



HAL
open science

Étude du processus de vibrofonçage d'inclusions cylindriques en chambre d'étalonnage. Application au pieux

Trung Le Thiet

► **To cite this version:**

Trung Le Thiet. Étude du processus de vibrofonçage d'inclusions cylindriques en chambre d'étalonnage. Application au pieux. Sciences de l'ingénieur [physics]. Ecole des Ponts ParisTech, 2005. Français. NNT: . pastel-00001557

HAL Id: pastel-00001557

<https://pastel.hal.science/pastel-00001557>

Submitted on 26 Nov 2010

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

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



THESE DE DOCTORAT

Spécialité : Géotechnique

présentée à

l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées

par

Trung Le Thiet

Titre :

**Etude du processus de vibrofonçage d'inclusions
cylindriques en chambre d'étalonnage.
Application aux pieux**

Laboratoire d'accueil :

Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols
(CERMES – Institut Navier, ENPC/LCPC)

soutenue le 24 juin 2005 devant le jury composé de Messieurs :

Pierre Foray	Rapporteur
Jean-Georges Sieffert	Rapporteur
Henri Gonin	Examineur
Jean Canou	Conseiller d'études
Jean-Claude Dupla	Conseiller d'études
Roger Frank	Directeur de thèse

à mes parents et mes deux petites soeurs

Remerciements

J'exprime tout d'abord ma profonde reconnaissance à M. Jean Canou pour avoir supervisé et suivi cette thèse. Ses compétences et son expérience dans le domaine de l'interaction sol – structure ont permis une bonne orientation de ce travail.

J'adresse également mes vifs remerciements à M. Jean-Claude Dupla pour avoir participé à l'encadrement de cette thèse. Ses connaissances techniques ont bien favorisé le déroulement de la partie expérimentale.

Je tiens à remercier profondément M. Roger Frank pour m'avoir accueilli au sein du CERMES en vue de préparer ma thèse de doctorat et participé à la correction de mon mémoire.

Cette thèse a été réalisée avec une aide financière de la Région de l'Ile-de-France. Je la remercie pour ce soutien.

Je remercie vivement M. Pierre Foray, professeur à l'Institut National Polytechnique de Grenoble de m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider le jury ainsi que pour son rôle de rapporteur de cette thèse. Je remercie aussi M. Henri Gonin, Directeur Technique du Projet National « Vibrofonçage » dans le cadre duquel ce travail a été réalisé, pour avoir accepté de participer au jury en tant qu'examineur.

Mes plus vifs remerciements vont également au rapporteur, M. Jean-Georges Sieffert, professeur à l'Institut National des Sciences Appliquées de Strasbourg. C'est grâce à ses conseils précieux que j'ai pu bien m'orienter pendant quelques moments difficiles.

Je remercie aussi MM. Emmanuel de Laure, Dominique René et Xavier Boulay, techniciens au CERMES, de m'avoir aidé à résoudre les problèmes techniques liés à la partie expérimentale. J'exprime également mes remerciements à tous les membres du CERMES pour une bonne ambiance de travail au sein du laboratoire.

Je souhaite remercier Mme Estienne, ma gentille propriétaire, chez qui j'ai pu bénéficier de bonnes conditions pour vivre et étudier. Je remercie particulièrement mes amis vietnamiens avec lesquels j'ai passé des moments inoubliables au cours de ces années d'études à l'étranger.

Enfin, je tiens à remercier du fond du cœur ma famille dont le soutien et l'encouragement constants m'ont énormément aidé à surmonter les difficultés pendant la préparation de cette thèse. Son amour est à l'origine de tous les succès de ma vie.

Résumé :

Dans le cadre de ce travail, on a cherché à mieux comprendre les mécanismes élémentaires qui contrôlent le processus de vibrofonçage et à mettre en évidence les paramètres qui ont des influences significatives sur ce processus à partir d'une approche de modélisation physique en chambre d'étalonnage. L'influence de chaque paramètre est représentée par la vibrofonçabilité (pénétrabilité du pieu par le vibrofonçage), l'évolution de la résistance en pointe et celle du frottement latéral. On a développé une sonde prototype permettant de réaliser une mesure découplée de résistance en pointe et de frottement latéral en vue d'étudier les mécanismes de mobilisation de ces deux grandeurs lors du processus. On s'est intéressé, dans le cadre de ce travail, à des paramètres concernant le chargement en tête tels que la fréquence de vibration, la charge moyenne et l'amplitude cyclique ; et à des paramètres concernant le massif de sable, à savoir le sable de Fontainebleau, tels que le niveau de contrainte de consolidation et l'état de saturation du sable. Pour étudier l'influence de chaque paramètre, une série d'essais a été réalisée en variant celui-ci d'un essai à l'autre et en fixant les autres paramètres d'essai. On a pu mettre en évidence l'influence significative du rapport de l'amplitude cyclique sur la charge moyenne (F_{cyc}/F_0) sur l'enfoncement de la sonde. La sonde s'enfonce plus vite avec un rapport important qu'avec un petit rapport. Les résultats obtenus montrent également que plus la fréquence est élevée, et plus la sonde s'enfonce et moins la résistance en pointe et le frottement latéral sont mobilisés.

Mots clés :

vibrofonçage, chambre d'étalonnage, vibrofonçabilité, résistance en pointe, frottement latéral, sonde, sable.

Abstract:

Within the framework of this work, one sought to better understand the elementary mechanisms which control the process of vibratory driving and to highlight the parameters which have significant influences on this process, by the use of physical modelling in a calibration chamber. The influence of each parameter is represented by the vibro-drivability (penetrability of the pile by the vibratory driving), the evolution of tip resistance and that of lateral friction. We developed an instrumented probe that allows to measure separately tip resistance and lateral friction, in order to study the mechanisms of mobilization of these two parameters during the process. We focused, within the framework of this work, on parameters related to the head loading such as the frequency of vibration, the average load and the cyclic amplitude; and on parameters related to the sand mass, namely sand of Fontainebleau, such as the level of constraint of consolidation and the state of saturation of sand. To study the influence of each parameter, a series of tests was carried out by varying one parameter from one test to another while fixing the other test parameters. We could highlight the significant influence of the cyclic amplitude ratio on the average load (F_{cyc}/F_0) on the displacement of the probe. The probe penetrates more quickly with a higher ratio than with a small ratio. The results obtained also show that the higher the frequency is, and the more the probe is inserted and the less tip resistance and lateral friction are mobilized.

Keys words :

vibrodriving, calibration chamber, vibro-drivability, tip resistance, lateral friction, instrumented probe, sand.

SOMMAIRE

Introduction générale.....	1
Chapitre I Eléments bibliographiques	3
I-1 Bref historique de la méthode de vibrofonçage.....	3
I-2 Description du procédé.....	6
I-2.1 Schéma de principe d'un vibreur.....	6
I-2.2 Système vibratoire	8
I-2.3 Classification des vibreurs.....	10
I-3 Principe du vibrofonçage.....	13
I-3.1 Surcharge statique F_0	13
I-3.2 Moment d'excentricité M_e	14
I-3.3 Fréquence de vibration f	15
I-3.4 Force vibratoire verticale F_v	15
I-3.5 Masses du système vibreur – profilé	16
I-3.6 Amplitude de déplacement libre S_{sp} du système vibrant	16
I-4 Recherches expérimentales.....	18
I-4.1 Vibrofonçabilité.....	18
I-4.2 Eléments sur la capacité portante de profilés vibrofonçés	31
I-5 Recherches théoriques et numériques.....	40
I-5.1 Mouvements vibratoires lents et rapides	40
I-5.2 Modèle longitudinal unidimensionnel	42
I-5.3 Modèle développé à Karlsruhe	44
I-5.4 Modèle radial 1D VIPERE (Vanden Berghe & Holeyman, 2002).....	50
I-5.5 Amortissement et pénétration d'un corps élastique (Gonin, 1998).....	57
I-5.6 Recherches numériques	58
I-5.7 Modèle de la mobilisation du frottement latéral et de la résistance en pointe (Sieffert, 2002)	60
I-5.8 Domaines de vibrofonçage	61
I-6 Conclusions du chapitre I	63

Chapitre II Dispositifs expérimentaux - Procédure d'essai.....	65
II-1 Dispositifs expérimentaux.....	65
II-1.1 Chambre d'étalonnage.....	65
II-1.2 Sonde prototype de vibrofonçage.....	76
II-1.3 Dispositifs de l'installation et de chargement de la sonde	83
II-1.4 Système d'acquisition	88
II-2 Procédure d'essai.....	92
II-2.1 Phase de reconstitution du massif de sable	92
II-2.2 Phase d'installation préliminaire de la sonde	94
II-2.3 Phase de vibrofonçage proprement dite	95
II-3 Conclusions du chapitre II.....	97
Chapitre III Programme expérimental – Essai typique – Répétabilité.....	99
III-1 Programme d'essai.....	99
III-1.1 Définition des paramètres du chargement.....	99
III-1.2 Matériau utilisé	100
III-1.3 Programme expérimental	101
III-2 Essai typique	103
III-2.1 Notations.....	103
III-2.2 Phase de chargement monotone quasi-statique.....	105
III-2.3 Phase de vibrofonçage	110
III-3 Répétabilité de l'expérimentation	125
III-3.1 Répétabilité de reconstitution des massifs	125
III-3.2 Répétabilité du processus de vibrofonçage - cas des séquences sans chargement monotone préalable.....	127
III-3.3 Répétabilité du processus de vibrofonçage - cas des séquences avec chargement monotone préalable.....	129
III-4 Conclusions du chapitre III.....	131
Chapitre IV Influence de paramètres significatifs sur le processus de vibrofonçage	133
IV-1 Influence de la charge moyenne F_0	133
IV-1.1 Analyse des essais de chargement monotone quasi-statique (capacité portante).....	134

IV-1.2	Chargement cyclique appliqué en tête de la sonde	135
IV-1.3	Influence de la charge moyenne F_0 sur l'enfoncement de la sonde.....	136
IV-1.4	Influence de la charge moyenne F_0 sur la résistance en pointe q_c	139
IV-1.5	Influence de la charge moyenne F_0 sur le frottement latéral f_s	141
IV-1.6	Energie fournie par le servovérin en tête de la sonde.....	143
IV-1.7	Cas spécifique : Influence des phases de traction sur l'enfoncement de la sonde.....	144
IV-2	Influence de l'amplitude cyclique F_{cyc}	145
IV-2.1	Capacité portante de la sonde	145
IV-2.2	Etude de la phase de vibrofonçage	147
IV-2.3	Influence de l'amplitude cyclique F_{cyc} sur l'enfoncement de la sonde	148
IV-2.4	Influence de l'amplitude F_{cyc} sur la résistance en pointe q_c	152
IV-2.5	Influence de F_{cyc} sur le frottement latéral f_s	154
IV-2.6	Energie fournie par le servovérin en tête de la sonde.....	156
IV-3	Influence de la valeur maximale F_{max} de la sollicitation appliquée en tête.....	157
IV-3.1	Chargement monotone de capacité portante.....	157
IV-3.2	Chargements cycliques appliqués en tête de la sonde	159
IV-3.3	Influence de F_{max} sur l'enfoncement de la sonde.....	160
IV-3.4	Influence de F_{max} sur la résistance en pointe q_c de la sonde	164
IV-3.5	Influence de F_{max} sur le frottement latéral f_s	166
IV-3.6	Energie fournie par le servovérin en tête de la sonde.....	169
IV-4	Influence de la valeur minimale F_{min}	170
IV-4.1	Influence de F_{min} sur l'enfoncement de la sonde	172
IV-4.2	Influence de F_{min} sur la résistance en pointe q_c	174
IV-4.3	Influence F_{min} sur le frottement latéral f_s	176
IV-4.4	Evolution de la puissance et de l'énergie fournies	177
IV-5	Cas spécifique d'un essai à grande vitesse d'enfoncement	178
IV-5.1	Comparaison des courbes d'enfoncement	178
IV-5.2	Evaluation du seuil de transition en terme de la force en tête	179
IV-5.3	Interprétation de l'essai à grande vitesse d'enfoncement (CE20-6).....	180
IV-6	Synthèse.....	185
IV-6.1	Influence du rapport (F_{cyc} / F_0) sur l'enfoncement de la sonde	185
IV-6.2	Régime d'enfoncement.....	186
IV-7	Influence de la fréquence de vibration f	188
IV-7.1	Description des séries d'essais réalisés.....	189

IV-7.2 Influence de la fréquence de vibration f sur la vibrofonçabilité	192
IV-7.3 Influence de la fréquence de vibration sur la résistance en pointe	194
IV-7.4 Influence de la fréquence de vibration sur le frottement latéral f_s	197
IV-7.5 Influence de la fréquence de vibration sur la puissance et l'énergie fournies par le servovérin	200
IV-8 Essais à déplacement contrôlé	202
IV-8.1 Procédure d'essai à déplacement contrôlé - Programme d'essais	202
IV-8.2 Résultats d'un essai typique.....	204
IV-9 Influence de la contrainte de consolidation	208
IV-9.1 Capacité portante monotone de la sonde	208
IV-9.2 Description des chargements cycliques appliqués.....	210
IV-9.3 Influence de la contrainte de consolidation sur l'enfoncement de la sonde.....	211
IV-9.4 Influence de la contrainte de consolidation sur la résistance en pointe q_c	214
IV-9.5 Influence de la contrainte de consolidation sur le frottement latéral f_s	215
IV-9.6 Puissance et énergie fournies par le servovérin.....	216
IV-10 Comparaison entre le vibrofonçage réalisée dans un massif saturé et celui réalisé dans un massif non saturé	218
IV-11 Conclusions du chapitre IV	223
 Conclusions générales et perspectives	225
 Références bibliographiques	227

Notations

d	:	déplacement de la sonde
d_0	:	valeur moyenne du déplacement de la sonde
d_{cyc}	:	amplitude cyclique du déplacement de la sonde
F_{fs}	:	résultante des frottements latéraux entre la sonde et le sable, calculée sous l'hypothèse d'une répartition uniforme du frottement le long de la sonde
$F_{fs}(2)$:	résultante de l'ensemble des frottements appliqués sur la surface latérale de la sonde, y compris le frottement entre la sonde et le bloc de guidage.
$F_{parasite}$:	frottement entre la sonde et le bloc de guidage
F	:	force appliquée en tête de la sonde
F_0	:	valeur moyenne de la force en tête, phase cyclique
F_{cyc}	:	amplitude cyclique de la force en tête
F_{max}	:	valeur maximale de la force en tête
F_{min}	:	valeur minimale de la force en tête
F_p	:	résultante des résistances en pointe
F_I	:	force d'inertie de la sonde
f	:	fréquence de vibration
f_s	:	frottement latéral, mesuré par le manchon de frottement
$f_{s,0}$:	valeur moyenne du frottement latéral
$f_{s,cyc}$:	amplitude du frottement latéral
H_{sonde}	:	longueur de la sonde

H_{fiche}	:	longueur de la fiche de la sonde
H_{massif}	:	hauteur du massif de sable
I_D	:	indice de densité
$K_{F,mon}$:	module élastique de la courbe ($F-d$) lors du chargement quasi-statique
$K_{F,cyc}$:	raideur de recharge de la courbe ($F-d$) lors du chargement cyclique
$K_{fs,mon}$:	module élastique de la courbe (f_s-d) lors du chargement quasi-statique
$K_{fs,cyc}$:	raideur de recharge de la courbe (f_s-d) lors du chargement cyclique
$K_{qc,mon}$:	module élastique de la courbe (q_c-d) lors du chargement quasi-statique
$K_{qc,cyc}$:	raideur de recharge de la courbe (q_c-d) lors du chargement cyclique
N_{cyc}	:	nombre de cycles
Q_c	:	capacité portante de la sonde en compression monotone
Q_t	:	capacité portante de la sonde en traction monotone
q_c	:	résistance en pointe de la sonde
$q_{c,0}$:	valeur moyenne de la résistance en pointe
$q_{c,cyc}$:	amplitude cyclique de la résistance en pointe
P_{sonde}	:	poids de la sonde
T	:	périodicité
Φ_{massif}	:	diamètre du massif de sable
Φ_{sonde}	:	diamètre de la sonde
σ_h	:	contrainte de consolidation horizontale appliquée sur le massif de sable
σ_v	:	contrainte de consolidation verticale appliquée sur le massif de sable

Introduction générale

Le vibrofonçage est une méthode qui a commencé à être utilisée à partir des années 1930 pour l'installation d'éléments linéaires diverses dans les sols, telles que les pieux et les palplanches. Cette méthode est fréquemment utilisée dans des environnements sensibles (berges des fleuves, lacs, installation portuaire). La technique de vibrofonçage, de plus, est la plus adéquate pour la construction offshore grâce à sa rapidité et grâce à un dispositif qui est plus léger et plus simple que ceux des autres techniques. Elle est également utilisée pour l'arrachage des profilés (palplanches, pieux tubulaires...).

Pour l'installation des pieux, c'est une méthode qui est concurrente du battage et qui présente, par rapport à cette dernière, des avantages significatifs tels que la vitesse d'installation (qui peut être très rapide), un niveau de nuisance généralement plus faible et une énergie généralement mieux utilisée.

Certains points ne sont cependant pas encore bien clarifiés, en particulier l'estimation de la capacité portante des pieux vibrofonçés par rapport aux pieux battus. En ce qui concerne la prévision de la « vibrofonçabilité » (pénétrabilité par vibrofonçage), les méthodes existantes ne permettent souvent pas de réaliser une bonne prévision de la fiche finale.

Dans ce contexte, un Projet National « Vibrofonçage » a été initié en 2000, avec trois objectifs principaux, à savoir l'amélioration des méthodes de prévision de la vibrofonçabilité, l'évaluation de la capacité portante des pieux vibrofonçés (par rapport aux pieux battus) et l'évaluation des nuisances causées par le processus de vibrofonçage aux structures avoisinantes (bâtiments...).

Ce travail s'inscrit dans le cadre de ce Projet National. L'objectif principal a été de développer une modélisation physique du processus de vibrofonçage en chambre d'étalonnage en vue de mieux comprendre les mécanismes contrôlant le déroulement du processus et de mettre en évidence les paramètres significatifs ayant une influence sur le processus. On a, en particulier, développé une sonde prototype permettant de réaliser lors du processus une mesure découplée de la résistance en pointe et du frottement latéral. Cette sonde permet d'étudier les mécanismes de mobilisation de ces deux grandeurs (pointe et frottement latéral) lors du processus et de mettre en évidence la dégradation du frottement latéral.

La modélisation de la sollicitation transmise par le vibreur au pieu a été réalisée à l'aide d'un servovérin hydraulique qui peut assurer une fréquence de vibration correspondant à la gamme

des fréquences réelles de vibrofonçage (20 à 30 Hz). Enfin, une chambre d'étalonnage a été utilisée pour reconstituer des massifs de sable homogènes et reproductibles, et qui permet de contrôler précisément les caractéristiques initiales (indice de densité, état de contraintes...).

Le présent mémoire comporte quatre chapitres. Le premier chapitre concerne les éléments bibliographiques sur la méthode de vibrofonçage. On présente, d'abord, brièvement le développement de cette technique à partir de son origine jusqu'à aujourd'hui. Le principe de la méthode est ensuite abordé en mettant l'accent sur les paramètres pouvant influencer le processus. On s'intéresse principalement aux travaux expérimentaux effectués pour mettre en évidence les facteurs influençant le plus la vibrofonçabilité et la capacité portante des profilés vibrofonçés. On présente, en fin de chapitre, une synthèse des recherches théoriques et numériques sur le processus de vibrofonçage.

Les dispositifs expérimentaux utilisés, dans le cadre de ce travail, sont présentés dans le second chapitre. On décrit, plus particulièrement, les trois éléments principaux, à savoir la chambre d'étalonnage, la sonde prototype de vibrofonçage et le dispositif de chargement (servovérin). On aborde également la technique d'acquisition et de traitement des données mesurées. Finalement, la dernière partie de ce chapitre concerne la procédure d'essai.

Dans le troisième chapitre, on présente le programme expérimental réalisé, et on précise les différents paramètres étudiés. Puis, on donne les caractéristiques du matériau utilisé, pour la reconstitution des massifs de sols, et des massifs réalisés. Un essai typique est ensuite présenté pour définir les paramètres utilisés et décrire la méthodologie pour l'interprétation des données expérimentales.

Le quatrième chapitre est consacré à la présentation et à l'interprétation de l'ensemble des résultats expérimentaux. Dans le cadre de ce travail, on s'intéresse à plusieurs paramètres d'essais, et plus particulièrement aux paramètres liés à l'état initial du massif (état de contraintes, sec ou saturé...) et à la sollicitation (force moyenne, force cyclique, fréquence...). L'influence de chaque paramètre sur la vibrofonçabilité de la sonde, sur l'évolution de la résistance en pointe et du frottement latéral, est analysée dans ce chapitre.

A la fin de ce mémoire, une conclusion générale présente les principaux résultats obtenus dans le cadre de ce travail. On donne finalement quelques perspectives de recherches à développer et à poursuivre dans ce domaine.

Chapitre I Eléments bibliographiques

Dans ce chapitre, on présente d'abord un bref historique du procédé de vibrofonçage. Ensuite, les descriptions de la méthode et les définitions des paramètres intervenants sont abordées. Jusqu'à l'heure actuelle, la méthode de vibrofonçage est une technique très efficace pour la mise en place et pour l'arrachement des éléments linéaires, surtout des palplanches, et son utilisation est de plus en plus répandue. Les recherches dans ce domaine ont été abordées à la fois expérimentalement et théoriquement. En particulier, des approches théoriques basées sur les résultats expérimentaux obtenus ont permis d'expliquer certains mécanismes mis en jeu lors de pénétration des inclusions sous ce type de chargement. Les résultats de référence des recherches expérimentales, théoriques et numériques sont présentés dans la suite de ce chapitre.

I-1 Bref historique de la méthode de vibrofonçage

En 1930, l'utilisation de la vibration pour enfoncer des inclusions (pieux, palplanches) a été proposée pour la première fois en même temps en Allemagne et en Union Soviétique. Jusqu'à cette période, la méthode de battage était la plus utilisée pour la mise en place des inclusions. Les premières expérimentations de la méthode de vibrofonçage ont été faites en Allemagne (Lorenz, 1960, cité par Viking, 2002). Le premier brevet du principe de la méthode a été délivré à Losenhausenwerk et Hertwig (Viking, 2002), qui avaient utilisé la vibration lors du fonçage des pieux en bois de la fondation de la Technische Hochschule à Berlin Charlottenborg. En Union Soviétique, la recherche sur cette méthode de vibrofonçage a été initiée par Pavyluk, en 1931 et poursuivie par Barkan. Ce dernier a trouvé une diminution plus importante du frottement latéral d'un pieu enfoncé par vibrofonçage que par battage (Barkan 1957, 1962)

La première application de cette méthode a eu lieu lors de la construction du Centre Hydraulique de Gorki, sous la direction de D.D. Barkan. La machine utilisée était un modèle BT-5 développé dont la force dynamique, la fréquence et l'énergie fournie sont respectivement de 214 kN, de 41,67 Hz et de 28 kW. La nouvelle méthode a présenté une efficacité remarquable avec 3700 palplanches de 9 à 12 m de longueur enfoncées en 2 à 3 minutes pour chacune.

Après la deuxième guerre mondiale, la recherche sur cette méthode a été poursuivie expérimentalement et théoriquement, en particulier par les Soviétiques pendant les années 50. Ensuite, cette technologie a été transférée au Japon et dans les pays européens. Les vibreurs utilisés à l'heure actuelle sont de même principe que ceux développés en Union Soviétique.

Au cours de la même période, Barkan (1957) a eu l'idée de provoquer la résonance du pieu pour enfoncer le pieu. Aux États-Unis, Bodine (1961) a développé une autre catégorie de vibreur qui est connue sous le nom BRD (Bodine Resonant Driver) dont la fréquence commence à partir de 150Hz. En 1970, en se basant sur la formule de prédiction de la capacité portante du pieu battu concernant l'équilibre énergétique, Davisson (1970) a proposé une formule adaptée aux pieux vibrofonçés. Les études sur le vibrofonçage à fréquences élevées ont été réalisées par plusieurs auteurs, on peut citer les travaux de Berhard (1967, 1968) avec les fréquences variant de 5 à plus de 5000 Hz, les travaux de Sieffert (1980) avec les fréquences variées de 1500 à 3000 Hz. L'avantage de la gamme des hautes fréquences est lié aux faibles déformations du pieu, ce qui induit que le volume du sol sollicité est réduit. D'autre part, la gamme des fréquences est totalement différente des fréquences de résonance des constructions courantes et donc, on peut utiliser ce procédé pour réaliser des fonçages près de bâtiments existants sans entraîner de dégradations (Sieffert, 1980).

L'utilisation du vibrofonçage peut également être combinée avec d'autres procédés, pour améliorer la pénétrabilité ainsi que l'évaluation de la capacité portante du pieu. Le vibrofonçage combiné avec le water-jetting permet d'enfoncer le pieu à travers des couches de sols très denses (Viking, 1997). Cependant, un inconvénient de la méthode de vibrofonçage est lié au problème de la vérification de la capacité portante du pieu. Alors que les recherches effectuées dans le domaine du battage, à partir de l'analyse de l'équation d'onde (Smith, 1960), ont permis de mettre au point des modèles prévisionnels de battage des pieux, la mise en œuvre du vibrofonçage demeure très empirique et fondée seulement sur l'expérience acquise dans certains types de terrains (IREX, 1998). Par conséquent, en pratique, on réalise à la fin de la phase de vibrofonçage, une phase de battage pour vérifier la capacité portante statique en utilisant les techniques utilisées dans le battage (O'Neill *et al.*, 1990). Une autre méthode de combiner le battage au vibrofonçage concerne le système vibreur – batteur, dont la sollicitation appliquée en tête du pieu comprend une force sinusoïdale (action du vibreur) et un choc (action du battage) (Don C. Warrington, 1989, 1992).

En Europe, depuis quelques années, les travaux de recherche ont été entrepris pour la prévision du vibrofonçage des pieux et surtout des palplanches dans le cadre de plusieurs projets, à savoir le projet BBRI en Belgique (1992-1994), le projet SIPDIS (1996-1998), ...

Le Projet Nationale de Vibrofonçage mené par IREX (France), a débuté en 2000 (les travaux exploratoires datent de 1997) se concentre sur l'amélioration de la prévision de la vibrofonçabilité des profilés, sur la prévision de la capacité portante des pieux vibrofonçés

ainsi que sur les nuisances générées par ce procédé (IREX, 1999). Les travaux présentés dans cette thèse s'inscrivent dans le cadre de ce projet.

A l'université de Karlsruhe (Allemagne), en se basant sur le principe du vibrofonçage, on développe une nouvelle méthode de pénétration dynamique pour l'investigation *in situ*, nommée VPT (Vibro-Penetration Test). Dans cet essai, un pénétromètre est enfoncé dans le sol sous une force excitatrice harmonique. La résistance de vibro-pénétration est ensuite évaluée à partir des données enregistrées en utilisant des modèles mécaniques adéquats (Cudmani et Huber, 2002).

I-2 Description du procédé

I-2.1 Schéma de principe d'un vibreur

La méthode de vibrofonçage consiste à appliquer une vibration verticale à la tête d'une inclusion afin de l'enfoncer dans le sol à l'aide d'un système de vibreur schématisé sur la figure I-1. Ce système comporte trois parties principales, à savoir le bloc isolateur, le bloc excitateur et le système de connexion avec le pieu (pince). Un exemple d'utilisation de cette méthode est présenté sur la figure I-2, lors de la mise en place d'un caisson.

Le bloc isolateur est séparé de la partie vibrante par des coussins, correspondant à la partie statique de la charge appliquée. On l'appelle également la masse morte. Ce bloc est tenu soit par la grue (pièce 9 sur la figure) soit par un pylône de guidage. Les coussins des premiers vibreurs étaient composés de ressorts métalliques, alors qu'aujourd'hui on utilise des coussins en caoutchouc renforcé d'acier (Viking, 2002). L'objectif principal de ces coussins est d'empêcher que les vibrations ne se transmettent à la partie statique ainsi qu'à la grue (ou au pylône).

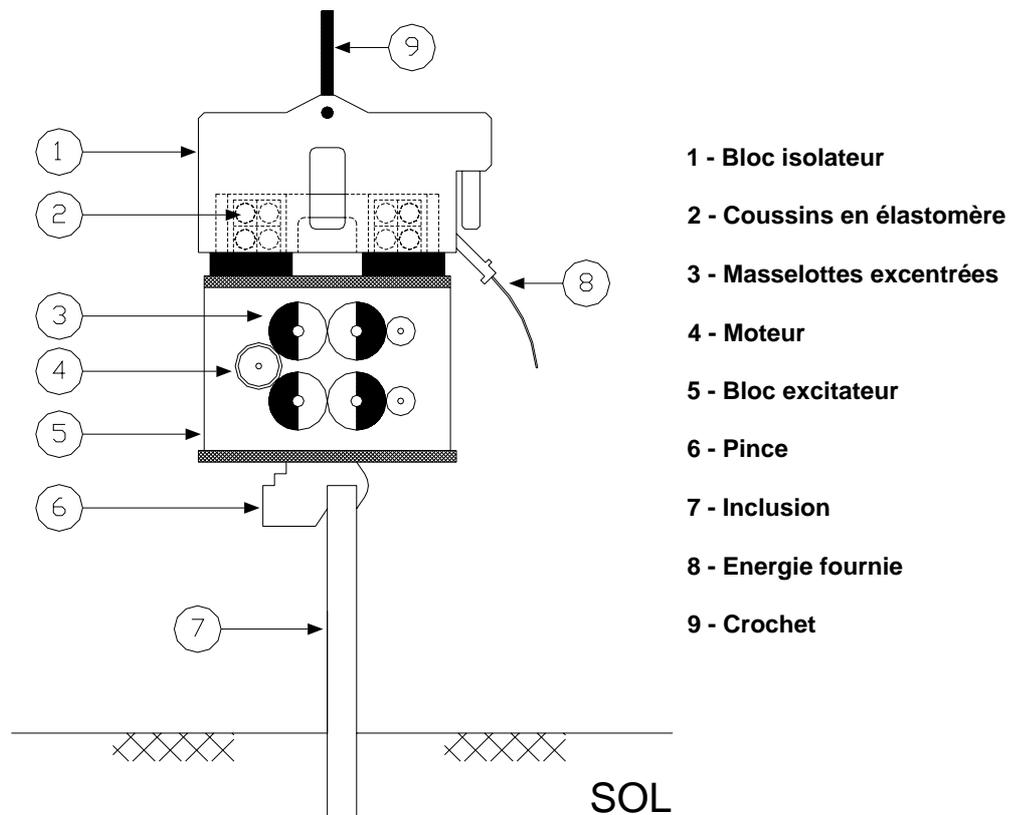


Figure I-1 Schéma de principe du procédé de vibrofonçage (d'après Holeyman, 2001)



Figure I-2 Utilisation de la méthode de vibrofonçage lors de la mise en place d'un caisson (Brochure de l'APE)

Le bloc excitateur sert à générer les vibrations verticales. La pièce principale du bloc excitateur est la paire de masselottes tournantes à même fréquence angulaire mais en sens inverse de telle manière que les composantes horizontales de la force d'inertie totale s'annulent, et que les composantes verticales s'ajoutent l'une à l'autre.

Les masselottes sont excitées grâce à des moteurs dont l'énergie est fournie par un groupe hydraulique ou électrique via un système de transmission (8 sur figure I-1). Aux Etats Unis, pendant les années 60, l'énergie du moteur était fournie à une seule masselotte excentrique et transmise aux autres par un système de pignons. Actuellement, toutes les masselottes sont alimentées en même temps (Warrington, 1989, 1992).

La pince forme une connexion rigide entre l'inclusion à installer et le vibreur. Son but unique est de transmettre le mouvement à l'inclusion. Elle peut être changée pour s'adapter à n'importe quel type d'inclusion, par exemple des pieux en bois, des pieux en béton, des palplanches ou des profilés de différentes formes.

I-2.2 Système vibratoire

On utilise principalement deux systèmes de vibreur. Ce sont les systèmes de vibreurs suspendus librement et les systèmes de vibreurs avec guidage du pieu. On trouvera davantage d'informations dans les brochures des fabricants comme ICE, ABI, APE ... D'après Viking (2002), le premier système est traditionnellement utilisé au Pays Bas, en Belgique et en France, tandis que le second est utilisé en Allemagne. Ces deux types de systèmes sont largement décrit par Viking (2002).

a) Système de vibreur suspendu librement

En ce qui concerne le système de vibreur suspendu librement dont le schéma de principe est présenté sur la figure I-3, une grue mobile est nécessaire pour lever et mettre en place le vibreur et les inclusions. Ce système présente une difficulté de positionnement et de guidage des objets à installer, par cause de limitations inhérentes au système. Deuxièmement, pendant la phase de vibrofonçage, il est impossible de faire varier la charge statique (ou la masse morte) F_0 . On peut seulement la diminuer en retenant le vibreur par la grue. Mais dans l'autre sens (enfouissement du pieu), ce système ne permet pas d'augmenter la charge statique F_0 .

L'utilisation du système de vibreur suspendu librement est relativement bon marché par rapport au système avec guidage. La grue peut être utilisée pour d'autres services que celui de suspension du vibreur. La grande mobilité de ce type de vibreur est un autre avantage.

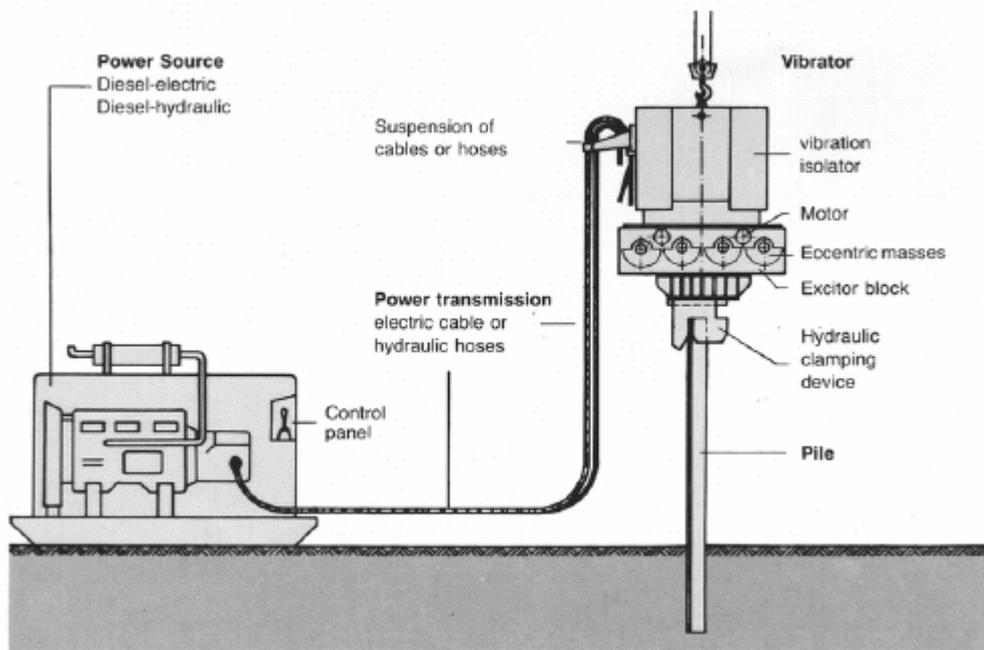


Figure I-3 Composantes principales d'un vibreur suspendu librement (d'après la brochure de la manufacture de vibreur ICE, cité par Viking, 2002)

b) Système de vibreur avec guidage

La différence principale par rapport au système précédent concerne le positionnement du vibreur (figure I-4). Le vibreur est monté sur un pylône de guidage qui permet de positionner le pieu à n'importe quel angle pendant la phase d'installation. La charge statique F_0 peut être également ajustée et contrôlée.

L'inconvénient du système avec guidage est souvent le coût. On l'utilise rarement pour d'autres objectifs que le vibrofonçage et le forage. Un autre inconvénient est le poids du système qui peut causer des problèmes d'accès et de stabilité du terrain.

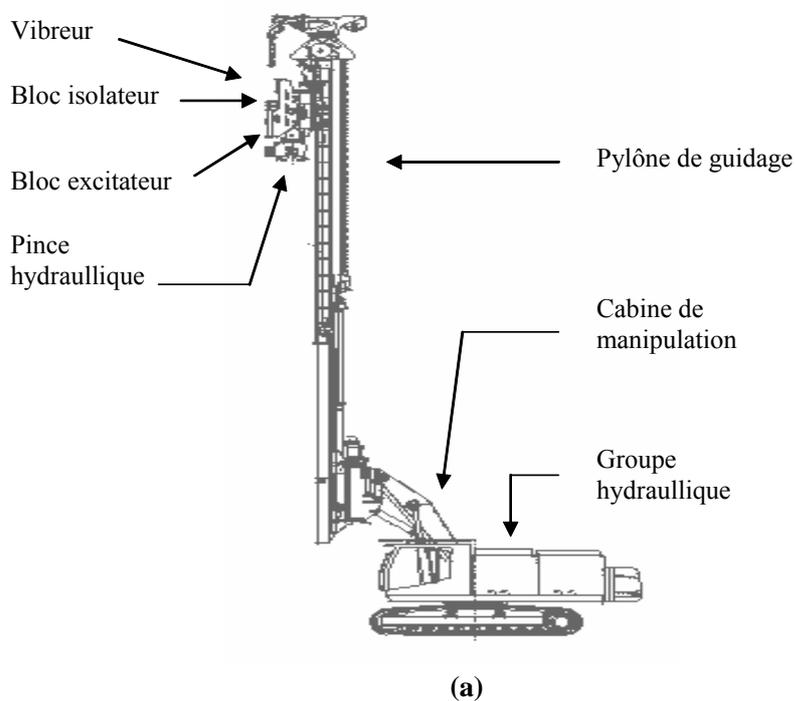


Figure I-4 (a) Schéma d'un vibreur avec système de guidage (modèle TM 13-16 de ABI) ; (b) ABI Mobilram système en cours de travail

I-2.3 Classification des vibreurs

Dans la pratique, d'après Holeyman (2001, 2002), on peut distinguer deux types de vibreurs suivant la source d'énergie fournie au moteur des masselottes, à savoir les vibreurs électriques et les vibreurs hydrauliques. Les vibreurs hydrauliques, à puissance égale, sont plus légers que les vibreurs électriques (à cause des dimensions du moteur moins importantes) et plus faciles à régler en fréquence. Par conséquent, les vibreurs hydrauliques sont les plus utilisés sur chantier.

