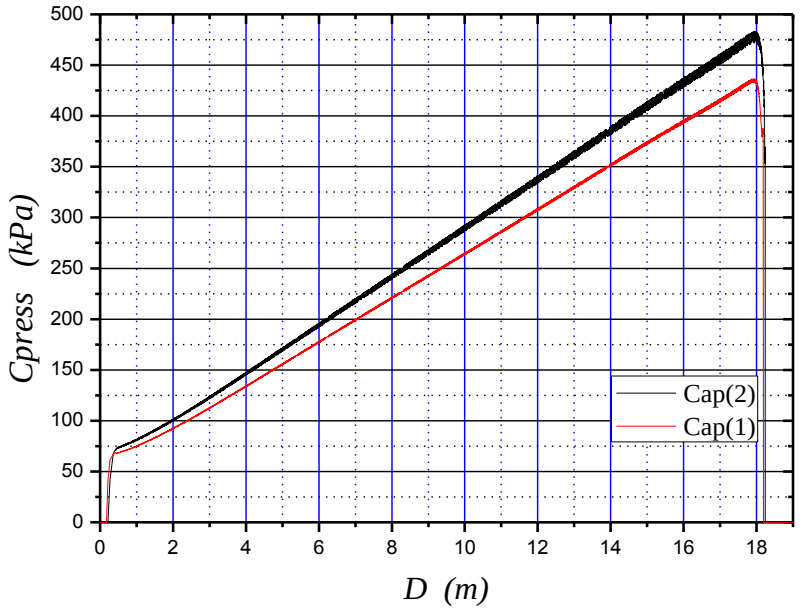

Figure 6-19: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 14, $\varepsilon_p = 2\%$.

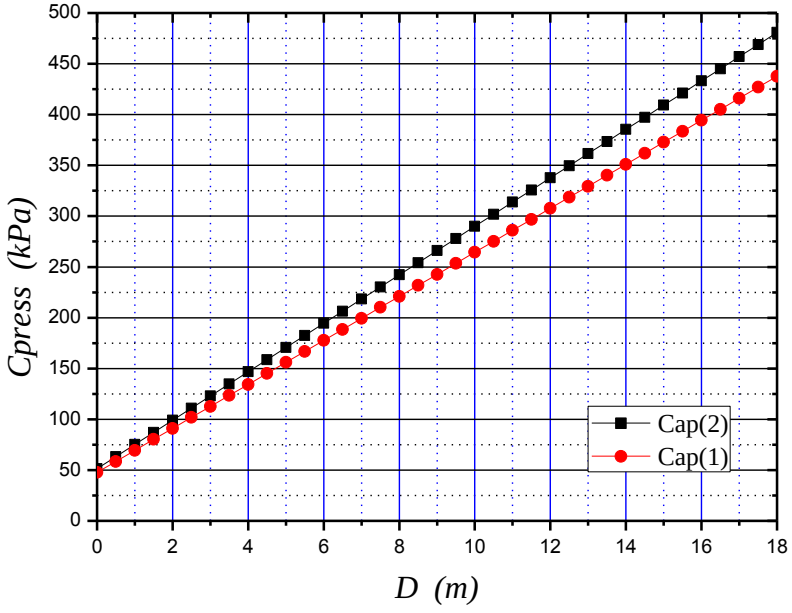

Figure 6-20: CSPC: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 2\%$.

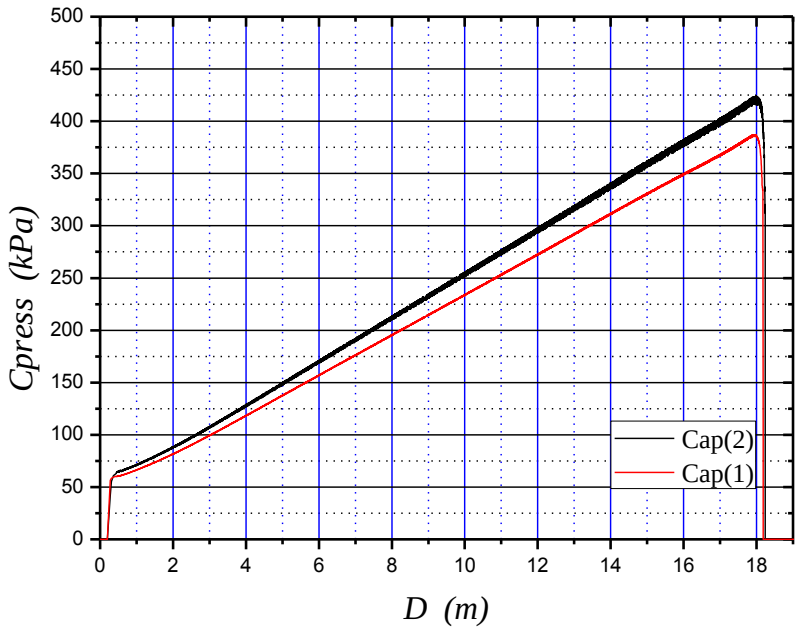

Figure 6-21: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 15, $\varepsilon_p = 3\%$.

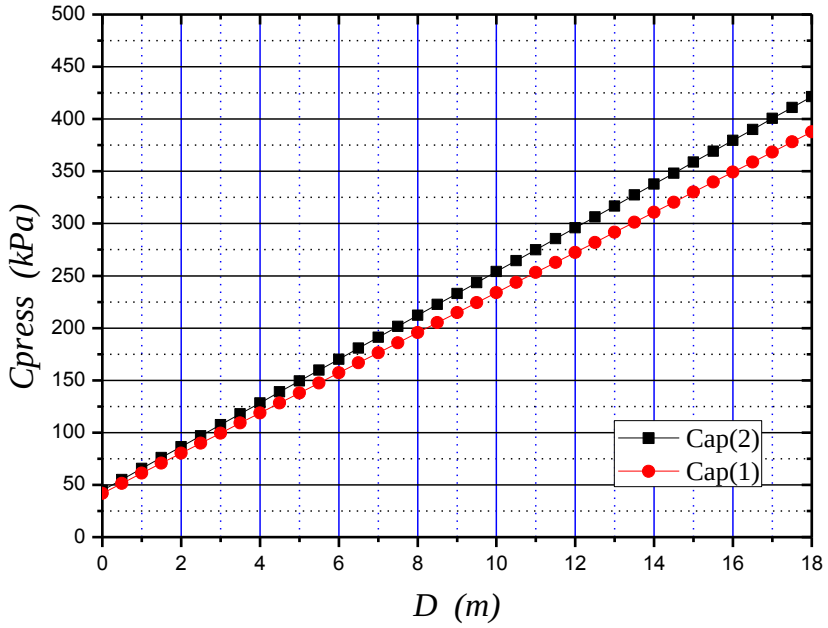

Figure 6-22: CSPC: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 3\%$.

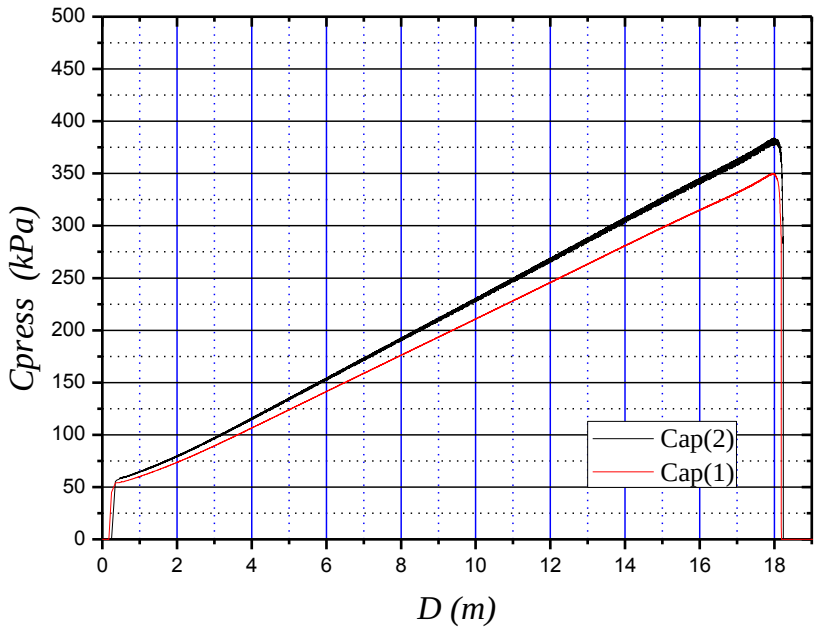

Figure 6-23: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 16, $\varepsilon_p = 4\%$.

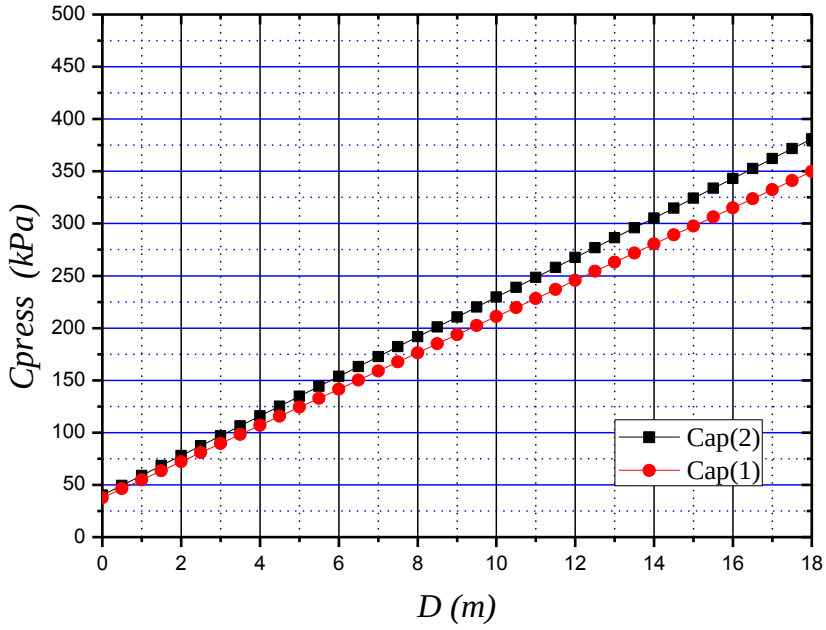

Figure 6-24: CSPC: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2, $\varepsilon_p = 4\%$.

La Figure 6-25 présente les relations $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 2\% - 3\% - 4\%$ tirées à partir des CSPC. Les courbes obtenues sont toutes des droites croissantes divergentes, *i.e.* elles ne se croisent pas quelle que soit $\sigma_{oy} \geq 30\ kPa$. Ainsi, pour chaque couple $(\varepsilon_p ; \sigma_{oy})$, il existe une unique valeur de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$. D'autre part, si l'on s'intéresse au rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$, là encore on remarque qu'il reste constant sur toute la profondeur comme le montrent les Figures 6-26 à 6-28 respectivement pour $\varepsilon_p = 2\% - 3\%$ et 4%. Les valeurs obtenues sont toutes rassemblées dans le Tableau 6-4, chacune correspondant à un ε_p.

Tableau 6-4: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ pour $\varepsilon_p = 2\% - 3\% - 4\%$.

ε_p	$\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$
2%	1.1
3%	1.08
4%	1.08

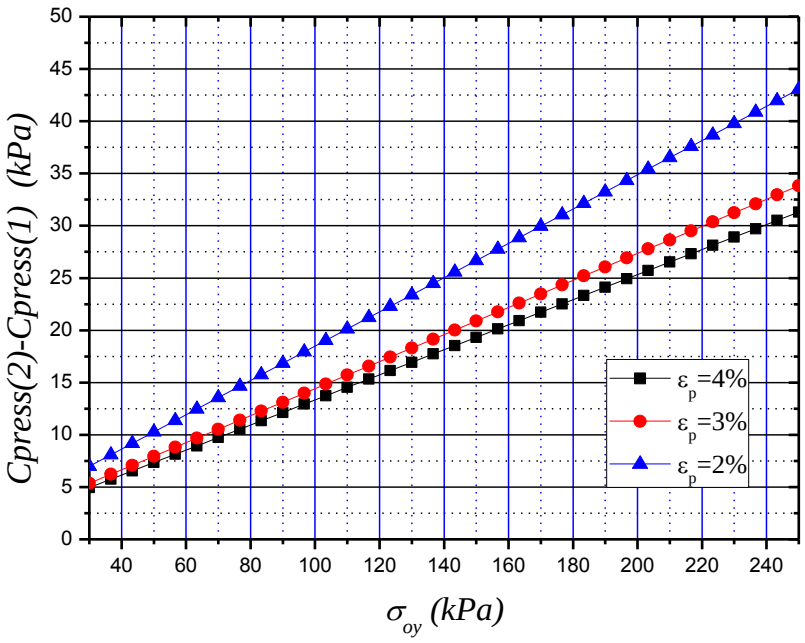

Figure 6-25: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 2\% - 3\% - 4\%$.

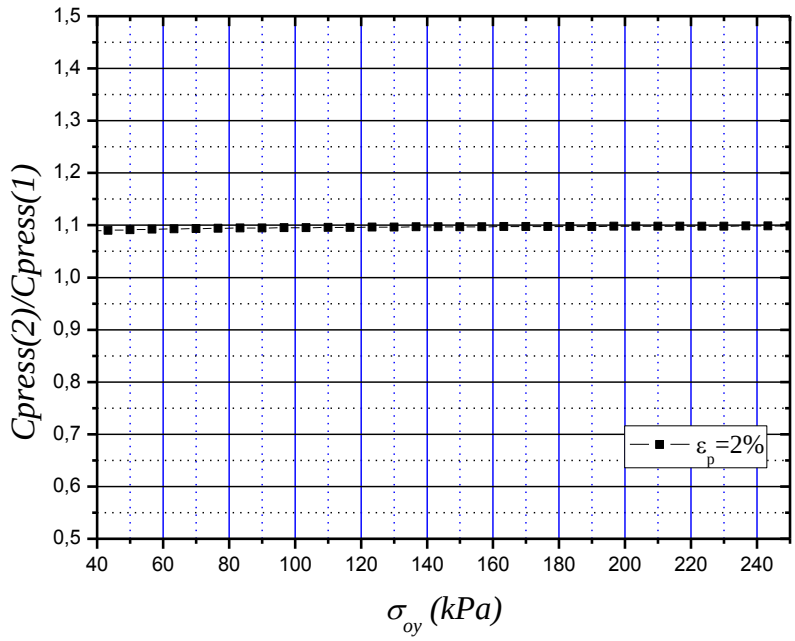

Figure 6-26: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 2\%$.

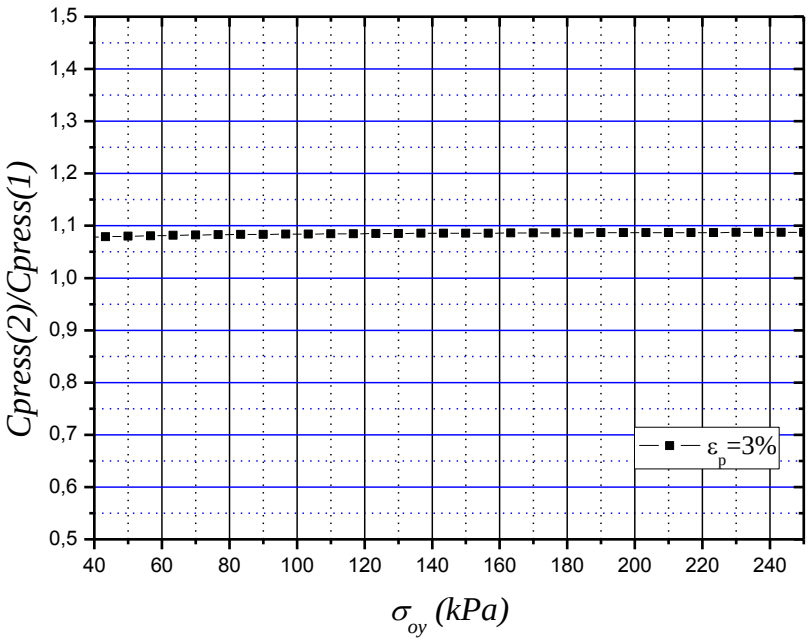

Figure 6-27: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 3\%$.

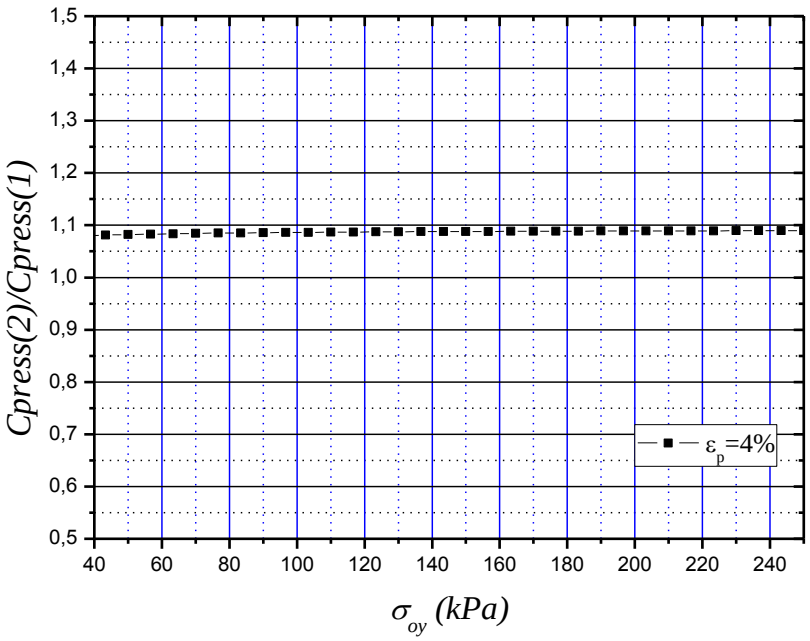

Figure 6-28: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 4\%$.

6.2.4 **Synthèse**

Les simulations menées dans ce chapitre ont permis de caractériser les relations $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour différentes valeurs de ε_p. Les droites obtenues sont rassemblées dans la Figure 6-29.

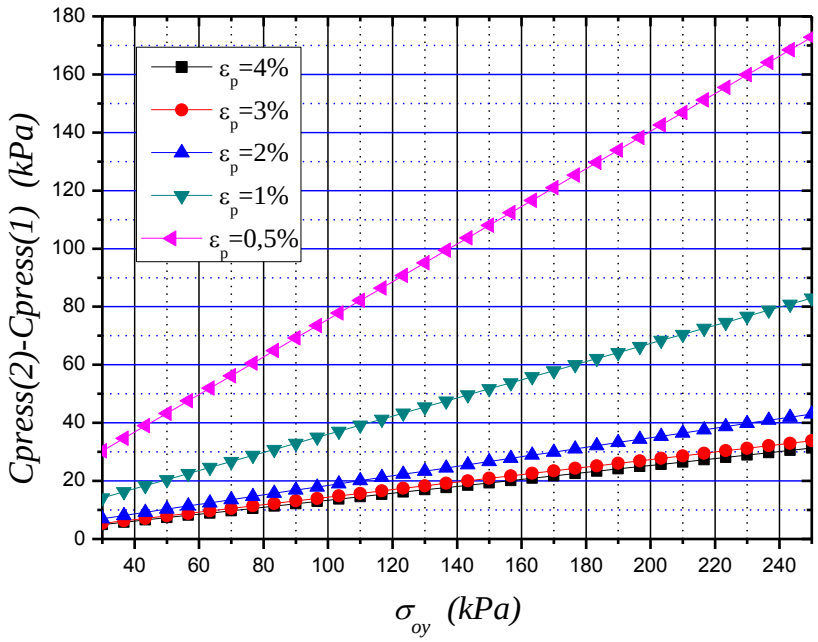

Figure 6-29: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\% - 1\% - 2\% - 3\%\ et\ 4\%$.

Il en ressort que, pour chaque couple $(\varepsilon_p ; \sigma_{oy})$, il existe une unique valeur de la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$. Aussi, il a été remarqué que le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ est constant à ε_p fixé, quel que soit $\sigma_{oy} \in \left[30\,kPa\ ;\ 250\,kPa\right]$. Le Tableau 6-5 en résume les valeurs obtenues.

Tableau 6-5: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ pour $\varepsilon_p = 0.5\% - 1\% - 2\% - 3\%\ et\ 4\%$.

ε_p	$\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$
0.5%	1.27
1%	1.16
2%	1.1
3%	1.08
4%	1.08

6.3 Détermination de ε_p

Cette partie s'intéresse à la détermination de ε_p à partir de l'essai M-ISCT en se basant sur le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$.

Il a été trouvé précédemment que, si $(Cpress)$ est la pression de contact dans un capteur, alors:

$$(Cpress) = f(\varepsilon_p, \sigma_{oy}, \gamma_{sat}, P_t)$$

En considérant les capteurs 1 et 2, et en se référant à la conclusion « **C 4** », on peut écrire que:

$$\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right] = f(\varepsilon_p, \sigma_{oy}, \gamma_{sat})$$

Les simulations menées dans la partie 6.2 ont toutes eu le même principe: garder ε_p et γ_{sat} constants sur toute la profondeur tout en variant σ_{oy}. Il a été conclu que, pour ε_p constant, quel que soit $\sigma_{oy} \in [30\ kPa\ ;\ 250\ kPa]$, le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ garde une valeur constante. On conclut alors que:

$$\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right] = f(\varepsilon_p, \gamma_{sat})$$

Les simulations contenues dans cette partie cherchent à déterminer la relation $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p et à en mesurer la sensibilité vis-à-vis de γ_{sat}. Leurs caractéristiques sont présentées dans le Tableau 6-6.

Tableau 6-6: Caractéristiques des simulations effectuées pour déduire $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p dans l'M-ISCT.

	ε_p	$\sigma_{oy}(kPa)$	$\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Θ	$P_t\ (m)$
SM 17	De 0.5% à 4%	30 à 250	14	0	18
SM 18	De 0.5% à 4%	30 à 250	16	0	18
SM 19	De 0.5% à 4%	30 à 250	18	0	18

La distribution des pressions de contact $(Cpress)$ et les contours des déviateurs de Mises (S), obtenus dans le cas des simulations SM 17, SM 18 et SM 19, sont montrés aux

Figure 6-30 à 6-35 pour des profondeurs de fonçage D de 16.952 m, 17.28 m et 16.86 m respectivement.

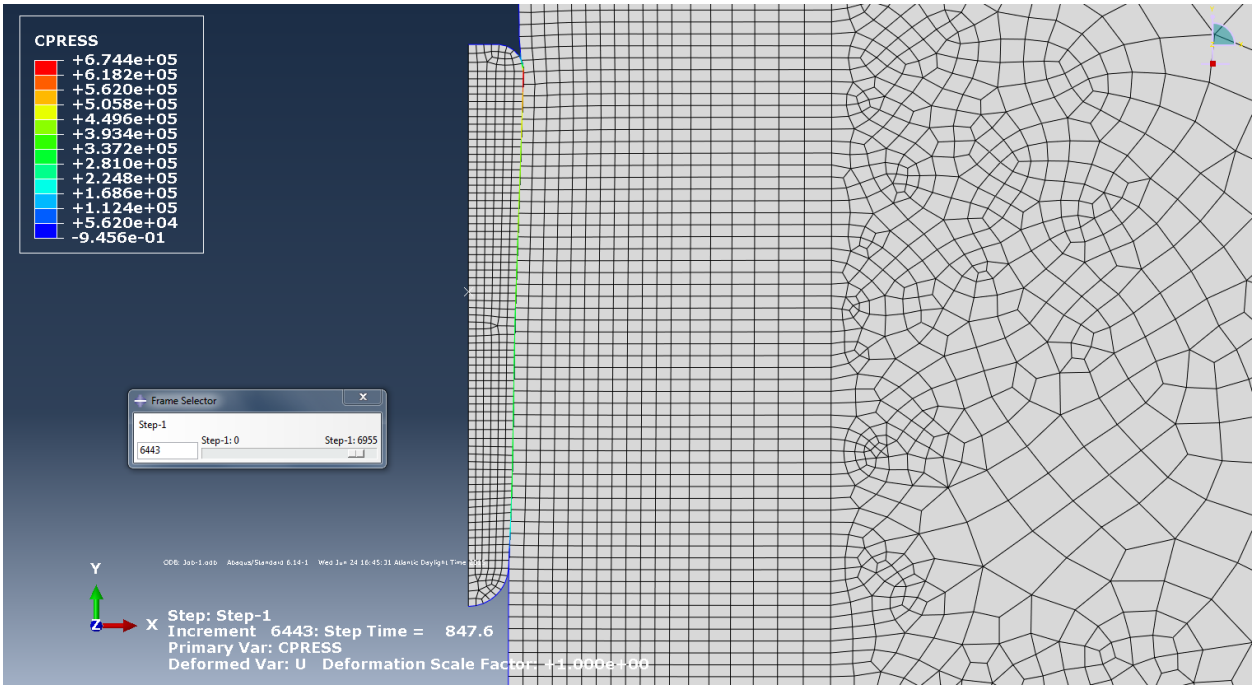

Figure 6-30: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 847.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.952\ m$, cas de la simulation SM 17.

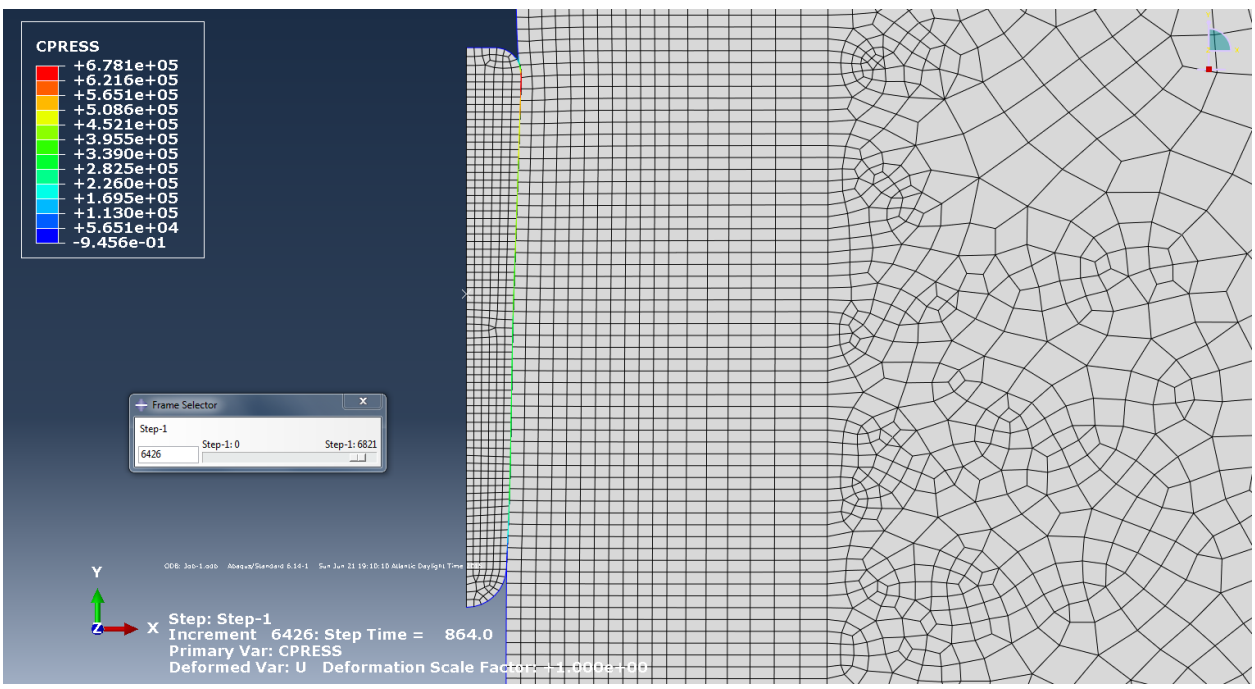

Figure 6-31: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 864.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.28\ m$, cas de la simulation SM 18.

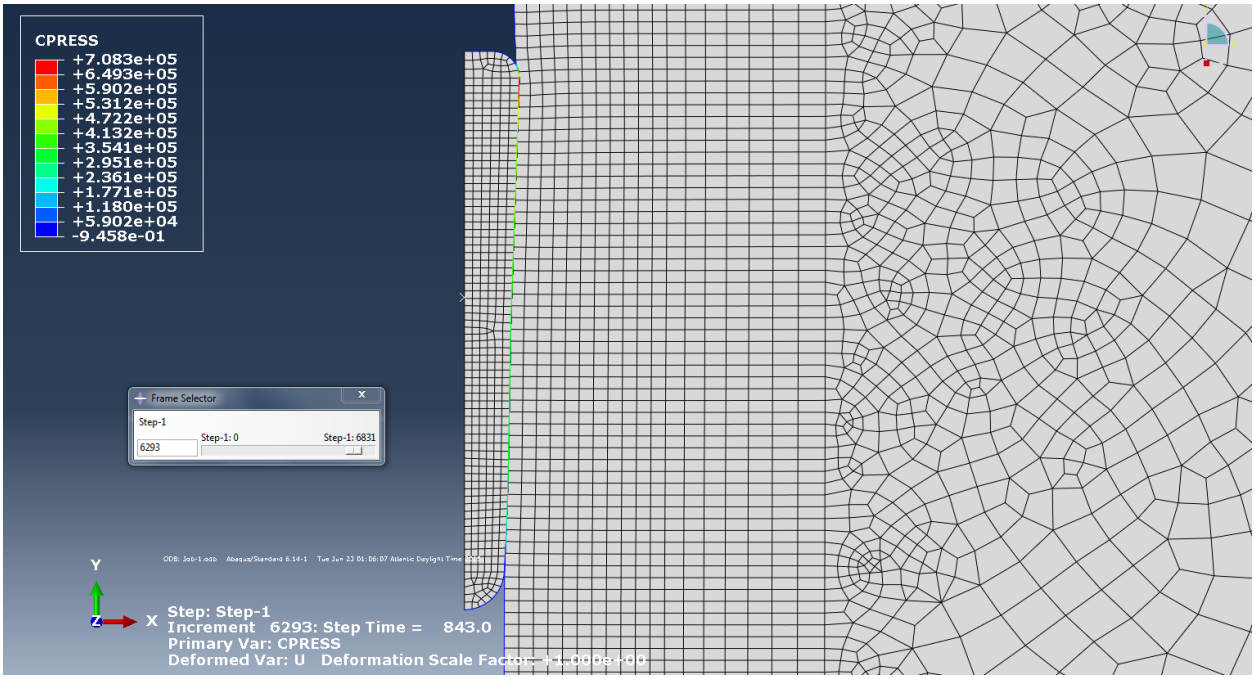

Figure 6-32: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 843.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.86\ m$, cas de la simulation SM 19.

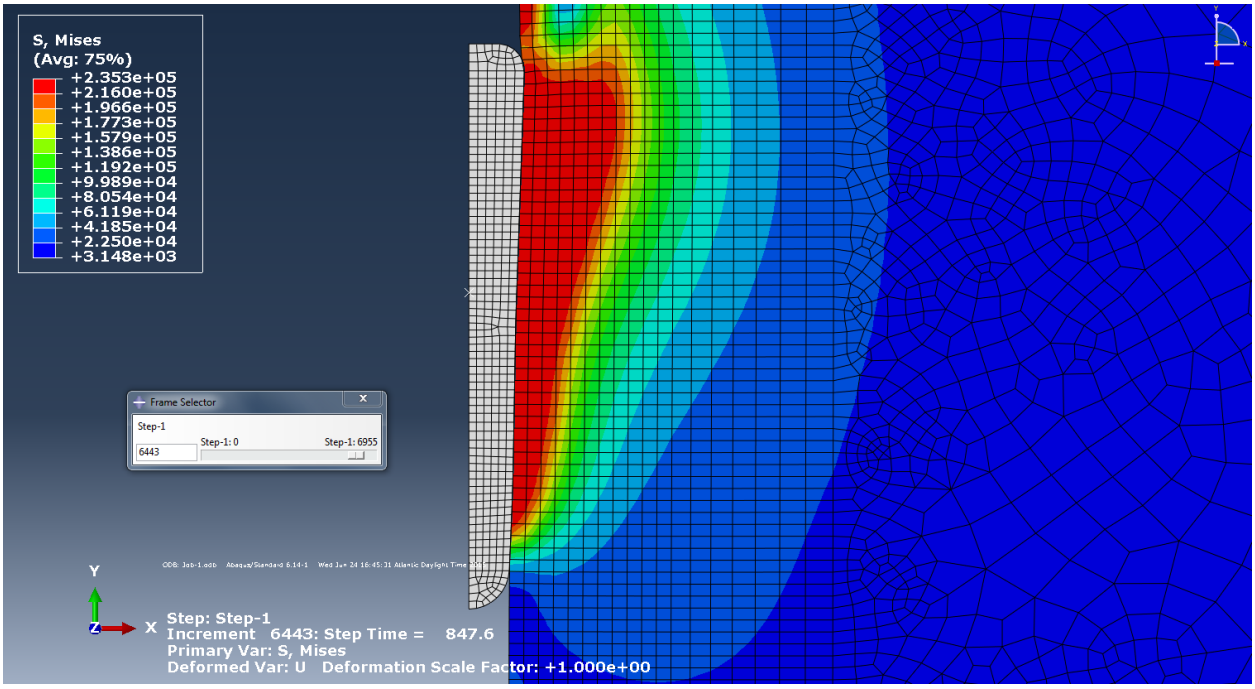

Figure 6-33: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 847.6\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.952\ m$, cas de la simulation SM 17.

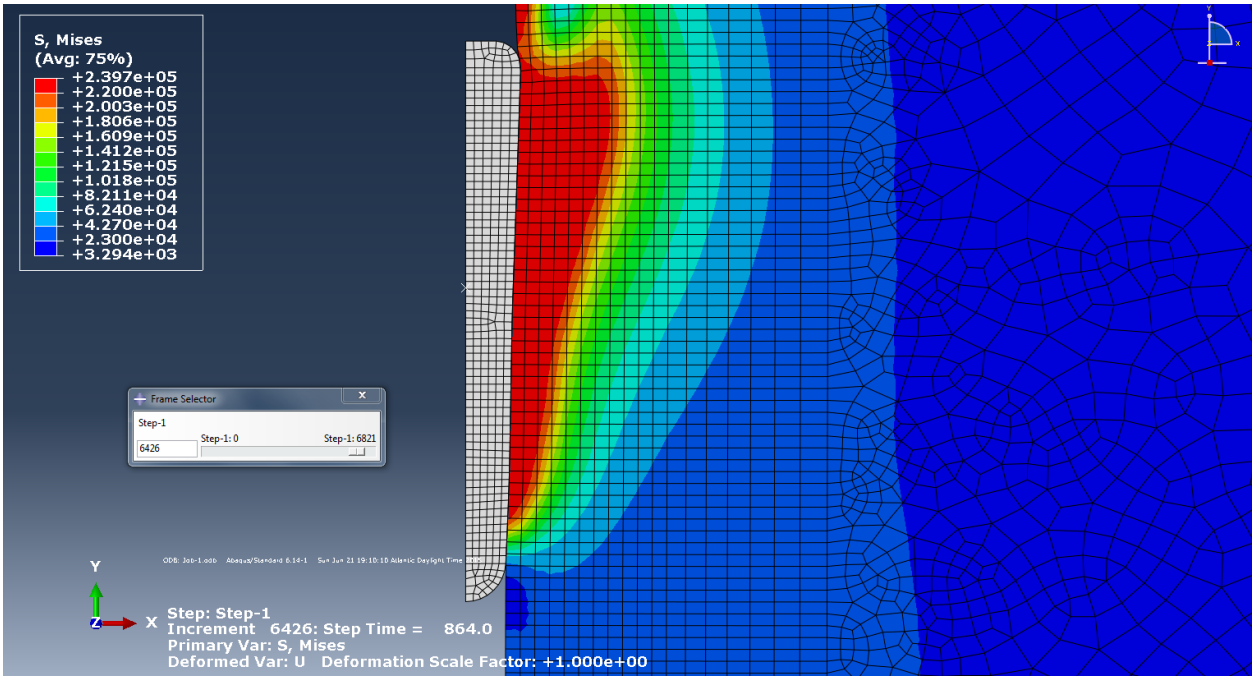

Figure 6-34: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 864.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.28\ m$, cas de la simulation SM 18.

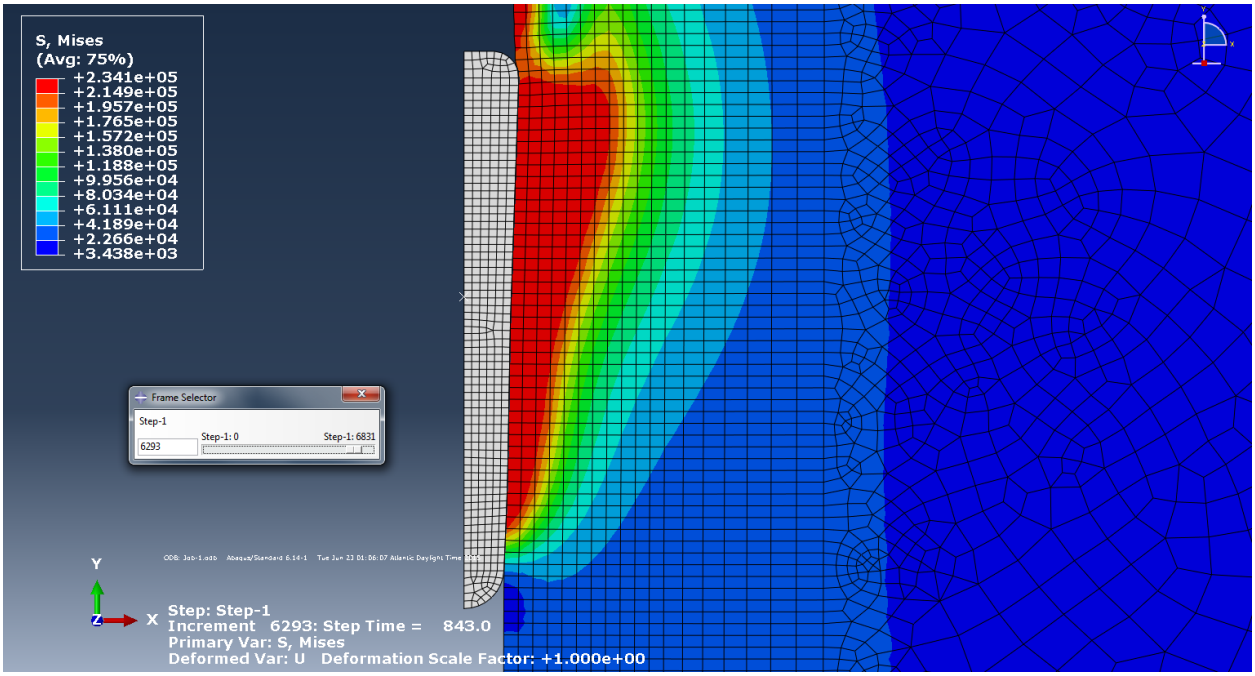

Figure 6-35: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 843.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.86\ m$, cas de la simulation SM 19.

Les Figures 6-36 et 6-37 présentent les courbes de pression de contact brutes obtenues respectivement dans SM 17, SM 18 et SM 19 pour les capteurs 1 et 2.

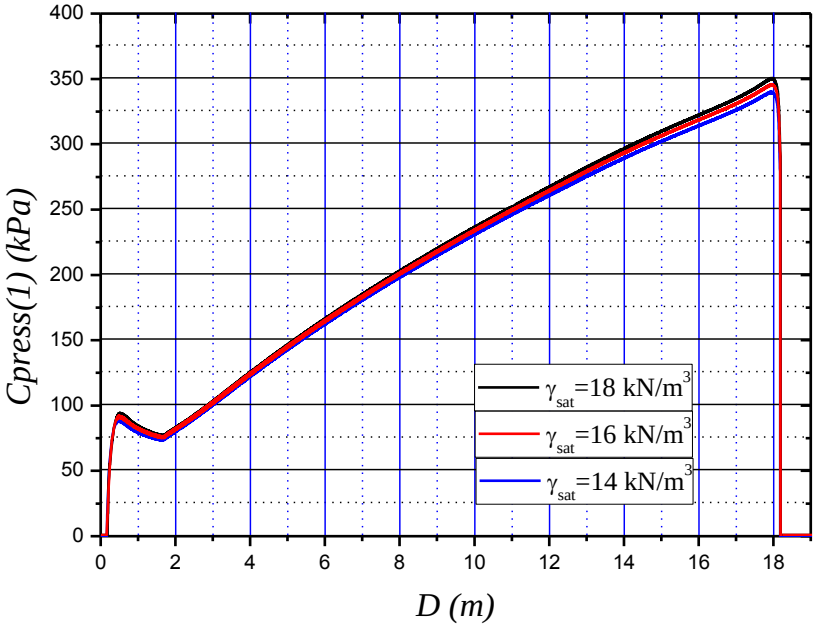

Figure 6-36: *Cpress Vs D* du capteur n: 1, pour $\gamma_{sat} = 14,\ 16$ et $18\ kN/m^3$.