Les vibreurs sont également classifiés par la fréquence vibratoire et le moment excentrique. Dans le tableau I-1, Holeyman (2002) a présenté cinq types de vibreurs ainsi que les paramètres correspondants (ces paramètres sont définis dans la partie I-3), comme la plage de variation de la fréquence, le moment d'excentricité, la force centrifuge et la double amplitude de déplacement d'un système libre (sans l'interaction sol – pieu). Actuellement, on s'intéresse à minimiser les effets défavorables du processus de vibrofonçage sur l'environnement. Pour cela, le procédé préféré est d'ajuster le moment d'excentricité du vibreur au cours du vibrofonçage. Le principe de cette technique se base sur le fait que le déphasage de paires de masselottes peut diminuer ce moment d'excentricité.

Tableau I-1 Types de vibreurs (Holeyman, 2002)

Type	Plage fréquentielle [rpm]	Moment excentrique [kg.m]	Force centrifuge maximale [kN]	Double amplitude libre [mm]
Fréquence standard	1300 – 1800	Jusqu'à 230	Jusqu'à 4600	Jusqu'à 30
Haute fréquence	2000 – 2500	6 – 45	400 – 2700	13 – 22
Excentrique variable	2300	10 – 54	600 – 3300	14 – 17
Accessoire d'excavatrice	1800 – 3000	1 – 13	70 – 500	6 – 20
Vibreur résonant	6000	50	20000 (en théorie)	Auto - destruction

Dans la pratique, on choisit généralement un vibreur de manière empirique. Rodger et Littlejohn (1980) ont récapitulé les données de l'expérience dans le tableau I-2. Le choix d'un vibreur dont les paramètres recommandés dans le tableau sont la fréquence et l'amplitude de déplacement libre, se base sur le type de sol, le poids du pieu.

Tableau I-2 Classification des vibreurs (Rodger et Littlejohn, 1980)

Sols cohérents	Sols pulvérulents denses		Sols pulvérulents lâches	
Tous les cas de résistance	Résistance en pointe faible	Résistance en pointe élevée	Pieux lourds	Pieux légers
Accélération élevée	Accélération élevée	Faible fréquence. Amplitude de déplacement élevée		Accélération élevée
Amplitude de déplacement faible				
Frottement latéral important	Frottement prédominant	Résistance en pointe prédominante		Frottement prédominant
Nécessite une accélération élevée pour réaliser le cisaillement ou la transformation thixotropique	Nécessite une accélération élevée pour obtenir la fluidification	Nécessite une amplitude de déplacement élevée ainsi qu'une basse fréquence pour obtenir un impact maximum activant la pénétration élasto-plastique		Nécessite une accélération élevée pour obtenir fluidification
Paramètres recommandés				
Fréquence $\nu > 40$ Hz	$\nu : 10 - 40$ Hz	$\nu : 4 - 16$ Hz		$\nu : 10 - 40$ Hz
Accélération $a : 6 - 20$ g	$a : 5 - 15$ g	$a : 3 - 14$ g		$a : 5 - 15$ g
Amplitude de déplacement $s : 1 - 10$ mm	$s : 1 - 10$ mm	$s : 9 - 20$ mm		$s : 1 - 10$ mm

En ce qui concerne le choix des vibreurs pour l'installation des palplanches, Van Baars (2003) a présenté 3 formules les plus utilisées au Pays Bas. La première formule, CUR 166 (Bays Pas), considère le moment excentrique total M_e comme un critère de choix, à partir de l'expression suivante :

$$S_0 = \frac{M_e}{M_{dyn}}$$

avec, S_0 : amplitude de déplacement du système vibrant suspendu librement [mm],
 M_e : moment excentrique total [kgm],
 M_{dyn} : masse dynamique (partie dynamique du vibreur, pince et pieu) [kg].

Les paramètres S_0 , M_e et M_{dyn} sont définis dans le paragraphe I-3.

La deuxième formule, EAU1996 (Allemagne), permet de calculer la force verticale de vibration minimale demandée.

$$F^* = 15 \cdot \left(L + \frac{2 \cdot M_{dyn}}{100} \right)$$

avec, F^* : force de vibration minimale [kN],
 L : profondeur à installer de la palplanche [m],
 M_{dyn} : masse dynamique [kg].

L'auteur a proposé lui même une formule de calcul de la force minimale demandée en fonction des paramètres du pieu, et de la résistance en pointe du pieu.

$$F^* = \gamma \cdot \left(L_{pieu} \cdot A \cdot \beta \cdot \exp\left(\frac{q_{c,tip}}{q_{c,ref}}\right) + L_{pieu} \cdot O \cdot \alpha \cdot q_{c,tip} \right)$$

avec, L_{pieu} : longueur du pieu [m],
 A : section du pieu [m²],
 O : périmètre du pieu [m],
 $q_{c,tip}$: résistance de pénétration de cône à la pointe du pieu [kPa],
 $\gamma = 1,2$ $\alpha = 0,001$ $\beta = 220$ [kN/m³] $q_{c,ref} = 8,7$ [MPa].

Pour l'application pratique de ces trois formules, il faut ajouter un facteur de sécurité γ_s à la valeur demandée de la force de vibration.

$$F = \gamma_s \cdot F^* \quad \text{avec } \gamma_s \approx 1,2$$

I-3 Principe du vibrofonçage

En ce qui concerne le principe du vibrofonçage, Viking (2002) a réalisé une étude bien détaillée. On ne présente dans ce paragraphe que des définitions les plus importantes. Pour plus d'information, on pourra se référer aux travaux de Viking (2002).

L'action mécanique d'un vibreur sur un profilé comporte deux composantes :

- une partie stationnaire appelée la surcharge statique ou la charge moyenne F_0 ,
- une partie vibratoire appelée la force verticale sinusoïdale F_v , dont l'amplitude est F_{cyc} et la fréquence est f : $F_v = F_{cyc} \sin(2\pi ft)$

La force d'enfoncement F générée peut être considérée comme la capacité d'enfoncement théorique générée par le système vibratoire. La force d'enfoncement F est toujours décrite comme la somme de la surcharge statique et de la force verticale sinusoïdale.

$$F = F_0 + F_v$$

La performance théorique du système de vibrofonçage dépend de plusieurs paramètres vibratoires dont les plus importants sont listés ci-dessous :

- surcharge statique F_0 ,
- moment d'excentricité M_e ,
- fréquence vibratoire f ,
- force inertielle maximale du vibreur ou amplitude de la force sinusoïdale F_{cyc} ,
- masse dynamique M_{dyn} ,
- amplitude simple de déplacement d'un profilé suspendu libre (S_0) et énergie théorique P_t .

I-3.1 Surcharge statique F_0

La surcharge statique est l'action stationnaire appliquée sur le bloc exciteur via les amortisseurs en élastomère.

Pour le système vibratoire en suspension libre, la force de surcharge F_0 est représentée par la somme du poids de la masse morte et de la force de suspension de la grue (figure I-5) :

$$F_0 = g m_0 - T$$

- avec
- | | | |
|-------|---|---------------------------------|
| F_0 | : | force de la surcharge statique, |
| g | : | accélération de la pesanteur, |
| m_0 | : | masse morte, |
| T | : | force de suspension de la grue. |

Pour le système de vibreur avec guidage, la force de la surcharge statique est constituée par la pression hydraulique pré-appliquée, et le poids des coussins en élastomère :

$$F_0 = g m_{sp} + P_0 A_{cyl}$$

avec m_{sp} : masse des coussins en élastomère,
 P_0 : pression hydraulique de l'huile,
 A_{cyl} : section du cylindre hydraulique.

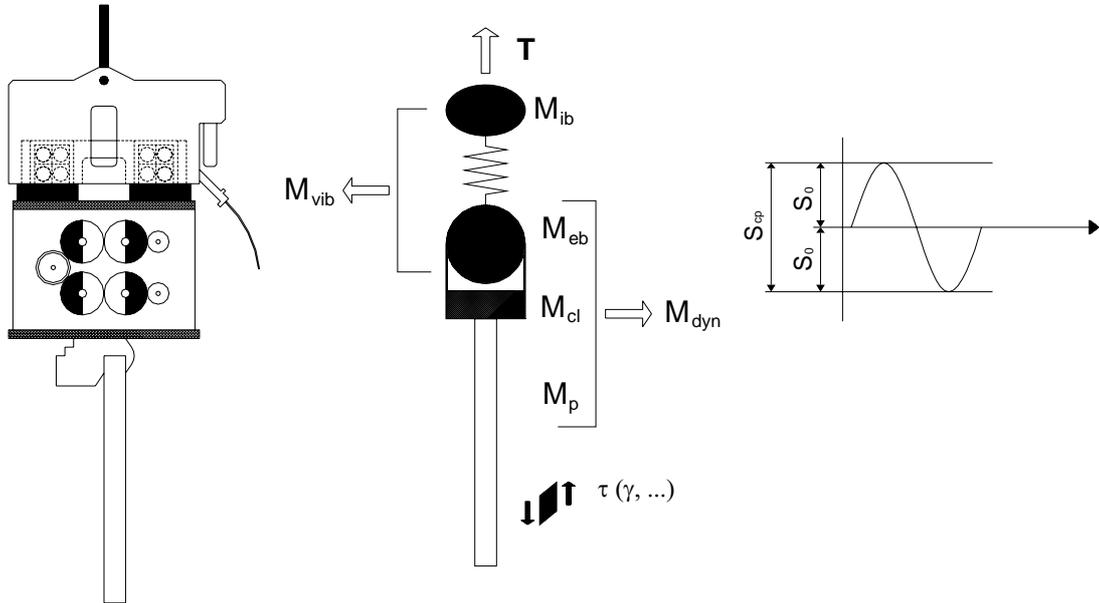


Figure I-5 Modèle mécanique d'un vibreur (d'après Holeyman, 2001)

I-3.2 Moment d'excentricité M_e

Le moment d'excentricité d'une masselotte excentrique (M_{ei} [kgm]) est le produit du poids de la masse excentrique (m_{ei}) et de la distance radiale (r_{ei}) mesurée entre l'axe de rotation et le centre de gravité de la masse (figure I-6).

$$M_{ei} = m_{ei} \cdot r_{ei}$$

avec M_{ei} : moment d'excentricité,
 m_{ei} : masse excentrique,
 r_{ei} : rayon excentrique.

Le moment spécifié d'excentricité (M_e) d'un vibreur est la somme des moments d'excentricité

des masselottes simples :
$$M_e = \sum_{i=1}^n m_{ei} \cdot r_{ei}$$

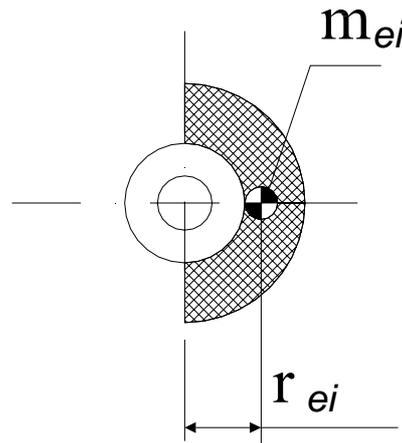


Figure I-6 Masse excentrique et rayon excentrique (d'après Viking, 2002)

I-3.3 Fréquence de vibration f

La fréquence de vibration f est spécifiée par le nombre de révolution des masses excentriques par seconde, quelquefois exprimé en tours (rotations) par minute [rpm], ou en terme de pulsation ω .

$$\omega = 2 \pi f = 2 \frac{\pi.n}{60}$$

- avec ω : pulsation,
 f : fréquence de vibration,
 n : rotations par minute.

I-3.4 Force vibratoire verticale F_v

L'action vibratoire engendrée par le vibreur est représentée par la composante verticale F_v de la force centrifuge F_c engendrée. La force centrifuge est le résultat de l'effet inertiel issu des masselottes tournantes dans le bloc excitateur du vibreur (figure I-7)

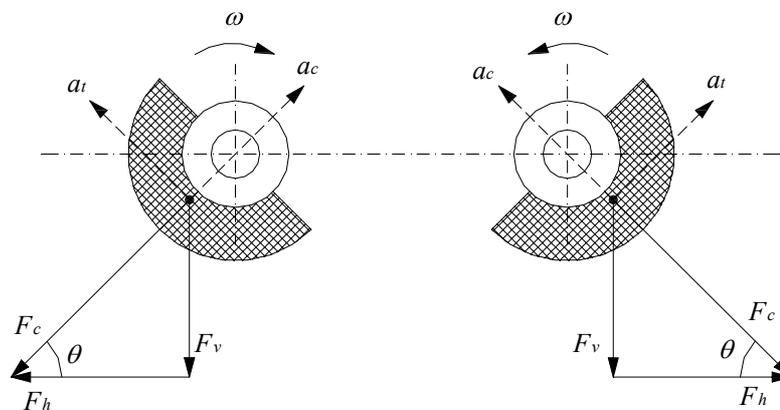


Figure I-7 Détermination de la force sinusoïdale verticale (d'après Viking, 2002)

La direction et l'ampleur de l'action vibratoire sont évaluées en appliquant la deuxième loi de Newton ($\Sigma F = ma$) pour les masselottes excentriques. L'accélération centrifuge d'une masselotte est donnée par l'expression suivante :

$$a_{ci} = r_{ei} \omega^2$$

La composante tangentielle de l'accélération a_{ti} des masselottes est zéro quand la fréquence angulaire est maintenue constante. La force centrifuge radiale F_{cyc} de chaque masselotte excentrique tournante est calculée en accord avec la deuxième loi de Newton.

$$F_{cyc} = m_{ei} \cdot a_{ci} = m_{ei} \cdot r_{ei} \cdot \omega^2 = M_{ei} \cdot \omega^2$$

avec F_{cyc} : force inertielle maximale du vibreur,

a_{ci} : accélération centrifuge.

La force sinusoïdale verticale F_v est obtenue en prenant en compte la composante verticale de F_{cyc}

$$F_v = F_{cyc} \cdot \sin\theta = M_e \cdot \omega^2 \cdot \sin\theta$$

avec F_v : force sinusoïdale verticale,

θ : angle de rotation de la masselotte excentrique.

I-3.5 Masses du système vibreur – profilé

Le vibreur peut être considéré comme un système à deux degrés de liberté, comprenant une masse stationnaire (masse morte) M_{ib} et une masse vibrante (masse du bloc exciteur) M_{eb} (voir figure I-5). La masse totale M_{vib} du vibreur est la somme des deux masses.

$$M_{vib} = M_{ib} + M_{eb}$$

La masse dynamique M_{dyn} est définie comme la somme des masses qui vibrent verticalement avec le vibreur. Il s'agit de la masse vibrante M_{eb} du vibreur, de la masse de la pince M_{cl} et de la masse du pieu M_p .

$$M_{dyn} = M_{eb} + M_{cl} + M_p$$

I-3.6 Amplitude de déplacement libre S_{sp} du système vibrant

L'amplitude de déplacement libre d'un système vibrant S_{sp} est définie comme l'amplitude crête à crête du mouvement du vibreur libre, sans présence du pieu et du sol (figure I-8). C'est un paramètre important de caractérisation des vibreurs. Il est calculé par la formule suivante.

$$S_{sp} = 2 \cdot S_0 = 2 \frac{M_e}{(M_{eb} + M_{cl})}$$

avec S_{sp} : amplitude de déplacement libre du système vibrant,

S_0 : amplitude de moyenne à pic de déplacement libre du système vibrant,

M_e : moment excentrique,

M_{eb} : masse du bloc exciteur,

M_{cl} : masse de la pince.

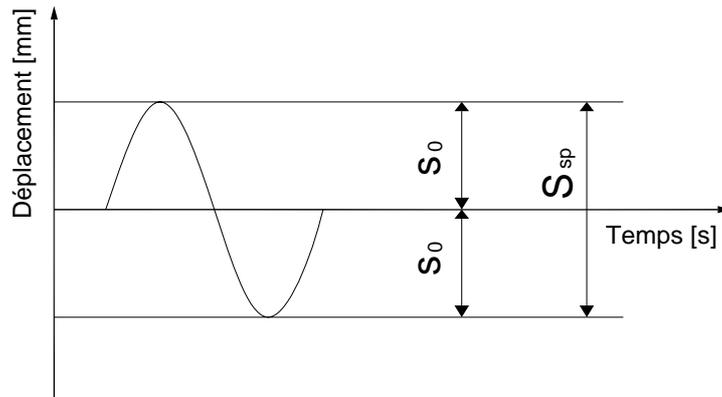


Figure I-8 Détermination de l'amplitude de déplacement libre S_{sp}

L'amplitude du déplacement d'un profilé suspendu librement S_0 (sans présence du sol) est plus petite que celle du système vibreur libre S_{sp} , et elle est calculée en tenant compte de la masse M_p du profilé.

$$S_0 = \frac{M_{eb} + M_{cl}}{M_{eb} + M_{cl} + M_p} S_{sp}$$

$$M_p = \rho \cdot A \cdot L$$

avec ρ : masse volumique du profilé,

A : section du profilé,

L : longueur du profilé.

I-4 Recherches expérimentales

I-4.1 Vibrofonçabilité

Le terme de « vibrofonçabilité » d'une inclusion concerne sa possibilité d'installation par la méthode de vibrofonçage. Il y a deux méthodes principales pour représenter la vibrofonçabilité. La première utilise la relation entre la profondeur z et le temps t nécessaire pour enfoncer le pieu à cette profondeur. La vitesse de pénétration v_p est la pente de la courbe de vibrofonçabilité (figure I-9). Dans le zoom à droite de la figure, on présente le principe du mouvement de pénétration d'une palplanche dont pendant un cycle, il y a un mouvement de descente suivi par un mouvement de montée (Léonard *et al.*, 1995). La pente de la courbe de pénétration représente la vitesse de pénétration v_p . La deuxième méthode est basée sur l'utilisation de la relation entre la vitesse de pénétration v_p et la profondeur correspondante z (figure I-10).

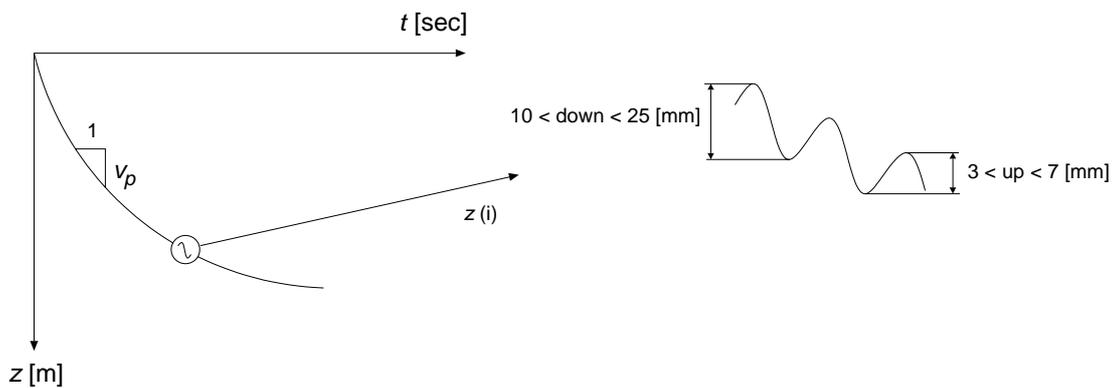


Figure I-9 Représentation de la vibrofonçabilité par la relation entre la profondeur atteinte z et le temps t (d'après Léonard *et al.*, 1995)

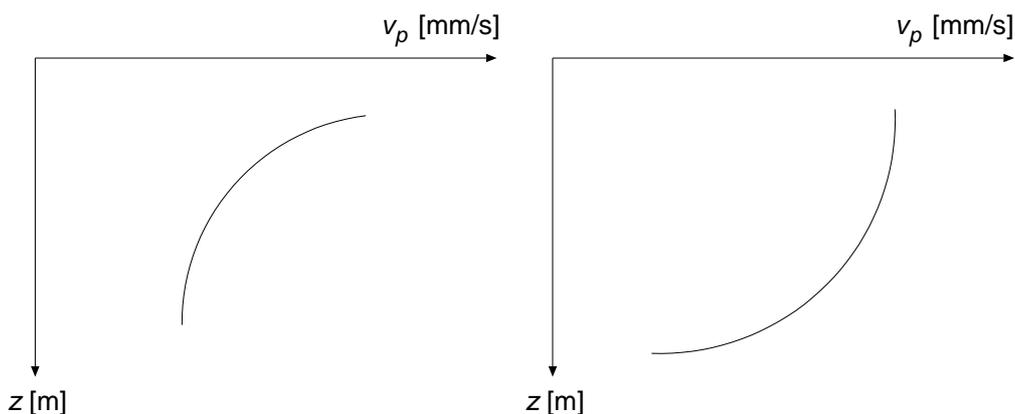


Figure I-10 Représentation de la vibrofonçabilité par la relation entre la vitesse de pénétration v_p et la profondeur z (O'Neill et Vipulanandan, 1989)

I-4.1.1 Influence des paramètres du sol sur la vibrofonçabilité

En ce qui concerne l'interaction entre le profilé et le sol avoisinant pendant le vibrofonçage, il reste plusieurs questions à résoudre. Comment se transmettent les vibrations au sol avoisinant ? Existe-t-il des types de sols dans lesquels l'utilisation de la méthode de vibrofonçage est impossible ?... Les recherches sur l'influence des paramètres du sol sur la vibrofonçabilité ne sont pas très nombreuses. Les résultats obtenus ont montré que, en ce qui concerne les paramètres du sol, les paramètres principaux influençant la vibrofonçabilité des pieux et des palplanches sont le degré de compactage, la contrainte de consolidation et le degré de saturation du sol.

a) Domaines de fonctionnement du frottement latéral (Rodger & Littlejohn, 1980)

Dans les sols cohérents à faible densité, l'application de la vibration provoque une réduction considérable du comportement de cisaillement du sol. Ce phénomène est appelé fluidisation. D'après Rodger et Littlejohn (1980), l'accélération vibratoire est un paramètre qui contrôle l'apparition de la fluidisation du sol et qui influence le frottement latéral du pieu. En fonction de la valeur de l'amplitude de l'accélération vibratoire a_{max} ($a = a_{max} \cdot \cos \omega t$), on peut distinguer trois domaines différents de fonctionnement du frottement latéral, figure I-11.

- L'amplitude de l'accélération $a_{max} < 0,6$ g correspond à la limite de la zone élastique. Dans cette zone, le frottement interne (entre les grains) existe mais la contrainte normale appliquée sur la surface de frottement est périodique. Normalement, cela conduirait à une stabilité dynamique. Cependant, si la densité du sol est inférieure à la densité critique, un compactage va se produire. Dans cet état, le frottement latéral ne diminue pas de plus de 5%.
- Le deuxième domaine correspond à $0,7 \text{ g} < a_{max} < 1,5 \text{ g}$. Dans cette plage d'accélération, le frottement latéral est diminué suivant une fonction exponentielle de l'accélération vibratoire. Les paramètres de cette fonction dépendent de la granularité du sol et du niveau de la contrainte normale statique.
- Dans le troisième domaine, la réduction du frottement latéral atteint sa valeur maximale. Théoriquement, cela devrait se produire pour une accélération égale à l'accélération de la pesanteur. Mais, en pratique, en tenant compte du frottement interne, l'amplitude nécessaire est autour de 1,5 g.

Barkan (1962) a trouvé une relation exponentielle entre le coefficient de frottement interne et l'amplitude de l'accélération, qui peut décrire le deuxième domaine :

$$\tan \phi_d = (\tan \phi_{st} - \tan \phi_m) e^{-\alpha \eta} + \tan \phi_m$$

avec $\tan \Phi_d$: valeur dynamique du coefficient de frottement interne,

- $\tan\Phi_{st}$: valeur statique du coefficient de frottement interne,
 $\tan\Phi_m$: valeur minimale du coefficient de frottement interne,
 α_1 : constante (0,23 pour les sables moyens),
 η : rapport entre l'amplitude de l'accélération vibratoire et l'accélération de la pesanteur.

Cette relation a été vérifiée par les travaux ultérieurs de Youd (1967) et Ermolaev et Senin (1968).

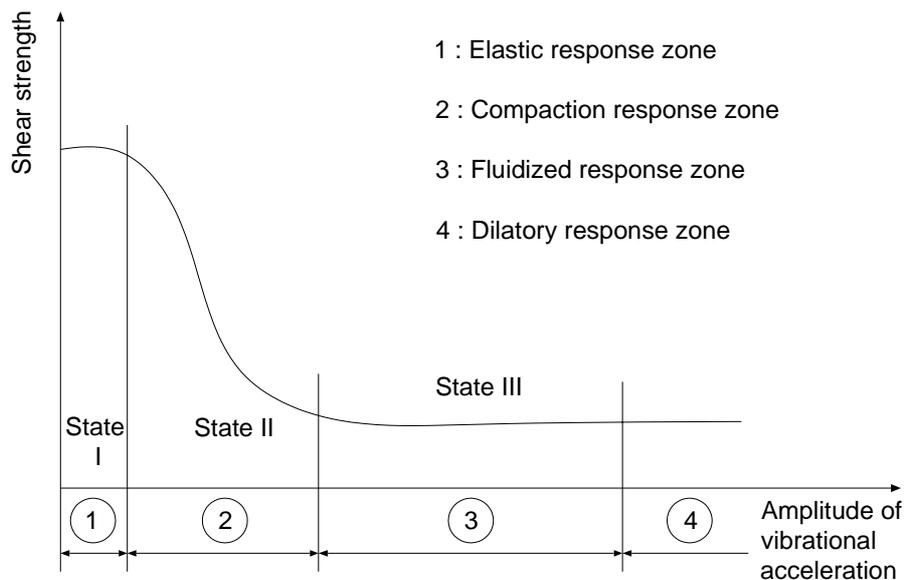


Figure I-11 Relation entre le frottement latéral et l'amplitude de l'accélération (Rodger & Littlejohn, 1980)

En réalisant des essais d'extraction de prototypes dans un limon dense et un sable saturé, Preobrajenskaja (1956) a mis en évidence une relation exponentielle entre la résistance latérale et l'amplitude de l'accélération, avec une réduction maximale se produisant lorsque l'amplitude de l'accélération était de 1 à 2 g :

$$R_S = R_M + (R_{ST} - R_M)e^{-\alpha_2\eta}$$

- avec
- α_2 : constante,
 - R_S : résistance latérale dynamique,
 - R_M : résistance latérale dynamique minimale,
 - R_{ST} : résistance latérale statique.

b) Influence de la densité du sable

Dans le cadre d'une étude expérimentale sur le frottement latéral en vibrofonçage que l'on précisera dans la suite de ce chapitre, Billet et Sieffert (1989) ont réalisé deux séries d'essais d'enfoncement dynamique d'une plaque dans un sable de référence (voir plus loin sur la figure I-19). Les paramètres de chargement (vitesse monotone du vérin, fréquence de l'excitateur) ainsi que la contrainte normale sur la plaque, sont maintenus identiques. La masse volumique du sable est de 1,72 et 1,56 g/cm³ consécutivement pour les deux séries d'essais. Les résultats ont été représentés dans le plan $[\mu - P_F]$, où μ est le coefficient moyen de frottement de l'interaction sol – palplanche et P_F est la puissance fournie par l'excitateur à la palplanche (figure I-12). Ces auteurs ont remarqué que le coefficient de frottement moyen est plus petit pour la deuxième série d'essais que pour la première. Ce résultat est logique car lorsque l'on diminue la densité, on réduit par le même fait le nombre des grains de sol en contact avec la palplanche (Billet et Sieffert, 1989).

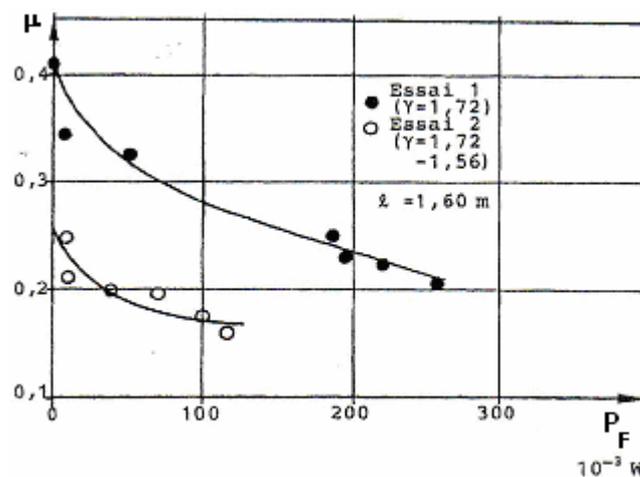


Figure I-12 Influence de la densité du sable sur le frottement latéral (Billet et Sieffert, 1989)

I-4.1.2 Influence de la forme du profilé

Les éléments à mettre en place dans les sols se composent de deux groupes principaux. Les pieux qui provoquent un refoulement du sol lors de leur installation sont appelés les pieux refoulants (displacement piles). Les pieux qui sont mis en place par des méthodes comme le forage, l'excavation ... sont appelés pieux non refoulants (non-displacement piles) (Frank, 1999). En outre, les profilés en H, les palplanches ou les tubes ouverts en pointe peuvent être classés dans le groupe des pieux avec faible refoulement du sol.

Rao (1993) a réalisé des essais en vue de mettre en évidence l'influence de la géométrie du pieu (tube ou profilés en H) sur la vibrofonçabilité. Les résultats montrent que la pénétration est fortement influencée par la géométrie du profilé, l'état de saturation et le mode

d'enfoncement (continu ou avec reprises). La taille du profilé en H semble avoir moins d'influence sur la résistance à la pénétration que pour le cas des tubes.

Legrand *et al.* (1994) ont utilisé des palplanches instrumentées dans une série d'essais en vue de mesurer non seulement l'accélération verticale mais aussi l'accélération horizontale de celles-ci au cours du vibrofonçage. Ils ont trouvé que l'accélération horizontale est aussi grande que l'accélération verticale pendant une partie de la phase de vibrofonçage. Les résultats obtenus indiquent que le mouvement horizontal de la palplanche provoque un vide plus grand que l'épaisseur de la palplanche. Ainsi, ces auteurs ont suggéré que la diminution de la résistance à la pénétration des palplanches dépend non seulement des conditions d'enfoncement et des caractéristiques du sol, mais aussi de la flexibilité de celles-ci.

I-4.1.3 Paramètres du vibreur

En principe, le pieu peut être enfoncé dans le sol par vibrofonçage lorsque la résultante des forces générées par le vibreur dépasse la résultante des résistances dynamiques du pieu, à savoir la résistance dynamique en pointe R_{qc} et le frottement dynamique latéral R_{fs} :

$$F \geq R_{qc} + R_{fs} \quad \Leftrightarrow \quad F_0 + F_{cyc} \sin \omega t \geq R_{qc} + R_{fs}$$

Les principaux paramètres du vibreur qui sont capables d'influencer la vibrofonçabilité de l'inclusion sont les suivants : la surcharge statique F_0 , le moment excentrique des masselottes M_e , la fréquence vibratoire f , l'amplitude maximale S_0 du vibreur libre et l'efficacité du vibreur. Jusqu'à maintenant, il y a peu de publications de travaux sur ces paramètres. On peut cependant faire référence aux travaux de Rodger et Littlejohn (1980) et ceux de O'Neill et Vipulanandan (1989).

a) Influence de la fréquence vibratoire f

Dans leurs essais de mise en évidence de l'influence de la fréquence vibratoire, Rodger et Littlejohn (1980) ont fait varier celle-ci dans une plage allant de 20 à 50 Hz, en maintenant le moment excentrique des masselottes constant. Ils ont trouvé que, pendant la période du mouvement en régime permanent (steady-state motion), la vitesse de pénétration v_p du pieu dépend de manière linéaire de la fréquence vibratoire f . Une valeur limite de 18 Hz de la fréquence vibratoire a été proposée par ces auteurs, au-dessous de laquelle aucune pénétration n'aura lieu. Cela correspond à une accélération vibratoire libre de 1,6 g et une valeur de pic de la force dynamique de 550 N. L'illustration de l'apparition de cette limite est représentée sur la figure I-13.

Pour expliquer cette limite, ces auteurs ont utilisé la relation entre la résistance latérale dynamique du pieu et l'amplitude de l'accélération vibratoire (Preobrajenskaia, 1956, cité par Rodger & Littlejohn, 1980) à partir de la formule suivante :

$$R_S = R_M + (R_{ST} - R_M) \cdot e^{-\alpha \eta}$$

$$\eta = A / g$$

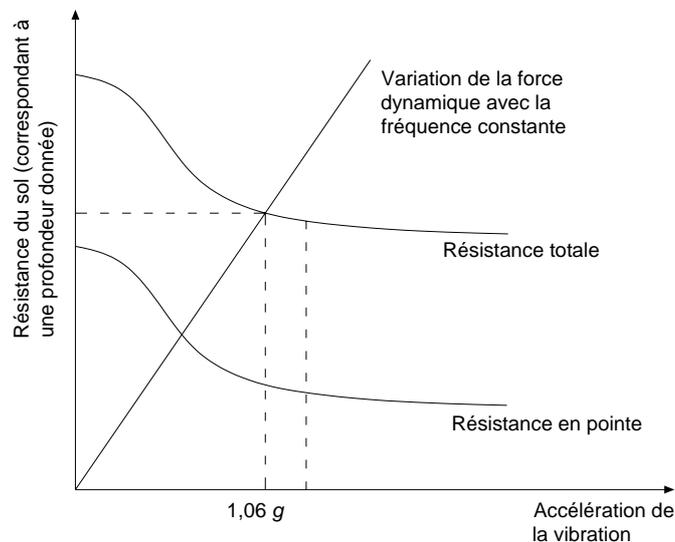


Figure I-13 Influence de la fréquence (Rodger & Littlejohn, 1980)

avec, R_S : résistance latérale dynamique,
 R_M : valeur minimale de la résistance latérale dynamique,
 R_{ST} : résistance latérale statique,
 α : constante,
 η : rapport entre l'amplitude de l'accélération vibratoire et l'accélération de la pesanteur.

En ce qui concerne les essais de traction, ces auteurs ont trouvé que, pendant la période du mouvement en régime permanent (steady-state motion), la vitesse d'extraction du pieu varie indépendamment de la fréquence (20 – 50 Hz).

Schmid (1968) a réalisé des essais pour mettre en évidence l'influence de la fréquence vibratoire, de la force dynamique (énergie fournie) et de la surcharge statique sur la résistance de pénétration du pieu. Il a observé que la vitesse maximale de pénétration s'est produite seulement à des fréquences de résonance. Il a distingué deux types de résonances, en fonction de la fréquence. Lorsque la fréquence de résonance est au dessous de 100 Hz, tout le système pieu – sol résonne ensemble et le pieu travaille comme un corps rigide. Les fréquences de résonance élevées sont celles d'un corps élastique, vibré longitudinalement.

Dans la série d'essais réalisés pour étudier la relation entre le frottement dynamique τ (correspondant au symbole f_s utilisé dans cette thèse), la vitesse de déplacement et la contrainte horizontale lors de l'analyse de la pénétrabilité du pieu, Heerema (1979) a réalisé des essais en faisant varier la vitesse de déplacement et en fixant la contrainte horizontale à 85 kPa. Ces travaux ont été exécutés au TNO Delft Laboratories, au Pays-Bas en 1976. L'amplitude de la vitesse de déplacement v_0 est reliée à l'amplitude de déplacement s_0 [mm] et à la fréquence f [Hz] par la formule suivante :

$$v = \frac{ds}{dt} = \frac{d(s_0 \sin \omega t)}{dt} = s_0 \cdot \omega \cdot \cos \omega t$$

$$v_0 = s_0 \cdot \omega = s_0 \cdot 2\pi f$$

Ce résultat montre que le frottement dynamique τ varie indépendamment de la vitesse de déplacement (figure I-14). Dierssen (1994) s'est référé aux résultats de Heerema (1979), déclarant que le frottement latéral dynamique d'une palplanche vibrofoncée était susceptible d'évoluer indépendamment de la fréquence vibratoire appliquée (car s_0 est constant).