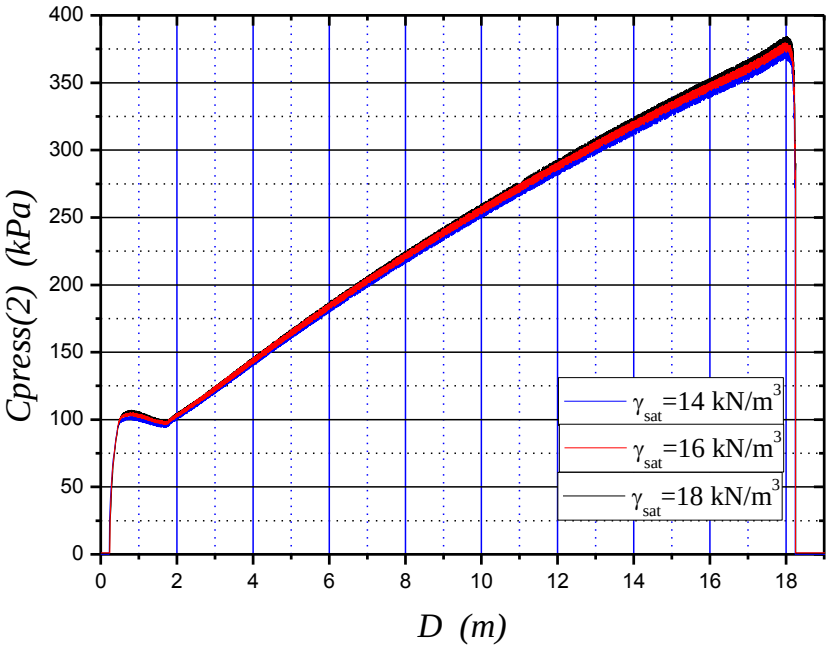

Figure 6-37: $Cpress\ \ Vs\ \ D$ du capteur n: 2 pour $\gamma_{sat} = 14,\ 16$ et $18\ kN/m^3$.

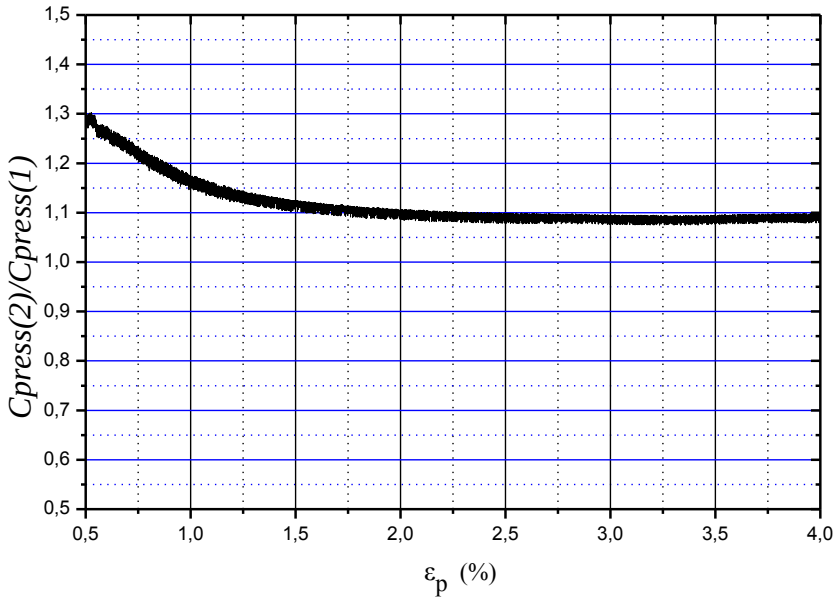

Figure 6-38: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p obtenue pour $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$.

La Figure 6-38 présente la relation $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p, déterminée à partir des données brutes, pour $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$ dans SM 18. On remarque que:

- Les rapports $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ obtenus dans la partie 6.2 et listés dans le Tableau 6-5 pour les valeurs discrètes de $\varepsilon_p = (0.5 - 1 - 2 - 3 \text{ et } 4)\%$ et $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$, sont situés sur la courbe continue $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p retrouvée ici pour $\gamma_{sat} = 16\,kN/m^3$.

La Figure 6-39 présente les relations $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p pour $\gamma_{sat} = 14,\ 16 \text{ et } 18\ kN/m^3$ déduites des données brutes. On remarque que:

- Les courbes $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p obtenues pour $\gamma_{sat} = 14{,}16 \text{ et } 18\ kN/m^3$ sont confondues. On conclut donc que:

$$\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right] = f(\varepsilon_p)$$

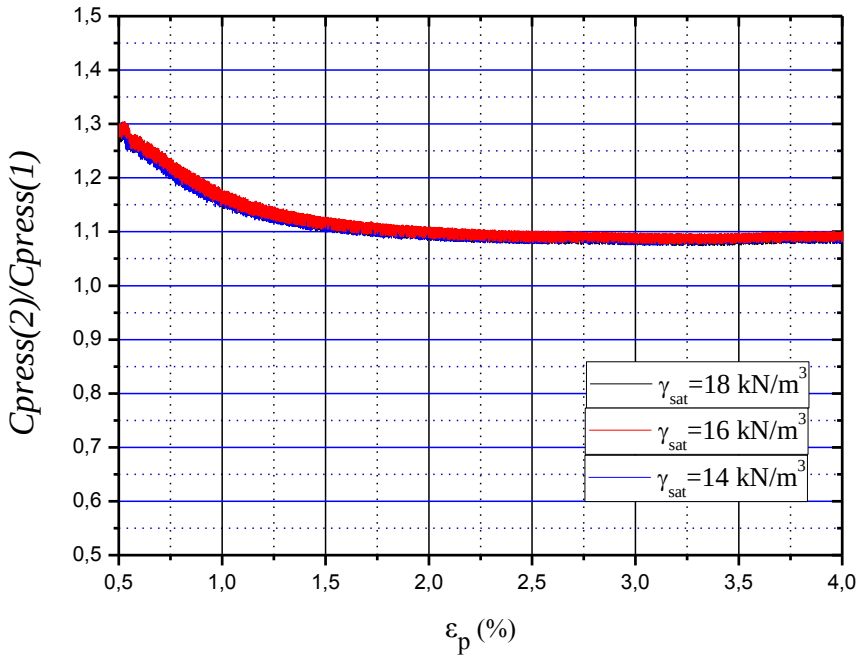

Figure 6-39: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p pour $\gamma_{sat} = 14,\ 16 \text{ et } 18\ kN/m^3$.

La relation $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p retrouvée ici, peut donc être exploitée pour déterminer ε_p du sol indépendamment de la valeur de γ_{sat}. La Figure 6-40 en représente la courbe de tendance dont l'équation est:

$$\left[\frac{Cpress(2)}{Cpress(1)}\right](\varepsilon_p) = 0.57114\, e^{-\left(\frac{\varepsilon_p}{0.50543}\right)} + 1.08746 \tag{6.1}$$

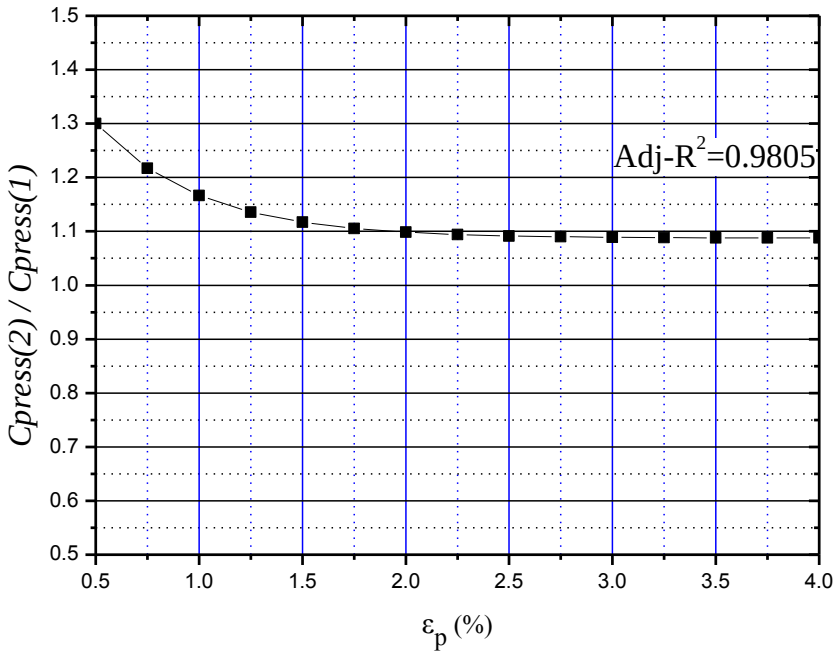

Figure 6-40: Courbe de tendance $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ versus ε_p **(**équation (6.1)).

6.4 Nouvelle méthode d'interprétation de l'essai M-ISCT

L'essai au cône effilé instrumenté modifié (M-ISCT) est un essai qui permet de déterminer σ_{oy} et ε_p du sol au sein duquel l'essai est réalisé. En effet, en exploitant les résultats retrouvés dans cette étude, on peut déduire la variation de ε_p dans le sol à travers le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$, et σ_{oy} à travers la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$. Les Figures 6-40 et 6-41 constituent la solution graphique de l'interprétation de l'essai M-ISCT.

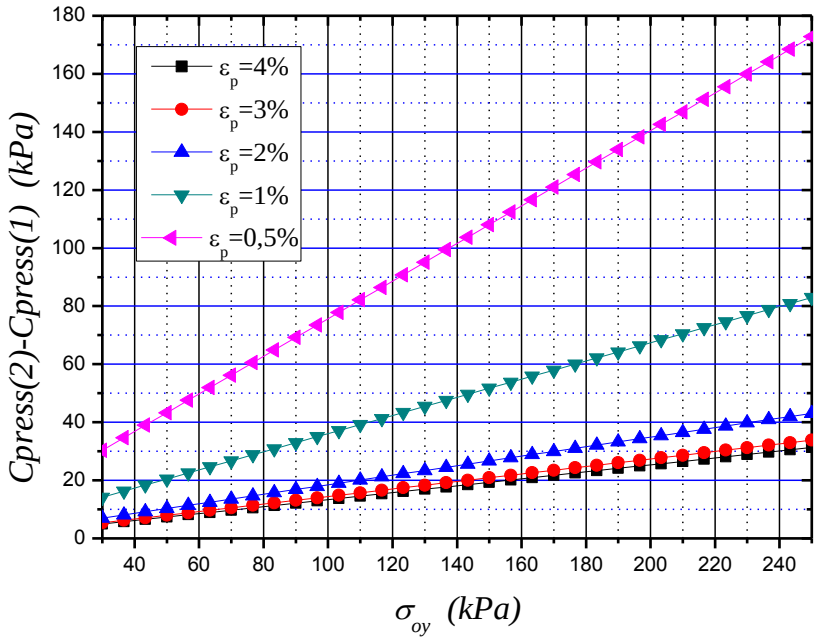

Figure 6-41: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ versus σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%, 1\%, 2\%, 3\%$ et 4%.

Quand un essai M-ISCT est effectué, la lecture des pressions de contact dans les capteurs 1 et 2 sur toute la profondeur permet d'avoir $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ *Vs* D. En exploitant la relation $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ *Vs* ε_p (Figure 6-40), la variation de ε_p sur toute la profondeur peut être obtenue, *i.e.* ε_p *Vs* D.

La connaissance de ε_p à la profondeur souhaitée permet de se situer sur la courbe correspondante dans le graphique où les relations $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{oy} sont définies pour des ε_p constants (Figure 6-41). Dépendamment de la valeur de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ mesurée à cette profondeur, la valeur de la contrainte d'écoulement plastique σ_{oy} est obtenue. La résistance au cisaillement non drainé en est alors déduite: $S_u = \sigma_{oy}/2\ (Tresca)$ *ou* $S_u = \sigma_{oy}/\sqrt{3}\ (von\ Mises)$.

Les équations des fonctions $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})$ de la Figure 6-41 sont données ci-dessous:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})=0.64755\times\sigma_{oy}+10.9045 \quad pour \quad \varepsilon_p=0.5\%$$

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})=0.3126\times\sigma_{oy}+4.815 \quad pour \quad \varepsilon_p=1\%$$

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})=0.16395\times\sigma_{oy}+2.0825 \quad pour \quad \varepsilon_p=2\%$$

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})=0.12938\times\sigma_{oy}+1.47925 \quad pour \quad \varepsilon_p=3\%$$

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})=0.11985\times\sigma_{oy}+1.3505 \quad pour \quad \varepsilon_p=4\%$$

$$\left[\frac{Cpress(2)}{Cpress(1)}\right](\varepsilon_p)=0.57114e^{-\left(\frac{\varepsilon_p}{0.50543}\right)}+1.08746$$

6.4.1 **Remarque**

Dans cette partie, l'erreur mentionnée est définie et calculée à partir de la valeur réelle et la valeur approchée de la variable considérée. Si V_r et V_a sont respectivement la valeur réelle et la valeur approchée de la variable, l'erreur absolue e_a et l'erreur relative e_r sont:

$$e_a=|V_r-V_a|$$

$$e_r=\frac{|V_r-V_a|}{V_r}$$

R 8: La Figure 6-42 présente l'erreur relative et l'erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=2\%}=\frac{1}{2}\times\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=1\%}$$

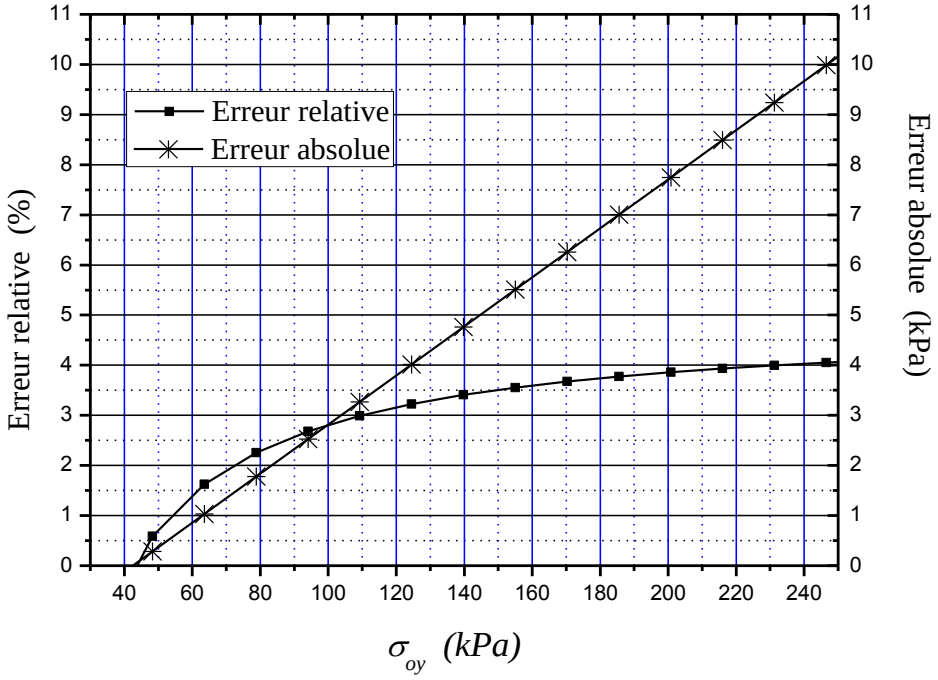

Figure 6-42: Erreur relative et erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=2\%}=\frac{1}{2}\times\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=1\%}$.

D'après cette figure, l'erreur relative maximale commise sur σ_{oy} est de 4% et à lieu pour la valeur la plus élevée de σ_{oy}, *i.e.* $\sigma_{oy}=250\ kPa$. Elle correspond à une erreur absolue de 10 kPa.

R 9: La Figure 6-43 présente l'erreur relative et l'erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=0.5\%}=2\times\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=1\%}$$

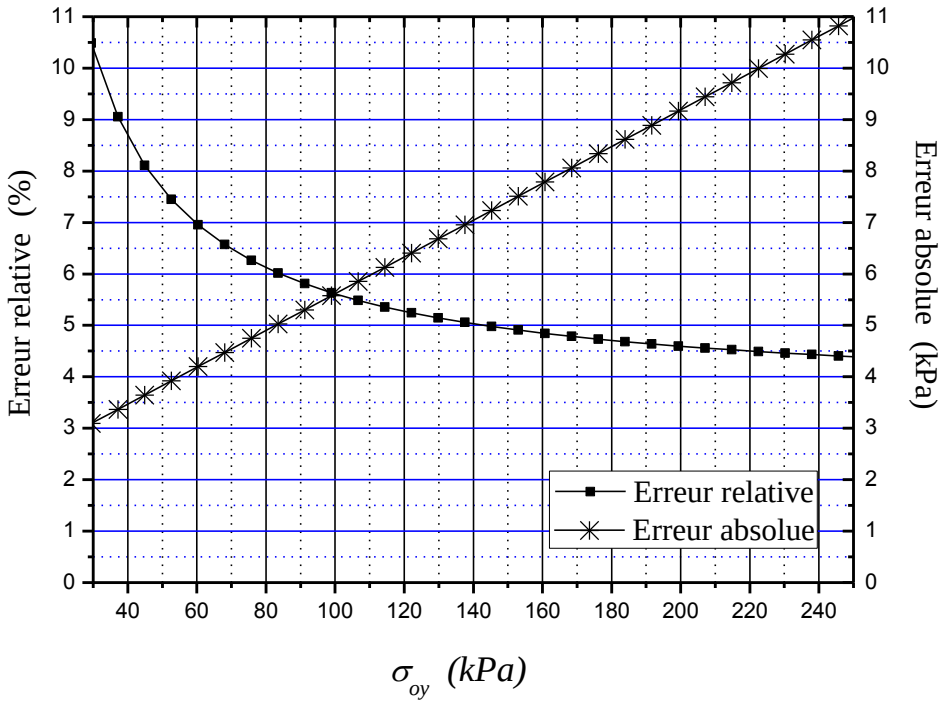

Figure 6-43: Erreur relative et erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=0.5\%} = 2\times\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=1\%}$.

D'après cette figure, l'erreur relative maximale commise sur σ_{oy} est de 10.5% et à lieu pour la valeur la plus petite de σ_{oy}, *i.e.* $\sigma_{oy} = 30\ kPa$. Elle correspond à une erreur absolue d'environs $3kPa$. Cette erreur relative diminue quand σ_{oy} augmente et atteint environ 4.5% à σ_{oy}=250 kPa.

R 10: La Figure 6-44 présente l'erreur relative et l'erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=3\%} = \left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=4\%}$$

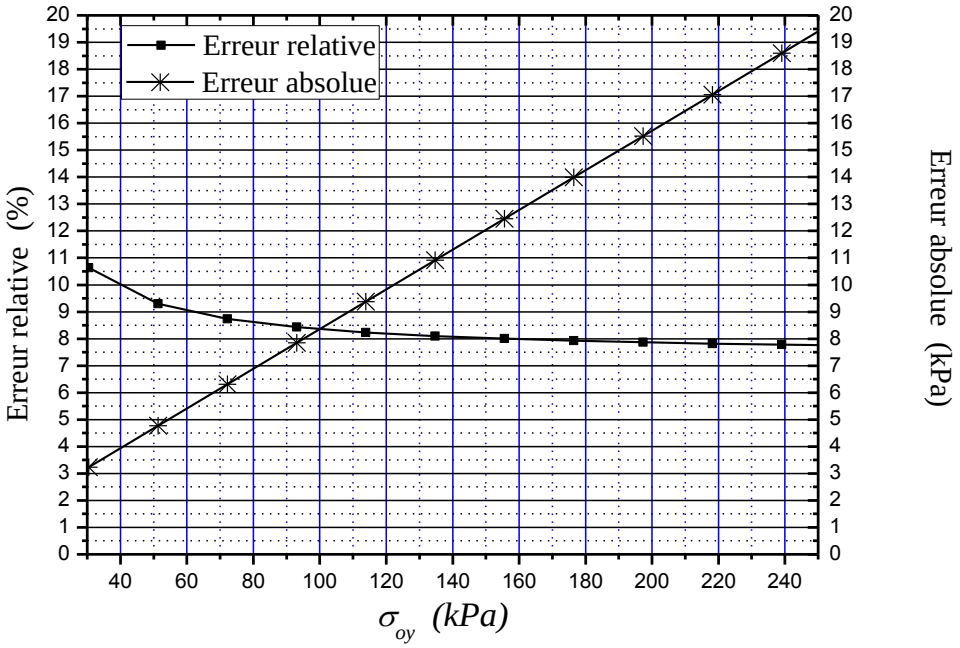

Figure 6-44: Erreur relative et erreur absolue sur σ_{oy} en considérant que: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=3\%}=\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{\varepsilon_p=4\%}$.

L'erreur relative maximale commise sur σ_{oy} est de 10.5% et correspond à une erreur absolue d'environ $3\ kPa$ pour $\sigma_{oy}=30\ kPa$. L'erreur relative diminue quand σ_{oy} augmente et atteint sa valeur minimale de 8% à $\sigma_{oy}=250\ kPa$.

6.4.2 Synthèse sur l'exploitation des fonctions $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})$

D'après les remarques R 8 et R **9**, une équation simplificatrice de la fonction $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p)}(\sigma_{oy})$ pour $0.5\% \le \varepsilon_p \le 2\%$ serait:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p)}(\sigma_{oy}) = \frac{1}{100.\varepsilon_p} \times \left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p=1\%)}(\sigma_{oy})$$

Avec:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p=1\%)}(\sigma_{oy}) = 0.3126 \times \sigma_{oy} + 4.815$$

Ce qui conduit à l'expression suivante:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p)}(\sigma_{oy}) = \frac{1}{100.\varepsilon_p} \times \left[0.3126 \times \sigma_{oy} + 4.815\right] \ \ pour \ 0.5\% \le \varepsilon_p \le 2\%$$

Par ailleurs, la fonction $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right](\varepsilon_p)$ devient constante pour $\varepsilon_p \ge 3\%$. Son asymptote est:

$$\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right](\varepsilon_p \ge 3\%) = 1.08.$$

La détermination de ε_p à travers le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ n'est donc possible que pour $0.5\% \le \varepsilon_p \le 3\%$. Toutefois, en se basant sur la remarque R 10, la droite $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p=3\%)}(\sigma_{oy})$ pourrait être utilisée pour la déduction de σ_{oy} pour des valeurs de ε_p entre $3\% \le \varepsilon_p \le 4\%$. Elle conduit à une erreur relative décroissante de 10.5% pour $\sigma_{oy} = 30\ kPa$, à 8% pour $\sigma_{oy} = 250\ kPa$. La valeur de σ_{oy} déduite sera alors sous-estimée d'au maximum $3\ kPa$ à $\sigma_{oy} = 30\ kPa$ et de $19.5\ kPa$ à $\sigma_{oy} = 250\ kPa$. Son équation est:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p=3\%)}(\sigma_{oy}) = \left[0.12938 \times \sigma_{oy} + 1.47925\right] \ \ pour \ 3\% \le \varepsilon_p \le 4\%$$

CHAPITRE 7 M-ISCT DANS UN SOL ANISOTROPE

7.1 Critère orthotrope d'écoulement plastique de Hill (1948, 1950)

Parmi les matériaux rencontrés en ingénierie, il existe ceux qui présentent des propriétés directionnelles. On peut citer par exemple: la glace, l'aluminium, le papier ou encore des rochers stratifiés. Cette partie présente le critère orthotrope d'écoulement plastique de Hill (1948, 1950) et est tirée de Ottosen et Ristinmaa (2005).

Un matériau est dit anisotrope s'il se comporte différemment quand il est chargé de la même manière selon différentes directions. En ce sens, l'anisotropie impliquerait que la relation constitutive décrivant le comportement du matériau prend différentes formes dépendamment du système cartésien utilisé.

Toutefois, le matériau peut disposer de plans de symétrie matérielle. Si la relation constitutive a la même forme pour toute paire de systèmes cartésiens étant des réflexions (image sur miroir[23] ou symétrie) l'un de l'autre par rapport à un certain plan, alors ce plan est un plan de symétrie matérielle. Ainsi, un matériau est dit orthotrope s'il dispose de 3 plans de symétrie matérielle.

Dans le cas du sol, l'axe vertical constitue un axe de symétrie de révolution dans le sens où n'importe quel plan passant par cet axe est un plan de symétrie matérielle. De plus, le plan horizontal (plan perpendiculaire à l'axe de révolution) est aussi un plan de symétrie matérielle. On parle alors d'orthotropie de révolution ou d'isotropie transversale. La matrice $\boldsymbol{P}$ définie dans ce qui suit, se simplifie en fonction du nombre des plans de symétrie matérielle et possède la même forme à partir de 2 plans. Le développement du critère de Hill, dans ce qui suit, est donc applicable dans le cas du sol, en adaptant les composantes de la matrice $\boldsymbol{P}$ à notre problème.

Toute fonction F qui décrit le début de l'écoulement plastique[24] est un invariant.

---

[23]Image sur miroir: Miror image

[24] Fonction de l'écoulement plastique: Yield function

Soit $\boldsymbol{P}$ le tenseur de quatrième ordre qui caractérise le début de l'écoulement plastique, que le matériau soit isotrope ou anisotrope. La quantité $\sigma_{ij}P_{ijkl}\sigma_{kl}$ est un invariant, et on peut stipuler le critère suivant, valable dans n'importe quel référentiel (en notation indicielle), selon Ottosen et Ristinmaa (2005):

$$\sigma_{ij}P_{ijkl}\sigma_{kl} - 1 = 0 \tag{7.1}$$

En format matriciel, cette équation s'écrit:

$$\sigma^T P\sigma - 1 = 0 \tag{7.2}$$

$\boldsymbol{\sigma}$ étant la matrice colonne des contraintes et $\boldsymbol{P}$ la matrice carrée de dimension 6×6. Cette expression en format matriciel (7.2) réfère maintenant à un référentiel spécifique.

Puisque la matrice des contraintes apparait de manière quadratique, alors si σ_{ij} induit un écoulement plastique, $-\sigma_{ij}$ l'induirait aussi.

La matrice $\boldsymbol{P}$ peut s'écrire comme somme d'une matrice symétrique $\boldsymbol{P^S}$ et d'une matrice antisymétrique $\boldsymbol{P^A}$, $\boldsymbol{P = P^S + P^A}$. On a alors, d'après Ottosen et Ristinmaa (2005):

$$b = \sigma^T P^A\sigma = (\sigma^T P^A\sigma)^T = -\sigma^T P^A\sigma = -b \text{ donc } b = 0$$

Ce qui mène à $\boldsymbol{P^A = 0}$ et donc $\boldsymbol{P = P^S}$.

La matrice $\boldsymbol{P}$ ne peut donc qu'être symétrique. Ainsi le cas le plus général d'anisotropie est décrit par 21 paramètres indépendants (Ottosen et Ristinmaa, 2005). Le critère:

$$\sigma^T P\sigma - 1 = 0$$

avec les 21 paramètres pour un matériau totalement anisotrope a été proposé par von Mises (1928). Il constitue, dans la littérature le premier critère d'anisotropie.

Étant symétrique, $\boldsymbol{P}$ de composantes $A,\ B,\ C,\ F,\ G,\ H,\ L,\ M,\ N$ et P_{ij}, peut s'écrire:

$$P = \begin{bmatrix} A & -F & -G & P_{14} & P_{15} & P_{16} \\ -F & B & -H & P_{24} & P_{25} & P_{26} \\ -G & -H & C & P_{34} & P_{35} & P_{36} \\ P_{14} & P_{24} & P_{34} & 2L & P_{45} & P_{46} \\ P_{15} & P_{25} & P_{35} & P_{45} & 2M & P_{56} \\ P_{16} & P_{26} & P_{36} & P_{46} & P_{56} & 2N \end{bmatrix}$$

Par définition, $\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{s} + \boldsymbol{e}$ avec:

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{bmatrix}, \qquad s = \begin{bmatrix} s_{11} \\ s_{22} \\ s_{33} \\ s_{12} \\ s_{13} \\ s_{23} \end{bmatrix} \qquad \text{et} \qquad e = \frac{1}{3} I_1 \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}.$$

En remplaçant $\boldsymbol{\sigma}$ par $\boldsymbol{s} + \boldsymbol{e}$ dans le critère (7.2), on aboutit à l'expression suivante:

$$s^T P s + (2s^T + e^T) P e - 1 = 0 \tag{7.3}$$

Si l'on considère que l'initiation de l'écoulement plastique ne dépend que des contraintes déviatoriques, il doit être requis que $\boldsymbol{Pe} = \boldsymbol{0}$ et donc l'équation (7.3) se réduit à:

$$s^T P s - 1 = 0 \tag{7.4}$$

$\boldsymbol{Pe} = \boldsymbol{0}$ conduit à: $A = F + G$, $B = F + H$ et $C = G + H$ (Ottosen et Ristinmaa, 2005).

À présent, on se place dans le cas d'un matériau orthotrope. Il possède donc 3 plans de symétrie matérielle. De plus, si x_i' est la réflexion de x_i par rapport à l'un de ces 3 plans de symétrie (x_i et x_i' étant des repères cartésiens), alors:

- $\boldsymbol{s}' = \boldsymbol{A}\boldsymbol{s}\boldsymbol{A}^T$ (Ici, $\boldsymbol{s}$ est de dimension 3×3), et
- $\boldsymbol{s}'^T \boldsymbol{P}\boldsymbol{s}' = \boldsymbol{s}^T \boldsymbol{P}\boldsymbol{s}$.

Ces propriétés de symétrie, en plus de la condition $\boldsymbol{Pe} = \boldsymbol{0}$, permettent de réduire la forme de $\boldsymbol{P}$ à:

$$P = \begin{bmatrix} F+G & -F & -G & 0 & 0 & 0 \\ -F & F+H & -H & 0 & 0 & 0 \\ -G & -H & G+H & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2N \end{bmatrix} \tag{7.5}$$

L'orthotropie est donc décrite par 6 paramètres indépendants. Avec $s_{ii} = 0$, l'équation (7.4) peut s'écrire:

$$F(s_{11} - s_{22})^2 + G(s_{11} - s_{33})^2 + H(s_{22} - s_{33})^2 + 2Ls_{12}^2 + 2Ms_{13}^2 + 2Ns_{23}^2 - 1 = 0 \qquad (7.6)$$

L'équation (7.6) constitue le critère orthotrope d'écoulement plastique de Hill (1948, 1950).

Dans ce critère, si σ_{yo}^{ii} est la contrainte normale qui initie l'écoulement plastique dans la direction x_i, et si τ_{yo}^{ij} est la contrainte tangentielle qui initie l'écoulement plastique lorsque le matériau est soumis à $\sigma_{ij} = s_{ij}$, alors:

$$F + G = \frac{1}{(\sigma_{yo}^{11})^2}, \qquad F + H = \frac{1}{(\sigma_{yo}^{22})^2} \qquad \text{et} \qquad G + H = \frac{1}{(\sigma_{yo}^{33})^2}$$

Ou d'une manière équivalente:

$$F = \frac{1}{2}\left[\frac{1}{(\sigma_{yo}^{11})^2} + \frac{1}{(\sigma_{yo}^{22})^2} - \frac{1}{(\sigma_{yo}^{33})^2}\right]$$

$$G = \frac{1}{2}\left[\frac{1}{(\sigma_{yo}^{11})^2} + \frac{1}{(\sigma_{yo}^{33})^2} - \frac{1}{(\sigma_{yo}^{22})^2}\right]$$

$$H = \frac{1}{2}\left[\frac{1}{(\sigma_{yo}^{22})^2} + \frac{1}{(\sigma_{yo}^{33})^2} - \frac{1}{(\sigma_{yo}^{11})^2}\right]$$

$$L = \frac{1}{2(\tau_{yo}^{12})^2}, \; M = \frac{1}{2(\tau_{yo}^{13})^2} \quad \text{et} \quad N = \frac{1}{2(\tau_{yo}^{23})^2}$$

Dans le cas d'un matériau isotrope, on a $F = G = H = \frac{1}{2\sigma_{yo}^2}$. Si en plus, $\tau_{yo} = \frac{\sigma_{yo}}{\sqrt{3}}$, alors $L = M = N = \frac{3}{2\sigma_{yo}^2}$. Le critère devient:

$$\frac{1}{2\sigma_{yo}^2}\left[(s_{11} - s_{22})^2 + (s_{11} - s_{33})^2 + (s_{22} - s_{33})^2 + 6s_{12}^2 + 6s_{13}^2 + 6s_{23}^2\right] - 1 = 0 \qquad (7.7)$$

L'expression (7.7) représente exactement le critère de von Mises. Le critère de Hill se réduit donc à celui de von Mises dans le cas isotrope.

Comme $s_{33} = -(s_{11} + s_{22})$, le critère de Hill (1948, 1950) peut s'exprimer:

$$\begin{aligned}&(F+4G+H)s_{11}^2 + (F+G+4H)s_{22}^2 + 2(-F+2G+2H)s_{11}s_{22}\\&+2Ls_{12}^2 + 2Ms_{13}^2 + 2Ns_{23}^2 - 1 = 0\end{aligned} \tag{7.8}$$

Les 3 premiers termes de l'équation (7.8) peuvent s'écrire:

$$\begin{aligned}&(F+4G+H)s_{11}^2 + (F+G+4H)s_{22}^2 + 2(-F+2G+2H)s_{11}s_{22}\\&= \begin{bmatrix} s_{11} & s_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (F+4G+H) & (-F+2G+2H) \\ (-F+2G+2H) & (F+G+4H) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} s_{11} \\ s_{22} \end{bmatrix}\end{aligned}$$

Puisque L, M et N sont positifs de par leur définition, alors de larges déformations déviatoriques induiraient nécessairement un écoulement plastique. Toutefois, certaines valeurs aléatoirement larges de s_{11} et s_{22} n'initieraient pas nécessairement d'écoulement plastique (décrit par le critère de Hill (1948, 1950)). Pour éviter une telle situation, il faut que la matrice quadratique:

$$\begin{bmatrix} (F+4G+H) & (-F+2G+2H) \\ (-F+2G+2H) & (F+G+4H) \end{bmatrix}$$

obtenue par l'expression matricielle des termes recourant à s_{11} et s_{22} dans (7.8), soit définie positive. Cela revient à exiger que ses valeurs propres soient positives et donc:

$$2F + 5(G+H) > 0 \quad (7.9) \qquad \text{et} \qquad F(G+H) + GH > 0 \quad (7.10)$$

La première inégalité (7.9) est toujours vérifiée de par la définition de F, G et H. La seconde inégalité, (7.10), en remplaçant F, G et H par leurs valeurs, s'écrit:

$$\frac{4}{(\sigma_{yo}^{11})^2(\sigma_{yo}^{22})^2} > \left[\frac{1}{(\sigma_{yo}^{33})^2} - \left(\frac{1}{(\sigma_{yo}^{11})^2} + \frac{1}{(\sigma_{yo}^{22})^2}\right)\right]^2 \tag{7.11}$$

Ainsi, l'applicabilité du critère de Hill (1950) est restreinte par la condition (7.11) qui garantit que la trace du critère dans le plan déviatorique soit une surface fermée.

Aux fins d'illustration, on considère la situation où les axes d'orthotropie coïncident avec les axes du système de coordonnées. Si l'on considère de plus que:

- $s_{12} = s_{13} = s_{23} = 0$
- $\sigma_{yo}^{22} = \sigma_{yo}^{11}$, et
- $(\sigma_{yo}^{33})^2 = \frac{1}{2}(\sigma_{yo}^{11})^2(1+R)$, où R est un paramètre sans dimension introduit par Hosford et Backofen (1964) ($R=1$ dans le cas isotrope),

alors la restriction (7.11) impliquerait que $R > (-\frac{1}{2})$, c'est-à-dire que $\sigma_{yo}^{33} > \frac{1}{2}\sigma_{yo}^{11}$. La trace du critère dans le plan déviatorique pour différentes valeurs de R est illustrée à la Figure 7-1. Lorsque R approche $(-\frac{1}{2})$, la trace change d'une surface fermée à deux droites parallèles.

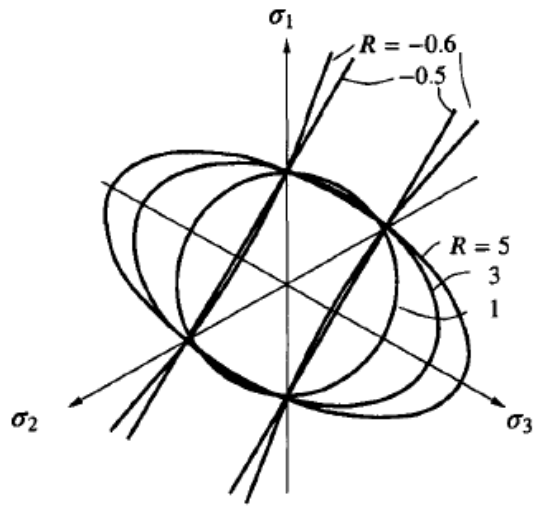

Figure 7-1: Courbe d'état limite du critère de Hill dans le plan déviatorique pour $\sigma_{yo}^{22} = \sigma_{yo}^{11}$ et $(\sigma_{yo}^{33})^2 = \frac{1}{2}(\sigma_{yo}^{11})^2(1+R)$, Ottosen et Ristinmaa (2005).

7.2 Description du site expérimental de Louiseville

7.2.1 Introduction

Dans les modélisations de l'M-ISCT réalisées jusqu'à présent, il a été supposé que le sol dans lequel la sonde est foncée est isotrope. Dans ce chapitre, il s'agit de simuler l'essai M-ISCT dans un sol anisotrope. Pour simuler cette anisotropie, c'est le site expérimental de Louiseville qui a été choisi.

7.2.2 **Propriétés générales de l'agile de Louiseville**

Le site de Louiseville est situé à environs $110\ km$ au nord-est de Montréal, sur la rive nord du fleuve de Saint-Laurent, en plein dépôts argileux de la mer de Champlain. Il a fait l'objet de nombreuses investigations géotechniques depuis les années 1970. Ce site consiste en un dépôt d'argile sensible très plastique d'environ $60\ m$ d'épaisseur. Les propriétés géotechniques des 14 premiers mètres sont présentées à la Figure 7-2 (Leroueil et al., 2003).

La nappe d'eau est située à moins de $1m$ de profondeur. L'argile présente sur le site possède un indice de plasticité moyen d'environ $I_p = 45\%$. La teneur en eau naturelle décroit de 90% dans la croute altérée, à 60% à $14m$ de profondeur. La résistance au cisaillement non drainé, mesurée au moyen du scissomètre de chantier, augmente de $18kPa$ à $1.8m$, à plus de $55kPa$ à $14m$ de profondeur. L'OCR varie environ de 5 à $1.8m$, à 2.3 pour une profondeur de $14m$. La sensibilité est d'environ $S_t = 22$.

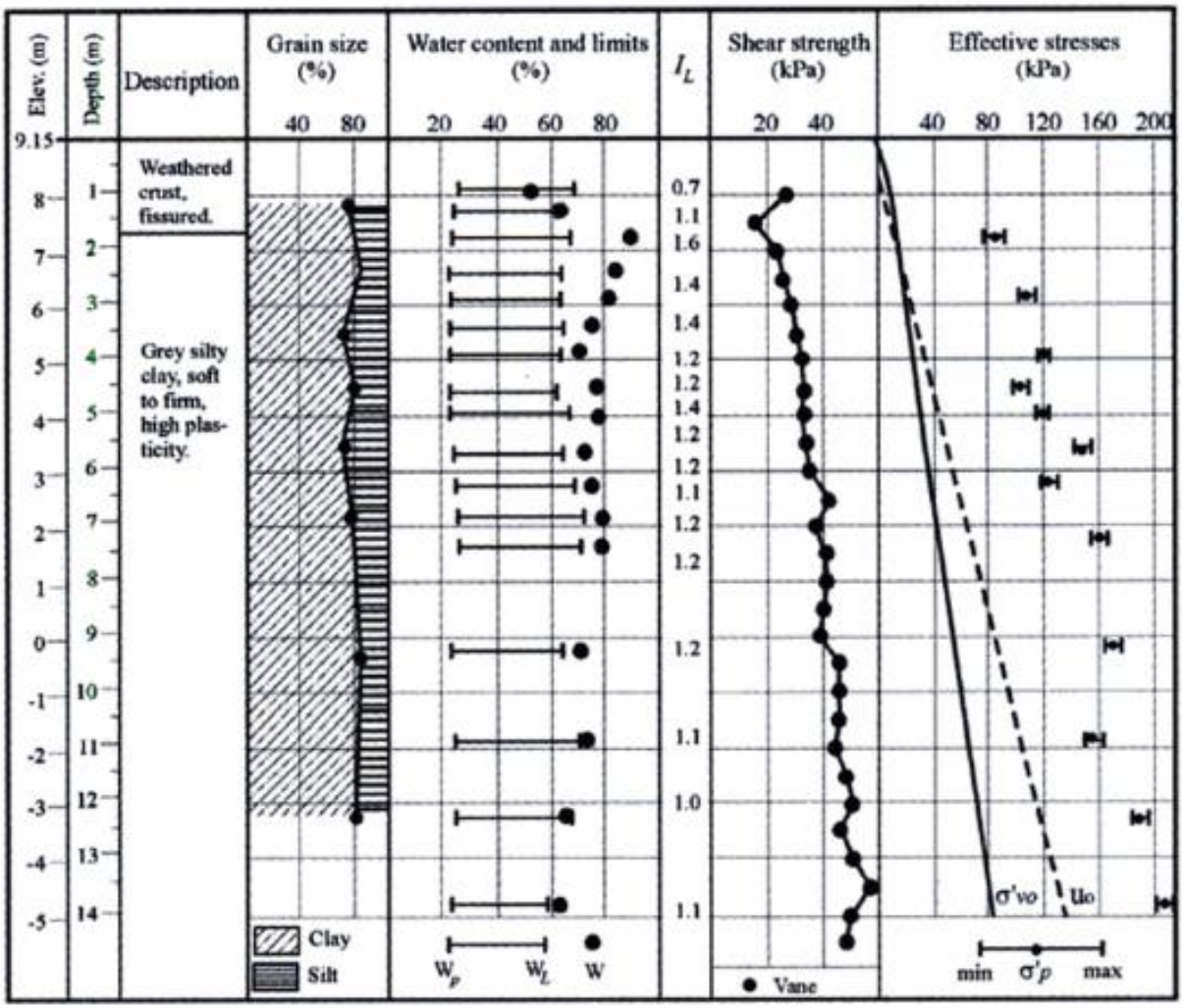

Figure 7-2: Stratigraphie et propriétés de l'argile de Louiseville (Leroueil et al., 2003).