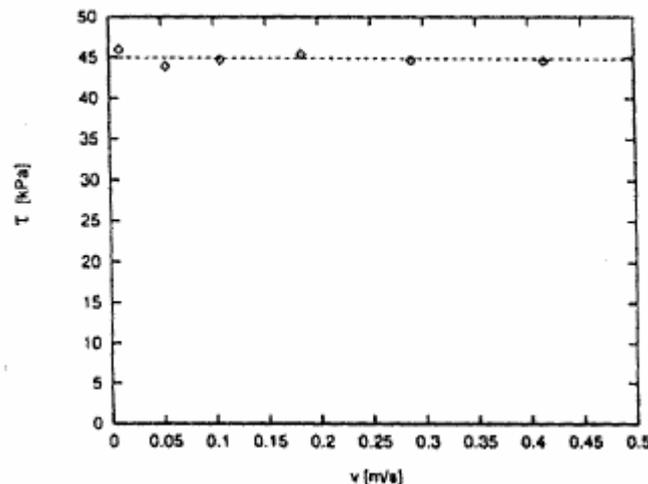


Figure I-14 Influence de la vitesse de déplacement sur le frottement latéral (Heerema, 1979)

b) Influence du moment excentrique M_e

L'influence du moment excentrique M_e a également été étudiée par Rodger & Littlejohn (1980). Une série d'essais a été réalisée avec une fréquence constante f de 30 Hz tandis que le moment excentrique a varié de 200 N à 880 N. Les résultats obtenus ont permis de mettre en évidence une relation linéaire entre la vitesse de pénétration et le moment excentrique et une limite de 200 N a été mise en évidence, au-dessous de laquelle, aucune pénétration n'aurait lieu. Cette limite correspond à une accélération vibratoire libre de 1,06 g et une amplitude de déplacement de 0,3 mm. L'interprétation de cette valeur limite se base également sur la relation exponentielle entre la résistance dynamique du pieu et l'amplitude de l'accélération

(figure I-15). En ce qui concerne les essais d'extraction, ces deux auteurs ont mis en évidence une relation linéaire entre la vitesse d'extraction et le moment excentrique M_e .

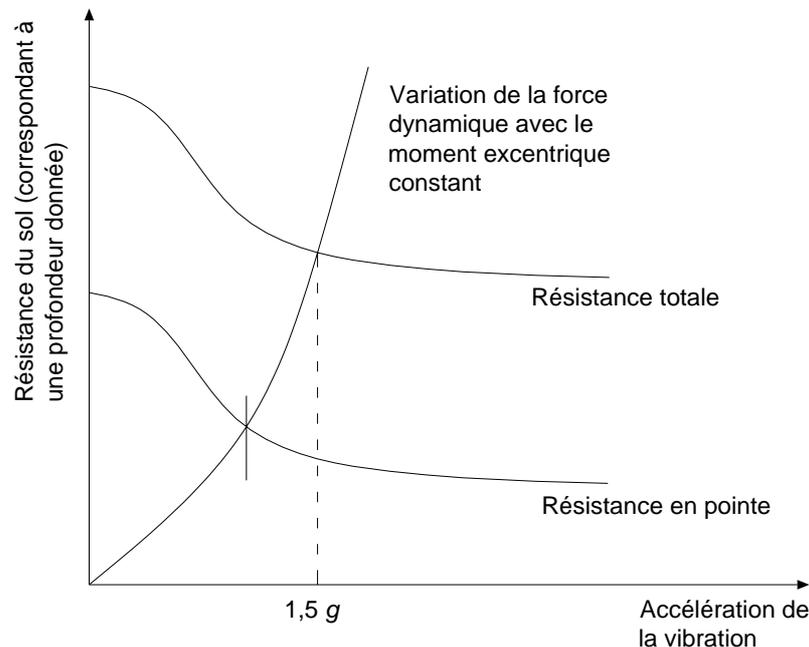


Figure I-15 : Influence du moment excentrique (Rodger & Littlejohn, 1980)

Schmid (1968) a noté que la fiche du pieu n'a aucune influence sur la force et conclut que l'effet du frottement latéral est négligeable. En ce qui concerne la résistance en pointe, celui-ci a défini trois domaines d'influence de la force sinusoïdale sur la valeur de celle-ci. La figure I-16 présente l'évolution de la résistance en pointe en fonction de la force excitatrice. Sur chaque cliché représenté sur la figure, la courbe du haut représente l'évolution de la force excitatrice et la courbe du bas correspondant à la résistance en pointe. Ces trois domaines sont définis en fonction de l'amplitude de la force sinusoïdale F_{cyc} .

- *Domaine de résistance sinusoïdale* ($F_{cyc} \leq F_r$). Dans ce domaine la résistance en pointe R_{qc} varie comme une fonction sinusoïdale et en phase avec la force excitatrice $F(t)$. La valeur limite F_r est appelée la limite de résistance. L'enregistrement présenté sur la figure I-16 a correspond typiquement à ce domaine.
- *Domaine d'impact* ($F_r < F_{cyc} \leq F_i$). Dans ce domaine de force excitatrice $F_i(t)$, la résistance en pointe n'est plus sinusoïdale, mais reste périodique. Il y a une courte période d'impact suivie par un décollement ($R_{qc} = 0$) entre la pointe du pieu et le sol situé au dessous. L'évolution de ce domaine est représentée sur les figures I-16 b à d. La valeur de pic de la résistance en pointe R_{qc}^{pic} évolue avec l'augmentation de l'amplitude de la force excitatrice. La limite F_i est appelée la limite d'impact.

- *Domaine d'instabilité* ($F_1(t) > F_i$). Quand la force excitatrice dépasse la limite d'impact F_i , la valeur de pic de la résistance en pointe R_{qc}^{pic} atteint la valeur maximale R_{qc}^{max} et reste constante, malgré le doublement ou le triplement de l'amplitude de la force excitatrice. Cependant, le déphasage entre la force excitatrice et la résistance en pointe continue à augmenter. Ce domaine correspond aux clichés (d) et (e) de la figure I-16.

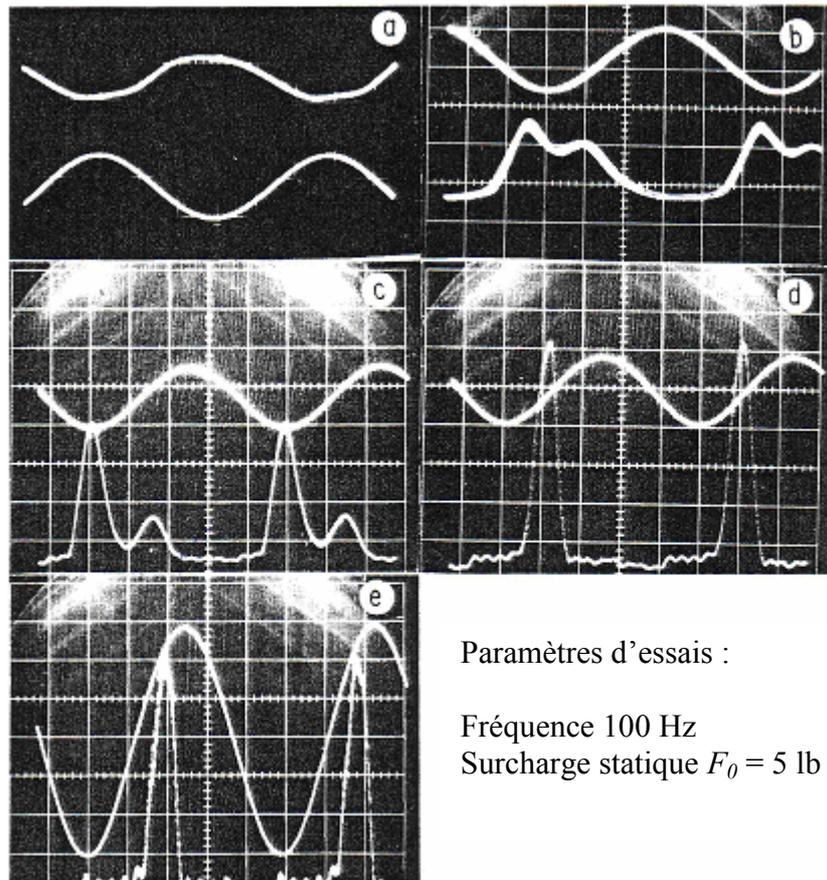


Figure I-16 Résistance en pointe dynamique en fonction de la force excitateur (Schmid, 1968)

Viking (2002) a cité les travaux de Wang (1994), réalisés à l'Université de Houston, Texas (USA). Les résultats montrent que la vitesse de pénétration a augmenté d'environ 50% lorsque le moment excentrique passe de 57,6 à 115,2 kgm. Ces résultats sont présentés sur la figure I-17.

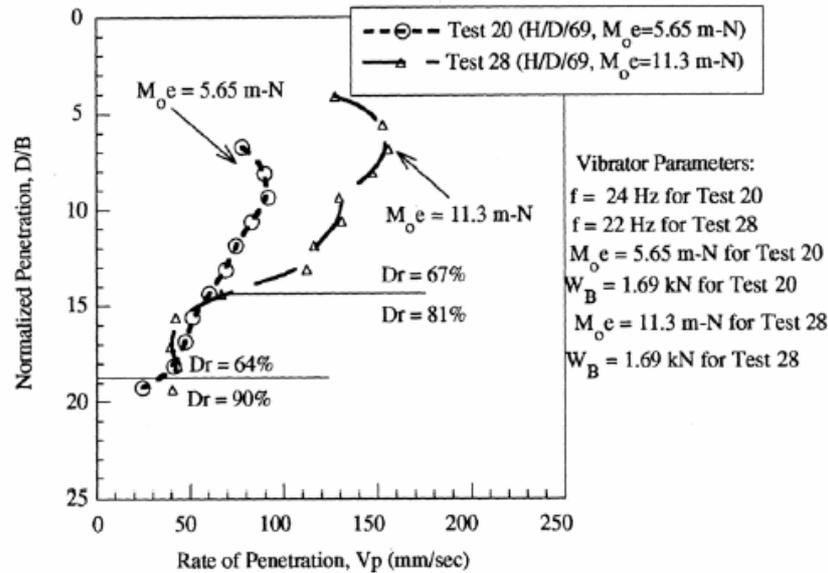


Figure I-17 Influence du moment excentrique M_e sur la vitesse de pénétration v_p (Wang, 1994, cité par Viking, 2002)

c) Influence de la surcharge statique F_0

Théoriquement, l'augmentation de la surcharge statique F_0 , ainsi l'augmentation de la force sinusoïdale ($F_{cyc} \sin \omega t$) doit entraîner une augmentation de la vitesse d'enfoncement du pieu. Cependant, les études sur le paramètre F_0 n'ont pas encore montré une relation quantitative entre celui-ci et la vitesse d'enfoncement.

Rodger & Littlejohn (1980), ont pu montrer que dans la gamme des surcharges statiques étudiées ($0,13 < F_0/F_{cyc} < 0,22$), l'augmentation de F_0 provoquait une augmentation de la vitesse de pénétration ainsi que de l'enfoncement du pieu. Par contre, lorsque la surcharge statique atteint l'amplitude de la charge dynamique F_{cyc} , ces auteurs n'observent aucun mouvement vibratoire. Il leur semble, en se basant sur les travaux de Hill (1966, essais avec les modèles de pieu) et les travaux de Savinov & Luskin (1960, essais *in situ*), qu'une valeur optimale de la surcharge statique F_0 correspond à la moitié de l'amplitude de la charge dynamique F_{cyc} :

$$F_{cyc} = 2F_0$$

O'Neill & Vipulanandan (1989a) ont réalisé une série d'essais avec un modèle de pieu de grande taille, en faisant varier la surcharge statique de 1,69 à 8,9 kN, et en fixant les autres paramètres du vibreur. La fréquence utilisée pendant cette série a été choisie égale à 20 Hz. Ces auteurs ont remarqué un triplement de la vitesse d'enfoncement lorsque la surcharge statique F_0 passe de 1,69 à 8,9 kN.

Schmid (1968) a étudié l'influence de la surcharge statique F_0 sur la limite d'impact F_i ainsi que sur la valeur maximale de la résistance dynamique en pointe R_{qc}^{max} , définis dans le paragraphe b) de cette partie. La fréquence a été fixée à 50 et 100 Hz. L'auteur a observé que, pour les deux fréquences, la limite d'impact F_i et la valeur maximale de la résistance dynamique en pointe R_{qc}^{max} , sont une fonction linéaire de la surcharge statique F_0 (figure I 18).

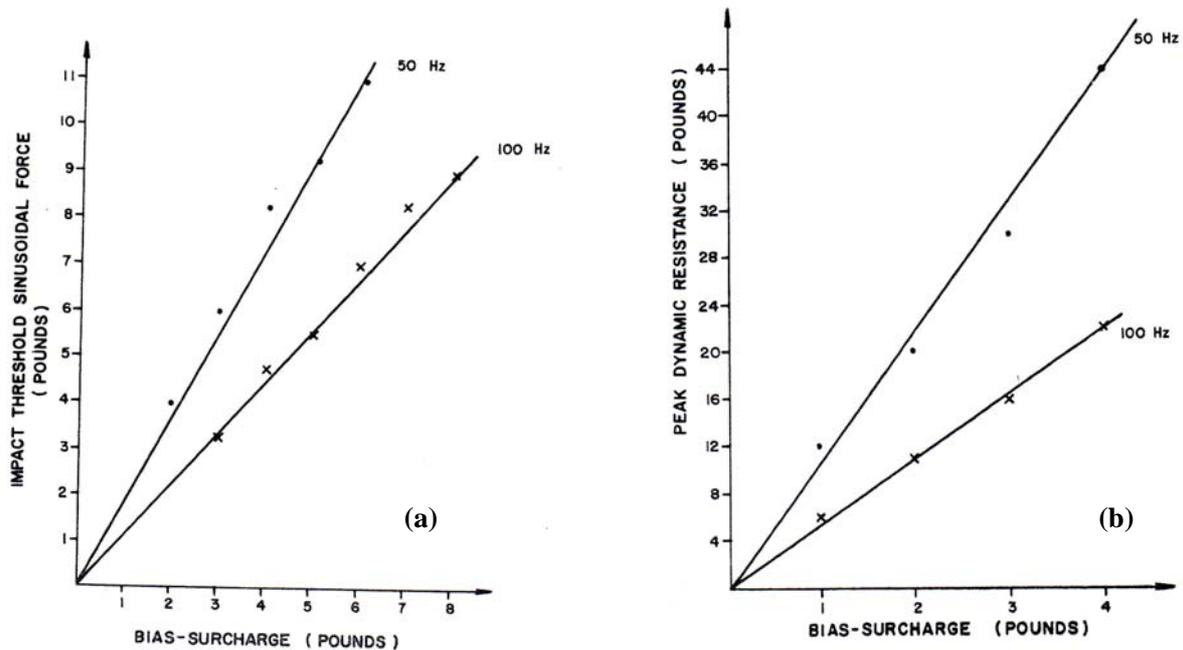


Figure I-18 (a) Variation de la limite d'impact F_i avec la surcharge statique F_0 ; (b) Variation de la valeur maximale de la résistance en pointe R_{qc}^{max} avec la surcharge statique F_0 (Schmid, 1968)

d) Effet de l'amplitude du déplacement S_0

Il y a relativement peu de travaux publiés relatifs à l'influence de l'amplitude de déplacement S_0 (amplitude de crête à crête) sur la vibrofonçabilité, ou comment elle peut être convenablement déterminée ou choisie.

Cependant, certaines remarques sont trouvées dans la littérature, par exemple celles de Rodger & Littlejohn (1980) qui ont noté que l'amplitude de déplacement S_0 devrait être aussi grande que possible (20-30 mm) dans le cas de forte résistance en pointe du profilé, tandis que des valeurs plus petites (5-20 mm) peuvent être choisies dans le cas de faibles valeurs de résistance en pointe.

e) Influence de l'énergie fournie

Billet & Sieffert (1989) ont réalisé une série d'essais de vibration pour étudier l'évolution du coefficient de frottement entre le sable et une palplanche. Le dispositif d'essai est composé d'une plaque d'acier mise en place horizontalement dans un bac parallélépipédique de sable de Loire sec. Cette plaque est vibrée par un exciteur à haute fréquence (fréquence de résonance) de 1500 à 3000 Hz, en étant déplacée par un vérin monotone. Le schéma du dispositif est présenté sur la figure I-19. Billet & Sieffert (1989) ont noté que le coefficient de frottement est une fonction décroissante de la puissance fournie (figure I-20). Par rapport à sa valeur initiale, correspondant au frottement statique, qui est environ 0,5, le coefficient de frottement μ a été divisé par plus de trois lorsque la puissance fournie par l'excitateur P_F atteint 1,5 W.

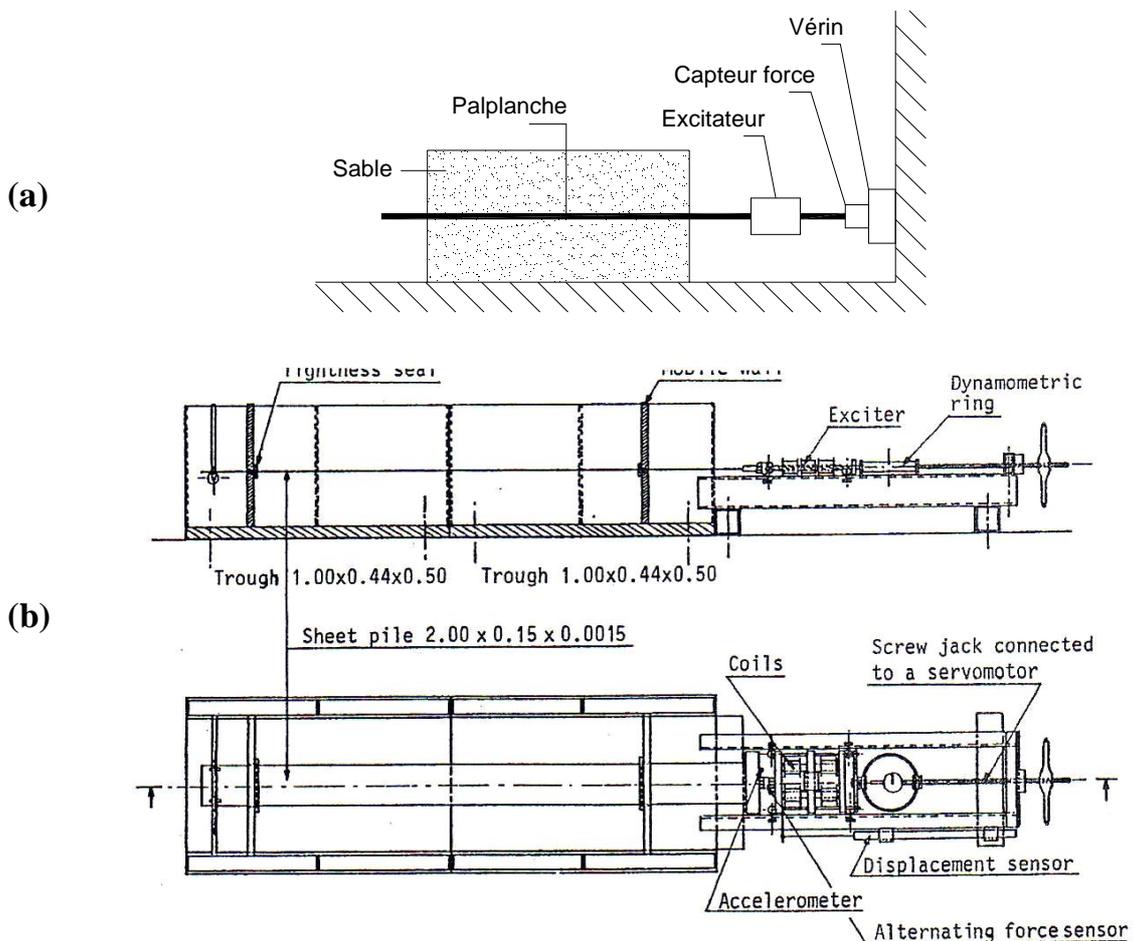


Figure I-19 Dispositif d'essai pour l'étude du frottement latéral en vibrofonçage (Billet & Sieffert, 1989) ;
(a) schéma de principe ; (b) plans du dispositif expérimental

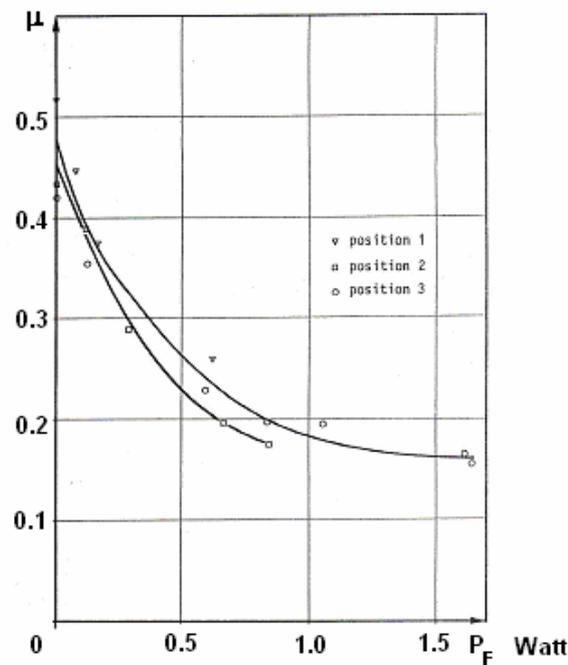


Figure I-20 Coefficient de frottement moyen en fonction de la puissance fournie (Billet & Sieffert, 1989)

O'Neill et Vipulanandan (1989a) ont montré que l'énergie transmise à la tête du pieu était toujours plus faible que la valeur donnée par le constructeur. Le rapport entre l'énergie transmise et l'énergie spécifiée théoriquement (P_h/P_t) est appelé par les auteurs facteur d'efficacité (ξ).

La perte d'énergie peut se produire à différents niveaux du dispositif comme sur le système hydraulique, à la connexion entre le pieu et le vibreur, au contact entre le vibreur et le système de guidage, etc. Les recommandations concernant le choix du facteur d'efficacité ont été fournies par Moulai-Khatir *et al.* (1987). D'après eux, l'efficacité du vibreur peut être estimée dans la plage $20\% < \xi < 30\%$.

I-4.2 Eléments sur la capacité portante de profilés vibrofonçés

I-4.2.1 Formules de prévision de la capacité portante

a) Formule de SNIP (1968)

La formule empirique des Soviétiques (SNIP II-B.5-67) est utilisée pour la prévision de la capacité portante des pieux en tenant compte des paramètres du vibreur (puissance, amplitude de déplacement libre, fréquence) et du type de sol :

$$Q_t = \lambda \left(\frac{25,5 P}{A_0 f} + W_t \right)$$

- avec, Q_t capacité portante statique en compression du pieu [kN],
 P énergie utilisée par le vibreur pour enfoncer le pieu [kW],
 A_0 amplitude de déplacement du vibreur [cm],
 f fréquence vibratoire [Hz],
 W_t poids total du vibreur et du pieu [kN],
 λ coefficient empirique concernant le type de sol ($\lambda = 5$ pour un sol cohérent).

Cette formule a été utilisée par Stefanoff et Boshinov (1974) dans le cadre d'une évaluation de la capacité portante d'un pieu tubulaire enfoncé par vibrofonçage. Cette formule a donné une capacité portante (2260 kN) assez proche de celle obtenue par l'essai de chargement statique réalisé sur ce même pieu après le vibrofonçage (2050 kN).

b) Formule de bilan énergétique de Davisson (1970)

Davisson (1970) a développé une formule pour la méthode du battage (Engineering News formula) pour adapter à la détermination de la capacité portante du pieu vibrofoncé par les vibreurs de résonance. Cette formule se base sur l'équilibre entre l'énergie fournie par le vibreur et les énergies utilisées et perdues.

$$Q_t = \frac{550P}{(r_p + f s_l)}$$

- avec, r_p : vitesse d'enfoncement du pieu [ft/s], avec 1 ft = 0,3048006 m
 s_l : facteur de perte [ft/cycle],
 P : puissance [chevaux-vapeur]

Lorsque la vitesse d'enfoncement du pieu est élevée (correspondant à une faible capacité portante du pieu), il est nécessaire d'ajouter un autre terme à la formule ci-dessus pour tenir compte de l'énergie cinétique du vibreur. Ce terme correspond à $22000 r_p$. Ainsi :

$$Q_t = \frac{550P + 22000r_p}{r_p + f s_l}$$

Il est nécessaire à l'heure actuelle, de calibrer cette équation pour les conditions spécifiques du site afin d'évaluer le terme s_l . Les valeurs de s_l qui sont utilisées pour les vibreurs de résonance, en particulier les vibreurs BRD1000 (Bodine Resonance Driver), varient respectivement de 0,0008 à 0,008 pour les sols cohérents lâches à denses avec des tubes fermés. Les coefficients correspondants aux profilés en H sont de $-0,0007$ à $0,0007$.

c) Formule d'impulsion de Schmid (1968)

Cette formule est appropriée aux vibreurs non résonants, de faibles fréquences vibratoires. Elle concerne l'impulsion à la pointe du pieu pendant le vibrofonçage. En considérant le pieu et le vibreur comme des corps libres, l'équation d'impulsion pour un cycle, après annulation de l'impulsion à partir des forces engendrées par les masselottes du vibreur, s'écrit de la manière suivante :

$$\frac{W_b + W_v + W_p}{f} = \int_0^{T_c} Q_t dt = \alpha Q_t T_c$$

avec, W_b poids de la masse morte [kN],

W_v poids du vibreur [kN],

W_p poids du pieu [kN],

α coefficient, normalement pris à 0,67,

T_c temps de contact entre la pointe du pieu et le sol en dessous [s], qui dépend de

l'amplitude de l'accélération minimale du pieu.

$$T_c = \left(\frac{2 r_p}{f a_e} \right)^{0,5}$$

avec, a_e amplitude minimale de l'accélération du pieu, correspondante au refus.

Ainsi, la capacité portante est calculée par :

$$Q_t = \frac{W_b + W_v + W_p}{\alpha \cdot f (2 r_p / f a_e)^{0,5}}$$

d) Méthode de l'équation d'onde

L'équation d'onde unidimensionnelle, développée dans le cas du battage peut logiquement être adaptée au vibrofonçage. Cependant, il n'y a qu'un faible nombre de publications concernant cette méthode. Chua et al. (1987) ont décrit le remplacement du marteau, des coussins et du casque dans la méthode de battage par une fonction de force d'un oscillateur simple pour modéliser la vitesse de pénétration d'un tube dans le sable. Ils ont trouvé un bon

accord entre les résultats calculés et mesurés pour la vitesse de pénétration ainsi que pour la courbe donnant la force en tête en fonction du temps. Ils ont suggéré qu'avec une étude adaptée pour étalonner les paramètres du sol, la méthode de l'équation d'onde pourrait donner la capacité portante du pieu, en se basant sur les propriétés du vibreur et sur la vitesse de pénétration du pieu.

e) Formule de Bernhard (1968)

D'après Bernhard (1968), dans certains cas, la capacité portante du pieu est considérée convenable quand la vitesse de pénétration à la fin de l'enfoncement du pieu atteint une limite prédéfinie. Un autre critère pour évaluer la capacité portante finale du pieu concerne la détermination de l'énergie fournie au pieu pendant la dernière période d'installation de celui-ci. Cette deuxième méthode est surtout adaptée au procédé de vibrofonçage, car pendant le processus de vibrofonçage, la surface de contact entre le vibreur et le pieu reste constante et aucun effet de rebond (perte de contact) ne se produit à ce contact. Ainsi, l'énergie fournie au pieu peut être précisément déterminée. Cet auteur a proposé de calculer la capacité portante du pieu comme une fonction de l'énergie fournie au pieu, de la pénétration finale et de la vitesse moyenne de celui-ci, de la manière suivante :

$$F_{stat} = \frac{\pi_1^{max} \cdot P \cdot L}{v_p^{avg} \cdot p}$$

- avec, π_1^{max} : facteur d'efficacité maximal du vibreur, suggéré à 0,1,
- P : énergie fournie [in.lb/s],
- L : longueur du pieu [ft],
- v_p^{avg} : vitesse moyenne de pénétration [in/s],
- p : pénétration totale [ft].

Où, 1 in = 25,39996 mm ; 1 lb = 0,4535924 kg ; 1 ft = 0,3047995 m.

f) Formule de O'Neill et al. (1989)

O'Neill et al. (1989) ont élaboré une formule de prévision de la capacité portante du pieu en tenant compte des propriétés du sol (contrainte effective horizontale σ'_h , indice de densité I_D et diamètre des grains d_{10}), de la vitesse de pénétration et de la valeur absolue du pic de l'accélération de la tête du pieu a_h .

$$Q_t = \frac{0,050 P_h}{r_{pt} [\beta_1(\sigma'_h) \beta_2(I_D) \beta(d_{10})]}$$

- avec, Q_t : capacité portante du pieu,

P_h : moyenne de l'énergie fournie au pieu pendant la dernière partie de pénétration du pieu, qui est égale à un diamètre du pieu,

r_{pt} : vitesse de pénétration moyenne pendant la dernière partie de pénétration du pieu, qui est égale à un diamètre du pieu.

Les coefficients β qui tiennent compte des propriétés du sol ont été déterminés empiriquement à partir d'essais de vibrofonçage en chambre d'étalonnage (figure I-21). La chambre d'étalonnage a permis de monter un massif de sable de 0,76 m de diamètre et de 2,54 m de hauteur (Wong, 1992). Le pieu utilisé est un tube métallique fermé en pointe, de 101 mm de diamètre, de 4,75 mm d'épaisseur et de 2,29 m de longueur. Pendant les essais, ce pieu, instrumenté à plusieurs niveaux, a été enfoncé à une profondeur finale de 2,03 m, à partir de laquelle un essai de chargement statique en compression et traction a été réalisé.

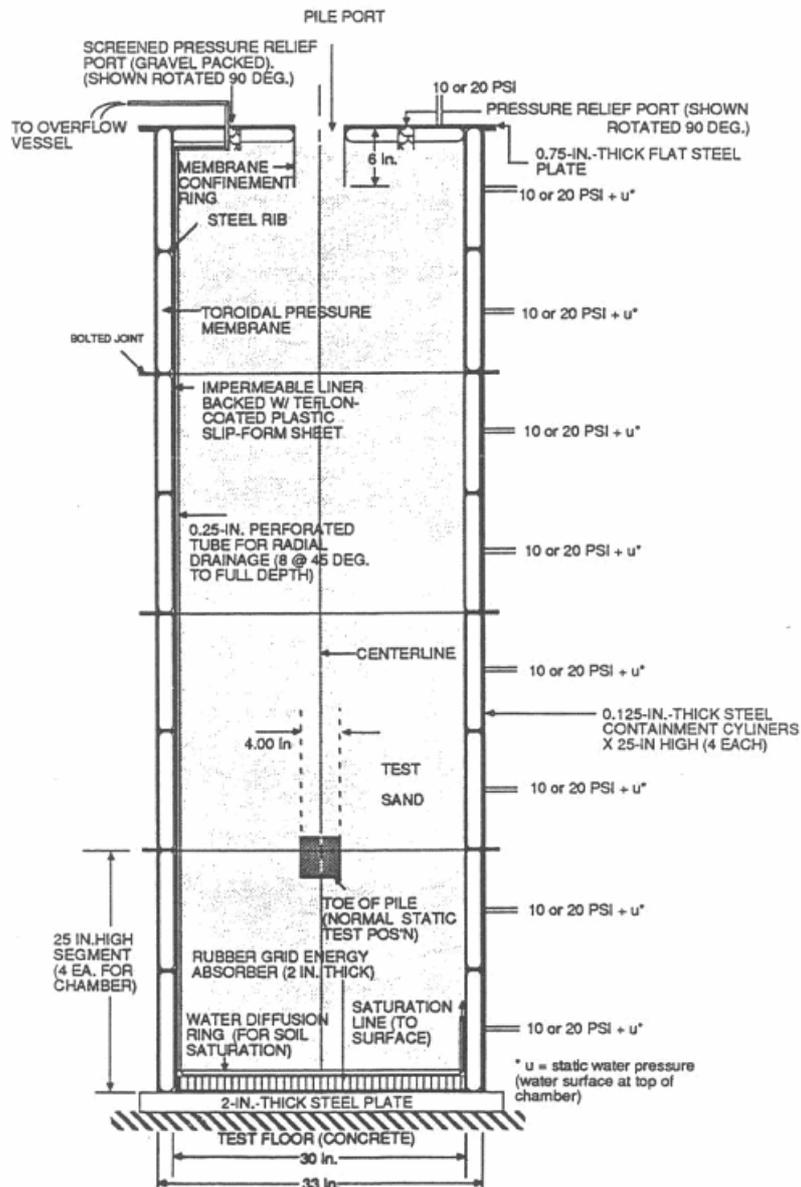


Figure I-21 Schéma de la chambre d'étalonnage utilisée par O'Neill *et al.*, 1989

Les paramètres du sable étudiés comprennent l'indice de densité I_D (de 0,65 à 0,90), et la contrainte effective latérale de consolidation σ'_h (de 69 kPa à 138 kPa). Deux types de sables ont été utilisés dont le diamètre du grain d_{10} est respectivement 0,2 mm et 1,2 mm. Les résultats obtenus permettent d'obtenir les formules empiriques suivantes :

$$\begin{aligned}\beta_1(\sigma'_h) &= -0,486 + 0,0743\sigma'_h && \text{avec } 69 \text{ kPa} \leq \sigma'_h \leq 138 \text{ kPa} \\ \beta_2(I_D) &= 1,96I_D - 1,11 && \text{avec } 0,65 \leq I_D \leq 0,90 \\ \beta_3(d_{10}) &= 1,128 - 0,19d_{10} && \text{avec } 0,2\text{mm} \leq d_{10} \leq 1,2\text{mm}\end{aligned}$$

L'énergie transmise à la tête du pieu P_h à la fin de la pénétration est reliée à l'énergie théorique du vibreur et à la valeur absolue de l'accélération maximale de la tête du pieu a_h . Cette relation est déterminée expérimentalement, et représentée par la formule suivante :

$$P_h = P_t [0,25 + 0,063a_h]$$

L'énergie théorique du vibreur P_t qui travaille à la fréquence f peut être déterminée à partir de l'équilibre dynamique du vibreur.

$$P_t = f \left(4W_b + \frac{8\pi^2 f^2 f_n^2 m e}{(f_n^2 - f^2)} \right) \frac{m e f^2}{M(f_n^2 - f^2)}$$

- avec, m : somme des masselottes,
 M : masse du vibreur, exclue de la masse morte,
 e : excentricité des masselottes,
 f_n : fréquence naturelle du système de coussins, $f_n = (k/M)^{0,5}$,
 k : constant des coussins.

La valeur absolue maximale de l'accélération a_h est déterminée en fonction des propriétés du sol ainsi que de r_{pt} (in./sec) à partir des résultats d'essais.

$$a_h = \alpha_1(I_D) \alpha_2(d_{10}) \left(r_{pt}^{\alpha_3(\sigma'_h)} \right)$$

Les coefficients α sont déterminés en fonction des propriétés du sol de la manière suivante :

$$\begin{aligned}\alpha_1(I_D) &= -2,186 + 3,54I_D && \text{avec } 0,65 \leq I_D \leq 0,9 \\ \alpha_2(d_{10}) &= 8,99 + 2,76d_{10} && \text{avec } 0,2\text{mm} \leq d_{10} \leq 1,2\text{mm} \\ \alpha_3(\sigma'_h) &= 1,71 - 0,081\sigma'_h && \text{avec } 69 \text{ kPa} \leq \sigma'_h \leq 138 \text{ kPa}\end{aligned}$$

g) Formule de Feng & Deschamps (2000)

Feng and Deschamps (2000) ont utilisé le programme en différences finies FLAC pour modéliser le processus de vibrofonçage. En ce qui concerne la capacité portante du pieu vibrofoncé, ces auteurs ont développé une formule en considérant que la capacité portante du pieu est d'autant plus grande que la force excitatrice, la surcharge statique et la fiche du pieu

augmentent. Par contre, plus la vitesse de pénétration, la longueur du pieu et OCR sont importants, et plus la capacité portante du pieu est faible.

$$Q_u = \frac{3,6 \cdot (F_c + 11 \cdot W_B)}{\left(1 + 1,8 \cdot 10^{10} \cdot \frac{v_p}{c} \sqrt{OCR}\right)} \cdot \frac{L_E}{L}$$

- avec, Q_u : capacité portante ultime du pieu,
 F_c : force excitatrice,
 W_B : surcharge statique,
 v_p : vitesse de pénétration à la fin de l'enfoncement du pieu,
 c : vitesse de la lumière ($=1,8 \cdot 10^{10}$ m/min),
 OCR : ratio de sur – consolidation,
 L_E : fiche du pieu,
 L : longueur du pieu.

I-4.2.2 Comparaison de la capacité portante entre un profilé enfoncé par vibrofonçage et un pieu enfoncé par battage

Borel et al. (2002), dans le cadre du Projet national « Vibrofonçage », ont réalisé une étude comparative expérimentale entre la méthode de vibrofonçage et la méthode de battage. Deux palplanches identiques ont été mises en place sur les mêmes sites (rive de Rhin, et site de Cachan). Les résultats ont permis de mettre en évidence une vitesse de pénétration 10 fois plus rapide pour le vibrofonçage que pour le battage. Après mise en place, les palplanches ont été chargées statiquement jusqu'à la rupture. Ces auteurs ont trouvé que la palplanche vibrofonçée présentait une capacité portante plus faible que la palplanche battue, figure I-22.