7.2.3 **Anisotropie de l'argile de Louiseville**

L'argile intacte de Louiseville présente des propriétés de résistance anisotropes. Elles sont le résultat de l'orientation des particules durant la sédimentation. Dans la littérature, le degré d'anisotropie est en général défini à travers les rapports "S_{u-ext}/S_{u-comp}" (Tanaka, Shiwakoti, Mishima, Watabe et Tanaka, 2001), ou"S_{uh}/S_{uv}" avec:

- S_{u-ext} : résistance au cisaillement non drainé déterminée à partir d'un essai triaxial d'extension,

- S_{u-comp} : résistance au cisaillement non drainé déterminée à partir d'un essai triaxial de compression,
- S_{uh} et S_{uv} : résistance au cisaillement non drainé mobilisée sur un plan horizontal et sur un plan vertical respectivement.

L'étude de Silvestri et Aubertin (1988) a eu pour objectif la caractérisation des propriétés anisotropes de cette argile au moyen du scissomètre Nilcon. Il a été conclu que le degré d'anisotropie, défini par "S_{uh}/S_{uv}", varie entre 1.14 et 1.41.

La technique utilisée consiste à effectuer, à une même profondeur, 3 essais au scissomètre en utilisant, dans chaque essai, une palette d'une hauteur différente. D'une façon générale, le moment maximal enregistré et exercé sur le cylindre déplacé s'exprime:

$$M = M_v + 2M_h$$

- M_v : étant le moment exercé sur la surface verticale, $M_v = \frac{\pi D^2 H}{2} S_{uv}$,
- M_h : Le moment exercé sur une des deux surfaces horizontales,
- H et D : hauteur des palettes du scissomètre et son diamètre respectivement (Figure 7-3).

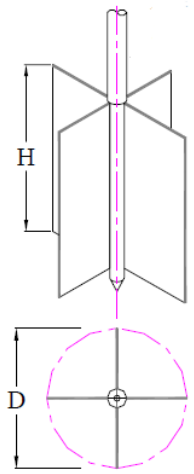

Figure 7-3: Schèma du scissomètre.

Si $S_u(r)$ est la résistance au cisaillement non drainé mobilisée à une distance r de l'axe du scissomètre sur la surface horizontale, alors M_h et $S_u(r)$ sont donnés par:

$$M_h = \int_0^{D/2} S_u(r)\, 2\pi r\, r\, dr \tag{7.12}$$

$$S_u(r) = \frac{S_{uh}}{\left(\frac{D}{2}\right)^n} r^n \tag{7.13}$$

Dans l'expression (7.13), n est un coefficient qui dépend de la distribution des contraintes de cisaillement. En introduisant l'expression (7.13) de $S_u(r)$ dans (7.12), on obtient après intégration:

$$2M_h = \frac{\pi D^3}{2} \frac{S_{uh}}{(n+3)}$$

Pour une distribution uniforme des contraintes de cisaillement, $n = 0$. En assumant que S_{uv} et S_{uh} sont mobilisées pour une même rotation du scissomètre, le moment maximal enregistré est alors égal à:

$$M = \frac{\pi D^2 H}{2} S_{uv} + \frac{\pi D^3}{6} S_{uh} \tag{7.14}$$

L'équation (7.14) décrit une droite dans le plan dont l'axe des ordonnées est M et l'axe des abscisses est H. Ainsi, 3 essais au scissomètre effectués à la même profondeur en utilisant 3 palettes de hauteurs différentes permettent d'obtenir l'allure de cette droite dont la pente est notée m_v. La déduction de S_{uv} et de S_{uh} s'en suit à travers les expressions suivantes:

$$S_{uh} = \frac{6}{\pi D^3} M(0) \quad \text{et} \quad S_{uv} = \frac{2m_v}{\pi D^2} \ .$$

La Figure 7-4 présente les résultats obtenus par Silvestri et Aubertin (1988). Les valeurs de S_{uv} et de S_{uh} y figurent pour différentes profondeurs.

Depth, m	m_v, kg·m/cm	S_{uv}, kPa	M_h, kg·m	S_{uh}, kPa	S_{uh}/S_{uv}	S_{ui}, kPa 45° Vane 5	60° Vane 6	30° Vane 7
2	0.192	35.4	0.275	41.6	1.17	38.2	34.7	37.7
3	0.209	38.6	0.320	48.5	1.26	42.2	40.0	44.6
4	0.248	45.9	0.330	50.0	1.09	44.8	47.3	39.7
5	0.279	51.5	0.395	59.8	1.16	52.8	48.3	54.0
6	0.270	49.9	0.345	52.3	1.05	48.2	47.2	48.9
7	0.289	53.3	0.485	73.5	1.38	57.9	58.8	66.9
8	0.289	53.3	0.485	73.5	1.38	59.0	54.2	73.2
9	0.303	56.0	0.500	75.7	1.35	60.4	54.2	68.2
10	0.320	59.1	0.595	90.1	1.52	64.6	60.5	77.5

Figure 7-4: Valeurs de la résistance au cisaillement non drainé à différentes profondeurs, Louiseville, Silvestri et Aubertin (1988).

El Mouatassim (1986) a réalisé près de 20 essais triaxiaux non drainés, sur des échantillons prélevés à 10 m de profondeur au site de Louiseville. Dans ses tests, 10 échantillons ont été consolidés de façon isotrope dont 5 ont ensuite été cisaillés en compression et les 5 autres cisaillés en extension. La Figure 7-5 réfère à sa thèse, mais est extraite de Leroueil et al. (2003). Elle présente le cheminement des contraintes ainsi que les pressions de consolidations, relatives à chacun de ces essais.

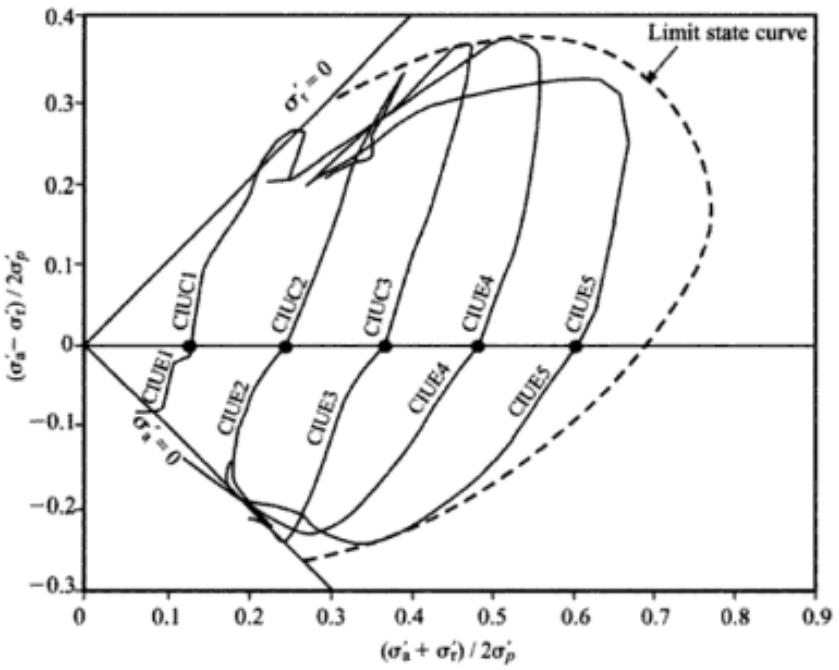

Figure 13. Stress paths followed during CIUC and CIUE triaxial tests performed in the overconsolidated domain (Depth = 10 m; σ_p' = 180 kPa), (After El Mouatassim, 1986).

Figure 7-5: Cheminement des contraintes suivi lors des essais triaxiaux CIUC et CIUE, El Mouatassim (1986).

7.2.4 Détermination des propriétés nécessaires à la simulation de l'anisotropie avec le critère de Hill (1948, 1950)

L'utilisation du critère de Hill nécessite la détermination des paramètres F , G , H , L , M et N donnés par:

$$F = \frac{1}{2}\left[\frac{1}{(\sigma_{yo}^{11})^2} + \frac{1}{(\sigma_{yo}^{22})^2} - \frac{1}{(\sigma_{yo}^{33})^2}\right]$$

$$G = \frac{1}{2}\left[\frac{1}{(\sigma_{yo}^{11})^2} + \frac{1}{(\sigma_{yo}^{33})^2} - \frac{1}{(\sigma_{yo}^{22})^2}\right]$$

$$H = \frac{1}{2}\left[\frac{1}{(\sigma_{yo}^{22})^2} + \frac{1}{(\sigma_{yo}^{33})^2} - \frac{1}{(\sigma_{yo}^{11})^2}\right]$$

$$L = \frac{1}{2(\tau_{yo}^{12})^2}, \; M = \frac{1}{2(\tau_{yo}^{13})^2} \quad \text{et} \quad N = \frac{1}{2(\tau_{yo}^{23})^2}$$

Dans un repère orthonormé (x_1, x_2, x_3) où l'axe vertical est "x_2", (σ_{yo}^{22}) représenterait la contrainte verticale qui initie l'écoulement plastique lorsqu'aucune autre contrainte n'est appliquée. C'est donc le déviateur maximal mesuré lors d'un essai de compression non-confiné, et non drainé. Similairement, $(\sigma_{yo}^{11}) = (\sigma_{yo}^{33})$ serait le déviateur maximal lors d'un essai d'extension non-confiné et non drainé. À défaut de résultats d'essais triaxiaux non-confinés, les valeurs de (σ_{yo}^{11}), (σ_{yo}^{22}) et (σ_{yo}^{33}) considérées seront extraites de la Figure 7-5 pour le plus faible confinement et pour la profondeur de $10\,m$. Ces valeurs sont:

- $\left(\sigma_{yo}^{22}\right) = 95.76\ kPa$, et
- $(\sigma_{yo}^{11}) = (\sigma_{yo}^{33}) = 29.52\,kPa$ (pour $\sigma_c = 22.5\,kPa$, σ_c étant la pression de confinement).

Dans ce même repère, (τ_{yo}^{12}) et (τ_{yo}^{13}) seraient les contraintes tangentielles qui initient l'écoulement plastique sur un plan vertical. Elles correspondent donc à la résistance au cisaillement non drainé mobilisée sur un plan vertical, à savoir S_{uv}. De la même manière, (τ_{yo}^{23}) correspondrait à la résistance au cisaillement non drainé mobilisée sur un plan horizontal, S_{uh}. Les valeurs de (τ_{yo}^{12}), (τ_{yo}^{13}) et (τ_{yo}^{23}) retenues sont celles obtenues par Silvestri et Aubertin (1988) pour une profondeur de $10\ m$. Ainsi:

- $(\tau_{yo}^{12}) = (\tau_{yo}^{13}) = S_{uv}(10\,m) = 59.1\,kPa$, et
- $(\tau_{yo}^{23}) = S_{uh}(10\,m) = 90.1\,kPa$.

7.2.5 Résumé des σ_{yo}^{ii} et des (τ_{yo}^{ij}) adoptés

- $(\sigma_{yo}^{22}) = 95.76\ kPa$
- $(\sigma_{yo}^{11}) = (\sigma_{yo}^{33}) = 29.52\,kPa$
- $(\tau_{yo}^{12}) = (\tau_{yo}^{13}) = S_{uv} = 59.1\,kPa$
- $(\tau_{yo}^{23}) = S_{uh} = 90.1\,kPa$

7.3 Modèle de base Abaqus/Standard

7.3.1 Description du modèle anisotrope d'éléments finis

Le modèle de base utilisé pour mener les simulations contenues dans ce chapitre est assez similaire à celui exposé dans la partie 4.3.2. En effet, il considère que le sol s'étend à l'infini par une surface verticale, cylindrique et axisymétrique de rayon $R = 2\ m$, et une profondeur du trou pilote équivalente à $18m$. Le sol anisotrope obéit à un comportement élastique parfaitement plastique. Cette anisotropie est décrite par le critère orthotrope de Hill (1948, 1950). Le poids volumique du sol saturé (γ_{sat}) garde une valeur constante sur toute la profondeur. La vitesse de pénétration de la sonde parfaitement rigide n'a pas été modifiée, i.e. $2cm/s$. Il est donc supposé, ici aussi, que l'essai se déroule dans des conditions non drainées (les déformations se font à volume constant $(\varepsilon_v = 0)$ et le coefficient de Poisson fixé à $\nu = 0.49$).

7.3.2 Assemblage, conditions aux frontières, déplacements imposés et charges appliquées

L'assemblage du cône et du sol, décrit dans la partie 4.3.3.1, n'a subi aucun changement. Les conditions aux frontières, les déplacements imposés et les charges appliquées définies au modèle sont les mêmes que celles exposées dans la partie 4.3.3.2.

7.3.3 Maillage: types d'éléments et densité

Pour la simulation de l'anisotropie, le sol a été partitionné selon trois zones, tel qu'illustré dans la Figure 7-6. La première zone, limitée par les côtés AB et CD et située au voisinage immédiat de l'interface cône-sol, a été maillée avec un maillage structuré et dense moyennant les éléments de type CAX4R. La longueur caractéristique des éléments appartenant à la zone I est de $0.5\times10^{-3}\ m$. La zone II s'étend entre les côtés CD et EF. Elle a été maillée avec un maillage libre en utilisant des éléments de type CAX4R et leurs éléments dégénérés CAX3. Enfin, pour simuler l'extension du sol vers l'infini, la zone III dispose d'un maillage structuré avec des éléments infinis. Les Figures 7-7 et 7-8 illustrent le maillage et le Tableau 7-1 en résume les caractéristiques.

Tableau 7-1: Caractéristiques du maillage.

Zone	Contrôle du maillage	Type d'éléments	Nombre d'éléments	Nombre de nœuds
I	Structuré	CAX4R	79200	82823
II	Libre	CAX4R	42133	44334
		CAX3	614	
III	Structuré	CINAX4	120	242

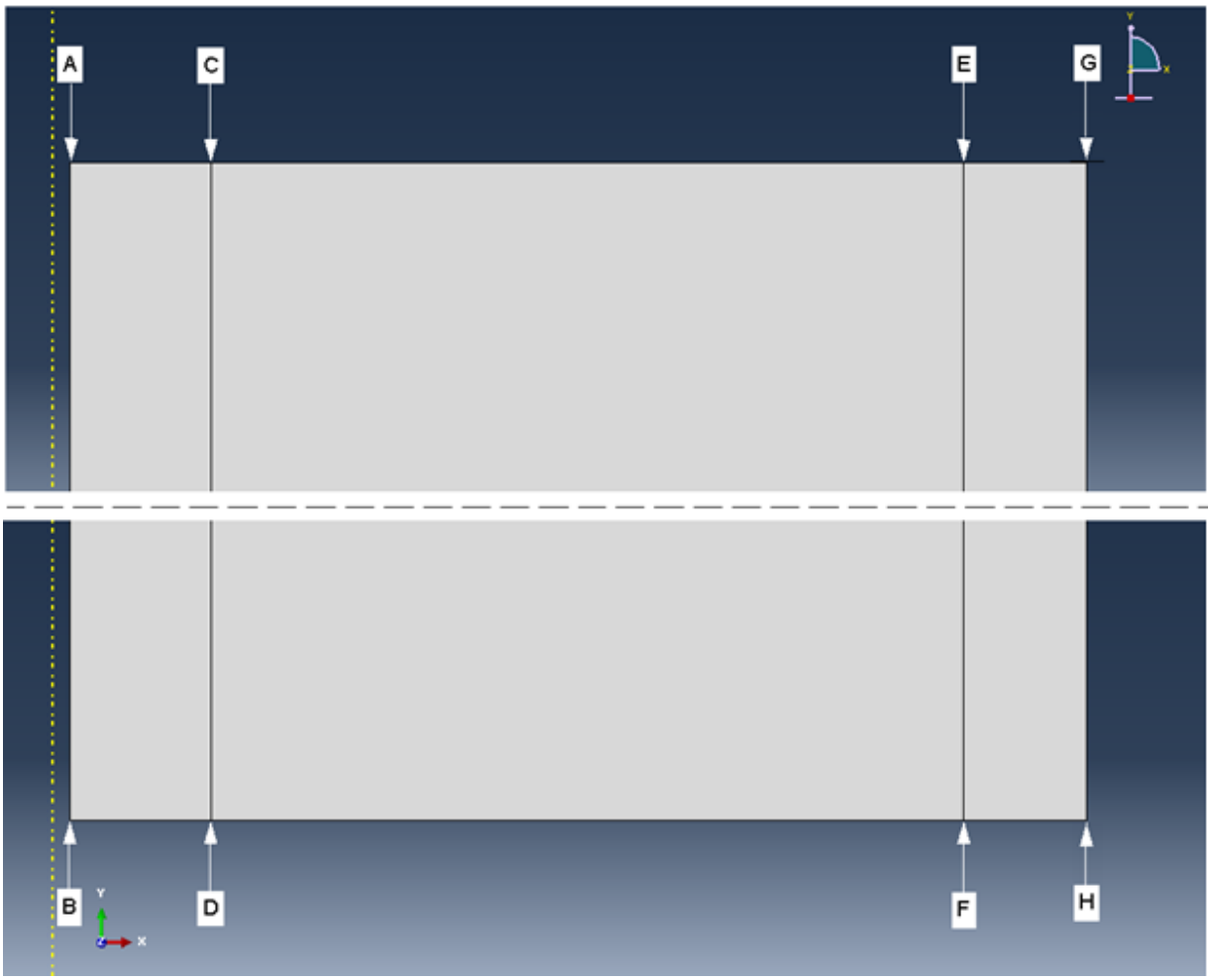

Figure 7-6: Partition du sol à l'état initial.

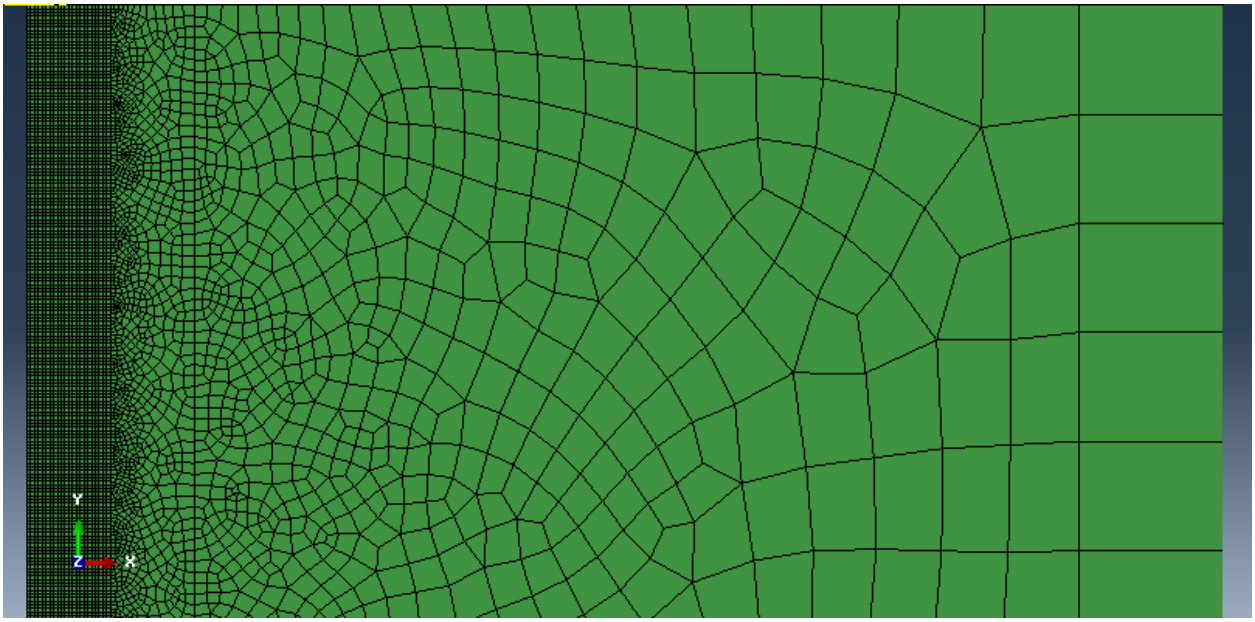

Figure 7-7: Agrandissement du maillage du sol à l'état initial.

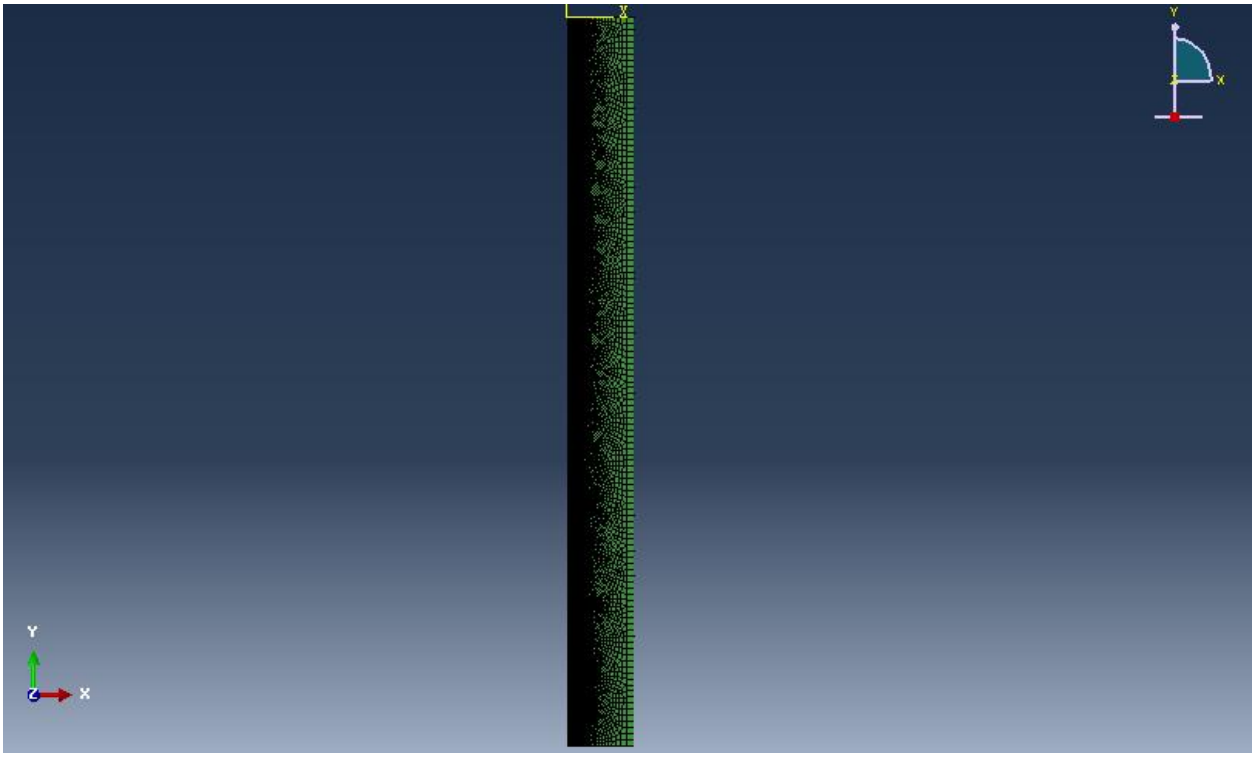

Figure 7-8: Représentation du maillage du sol à l'état initial.

7.4 M-ISCT dans le sol anisotrope de Louiseville

La simulation de l'M-ISCT dans le sol anisotrope de Louiseville a permis de déterminer l'allure des courbes pressions de contact $(Cpress)$ Versus la profondeur (D). L'obtention des paramètres modélisant l'anisotropie selon le modèle de Hill a été présentée à la partie 7.2.4. Le Tableau 7-2 résume les caractéristiques de cette simulation.

Les Figures 7-9 et 7-10 présentent respectivement la distribution des pressions de contact $(Cpress)$ le long de la surface latérale du cône, et la zone totalement plastique développée autour du cône, dans le cas de la simulation SM 20, pour une profondeur de fonçage D de 16.666 m. Cette zone totalement plastique est délimitée par le contour AC YIELD=1.

Tableau 7-2: Propriétés de la simulation SM 20.

	Poids du sol $\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Module d'Young (kPa)	$\sigma_{yo}^{11} = \sigma_{yo}^{33}$ (kPa)	σ_{yo}^{22} (kPa)	S_{uv} (kPa)	S_{uh} (kPa)
SM 20	15.71	15449.5	29.52	95.76	59.1	90.1

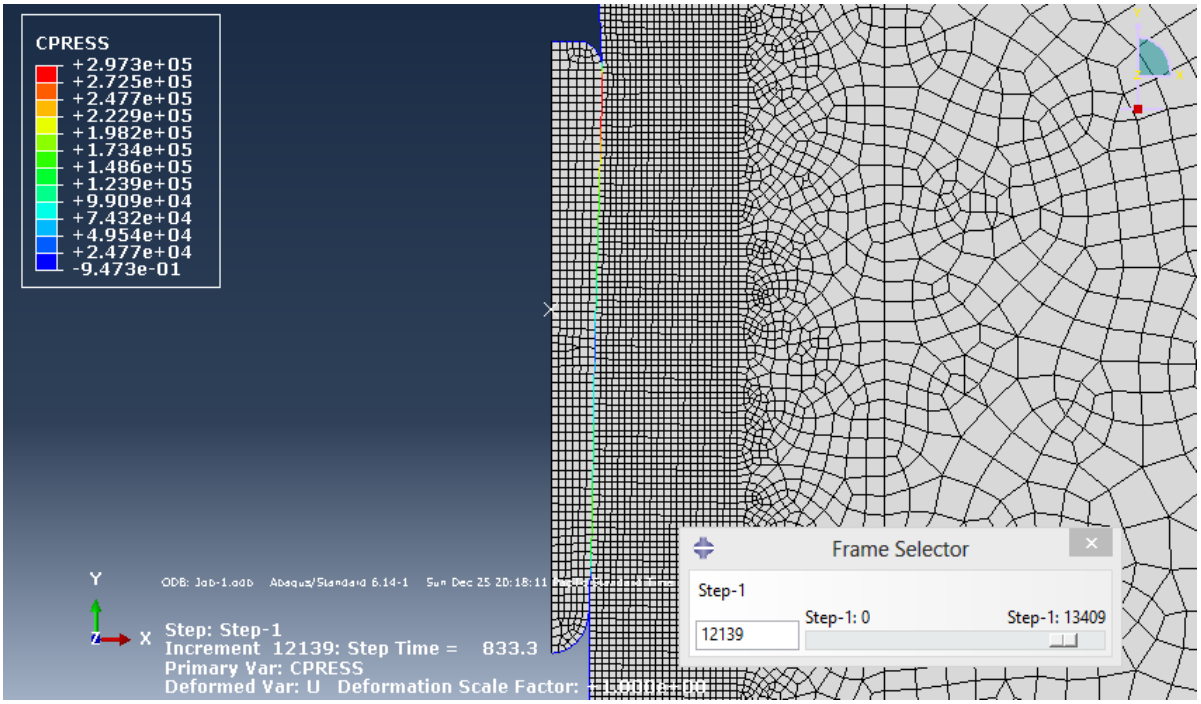

Figure 7-9: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 833.3\ s$, profondeur de fonçage $D = 16.666\ m$, cas de la simulation SM 20.

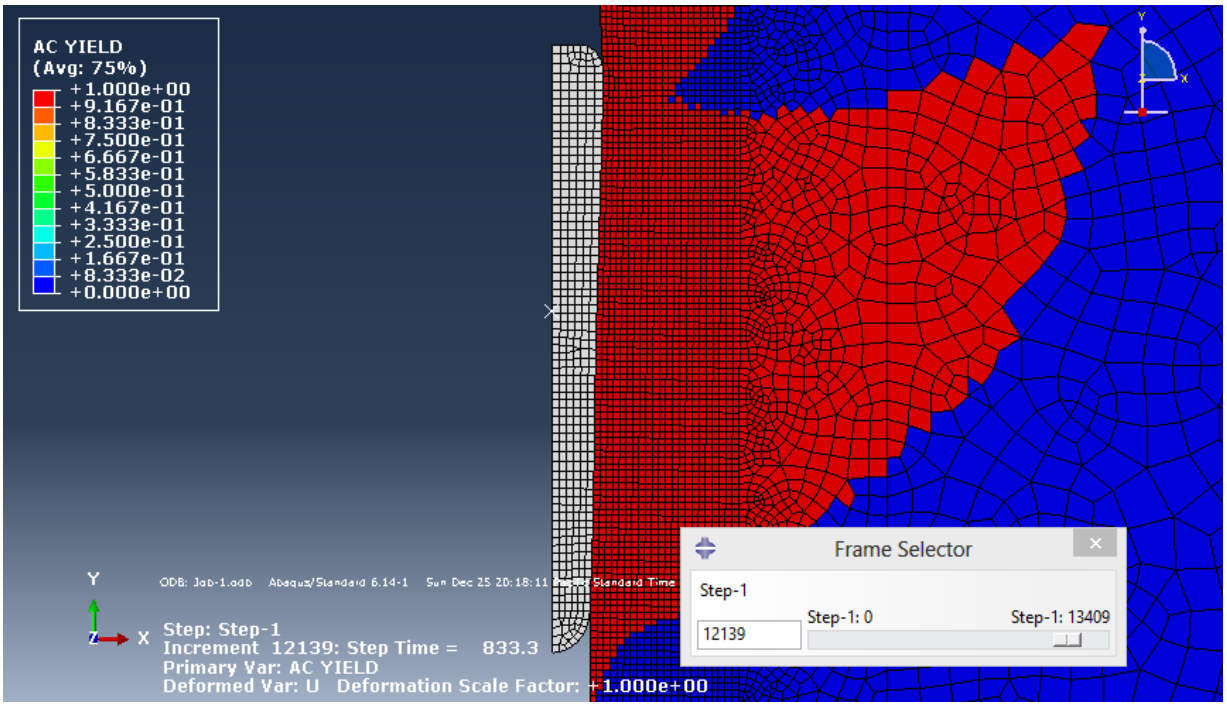

Figure 7-10: Zone totalement plastique, temps $t = 833.3\ s$, profondeur de fonçage $16.666\ m$, cas de la simulation SM 20.

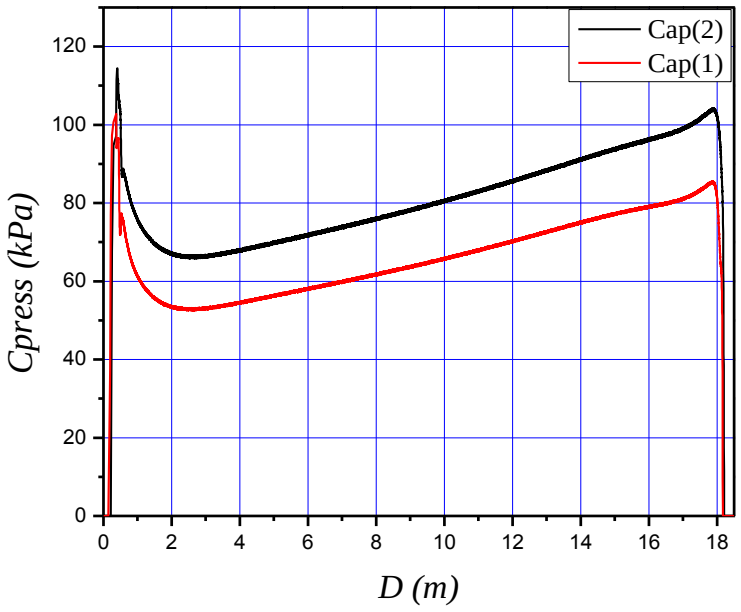

Figure 7-11: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 20.

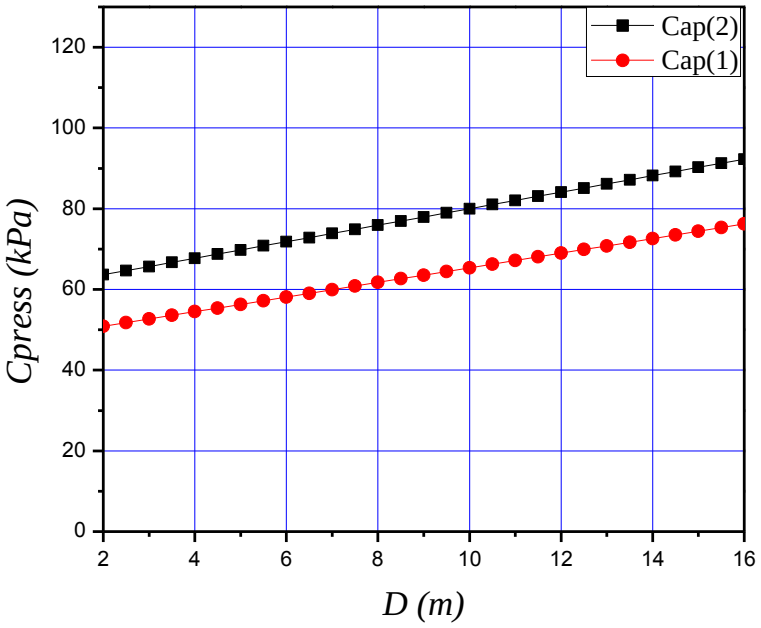

Figure 7-12: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 20.

Les Figures 7-11 et 7-12 présentent respectivement les courbes brutes $(Cpress)\mathrm{Vs}(D)$ et les courbes simplifiées de pression de contact (CSPC) leur correspondant. Les pressions de contact obtenues varient linéairement avec la profondeur. Cet aspect de linéarité est similaire au cas du sol isotrope. Les Figures 7-13 et 7-14 présentent respectivement la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ en fonction de la profondeur, déterminés à partir de CSPC. On note une légère augmentation de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ avec la profondeur à raison de $0.23\ kPa/m$ ($3kPa$ sur $14m$) avec une valeur moyenne de $15\ kPa$. Le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ quant à lui varie entre 1.21 et 1.23 avec une valeur moyenne de 1.22.

Cette quasi-constance de la différence et du rapport avec la profondeur est semblable aux résultats obtenus dans le cas du sol isotrope, où la variation de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et de $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ est conditionnée par la variation des paramètres mécaniques du sol avec la profondeur.

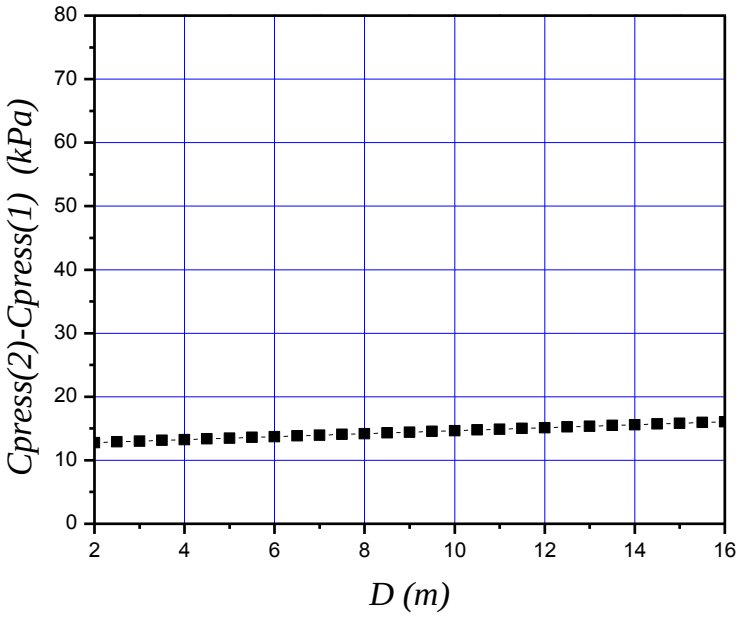

Figure 7-13: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 20.

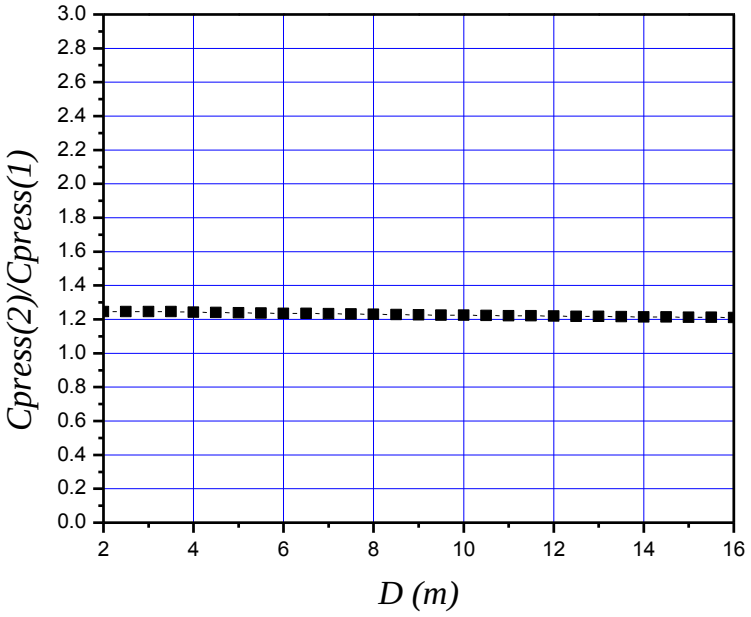

Figure 7-14: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 20.

7.5 Influence des paramètres du critère de Hill (1948, 1950) sur les pressions de contact

Cette partie s'intéresse à l'étude de l'influence des paramètres du modèle de Hill sur les pressions de contact, à savoir σ_{yo}^{11} et σ_{yo}^{33} $\left(\sigma_{yo}^{11}=\sigma_{yo}^{33}\right)$, σ_{yo}^{22}, S_{uv} et S_{uh}. En variant à chaque fois l'un de ces paramètres dans une simulation, les pressions de contact, la différence et le rapport seront comparés à une simulation de référence. Cette simulation de référence est SM 21.

7.5.1 Influence de σ_{yo}^{11} et σ_{yo}^{33} $\left(\sigma_{yo}^{11}=\sigma_{yo}^{33}\right)$

Cette simulation est exécutée en variant le déviateur en extension $\left(\sigma_{yo}^{11}=\sigma_{yo}^{33}\right)$ d'une valeur de $29.52\,kPa$ dans SM 20 à $60\ kPa$ dans SM 21. Les principales propriétés de cette simulation sont présentées dans le Tableau 7-3.

Tableau 7-3: Propriétés de la simulation SM 21.

	Poids du sol $\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Module d'Young (kPa)	$\sigma_{yo}^{11} = \sigma_{yo}^{33}$ (kPa)	σ_{yo}^{22} (kPa)	S_{uv} (kPa)	S_{uh} (kPa)
SM 21	15.71	15449.5	59.94	95.76	59.1	90.1

La distribution des pressions de contact sur le fût du cône et la portion de sol totalement plastique (AC YIELD=1), obtenues dans le cas de la simulation SM 21 pour une profondeur de fonçage D de 17.1 m, sont respectivement présentés aux Figures 7-15 et 7-16.