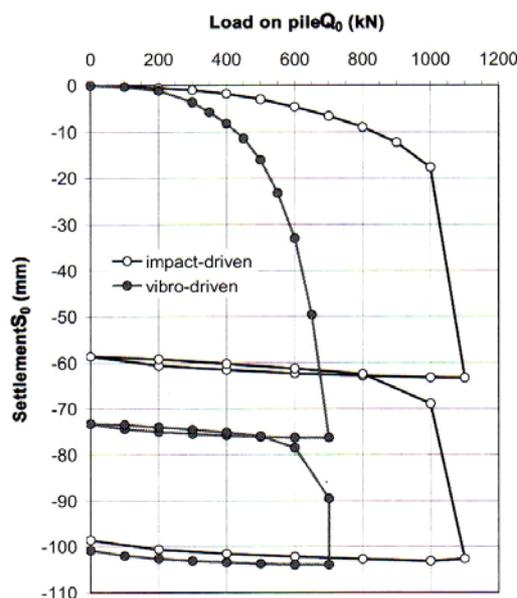


Figure I-22 Courbes de chargement – tassement, site de Cachan (Borel & al., 2002)

I-4.2.3 Prédiction du frottement latéral et de la résistance en pointe statiques du pieu vibrofoncé

Dans le même cadre d'une recherche du vibrofonçage que O'Neill *et al* (1989), Vipulanandan *et al.* (1990) ont proposé trois modèles pour la prédiction des courbes de mobilisation du frottement latéral et de la résistance en pointe pour un pieu vibrofoncé.

a) Modèle à deux paramètres ou modèle puissance

On note q la résistance statique en pointe par unité de surface et f le frottement latéral par unité de surface du pieu. q et f sont donnés par les formules suivantes

$$f = k_f \cdot w^{b_f} + f_r \quad \text{et} \quad q = k_q \cdot w^{b_q} + q_r$$

f_r et q_r sont respectivement les contraintes résiduelles de frottement latéral et de résistance en pointe, déterminées expérimentalement. Les paramètres du modèle k_f , k_q , b_f , b_q sont donnés par les formules suivantes :

$$\log k_f = 0,46 + 0,025 \sigma'_h + 0,063 d_{10} + 0,51 D_r$$

$$b_f = -0,056 + 0,0077 \sigma'_h + 0,087 d_{10} + 0,32 D_r$$

$$\log k_q = 1,88 + 1,15 \sigma'_h + 0,73 d_{10} + 1,17 D_r$$

$$b_q = 0,68 - 0,0076 \sigma'_h - 0,11 d_{10} + 0,051 D_r$$

b) Modèle à trois paramètres ou modèle exponentiel

Dans ce modèle, f et q sont déterminés par les formules suivantes.

$$f = f_0 \left(1 - e^{-\frac{b_f w}{w_{f0}}} \right) + f_r \quad \text{et} \quad q = q_0 \left(1 - e^{-\frac{b_q w}{w_{q0}}} \right) + q_r$$

f_0 et q_0 sont des contraintes de référence, w_{f0} et w_{q0} sont des mouvements de référence correspondants.

$$\log f_0(\text{psi}) = 0,81 + 0,028 \sigma'_h + 0,09 \log(d_{10} \sigma'_h) + 0,0957 \sigma'_h \log D_r$$

$$b_f = 11,79 - 1,021 \log \sigma'_h - 0,38 d_{10} - 10,29 D_r$$

$$w_{f0} = 0,1(\text{in})$$

$$\log q_0(\text{psi}) = 1,54 + 0,012 \sigma'_h + 0,12 d_{10} + 1,32 D_r$$

$$b_q = 11,1 - 0,2 \log \sigma'_h + 0,68 d_{10} - 9,78 D_r$$

$$w_{q0} = 0,3(\text{in})$$

c) Modèle à quatre paramètres ou modèle de Ramberg Osgood modifié

Dans ce modèle, le frottement latéral et la résistance en pointe sont définis par les expressions suivantes :

$$f = \frac{F_f w}{\left(1 + \left|\frac{E_f w}{f_0}\right|^m\right)^{\frac{1}{m}}} + E_{pf} w + f_r \quad \text{et} \quad q = \frac{F_q w}{\left(1 + \left|\frac{E_q w}{q_0}\right|^n\right)^{\frac{1}{n}}} + E_{pq} w + q_r$$

E_{pf} et E_{pq} sont respectivement les pentes des domaines plastiques des courbes $f-w$ et $q-w$; f_0 et q_0 sont des contraintes de référence ; E_f et E_q sont respectivement les différences entre la pente initiale dans le domaine élastique et la pente dans le domaine plastique pour les courbes $f-w$ et $q-w$; m et n sont les facteurs de forme. Ils sont déterminés grâce aux formules suivantes.

$$\log E_f(\text{psi/in}) = 3,43 - 1,84 D_r - 0,034 d_{10} D_r + 0,049 D_r \log \sigma'_h$$

$$\log f_0(\text{psi}) = 0,71 + 0,027 \sigma'_h + 0,074 \log(d_{10} \sigma'_h) + 0,059 \sigma'_h \log D_r$$

$$m = 1,59$$

$$\log E_{pf}(\text{psi/in}) = -1,59 + 0,023 \sigma'_h + 0,16 d_{10} + 1,85 D_r$$

$$\log E_q(\text{psi/in}) = 3,6 + 0,013 \sigma'_h + 0,21 d_{10} + 0,027 \sigma'_h \log D_r$$

$$\log q_0(\text{psi}) = 1,54 + 0,012 \sigma'_h + 0,12 d_{10} + 1,32 D_r$$

$$n = 3,16$$

$$E_{pq} = 0$$

Les résultats de la prévision par les modèles présentés ci-dessus sont en bon accord avec les résultats expérimentaux, surtout pour le modèle à deux paramètres (figure I-23)

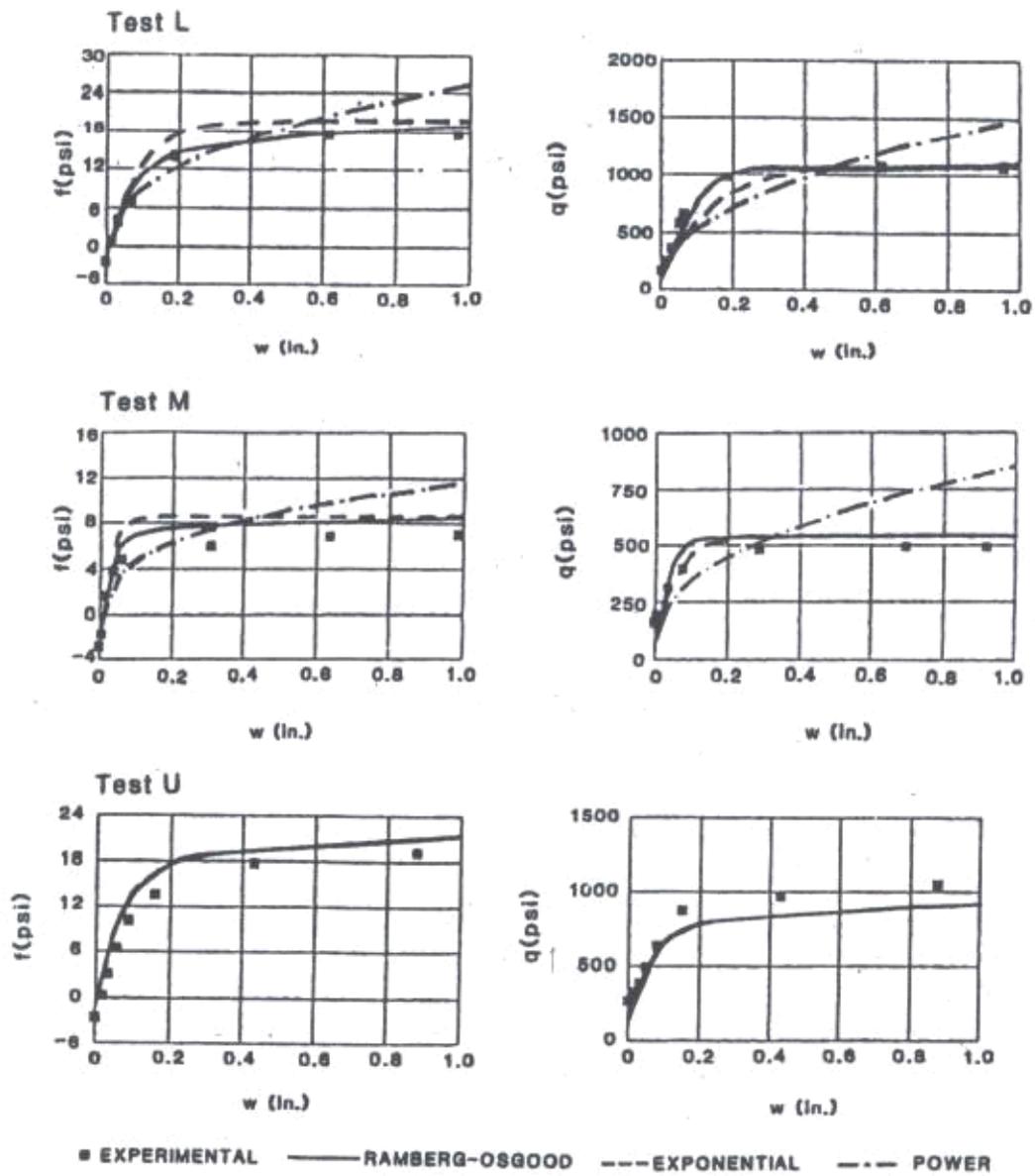


Figure I-23 Prédiction du frottement latéral et de la résistance en pointe du pieu vibrofoncé (Vipulanandan *et al.*, 1990)

I-5 Recherches théoriques et numériques

I-5.1 Mouvements vibratoires lents et rapides

D'après Rodger et Littlejohn (1980), on peut distinguer deux types de mouvements du pieu vibrofoncé, à savoir le mouvement rapide et le mouvement lent. Le mouvement du pieu est supposé se produire une fois que l'amplitude de l'accélération atteint la valeur limite pour la fluidisation du sol et que l'amplitude de la force atteint la résistance du sol. C'est la relation entre la densité *in situ* du sol et la densité critique du sol qui décide du type lent (battage) ou rapide du mouvement qui doit avoir lieu.

a) Définition

Vibrofonçage rapide :

Dans un sol granulaire lâche, en supposant qu'il n'y a pas de pénétration réversible, la pénétration se produit par l'effondrement progressif des vides du sol. La résistance du pieu est entièrement influencée par la fluidisation du sol. (figure I-24 a)

Vibrofonçage lent :

Dans un sol granulaire dont la densité est supérieure à la densité critique, si la surcharge statique n'est pas suffisante pour empêcher le mouvement réversible, la résistance en pointe du pieu est activée pendant seulement une portion de chaque cycle. La pénétration est supposée se produire dans une situation classique d'impact élasto-plastique. Le comportement latéral du pieu est supposé être dû au frottement externe et à la résistance visqueuse du sol fluidifié (figure I-24 b).

b) Equations du mouvement pour le vibrofonçage rapide

En supposant que les petites vibrations du vibreur peuvent être séparées de son mouvement de pénétration, l'équation régissant les petites vibrations du pieu est donnée par :

$$M \frac{d^2x}{dt^2} + R_D = F_D \sin \omega t$$

avec M : masse du vibreur et du pieu,
 x : déplacement vibratoire,
 R_D : résistance dynamique du sol,
 F_D : amplitude de la force sinusoïdale,
 ω : vitesse angulaire.

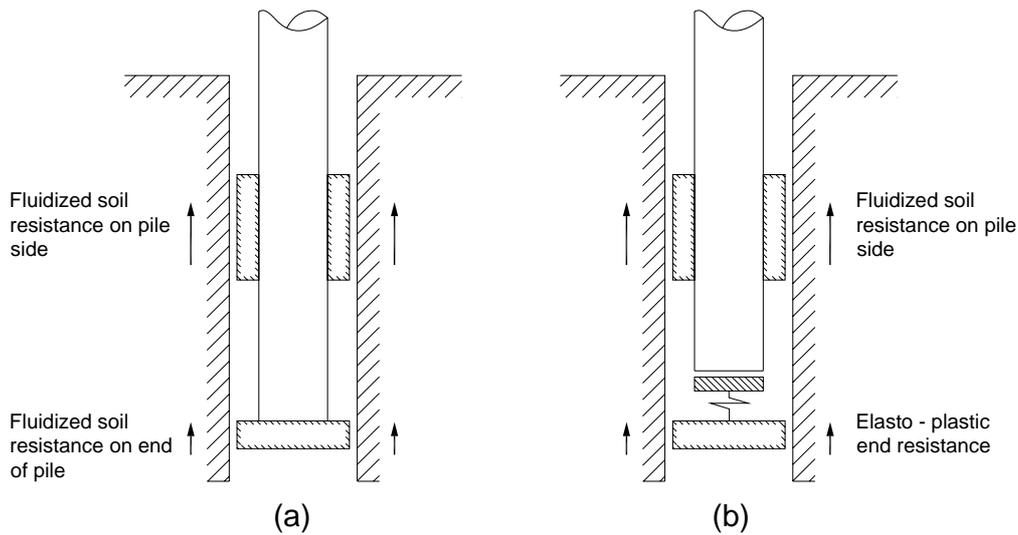


Figure I-24 Modèles physiques représentatifs du mouvement de vibrofonçage : (a) régime rapide ;
(b) régime lent (Rodger et Littlejohn, 1980)

De même, l'équation gouvernant le mouvement de pénétration est donnée par :

$$M \frac{d^2 y}{dt^2} + R_E = F_S + Mg$$

avec R_E : résistance à la pénétration du sol,
 F_S : surcharge statique (charge moyenne),
 y : déplacement de pénétration.

En supposant que le frottement latéral unitaire est indépendant de la profondeur et que la résistance en pointe est proportionnelle à la profondeur, on a les expressions de calcul des résistances :

$$R_D = v^l \cdot y \cdot \frac{dx}{dt}$$

$$R_E = v^l \cdot y \cdot \frac{dx}{dt} + k \cdot y$$

avec v^l : constante de cisaillement visqueux,
 k : résistance élastique du sol.

Les équations du mouvement deviennent ainsi :

$$M \cdot \frac{d^2 x}{dt^2} + v^l \cdot y \cdot \frac{dx}{dt} = F_D \sin \omega t$$

$$M \cdot \frac{d^2 x}{dt^2} + v^l \cdot y \cdot \frac{dx}{dt} + k \cdot y = F_S + M \cdot g$$

c) Equations du mouvement pour le vibrofonçage lent

La figure I-25 représente le mouvement pour le processus de vibrofonçage lent. Lorsque le pieu s'enfonce, la résistance est plastique en supposant que la limite de la résistance élastique est dépassée. Lors du déchargement, la pointe du pieu remonte et il est possible qu'elle perde le contact avec le sol. L'équation régissant le mouvement du pieu est donnée par :

$$M \frac{d^2x}{dt^2} + R_S + R_E = F_S + F_D \sin(\omega t + \theta)$$

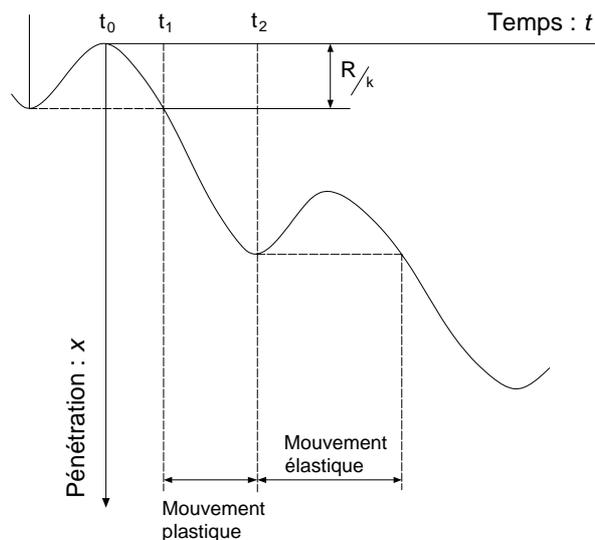


Figure I-25 Forme du mouvement de pénétration

avec R_S : résistance latérale,
 R_E : résistance en pointe,
 θ : déphasage entre la force et le déplacement.

La résolution de cette équation se fait généralement à partir des méthodes numériques. Pour avoir plus d'information, on pourra se référer à l'article de Rodger et Littlejohn (1980).

I-5.2 Modèle longitudinal unidimensionnel

Les équations de propagation d'onde unidimensionnelle ont été utilisées à l'origine pour la modélisation du comportement du pieu battu. Smith (1960) est le premier qui a utilisé ce modèle de masses - ressorts dans le calcul par la méthode d'éléments différentiels pour le battage.

Quelques auteurs ont adapté les paramètres de modélisation utilisés dans le modèle de Smith (1960) pour représenter le comportement longitudinal d'un profilé enfoncé par vibration. Gardner (1987) et Chua *et al.* (1987) ont développé un programme de calcul basé sur l'équation d'onde, dans lequel le vibreur est représenté par un système à deux masses

séparées par un ressort mou et le bloc excitateur est soumis à une force sinusoïdale (figure I 26). Le comportement du sol est simulé à l'aide d'un système ressort – amortisseur – patin, proposé initialement par Smith (1960).

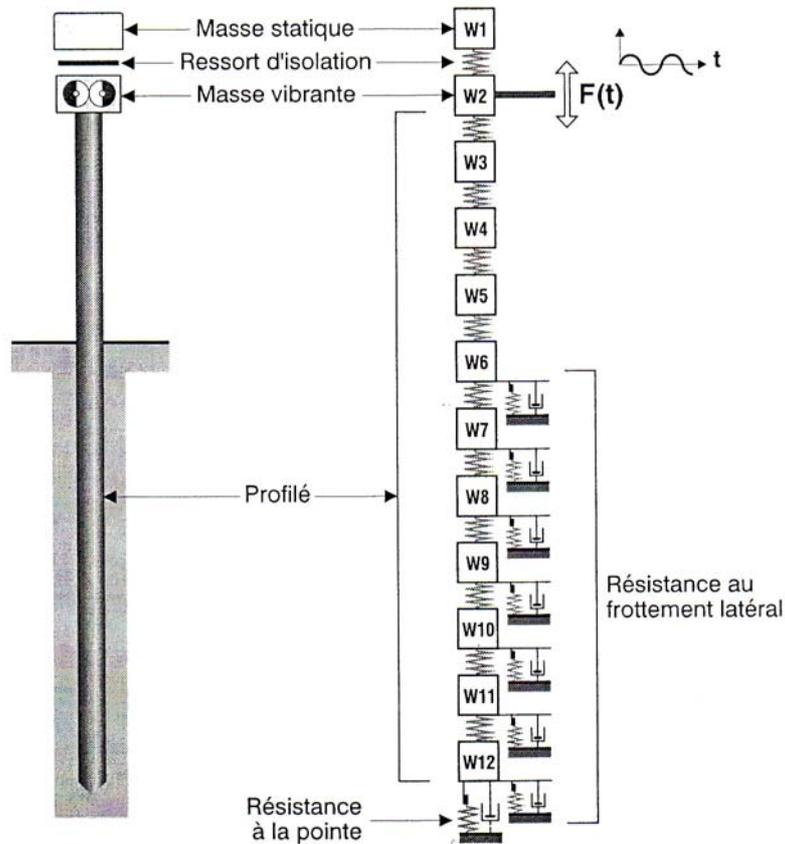


Figure I-26 Modèle unidimensionnel de propagation des ondes longitudinales (d'après Gardner, 1987)

Moulai-Khatir *et al.* (1994) ont développé, en collaboration avec l'Université de Houston, un programme appelé VPDA (Vibratory Pile Driving Analysis) dans lequel, l'action du marteau est remplacée par une surcharge statique et une charge sinusoïdale. La différence entre ce modèle et celui de Smith concerne la forme des courbes (hyperboliques) de mobilisation du frottement latéral et de la résistance en pointe (figure I-27). Un amortisseur visqueux est utilisé pour modéliser la dissipation d'énergie sur la surface latérale, tandis que l'amortissement n'est pas nécessaire à la pointe.

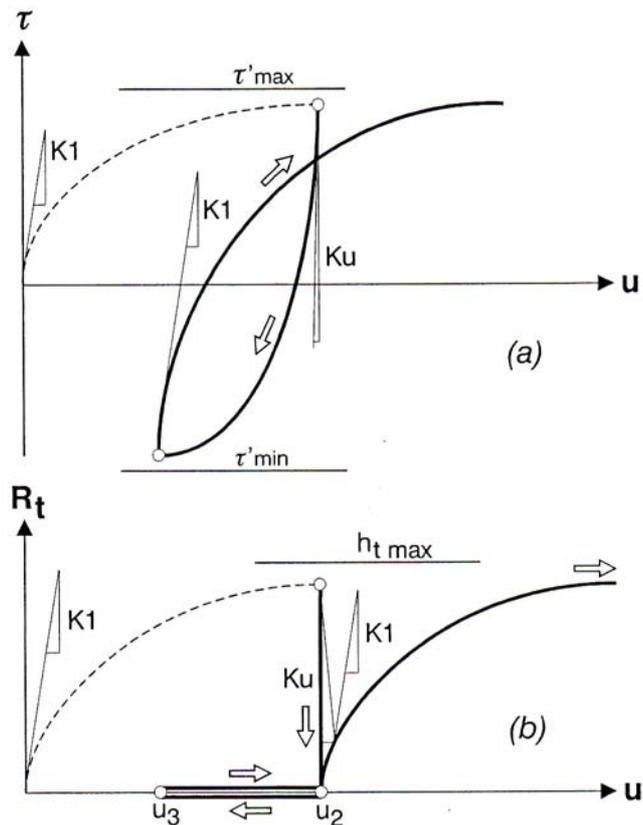


Figure I-27 Mobilisation du frottement latéral (a); de la résistance en pointe (b)
(Moulai-Khatir et al., 1994)

I-5.3 Modèle développé à Karlsruhe

Dans le cadre des recherches menées à l'Université Friedericihana à Karlsruhe (Allemagne), Dierssen (1994) a analysé et développé un schéma de modélisation pour la mobilisation de la résistance dynamique en pointe pendant le mouvement lent du processus de vibrofonçage. Les résultats expérimentaux ont montré l'existence des mouvements rapides et lents du processus de vibrofonçage, en accord avec Rodger & Littlejohn (1980). Les objectifs de la recherche de Dierssen concernent principalement le mouvement lent.

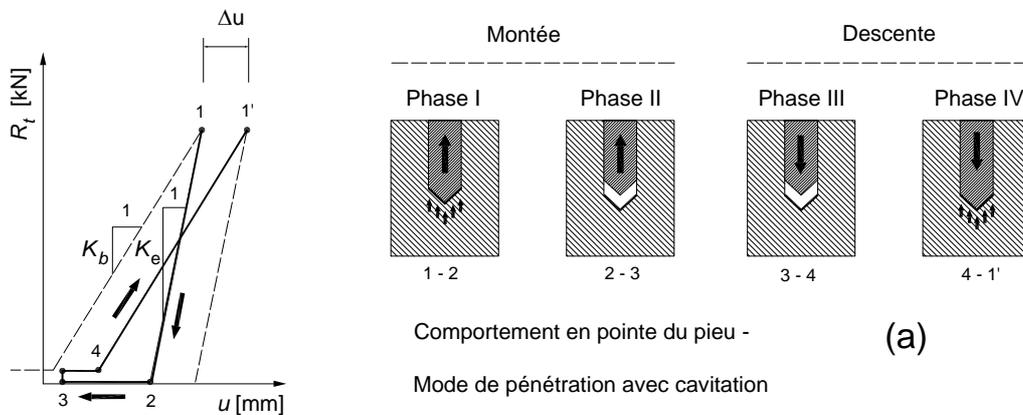
En continuation des travaux de Dierssen, Cudmani et Huber (2002), en se basant sur les résultats expérimentaux des essais de vibrofonçage sur place, ont proposé deux modes de mouvement du pieu, avec et sans cavitation, correspondant aux mouvements lents et rapides du pieu. En changeant les paramètres de la charge appliquée, ils ont remarqué que celle-ci a une influence sur l'évolution de la résistance en pointe, non seulement quantitativement mais aussi qualitativement.

a) Résistance en pointe

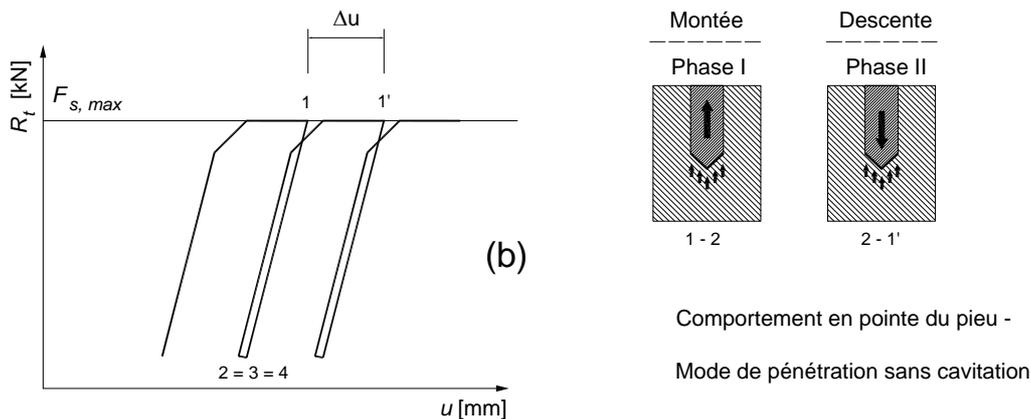
Pour le mode de mouvement sans cavitation (figure I-28 a), il existe quatre phases d'évolution de la résistance en pointe pendant un cycle force - déplacement. A la valeur maximale de la force (point 1) le pieu commence à remonter, mais la pointe reste en contact avec le sol. La résistance en pointe R_t du pieu diminue rapidement suivant l'expression ci-dessous (Dierssen, 1994) :

$$R_t = R_{t,1} - C_u \frac{A_t}{\phi_t} (u - u_1)$$

- avec C_u : module de décharge du sol,
- A_t : aire de la section de la pointe,
- ϕ_t : diamètre du pieu.



Comportement en pointe du pieu -
Mode de pénétration avec cavitation (a)



Comportement en pointe du pieu -
Mode de pénétration sans cavitation (b)

Figure I-28 Comportement en pointe du pieu dans deux modes de mouvement (avec et sans cavitation) (d'après Cudmani et Huber, 2002)

Après un déplacement relativement faible (point 2) la pointe est séparée du sol situé au dessous, car la vitesse de déplacement du pieu est plus importante que celle de remontée du sol. Une cavité se forme entre la pointe et le sol situé au dessous. A partir du point 3, le pieu se déplace vers le bas sans contact avec le sol jusqu'au point 4 qui ne coïncide pas avec le

point 2. Pendant ces deux phases, la résistance en pointe est nulle. Le contact entre la pointe et le sol est mobilisé à nouveau à partir du point 4. La résistance en pointe évolue sur la portion 4-1', suivant la formule ci-dessous (Dierssen, 1994). Dans cette formule, C_l est le module de recharge du sol.

$$R_t = C_l \frac{A_t}{\phi_t} (u - u_4)$$

Après un cycle, le pieu s'est enfoncé d'une valeur Δu , correspondant à la différence entre les points 1 et 1'. Puisqu'une cavité se forme pendant un cycle du processus de vibrofonçage, ce mode est appelé mode avec cavitation. Ce mode est représenté par les trois paramètres suivants :

- pente K_b de la phase de descente du pieu,
- pente K_e de la phase de montée du pieu,
- pénétration par cycle Δu .

Cudmani et Huber (2002) ont défini un rapport de déformation plastique β_b comme une fonction de la pénétration par cycle Δu , donnée par :

$$\beta_b = \frac{\Delta u}{u_4 - u_{1'}} = \frac{u_1 - u_{1'}}{u_4 - u_{1'}}$$

β_b varie de 0 à 1. Quand le point 1 coïncide le point 1', $\Delta u = 0$, il n'y a pas de pénétration du pieu et β_b est égal à 0. Quand le point 2 coïncide le point 4, β_b est égale à 1.

D'après Dierssen (1994), ce coefficient se situe dans la plage $0,3 < \beta_b < 0,4$. Il peut être aussi défini en fonction des caractéristiques du sol par la formule suivante, où C_f est le module rigide fictif qui peut être pris égal à $1,6 C_l$:

$$\beta_b = 1 - \frac{C_u}{C_f}$$

Dans le deuxième mode de fonctionnement (figure I-28 b), il y a seulement deux phases de mouvement mises en évidence pendant un cycle. Le contact entre la pointe et le sol situé au dessous est maintenu pendant tout le cycle. Par conséquent, la résistance en pointe est immédiatement mobilisée dès le rechargement du pieu et dans le plan (force – déplacement), les points 2, 3 et 4 coïncident. Pendant la phase de descente (rechargement du pieu), la résistance en pointe du pieu augmente aussi vite que sa diminution pendant la phase de remontée (déchargement du pieu), jusqu'à une valeur limite. Ensuite, la résistance en pointe reste constante tandis que le déplacement se poursuit. Parce qu'aucune perte de contact ne se produit pendant le processus de vibrofonçage, ce cas est appelé mode de fonctionnement sans cavitation. Les paramètres principaux qui permettent de modéliser ce mode sont :

- pente $K_b = K_e$ pendant les phases de descente et de remontée du déplacement,
- résistance au limite $F_{s,max}$,
- pénétration par cycle Δu .

A partir des résultats expérimentaux obtenus par Hubert (1997), Cudmani a proposé une transition continue entre les deux modes de fonctionnement (lent et rapide). Cette transition commence par un mouvement lent (mode avec cavitation). Ensuite, en augmentant la surcharge statique brusquement, le mouvement du pieu se transforme en mode rapide (mode sans cavitation).

La modélisation de la transition commence avec le mode de mouvement avec cavitation, (phase 1, figure I-29). Dans cette phase, le déplacement du pieu présente une partie de descente sans contact entre la pointe du pieu et le sol situé au dessous (entre les points 3 et 4). La pointe du pieu a le point d'inversion du mouvement (point 4 de cette phase).

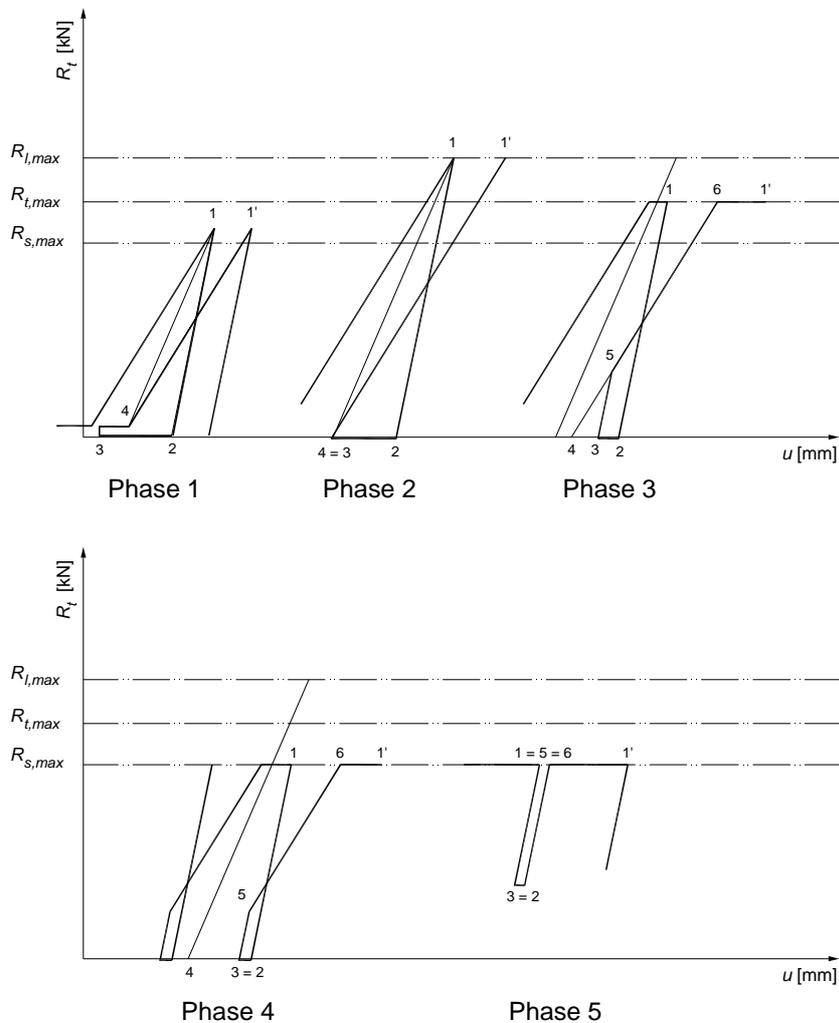


Figure I-29 Modélisation de la transition entre le mode lent et le mode rapide pour le mouvement de vibrofonçage (d'après Cudmani, 2000)

Cette partie du déplacement est diminuée lorsque la surcharge statique est augmentée. La transition du mode avec cavitation au mode sans cavitation dépend du point d'inversion du mouvement (point 3 et 4 de la phase 2, figure I-29). La résistance dynamique maximale en pointe atteinte pendant la phase de transition ($R_{t,max}$) dépend de la position du point d'inversion (point 3) par rapport aux points 2 et 4 dans la phase 3.

Quand la surcharge statique augmente encore (phase 4) le mouvement d'inversion a lieu plus tôt (au point 2) et la limite de la force de résistance en pointe arrive à la valeur maximale de la résistance en pointe du mode sans cavitation (mode de mouvement rapide) ($R_{s,max}$).

L'augmentation de la surcharge statique F_0 ne provoque aucun changement de la résistance en pointe dans le mode de mouvement rapide (sans cavitation) (phase 5).

b) Frottement latéral

Le frottement latéral le long du pieu est modélisé par des boucles d'hystérésis ($\tau_s - u$) (figure I-30). D'après Dierssen, l'évolution de la vitesse d'évolution du frottement latéral suit la formule suivante :

$$\dot{\tau} = C_1 z \dot{u} \left[1 - \left(\frac{\tau}{\tau_{max}} \right) \right] \text{sgn}(\dot{u})$$

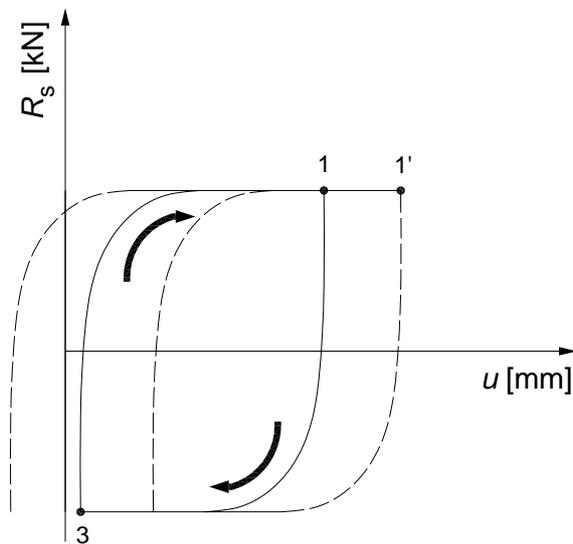
Où : τ , $\dot{\tau}$ et τ_{max} dépendent de la profondeur z , τ_{max} est proportionnel à $4,33 \sigma_v$ et la constante C_1 est définie par l'équation suivante :

$$C_1 = -\frac{\ln(1-0,9) \tau_{max}}{2*10^{-3} z}$$

L'intégration de l'équation de $\dot{\tau}$ donne l'expression du frottement latéral

$$\tau = (\tau_0 - \tau_{max} \text{sgn}(\dot{u})) \exp\left(-C_1 \frac{z}{\tau_{max}} (u - u_0) \text{sgn}(\dot{u})\right) + \tau_{max} \text{sgn}(\dot{u})$$

Dans cette formule, τ_0 et u_0 représentent le frottement latéral initial et la profondeur initiale respectivement, au début du cycle considéré.



**Figure I-30 Modélisation de l'évolution du frottement latéral lors du processus de vibrofonçage
(d'après Dierssen, 1994)**

La valeur du frottement latéral obtenue à partir de cette formule est ensuite corrigée pour la propagation des ondes générées le long de la surface latérale du pieu. Le frottement latéral dynamique est représenté par l'expression :

$$\tau_d = \dot{u} \sqrt{\rho G} \left| 1 - \frac{\tau}{\tau_{\max}} \right|$$

avec \dot{u} : vitesse du pieu,
 ρ : masse volumique du sol,
 G : module de cisaillement.

I-5.4 Modèle radial 1D VIPERE (Vanden Berghe & Holeyman, 2002)

Le modèle radial VIPERE a été développé à l'Université catholique de Louvain (Belgique), par Vanden Berghe et Holeyman, pour simuler numériquement le processus de vibrofonçage d'un pieu (Vanden Berghe et Holeyman, 2002). On présente dans cette partie les paramètres principaux de ce modèle.

Dans ce modèle, Vanden Berghe et Holeyman (2002) considèrent que le pieu est comme un corps rigide et que le sol est discrétisé sous la forme de cylindres concentriques (figure I-31). L'interaction entre les cylindres est décrite par une loi constitutive hypoplastique (figure I-31). Les forces appliquées sur chaque élément discrétisé du sol comprennent la force d'inertie et les forces de frottement internes et externes provoquées par les mouvements des éléments avoisinants.