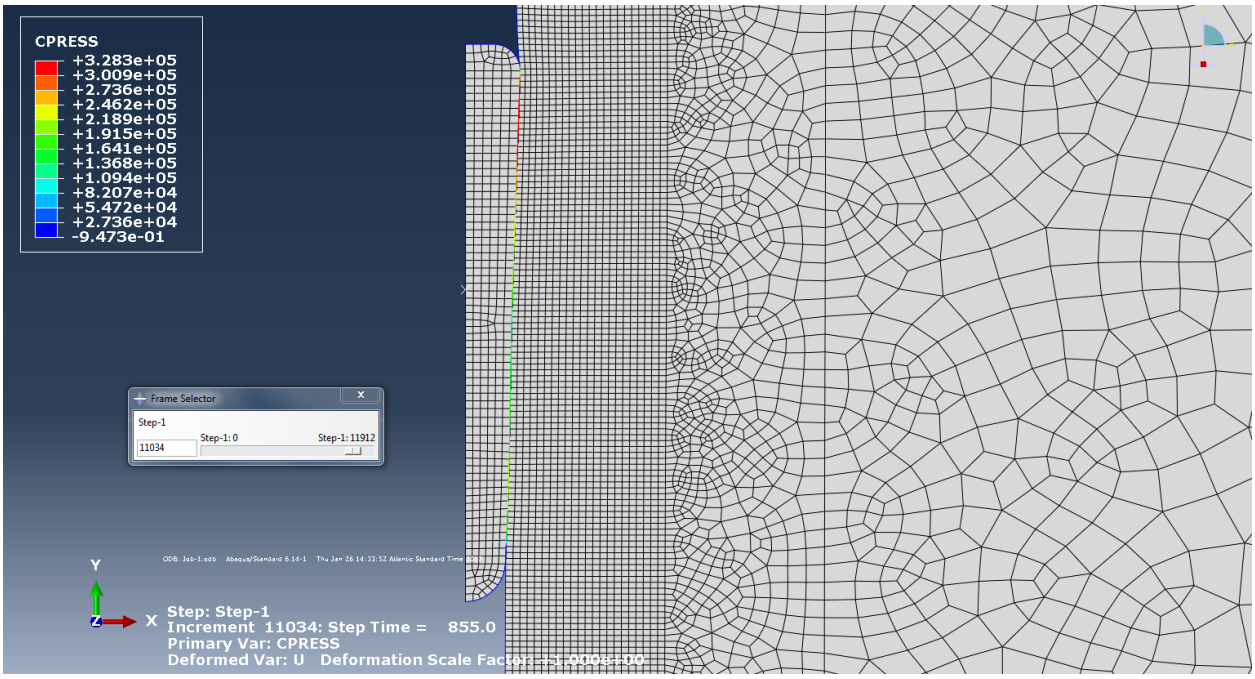

Figure 7-15: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 855.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.1\ m$, cas de la simulation SM 21.

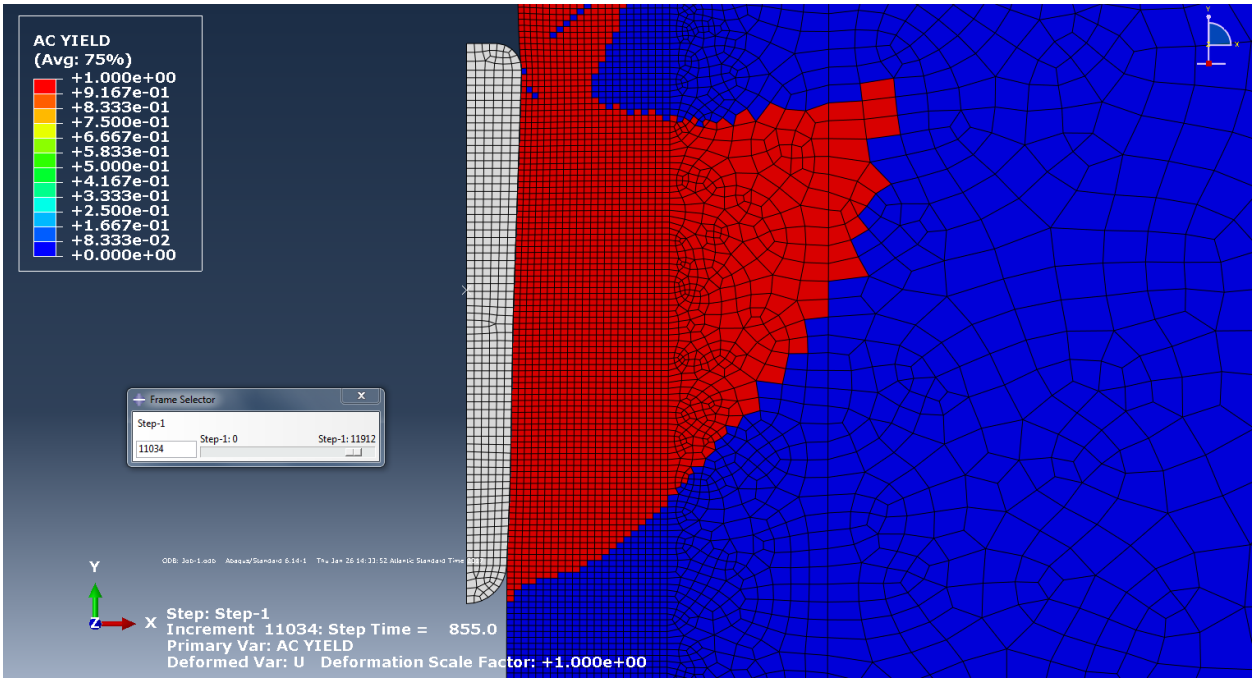

Figure 7-16: Zone totalement plastique, temps $t = 855.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.1\ m$, cas de la simulation SM 21.

La Figure 7-17 présente les courbes $(Cpress)\mathrm{Vs}(D)$. La Figure 7-18 permet de comparer les pressions brutes obtenues dans SM 20 et SM 21. L'augmentation du déviateur en extension induit une augmentation des pressions de contact dans les capteurs Cap(1) et Cap(2).

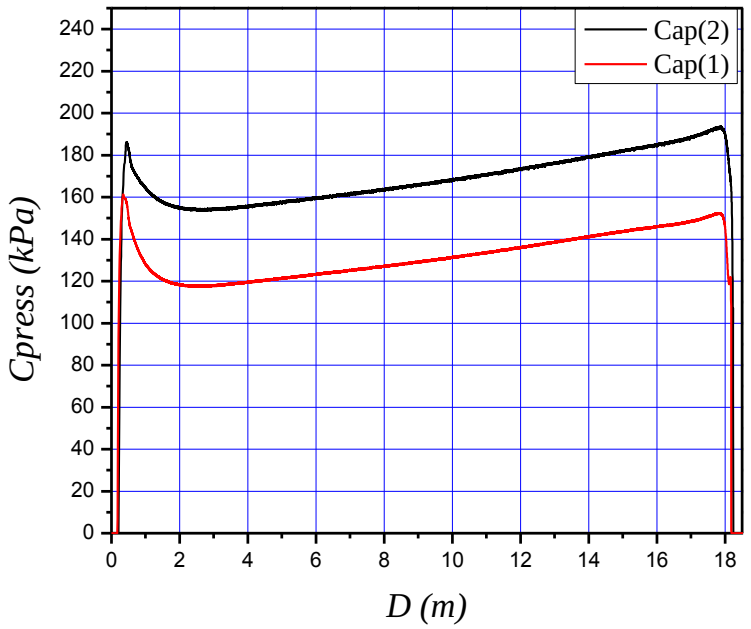

Figure 7-17: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 21.

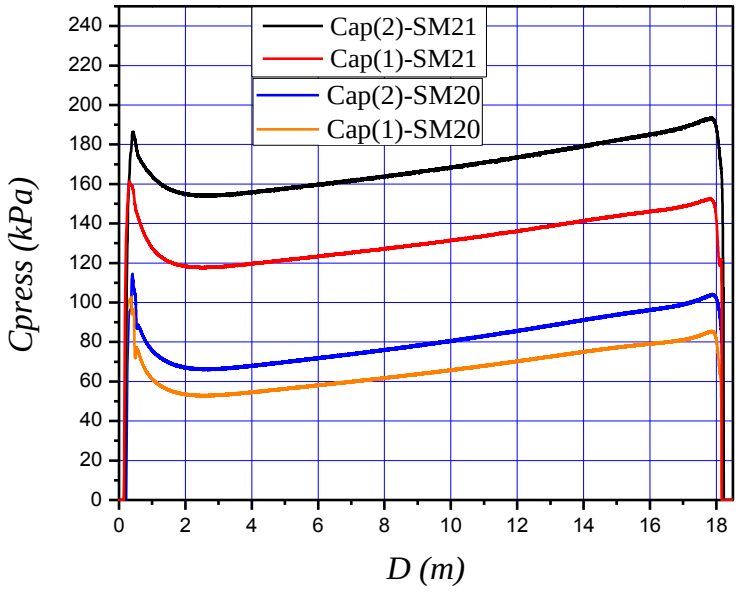

Figure 7-18: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas des simulations SM 20 et SM 21.

La Figure 7-19 présente les courbes simplifiées des pressions de contact (CSPC) de la simulation SM 21. Les Figures 7-20 et 7-21 présentent respectivement la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ en fonction de la profondeur, déterminés à travers les CSPC. Les valeurs obtenues de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ varient à peu près de $36\,kPa$ à $38\,kPa$ avec une valeur moyenne de $37\,kPa$. Le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ a une moyenne de 1.27 et varie entre 1.26 et 1.28.

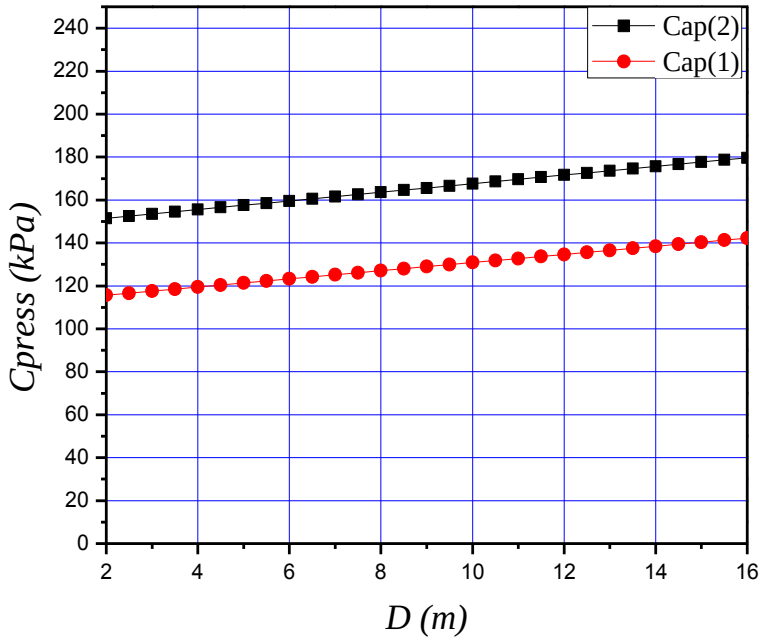

Figure 7-19: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 21.

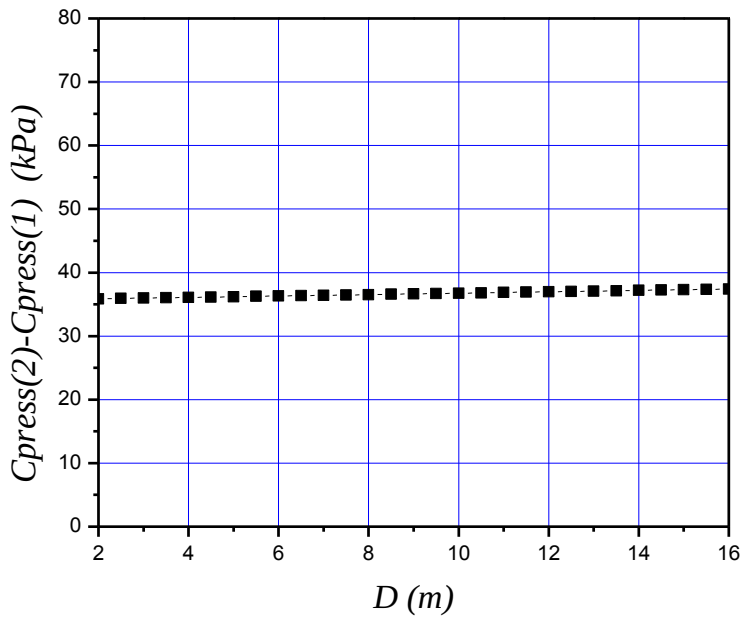

Figure 7-20: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 21.

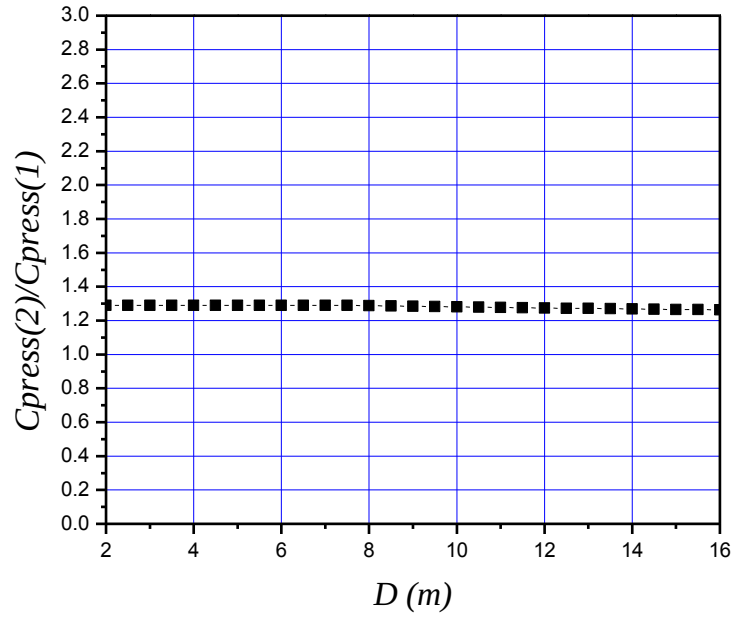

Figure 7-21: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 21.

7.5.2 **Influence de σ_{yo}^{22}**

La simulation contenue dans cette partie a pour objectif la mise en évidence de l'influence de la variation du déviateur en compression σ_{yo}^{22} sur les pressions de contact. À partir des paramètres utilisés dans la simulation de référence SM 21, σ_{yo}^{22} sera augmenté de $95.76\,kPa$ (dans SM 21) à $180\ kPa$ (dans SM 22). Les propriétés de cette modélisation sont présentées dans le Tableau 7-4.

Tableau 7-4: Propriétés de la simulation SM 22.

	Poids du sol $\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Module d'Young (kPa)	$\sigma_{yo}^{11} = \sigma_{yo}^{33}$ (kPa)	σ_{yo}^{22} (kPa)	S_{uv} (kPa)	S_{uh} (kPa)
SM 22	15.71	15449.5	59.94	180	59.1	90.1

Les Figures 7-22 et 7-23 montrent respectivement la distribution des pressions de contact sur la surface latérale du cône ainsi que la zone totalement plastique délimitée par le contour AC YIELD=1, dans le cas de la simulation SM 22, pour une profondeur de fonçage D de 17.14 m.

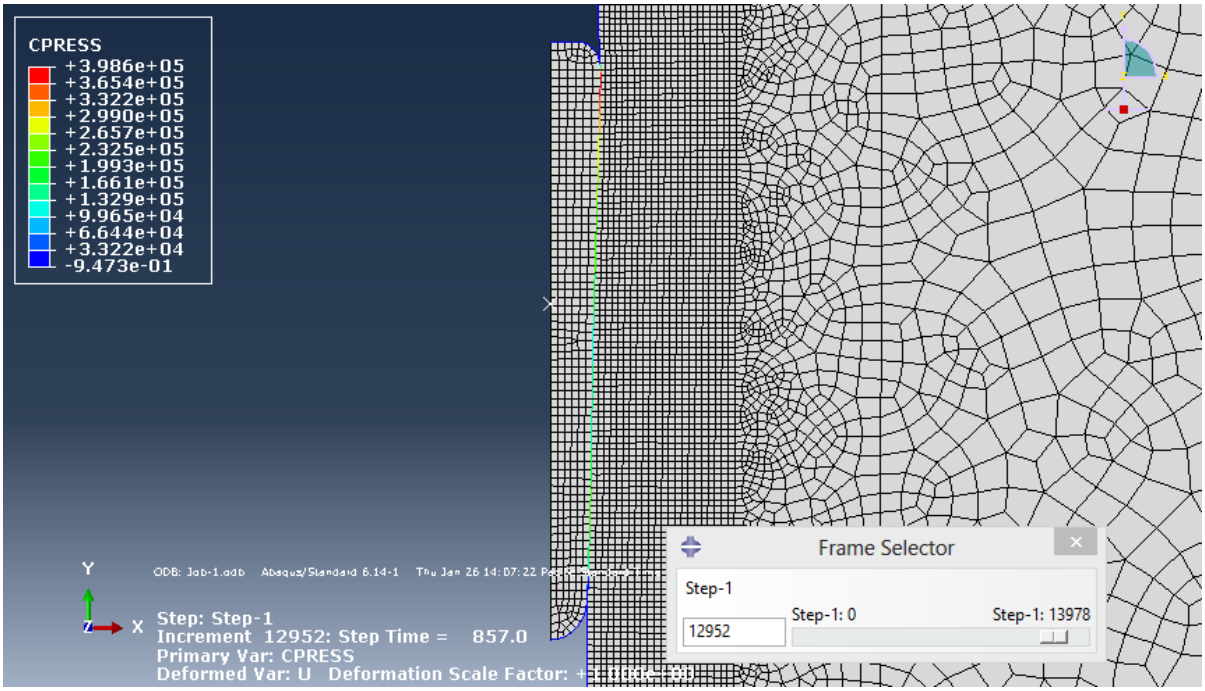

Figure 7-22: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 857.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.14\ m$, cas de la simulation SM 22.

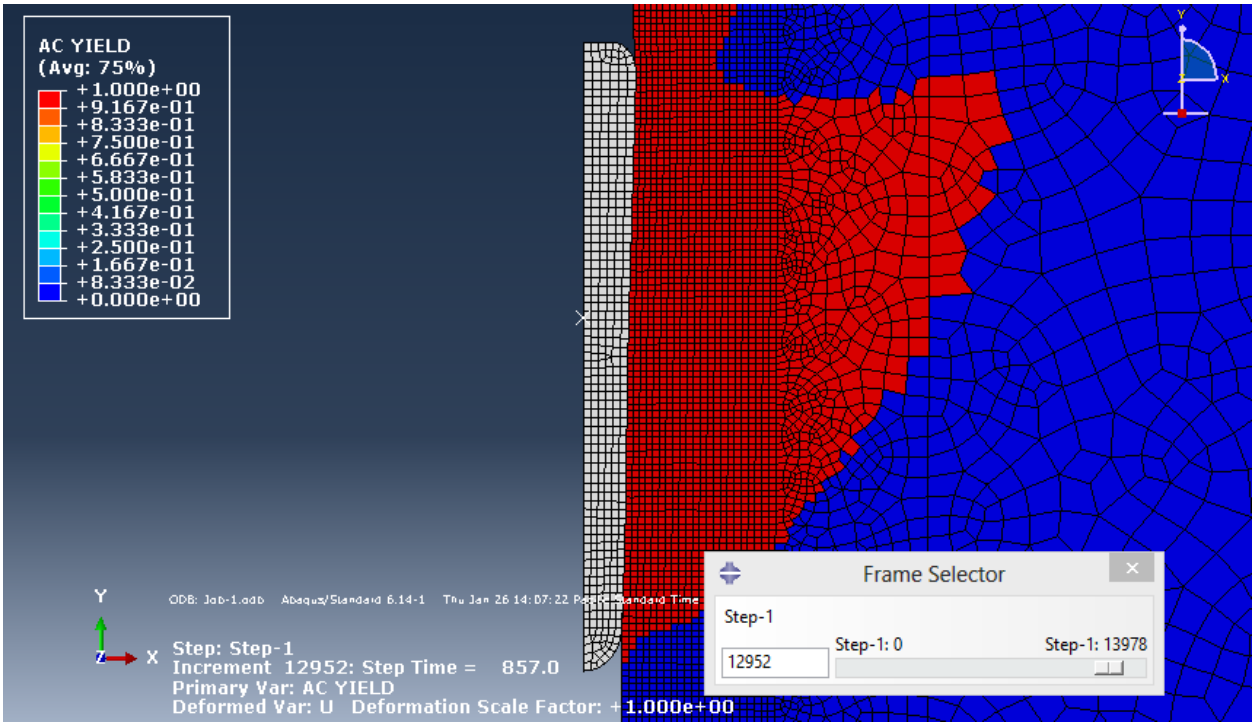

Figure 7-23: Zone totalement plastique, temps $t = 857.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.14\ m$, cas de la simulation SM 22.

La Figure 7-24 présente les courbes $(Cpress)\mathrm{Vs}(D)$. Les Figures 7-25 et 7-26 permettent de comparer les pressions brutes obtenues dans SM 22 avec celles obtenues dans SM 21, respectivement pour les capteurs Cap(2) et Cap(1). L'augmentation du déviateur en compression σ_{yo}^{22} induit une diminution des pressions captées par le capteur Cap(2). Le capteur Cap(1) quant à lui, semble non influencé par la variation du déviateur en compression.

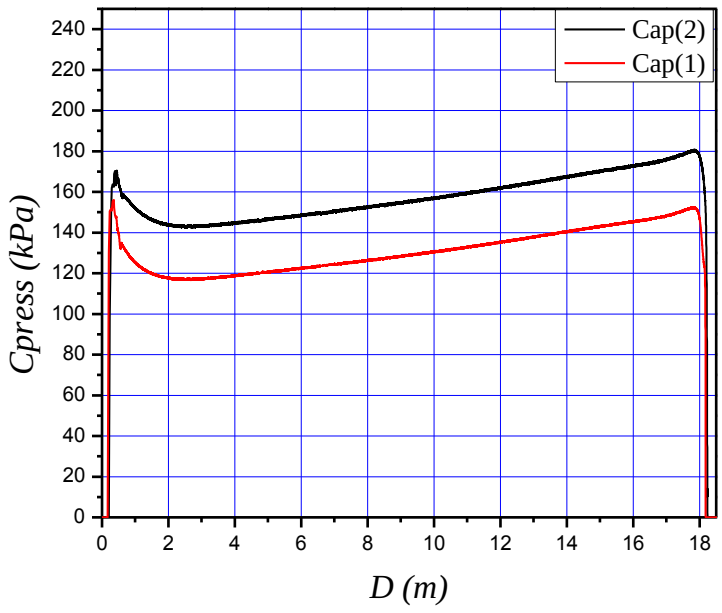

Figure 7-24: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 22.

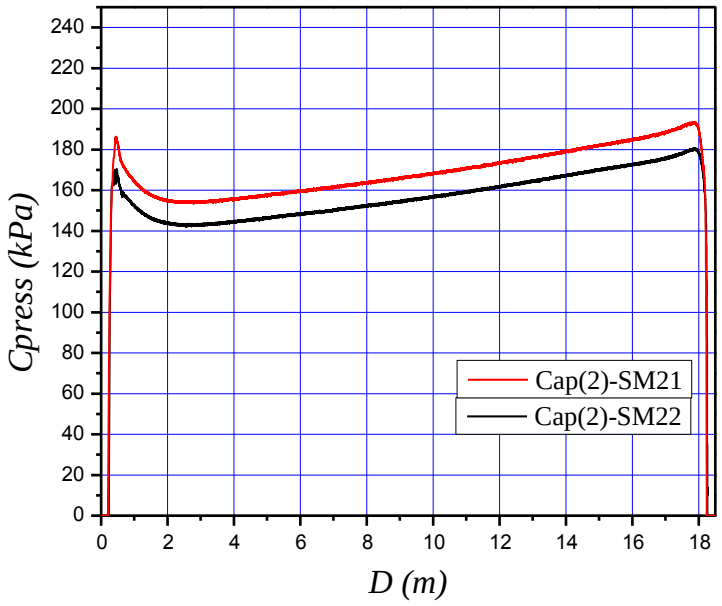

Figure 7-25: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 2. Cas des simulations SM 21 et SM 22.

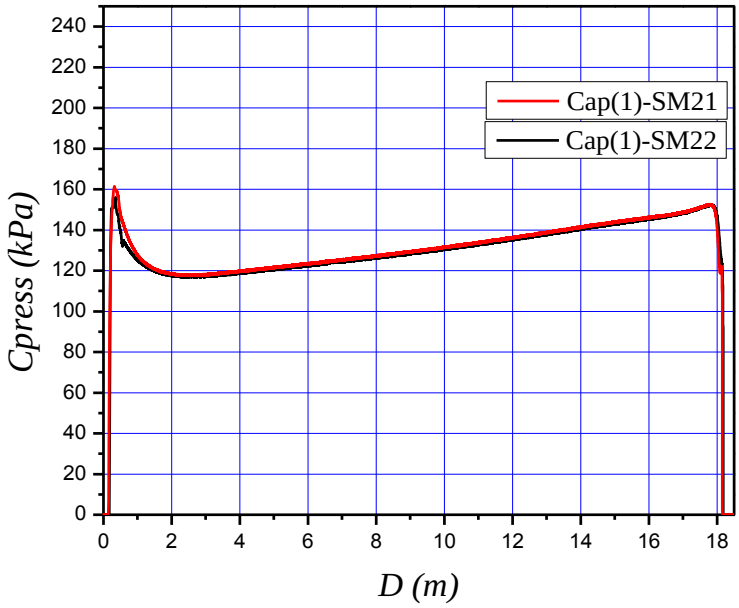

Figure 7-26: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 1. Cas des simulations SM 21 et SM 22.

La Figure 7-27 présente les CSPC de la simulation SM 22. Les Figures 7-28 et 7-29 présentent respectivement la variation de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et de $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ avec la profondeur, déterminée à partir des CSPC. Ici, les valeurs de la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et du rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ sont respectivement de près de $26\ kPa$ et 1.21.

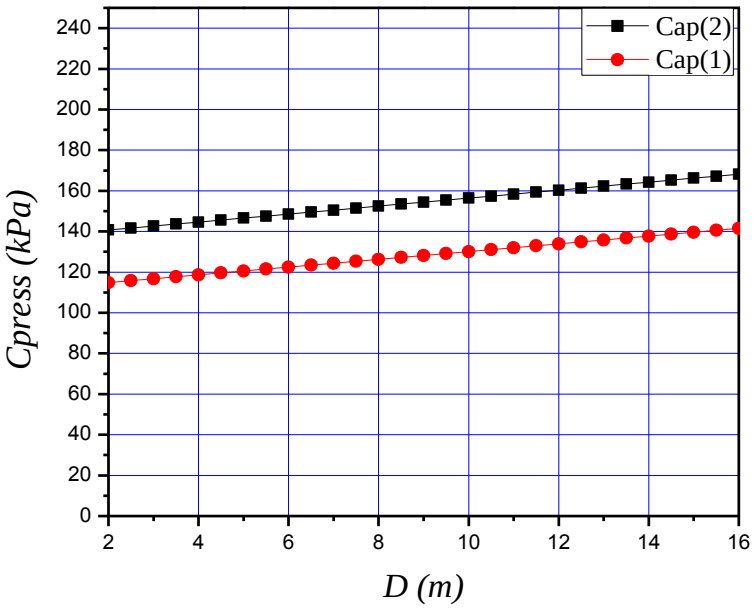

Figure 7-27: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 22.

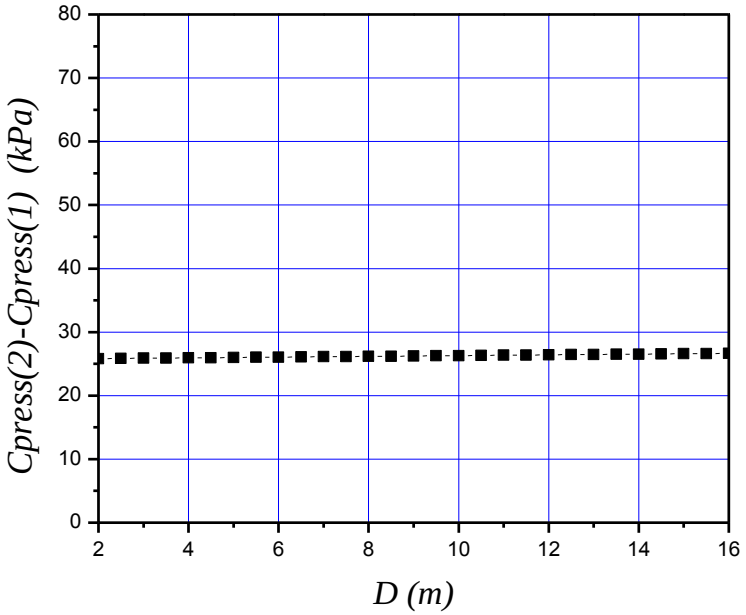

Figure 7-28: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 22.

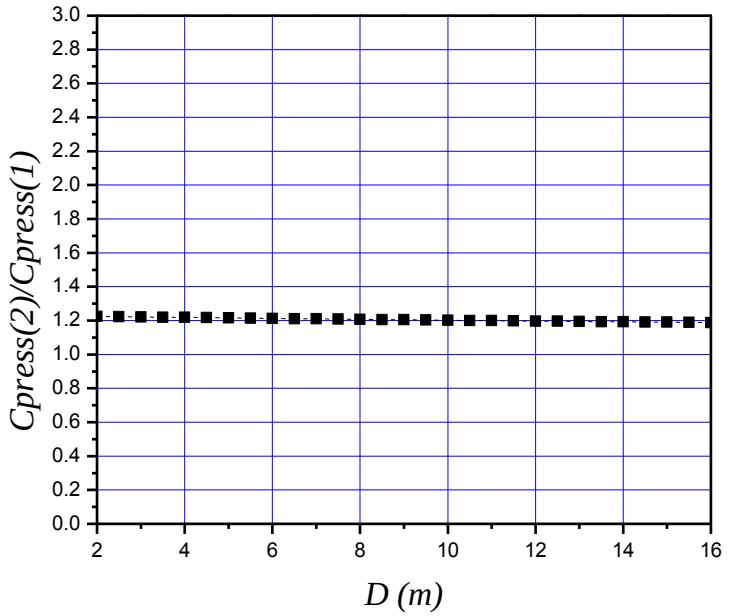

Figure 7-29: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 22.

7.5.3 Influence de S_{uv}

L'influence de S_{uv} (résistance au cisaillement non drainé mobilisée dans un plan vertical) est étudiée dans cette partie. Les paramètres utilisés dans la simulation SM 23 sont les mêmes que ceux utilisés dans SM 21, à l'exception de S_{uv} dont la valeur sera doublée, i.e. de $59.1\,kPa$ dans SM 21 à $118.2\,kPa$ dans SM 23. Le Tableau 7-5 présente les propriétés de la simulation SM 23.

Tableau 7-5: Propriétés de la simulation SM 23.

	Poids du sol $\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Module d'Young (kPa)	$\sigma_{yo}^{11} = \sigma_{yo}^{33}$ (kPa)	σ_{yo}^{22} (kPa)	S_{uv} (kPa)	S_{uh} (kPa)
SM 23	15.71	15449.5	59.94	95.76	118.2	90.1

La distribution des pressions de contact sur le fût du cône et la zone totalement plastique (AC YIELD=1), obtenues de la simulation SM 23 pour une profondeur de fonçage D de $17.16\,m$, sont présentées aux Figures 7-30 et 7-31 respectivement.

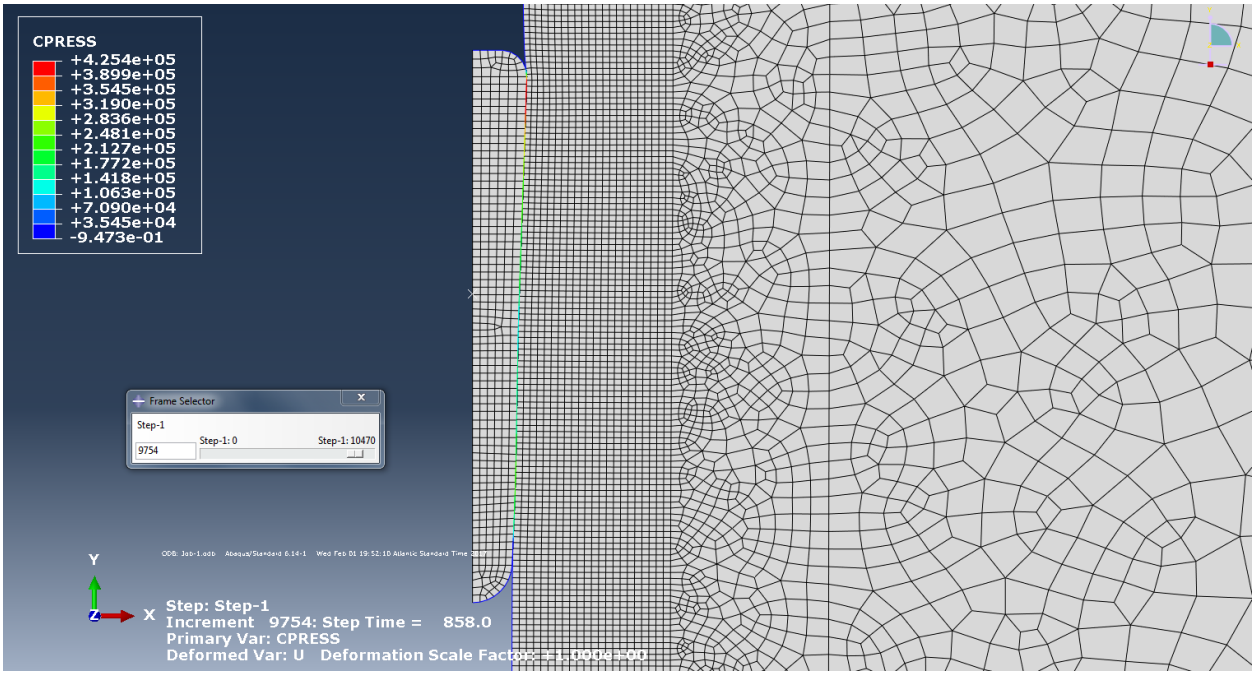

Figure 7-30: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 858.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.16\ m$, cas de la simulation SM 23.

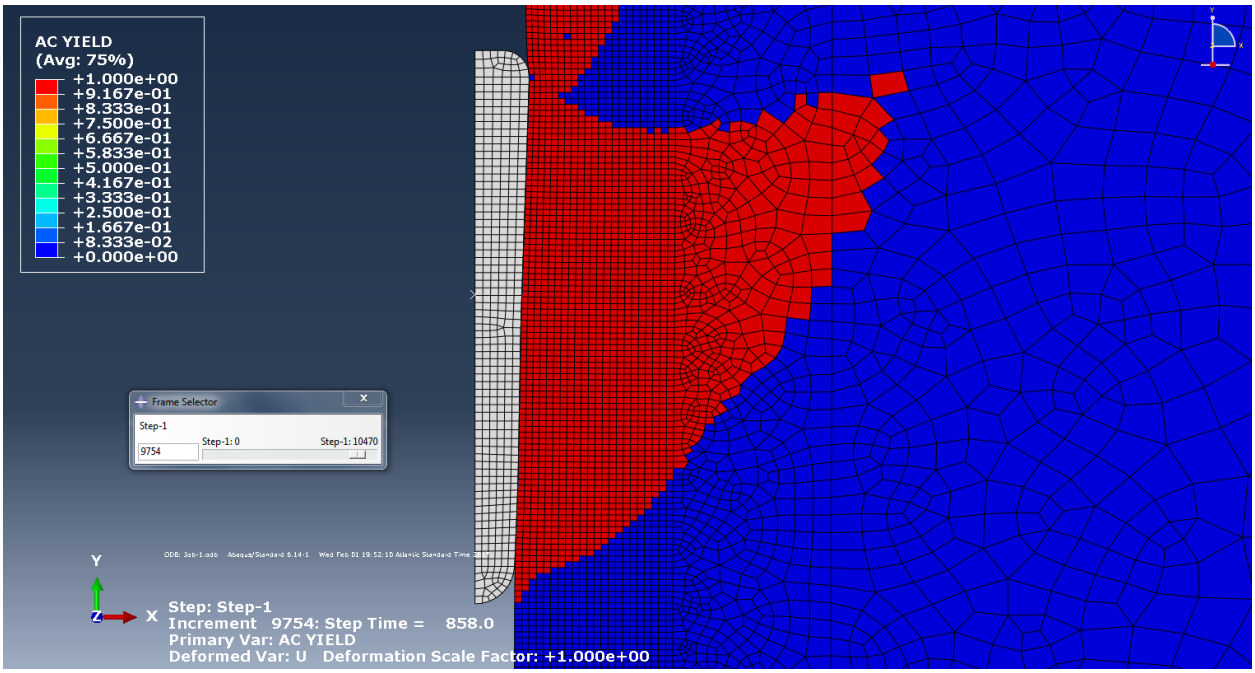

Figure 7-31: Zone totalement plastique, temps $t = 858.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.16\ m$, cas de la simulation SM 23.

La Figure 7-32 présente les pressions de contacts brutes enregistrées dans les capteurs Cap(1) et Cap(2). Les Figures 7-33 et 7-34 permettent de comparer les pressions de contact obtenues dans SM 23 avec celles obtenues dans SM 21, respectivement pour les capteurs Cap(2) et Cap(1). L'augmentation de S_{uv} induit une diminution de la pression enregistrée par le capteur Cap(2), et une très faible augmentation de la pression dans le capteur Cap(1).

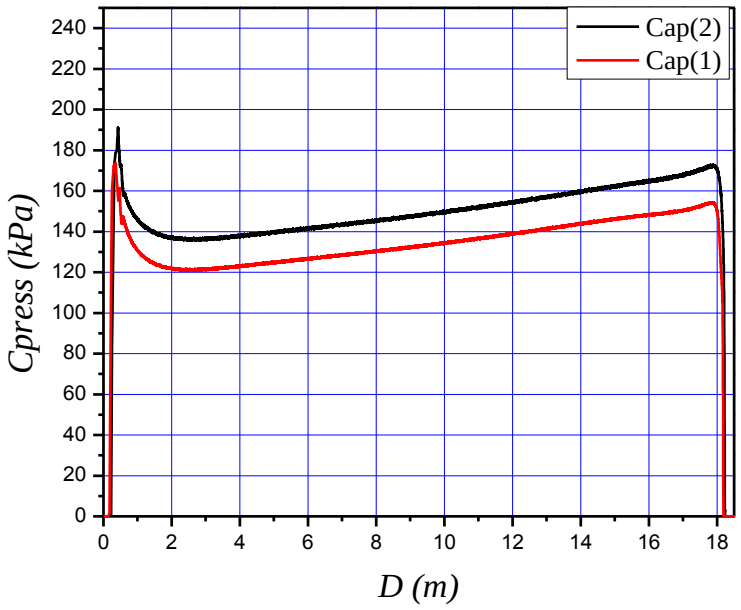

Figure 7-32: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 23.

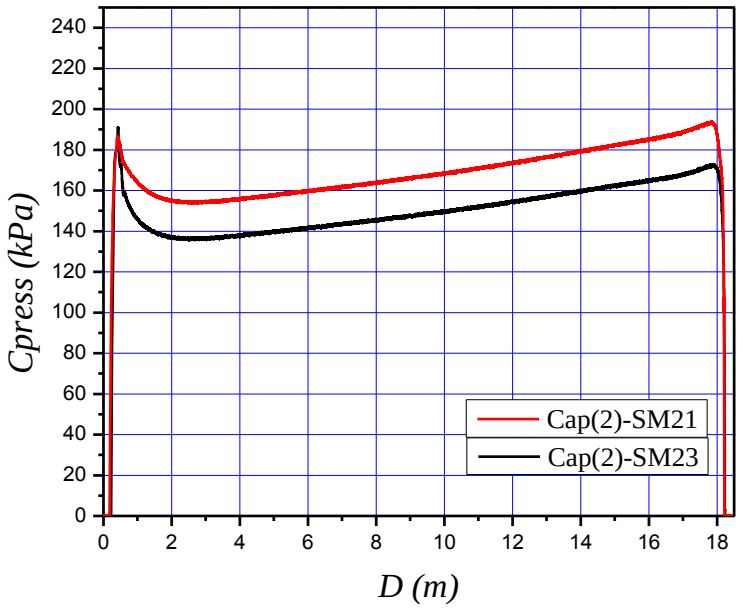

Figure 7-33: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 2. Cas des simulations SM 23 et SM 21.

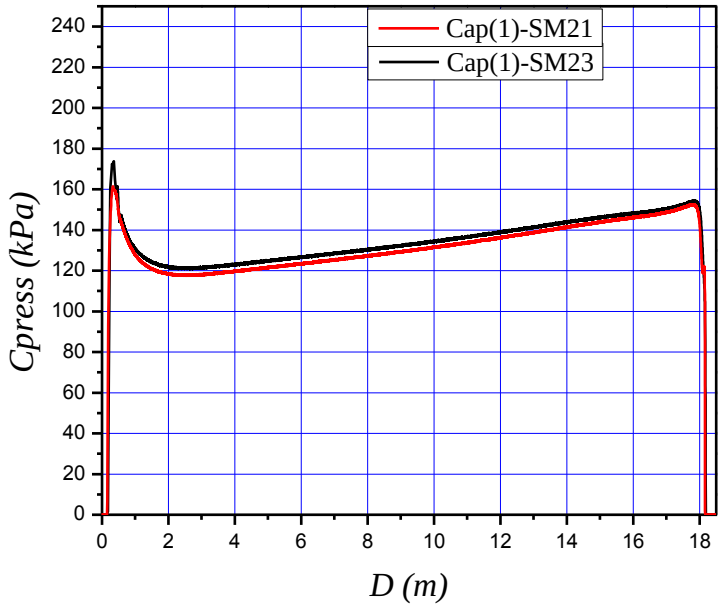

Figure 7-34: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 1. Cas des simulations SM 23 et SM 21.

La Figure 7-35 présente les CSPC de la simulation SM 23. Les Figures 7-36 et 7-37 présentent respectivement la variation de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et de $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ avec la profondeur. Les valeurs retrouvées ici sont de 14 à $15\ kPa$ pour la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$, et de 1.12 pour le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$.