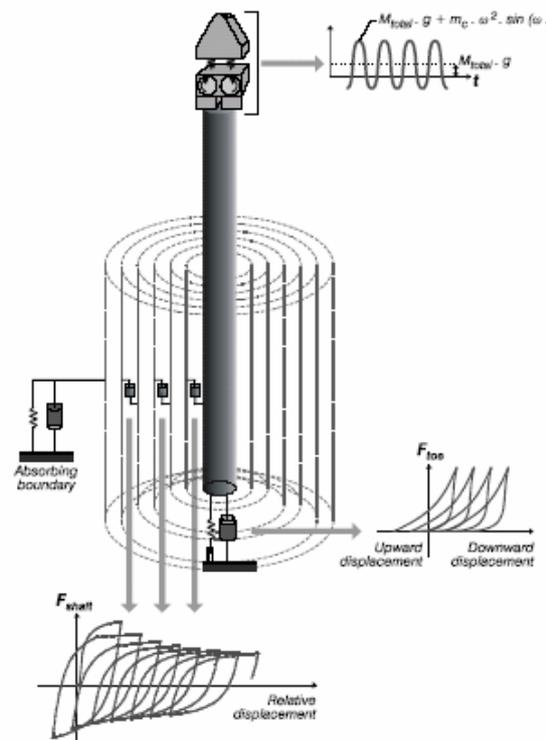


Figure I-31 Modèle de vibrofonçage (Vanden Berghe & Holeyman, 2002)

a) Géométrie du modèle

Dans ce modèle, le pieu (ou la palplanche) et le sol sont supposés présenter une symétrie cylindrique (figure I-32). Le sol est considéré comme un disque dont l'épaisseur augmente linéairement avec le rayon (figure I-32). Cette augmentation a pour but de simuler l'amortissement apporté par la diffusion verticale des ondes autour du profilé.

$$\Delta h = \alpha \cdot \Delta r$$

où, r est le rayon et α est le coefficient de dispersion, égal à 0,03, d'après Holeyman (1996). Afin de simuler la propagation de l'onde, le sol est discrétisé en anneaux concentriques, qui peuvent transférer la force aux éléments voisins.

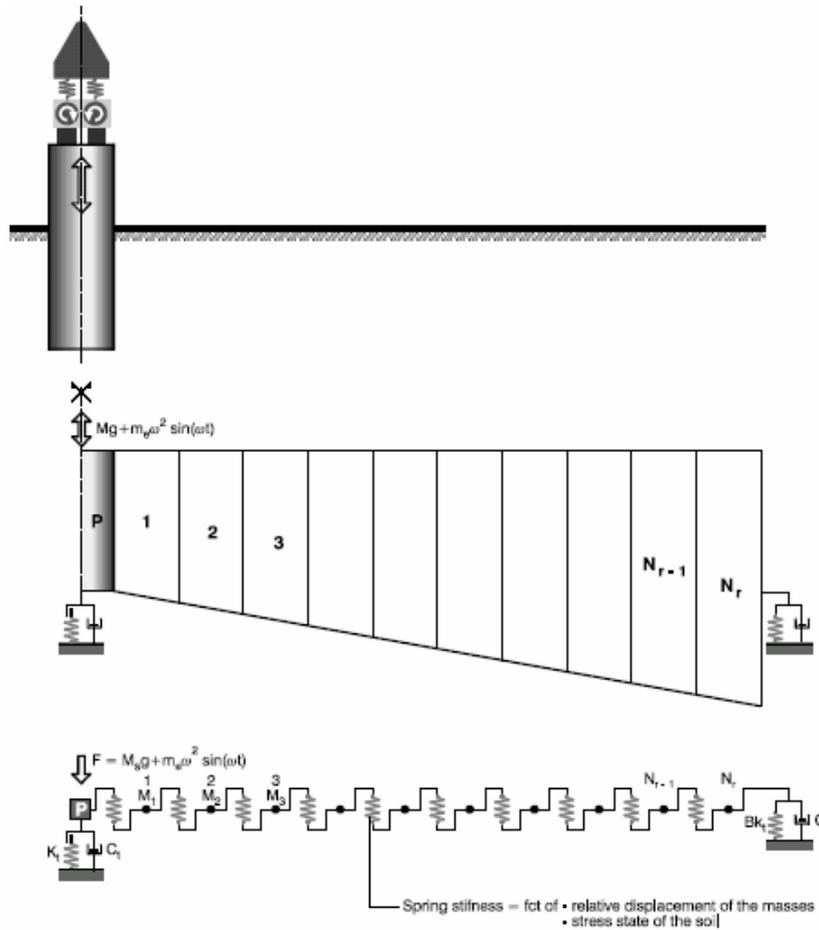


Figure I-32 Modèle géométrique (Holeyman, 1996)

b) Frottement latéral

On suppose que chaque élément de sol est uniquement soumis à un cisaillement et que le sol est complètement saturé. Notons que le modèle de cisaillement par anneaux concentriques a été proposé pour les sollicitations statiques des pieux par Frank (1974). La fréquence vibratoire est suffisamment élevée pour qu'aucune dissipation de pression interstitielle ne se produit. Le sol présente donc un comportement non drainé. Les tenseurs de contrainte T_s et de déformation D_s d'un élément annulaire de sol (figure I-33) sont décrits par la formule suivante :

$$T_s = \begin{pmatrix} -\sigma_r' & 0 & \tau_{rz} \\ 0 & -\sigma_\theta' & 0 \\ \tau_{rz} & 0 & -\sigma_z' \end{pmatrix} \quad D_s = \begin{pmatrix} 0 & 0 & \gamma_{zr} \\ 0 & 0 & 0 \\ \gamma_{zr} & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

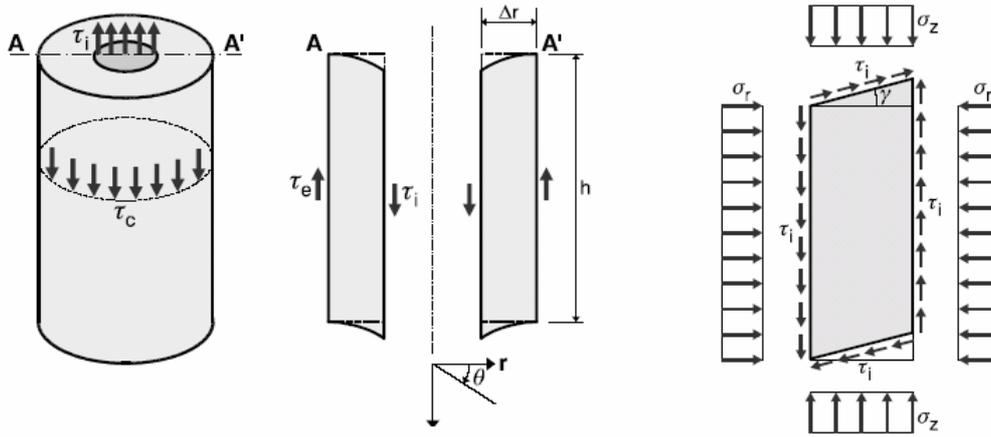


Figure I-33 Cisaillement simple à symétrie de révolution (Vanden Berghe & Holeyman, 2002)

Le modèle hypoplastique fait l'hypothèse que le tenseur de vitesse de contrainte \dot{T}_s est une fonction du tenseur de contrainte T_s et du tenseur de vitesse de déformation \dot{D}_s en se basant sur l'équation suivante :

$$\dot{T}_s = f_s \left[a_1^2 \cdot \dot{D}_s + \hat{T}_s \cdot tr(\hat{T}_s \cdot \dot{D}_s) + f_d \cdot a_1 \cdot (\hat{T}_s + \hat{T}_s^*) \cdot \|\dot{D}_s\| \right] \quad (*)$$

avec a_1 : scalaire de dimension dépendant de l'angle de frottement φ' du sol,

\hat{T}_s : tenseur de rapport de contrainte $\hat{T}_s = T_s / tr(T_s)$,

\hat{T}_s^* : partie déviatorique de \hat{T}_s ,

f_s, f_d : scalaires dépendant de la contrainte moyenne P'_s et l'indice de vide e .

En se basant sur les hypothèses présentées ci-dessus, l'équation peut être simplifiée et décrite sous forme incrémentale par les formules suivantes.

$$\Delta \tau_{rz} = f_s \cdot |\Delta \gamma_{rz}| \cdot \left[\left(a_1^2 + \frac{2 \cdot \tau_{rz}^2}{(\sigma_r' + \sigma_\theta' + \sigma_z')^2} \right) \cdot sign(\Delta \gamma_{rz}) + f_d \cdot \sqrt{2} \cdot a_1 \cdot \frac{2 \cdot \tau_{rz}}{(\sigma_r' + \sigma_\theta' + \sigma_z')} \right]$$

$$\Delta \sigma_r' = f_s \cdot |\Delta \gamma_{rz}| \cdot \left[\frac{2 \cdot \tau_{rz} \cdot \sigma_r'}{(\sigma_r' + \sigma_\theta' + \sigma_z')^2} \cdot sign(\Delta \gamma_{rz}) + f_d \cdot \sqrt{2} \cdot a_1 \cdot \frac{(5 \cdot \sigma_r' - \sigma_\theta' - \sigma_z')}{3(\sigma_r' + \sigma_\theta' + \sigma_z')} \right]$$

$$\Delta \sigma_\theta' = f_s \cdot |\Delta \gamma_{rz}| \cdot \left[\frac{2 \cdot \tau_{rz} \cdot \sigma_\theta'}{(\sigma_r' + \sigma_\theta' + \sigma_z')^2} \cdot sign(\Delta \gamma_{rz}) + f_d \cdot \sqrt{2} \cdot a_1 \cdot \frac{(5 \cdot \sigma_r' - \sigma_\theta' - \sigma_z')}{3(\sigma_r' + \sigma_\theta' + \sigma_z')} \right]$$

$$\Delta \sigma_z' = f_s \cdot |\Delta \gamma_{rz}| \cdot \left[\frac{2 \cdot \tau_{rz} \cdot \sigma_z'}{(\sigma_r' + \sigma_\theta' + \sigma_z')^2} \cdot sign(\Delta \gamma_{rz}) + f_d \cdot \sqrt{2} \cdot a_1 \cdot \frac{(5 \cdot \sigma_r' - \sigma_\theta' - \sigma_z')}{3(\sigma_r' + \sigma_\theta' + \sigma_z')} \right]$$

c) Résistance en pointe

En ce qui concerne la résistance en pointe du pieu pendant l'installation par vibrofonçage, le modèle VIPERE représente le sol sous la pointe comme un cylindre (figure I-34). Sa section est égale à celle du pieu et sa hauteur est égale à 0,7 fois le diamètre du pieu. Ce modèle considère que le pieu et le sol sont toujours en contact.

La détermination de la hauteur de la colonne de sol est basée sur la formule utilisée pour calculer le tassement immédiat de la fondation :

$$s = q.B.I_p \cdot \frac{1 - \nu^2}{E}$$

- avec s : tassement de la fondation,
- q : contrainte de contact uniforme,
- B : largeur de la fondation,
- I_p : coefficient d'influence,
- E : module d'Young du sol,
- ν : coefficient de Poisson du sol.

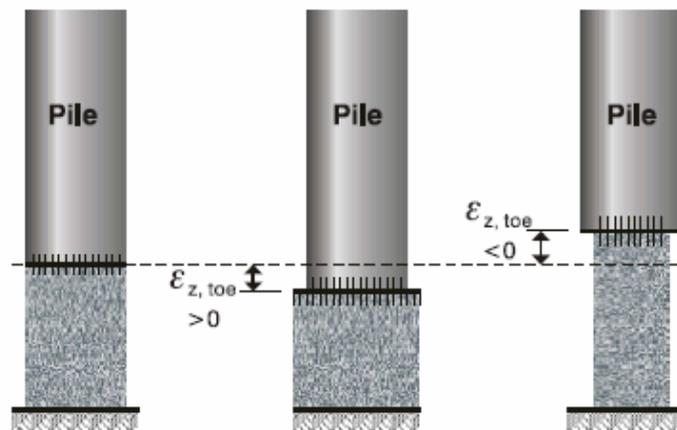


Figure I-34 Modèle de la résistance en pointe (Vanden Berghe & Holeyman, 2002)

Le comportement de la colonne de sol sous la pointe du pieu est supposé suivre la loi hypoplastique, et l'élément est supposé être chargé comme dans un essai triaxial. On a utilisé aussi l'hypothèse selon laquelle la fréquence vibratoire est suffisamment élevée pour que la pression interstitielle ne puisse pas se dissiper pendant l'installation du pieu.

$$p = \frac{\sigma_z + 2\sigma_r}{3} \quad u = p - p_0'$$

La résistance en pointe F_{toe} du pieu est calculée à partir des contraintes axiales appliquées à la pointe du pieu :

$$F_{toe} = (\sigma_z' + u).A_{pile}$$

- avec σ_z' : contrainte effective verticale,

- u : pression interstitielle,
 A_{pile} : section du pieu.

La détermination des contraintes appliquées à la pointe du pieu est également basée sur l'hypothèse de la loi hypoplastique, définie par l'équation (*). Les tenseurs de contrainte et de vitesse de déformation sont les suivants.

$$T_s = \begin{pmatrix} -\sigma_r' & 0 & 0 \\ 0 & -\sigma_r' & 0 \\ 0 & 0 & -\sigma_z' \end{pmatrix} \quad \dot{D}_s = \begin{pmatrix} -\frac{1}{2}\Delta\varepsilon_z & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{2}\Delta\varepsilon_z & 0 \\ 0 & 0 & \Delta\varepsilon_z \end{pmatrix}$$

La composante de la déformation ε_z est déterminée en divisant le déplacement du pieu u_p par la hauteur de la colonne de sol prise en compte sous la pointe ($h = 0,7\phi_{pieu}$).

En utilisant ces tenseurs, la vitesse de contrainte à la pointe du pieu peut être représentée comme une fonction du déviateur q et de la contrainte moyenne effective p' selon les formules suivantes.

$$\Delta p' = f_s \cdot |\Delta\varepsilon_1| \cdot \frac{1}{3} \cdot \left[\frac{q}{3P'} \cdot \text{sign}(\Delta\varepsilon_1) + f_d \cdot \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot a_1 \right]$$

$$\Delta q = f_s \cdot |\Delta\varepsilon_1| \cdot \left[\left(\frac{3}{2} \cdot a_1^2 + \left(\frac{q}{3P'} \right)^2 \right) \cdot \text{sign}(\Delta\varepsilon_1) + f_d \cdot \sqrt{6} \cdot a_1 \cdot \frac{q}{3P'} \right]$$

Le facteur de densité f_d et le facteur de rigidité f_s sont des fonctions de la contrainte moyenne effective p' et de l'indice des vides e seulement.

d) Equation du mouvement

La figure I-35 recense toutes les forces appliquées sur le pieu. Les forces d'enfoncement du pieu comprennent les poids totaux des éléments et la force cyclique engendrée par les masselottes. Les forces de réaction du sol comprennent la force de frottement latéral et la résistance en pointe. L'accélération du pieu est calculée à partir de l'équation de la dynamique :

$$\ddot{u}_p(t) = \frac{M_{tot}g + me \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t) - 2 \cdot \pi \cdot r_1 \cdot h_1 \cdot \tau_1(t) - F_{toe}}{M_{vib}} \quad (**)$$

- avec $\ddot{u}_p(t)$: accélération du pieu,
 M_{tot} : masse totale du vibreur et du pieu,
 M_{vib} : masses vibrantes, y compris la masse du pieu, la masse du système de pince et celle du bloc exciteur,
 me : moment excentrique,

ω	:	fréquence angulaire,
r_l	:	rayon équivalent du pieu,
h_l	:	fiche actuelle du pieu,
τ_l	:	frottement à l'interface entre le pieu et le sol,
F_{toe}	:	résistance en pointe.

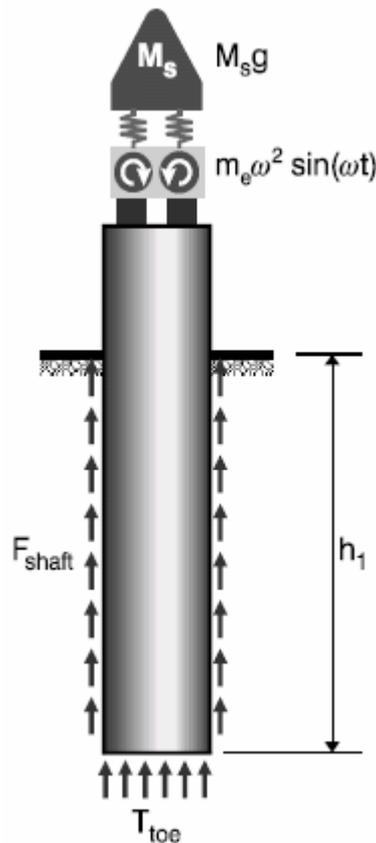


Figure I-35 Force appliquée au pieu (Vanden Berghe & Holeyman, 2002)

e) *Equilibre des éléments de sol*

La figure I-36 présente les forces appliquées sur les éléments de sol concentriques. Le poids de l'élément n'est pas pris en compte car il est supposé être équilibré par le sol en partie basse. La réaction surfacique est calculée en considérant que le frottement latéral est uniformément réparti. Ainsi, la force de cisaillement interne et externe d'un élément du sol peut être calculée par la formule suivante :

$$T_i = 2 \cdot \pi \cdot r_i \cdot h_i \cdot \tau_i$$

avec	T_i	:	force de frottement entre l'élément $i-1$ et l'élément i ,
	r_i	:	rayon de l'interface entre l'élément $i-1$ et l'élément i ,
	h_i	:	hauteur moyenne des éléments i et $i-1$,

τ_i : frottement de l'interface entre ces deux éléments.

En connaissant les efforts appliqués sur les différents éléments de sol, l'accélération de chaque élément est calculée par la formule ci-dessous. Le déplacement est obtenu en intégrant deux fois l'accélération. L'accélération est donnée par :

$$\ddot{u}(t) = \frac{T_i - T_{i+1}}{M_i} \quad (***)$$

avec $\ddot{u}(t)$: accélération de l'élément i ,

T_i : interaction entre l'élément i et l'élément $i-1$,

T_{i+1} : interaction entre l'élément i et l'élément $i+1$,

M_i : masse de l'élément i .

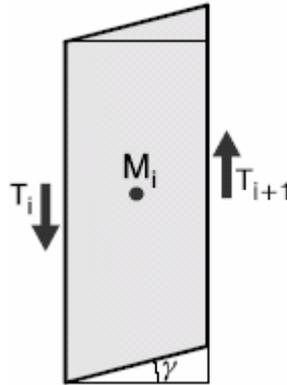


Figure I-36 Force appliquée aux éléments de sol (Vanden Berghe & Holeyman, 2002)

f) Procédure d'intégration

En considérant les équations du mouvement du pieu et de chaque élément du sol, le système de $(N_r + 1)$ équations du mouvement peut être développé. Ce système n'est pas linéaire et ne peut pas être résolu par une procédure d'inversion directe. En effet, la contrainte de cisaillement est calculée à partir du modèle hypoplastique qui est exprimé sous forme incrémentale. Le modèle a besoin d'une méthode explicite pour intégrer l'accélération calculée.

L'accélération est évaluée comme une fonction du déplacement en utilisant la méthode des différences finies, décrite ci-dessous :

$$\ddot{u}_i(t) = \frac{u_i(t - \Delta t) - 2u_i(t) + u_i(t + \Delta t)}{\Delta t^2}$$

La valeur du déplacement au temps $(t + \Delta t)$ est calculée à partir de cette équation tandis que $\ddot{u}_i(t)$ est déterminée par les équations (**) et (***)

I-5.5 Amortissement et pénétration d'un corps élastique (Gonin, 1998)

Gonin (1998) a utilisé la théorie de l'équation des ondes pour analyser la pénétration et l'amortissement de l'énergie pendant le vibrofonçage. D'après lui, la modélisation la plus simple consiste à considérer un milieu de comportement rigide plastique et un amortissement sous forme de forces résistantes de cisaillement le long du pieu en contact avec le sol proportionnelles à la vitesse particulière. Le sol est représenté par deux paramètres :

- un coefficient K , ayant les dimensions d'une contrainte par unité de vitesse. L'effet de l'amortissement est de faire diminuer l'intensité (la contrainte) d'une onde en fonction exponentielle de son parcours z :

$$\sigma_a = \sigma \cdot \exp\left[-K \cdot p \cdot \frac{|z|}{I}\right]$$

avec I : impédance de la tige,
 p : périmètre de contact avec le sol.

- la résistance dynamique en pointe q_d . L'énergie véhiculée par l'onde qui n'a pas été dissipée dans son trajet jusqu'à la pointe est intégralement réfléchi sous la forme d'une onde de même polarité tant que la contrainte à l'extrémité reste inférieure à q_d ; lorsque cette contrainte atteint q_d , elle ne dépasse pas cette valeur et toute l'énergie excédentaire est utilisée pour la pénétration.

La figure I-37 présente l'évolution de la résistance en pointe σ_p qui ne peut pas dépasser la valeur limite q_d . Pendant l'intervalle du temps de t_1 à t_2 , où la résistance en pointe est égale à q_d , le déplacement de la pointe se produit. Ce déplacement est représenté par l'aire hachurée sur la figure I-37. On obtient ce déplacement par la formule suivante.

$$\delta = \frac{2c}{E\omega} \left\{ 2\sigma_{ca} \left[1 - \left(\frac{q_d - \sigma_0}{2\sigma_{ca}} \right)^2 \right]^{1/2} - \left[\frac{\pi}{2} - \text{Arccsin} \left(\frac{q_d - \sigma_0}{2\sigma_{ca}} \right) \right] (q_d - \sigma_0) \right\}$$

avec c : célérité d'onde dans le pieu ($c = (E/\rho)^{1/2}$), où ρ - masse volumique du pieu,

E : module d'Young du matériau constituant le pieu,

ω : pulsation du vibreur,

σ_0 : contrainte en pointe provoquée par la masse morte ($\sigma_0 = F_0/A$),

$\sigma_{ca} = \sigma_c \exp\left[-Kp \frac{|z|}{I}\right]$, où σ_c - amplitude de la contrainte en pointe provoquée par la

charge cyclique ($\sigma_c = F_c/A$).

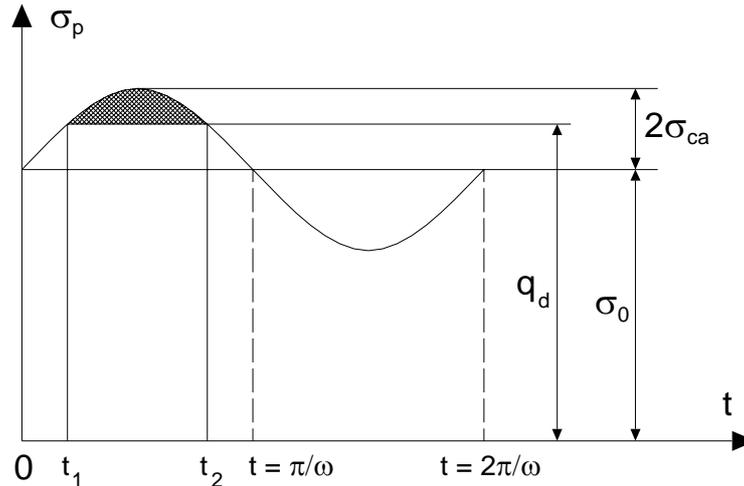


Figure I-37 Intégration de la résistance en pointe (Gonin, 1998)

La vitesse moyenne de pénétration est calculée comme le déplacement de la pointe cumulé en une seconde.

$$V = \delta T = \delta \cdot \frac{\omega}{2\pi} = \frac{c}{\pi E} \left\{ 2\sigma_{ca} \left[1 - \left(\frac{q_d - \sigma_0}{2\sigma_{ca}} \right)^2 \right]^{1/2} - \left[\frac{\pi}{2} - \text{Arccsin} \left(\frac{q_d - \sigma_0}{2\sigma_{ca}} \right) \right] (q_d - \sigma_0) \right\}$$

La puissance utilisée pour la pénétration est égale à : $P = V \cdot Q_d$

Elle est nulle si $\sigma_0 + 2\sigma_{ca} = q_d$ (ou $F_0 + 2F_{ca} = Q_d$). Elle est maximale si $F_0 = Q_d$.

La puissance perdue du fait de l'amortissement est égale à : $\frac{2F_c^2}{I} \left[1 - \exp \left(-2Kp \frac{|z|}{I} \right) \right]$

I-5.6 Recherches numériques

Feng & Deschamps (2000) ont utilisé une simulation numérique 2D pour modéliser l'installation par vibrofonçage d'un pieu dans un sol granulaire drainé. Il s'agit d'un programme basé sur l'utilisation des différences finies, appelé FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua). Le modèle élasto-plastique non linéaire est utilisé pour représenter le comportement du sol. Le maillage et le nombre des éléments de sol sont ajustables afin de minimiser l'effet de bord pour différentes fiches du pieu. Le pieu est modélisé par des éléments solides sur lesquels sont imposées les interactions sol - pieu. Un exemple de maillage est représenté sur la figure I-38.

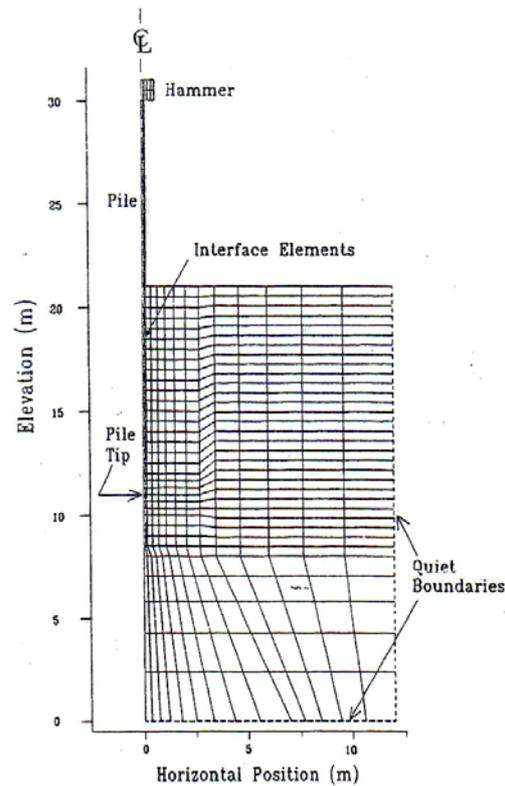


Figure I-38 Maillage type pour modéliser le vibrofonçage du pieu (Feng et Deschamps, 2000)

Le vibreur est modélisé avec une force verticale constante qui représente la masse morte et une force sinusoïdale qui représente la force d'inertie des masselottes du vibreur. Les frontières à droite et en partie basse du maillage sont modélisées comme des frontières visqueuses qui peuvent absorber les ondes incidentes et minimiser les ondes de réflexion et ainsi permettre de simuler un espace semi-infini de sol. Cette modélisation numérique a permis d'étudier l'influence de plusieurs paramètres sur le processus de vibrofonçage. Il s'agit des contraintes dans le sol, de l'angle de frottement d'interaction sol-pieu, des paramètres du vibreur (fréquence, masse morte, force sinusoïdale) et de la fiche du pieu. La figure I-39 présente la simulation d'une courbe d'enfoncement pour un pieu. Le zoom présenté sur la figure montre le déplacement de la pointe du pieu ainsi que celui du sol situé au dessous. On voit que cette modélisation peut simuler le décollement entre la pointe et le sol situé au dessous lors de la phase de décharge de la force en tête. Pour plus d'information, on pourra se référer aux travaux de Feng et Deschamps (2000), Smith et To (1988).

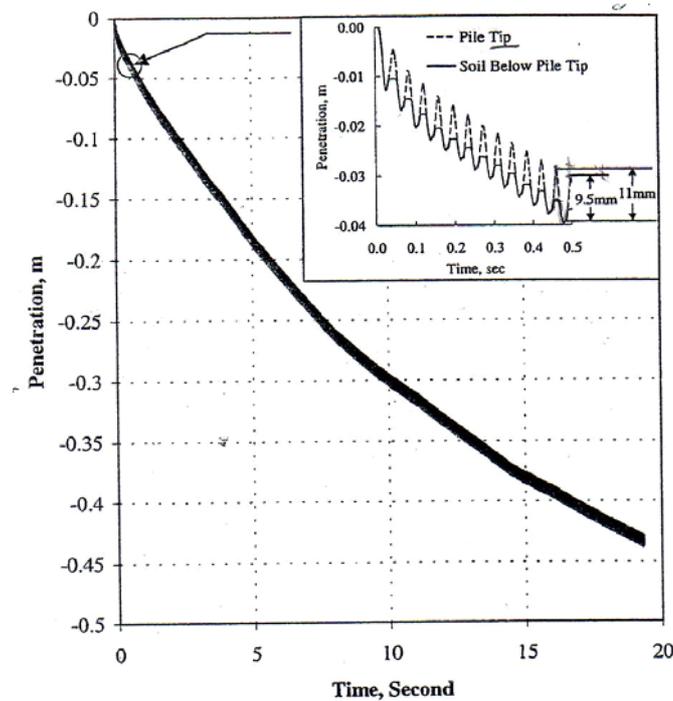


Figure I-39 Pénétration du profilé (Feng et Deschamps, 2000)

I-5.7 Modèle de la mobilisation du frottement latéral et de la résistance en pointe (Sieffert, 2002)

Dans ce modèle, *Sieffert* (2002) a considéré le pieu comme un corps rigide, car contrairement au battage, l'effet de la propagation d'onde n'est pas très important pour le vibrofonçage. Pendant le vibrofonçage, deux seules forces s'opposent à la pénétration du pieu, à savoir la résistance en pointe et le frottement latéral. L'hypothèse de l'apparition de ces deux forces est résumée dans la figure I-40.

Les phases d'évolution de la résistance en pointe et du frottement latéral pendant un cycle sont les suivantes :

- pendant la période de t_1 à t_2 , le pieu remonte, le frottement latéral change de direction (vers le bas) tandis que la résistance en pointe est nulle,
- pendant la période de t_2 à t_3 , le pieu redescend mais sa profondeur est plus petite que la profondeur maximale atteinte au cours du cycle précédent, le frottement latéral est vers le haut mais la résistance en pointe n'est pas encore mobilisée,
- pendant la période de t_3 à $t_1 + T$, le pieu continue à descendre, la profondeur maximale du cycle précédent est atteinte : les deux forces (résistance en pointe et frottement latéral) sont mobilisées vers le haut.

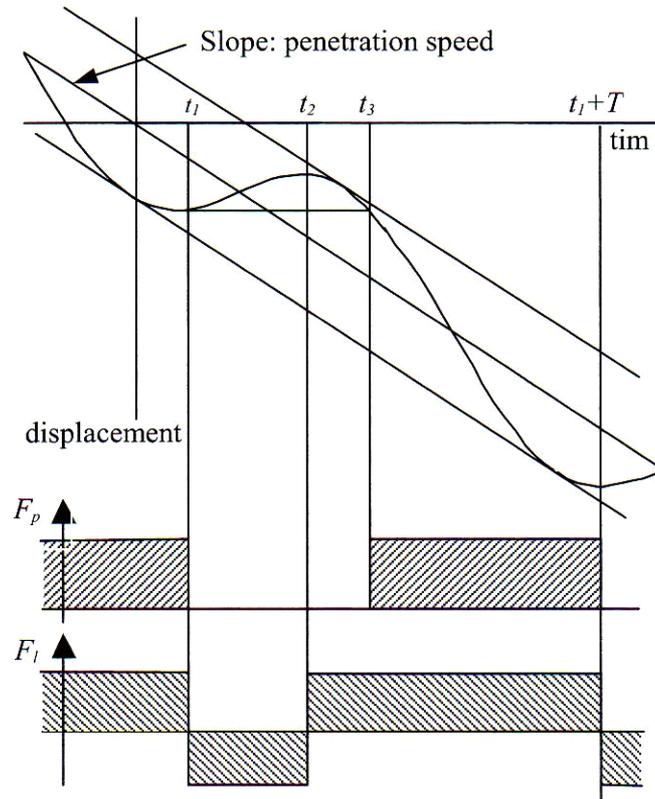


Figure I-40 Résistance en pointe et frottement latéral en fonction du temps et du déplacement
(Sieffert, 2002)

I-5.8 Domaines de vibrofonçage

D'après Vié (2002), pendant le processus de vibrofonçage, les paramètres du vibreur tels que la masse vibrante M_{vib} , l'amplitude de la force excitatrice F_{exc} et la surcharge statique F_{stc} , sont constants. Seulement les limites de la résistance du sol (limite du frottement latéral F_{rlt} et limite de la résistance en pointe F_{rpt}) varient en fonction de la profondeur. Vié a utilisé les rapports suivants pour analyser les domaines de mouvement de vibrofonçage.

$$\alpha = \frac{F_{stc}}{F_{exc}} \quad \beta = \frac{F_{rpt}}{F_{exc}} \quad \gamma = \frac{F_{rlt}}{F_{exc}}$$

Il y a trois zones principales, comme représentées dans le plan $(\beta - \gamma)$ de la figure I-41.

- Zone 1 : pas de mouvement. La définition de cette zone est

$$\begin{cases} \alpha + \gamma > 1 \\ \beta + \gamma > \alpha + 1 \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} F_{stc} + F_{rlt} > F_{exc} & (\text{pas de mouvement de montée}) \\ F_{rpt} + F_{rlt} > F_{exc} + F_{stc} & (\text{pas de mouvement de descente}) \end{cases}$$

- Zone 2 : pas de mouvement de montée. La définition de cette zone est

$$\begin{cases} \alpha + \gamma > 1 \\ \beta + \gamma < \alpha + 1 \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} F_{stc} + F_{rlt} > F_{exc} & \text{(pas de mouvement de montée)} \\ F_{rpt} + F_{rlt} < F_{exc} + F_{stc} & \text{(mouvement de descente)} \end{cases}$$

- Zone 3 : comportement alterné, la période étant composée d'une succession de phases de descentes, de remontée voire de phases sans mouvement.

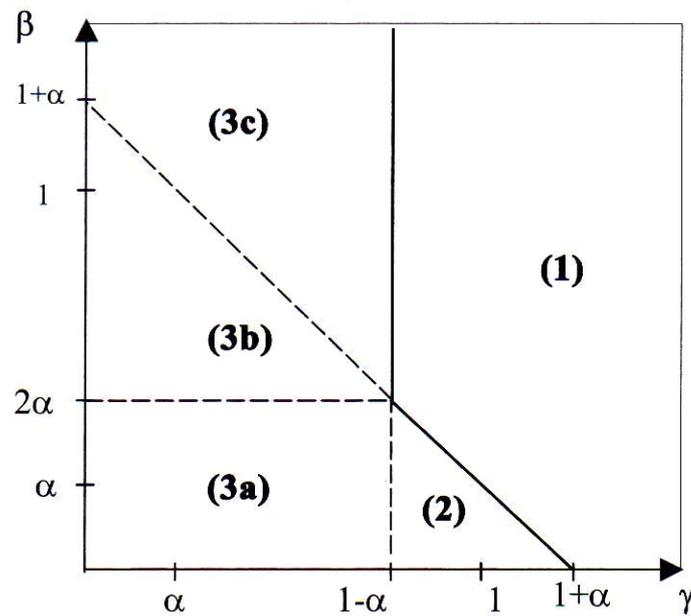


Figure I-41 Domaines de vibrofonçage (Vié, 2002)

I-6 Conclusions du chapitre I

Les éléments bibliographiques nous ont permis d'avoir une vue d'ensemble des recherches sur la méthode de vibrofonçage. Celles-ci se sont concentrées à la fois sur la vibrofonçabilité et sur la capacité portante du profilé enfoncé en tenant compte des principaux paramètres qui influencent le processus comme les paramètres liés à la charge appliquée au profilé (surcharge statique, amplitude de la force sinusoïdale, fréquence vibrante), au profilé (forme du profilé, matériaux constitutants...) et aux caractéristiques du sol (granulométrie, densité, état de contraintes...).

Plusieurs logiciels (HYPERVIB, VIPERE, BRAXUUS,...) ont été développés afin d'avoir une bonne prévision de la vibrofonçabilité, de la capacité portante du profilé et de choisir le vibreur. Cependant, les résultats expérimentaux et numériques sont parfois assez éloignés, car dans les logiciels, on ne peut pas tenir compte de tous les facteurs influençant le processus.

Les éléments bibliographiques présentent un faible nombre de recherches expérimentales sur la méthode de vibrofonçage. De plus, dans la plupart des cas, le frottement latéral entre le profilé et le sol n'a pas été mesuré. Certains auteurs ont essayé de déterminer la résultante des frottements latéraux comme la différence entre la force appliquée en tête du profilé et la résistance en pointe. Cela nous permet d'avoir une évaluation globale de l'évolution du frottement latéral, mais ne donne pas accès à la dégradation locale de celui-ci.

Les études expérimentales réalisées à partir de vraies machines, avec des masselottes tournantes, n'a pas permis d'isoler les paramètres de la charge appliquée en tête du profilé, car il existe une relation exponentielle entre la fréquence vibrante f et l'amplitude de la force sinusoïdale F_{cyc} d'après la formule suivante :

$$F_{cyc} = me.\omega^2 = me.(2\pi f)^2$$

On ne peut donc pas réaliser une étude paramétrique complète de la charge du vibreur.

Dans le cadre de cette thèse, on a cherché à étudier précisément l'évolution locale du frottement latéral et de la résistance de pointe en fonction de chaque paramètre de la charge appliquée en tête du pieu grâce à une sonde instrumentée d'un manchon de frottement.

Chapitre II Dispositifs expérimentaux - Procédure d’essai

II-1 Dispositifs expérimentaux

Dans ce paragraphe, on va présenter les différents équipements utilisés pour la modélisation physique du processus de vibrofonçage. Afin de simuler le processus de vibrofonçage, une sonde prototype spécifique a été développée dans le cadre de cette thèse. Une chambre d’étalonnage est utilisée pour reconstituer des massifs de sable dans lesquels on va simuler le processus. Un système d’application des efforts servohydraulique permettant d’appliquer des sollicitations cycliques à différentes fréquences, est utilisé pour modéliser la sollicitation de vibrofonçage. Un système d’acquisition, équipé d’une carte rapide pouvant travailler à haute fréquence, est également utilisé pour la visualisation et l’enregistrement des mesures réalisées. La figure II-1 présente un schéma de principe de l’expérimentation. Dans les paragraphes suivants, on va décrire plus précisément les différentes composantes du dispositif.

II-1.1 Chambre d’étalonnage

La chambre d’étalonnage est un dispositif qui permet de reconstituer et de soumettre à un état de contrainte initial donné (isotrope ou anisotrope) des massifs de sol. Dans le cas du sable, étudié dans le cadre de ce travail, la procédure de reconstitution et la mise sous contrainte du massif sont très similaires à la procédure utilisée pour fabriquer une éprouvette triaxiale de sable. La chambre d’étalonnage utilisée dans ce travail a été progressivement développée dans le cadre de travaux antérieurs réalisés au CERMES. Pour le développement du dispositif, on peut faire référence aux travaux de Dupla (1995), Francis (1997) et Le Kouby (2003).

Ce paragraphe va aborder la description de la chambre d’étalonnage, du système de reconstitution du sable par pluviation, ainsi que du système d’application de l’état initial de contrainte au massif et du dispositif de saturation.

II-1.1.1 Principe de fonctionnement

Le principe de fonctionnement de la chambre d’étalonnage est similaire à celui utilisé par Huang et al. (1988) pour travailler dans des massifs de sol fin et le dispositif de base a été initialement développé dans le cadre d’une collaboration entre le CERMES (J. Canou), l’Université de la Louisiane (Prof. M. Tumay) et l’Université de Clarkson (Prof. Huang, Postdam, USA).

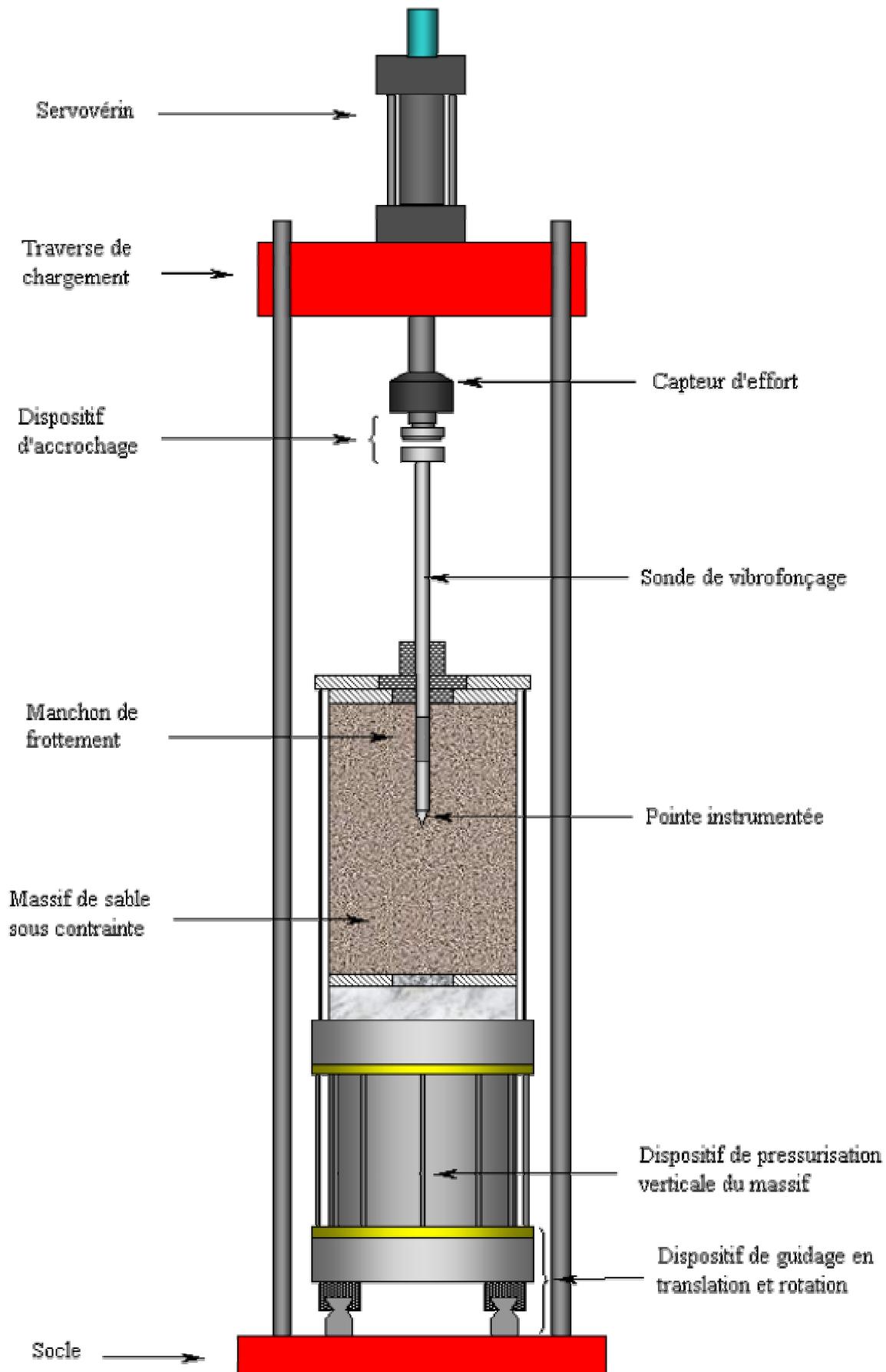


Figure II-1 Principe de l'essai de vibrofonçage en chambre d'étalonnage

Le dispositif est conçu pour fabriquer des massifs de sable ou de sol fin d'un diamètre de 520 mm et d'une hauteur d'environ 700 mm. Les éléments principaux comprennent un piston (pour l'application de la contrainte de consolidation verticale), une enceinte métallique (pour l'application de la contrainte de consolidation horizontale), deux embases (inférieure et supérieure) et un couvercle.

Le piston constituant la base du dispositif a une course de 300 mm. C'est un cylindre creux sur lequel vient se poser directement l'embase inférieure du massif. L'étanchéité entre l'embase et l'intérieur du piston est assurée par un joint torique, qui est comprimé par le poids de l'embase et du massif. Le piston est guidé à sa partie inférieure par un dispositif monté sur roulements, assurant un frottement minimal.

La membrane utilisée est en néoprène de 2 mm d'épaisseur. Elle est assez résistante pour supporter des contraintes importantes de consolidation et pour assurer une bonne étanchéité du massif de sable.

Les embases ont une épaisseur de 40mm, et intègrent un système de drainage circulaire, recouvert d'un plastique poreux. La disposition des sorties sur l'embase inférieure est circulaire, alors que l'embase supérieure ne possède que deux sorties, qui correspondent chacune à un orifice sur le couvercle. Sur l'embase supérieure, on a laissé une ouverture circulaire de 190 mm de diamètre, destinée au montage du bloc de guidage du pieu.

L'enceinte latérale métallique (ou cerce) permet d'imposer aux frontières de l'éprouvette des conditions aux limites variées et, dans le cadre de ce travail, la contrainte horizontale de consolidation souhaitée.

Le couvercle est posé directement sur la cerce et est fixé par des tiges qui le relient à la partie inférieure de la chambre d'étalonnage. Après la mise place du couvercle, on vient plaquer l'embase supérieure contre celui-ci afin de réaliser l'étanchéité pour l'eau de confinement latéral et obtenir une bonne verticalité du guide. En effet, on a vérifié qu'après la fixation du couvercle par des tiges métalliques, la surface du couvercle est bien horizontale, et donc, lorsque l'embase supérieure est plaquée au couvercle, le guide est bien vertical. On dispose également, au centre du couvercle, d'un trou de 260mm de diamètre qui sert à la mise en place du sous-ensemble de guide. La figure II-2 présente la connexion entre le couvercle et l'embase supérieure.

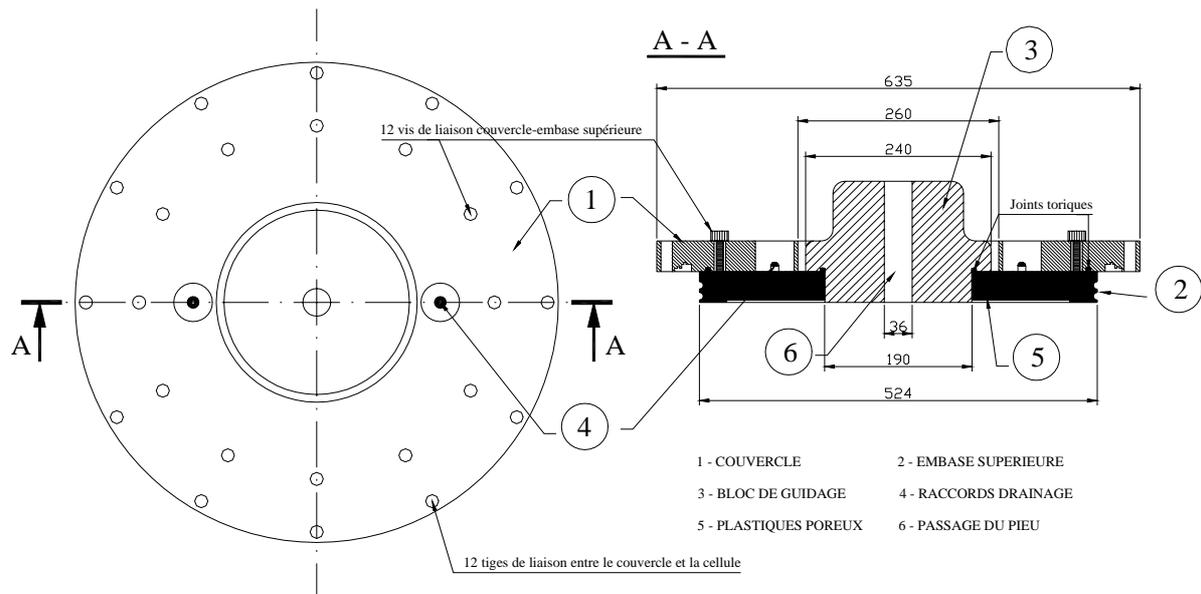


Figure II-2 Couverture et embase supérieure

II-1.1.2 Dispositifs de guidage

Une condition de base de l'essai de vibrofonçage est que l'essentiel de l'énergie fournie soit transmise au pieu et que l'on ait le moins de perte possible par frottement, en particulier au niveau du bloc de guidage de la sonde. On a utilisé deux dispositifs de guidage successifs, présentés ci-dessous.

La figure II-3 présente le premier bloc de guidage développé. Sur la figure II-3.a, le corps du bloc (pièce 1, en vert) est fixé sur l'embase supérieure de la chambre d'étalonnage par des vis (pièce 2, en jaune). En vue d'assurer l'étanchéité du massif, la coupelle, agrandie sur la photo (c), est utilisée pour plaquer une membrane en latex sur la base du bloc, déchirée par le passage du pieu.

A l'intérieur du bloc, le long du passage de la sonde, on a un coussinet en inox qui joue le rôle principal de guidage du pieu. On dispose de deux manettes de blocage (figure II-3.a) qui servent à bloquer la sonde lors de l'ajout d'une rallonge à la sonde afin d'éviter toute rotation. L'avantage de ce bloc de guidage est la bonne verticalité de l'inclusion pendant l'expérimentation. Un inconvénient résulte cependant d'un frottement relativement important existant entre le bloc de guidage et la sonde.

Pour cette raison, un deuxième bloc de guidage a été développé dans un deuxième temps, en utilisant des coussinets en téflon. La figure II-4 montre le schéma de principe ainsi que les photos de ce nouveau bloc de guidage. Les coussinets sont utilisés uniquement lors de la phase de mise en place du pieu. Après cette phase, on enlève le coussinet du bloc de guidage ;

ainsi, le long de la sonde, seul le frottement entre celle-ci et le sol est mobilisé. La verticalité de la sonde est assurée préalablement par le guide lors de sa mise en place, et on vérifie que l'inclinaison qui se produit au cours du fonçage est négligeable.

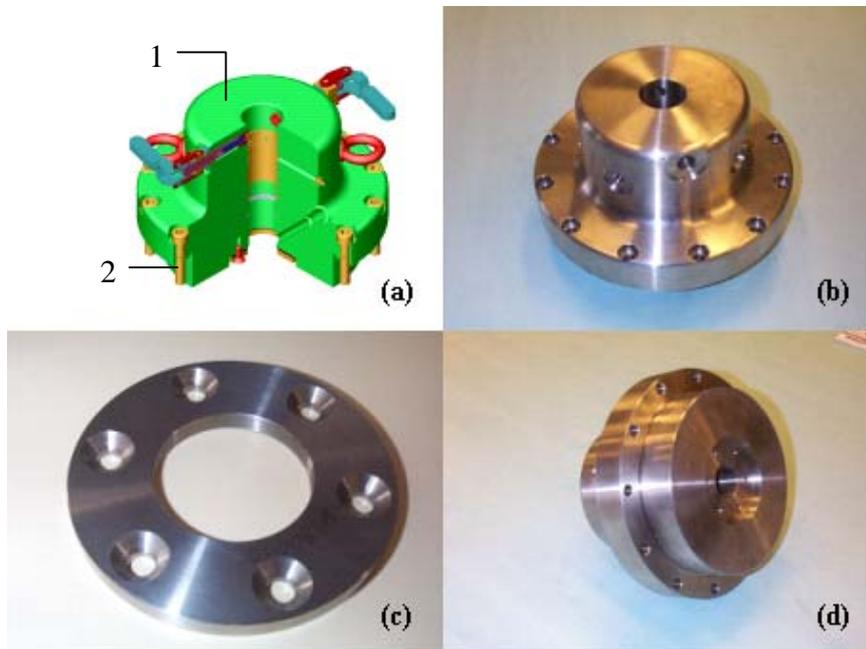


Figure II-3 Ensemble du bloc de guidage : (a) schéma de principe, (b) vue du dessus, (c) coupelle, (d) vue du dessous.

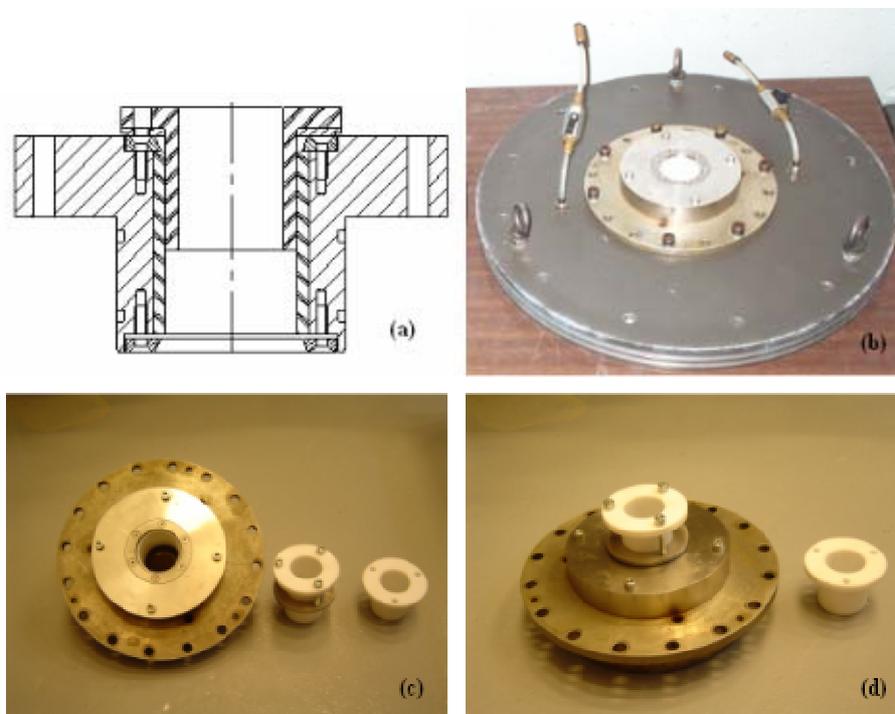


Figure II-4 Bloc de guidage sans frottement et coussinets en téflon : (a) schéma de principe, (b) mise en place sur l'embase supérieure, (c) (d) photos des éléments

II-1.1.3 Dispositif de pluviation du sable

La reconstitution du massif de sable par pluviation est la méthode la plus utilisée pour la reconstitution de grands massifs de sable. Elle permet d'obtenir des massifs de sable homogènes et répétables, à densité contrôlée. L'étude de la reconstitution des massifs de sable par pluviation a débuté dans les années 1940 et Kolbuszewski (1948) est l'un des premiers à avoir étudié ce problème (cité par Francis, 1997). Depuis, de nombreux travaux dans le but d'étudier l'effet des différents paramètres sur la densité obtenue ont été réalisés. On peut citer, en particulier, les travaux de Chapman (1974), Belloti *et al.* (1979), Belloti *et al.* (1982), Miura et Toki (1982), Parkin et Lunne (1982), Rad et Tumay (1987), Al-Douri *et al.* (1990), Passalacqua (1991), Sweeney et Clough (1990), Al-Douri *et al.* (1993), Levacher *et al.* (1994), Dupla (1995), Francis (1997) et Le Kouby (2003). Ce type de dispositif est également utilisé aujourd'hui pour la reconstitution d'éprouvettes de plus petites tailles (triaxial). On pourra se référer aux travaux de Benhamed (2003), Dupla *et al.* (2004).

Le principe de la méthode de pluviation est schématisé sur la figure II-5 (Dupla, 1995). Le sable contenu dans le réservoir, après le passage par la grille de celui-ci, tombe sous forme de jets de sable sur le diffuseur. Le diffuseur qui est constitué par des grilles parallèles va ensuite homogénéiser l'écoulement du sable sous forme d'une pluie homogène. Les paramètres qui peuvent influencer la densité du sable déposé sont représentés sur cette figure. Il s'agit de la hauteur du réservoir de sable, hauteur de chute, hauteur de pluviation, débit de sable et distance entre les grilles du diffuseur.

Dupla (1995) a montré dans sa thèse que la densité du sable déposé était influencée principalement par le débit de chute et la hauteur de pluviation du sable. En effet, la notion de débit (m^3/s) dans le cas de la pluviation n'a qu'un sens relatif pour la densité obtenue. C'est plutôt la notion d'intensité de déposition ou de débit massique unitaire ($g/cm^2/s$) qui est le bon paramètre. En fixant les autres paramètres, comme la hauteur de pluviation, tous les auteurs observent que l'augmentation de l'intensité de déposition (débit) diminue la densité obtenue. La hauteur de pluviation est la distance entre la surface du sable déposé et la base du diffuseur, comme présenté sur la figure II-5 (Dupla 1995). C'est un paramètre qui a peu d'influence sur l'indice de densité dans le cas des hauteurs de pluviation inférieures à la hauteur de chute limite des particules (Rad and Tumay 1987, Levacher *et al.* 1994 et Dupla 1995). Les autres paramètres comme la hauteur du réservoir, la hauteur de chute, le nombre de tamis du diffuseur et la distance entre eux, ont peu d'influence sur la densité du sable mis en place (Rad and Tumay 1987).

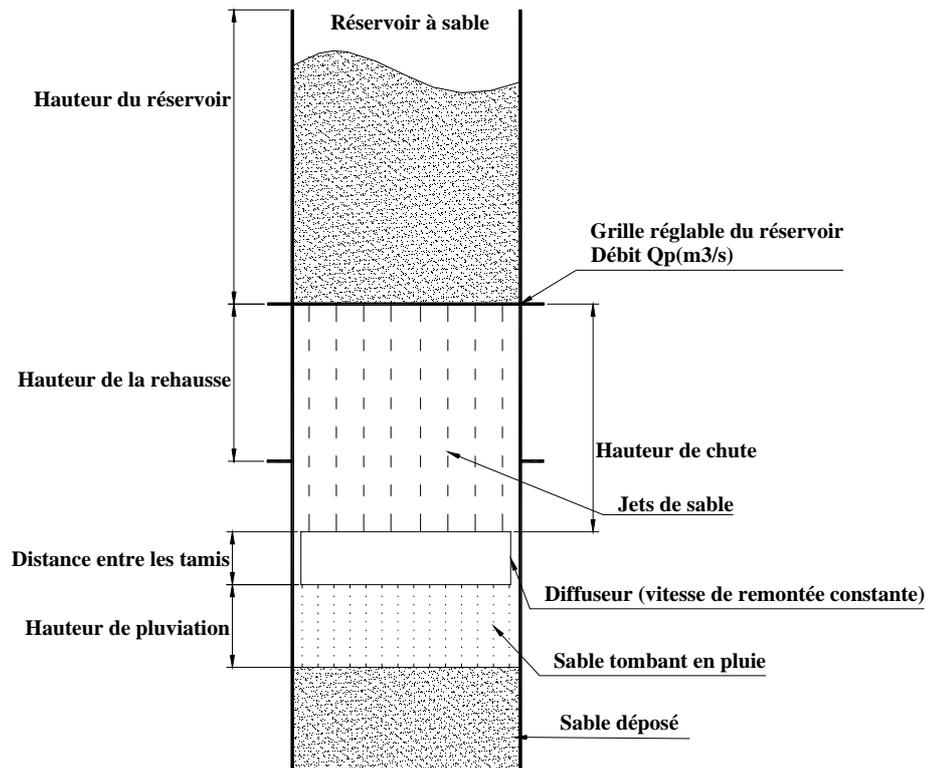


Figure II-5 Schéma de principe du processus de pluviation et définition des paramètres influençant la densité du massif (Dupla, 1995)

Le dispositif de pluviation adapté à la chambre d'étalonnage au CERMES a été développé dans le cadre du travail de thèse de Dupla (1995). Les éléments principaux du dispositif comprennent :

- un réservoir à sable,
- un système de double grille pour l'ouverture et la fermeture du réservoir,
- un diffuseur et un système de remontée du diffuseur,
- une rehausse en plexiglas supportant le réservoir, qui est posée directement sur le moule en deux parties utilisé pour la fabrication du massif.

Le réservoir de sable, utilisé dans ce travail, contient la totalité du sable qui permettra de préparer le massif. Comme on le voit sur le schéma (b) de la figure II-6, le diamètre du réservoir et de la rehausse est identique à celui du massif de sable reconstitué, qui est aussi le diamètre intérieur du moule de l'échantillon. Le réservoir utilisé a un diamètre de 524 mm et une hauteur de 700 mm.

Le système d'ouverture et de fermeture du réservoir est constitué par deux plaques métalliques superposées et percées suivant une même configuration. La grille supérieure est fixée au réservoir et la grille inférieure est mobile horizontalement. En faisant coulisser horizontalement la grille inférieure, on peut vider le réservoir de sable, lorsque les trous des

deux grilles coïncident, et inversement arrêter la vidange du réservoir en ramenant la grille inférieure dans sa position initiale. La variation de l'intensité de déposition, et ainsi la variation de la densité du sable, sont obtenues en changeant le nombre de trous ouverts de la grille supérieure. Dans le cadre de ce travail, on n'étudie pas l'influence de la densité du sable sur le processus de vibrofonçage. Ainsi, on a fixé une configuration pour les deux grilles : 164 trous ϕ 10 mm sur toute la surface de la grille.

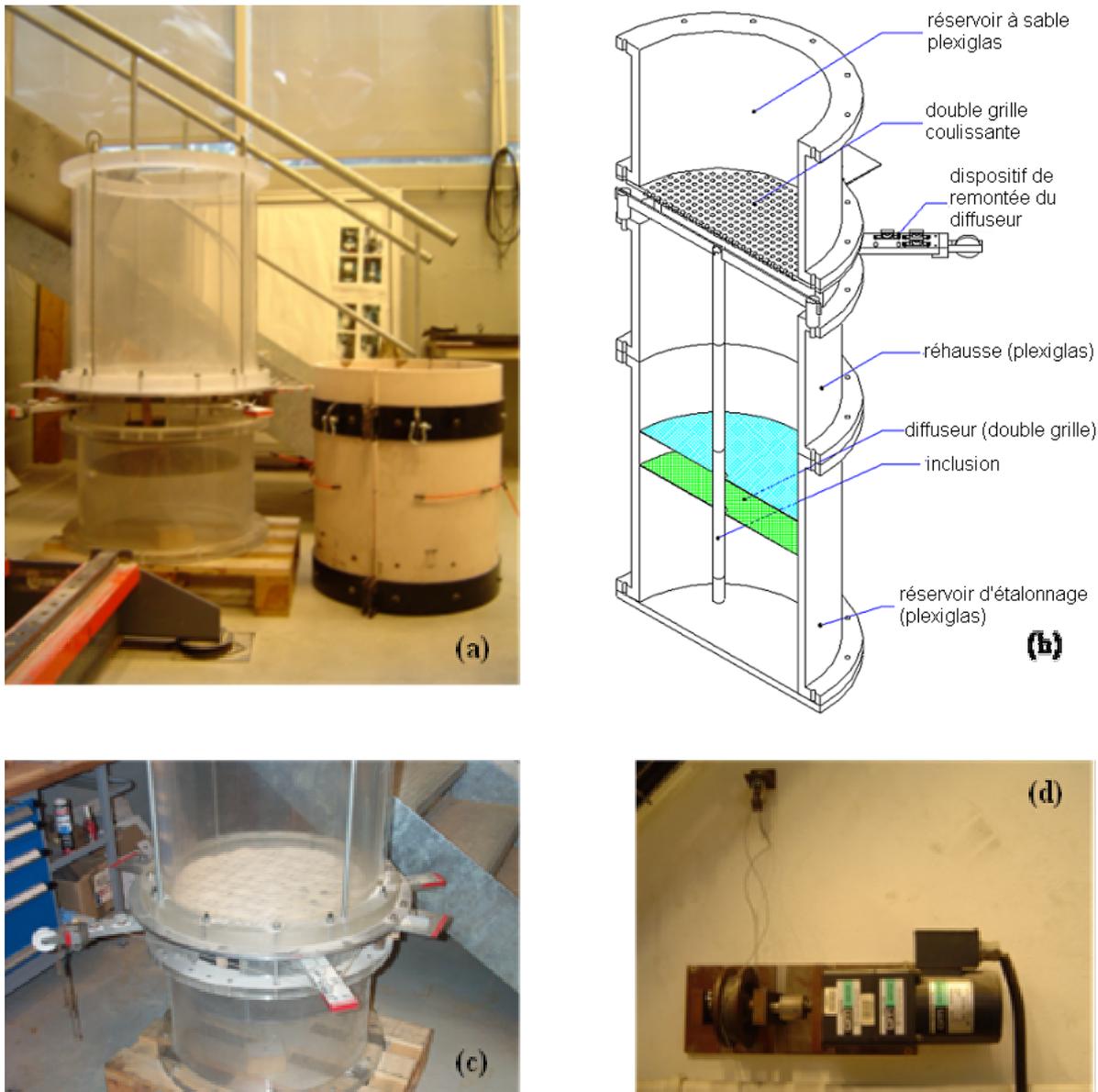


Figure II-6 Système de pluviation : (a) dispositif de pluviation ; (b) schéma de principe du dispositif (Dupla, 1995) ; (c) système de vidange du réservoir ; (d) moteur de remontée du diffuseur

Le diffuseur comprend deux grilles distantes de 10 cm, formées de grille à tamis 2x2 mm. Ces grilles ont été utilisées initialement pour le sable d'Hostun (Dupla, 1995) mais elles sont également utilisables pour le sable de Fontainebleau utilisé dans le cadre de notre travail qui a un $D_{50} = 0,19$ mm. La remontée du diffuseur est assurée par un moteur électrique réglable et

un système de poulies, qui sont représentés sur la vue (d) de la figure II-6. Cet ensemble garantit une vitesse de remontée du diffuseur constante égale à la vitesse de déposition du sable, en assurant une hauteur de pluviation constante, qui est choisie à 10 cm dans ce travail. La rehausse constituée en plexiglas (d'une hauteur de 50 cm) permet d'atteindre une hauteur de pluviation maximale de l'ordre de 30 cm.

Le schéma de principe de l'ensemble du dispositif de pluviation du sable est présenté sur la figure II-6 b (Dupla 1995) et une vue du dispositif est présentée sur la figure II-6 a.

II-1.1.4 Système de mise sous contrainte du massif

Les contraintes de consolidation horizontale et verticale sont appliquées indépendamment au massif de sable. Cela permet de générer différents chemins de consolidation tels que des chemins isotropes, anisotropes (K_0 , autres ...).

La figure II-7 présente le schéma de principe du système de mise sous contrainte du massif de sol. Ce système est constitué de deux cellules air - eau pour l'application des contraintes de consolidation, latérale et verticale, et un système d'application de vide relié à l'intérieur du massif.

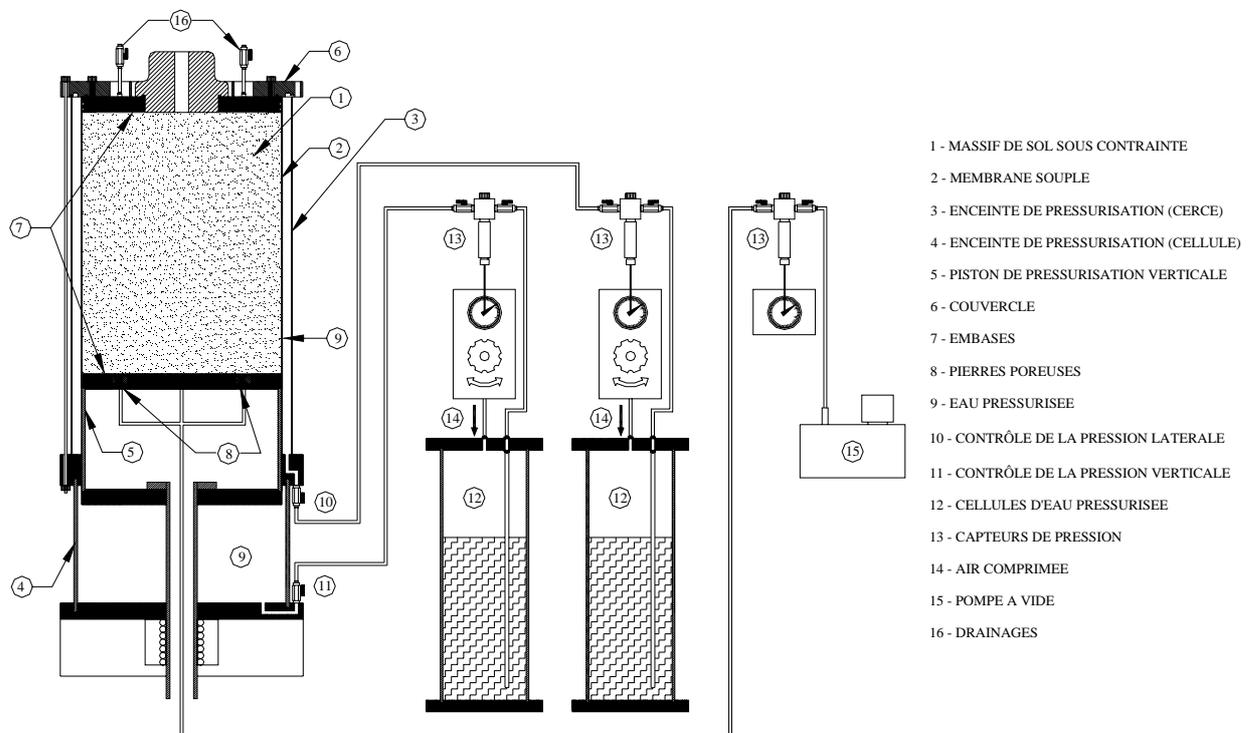


Figure II-7 Système de mise sous contrainte du massif de sol

La contrainte latérale est appliquée au massif grâce à la membrane en néoprène, en pressurant l'eau de l'enceinte latérale. La contrainte verticale est appliquée au sol à l'aide du piston sur lequel est posée directement l'embase inférieure. Le système de contrôle de pression d'eau (capteurs, boutons de réglage, robinets ...) permet d'imposer les valeurs souhaitées de contrainte de consolidation au massif de sable.

II-1.1.5 Dispositif de saturation de massifs

Le dispositif de saturation des massifs a été développé dans le cadre du présent travail, en vue d'étudier l'influence de l'état du massif (sec ou saturé), sur le déroulement du processus de vibrofonçage.

Le dispositif se compose d'un réservoir en plexiglas pouvant supporter un vide de 100 kPa (le vide appliqué pour désaérer l'eau), ainsi que le poids de l'eau contenue. Le réservoir a une hauteur de 112 cm et un diamètre de 55 cm, pour un volume d'eau maximum utile de 266 litres.

Le réservoir est rempli d'eau par une entrée basse, puis on désaère l'eau à l'aide d'une pompe à vide de grand débit, connectée en haut de la cellule. La saturation de l'échantillon est réalisée par gravité. On a donc placé le réservoir le plus haut possible par rapport à la chambre d'étalonnage pour assurer une différence de charge hydraulique maximale de 30 kPa. Cela correspond à une différence entre le niveau d'eau dans la cellule et l'embase inférieure de l'ordre de 3m.

Le schéma de principe du dispositif de saturation est présenté sur la figure II-8. La figure II-9 présente une vue du réservoir de saturation.

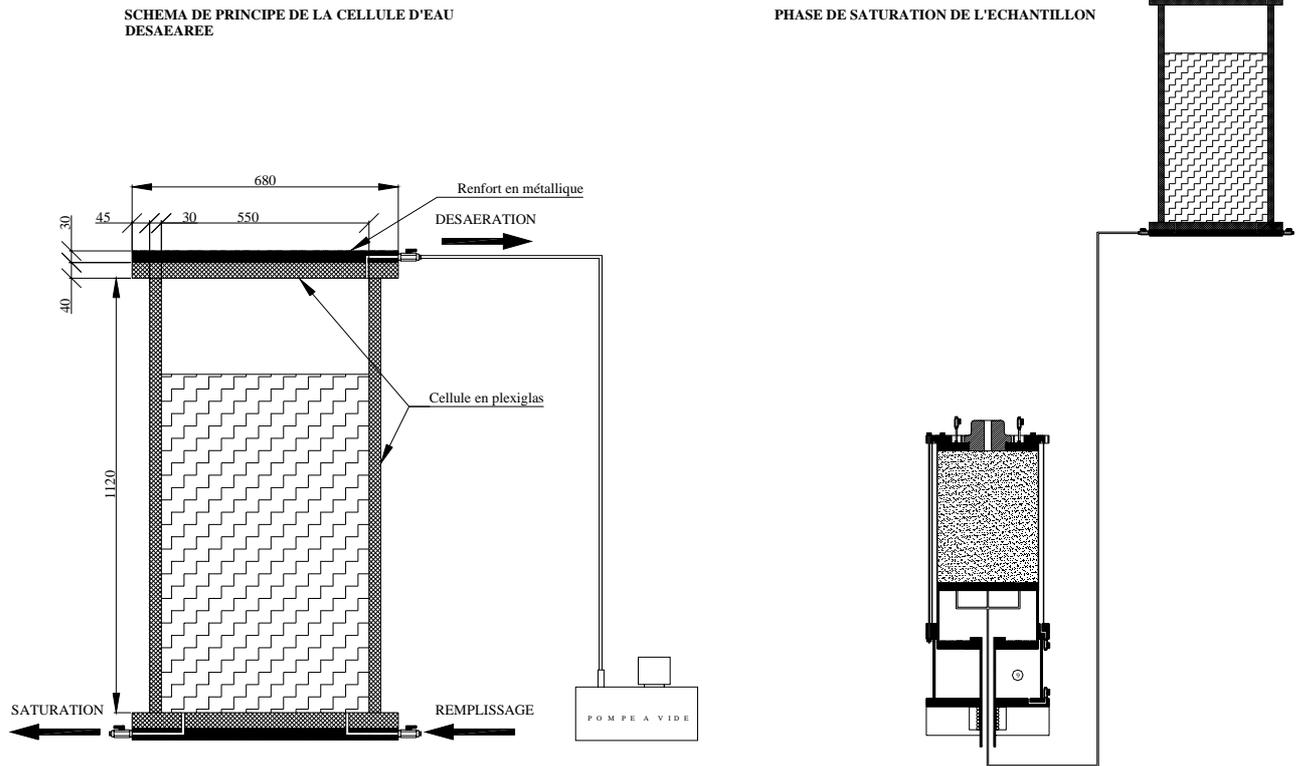


Figure II-8 Réservoir de saturation et principe de saturation du massif de sable



Figure II-9 Vue du réservoir de saturation

II-1.2 Sonde prototype de vibrofonçage

L'essai de vibrofonçage est un nouveau type d'essai développé au CERMES, qui a nécessité des développements spécifiques pour travailler, en particulier, dans le domaine des fréquences visé (0 à 60 Hz). Une sonde équipée de capteurs capables de travailler dans cette gamme de fréquences, a dû être développée dans le cadre de ce travail.

L'ensemble de la sonde, du dispositif d'accrochage, et du bloc de guidage est représenté sur la figure II-10.