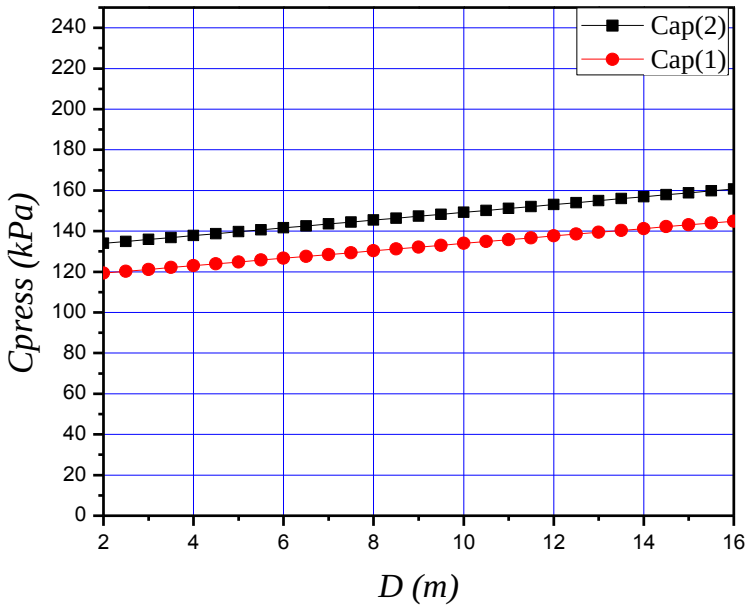

Figure 7-35: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 23.

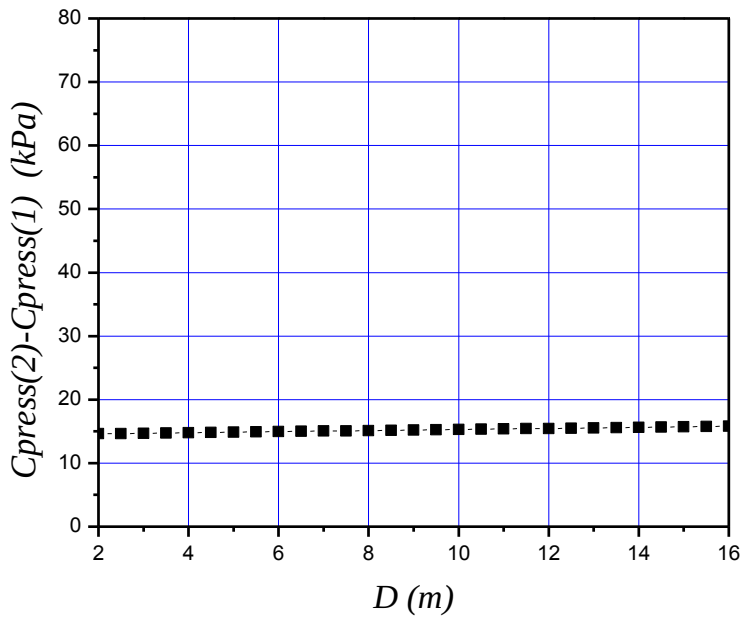

Figure 7-36: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 23.

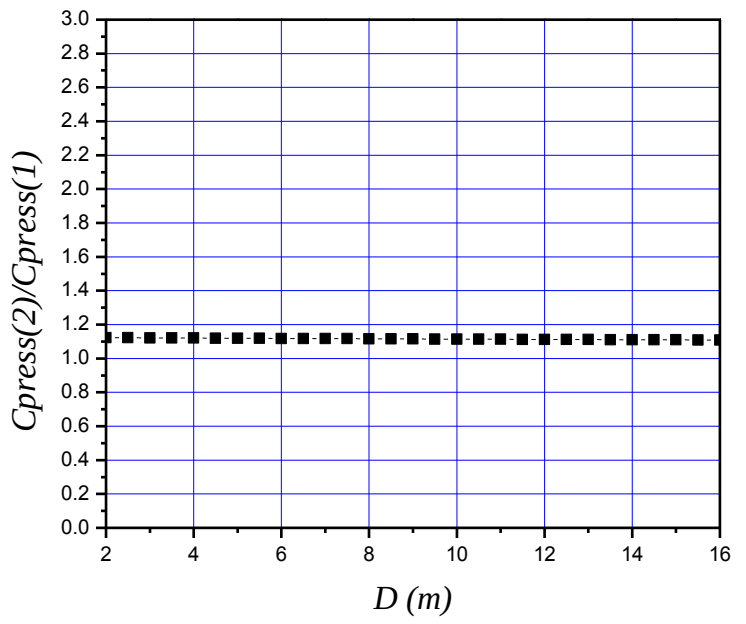

Figure 7-37: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 23.

7.5.4 Influence de S_{uh}

Cette partie examine l'influence de S_{uh} (résistance au cisaillement non drainé mobilisée dans un plan horizontal) sur les pressions de contact dans l'M-ISCT. Dans cet objectif, les propriétés de la simulation SM 24 sont les mêmes que celles de SM 21, à l'exception de S_{uh}. La valeur assignée à S_{uh} dans SM 24 est de $180.2\ kPa$, soit le double de celle utilisée dans SM 21 ($90.1\ kPa$). Le Tableau 7-6 présente les propriétés de la simulation SM 24.

Tableau 7-6: Propriétés de la simulation SM 24.

	Poids du sol $\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Module d'Young (kPa)	$\sigma_{yo}^{11} = \sigma_{yo}^{33}$ (kPa)	σ_{yo}^{22} (kPa)	S_{uv} (kPa)	S_{uh} (kPa)
SM 24	15.71	15449.5	59.94	95.76	59.1	180.2

Les Figures 7-38 et 7-39 présentent respectivement la distribution de la pression de contact le long de la surface latérale du cône et la zone totalement plastique, dans le cas de la simulation SM 24, pour une profondeur de fonçage D de 17.16 m.

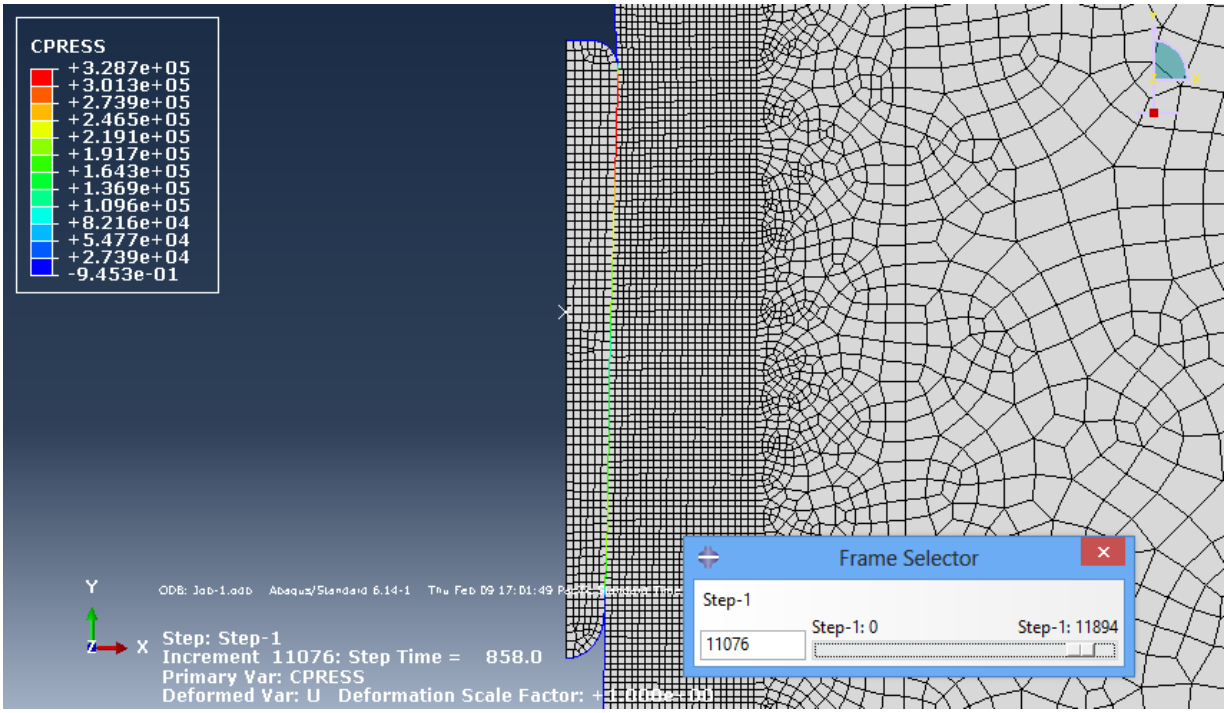

Figure 7-38: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 858.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.16\ m$, cas de la simulation SM 24.

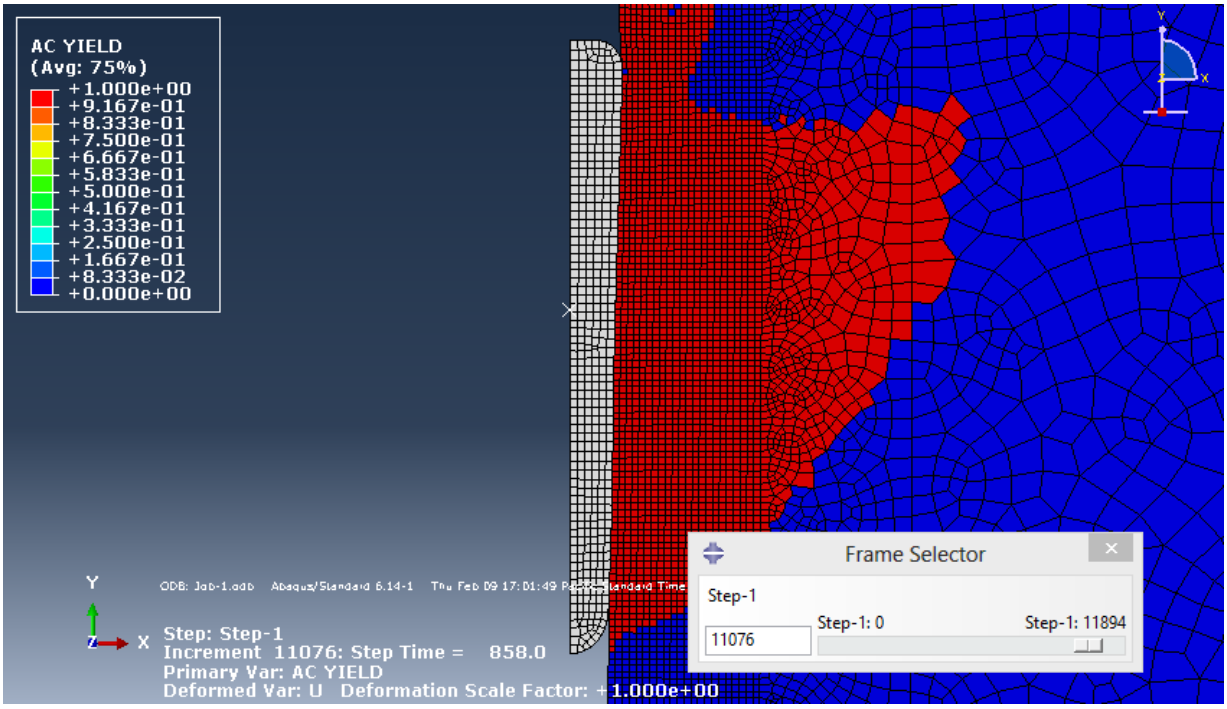

Figure 7-39: Zone totalement plastique, temps $t = 858.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.16\ m$, cas de la simulation SM 24.

La Figure 7-40 présente les courbes brutes $(Cpress)\mathrm{Vs}(D)$ obtenues. Les Figures 7-41 et 7-42 permettent de comparer les pressions de contact enregistrées dans SM 24 avec celles enregistrées dans SM 21, respectivement pour les capteurs Cap(2) et Cap(1). Ces courbes montrent que les pressions de contact sont insensibles à la variation de S_{uh}. Le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ et la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ sont donc les mêmes que ceux obtenus dans SM 21, soit respectivement 1.27 et $37\,kPa$.

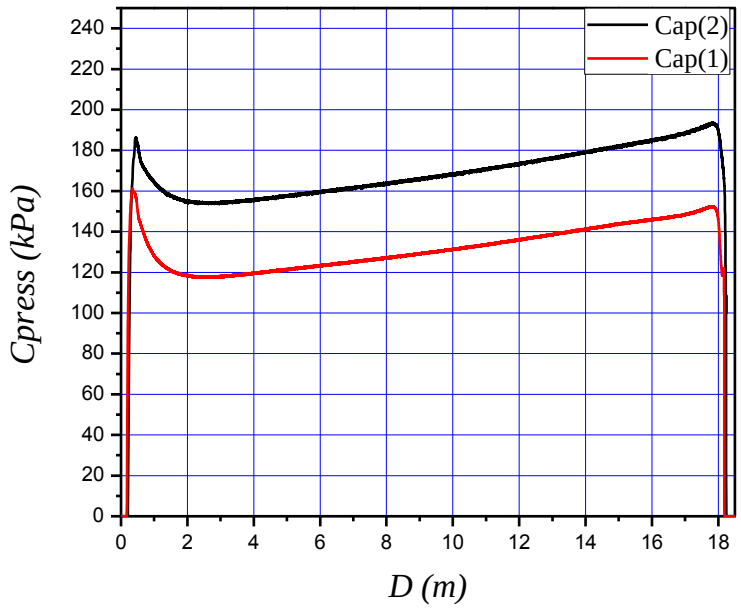

Figure 7-40: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 24.

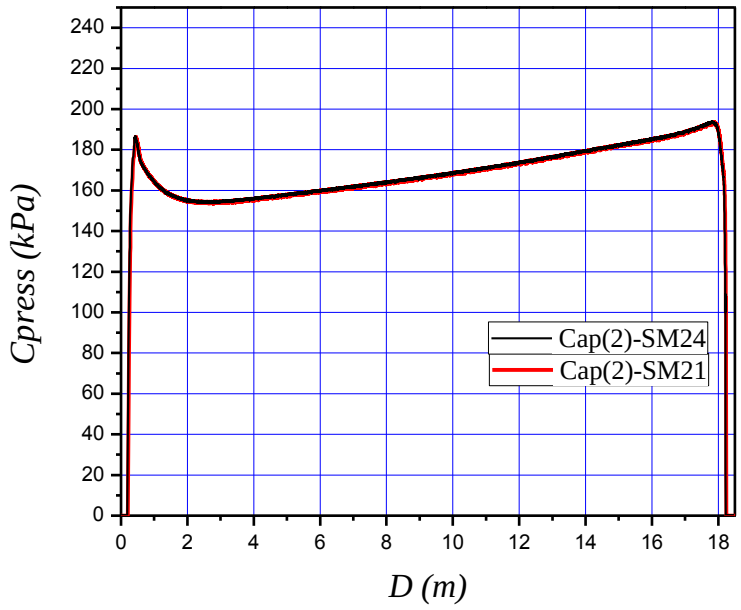

Figure 7-41: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 2. Cas des simulations SM 24 et SM 21.

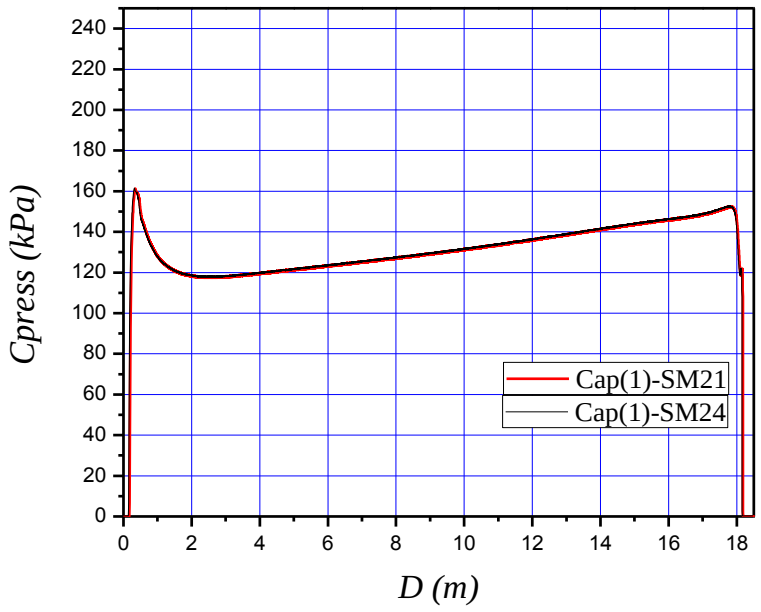

Figure 7-42: $(Cpress)$ Vs D du capteur n: 1. Cas des simulations SM 24 et SM 21.

7.6 Synthèse des résultats obtenus

L'étude de l'essai M-ISCT dans un sol anisotrope, menée dans ce chapitre, a permis de mettre en évidence les résultats suivants:

- **r 11**: Les pressions de contact varient linéairement avec la profondeur, les propriétés du sol anisotrope étant constantes sur toute la profondeur.
- **r 12**: L'augmentation du déviateur en extension induit une augmentation des pressions de contact dans les capteurs Cap(1) et Cap(2).
- **r 13**: L'augmentation du déviateur en compression σ_{yo}^{22} induit une diminution des pressions captées par le capteur Cap(2).
- **r 14**: Les pressions de contact du capteur Cap(1) sont indépendantes du déviateur en compression σ_{yo}^{22}.
- **r 15**: L'augmentation de S_{uv} induit une diminution de la pression enregistrée par le capteur Cap(2).
- **r 16**: Les pressions de contact du capteur Cap(1) sont quasi-indépendantes de la variation de S_{uv}.
- **r 17**: Les pressions de contact des capteurs Cap(1) et Cap(2) sont indépendantes de la variation de S_{uh}.

7.7 Déviateur déduit $\sigma_{yo-déduit}$ Vs déviateur en extension σ_{ext}

Les déformations induites par le passage de la sonde lors d'un essai M-ISCT sont radiales plus que verticales. Que le sol soit isotrope ou anisotrope, il s'agit du même mode de déformation. Le sol est donc comprimé radialement plus qu'il n'est comprimé verticalement. Les propriétés de résistance en extension sont donc sollicitées plus que d'autres.

La méthode d'interprétation des pressions de contact mesurées lors de l'M-ISCT exposée dans la partie 6.4, pour la déduction du déviateur, repose sur des résultats pour sol isotrope. Dans cette partie, on cherche à déduire un déviateur $\sigma_{yo-déduit}$ à partir de cette même méthode, mais en utilisant les résultats des simulations anisotropes, notamment la différence

$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$. L'objectif est de comparer $\sigma_{yo-déduit}$ avec le déviateur en extension imposé $\sigma_{ext}=\sigma_{yo}^{11}=\sigma_{yo}^{33}$.

Ici, ε_p déduit à partir du rapport $\left[\frac{(Cpress)(2)}{(Cpress)(1)}\right]$, est considéré comme étant un paramètre sans dimension qui permet d'exploiter le graphique $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{yo}. Ce paramètre sera noté pour la suite de cette partie $\bar{\varepsilon}_p$. Le Tableau 7-7 reprend les rapports et différences retrouvés dans les simulations anisotropes.

Tableau 7-7: Rapports et différences des pressions de contact enregistrées, cas des simulations anisotropes.

	$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$	$\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$
SM 20	15 kPa	1.22
SM 21- SM 24	37 kPa	1.27
SM 22	26 kPa	1.21
SM 23	$14-15$ kPa	1.12

La valeur de $\bar{\varepsilon}_p$ est fournie à travers le rapport $\left[\frac{(Cpress)(2)}{(Cpress)(1)}\right]$ par l'intermédiaire du graphique de la Figure 6-40, qui est la courbe de tendance de la Figure 6-39. Les valeurs de $\bar{\varepsilon}_p$ déduites sont présentées dans le Tableau 7-8:

Tableau 7-8: $\bar{\varepsilon}_p$ déduits des rapports $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$.

$\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$	$\bar{\varepsilon}_p$
1.27	0.5%
1.22	0.74%
1.21	0.76%
1.12	1.34%

Une fois la valeur de $\bar{\varepsilon}_p$ correspondant à chacune des différences $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ retrouvée, on peut déduire un déviateur $\sigma_{yo-déduit}$ à partir des relations $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs σ_{yo} émises dans la Figure 6-41. Toutefois, la synthèse présentée dans la partie 6.4.2 permet d'utiliser la relation suivante pour des valeurs de $\bar{\varepsilon}_p$ comprises entre $0.5\% \leq \bar{\varepsilon}_p \leq 2\%$:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p)}(\sigma_{oy}) = \frac{1}{100.\varepsilon_p} \times \left[0.3126 \times \sigma_{oy} + 4.815\right] \ \ pour \ 0.5\% \leq \varepsilon_p \leq 2\%$$

Comme énoncé précédemment, l'objectif est de comparer le déviateur déduit $\sigma_{yo-déduit}$ avec le déviateur en extension imposé σ_{ext}. Le Tableau 7-9 présente les résultats retrouvés, notamment le rapport $\frac{\sigma_{yo-déduit}}{\sigma_{ext}}$. Ici, puisque les pressions de contact ne sont pas influencées par la variation de S_{uh}, SM 21 et SM 24 fournissent les mêmes résultats.

Tableau 7-9: Déviateurs déduits $\sigma_{yo-déduit}$ relatifs à chacune des simulations anisotropes et leurs rapports aux déviateurs en extension imposés σ_{ext}.

	$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ (kPa)	$\bar{\varepsilon}_p$ (%)	$\sigma_{yo-déduit}$ (kPa)	$\sigma_{ext}=\sigma^{11}=\sigma^{33}$ (kPa)	$\frac{\sigma_{oy-déduit}}{\sigma_{ext}}$
SM 20	15 kPa	0.74	20.1	29.52	0.69
SM 21-SM 24	$36-37$ kPa	0.5	43	60	0.71
SM 22	26 kPa	0.76	47.8	60	0.79
SM 23	$14-15$ kPa	1.34	46.7	60	0.77

Ces résultats, présentés dans le Tableau 7-9, indiquent que l'exploitation des pressions de contact mesurées dans un sol anisotrope, par la méthode d'interprétation établie précédemment, conduit à un déviateur déduit $\sigma_{yo-déduit}$ égal à $(0.7-0.8)\times\sigma_{ext}$.

7.8 $\sigma_{yo-déduit}$ Vs σ_{ext} pour un module d'Young différent

Les simulations, de SM 20 à SM 24, ont toutes été exécutées en considérant le même module d'Young ($E=15449.5$ kPa). Mais dans chacune d'elles, un des paramètres du critère de Hill a été varié. La comparaison du déviateur déduit $\sigma_{yo-déduit}$ avec σ_{ext} a conduit à une marge de:

$$0.7 \leq \frac{\sigma_{yo-déduit}}{\sigma_{ext}} \leq 0.8$$

Cette partie s'intéresse à simuler l'M-ISCT dans un sol anisotrope, mais cette fois, avec un module d'Young différent de celui considéré jusqu'à présent dans ce chapitre. A cet effet, dans la simulation SM 25, les propriétés imposées sont identiques à celles de la simulation SM 21, à l'exception du Module d'Young, dont la valeur sera diminuée, i.e. de $E=15449.5$ kPa dans SM 21 à $E=10000$ kPa dans SM 25. L'objectif est de voir si $\sigma_{yo-déduit}$ est dans la marge proposée.

Les propriétés de la simulation SM 25 sont présentées dans le Tableau 7-10.

Tableau 7-10: Propriétés de la simulation SM 25.

	Poids du sol $\gamma_{sat}(kN/m^3)$	Module d'Young (kPa)	$\sigma_{yo}^{11}=\sigma_{yo}^{33}$ (kPa)	σ_{yo}^{22} (kPa)	S_{uv} (kPa)	S_{uh} (kPa)
SM 25	15.71	10000	59.94	95.76	59.1	90.1

La distribution des pressions de contact sur le fût du cône ainsi que la zone totalement plastique, obtenues dans le cas de la simulation SM 25 pour une profondeur de fonçage D de 17.282 m, sont présentées aux Figures 7-43 et 7-44 respectivement.

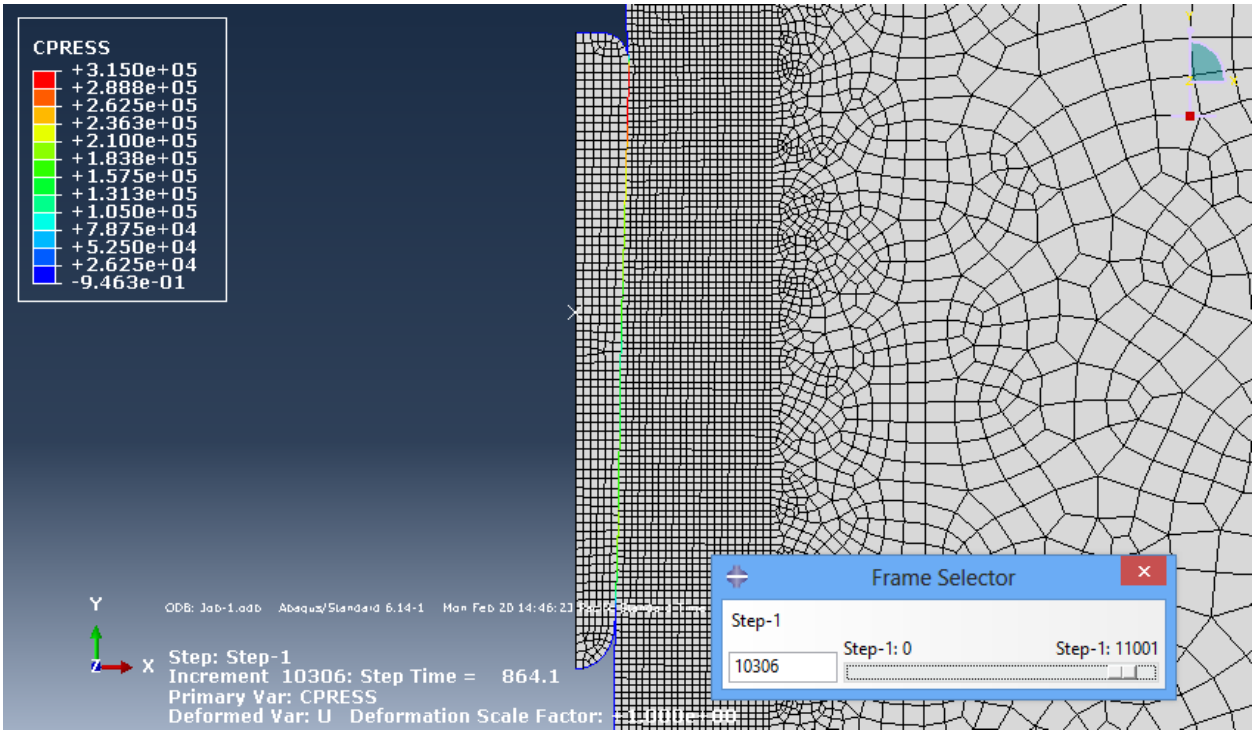

Figure 7-43: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t=864.1\ s$, profondeur de fonçage $D=17.282\ m$, cas de la simulation SM 25.

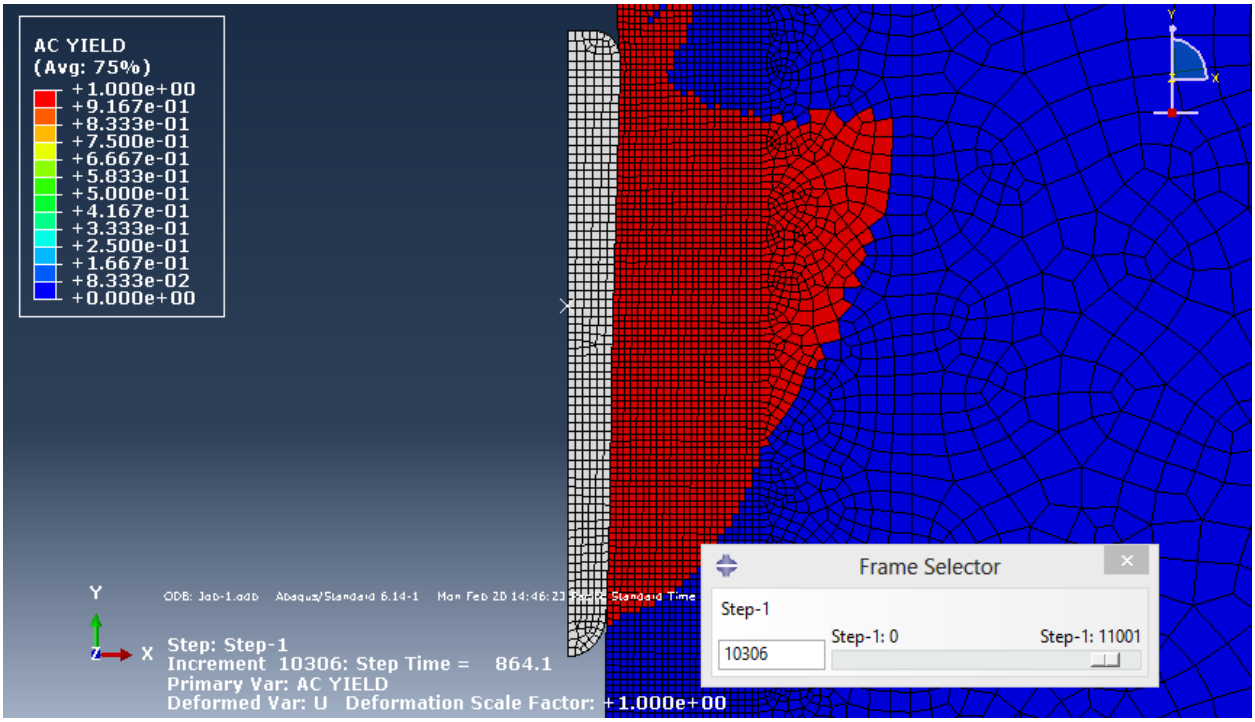

Figure 7-44: Zone totalement plastique, temps $t = 864.1\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.282\ m$, cas de la simulation SM 25.

Les Figures 7-45 et 7-46 présentent respectivement les pressions de contact brutes enregistrées dans les capteurs Cap(1) et Cap(2) et les CSPC correspondantes. Les Figures 7-47 et 7-48 présentent respectivement la variation de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et de $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ avec la profondeur, déterminée à partir des CSPC. Les valeurs retrouvées ici sont de près de $16\ kPa$ pour la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$, et 1.13 pour le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$. La valeur de 1.13 du rapport conduit à $\bar{\varepsilon}_p = 1.23-1.24$, qui avec une différence de $16\ kPa$ fournit un déviateur déduit de $47.55-48\ kPa$. Le Tableau 7-11 présente les résultats de la simulation SM 25.

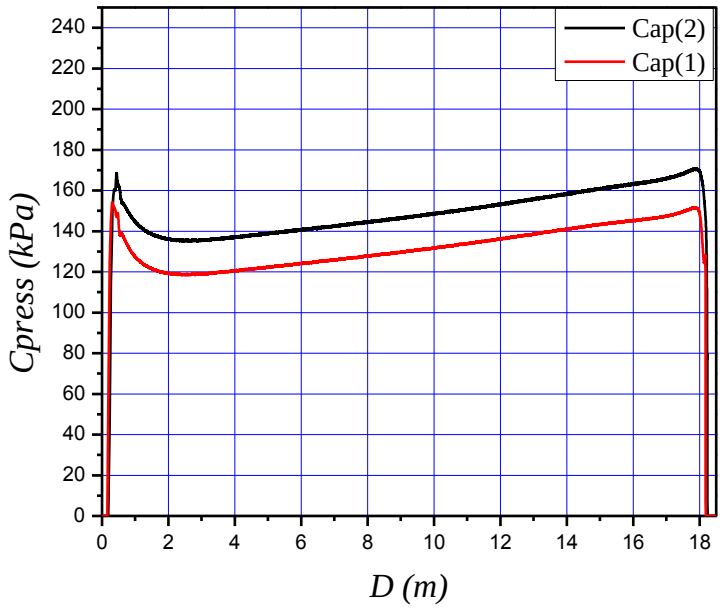

Figure 7-45: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 25.

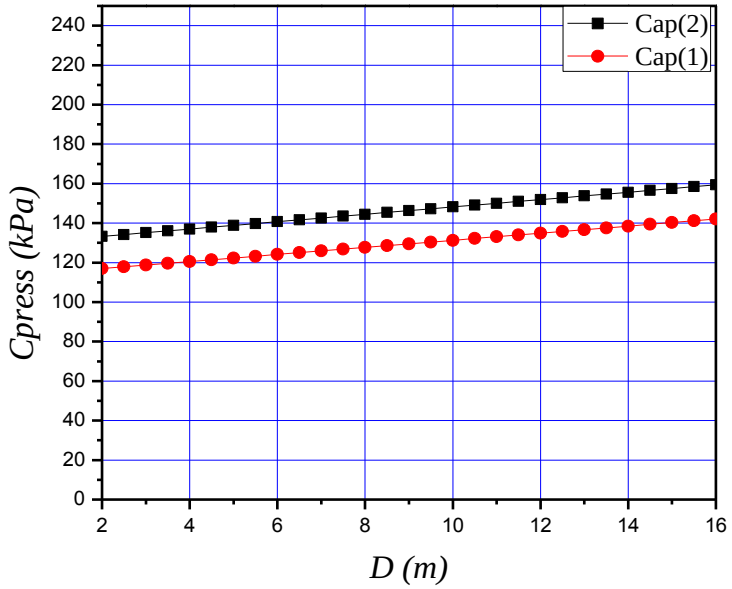

Figure 7-46: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 25.

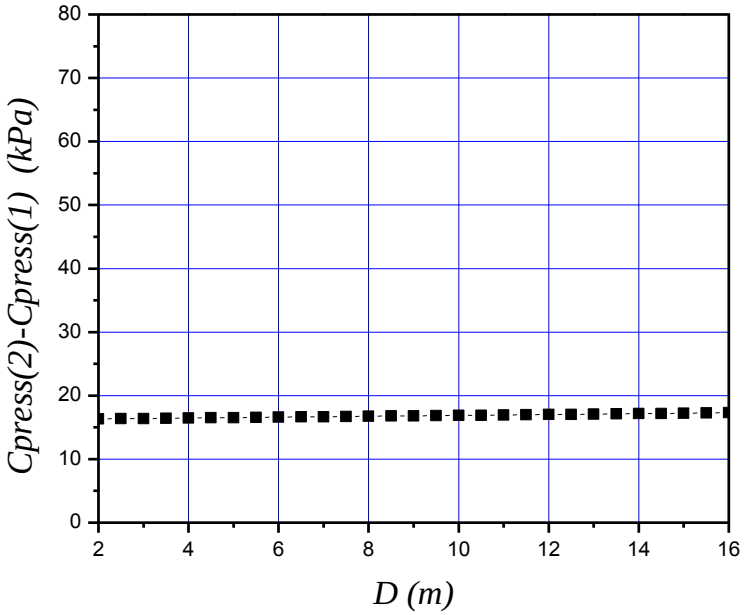

Figure 7-47: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 25.

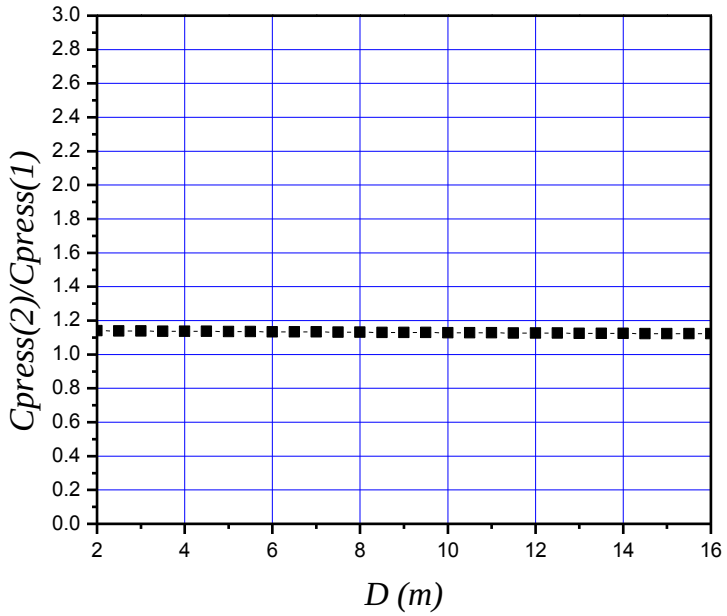

Figure 7-48: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 25.

Tableau 7-11: $\bar{\varepsilon}_p$, $\sigma_{yo-déduit}$, et $\frac{\sigma_{yo-déduit}}{\sigma_{ext}}$, cas de la simulation SM 25.

	$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ (kPa)	$\bar{\varepsilon}_p$ (%)	$\sigma_{yo-déduit}$ (kPa)	$\sigma_{ext}=\sigma_{yo}^{11}=\sigma_{yo}^{33}$ (kPa)	$\frac{\sigma_{yo-déduit}}{\sigma_{ext}}$
SM 25	16 kPa	$1.23-1.24$	$47.55-48$	60	$0.79-0.8$

L'exploitation des pressions de contact enregistrées de la simulation SM 25, mène à un déviateur déduit $\sigma_{yo-déduit}$ de $47.55-48\ kPa$. Avec un déviateur en extension imposé de $60\ kPa$, le rapport $\frac{\sigma_{yo-déduit}}{\sigma_{ext}}$ est de $0.79-0.8$.

7.9 M-ISCT: Cas isotrope Vs cas anisotrope

Les propriétés de résistance des argiles sont généralement déterminées, au laboratoire, à travers des essais triaxiaux. Les S_u déduites des essais triaxiaux de compression sont le plus souvent utilisées dans le dimensionnement des ouvrages.

L'objectif de cette partie est de simuler l'M-ISCT dans l'argile de Louiseville, en considérant que les paramètres de résistance ont été déduits par un essai triaxial de compression. L'argile est donc supposée isotrope avec un déviateur au «yield» de:

$$\sigma_{yo}=\sigma_{yo}^{22}=95.76\ kPa.$$

Il s'agit de comparer les pressions de contact enregistrées dans les deux cas:

- Cas isotrope: avec $\sigma_{yo}=\sigma_{yo}^{22}=\sigma_{yo}^{11}=\sigma_{yo}^{33}=95.76\ kPa$, simulation SM 26, et
- Cas anisotrope (argile de Louiseville): Cas de la simulation SM 20.

Le Tableau 7-12 présente les principales propriétés de la simulation SM 26, et le

Tableau 7-13 rappelle celles de la simulation SM 20.

Tableau 7-12: Propriétés de la simulation SM 26.

	$\gamma_{sat}\left(kN/m^3\right)$	Module d'Young $\left(kPa\right)$	$\sigma_{oy}\left(kPa\right)$
SM 26	15.71	15449.5	95.76

Tableau 7-13: Propriétés de la simulation SM 20.

	Poids du sol ($\gamma_{sat}(kN/m^3)$)	Module d'Young (kPa)	$\sigma_{yo}^{11}=\sigma_{yo}^{33}$ (kPa)	σ_{yo}^{22} (kPa)	S_{uv} (kPa)	S_{uh} (kPa)
SM 20	15.71	15449.5	29.52	95.76	59.1	90.1

La distribution des pressions de contact $\left(Cpress\right)$ sur le fût du cône ainsi que les contours des déviateurs de Mises (S), obtenus dans le cas de la simulation isotrope SM 26 pour une profondeur de fonçage D de 17.0 m, sont montrés aux Figures 7-49 et 7-50 respectivement.

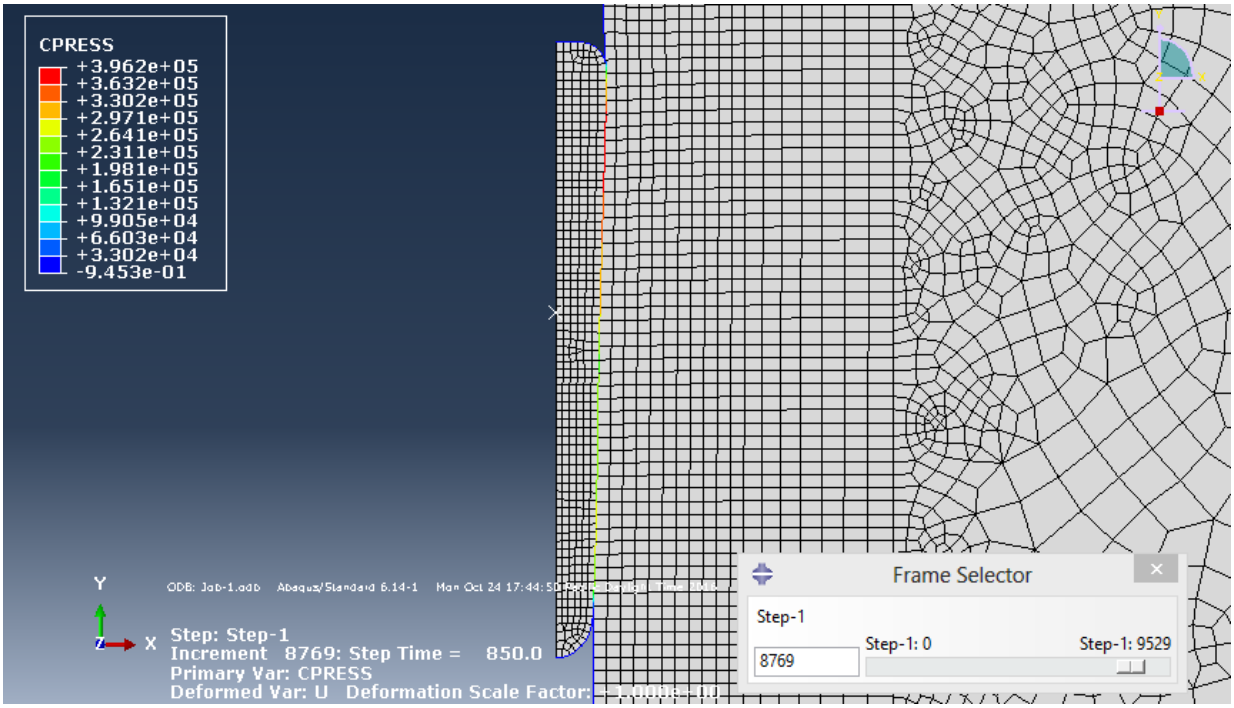

Figure 7-49: Distribution de la pression de contact $(Cpress)$ au temps $t = 850.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.0\ m$, cas de la simulation SM 26.