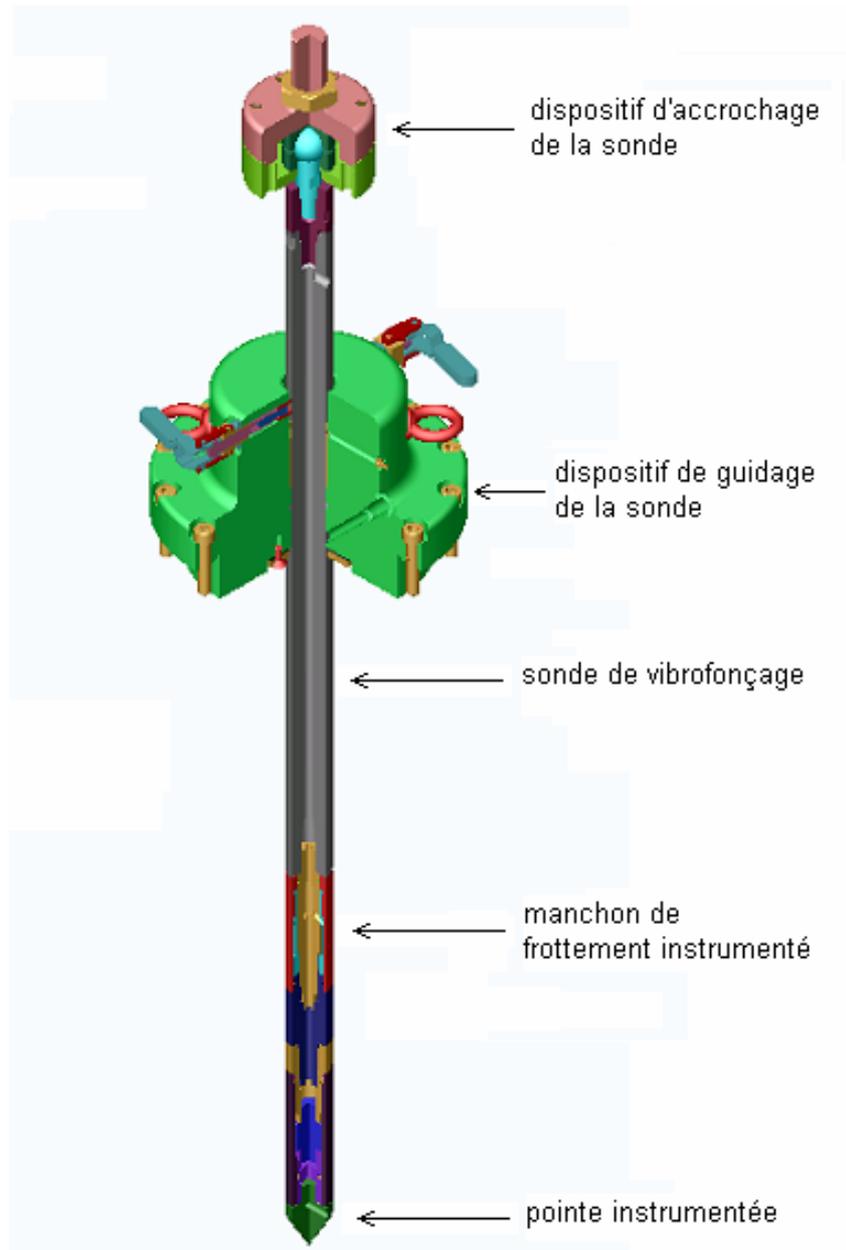


Figure II-10 Sonde de vibrofonçage, dispositifs de guidage et d'accrochage

II-1.2.1 Description de la sonde de vibrofonçage

En collaboration avec le LCPC, on a développé une sonde prototype de 10 cm² de section (standard pénétrométrique), de 95 cm de longueur. Le schéma de principe de la sonde est présenté sur la figure II-11. La sonde est extensible grâce à des rallonges de longueur variable (5, 10 et 15 cm). Celles-ci sont utilisées pour augmenter la course du servovérin qui est limitée à 15 cm. La pointe de la sonde a un angle de 60°. Des vues de l'ensemble de la sonde, des rallonges ainsi que de la pointe sont présentées sur la figure II-12.

Dans le but d'assurer une bonne mobilisation du frottement latéral, la surface latérale de la sonde doit être rugueuse. On simule la rugosité en filetant horizontalement cette surface. La profondeur du filetage est déterminée en fonction de la granulométrie du sable constituant le massif, à savoir le sable de Fontainebleau dans ce travail. Il faut souligner que la sonde est seulement filetée à partir du manchon de frottement jusqu'à la pointe, car au-dessus du manchon on souhaite assurer un frottement négligeable entre le pieu et le bloc de guidage au cours des essais.

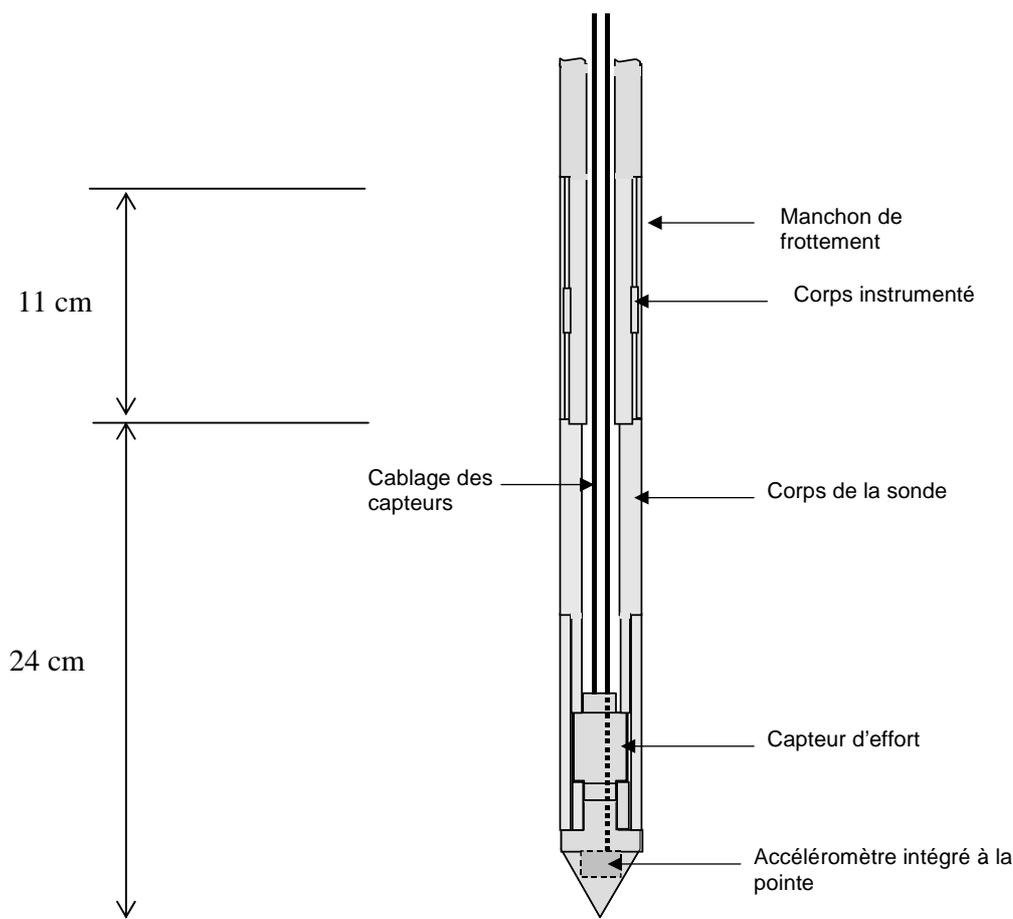


Figure II-11 Schéma de principe de la sonde

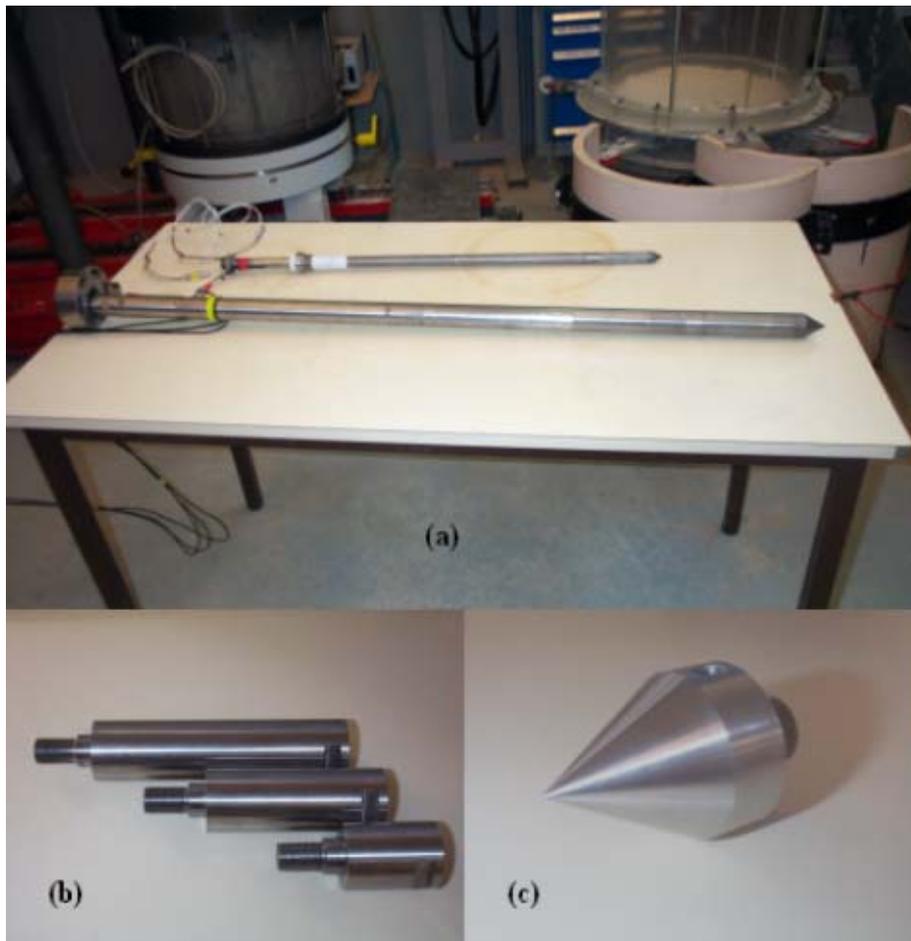


Figure II-12 Sonde instrumentée : (a) ensemble de la sonde ; (b) rallonges amovibles ; (c) pointe

II-1.2.2 Dispositif d'accrochage de la sonde

Afin de reproduire les sollicitations appliquées lors du processus de vibrofonçage, on doit utiliser un dispositif d'accrochage de la sonde, permettant de solliciter la sonde à force contrôlée, en compression ainsi qu'en traction. On a donc développé un dispositif de type rotule pour éviter d'appliquer un moment fléchissant à la sonde. Ce dispositif comprend une rotule inférieure de forme sphérique, liée directement à la sonde et une rotule extérieure liée au servovérin via un système permettant le réglage de sa position par rapport à la tête du pieu, comme présenté sur la figure II-13. Ce système, y compris la rotule extérieure, est divisé en deux parties : la partie supérieure est rigidement fixée au servovérin, et la partie inférieure est liée librement à la tête du pieu. Après avoir mis en place le pieu dans le massif de sable et avoir déplacé l'ensemble de la chambre d'étalonnage et du pieu sous le servovérin, on réalise le réglage. Celui-ci est réalisé en vertical et en horizontal grâce au dispositif de réglage à rotule représenté sur la figure II-13. Une fois que le réglage est effectué, les deux parties sont bloquées l'une sur l'autre par six vis équidistantes.

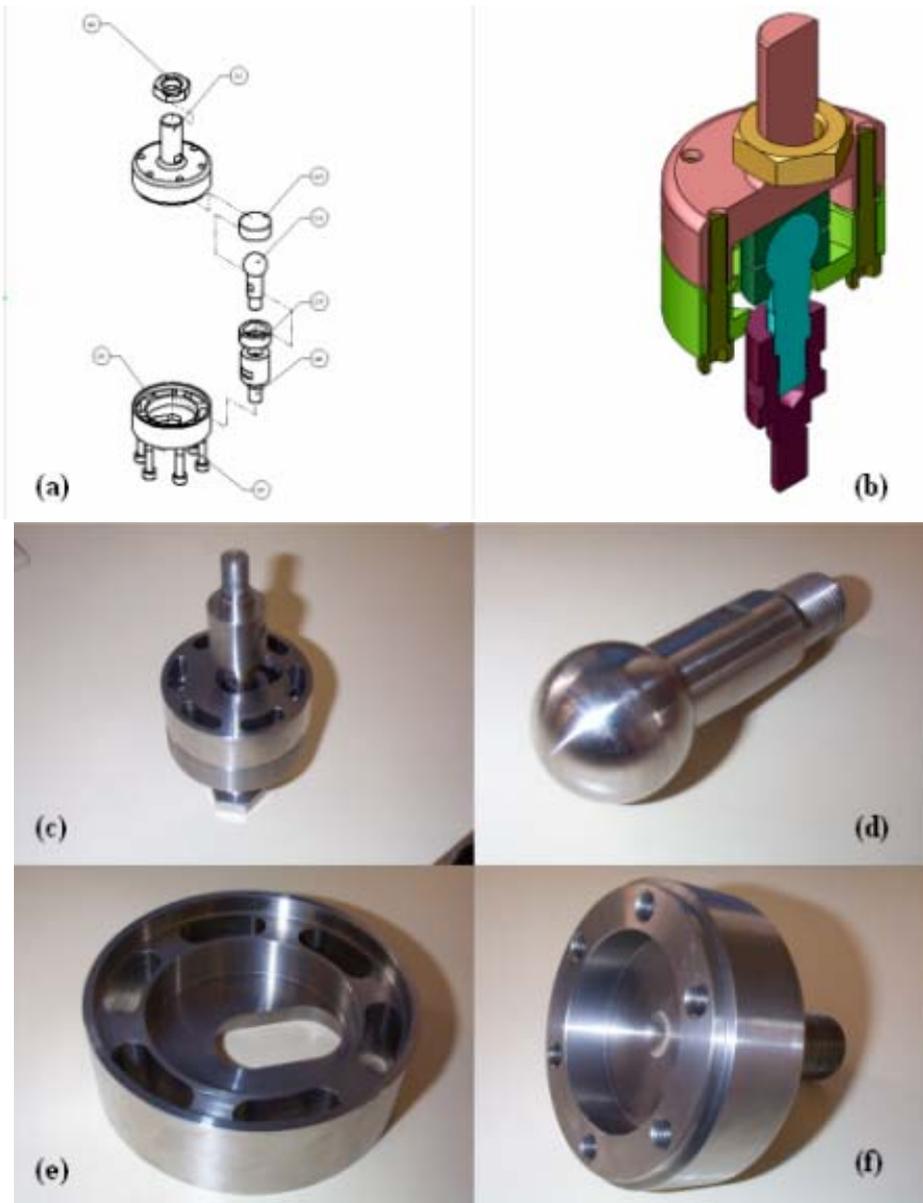


Figure II-13 (a), (b) schémas de la connexion entre vérin et sonde; (c) vue de la connexion; (d) rotule et axe de la chape ; (e) (f) chapes inférieure et supérieure

II-1.2.3 Mesures réalisées et instrumentation

La sonde est équipée de trois capteurs de mesure, permettant de mesurer respectivement la résistance en pointe, le frottement latéral et l'accélération en pointe.

a) Résistance en pointe

La résistance mobilisée en pointe est mesurée grâce à un capteur d'effort de 20kN, incorporé à la pointe. La figure II-14 présente le schéma de l'ensemble de la pointe, à savoir la pointe (pièce 1, en vert) et le capteur d'effort (pièce 2, en bleu). Ces deux éléments sont reliés par une

pièce théoriquement indéformable (pièce 3, en violet clair). La partie (b) de la figure montre une vue des pièces constitutives de l'ensemble de l'instrumentation de la pointe.

Comme le capteur en pointe du pieu donne la valeur de la force de résistance en pointe, on utilise le schéma présenté sur la figure II-15 pour la conversion de cette force en contrainte q_c . Dans cette formule, la section transversale du pieu est exactement 10 cm^2 .

La vérification du bon fonctionnement du capteur de résistance en pointe est réalisée par un essai de chargement du pieu sans participation du frottement latéral. On connecte la sonde avec le servovérin et, de l'autre côté, la pointe est posée sur une plaque de bois. Ainsi, toute la charge appliquée en tête est seulement supportée par la pointe. Le résultat présenté sur la figure II-16 montre que la valeur de la résistance en pointe est égale à la valeur de la force appliquée en tête. Donc, le capteur de pointe travaille parfaitement.

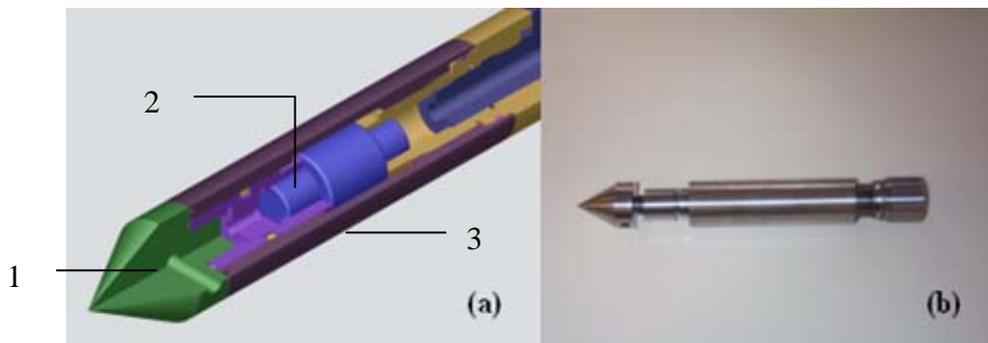


Figure II-14 Instrumentation à la pointe

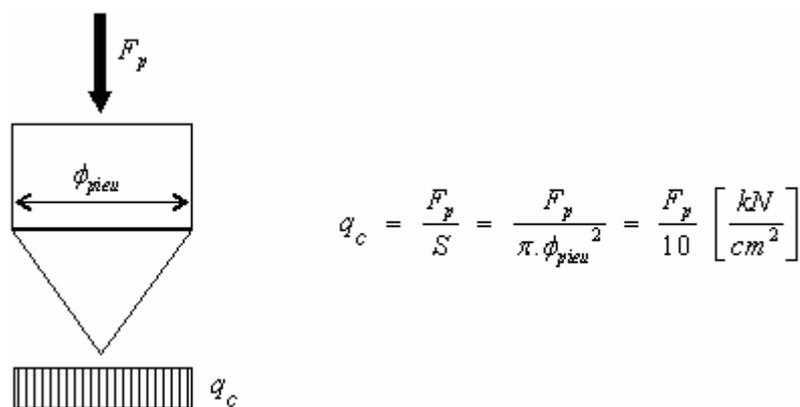


Figure II-15 Détermination de la résistance en pointe q_p

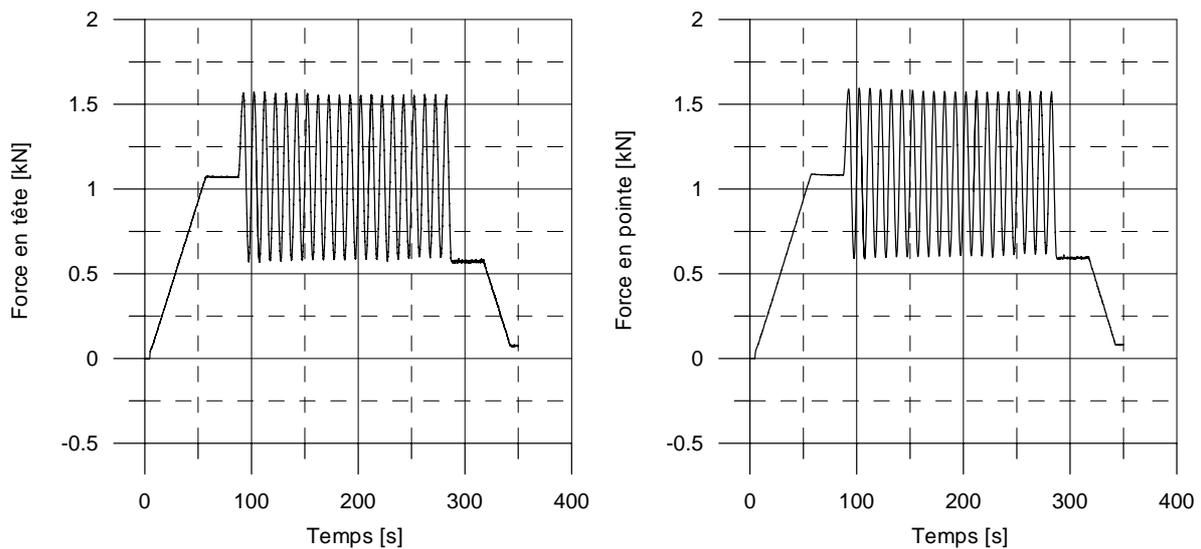


Figure II-16 Validation du capteur de force en pointe

b) Manchon de frottement latéral

Le dispositif de mesure du frottement latéral est constitué par un manchon relié à un corps d'épreuve instrumenté, permettant la mesure de l'effort de frottement résultant, mobilisé le long du manchon. La plage de mesure du capteur de frottement est de ± 5 kN.

Pour éviter que l'effet de la déformation du sol proche de la pointe du pieu ait une influence sur la mesure du frottement latéral, le bas du manchon de frottement latéral est situé à 24cm de la pointe. La longueur du manchon est de 11 cm, ce qui correspond à une surface de 124,3 cm². Cette surface est suffisante pour obtenir une mesure précise de frottement latéral. Notons aussi qu'un jeu de 0,5 mm à chaque extrémité du manchon de frottement permet le bon fonctionnement du capteur de frottement.

La figure II-17 présente le capteur de mesure du frottement latéral. La partie (a) de cette figure montre les pièces principales et la partie (b) le schéma de principe de montage de l'ensemble du capteur de frottement latéral, le capteur d'effort (pièce 1, bleu clair), la gaine ou le manchon de frottement (pièce 2, rouge), la tige de la sonde (pièce 3, jaune) et les rallonges de la sonde (pièce 4, bleu foncé et grise). Les quatre vues c, d, e et f présentent la procédure de montage.

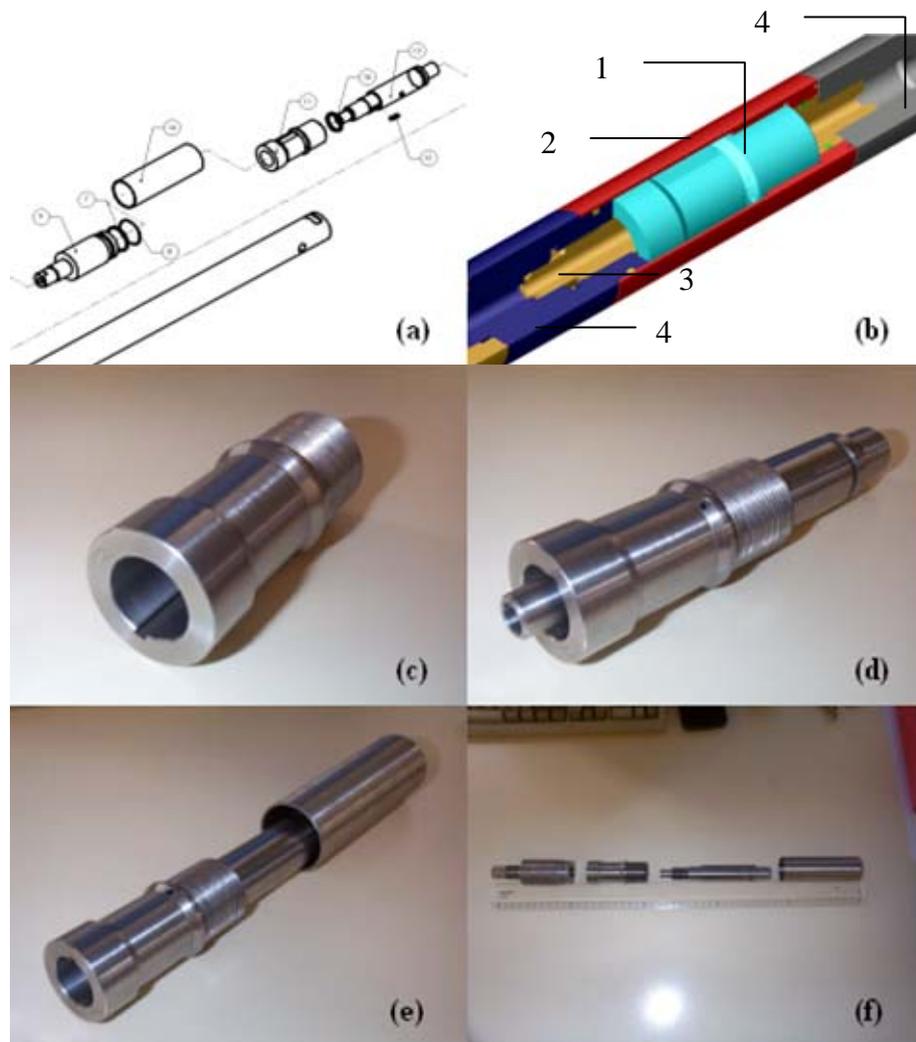


Figure II-17 Capteur de frottement latéral

Couplage entre la résistance en pointe et le frottement latéral

Lors de l'essai de vérification du capteur de pointe (figure II-16), on a remarqué que le capteur de frottement latéral réagit lorsqu'il y a une force appliquée en tête, ce qui n'est pas normal (figure II-18). En effet, comme on vient de le présenter, le capteur de frottement travaille en se basant sur le déplacement relatif entre le corps du pieu et le manchon de frottement. Lorsque la surface latérale est libre, le déplacement relatif est nul, la mesure du manchon ne devrait pas varier.

Cependant, en transformant cet effort en contrainte, on a trouvé que la contrainte provoquée par ce couplage est négligeable, par rapport à la valeur du frottement latéral lors des essais de vibrofonçage. Ainsi, on peut conclure que le fonctionnement du dispositif de mesure du frottement latéral est correct.

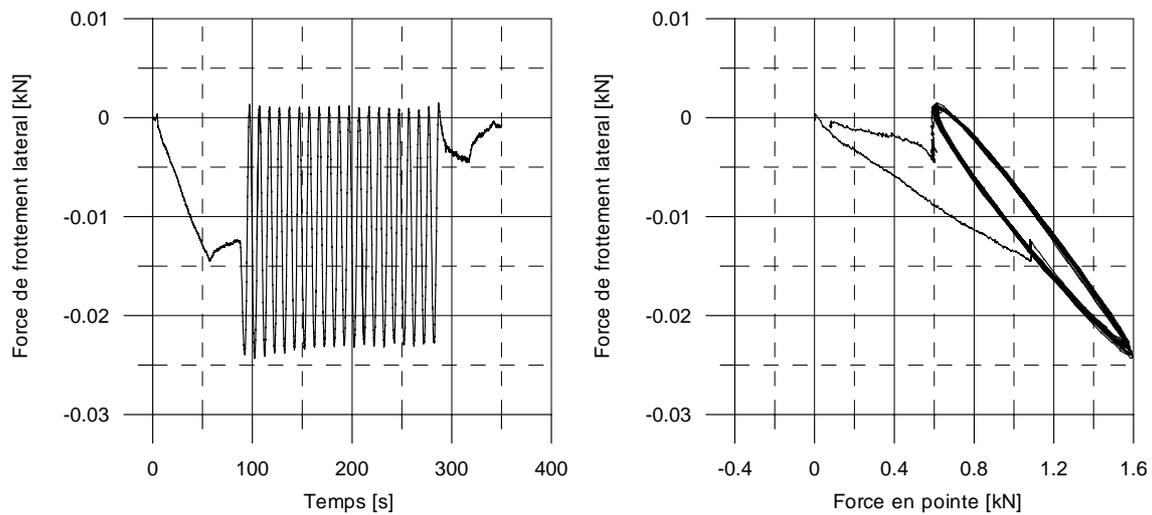


Figure II-18 Couplage pointe – manchon

c) Accéléromètre en pointe

Finalement, un accéléromètre a été disposé dans la pointe de la sonde, en vue de fournir des informations sur le mouvement de la partie inférieure de la sonde. Cet accéléromètre peut enregistrer jusqu'à une accélération de 100 g correspondant à 981 m/s^2 . Cet accéléromètre se trouve dans la pièce de liaison entre la pointe et le capteur d'effort, comme présenté sur la figure II-19.

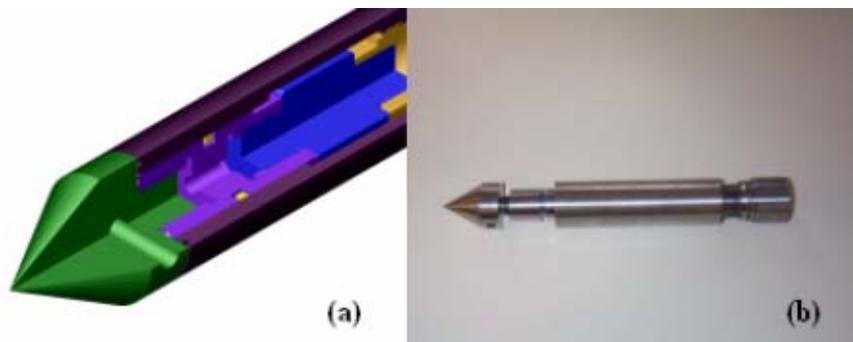


Figure II-19 Accéléromètre

II-1.3 Dispositifs de l'installation et de chargement de la sonde

En ce qui concerne les dispositifs d'installation et de chargement de la sonde, on a utilisé deux vérins hydrauliques. Le premier est un grand vérin de longue course (1 m), utilisé pour la phase de mise en place de l'inclusion. Le second est un servovérin (système MTS) utilisé pour la phase de vibrofonçage. Le système de pilotage du servovérin permet d'appliquer à la sonde des séquences de chargement variées. Ces systèmes ont été utilisés dans le cadre du travail de Francis (1997) qui a fait une description précise des deux vérins à laquelle on pourra se référer pour plus d'information.

a) Dispositif d'installation préalable de la sonde

Le vérin de grande course, figure II-20, vue (a), est un vérin de 100 cm de course. Sa capacité est de 100 kN en compression et 70 kN en traction. Il est contrôlé en déplacement avec une vitesse variant de 0,1 à 100mm par seconde. On pilote le grand vérin à l'aide d'un tableau de contrôle dont une vue est présentée sur la figure II-20 c. Ce grand vérin est équipé d'un capteur de force et d'un capteur de déplacement à fil, permettant d'enregistrer la phase d'installation préalable.

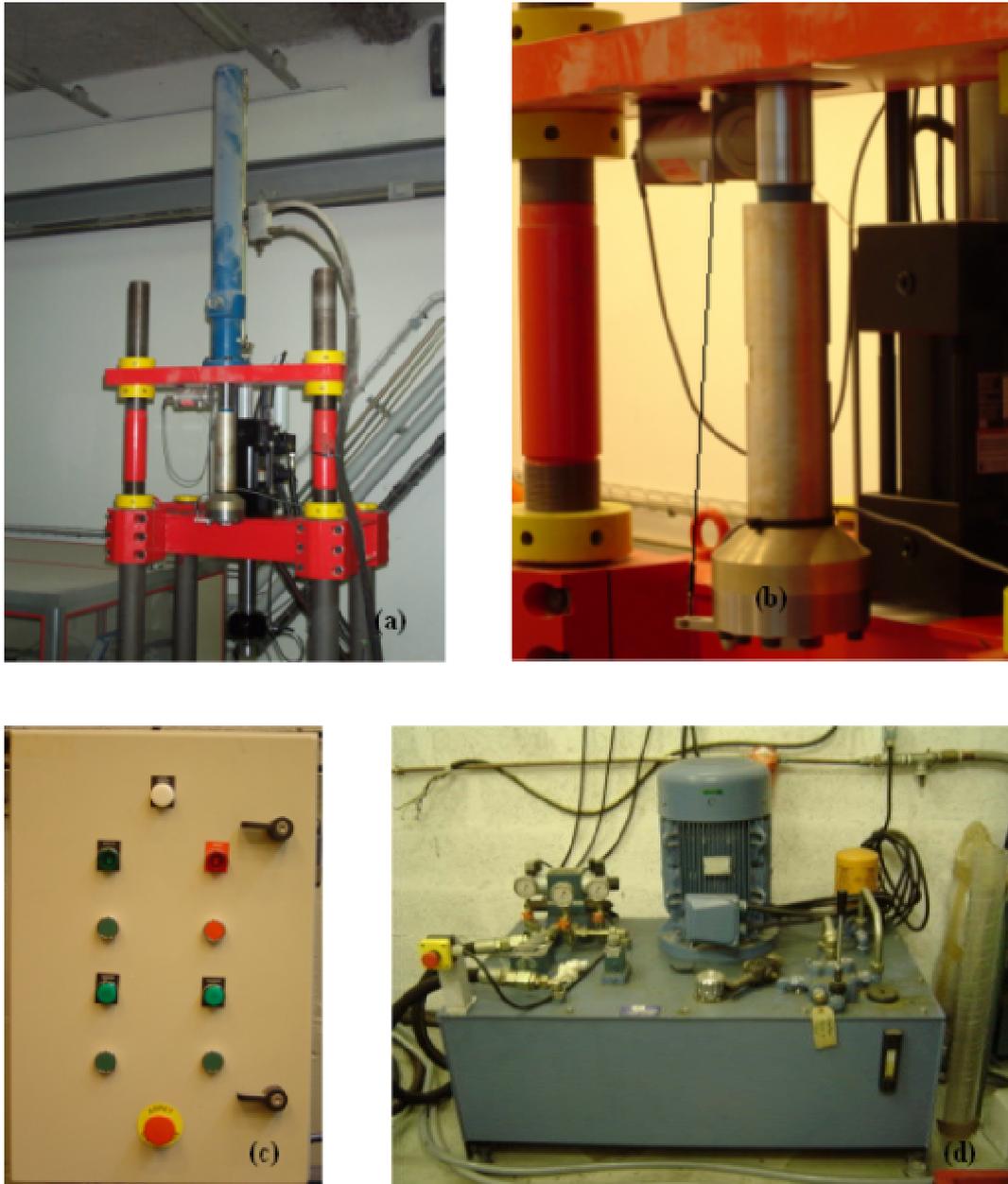


Figure II-20 : (a)Vérin grande course ; (b) capteurs de force et de déplacement ; (c) armoire de contrôle ; (d) groupe hydraulique

b) Dispositif de chargement de la sonde instrumentée

Le dispositif de chargement (système MTS) comprend un servovérin et les équipements hydrauliques associés (accumulateurs, servovalves ...) ainsi que le système de pilotage digital (TESTSTAR).

Le servovérin est un modèle 244.22 C-05 ayant une capacité de ± 100 kN de force et de $\pm 7,5$ cm de course. Il est équipé d'un capteur d'effort et d'un capteur de déplacement capable de travailler dans la gamme de fréquences visée (0 – 60 Hz). Le capteur d'effort MTS modèle 611.20F-03 a une capacité de ± 100 kN. Il a été étalonné sur 4 gammes de 10, 25, 50 et 100 %. La capacité de surcharge est de 150 % en charge statique. Le capteur de déplacement, intégré dans le servovérin est de type LVDT calibré sur deux gammes (10 et 100% de la pleine échelle) avec une excellente linéarité et peu d'hystérésis (MTS document 1995). Une vue du servovérin est présentée sur la figure II-21.

Les équipements hydrauliques périphériques comprennent un isolateur hydraulique MTS et un groupe hydraulique MTS. L'isolateur hydraulique est de modèle 298-12C avec accumulateurs d'un litre couplés par une réponse haute fréquence de la servo-valve. Le groupe hydraulique MTS est un modèle 510-10 fournissant une pression maximale de 21 MPa et un débit de 40 litres par minute.

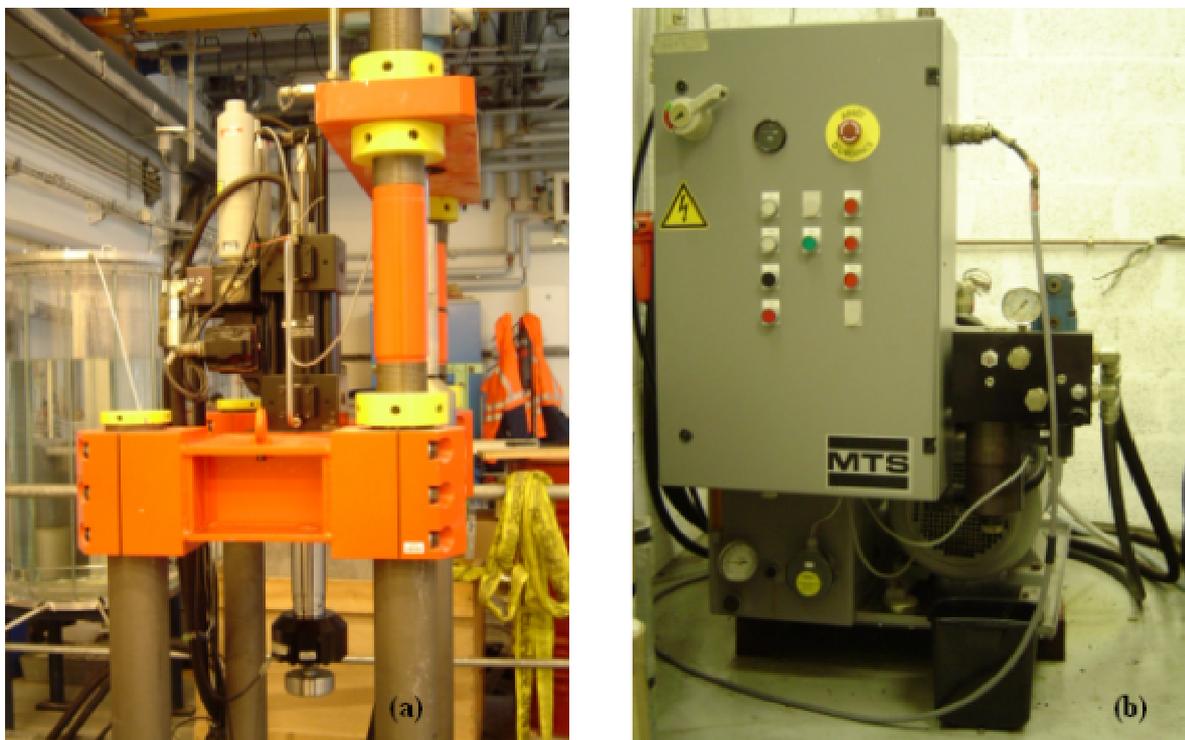


Figure II-21 : (a) servovérin; (b) groupe hydraulique MTS

Les deux vérins sont montés et fixés sur un bâti à 4 colonnes. La chambre d'étalonnage est mobile en translation et en rotation sur un système de rails solidaires du bâti qui permet de la positionner sous le bâti et d'effectuer les opérations d'installation d'inclusions avec le grand vérin et de chargement avec le servovérin. Un schéma de fonctionnement de l'ensemble du bâti et de la chambre est présenté sur la figure II-22.