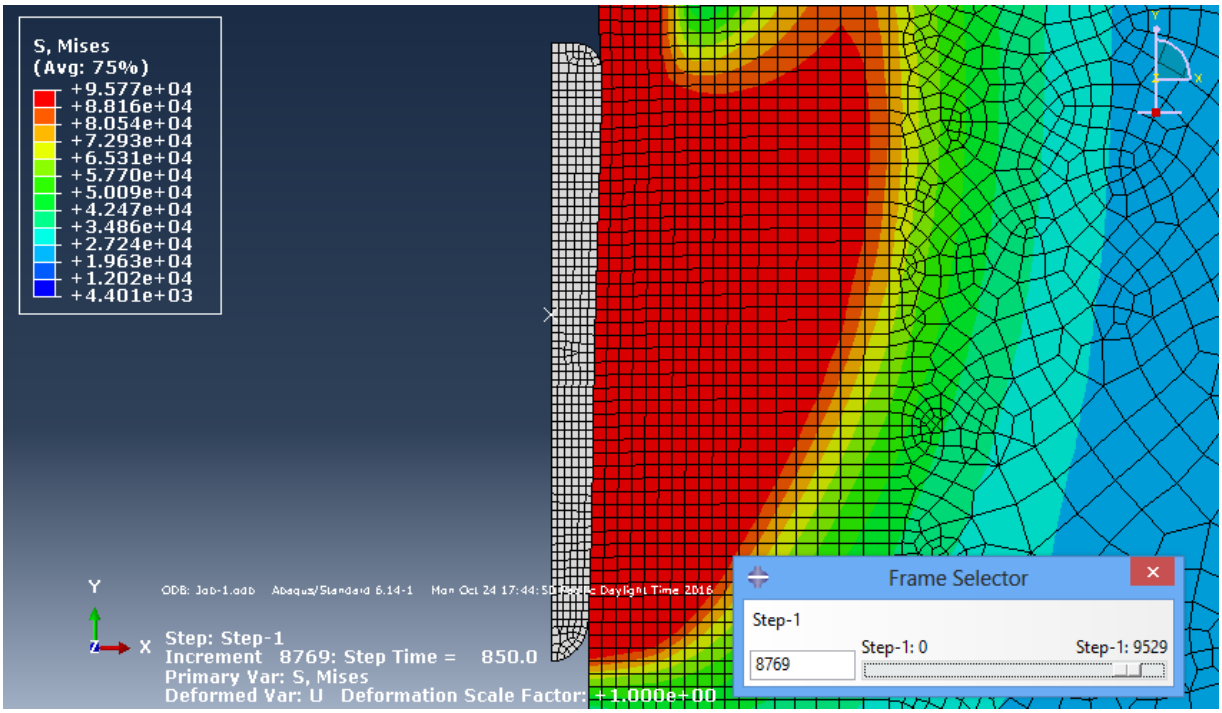

Figure 7-50: Contours des déviateurs de Mises (S) au temps $t = 850.0\ s$, profondeur de fonçage $D = 17.0\ m$, cas de la simulation SM 26.

La Figure 7-51 présente les pressions de contact brutes enregistrées par les capteurs Cap(1) et Cap(2) dans la simulation SM 26, et la Figure 7-52 permet de comparer les résultats des deux simulations SM 20 et SM 26.

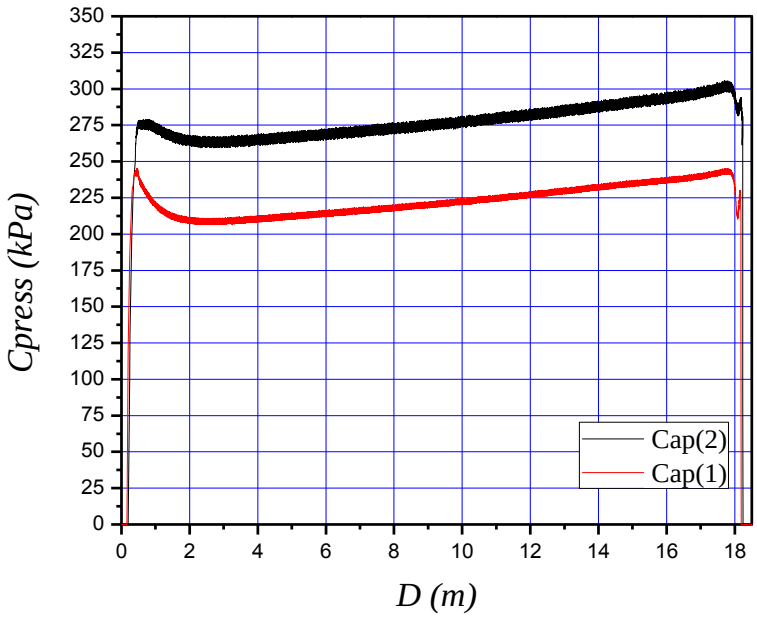

Figure 7-51: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 26.

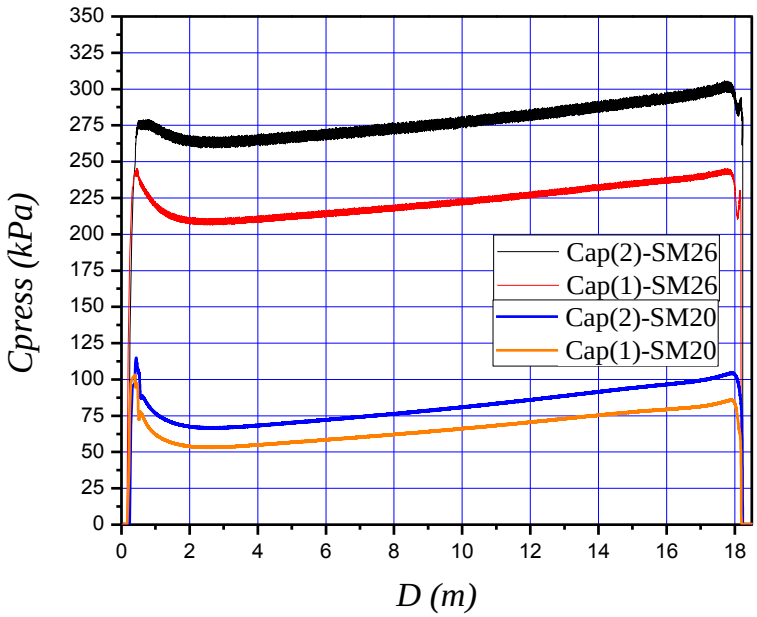

Figure 7-52: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas des simulations SM 20 et SM 26.

Les résultats de l'étude anisotrope, résumés dans la partie 7.6, montrent que les pressions de contact du capteur Cap(1) ne dépendent que du déviateur en extension σ_{ext}, dont l'augmentation induit une augmentation des pressions de contact. Pour la simulation SM 26, le déviateur en extension est de $\sigma_{ext} = \sigma_{yo} = 95.76\ kPa$, puisque l'argile est supposée isotrope. Dans la simulation SM 20, σ_{ext} imposé est de $\sigma_{ext} = 29.52\ kPa$. Les pressions enregistrées par le capteur Cap(1) dans SM 26 sont donc plus grandes que dans SM 20, comme le montre la Figure 7-52.

Les résultats de l'étude anisotrope montrent aussi que les pressions de contact ne dépendent pas de S_{uh}. Les pressions enregistrées par le capteur Cap(2) dépendent du déviateur en compression σ_{yo}^{22}, de S_{uh} et du déviateur en extension σ_{ext}. Dans la simulation isotrope SM 26, S_{uv} a une valeur de $S_{uv} = \sigma_{yo} / \sqrt{3} = 55.28\,kPa$. La valeur assignée à S_{uv} dans SM 20 est de $S_{uv} = 59.1\ kPa$, qui est une valeur proche de $55.28\,kPa$. Le déviateur en compression σ_{yo}^{22} est le même pour les deux simulations SM 20 et SM 26. L'augmentation de la pression de contact enregistrée au niveau du capteur Cap(2) (Figure 7-52) entre SM 20 et SM 26 résulte principalement de

l'augmentation de σ_{ext}, ce qui rejoint les résultats de l'étude anisotrope, et notamment le résultat **r 12**.

La Figure 7-53 présente les CSPC de la simulation SM 26, déterminées à partir des pressions brutes. Les Figures 7-54 et 7-55 présentent respectivement la variation de $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et de $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ avec la profondeur, déduites des CSPC. Les valeurs de la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et du rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ obtenus sont respectivement de $56\ kPa$ et 1.26.

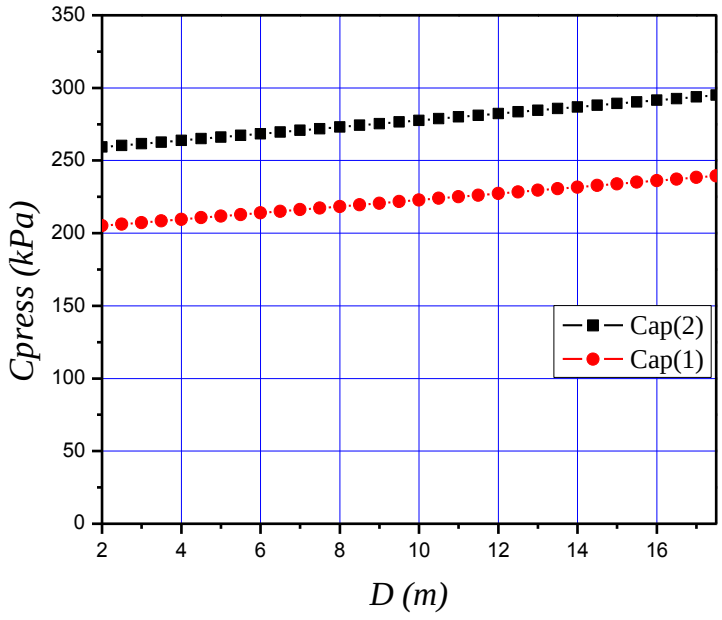

Figure 7-53: CSPC: $(Cpress)$ Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 26.

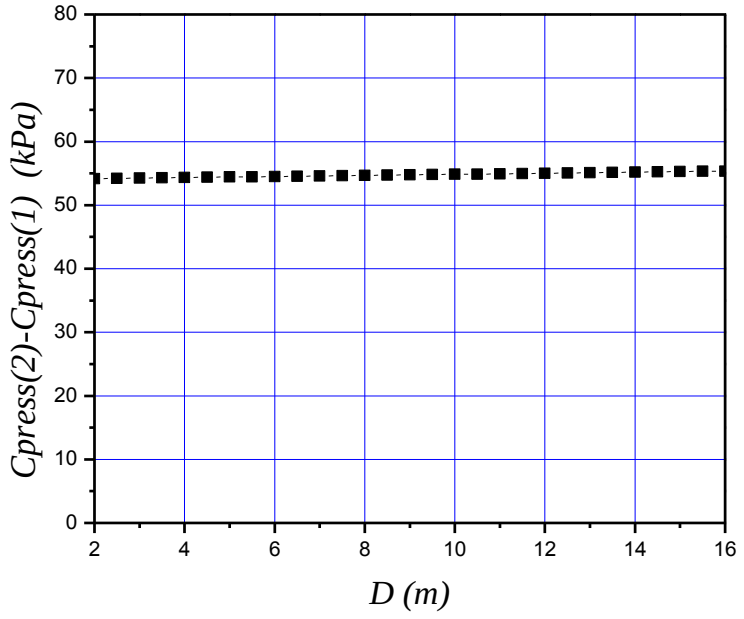

Figure 7-54: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 26.

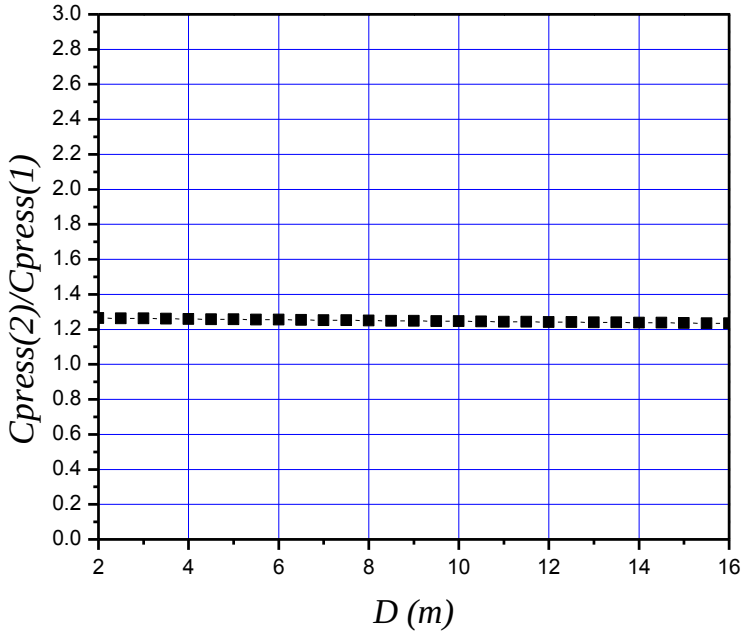

Figure 7-55: $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs D. Cas de la simulation SM 26.

7.10 Déviateur déduit $\sigma_{yo-déduit}$ de la simulation isotrope SM 26

Dans cette partie, il s'agit de déterminer les propriétés de résistance du sol isotrope considéré dans la simulation SM 26, notamment le déviateur mobilisé $\sigma_{yo-déduit}$ et le module d'Young déduit $E_{déduit}$ (ou ε_p). La déduction de ces propriétés sera faite en exploitant la méthode d'interprétation établie dans les Chapitres 5 et 6 pour sols isotropes. L'utilisation de cette méthode d'interprétation repose sur la différence $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ et sur le rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ dont les valeurs sont respectivement de $56\ kPa$ et 1.26. Un rapport de 1.26 conduit à $\varepsilon_p = 0.6\%$. Comme mentionné précédemment, la relation suivante permet de déterminer $\sigma_{yo-déduit}$ pour des ε_p compris entre 0.5% et 2%; elle conduit à $\sigma_{yo-déduit} = 92.1\ kPa$:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p)}(\sigma_{oy}) = \frac{1}{100.\varepsilon_p}\times\left[0.3126\times\sigma_{oy}+4.815\right]\ \ pour\ 0.5\% \le \varepsilon_p \le 2\%$$

Pour $\varepsilon_p = 0.6\%$ et $\sigma_{yo-déduit} = 92.1\ kPa$, le module d'Young déduit est:

$$E_{déduit} = \frac{\sigma_{yo-déduit}}{\varepsilon_p} = 15350\ kPa$$

Le Tableau 7-14 résume les propriétés déduites, et présente leurs rapports à celles imposées.

Tableau 7-14: Propriétés déduites Versus propriétés imposées, cas de la simulation isotrope SM 26.

	ε_p (%)	$E_{déduit}$ (kPa)	$E_{imposé}$ (kPa)	$\sigma_{yo-déduit}$ (kPa)	$\sigma_{yo-imposé}$ (kPa)	$\frac{E_{déduit}}{E_{imposé}}$	$\frac{\sigma_{yo-déduit}}{\sigma_{yo-imposé}}$
SM 26	0.6	15350	15449.5	92.1	95.76	99.35%	96.17%

L'utilisation de la méthode d'interprétation présentée à la partie 6.4 conduit à un rapport $\frac{\sigma_{yo-déduit}}{\sigma_{yo-imposé}}$ de 96.17%, et donc l'erreur relative est de moins de 4%. Le rapport $\frac{E_{déduit}}{E_{imposé}}$ obtenu est de 99.35%, avec une erreur relative de 0.6%.

CHAPITRE 8 LIMITE INFÉRIEURE DES RELATIONS $[Cpress(2)-Cpress(1)](\sigma_{yo})$, DOMAINE DE VALIDITÉ DE LA MÉTHODE PROPOSÉE PAR LADANYI ET AL. (2000) ET VALIDATION DE LA MÉTHODE PROPOSÉE DANS CETTE ÉTUDE

8.1 Limite inférieure des relations $[Cpress(2)-Cpress(1)](\sigma_{yo})$ et domaine de validité de la méthode proposée par Ladanyi et al. (2000)

Tel que proposé par Ladanyi et al. (2000), la détermination de S_u moyennant l'essai ISCT est donnée par la relation suivante:

$$S_u = \frac{P_2 - P_1}{\ln\left(\frac{V_2 - V_0}{V_2}\right) - \ln\left(\frac{V_1 - V_0}{V_1}\right)} \tag{8.1}$$

avec P_2 et P_1, les pressions de contact mesurées en deux points de la courbe pressiométrique, et $\left(\frac{V_2 - V_0}{V_2}\right)$ et $\left(\frac{V_1 - V_0}{V_1}\right)$ les déformations volumiques unitaires leur correspondant respectivement.

Appliquée à la sonde M-ISC, P_2 et P_1 seraient les pressions de contact mesurées par les capteurs $Cap(2)$ et $Cap(1)$, soit $Cpress(2)$ et $Cpress(1)$ respectivement. $\left(\frac{V_2 - V_0}{V_2}\right)$ et $\left(\frac{V_1 - V_0}{V_1}\right)$ seraient les déformations volumiques unitaires au niveau des deux capteurs $Cap(2)$ et $Cap(1)$ respectivement, elles sont données par l'expression:

$$\Delta V_{0i} / V_i = \frac{V_i - V_0}{V_i} = \frac{\pi(r_i^2 - r_0^2)\times 1}{\pi r_i^2 \times 1} = 1 - \left(\frac{r_0}{r_i}\right)^2$$

Avec un rayon $r_1 = 38.5\,mm$ au niveau de $Cap(1)$ et $r_2 = 39.9\ mm$ au niveau de $Cap(2)$ (Figure 4-1 de la géométrie du M-ISC), les déformations volumiques unitaires sont ($r_0 = 33.6\ mm$):

$$\left(\frac{V_2 - V_0}{V_2}\right) = 1 - \left(\frac{r_0}{r_2}\right)^2 = 0.291$$

et

$$\left(\frac{V_1 - V_0}{V_1}\right) = 1 - \left(\frac{r_0}{r_1}\right)^2 = 0.23835$$

La relation (8.1) devient donc:

$$S_u = \frac{P_2 - P_1}{\ln(0.291) - \ln(0.23835)} = \frac{P_2 - P_1}{0.199583}$$

ou

$$Cpress(2) - Cpress(1) = \frac{\sigma_{yo}}{\sqrt{3}}.0.199583$$

Ainsi, la méthode de détermination de S_u, proposée par Ladanyi et al. (2000), et appliquée à la sonde M-ISC, ne tient pas compte de ε_p, et est donnée par l'expression suivante:

$$Cpress(2) - Cpress(1) = 0.115223.\sigma_{yo}$$

L'espacement entre les relations $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$ émises à la Figure 6-41 diminue à mesure que ε_p augmente. La dépendance de la différence $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$, de ε_p semble baisser quand ε_p dépasse les 3%. Une limite inférieure de $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$, traduite par l'indépendance de ε_p, peut donc être caractérisée. C'est l'objectif de la simulation SM 27 dont les propriétés sont présentées au Tableau 8-1. En effet, cette simulation est exécutée en conservant $\varepsilon_p = 5\%$ sur toute la profondeur, et en variant σ_{yo} de $30\ kPa$ à $250\ kPa$.

Tableau 8-1: Caractéristiques de la simulation effectuée pour déduire $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$Vs σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 5\%$ dans l'M-ISCT.

	ε_p	$\sigma_{oy}\left(kPa\right)$	$\gamma_{sat}\left(kN/m^3\right)$	Θ	$P_t\ \left(m\right)$
SM 27	5%	30 à 250	16	0	18

La Figure 8-1 montre que la géométrie du M-ISC permet de mener le sol à l'état plastique pour $\varepsilon_p = 5\%$. Les Figures 8-2 et 8-3 présentent respectivement les courbes brutes de pressions de contact ainsi que les CSPC leur correspondant, dans le cas de la simulation SM 27.

La Figure 8-4 présente la variation du rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$avec la profondeur. Ce rapport garde une valeur constante d'environ 1.08 avec la profondeur et vient conforter les résultats énoncés précédemment, notamment le graphique $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ Vs ε_p.

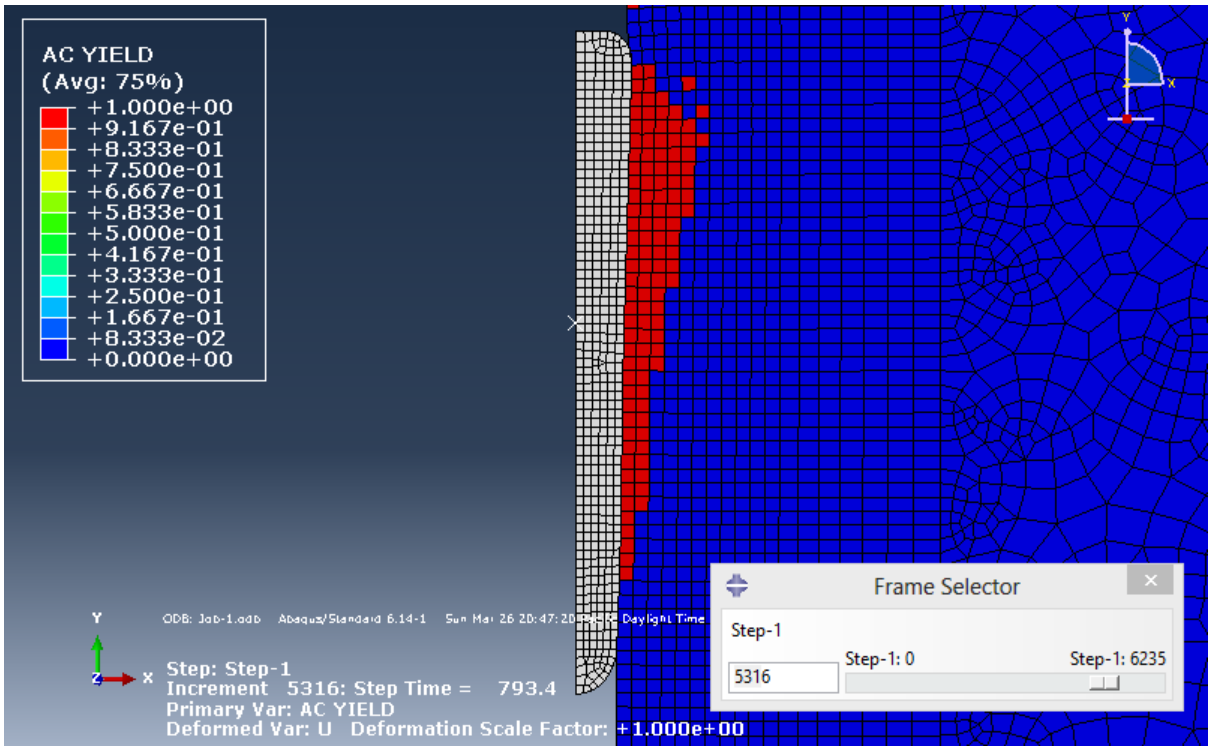

Figure 8-1: Zone totalement plastique, temps $t = 793.4\ s$, profondeur de fonçage $D = 15.868\ m$, cas de la simulation SM 27.

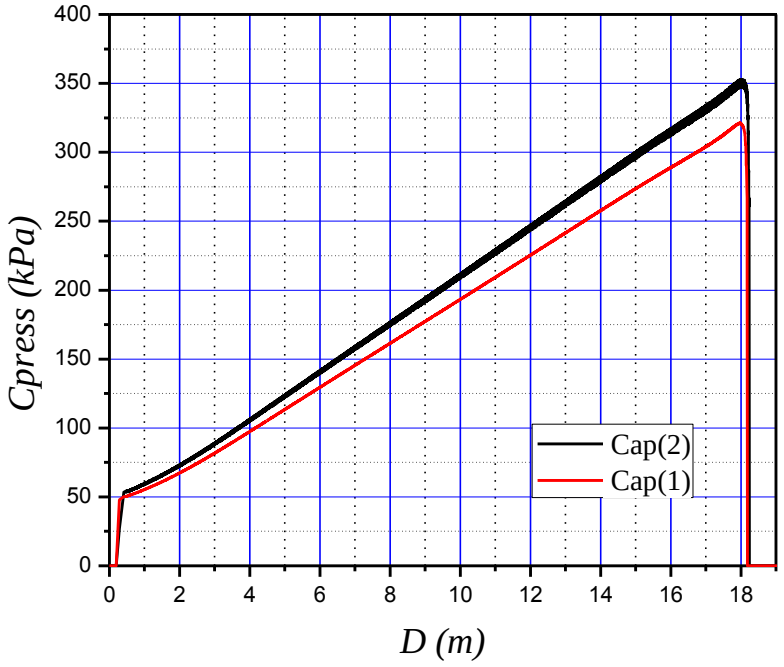

Figure 8-2: *Cpress* Vs D des capteurs n: 1 et n: 2. Cas de la simulation SM 27, $\varepsilon_p = 5\%$.

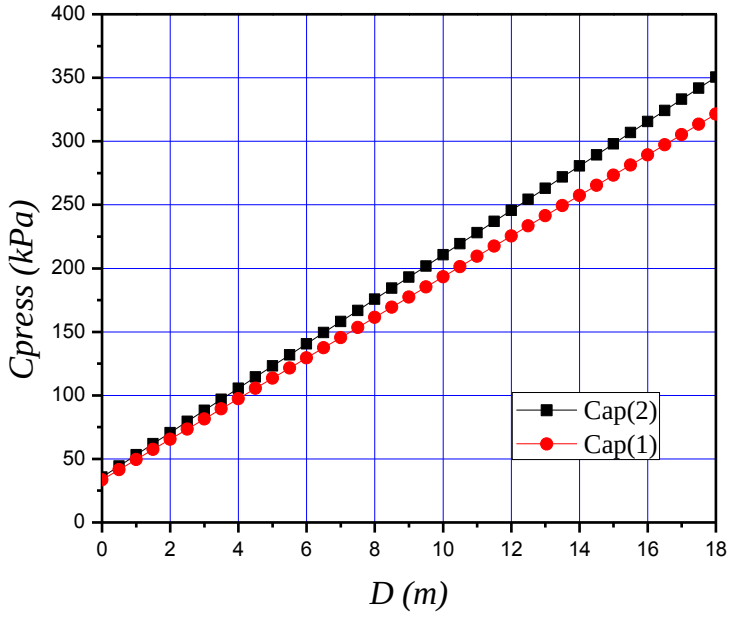

Figure 8-3: CSPS: *Cpress* Vs D des capteurs n:1 et n:2, $\varepsilon_p = 5\%$.

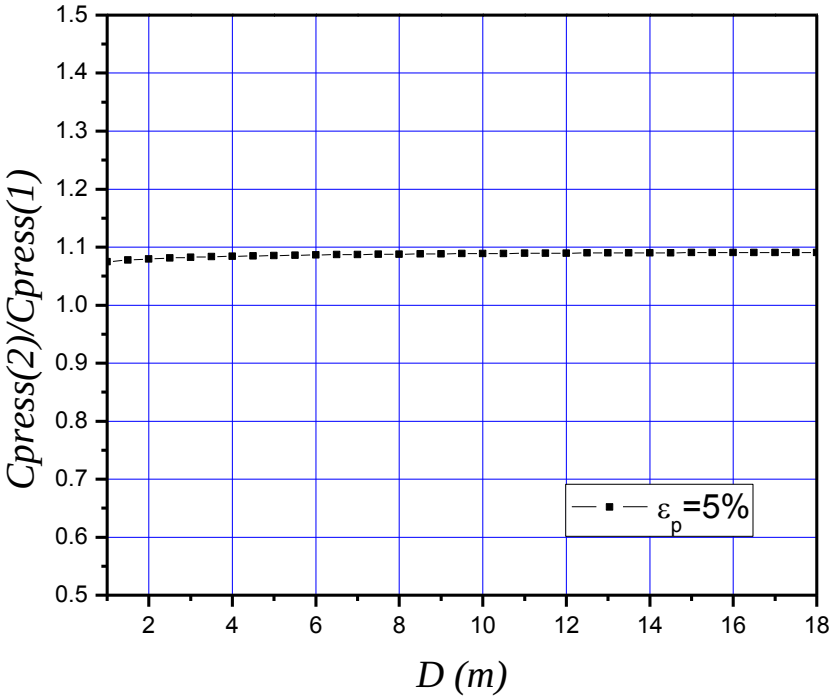

Figure 8-4: $\left[\left(Cpress\right)(2)/\left(Cpress\right)(1)\right]$ Vs D pour $\varepsilon_p = 5\%$.

La Figure 8-5 présente la relation $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right] Vs \left(\sigma_{yo}\right)$ retrouvée ici pour $\varepsilon_p = 5\%$, et la Figure 8-6 réunie toutes les relations $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right] Vs \left(\sigma_{yo}\right)$, i.e. pour $\varepsilon_p = 0.5\%, 1\%, 2\%, 3\%, 4\%$ et 5%.

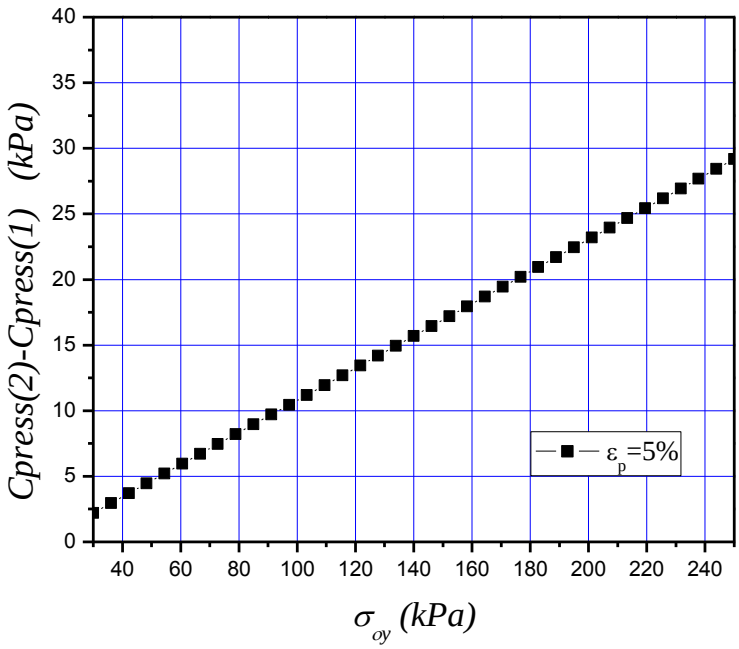

Figure 8-5: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ *Vs* σ_{yo} pour $\varepsilon_p = 5\%$.

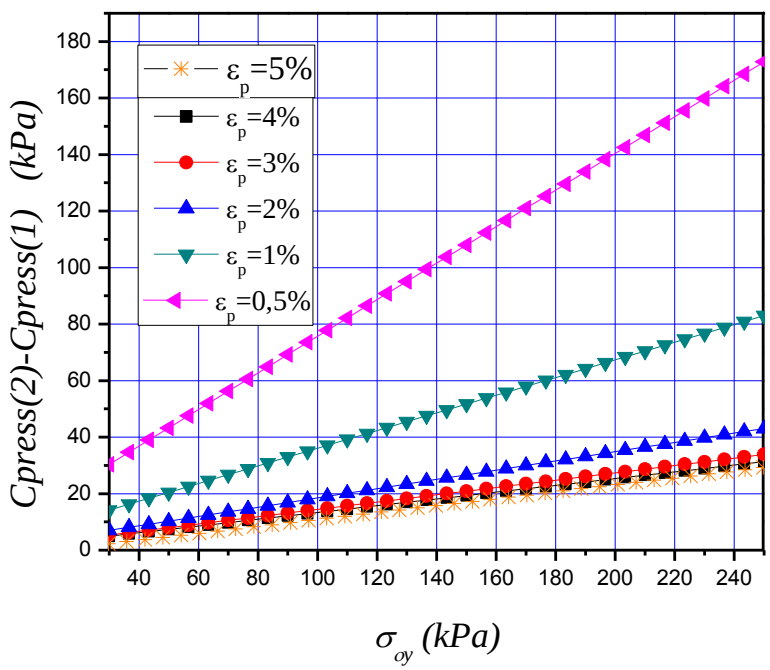

Figure 8-6: $\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]$ versus σ_{oy} pour $\varepsilon_p = 0.5\%$, 1%, 2%, 3%, 4% et 5%.

Les droites à $\varepsilon_p = 4\%$ et $\varepsilon_p = 5\%$ (Figure 8-6) sont sensiblement rapprochées.

En effet:

- à $\sigma_{yo} = 30\ kPa$:

$$\left[\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]_{\varepsilon_p=4\%} - \left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]_{\varepsilon_p=5\%}\right] = 2.7\,kPa$$

- à $\sigma_{yo} = 250\ kPa$:

$$\left[\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]_{\varepsilon_p=4\%} - \left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]_{\varepsilon_p=5\%}\right] = 2.12\,kPa$$

Les relations $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right] Vs\ \left(\sigma_{yo}\right)$ pour différents ε_p, tendent donc vers une unique droite quand ε_p augmente. $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right] Vs\ \left(\sigma_{yo}\right)$ devient alors indépendante de ε_p.

La droite $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right] Vs\ \left(\sigma_{yo}\right)$ pour $\varepsilon_p = 5\%$, peut donc être considérée comme une approximation de la limite inférieure des relations $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$, i.e.:

$$\left[\left(Cpress\right)(2) - \left(Cpress\right)(1)\right]_{\varepsilon_p=5\%} = \left[\left(Cpress\right)(2) - \left(Cpress\right)(1)\right]_{\varepsilon_p>5\%}$$

et

$$\left[\left(Cpress\right)(2) - \left(Cpress\right)(1)\right]\left(\sigma_{oy}\right) = 0.12265 \times \sigma_{oy} - 1.473 \quad pour \quad \varepsilon_p = 5\%$$

L'application de la méthode de détermination de S_u, proposée par Ladanyi et al. (2000), à la sonde M-ISC, a mené à l'équation:

$$Cpress(2) - Cpress(1) = 0.115223.\sigma_{yo} \qquad (8.2)$$

Cette expression (8.2) est tracée avec la droite $\left[Cpress(2) - Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$ pour $\varepsilon_p = 5\%$, à la Figure 8-7.

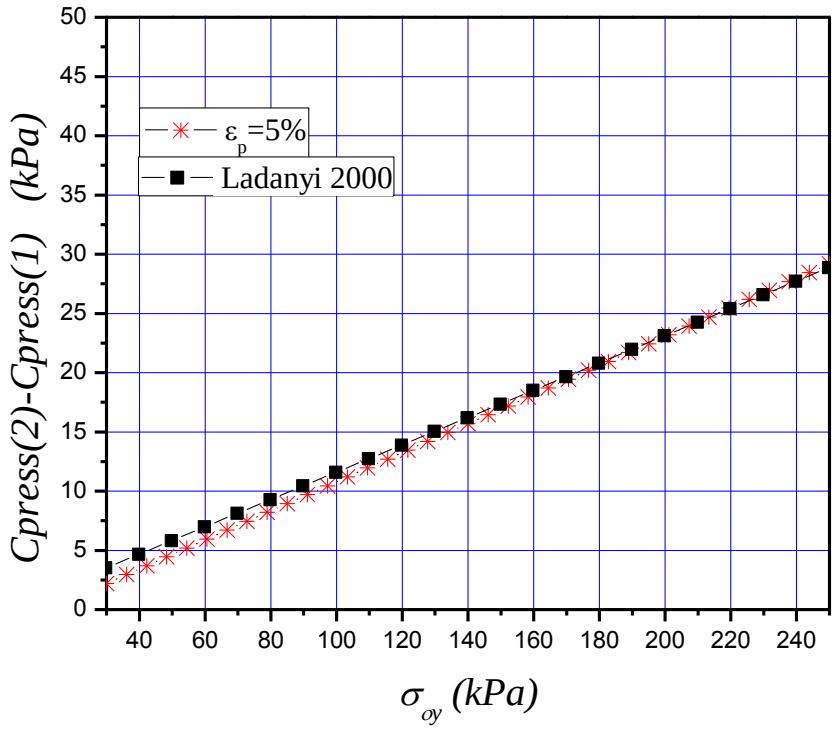

Figure 8-7: Comparaison entre la droite $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]\left(\sigma_{yo}\right)$ pour $\varepsilon_p = 5\%$ et la droite de la solution proposée par Ladanyi et al. (2000).

Les 2 courbes, Figure 8-7, sont quasi-confondues avec un léger décalage. En effet:

- $à\ \sigma_{yo} = 30\ kPa$:

$$\left[\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]_{Lad} - \left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]_{\varepsilon_p=5\%}\right] = 1.25\ kPa$$

- $à\ \sigma_{yo} = 250\ kPa$:

$$\left[\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]_{Lad} - \left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]_{\varepsilon_p=5\%}\right] = 0.389\ kPa$$

La méthode proposée par Ladanyi et al. (2000), est donc valable lorsque la différence $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ devient indépendante de ε_p, i.e. pour $\varepsilon_p \geq 4-5\%$.

8.2 Application et validation de la méthode proposée

Cette partie s'intéresse à appliquer la méthode d'interprétation établie dans cette étude (partie 6.4) pour déterminer les propriétés mécaniques d'un sol (S_u et ε_p), en exploitant des pressions de contact mesurées sur le terrain (essai in-situ). À défaut de résultats d'essais in-situ réalisés avec la sonde modifiée M-ISC, nous choisirons dans cet objectif, l'essai qui se rapproche le plus du M-ISCT, à savoir l'ISCT-2. La géométrie du M-ISC et de l'ISC-2 sont différentes (élancement, angle de conicité et rayon r_0), et donc les déformations et les contraintes induites dans le sol ne sont pas identiques. Toutefois, certains capteurs de ces deux sondes restent comparables dans le sens où:

- Pour la sonde ISC-2, la distance radiale entre les capteurs 3 et 4 est: $r_4 - r_3 = 1.4\ mm$, et
- Pour la sonde M-ISC, la distance radiale entre les capteurs 1 et 2 est: $r_2 - r_1 = 1.4\ mm$.

Ainsi, ce sont les pressions de contact au niveau des capteurs numéro 4 et numéro 3 de la sonde ISC-2 qui seront exploitées. Plus précisément, il s'agit de l'essai **F-2-8**, réalisé avec la sonde ISC-2 au site de Mascouche-A, extrait de l'étude de Longtin (2003) et présenté à la Figure 8-8.

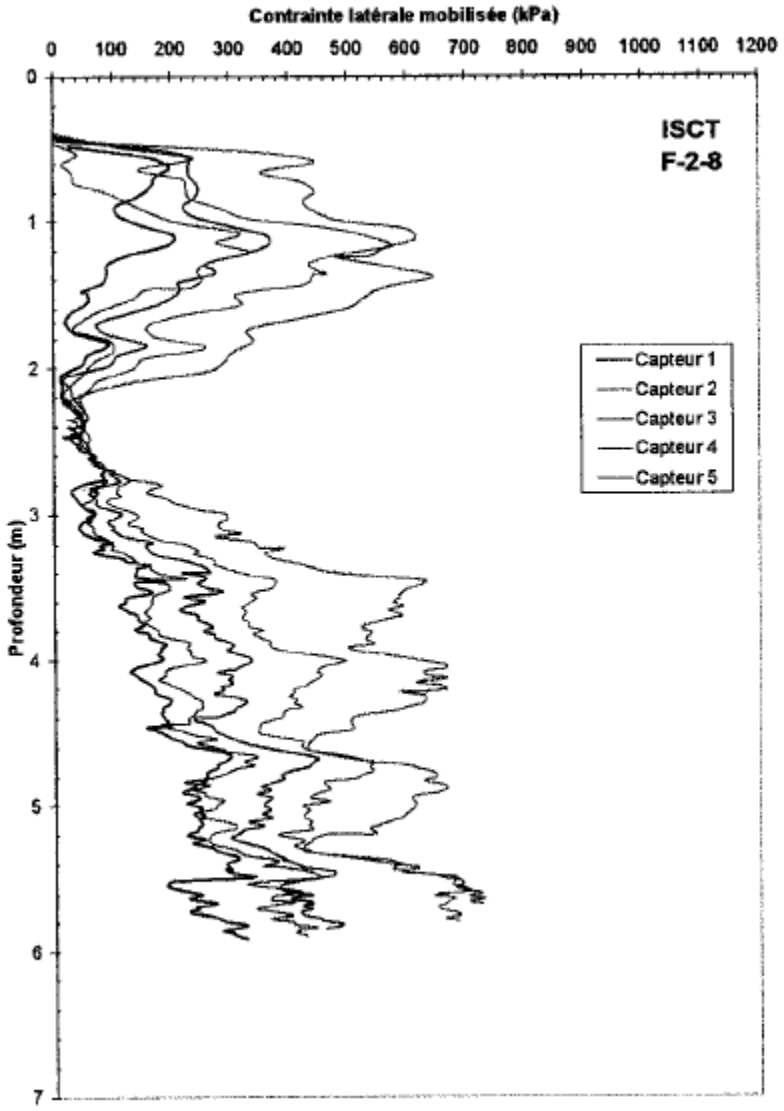

Figure 8-8: Profil des contraintes latérales brutes mesurées lors de l'essai ISCT-2, Mascouche-A.

Dans cette figure, on peut voir l'existence d'une zone (à environ 2 mètres de profondeur) où la pression de contact de tous les capteurs chute considérablement. Cela peut être expliqué par la rencontre d'une couche de faible résistance mais est certainement dû à un remaniement ou décollement du sol (de la cavité) résultant du passage continuel des vrilles de la tarière lors du préforage. En tenant compte de ce mauvais fonctionnement, un lissage des profils mesurés (Figure 8-9) des capteurs 3 et 4 a été effectué dans la phase de l'essai où les pressions de contact ont été réinitialisées (de $3.4\ m$ *à* $5\ m$), puis extrapolé jusqu'à une profondeur de $2\ m$ correspondant au niveau de la nappe d'eau.

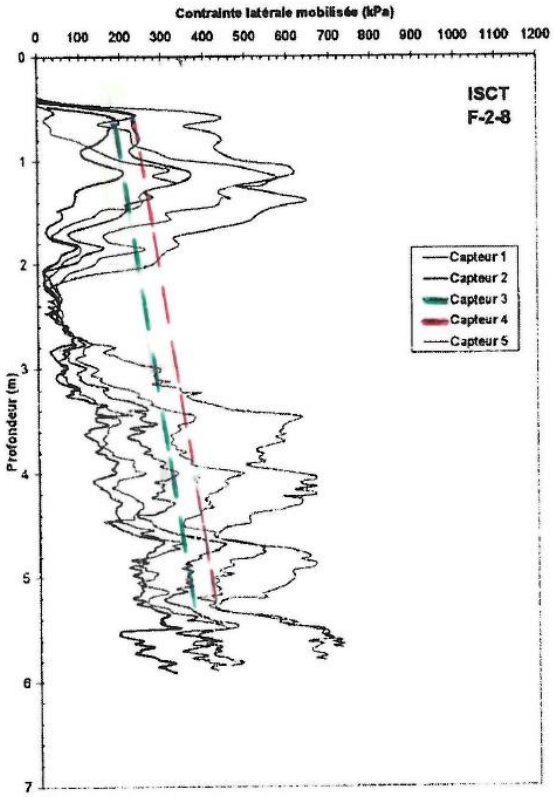

Figure 8-9: Profils des capteurs 3 et 4 considérés, ISCT-2 à Mascouche A.

Dans l'étude de Longtin (2003), les courbes nettes ont été déterminées à partir des courbes brutes en déduisant la contrainte horizontale totale au repos P_0, calculée à partir de l'équation suivante en considérant que $K_0 = 1.1$ et $\gamma_{sat} = 16\ kN/m^3$:

$$P_0 = K_0.\sigma'_{v0} + \gamma_w.h_w$$

- K_0 : Coefficient de poussée des terres au repos,
- σ'_{v0} : contrainte verticale effective,
- γ_w : poids volumique de l'eau, et
- h_w : hauteur d'eau.

Les valeurs de P_0 à différentes profondeurs sont présentées au Tableau 8-2. Au Tableau 8-3, on retrouve les pressions brutes et nettes correspondant aux profondeurs considérées et ce pour le capteur 3 et le capteur 4.

Tableau 8-2: Valeurs de P_0 à différentes profondeurs.

Profondeur (m)	P_0 (kPa)
2	13.2
3	29.8
4	46.4
5	63

Tableau 8-3: Pressions de contact brutes et nettes mesurées avec l'ISCT-2 à différentes profondeurs, capteur 3 et capteur 4.

Profondeur (m)	capteur 3		capteur 4	
	pression brute (kPa)	Pression nette (kPa)	pression brute (kPa)	Pression nette (kPa)
2	220	206.8	280	266.8
3	260	230.2	320	290.2
4	320	273.6	380	333.6
5	360	297	420	357

La méthode d'interprétation de l'essai M-ISCT se base sur le rapport et sur la différence des pressions. Cette méthode, appliquée à l'essai ISCT-2, fournit les résultats réunis dans le Tableau 8-4.

Tableau 8-4: ε_p, σ_{yo} et $S_{u-Mises}$ déduits à travers l'ISCT-2, interprété par la méthode proposée.

Profondeur (m)	Rapport des pressions	ε_p (%)	Différence des pressions (kPa)	$\sigma_{yo-déduit}$ (kPa)	$S_{u-Mises\,déduite}$ (kPa)
2	1.29	0.55	60	90.16	52.05
3	1.26	0.625	60	104.55	60.36
4	1.21	0.75	60	128.55	74.21
5	1.2	0.83	60	143.9	83.08

Quoique la méthode d'interprétation établie dans cette étude soit propre à la sonde M-ISC, son application aux pressions de contact mesurées lors de l'essai au cône ISC-2 fournit des résultats satisfaisants. En effet, les valeurs de $S_{u-Mises\,déduite}$ sont comparables à celles mesurées avec l'essai au scissomètre (voir Figure 2-22). Le Tableau 8-5 permet de comparer les S_u déduites de l'essai ISCT-2 interprété par la méthode proposée (S_{u-ISCT}), avec celles mesurées au VST (S_{u-VST}), et la Figure 8-10 reprend la variation de S_{u-VST} mesurée à Mascouche-A, approximée par la ligne rouge.

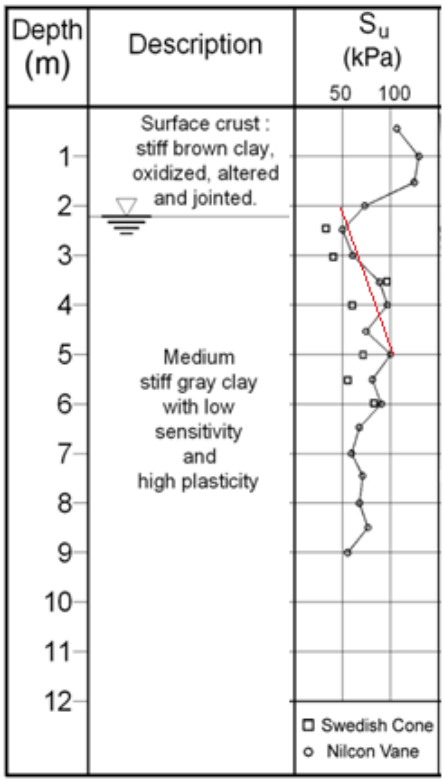

Figure 8-10: Variation de S_{u-VST} avec la profondeur, Mascouche-A, adaptée de Silvestri et Abou-Samra (2008).

Tableau 8-5: S_{u-ISCT} et S_{u-VST} à différentes profondeurs.

Profondeur (m)	S_{u-ISCT} (kPa)	S_{u-VST} (kPa)
2	52.05	50
3	60.36	66.6
4	74.21	83.33
5	83.08	100

Pour une application plus adéquate de la méthode proposée et à défaut de courbes de terrain d'un essai réalisé avec la sonde M-ISC, les pressions de contact nettes de la simulation SM 7 peuvent être utilisées avec une approche par chemin inverse (il s'agit d'appliquer la méthode proposée aux résultats de la simulation SM 7). En effet, les résultats de cette simulation n'ont pas été utilisés dans le développement de la nouvelle méthode, ce qui permettrait d'en vérifier numériquement la validité.

Les pressions de contact prédites à partir de la simulation SM 7 au niveau du capteur 1 et du capteur 2 sont respectivement de $293\ kPa$ et $325\ kPa$. Le rapport des pressions obtenu est donc de $\frac{Cpress(2)}{Cpress(1)} = 1.1$, et la différence est de $32\ kPa$. Le Tableau 8-6 présente les paramètres déduits et le Tableau 8-7 présente leur rapport à ceux imposés comme données rentrantes de la simulation SM 7.

Tableau 8-6: Propriétés déduites de la simulation SM 7.

$\frac{Cpress(2)}{Cpress(1)}$	$\varepsilon_{p-déduit}$	$[Cpress(2) - Cpress(1)]$	$\sigma_{yo-déduit}\ (kPa)$
1.1	2%	32 kPa	182.45 kPa

Tableau 8-7: Comparaison entre les propriétés déduites et les propriétés imposées, simulation SM 7.

$\varepsilon_{p-déduit}$	$\sigma_{yo-déduit}\ (kPa)$	$E_{déduit}$	$\sigma_{yo-imposé}\ (kPa)$	$E_{imposé}$	$\frac{\sigma_{yo-imposé}}{\sigma_{yo-déduit}}$	$\frac{E_{imposé}}{E_{déduit}}$
2%	182.45 kPa	9122,5 kPa	182 kPa	9100 kPa	99.7%	99.7%

La méthode proposée dans cette étude est donc validée par : 1) son application aux courbes de terrain et 2) l'exploitation des pressions calculées des simulations SM 26 et SM7 par chemin inverse dont les résultats sont présentés respectivement aux Tableaux 7-14 et 8-7.

CHAPITRE 9 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

L'étude menée dans cette thèse a eu pour objectif principal la détermination de la résistance au cisaillement non drainé S_u d'une argile saturée au moyen l'essai au cône effilé instrumenté, en considérant l'anomalie dans l'interprétation des résultats de cet essai relevée dans les travaux d'Abou-Samra (2011).

Sous l'hypothèse que les pressions de contact prédites sont fonctions des caractéristiques mécaniques du sol S_u et ε_p, de son poids volumique saturé γ_{sat}, de la profondeur du trou pilote P_t, et de la contrainte d'adhérence entre le cône et le sol τ_{adh}, les simulations du fonçage profond de la sonde modifiée, nommée M-ISC, dans l'argile saturée ont permis d'aboutir à une méthode de détermination de S_u, et aussi de ε_p, basée sur la différence $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ et sur le rapport $\left[\left(Cpress\right)(2)/\left(Cpress\right)(1)\right]$.

En effet, le rapport $\left[\left(Cpress\right)(2)/\left(Cpress\right)(1)\right]$ fournit la valeur de ε_p, puis σ_{yo} est déduite à partir des relations $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ *vs* σ_{yo} construites pour des ε_p constants.

Il est à signaler que la méthode présentée dans cette thèse est propre à la sonde M-ISC et se limite au cas d'un sol homogène, à propriétés isotropes, ayant une surface horizontale.

Il est clair qu'aucune solution analytique exacte n'est disponible pour l'interprétation de l'ISCT. Cela n'empêche certainement pas de comparer les méthodes d'interprétation proposées.

Cette nouvelle solution est numériquement plus acceptable que la méthode d'interprétation actuelle proposée par Ladanyi et al. (2000). Elle permet par interprétation des pressions de contact de retrouver la valeur de S_u imposée et prend en compte toutes les déformations induites.

En effet, l'étude numérique d'Abou-Samra (2011) présente les valeurs de S_u déduites numériquement par interprétation des pressions de contact par la méthode de Ladanyi et al. (2000). Les valeurs de S_u retrouvées ont toujours été différentes des valeurs imposées et dépendent en plus toujours des capteurs utilisés dans l'interprétation.

Il est à rappeler que, d'un point de vue expérimental, l'article de Silvestri et Abou-Samra (2008) présente les résultats non réalistes obtenus par la méthode d'interprétation actuelle proposée par

Ladanyi et al. (2000). C'est principalement pour cette raison qu'Abou-Samra 2011, sous la direction du Pr. Silvestri, a simulé l'essai ISCT, pour en investiguer la validité de la méthode d'interprétation.

La présente thèse a donné suite à la recherche sur le sujet et propose une nouvelle méthode d'interprétation purement basée sur des résultats numériques, puisque l'ancienne méthode a donné des résultats insatisfaisants selon plusieurs aspects.

Finalement, à titre de rappel, le dernier chapitre de la présente thèse (Chapitre 8) montre dans quelles conditions la solution de Ladanyi et al. (2000) est acceptable.

Sans oublier les remarques sur les convergences numériques précisées dans le dernier paragraphe de la partie 4.3.4 et que l'étude de la convergence de type h a été menée, l'erreur locale a été calculée moyennant l'estimateur d'erreur de Zienkiewicz et Zhu dont le principe a été présenté à la partie 3.5. Il s'agit de l'estimation de l'erreur de discrétisation en s'appuyant sur un lissage continu des contraintes calculées entre deux points d'intégration. Abaqus/Standard calcule cette erreur comme donnée sortante nommée CPRESSERR. Dans toutes les simulations, cette erreur a demeuré inférieure à 2% comme en témoignent les figures de l'annexe A. On peut donc considérer que les pressions de contact sont fiables.

Les équations de la solution graphique, Figure 6-40 et 6-41, sont reprises ci-dessous:

$$\left[\frac{Cpress(2)}{Cpress(1)}\right](\varepsilon_p) = 0.57114\ e^{-\left(\frac{\varepsilon_p}{0.50543}\right)} + 1.08746$$

$$\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right](\sigma_{oy}) = 0.64755 \times \sigma_{oy} + 10.9045 \quad pour \quad \varepsilon_p = 0.5\%$$

$$\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right](\sigma_{oy}) = 0.3126 \times \sigma_{oy} + 4.815 \quad pour \quad \varepsilon_p = 1\%$$

$$\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right](\sigma_{oy}) = 0.16395 \times \sigma_{oy} + 2.0825 \quad pour \quad \varepsilon_p = 2\%$$

$$\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right](\sigma_{oy}) = 0.12938 \times \sigma_{oy} + 1.47925 \quad pour \quad \varepsilon_p = 3\%$$

$$\left[(Cpress)(2) - (Cpress)(1)\right](\sigma_{oy}) = 0.11985 \times \sigma_{oy} + 1.3505 \quad pour \quad \varepsilon_p = 4\%$$

La synthèse 6.4.2, basée sur les remarques de la partie 6.4.1, permet d'utiliser la relation suivante pour tout ε_p compris entre 0.5% et 2%:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right]_{(\varepsilon_p)}(\sigma_{oy})=\frac{1}{100.\varepsilon_p}\times\left[0.3126\times\sigma_{oy}+4.815\right]\ \ pour\ 0.5\%\leq\varepsilon_p\leq 2\%$$

La déduction de ε_p au moyen du rapport $\left[(Cpress)(2)/(Cpress)(1)\right]$ n'est possible que pour $0.5\%\leq\varepsilon_p\leq 3\%$. En effet, ce rapport devient constant pour $\varepsilon_p\geq 3\%$ avec une valeur de 1.08. Toutefois, la synthèse 6.4.2 propose l'utilisation de la relation suivante pour $3\%\leq\varepsilon_p\leq 4\%$:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})=\left[0.12938\times\sigma_{oy}+1.47925\right]\ \ pour\ 3\%\leq\varepsilon_p\leq 4\%$$

Dans cette étude, il a aussi été déterminé une limite inférieure des relations $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ *vs* σ_{yo}. En effet, les relations $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right](\sigma_{yo})$ tendent vers une seule droite quand ε_p dépasse les 4%, et deviennent alors indépendantes de ε_p. Ainsi la relation $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ *Vs* (σ_{yo}) pour $\varepsilon_p=5\%$, peut être considérée comme une approximation de cette limite inférieure. Son équation est:

$$\left[(Cpress)(2)-(Cpress)(1)\right](\sigma_{oy})=0.12265\times\sigma_{oy}-1.473\ \ pour\ \ \varepsilon_p=5\%$$

Nous pouvons donc conclure que:

$$\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]=f(\varepsilon_p,\sigma_{yo})\ \ pour\ 0.5\%\leq\varepsilon_p\leq 5\%$$

$$\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]=f(\sigma_{yo})\ \ pour\ \varepsilon_p>5\%$$

L'application de cette nouvelle méthode à des courbes de terrain a fourni des résultats (S_u) comparables à ceux issus de l'essai au scissomètre. Aussi, l'exploitation par chemin inverse des pressions de contact calculées lors des simulations isotropes SM 26 et SM7 a permis de valider la méthode proposée.

Cette nouvelle méthode fournit des résultats satisfaisants et est différente de la méthode précédente. En effet, l'application de la méthode proposée par Ladanyi et al. (2000), à la sonde M-ISC, conduit à une droite comparable à celle construite pour $\varepsilon_p=5\%$. Elle serait donc valable lorsque la différence $\left[Cpress(2)-Cpress(1)\right]$ devient indépendante de ε_p, i.e. pour $\varepsilon_p\geq 4-5\%$.

L'étude du fonçage de la sonde M-ISC dans un sol anisotrope (Chapitre 7) a permis de conclure que les pressions de contact ne sont pas influencées par S_{uh}. Aussi, a-t-il été observé que $Cpress(1)$ ne dépend que du déviateur en extension σ_{ext}. Par contre, $Cpress(2)$ dépend du déviateur en extension σ_{ext}, du déviateur en compression σ_{yo}^{22}, et de S_{uv}.

Dans le cas du sol anisotrope, la méthode proposée permet toujours de déduire un déviateur $\sigma_{yo-déduit}$. Les résultats des simulations contenues dans le Chapitre 7 ont permis d'observer que $\sigma_{yo-déduit}$ est dans la marge: $0.7\times\sigma_{ext} \leq \sigma_{yo-déduit} \leq 0.8\times\sigma_{ext}$.

Lorsqu'un essai M-ISCT est effectué, il n'est pas connu si le sol en question est isotrope ou anisotrope.

- Si le sol est isotrope: $\sigma_{yo-déduit} = \sigma_{yo} = \sigma_{ext}$.
- Sinon, si le sol est anisotrope: $\sigma_{yo-déduit} < \dfrac{\sigma_{yo-déduit}}{0.8} \leq \sigma_{ext} \leq \dfrac{\sigma_{yo-déduit}}{0.7}$.

Dans ce dernier cas, $\sigma_{yo-déduit}$ est une sous-estimation de σ_{ext}. On peut donc conclure qu'en général:

$$\sigma_{yo-déduit} \leq \sigma_{ext} \begin{cases} \sigma_{yo-déduit} = \sigma_{ext} = \sigma_{yo}, \textit{ si le sol est isotrope; et} \\ \sigma_{yo-déduit} < \sigma_{ext}, \textit{ si le sol est anisotrope.} \end{cases}$$

Les simulations contenues dans cette étude ont été exécutées avec une procédure quasi-statique qui ne prend pas en compte les effets dynamiques. Les pressions de contact obtenues ne dépendent donc pas de la vitesse de fonçage de la sonde. Dans ce sens, la durée de l'étape de fonçage dépend de la vitesse imposée à la sonde afin d'atteindre une profondeur de 18 m. Incrémenter le temps revient donc à incrémenter le déplacement vertical.

La méthode d'interprétation proposée ne dépend pas de la profondeur du trou pilote. La profondeur de 18 *m* considérée dans le modèle permet une variation des paramètres mécaniques avec un accroissement moindre que pour des profondeurs du trou pilote inférieures.

Dans le modèle adopté, la paroi du trou pilote se déforme vers l'intérieur de la cavité après application des charges de gravité. La littérature expérimentale rapporte ce phénomène de renfermement et il est même connu que le sol va aller en plasticité à partir d'une certaine

profondeur (Terzaghi (1943)). L'étude numérique de ce point est importante et permettrait d'avoir une idée sur la profondeur critique relative à ce phénomène. Une telle étude nécessite l'utilisation d'une méthode dédiée à l'endommagement (méthode des éléments finis étendue (XFEM)) et des essais de tension/traction qui fournissent les valeurs à introduire dans le modèle.

L'accumulation de l'énergie de déformation due à la présence des trains de tiges se traduit par une variation de la vitesse de fonçage. Cet effet peut être examiné dans une étude dynamique qui tient compte de la vitesse et de l'accélération de la sonde lorsque l'énergie de déformation est relâchée.

Un nouvel essai, inspiré de l'essai ISCT, pourrait faire l'objet de futurs travaux de recherche. Il s'agit de foncer une sonde conique non-tronquée dans un sol à surface fermée. Cet essai ne nécessiterait donc pas de trou pilote et le remaniement induit par le processus de préforage serait évité. Il serait donc applicable aussi bien à l'argile qu'au sable. Une telle analyse est possible en simulant le processus de pénétration profonde avec Abaqus/Explicit et en utilisant une analyse lagrangienne eulérienne couplée (CEL). Dans ce dernier cas, le sol sera traité comme un fluide eulérien et les pressions de contact prédites seront déterminées à partir de l'interaction entre la sonde rigide, considérée comme un matériau lagrangien indéformable, et le fluide eulérien.

L'analyse conduite dans la présente recherche simule l'essai M-ISCT dans un sol à surface horizontale. Il serait intéressant de simuler cet essai dans un sol à surface inclinée. L'effet de la variation de la pente (*i.e.* inclinaison de la surface du sol d'un angle β), dans un modèle à 3 dimensions, pourrait être étudié. La sonde adoptée dans ce cas disposerait de 4 capteurs, *i.e.* deux capteurs situés sur le côté qui fait face à l'amont de la pente: $Cap(1-am)$ et $Cap(2-am)$, et les deux autres situés sur le côté qui fait face à l'aval de la pente: $Cap(1-av)$ et $Cap(2-av)$. Il est prédit, dans ce cas, que les pressions de contact dans les capteurs $Cap(1-am)$ et $Cap(2-am)$ seraient plus grandes que celles des capteurs $Cap(1-av)$ et $Cap(2-av)$. Une étude approfondie de l'influence de β sur les pressions de contact conduirait certainement à la déduction d'une correction des pressions en vue de l'exploitation de la méthode proposée. Cette analyse a été initiée dans la présente recherche et le modèle tridimensionnel de base a été établi. Toutefois, le temps de calcul étant très important avec l'équipement disponible, il serait judicieux de conduire cette recherche avec des calculateurs performants.

Une étude de l'endommagement du sol du trou pilote pourrait être menée sur deux volets différents: 1) l'endommagement de la surface interne du trou pilote dû au processus de préforage, et 2) l'endommagement de la surface interne du trou pilote dû à l'insertion de la sonde durant l'essai. Le processus de forage du trou pilote peut être modélisé en tenant compte de la perte de masse due aux éléments enlevés durant ce processus. Ici, il s'agit d'utiliser l'opérateur explicite dans un modèle d'éléments finis qui permet la suppression des éléments qui constituent le trou pilote. De telles modélisations sont possibles en utilisant la méthode des éléments finis étendue (XFEM) et en adoptant un modèle d'endommagement du sol (ex. modèle mécanique basé sur les lois de séparation par traction). L'inconvénient d'une telle analyse sera toujours l'énorme temps de calcul. Cette étude donnerait une idée plus claire et précise sur le risque d'effritement de la paroi interne du trou pilote ou de son renfermement, et définirait éventuellement une profondeur critique de l'essai.

Comme précisé dans ce document, l'analyse continue en contraintes effectives de l'ISCT n'est pas réalisable dans l'état actuel des connaissances. Il serait toutefois important d'étudier la faisabilité d'une telle analyse en intégrant des astuces de modélisation. Dans cette perspective, on peut aussi considérer d'autres méthodes numériques qui permettent le couplage fluide-solide comme par exemple la méthode des éléments discrets (DEM) pour la phase solide et la méthode des volumes finis (FVM) pour le fluide. Dans ce dernier cas, il reste à résoudre le problème du drainage avec des éléments discrets capables de modéliser la surface de drainage pour satisfaire la solution de Harr (intégrée dans Abaqus/Standard), et ensuite résoudre le problème de modélisation de l'interaction avec la surface de drainage. Cela pourrait conduire par exemple à déterminer les paramètres de consolidation de l'argile saturée à travers l'M-ISCT par observation de la dissipation de la pression d'eau (e.g. essai à déformations maintenues). Dans ce cas, un capteur de pression interstitielle pourrait être ajouté à la sonde M-ISC.

Enfin, il est connu que la résistance au cisaillement non drainé des argiles dépend de la température. Considérant le réchauffement climatique, une étude couplée des pressions de contact à la température est à suggérer pour déterminer son influence sur les pressions de contact.

BIBLIOGRAPHIE

Aas, G., Lacasse, S., Lunne, T., & Hoeg, K. (1986). *Use of in situ tests for foundation design on clay*. Communication présentée à Use of In Situ Tests in Geotechnical Engineering (p. 1-30).

Abou-Samra, G. (2011). *Étude numérique de l'essai au cône effilé instrumenté dans les argiles Champlain* (École Polytechnique de Montréal).

Abu-Farsakh, M., Tumay, M., & Voyiadjis, G. (2003). Numerical parametric study of piezocone penetration test in clays. *International Journal of Geomechanics, 3*(2), 170-181.

Abu-Farsakh, M. Y., Voyiadjis, G. Z., & Tumay, M. T. (1998). Numerical analysis of the miniature piezocone penetration tests (PCPT) in cohesive soils. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 22*(10), 791-818.

Amar, S., & Jézéquel, J. (1972). Essais en place et en laboratoire sur sols cohérents: comparaison des résultats. *Bulletin de Liaison des Ponts et Chaussées, 58*, 97-108.

Andresen, A., Berre, T., Kleven, A., & Lunne, T. (1979). Procedures used to obtain soil parameters for foundation engineering in the North Sea. *Marine Georesources & Geotechnology, 3*(3), 201-266.

Bahar, R., Aissaoui, T., & Kelanemer, S. (2005). *Comparaison des méthodes d'évaluation de la cohésion non drainée des argiles à partir d'essais in situ.* Communication présentée à Proceedings of the 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. doi: 10.3233/978-1-61499-656-9-667

Bahar, R., & Olivari, G. (1993). *Analyse de la réponse du modèle de Prager généralisé sur chemin pressiométrique.* Communication présentée à Actes du 6ème Colloque Franco-Polonais de Mécanique des Sols Appliquée (p. 97-104).

Baligh, M. M., Azzouz, A. S., Wissa, A. Z., Martin, R. T., & Morrison, M. H. (1981). *The piezocone penetrometer.* Communication présentée à Cone Penetration Testing and Experience. Proceedings of the Session ASCE National Convention, St. Louis.

Begemann, H. (1953). *Improved method of determining resistance to adhesion by sounding through a loose sleeve placed behind the cone.* Communication présentée à Proceedings of the 3rd International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, ICSMFE, August (p. 16-27).

Begemann, H. (1969). The Dutch static penetration test with the adhesion jacket cone.

Bishop, R., Hill, R., & Mott, N. (1945). The theory of indentation and hardness tests. *Proceedings of the Physical Society, 57*(3), 147.

Bjerrum, L. (1973). *Problems of soil mechanics and construction on soft clays and structurally unstable soils.* Communication présentée à Proc. 8th ICSMFE (vol. 3, p. 111-159).

Dassault Systemes Simulia Corp. (2014a). Abaqus Theory Guide. Version 6.14. *Dassault Systemes Simulia Corp, USA.*

Dassault Systemes Simulia Corp. (2014b). Abaqus Analysis User's Guide. Version 6.14. *Dassault Systemes Simulia Corp, USA.*

De Ruiter, J. (1981). *Current penetrometer practice.* Communication présentée à Cone Penetration Testing and Experience. Proceedings of the Session ASCE National Convention, St. Louis (p. 1-48).

Duncan, J. M., & Buchignani, A. L. (1976). *An engineering manual for settlement studies*: University of California, Department of Civil Engineering.

Duncan, J. M., & Chang, C.-Y. (1970). Nonlinear analysis of stress and strain in soils. *Journal of Soil Mechanics & Foundations Div*.

El Mouatassim, M. (1986). *Comportement des argiles naturelles à l'intérieur de la courbe d'état limite.* (Université de Laval).

Gibson, & Anderson. (1961). In situ measurement of soil properties with the pressuremeter. *Civil Engineering and Public Works Review, 56*, 615-618

Hencky, H. (1924). Zur Theorie plastischer Deformationen und der hierdurch im Material hervorgerufenen Nachspannungen. *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 4*(4), 323-334.

Hicher, P.-Y., & Shao, J.-F. (2008). *Constitutive modeling of soils and rocks*: John Wiley & Sons.

Hill, R. (1948). *A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals.* Communication présentée à Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences (vol. 193, p. 281-297).

Hill, R. (1950). *The mathematical theory of plasticity* (vol. 11): Oxford university press.

Hosford, W. F., & Backofen, W. A. (1964). Strength and plasticity of textured metals. *Fundamentals of Deformation Processing*, 259–298.

Janbu, N., & Senneset, K. (1974). *Effective stress interpretation of in situ static penetration tests.* Communication présentée à Proceedings of the 1st European symposium on penetration testing (vol. 2, p. 181-193).

Kjekstad, O., Lunne, T., & Clausen, C. J. (1978). Comparison between in situ cone resistance and laboratory strength for overconsolidated North Sea clays. *Marine Georesources & Geotechnology, 3*(1), 23-36.

Ladanyi, B. (1972). In-situ determination of undrained stress-strain behavior of sensitive clays with the pressuremeter. *Canadian Geotechnical Journal, 9*(3), 313-319.

Ladanyi, B., & Longtin, H. (2005). Short-and long-term sharp cone tests in clay. *Canadian Geotechnical Journal, 42*(1), 136-146. doi:10.1139/t04-092

Ladanyi, B., Longtin, H., & Ducharme, A. (2000). Use of the sharp cone test for in situ determination of undrained shear strength of clay. Dans *Innovations and Applications in Geotechnical Site Characterization* (p. 94-105).

Ladanyi, B., & Sgaoula, J. (1992). Sharp cone testing of creep properties of frozen sand. *Canadian Geotechnical Journal, 29*(5), 757-764.

Ladanyi, B., & Talabard, P. (1989). *Sharp cone testing of frozen soils and ice.* Communication présentée à Proceedings of the 5th International Conference on Cold Regions Engineering, St. Paul, Minn. Edited by RL Michalowski (p. 282-296).

Ladd, C., Foott, R., Ishihara, K., Schosser, F., & Poulos, H. G. (1977). *Stress-deformation and strength characteristics.* Communication présentée à Proc. 9th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engg.(2) (p. 421-494).

Ladd, C., Germaine, J., Baligh, M., & Lacasse, S. (1980). *Evaluation of self-boring pressuremeter tests in Boston blue clay*.

Larsson, R., & Mulabdic, M. (1991). Piezocone tests in clay. *SGI REPORT*(42).

Lees, A. (2016). *Geotechnical Finite Element Analysis: A Practical Guide*: THOMAS TELFORD PUBLISHING.

Leite, M. H., Ladanyi, B., & Gill, D. E. (1993). *Determination of creep parameters of rock salt by means of an in situ sharp cone test.* Communication présentée à International journal of rock mechanics and mining sciences & geomechanics abstracts (vol. 30, p. 219-232).

Leroueil, S., Hamouche, K., Ravenasi, F., Boudali, M., Locat, J., & Virely, D. (2003). Geotechnical characterization and properties of a sensitive clay from Quebec. *Characterization and engineering properties of natural soils, 1*, 363-394.

Longtin, H. (2003). *Caractérisation des sols argileux au moyen du cône effilé instrumenté* (École Polytechnique de Montréal).

Lunne, T., & Kleven, A. (1981). *Role of CPT in North Sea foundation engineering.* Communication présentée à Cone penetration testing and experience (p. 76-107).

Lunne, T., Lacasse, S., & Rad, N. S. (1989). SPT, CPT, pressuremeter testing and recent developments on in-situ testing of soils. *Proc. 12th ICSMFE, Rio de Janeiro, 4*, 2339-2403.

Lunne, T., Powell, J. J. M., & Robertson, P. K. (1997). *Cone Penetration Testing in Geotechnical Practice*: Taylor & Francis.

Marchetti, S. (1980). In situ tests by flat dilatometer. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 106*(ASCE 15290).

Mchayleh, J. (1994). *Détermination in-situ des propriétés mécaniques de l'argile par la méthode du cône effilé instrumenté.* (École Polytechnique de Montréal).

Ménard, L. F. (1956). *An apparatus for measuring the strength of soils in place.* (University of Illinois Thesis).

Ménard, L. F. (1957). *Mesures in situ des propriétés physiques des sols*: Annales des Ponts et Chaussées.

Moug, D. M., Boulanger, R. W., DeJong, J. T., & Jaeger, R. A. (2019). Axisymmetric Simulations of Cone Penetration in Saturated Clay. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 145*(4), 04019008.

Nanda, S., Sivakumar, V., Hoyer, P., Bradshaw, A., Gavin, K., Gerkus, H., . . . Fanning, J. (2017). Effects of strain rates on the undrained shear strength of kaolin. *Geotechnical Testing Journal, 40*(6), 951-962.

Ottosen, N. S., & Ristinmaa, M. (2005). 8 - Failure and Initial Yield Criteria. Dans *The Mechanics of Constitutive Modeling* (p. 145-202). Oxford: Elsevier Science Ltd.

Palmer, A. C. (1971). *Undrained plane-strain expansion of a cylindrical cavity in clay: a simple interpretation of the pressuremeter test*. Brown University Providence, R I Division of Engineering.

Plantema, G. (1948). *Construction and method of operating a new deep sounding apparatus.* Communication présentée à Proc. 2. Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng., Bd. I, S (vol. 277).

Powell, J., & Uglow, I. (1988). *The interpretation of the Marchetti dilatometer test in UK clays.* Communication présentée à Penetration testing in the UK: Proceedings of the geotechnology conference organized by the Institution of Civil Engineers and held in Birmingham (p. 269-273).

Roy, Saliba, E., & Lowder, M. (1986). Compressibility of Compacted Fills Evaluated by the Dilatometer.

Roy, M., Tremblay, M., Tavenas, F., & La Rochelle, P. (1980). Induced pore pressures in static penetration tests in sensitive clay. *Preprint, 33*, 24-26.

Sharma, P. P. (2004). *Ultimate capacity of suction caisson in normally and lightly overconsolidated clays.* (Texas A&M University).

Sheng, D., Kelly, R., Pineda, J., & Lachlan, B. (2014). *Numerical study of rate effects in cone penetration test.* Communication présentée à 3rd international symposium on cone penetration testing (p. 419-428).

Shi, H. (2005). *Numerical simulations and predictive models of undrained penetration in soft soils.* (Texas A&M University).

Silvestri, V., & Abou-Samra, G. (2008). Analysis of instrumented sharp cone and pressuremeter tests in stiff sensitive clay. *Canadian Geotechnical Journal, 45*(7), 957-972.

Silvestri, V., & Aubertin, M. (1988). Anisotropy and in-situ vane tests. Dans *Vane Shear Strength Testing in Soils: Field and Laboratory Studies* (p. 88-103): ASTM International.

Silvestri, V., & Tabib, C. (2018). Application of Cylindrical Cavity Expansion in MCC Model to a Sensitive Clay under K o Consolidation. *Journal of Materials in Civil Engineering, 30*(8), 04018155.

Tanaka, H., Shiwakoti, D. R., Mishima, O., Watabe, Y., & Tanaka, M. (2001). Comparison of mechanical behavior of two overconsolidated clays: Yamashita and Louiseville clays. *Soils and Foundations, 41*(4), 73-87.

Teh, C.-I. (1987). *An analytical study of the cone penetration test.* (University of Oxford).

Terzaghi, K. (1943). *Theoretical Soil Mechanics*: Chapman and Hall.

Tumay, M. T., & Fakhroo, M. (1981). *Pile capacity in soft clays using electric QCPT data.* Communication présentée à Cone Penetration Testing and Experience. Proceedings of the Session ASCE National Convention, St. Louis (p. 434-455).

Vermeiden, J. (1948). *Improved sounding apparatus as developed in Holland since 1936.* Communication présentée à Proc. 2nd Int. Conf. on Soil Mech. and Found. Eng., Rotterdam (vol. 1, p. 280-287).

von Mises. (1913). Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse, 1913*(4), 582-592.

von Mises. (1928). Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen. *ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 8*(3), 161-185. doi:10.1002/zamm.19280080302

Wei, L. (2004). *Numerical simulation and field verification of inclined piezocone penetration test in cohesive soils.*

Wei, L., Abu-Farsakh, M. Y., & Tumay, M. T. (2005). Finite-element analysis of inclined piezocone penetration test in clays. *International Journal of Geomechanics, 5*(3), 167-178.

Yu, H.-S. (1990). *Cavity expansion theory and its application to the analysis of pressuremeters.* (University of Oxford).

Zienkiewicz, O. C., & Zhu, J. Z. (1987). A simple error estimator and adaptive procedure for practical engineering analysis. *International journal for numerical methods in engineering, 24*(2), 337-357.

ANNEXE A – Erreur sur les pressions de contact

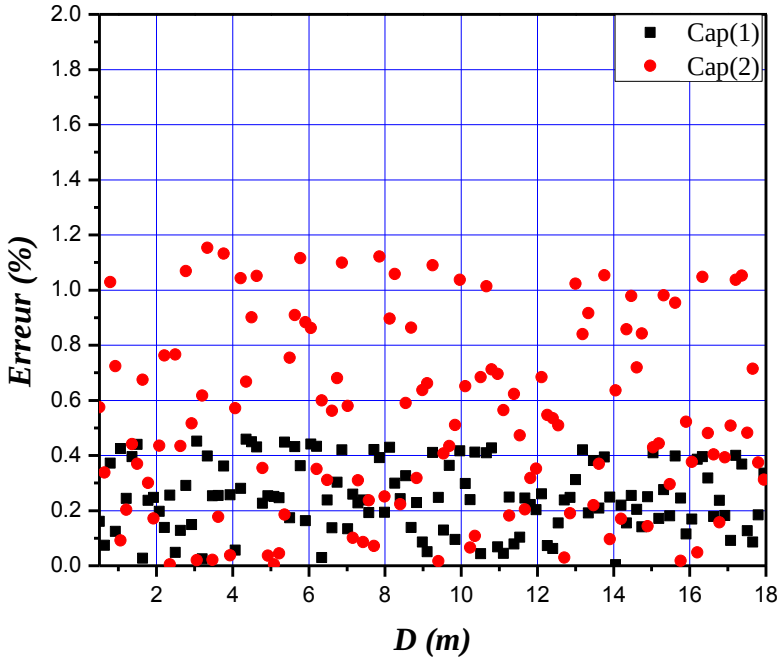

Figure A-1: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 1.

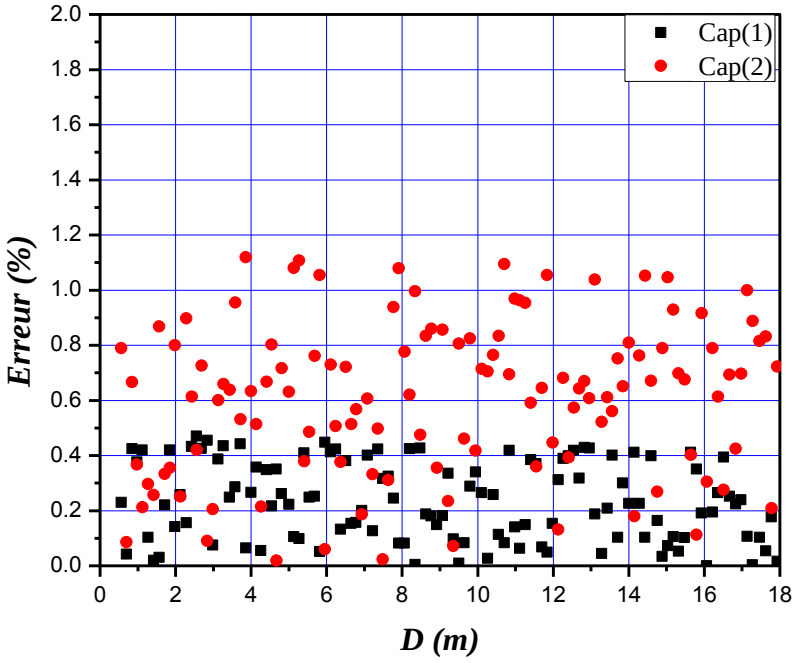

Figure A-2: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 2.

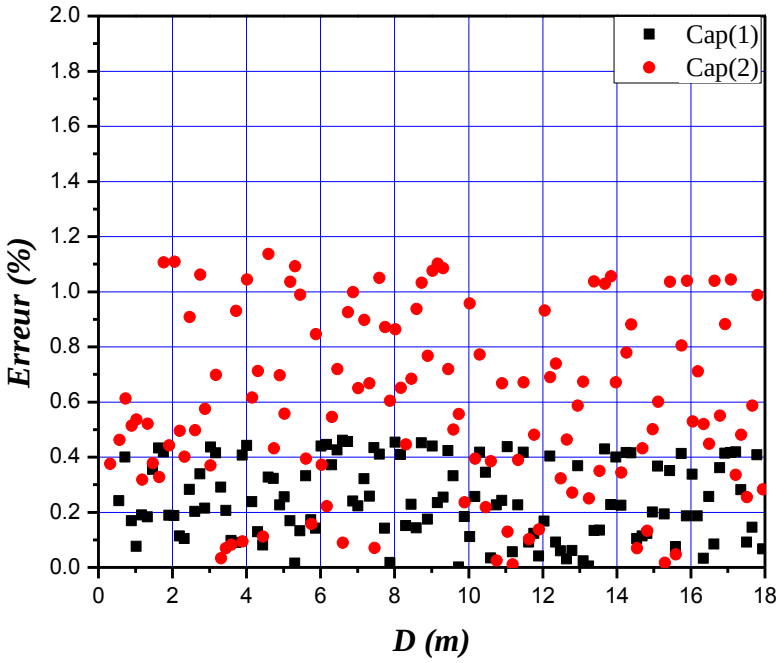

Figure A-3: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 3.

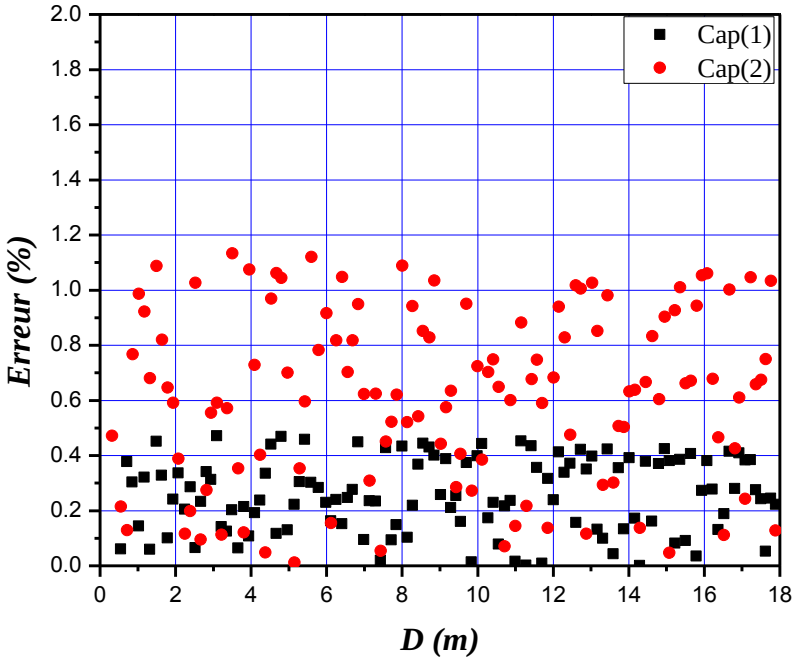

Figure A-4: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 4.

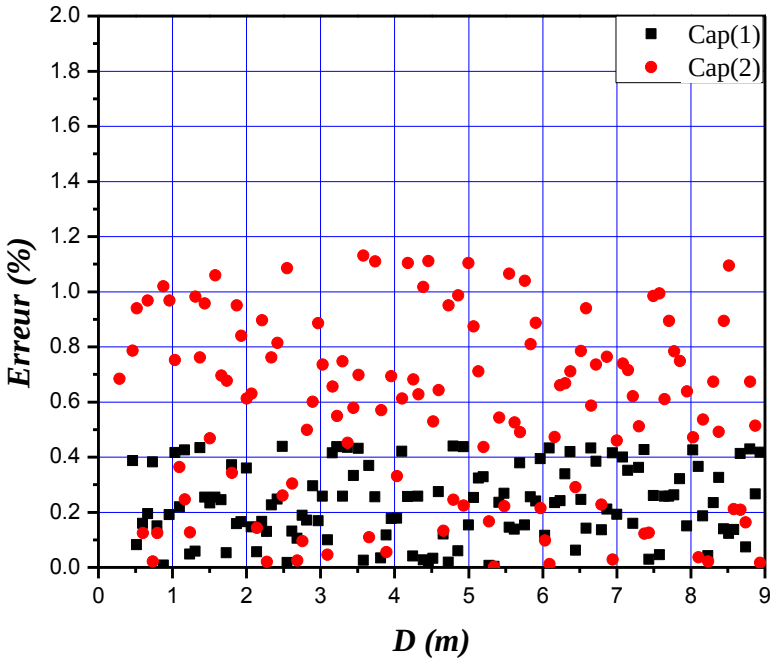

Figure A-5: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 5.

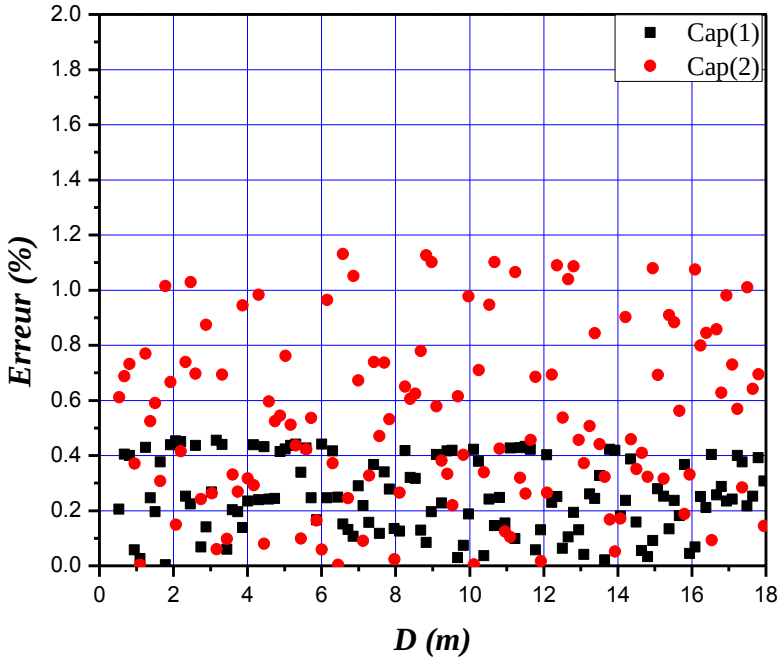

Figure A-6: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 6.

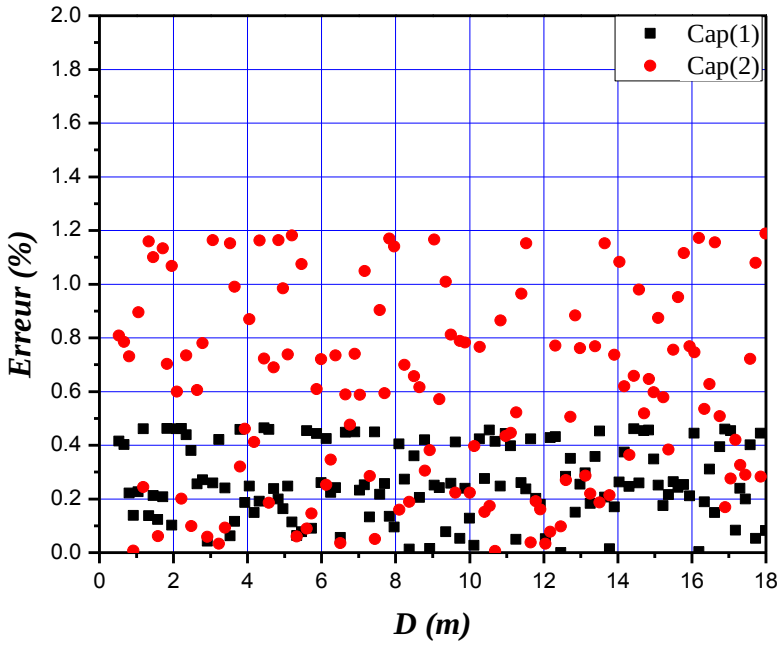

Figure A-7: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 7.

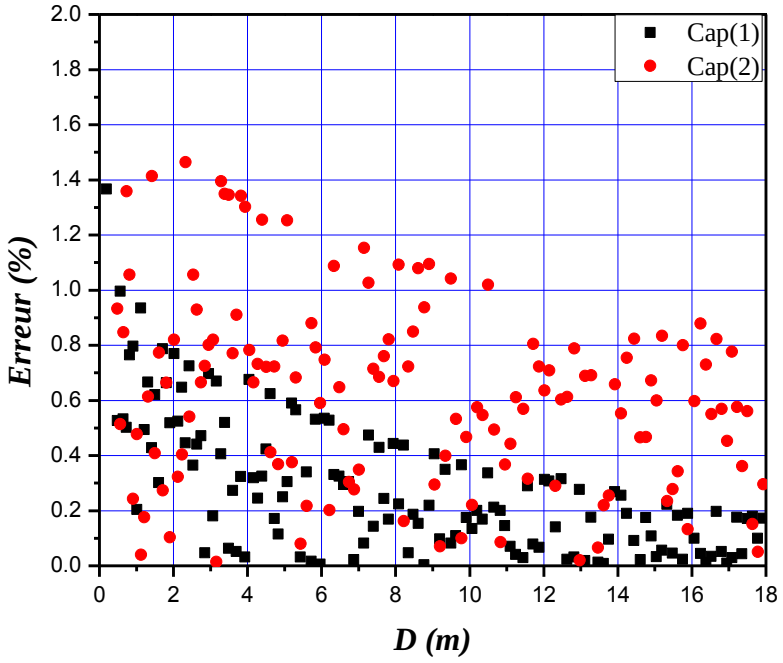

Figure A-8: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 8.

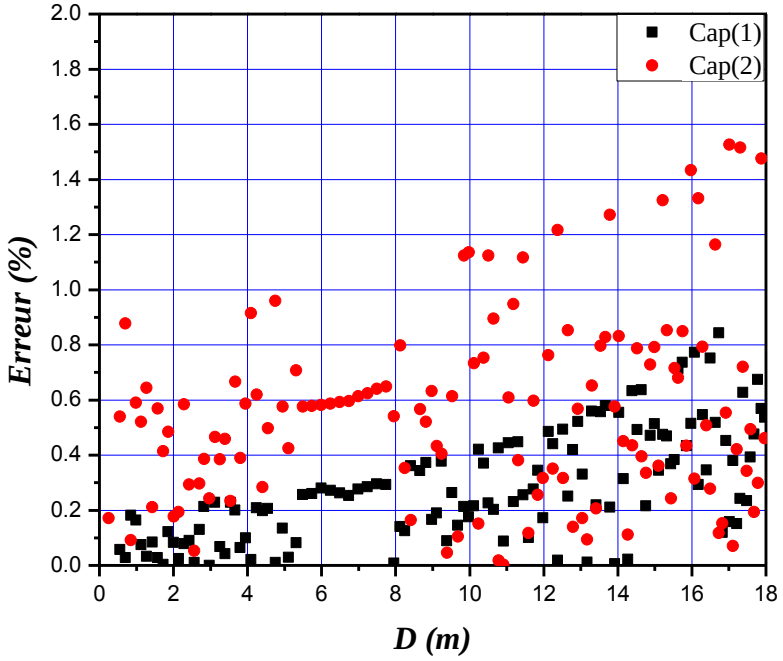

Figure A-9: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 9.

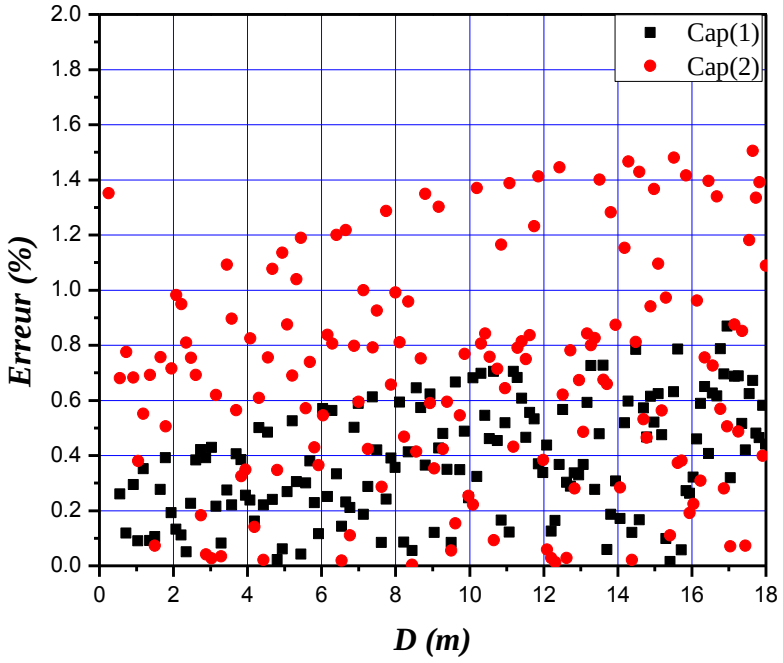

Figure A-10: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 10.

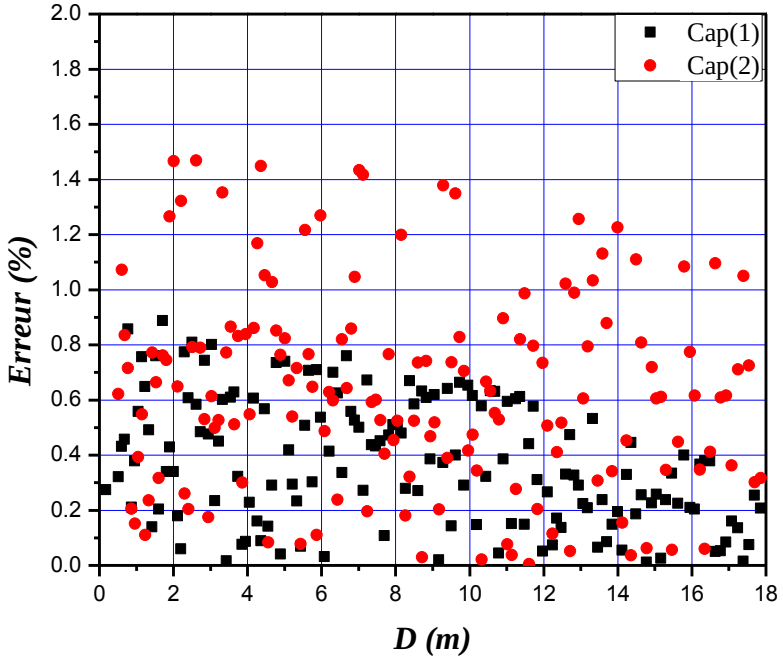

Figure A-11: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 11.

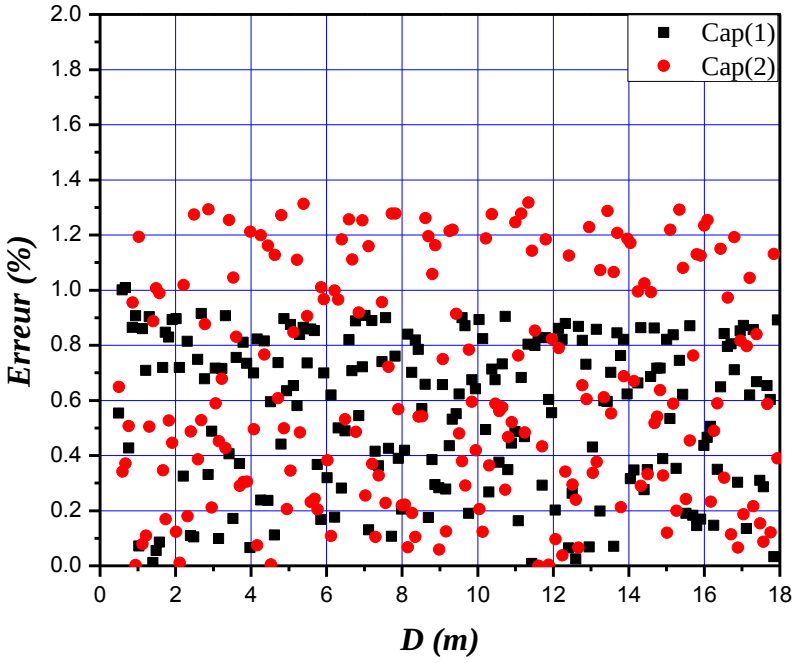

Figure A-12: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 12.

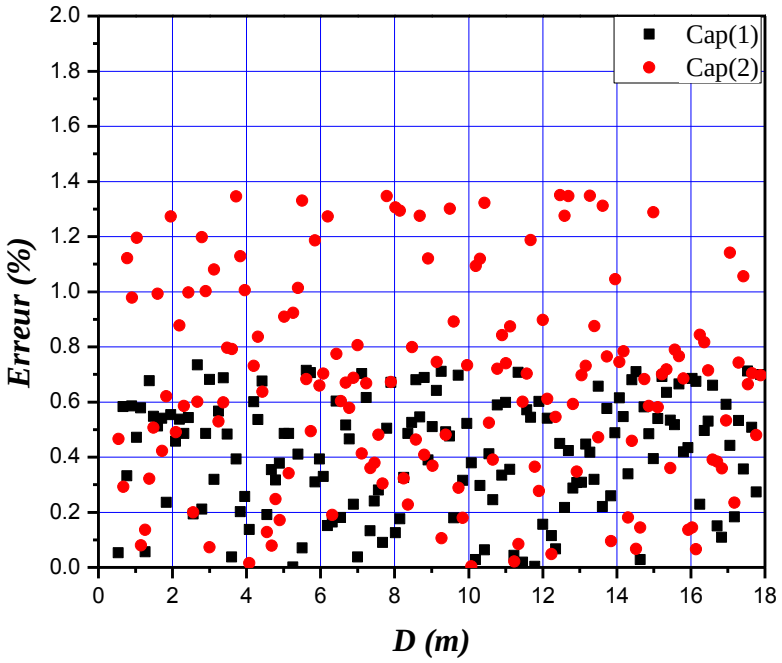

Figure A-13: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 13.

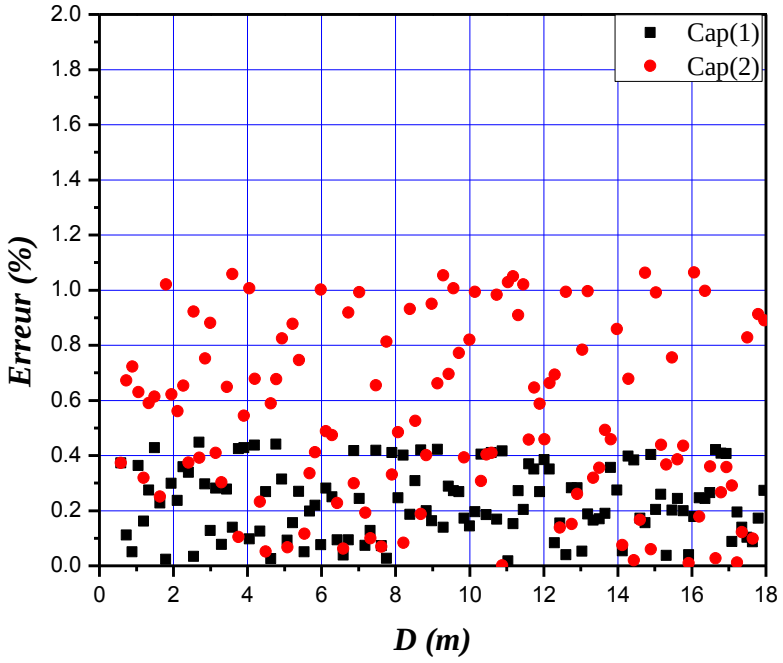

Figure A-14: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 14.

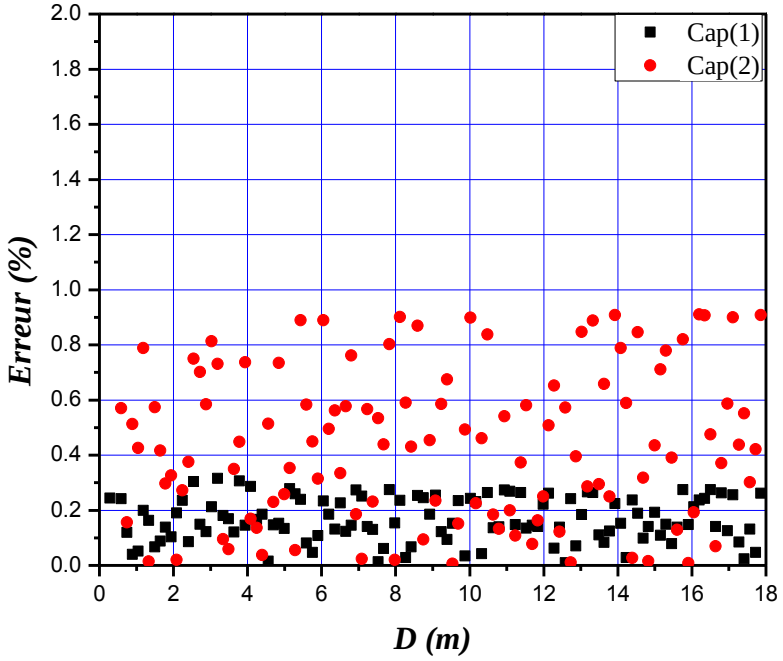

Figure A-15: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 15.

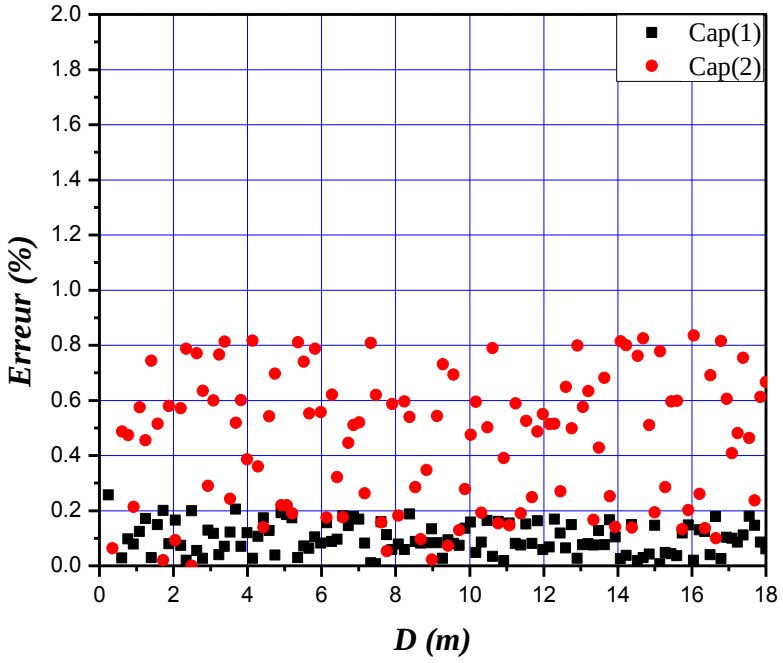

Figure A-16: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 16.

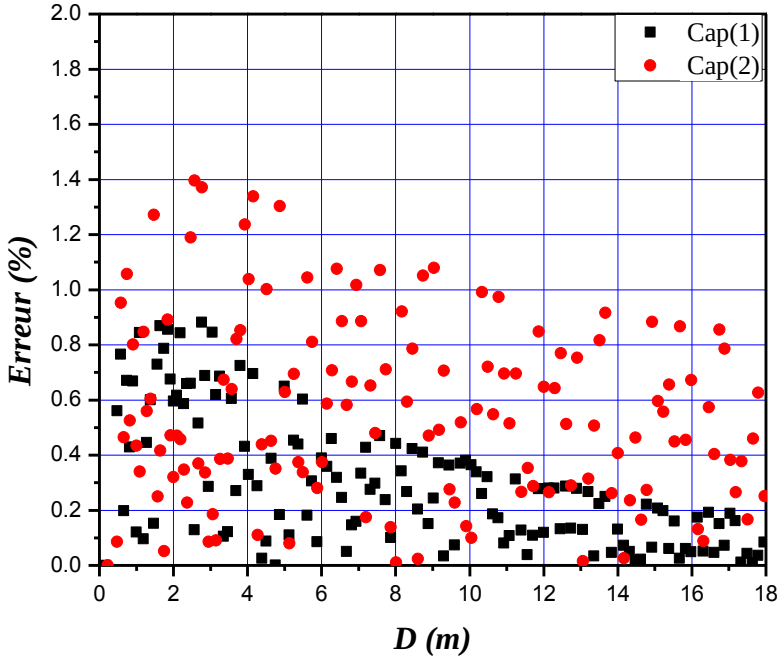

Figure A-17: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 17.

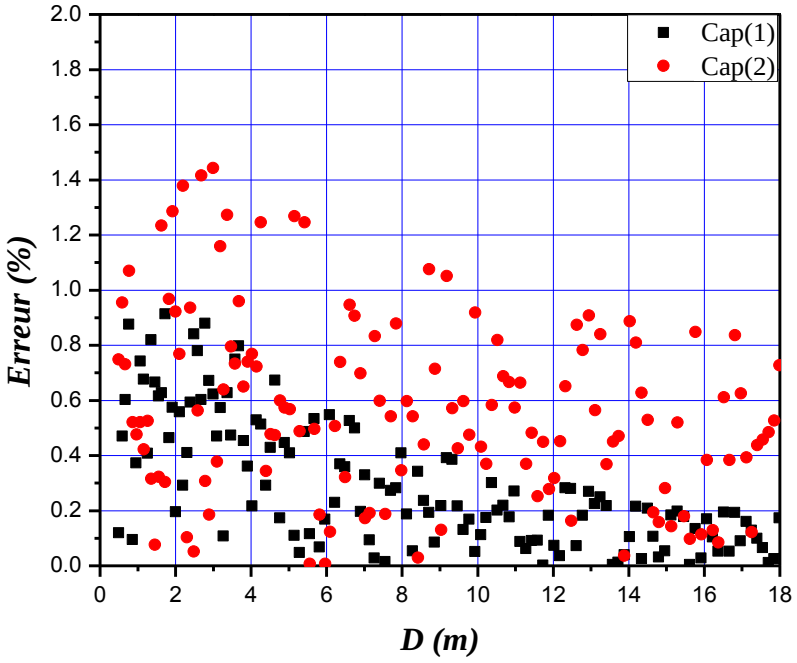

Figure A-18: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 18.

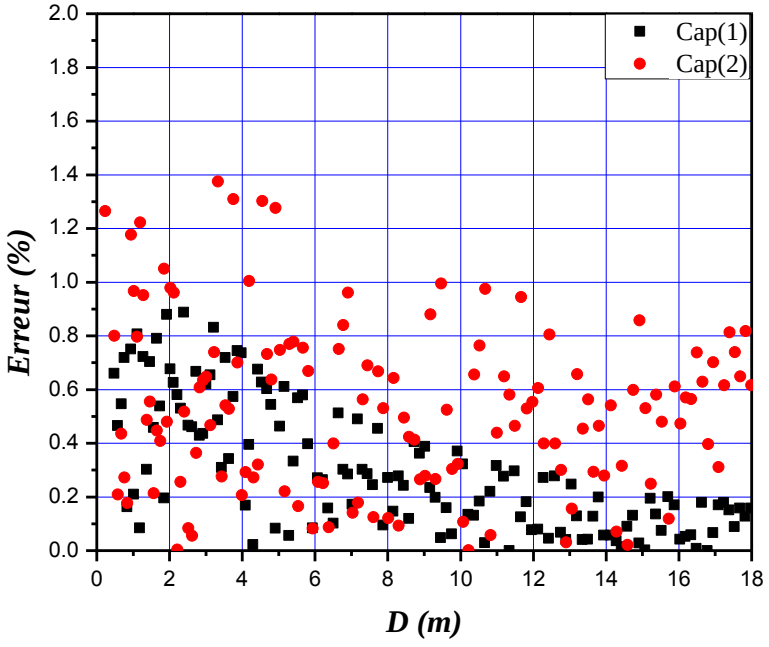

Figure A-19: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 19.

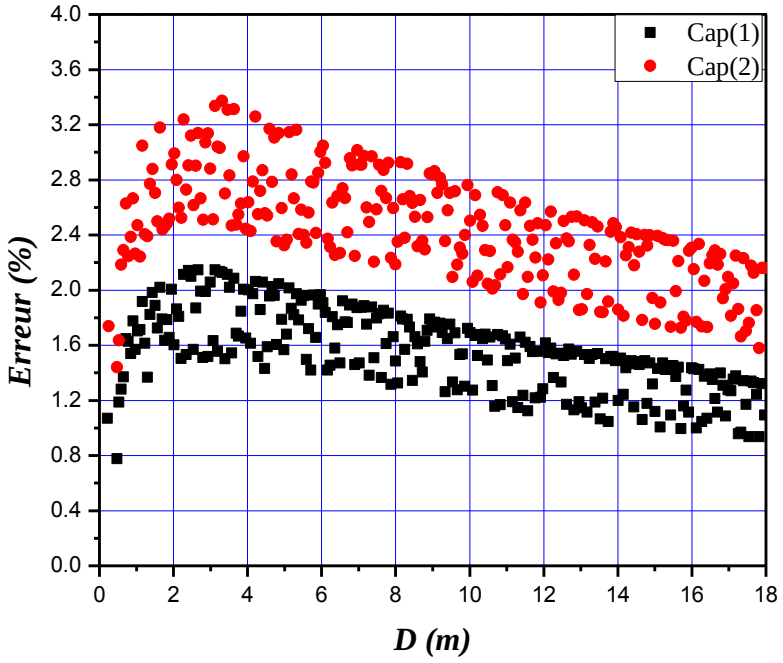

Figure A-20: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 20.

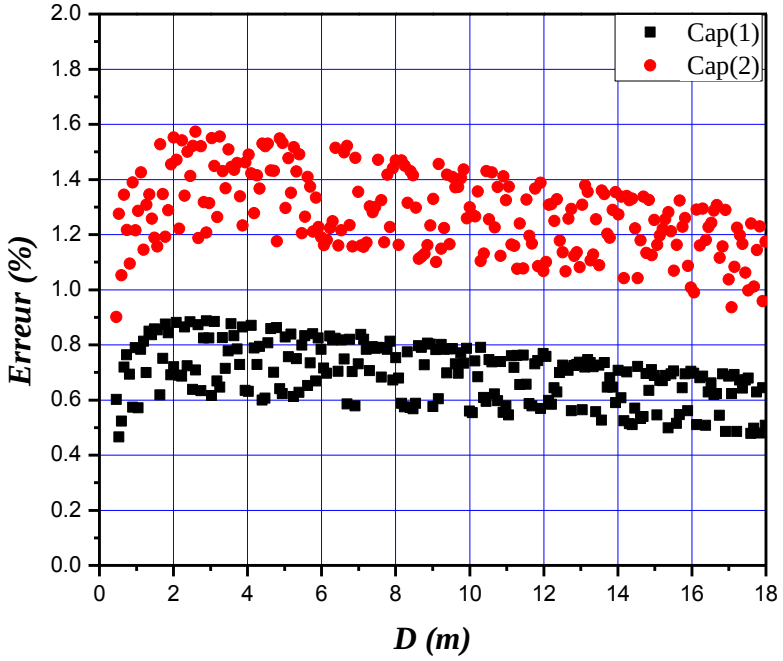

Figure A-21: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 21.

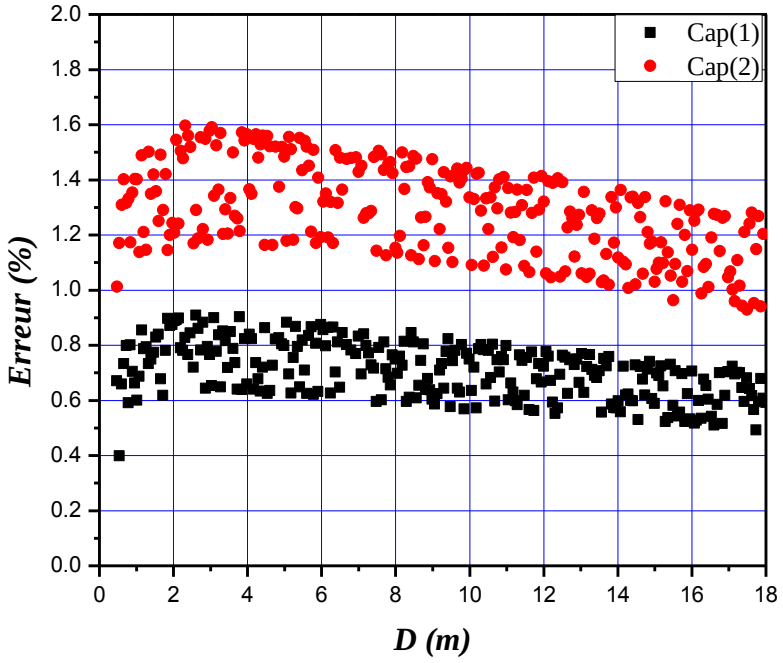

Figure A-22: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 22.

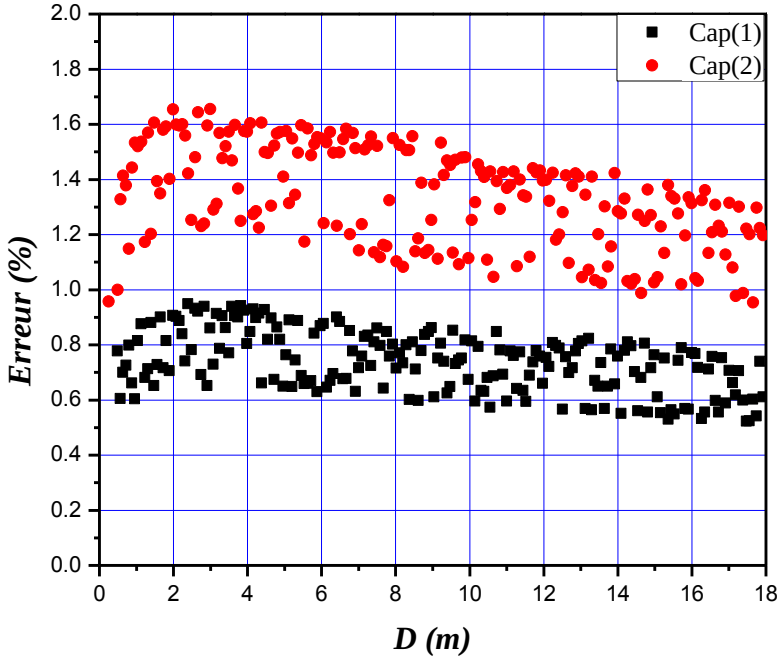

Figure A-23: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 23.

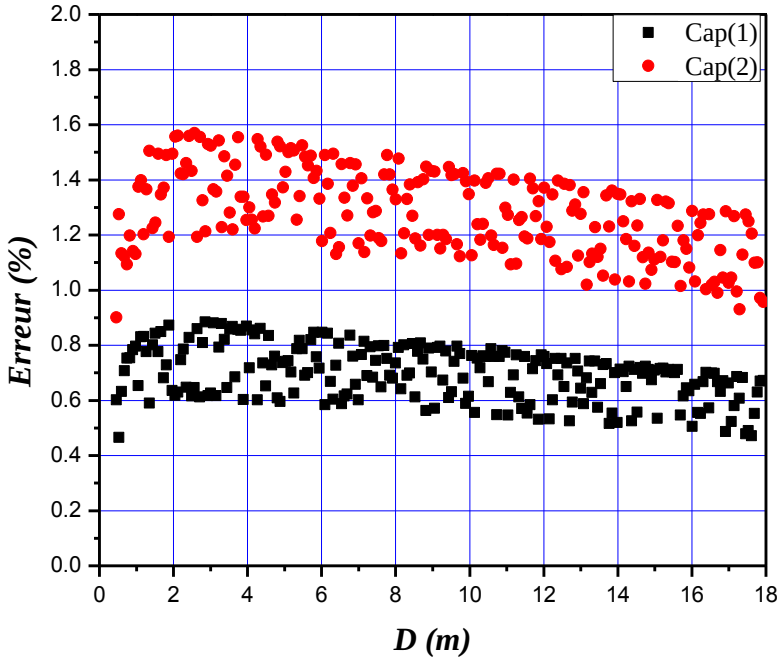

Figure A-24: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 24.

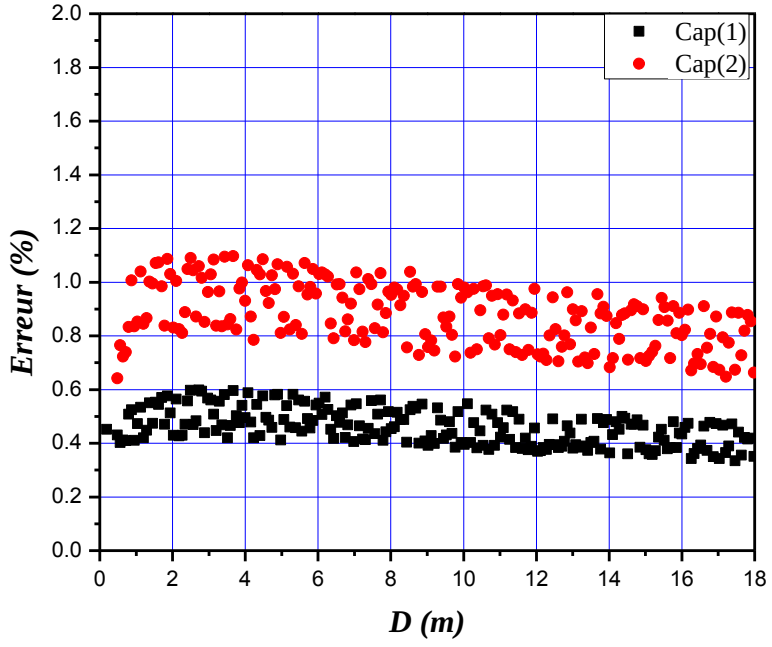

Figure A-25: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 25.

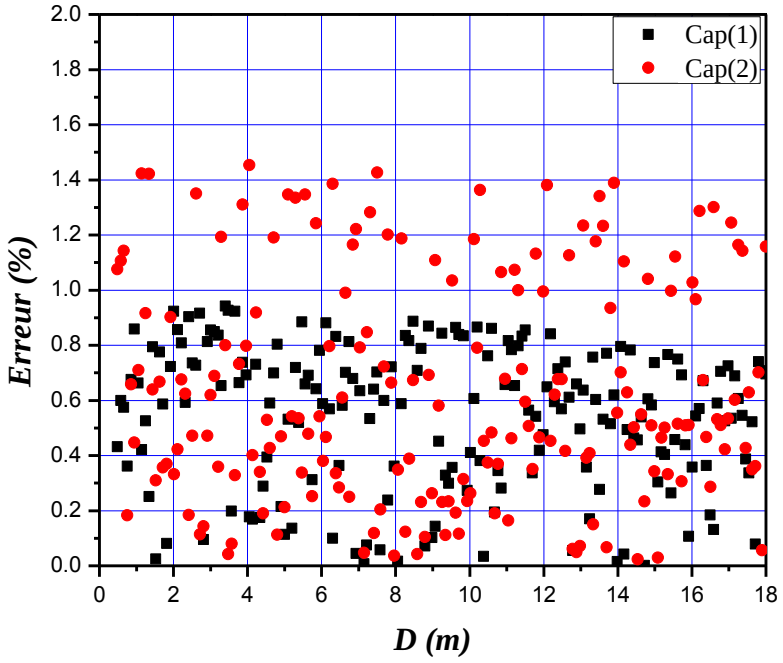

Figure A-26: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 26

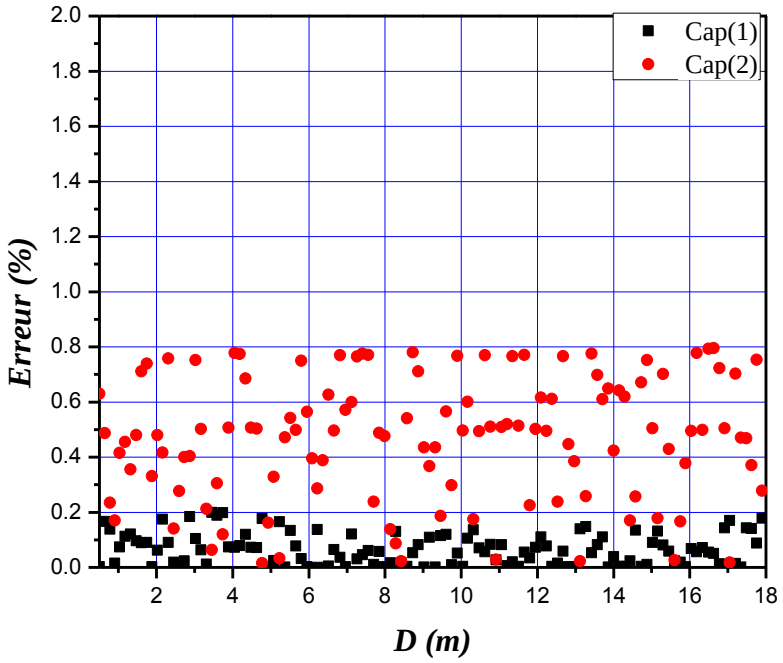

Figure A-27: Erreur relative sur les pressions de contact, cas de la simulation SM 27.