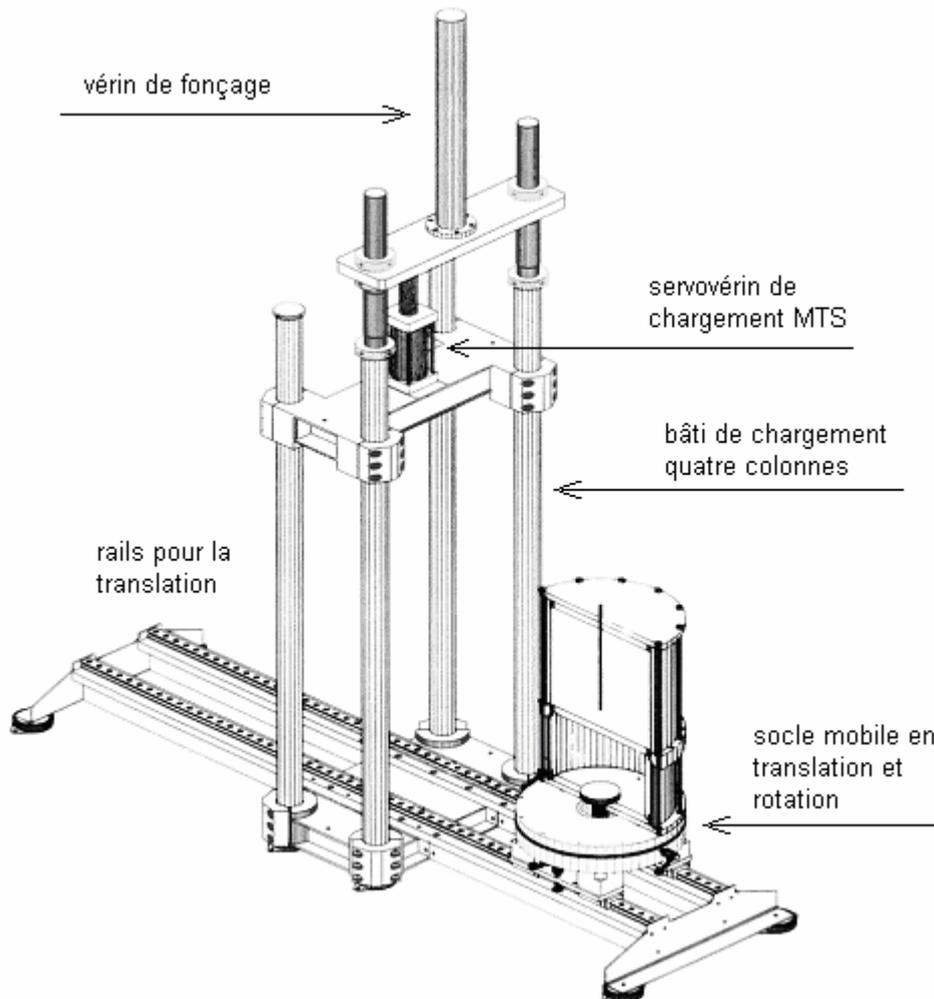


Figure II-22 Schéma de principe du fonctionnement de l'ensemble du dispositif d'essai en chambre d'étalonnage

c) Système TESTSTAR

Le système TESTSTAR est le système de pilotage du servovérin. Il est composé d'un contrôleur digital MTS (modèle 490.00) (figure II-23) permettant de contrôler des asservissements en numérique, l'acquisition des données, la génération des sollicitations, etc. Ce contrôleur est aussi connecté à l'ordinateur d'acquisition pour transférer directement les valeurs de force et de déplacement dans des fichiers des données. Dans le système

TESTSTAR, on possède deux outils de travail, à savoir la programmation et l'optimisation des signaux.

La programmation (module Testware SX) permet de définir un signal de commande pour suivre un chemin de charge donné, qui peut être un chargement monotone, un chargement cyclique à force contrôlée ou à déplacement contrôlé. Le signal appliqué peut être un signal carré qui peut modéliser le battage d'un pieu, un signal triangulaire ou un signal sinusoïdal dans le cas du vibrofonçage. Dans le cas cyclique, on peut aller jusqu'à des fréquences de sollicitation maximales d'une centaine de Hz, fonction de l'amplitude de déplacement demandée.

Lors de l'application des sollicitations, on mesure le signal de réponse qui est le chargement réel appliqué qui peut être différent du signal de commande. Les fonctions d'optimisation (PIDF), par exemple la compensation de phase, la compensation de valeurs pic - vallée, nous permettent d'approcher et même de faire coïncider exactement le signal de réponse avec le signal de commande.

Les mesures de la force et du déplacement sont ensuite transférées au système d'acquisition via des câbles de connexion entre les deux systèmes.



Figure II-23 Module de contrôle et d'asservissement TESTSTAR

II-1.4 Système d'acquisition

On rappelle, tout d'abord, que les mesures réalisées sont de deux types : les données variant à fréquence élevée et les données variant lentement. Le premier type de données correspond à celles acquises au cours de l'essai de vibrofonçage, et le deuxième concerne la phase de mise en place du pieu et la phase de consolidation.

En ce qui concerne l'enregistrement des données, on utilise un châssis PXI de National Instruments équipé de deux cartes d'acquisition spécifiques (figure II-24). La première carte, PXI – 6031E de fréquence moyenne de balayage, est utilisée pour les données variant lentement. La deuxième carte est le modèle PXI NI 4472. Elle permet de réaliser en simultané l'acquisition des données sur 8 voies de mesure, à une fréquence de balayage de 100kHz. Cette carte est utilisée pour l'acquisition des trois voies de mesures de la sonde de vibrofonçage (résistance en pointe, frottement sur le manchon, accélération en pointe) ainsi que des deux voies de mesure du servovérin, à savoir la force appliquée et le déplacement du vérin.



Figure II-24 Châssis PXI et ordinateur d'acquisition

Les figure II-25 et figure II-26 présente l'ensemble du système d'acquisition.

Les mesures électriques réalisées sont ensuite transformées en valeurs mécaniques correspondantes (kN, mm, kPa, MPa ...) et enregistrées sous forme d'un fichier d'Excel. Dans le cadre de ce travail, on a développé un programme d'acquisition sur la base du langage graphique LabVIEW. Ce programme nous permet d'enregistrer jusqu'à huit voies de mesures avec une fréquence de balayage très élevée (jusqu'à de centaines de Hz).

En ce qui concerne l'acquisition des essais de vibrofonçage, on a décidé de prendre 30 points par cycle. C'est un nombre suffisant pour la représentation d'un cycle sinusoïdal. Et pour ne pas alourdir le fichier de données, on a pris trois cycles toutes les secondes, quelle que soit la fréquence vibratoire, correspondant à 90 points de mesure par seconde. La figure II-27 présente les mesures réalisées en simultanée.



Figure II-25 Vue générale du dispositif expérimental

MTS – Test STAR



Servovérin



Sonde
instrumentée

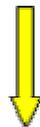
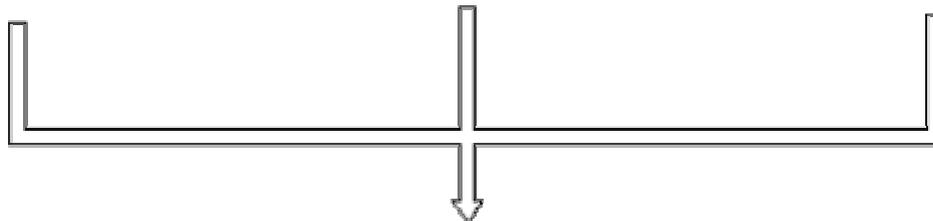


Tableau de
contrôle



Vérin de fonçage



Système
d'acquisition



Figure II-26 Schéma de principe du système d'acquisition

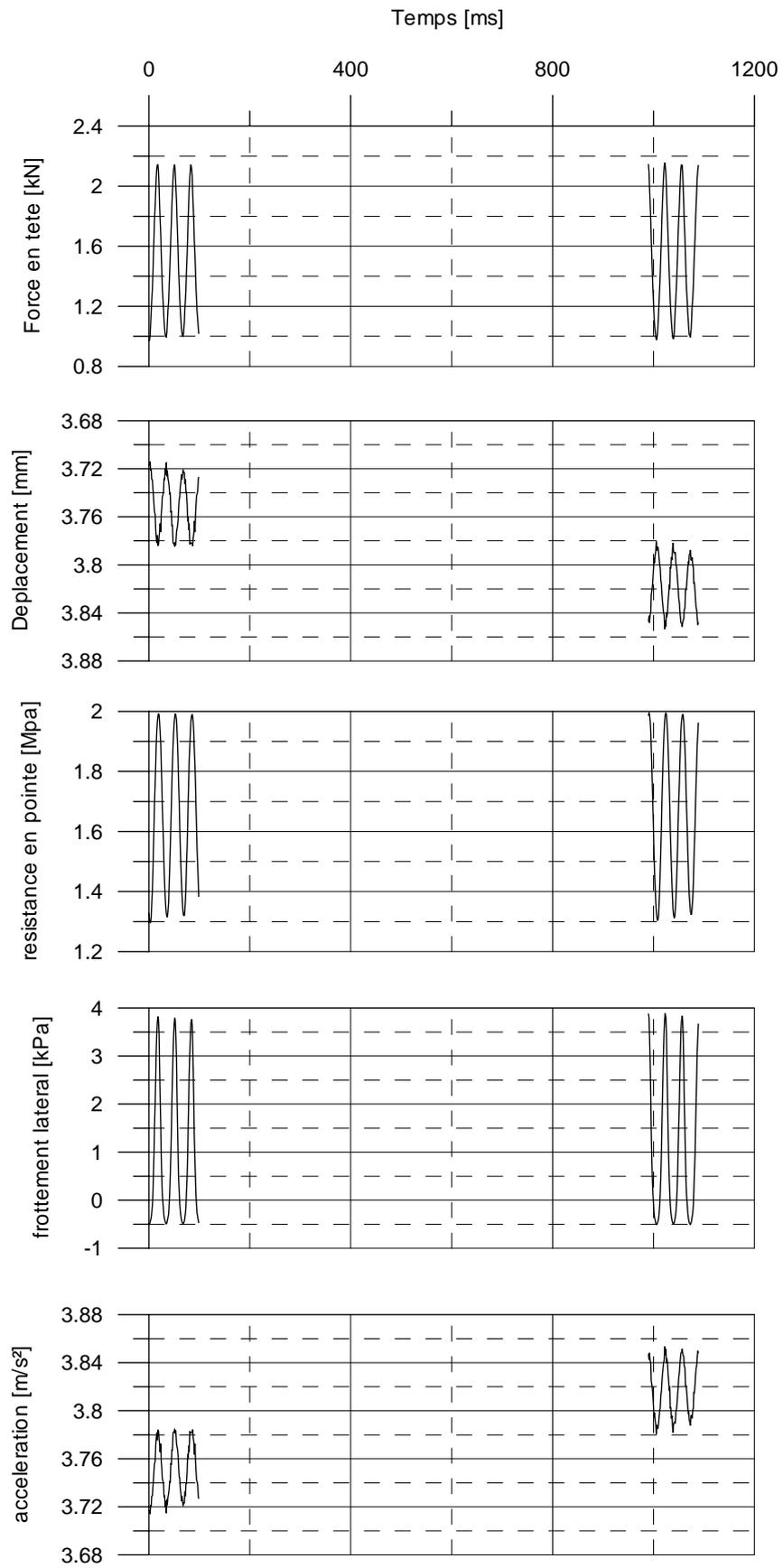


Figure II-27 Signaux enregistrés en phase

II-2 Procédure d'essai

II-2.1 Phase de reconstitution du massif de sable

La préparation du massif est réalisée à l'extérieur du bâti de chargement. Cette phase commence par la mise place de la membrane en néoprène sur le piston de la chambre d'étalonnage. La membrane est fixée à l'embase inférieure par deux joints toriques.

Le moule, constitué de deux demi-coquilles, est ensuite positionné. La membrane est plaquée sur le moule par application de vide.

Le dispositif de pluviation est posé directement sur le moule, centré par rapport à ce dernier, et rempli avec le sable. La masse du sable est préalablement déterminée. Par la suite, le diffuseur du système de pluviation est connecté au moteur de relevage. La hauteur de pluviation initiale est imposée à 10 cm et la vitesse de remontée est réglée suivant le résultat d'étalonnage du système. A la fin de la pluviation du sable, on doit peser le sable restant pour avoir la masse réelle du massif reconstitué. Le démoulage est réalisé après la mise en place de l'embase supérieure et la mise sous vide du massif de sol. Le vide est alors appliqué grâce à la pompe à vide. Ensuite, on met en place la cerce et le couvercle. Comme le couvercle doit être vissé à l'embase supérieure, et relié à la partie basse de la chambre d'étalonnage par des tiges métalliques, il faut bien régler la position de ces trois éléments.

Après le remplissage de l'espace entre la membrane et la cerce par de l'eau, on applique les contraintes de consolidation à l'aide des deux cellules air - eau, en diminuant le vide dans le massif en même temps. Ce processus est réalisé par paliers de pression.

La contrainte de consolidation horizontale σ'_h est préalablement choisie à 50 kPa, et la contrainte de consolidation verticale σ'_v à 125 kPa, ce qui correspond à un coefficient K_0 du sol de 0,40.

Dans le cas du massif saturé, la saturation est réalisée, après application de l'état de contrainte voulu, à partir du réservoir de saturation. La phase de reconstitution du massif est présentée sur la figure II-28.

Le système d'acquisition démarre à la fin de la préparation du massif.

Dans un massif donné, l'essai comprend tout d'abord une phase préliminaire d'installation de la sonde, jusqu'à une profondeur de l'ordre de 35 cm. Ensuite, on applique des phases (ou séquences) successives de chargement monotone quasi-statique (pour déterminer la capacité portante statique) et de chargement cyclique. Pour optimiser un massif donné, on cherche à réaliser plusieurs séquences cycliques en faisant varier un paramètre.



(a) mise en place du moule



(b) préparation de la pluviation



(c) démoulage



(d) application de contraintes de consolidation

Figure II-28 Préparation du massif de sol

II-2.2 Phase d'installation préliminaire de la sonde

La mise en place de la sonde instrumentée est réalisée à l'aide du vérin de longue course (figure II-29). On déplace l'ensemble de la chambre d'étalonnage sous le vérin en alignant le trou de la pièce de guidage avec l'axe du vérin. Le succès de cette opération est assuré grâce à un système à rotule entre le vérin et la tête de l'inclusion. Les données de déplacement, de force appliquée ainsi que les mesures locales sur le pieu sont enregistrées au cours de l'installation. L'évolution de la résistance en pointe au cours de l'installation permet de rendre compte de l'homogénéité du massif de sable.

Après avoir atteint le niveau nécessaire de la sonde dans le massif, l'ensemble est positionné sous le servovérin pour réaliser l'accrochage de la sonde à celui-ci.

Dans le cas du deuxième bloc de guidage, dont le coussinet est en téflon, ce dernier est démonté du bloc de telle manière qu'il n'y ait plus de contact entre le pieu et le bloc de guidage.

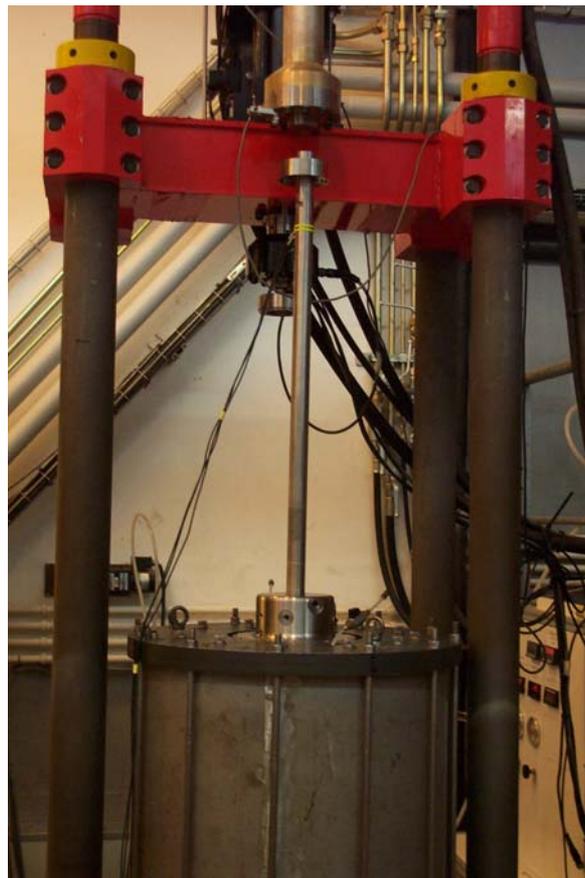


Figure II-29 Phase d'installation de la sonde par fonçage quasi-statique

II-2.3 Phase de vibrofonçage proprement dite

Comme ce travail concerne une étude paramétrique du processus de vibrofonçage, on va réaliser plusieurs séries d'essai pour mettre en évidence l'influence des paramètres de chargement et de l'état initial du sol. Pour chaque série, on fait varier un seul paramètre en fixant les autres pour évaluer l'influence de ce paramètre spécifique sur le processus.

La figure II-30 illustre le phasage des essais réalisés dans un même massif de sable et la figure II-31 présente une vue de l'ensemble pendant la phase de vibrofonçage.

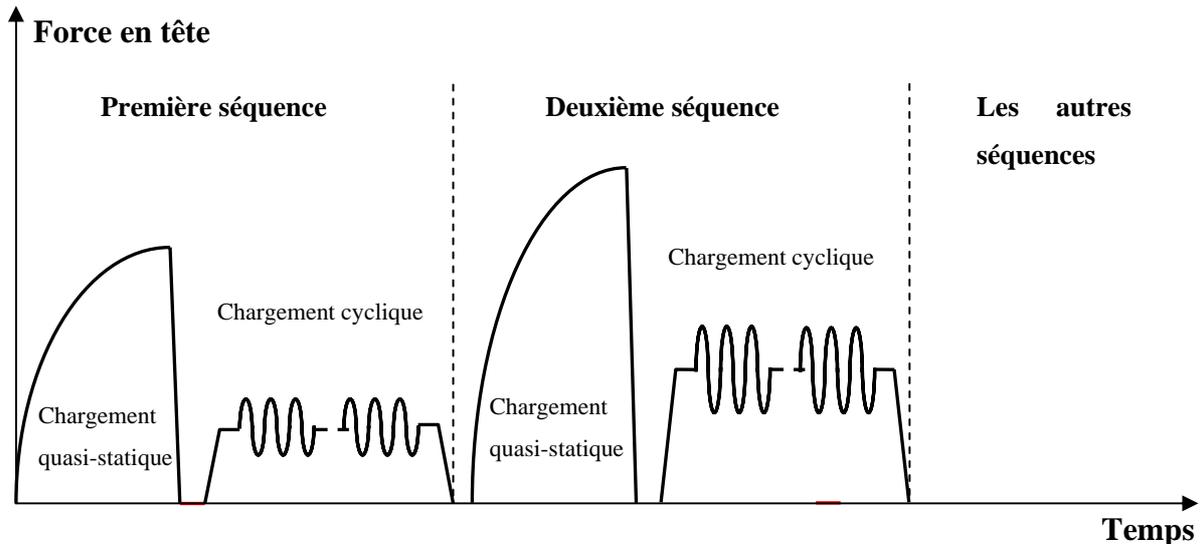


Figure II-30 Phasage des séquences dans un même massif

a) Phase de chargement monotone quasi-statique

Après l'installation de la sonde, un essai comprend une phase de chargement monotone pour déterminer la capacité portante du pieu, et une phase de chargement cyclique. Une phase de chargement monotone entre deux séquences cycliques est utilisée pour mettre en évidence l'évolution du comportement de la sonde suite à la séquence cyclique précédente.

La phase de chargement monotone quasi-statique est réalisée en déplacement contrôlé. La vitesse de déplacement a été fixée à 0,01 mm/s. La mesure pendant cette phase donne des courbes d'évolution de la force appliquée en tête F , de la résistance en pointe q_c et du frottement latéral f_s en fonction du déplacement. Cette phase termine lorsqu'on atteint la valeur ultime des paramètres cités précédemment. Ensuite, la charge en tête est conduite à zéro en force contrôlée à vitesse de 0,20 kN/s.

b) Phase de chargement cyclique

Avant de commencer cette phase, les paramètres de la charge appliquée ont été préalablement déterminés. Il consiste à la valeur moyenne F_0 , à l'amplitude F_{cyc} , à la fréquence de vibration f et au nombre de cycles N_{cyc} . La manière de détermination de ces paramètres sera abordée dans la suite de cette thèse.

La séquence cyclique commence par une phase de chargement monotone pour conduire la force en tête à la valeur de la surcharge (charge moyenne) F_0 . On contrôle cette phase en force avec une vitesse de 0,05 kN/s qui peut éviter des influences nuisibles sur la phase de vibrofonçage.

Ensuite, l'essai de vibrofonçage est réalisé. La force appliquée en tête de la sonde est une fonction sinusoïdale du temps, comme la formule suivante.

$$F = F_0 + F_{cyc} \sin \omega t$$

L'essai se termine automatiquement lorsque le nombre de cycles N_{cyc} est atteint.



Figure II-31 Séquence de vibrofonçage

II-3 Conclusions du chapitre II

Dans ce chapitre, on a présenté les dispositifs expérimentaux utilisés dans le cadre de ce travail. On a utilisé, pour la reconstitution des massifs de sables homogènes la chambre d'étalonnage du CERMES, qui a été développée dans le cadre des thèses antérieures. De même, le bâti de chargement supportant le servovérin a été développé dans le cadre des travaux de Dupla (1995), Francis (1997) et Le Kouby (2003).

Un réservoir de saturation des massifs a été mis en place dans le cadre ce travail, en vue d'étudier l'influence de l'état du massif (sec ou saturé), sur le déroulement du processus de vibrofonçage.

On a développé une sonde prototype permettant de réaliser lors du processus une mesure découplée de résistance en pointe et de frottement latéral. Elle permet d'étudier les mécanismes de mobilisation de ces deux grandeurs lors du processus. Cette sonde est équipée de trois capteurs de mesures, à savoir deux capteurs d'effort (résistance en pointe, frottement latéral) et un accéléromètre. Il a également fallu développer des pièces supplémentaires pour s'adapter au dispositif existant, à savoir deux systèmes de guidage utilisés respectivement dans les cas de sable sec et saturé, et un système de connexion entre la sonde et le servovérin permettant de solliciter la sonde en compression et en traction.

En ce qui concerne l'acquisition des données, on a utilisé un châssis PXI de National Instruments équipé de deux cartes d'acquisition spécifiques. Elles permettent de réaliser en simultanée l'acquisition de données sur plusieurs voies de mesure, à une fréquence de balayage de 100 kHz. Cette carte est utilisée pour l'acquisition des trois voies de mesures de la sonde de vibrofonçage (résistance en pointe, frottement sur le manchon, accélération en pointe) ainsi que des deux voies de mesure du servovérin (la force appliquée et le déplacement du vérin). Un logiciel d'acquisition de données spécifique a été développé sous LabView.

Chapitre III Programme expérimental – Essai typique – Répétabilité

III-1 Programme d'essai

III-1.1 Définition des paramètres du chargement

Dans le cadre de cette thèse, on a étudié l'influence de plusieurs paramètres pouvant influencer le processus de vibrofonçage d'un pieu. Il s'agit des paramètres du chargement appliqué en tête du pieu et des paramètres du massif de sol.

En ce qui concerne les paramètres du chargement appliqué en tête du pieu, on s'est intéressé à la valeur moyenne F_0 , l'amplitude F_{cyc} , la fréquence f (ou période T), dont les définitions sont données sur la figure III-1. De plus, on a aussi étudié l'influence d'autres paramètres comme la valeur maximale F_{max} et la valeur minimale F_{min} sur le processus de vibrofonçage.

Les paramètres de base, pour définir la sollicitation, sont la valeur moyenne F_0 , l'amplitude F_{cyc} et la fréquence de vibration f . Les autres paramètres peuvent être calculés par les formules suivantes :

$$F_{max} = F_0 + F_{cyc} \quad F_{min} = F_0 - F_{cyc} \quad T = \frac{1}{f} \quad \omega = 2\pi f$$

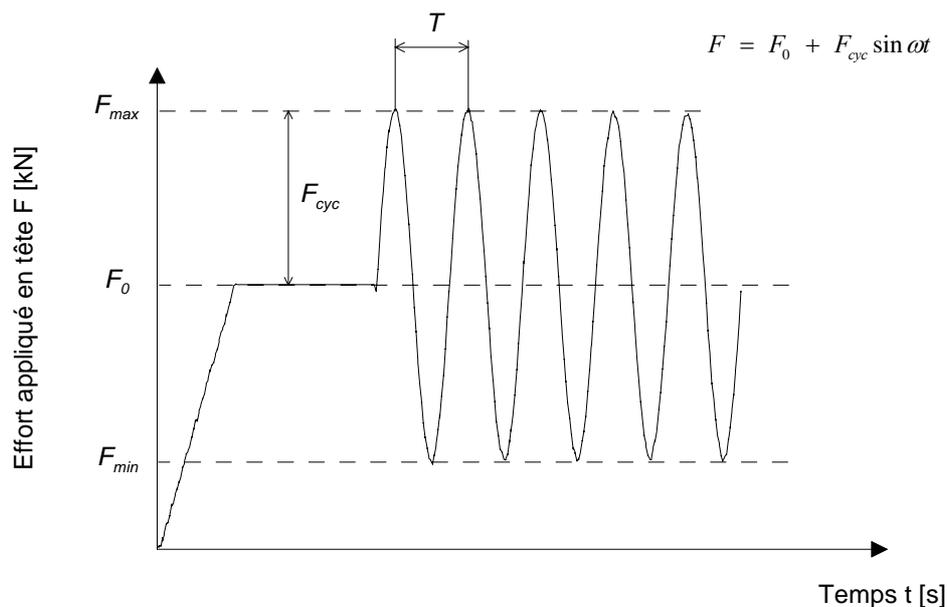


Figure III-1 Définition des paramètres du chargement appliqué en tête de la sonde

En ce qui concerne les paramètres caractérisant le massif de sol, on s'est intéressé surtout aux contraintes de consolidation appliquées au massif (σ'_{h0} est la contrainte effective de consolidation horizontale et σ'_{v0} est la contrainte effective de consolidation verticale).

L'indice de densité I_D est également une donnée importante qui est calculé grâce aux formules suivantes. Dans ces formules, M est la masse du massif, mesurée lors de la mise en place du sable ; e , e_{max} , e_{min} sont respectivement l'indice des vides du matériau mis en place, les indices des vides maximum et minimum du sable utilisé ; ρ_s et ρ sont respectivement la masse volumique des grains de sable et la masse volumique du massif. Pour le sable de Fontainebleau, on utilise les valeurs suivantes :

$$e_{max} = 0,94 \quad e_{min} = 0,54 \quad \rho_s = 2,65 \text{ g/cm}^3$$

$$I_D = \frac{e_{max} - e}{e_{max} - e_{min}} \quad e = \frac{\rho_s}{\rho} - 1 \quad \rho = \frac{M}{V}$$

III-1.2 Matériau utilisé

Le sable de Fontainebleau est un sable fin siliceux ($\text{SiO}_2 > 98\%$). La figure III-2 montre la courbe granulométrique du sable de Fontainebleau. Il s'agit d'un sable fin et uniforme. Ses principales caractéristiques sont données dans le tableau III-1. Les photos de la figure III-3, prises à l'aide d'un microscope électronique à balayage, montrent une forme plutôt arrondie des grains.

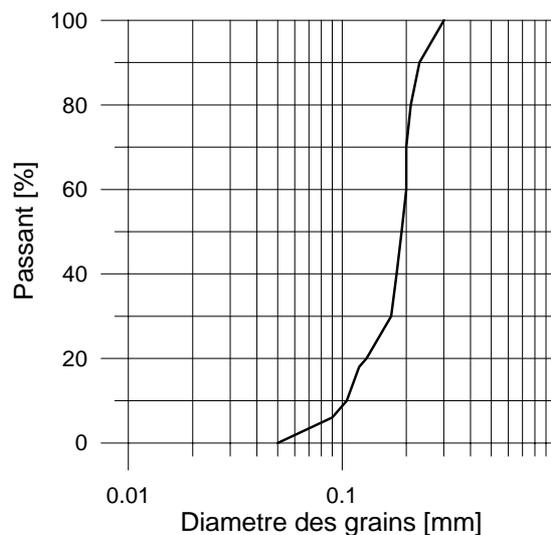


Figure III-2 Courbe granulométrique du sable de Fontainebleau

Tableau III-1 Caractéristiques du sable de Fontainebleau

Sable de Fontainebleau	D_{50} (mm)	CU	e_{\min}	e_{\max}	ρ_s (g/cm ³)	ρ_{\min} (g/cm ³)	ρ_{\max} (g/cm ³)
	0,2	1,9	0,54	0,94	2,65	1,33	1,73

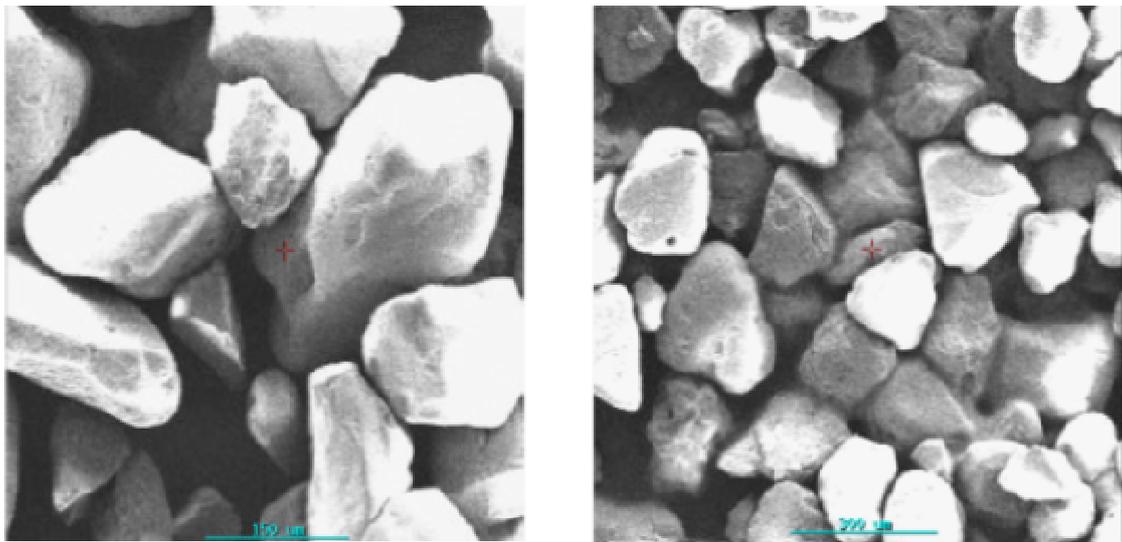


Figure III-3 Vue au microscope électronique à balayage du sable de Fontainebleau
(d'après Benahmed, 2001)

III-1.3 Programme expérimental

On présente dans le tableau III-2 les caractéristiques des massifs de sable de Fontainebleau, utilisés pour les essais de vibrofonçage. Les massifs sont numérotés de CE1 à CE20.

Dans chaque massif, on a réalisé des séquences d'essais successives pour mettre en évidence l'influence d'un paramètre parmi ceux précédemment cités. Les séquences sont numérotées par exemple CE i-1 à CE i-n pour le massif i. Les paramètres étudiés sont indiqués dans la dernière colonne du tableau III-2.

Les massifs réalisés sont moyennement denses, et l'indice de densité I_D correspondant est indiqué dans la colonne 2. On a pris en compte une valeur du coefficient des terres au repos de 0,40 pour l'ensemble des essais (Serratrice *et al.*, 1996). Les massifs ont été consolidés sous une contrainte horizontale σ'_{h0} égale à 50kPa et une contrainte verticale σ'_{v0} égale à 125kPa, à l'exception des massifs CE15 et CE16 pour lesquels, on a changé le niveau de consolidation après chaque séquence cyclique.

Dans le cadre de ce travail, on a utilisé deux blocs de guidage (voir chapitre II). On rappelle que le premier permet d'avoir une bonne verticalité du pieu et une bonne étanchéité mais induit un frottement parasite non négligeable. Les massifs utilisant ce système de guidage sont saturés. Il faut noter que l'on n'a pas appliqué de contre-pression au cours de ces essais. Le deuxième bloc de guidage sans frottement, n'assure pas une étanchéité totale de l'intérieur du massif. Par conséquent, les massifs utilisant celui-ci doivent être secs.

Tableau III-2 Caractéristiques des massifs de sable utilisés

Massif	I_D	σ'_{h0} [kPa]	σ'_{v0} [kPa]	Etat sec ou saturé	Type de bloc de guidage *	Paramètres étudiés
CE1	0,76	50	125	sec	1	f
CE2	0,83	50	125	sec	1	f
CE3	0,79	50	125	sec	1	f
CE4	0,77	50	125	saturé	1	f
CE5	0,80	50	125	saturé	1	F_{cvc}
CE6	0,77	50	125	saturé	1	F_{min}
CE7	0,78	50	125	saturé	1	f
CE8	0,77	50	125	saturé	1	Dépl. Contrôlé
CE9	0,80	50	125	saturé	1	F_{max}
CE10	0,80	50	125	saturé	1	f
CE11	0,82	50	125	saturé	1	f
CE12	0,76	50	125	saturé	1	f
CE13	0,75	50	125	saturé	1	Dépl. Contrôlé
CE14	0,82	50	125	sec	2	F_0
CE15	0,79	50-60-80-100	125-150-200-250	sec	2	$\sigma'_h; \sigma'_v$
CE16	0,81	50-60-80-100-120	125-150-200-250-300	sec	2	$\sigma'_h; \sigma'_v$
CE17	0,80	50	125	sec	2	f
CE18	0,77	50	125	sec	2	f
CE19	0,79	50	125	sec	2	f
CE20	0,78	50	125	sec	2	F_{cvc}

- * 1 : avec bloc de guidage frottant,
 2 : avec bloc de guidage non frottant

III-2 Essai typique

Dans le cadre de ce travail, on a réalisé deux types principaux d'essai de chargement, à savoir des essais à force contrôlée (majoritaires) et des essais à déplacement contrôlé. Parmi les essais à force contrôlée, on peut distinguer encore les essais à chargement non alterné pour lesquels la force appliquée en tête varie seulement dans la zone de compression (lorsque $F_{cyc} \leq F_0$), et les essais à chargement alterné pour lesquels la force appliquée en tête comporte des phases de traction (lorsque $F_{cyc} > F_0$).

On présente dans la suite les résultats d'un essai typique, pour lequel on précise toute la méthodologie d'interprétation et d'analyse de l'essai. On a choisi un essai à chargement alterné qui représente bien le processus de vibrofonçage avec une phase du mouvement de descente suivie par une phase du mouvement de montée du pieu sur un cycle.

L'essai choisi a été réalisé dans le massif CE17. Ce massif de sable est sec et relativement dense ($I_D = 0,80$). Les contraintes de consolidation σ'_{h0} et σ'_{v0} sont respectivement égales à 50 kPa et 125 kPa. Dans ce massif, on a réalisé différentes séquences de vibrofonçage pour mettre en évidence l'influence de la fréquence de vibration f . Chaque séquence comprend un chargement initial quasi-statique pour déterminer la capacité portante de la sonde.

La surcharge statique F_0 et l'amplitude de la force sinusoïdale F_{cyc} de la phase de vibrofonçage restent constantes avec des valeurs de 1,12 kN et 1,28 kN respectivement. La gamme des fréquences de vibration choisie pour cette série va de 40 Hz à 0,1 Hz. On a choisi l'essai CE17-3, qui correspond à une fréquence vibrante f de 30 Hz. On va présenter successivement les deux phases de cet essai en détaillant l'analyse qui en est faite.

III-2.1 Notations

Pour les analyses ultérieures, on définit des notations suivantes.

- q_c est la résistance en pointe (contrainte), mesurée grâce au capteur d'effort en pointe,
- F_p est la résultante des résistances en pointe (force),
- f_s est le frottement latéral, mesuré grâce au manchon de frottement latéral,
- F_{fs} est la résultante des frottements latéraux entre le sable et la sonde, calculée en utilisant l'hypothèse de la répartition uniforme du frottement latéral (figure III-4 a). Cette force ne tient pas compte du frottement parasite entre le bloc de guidage et le pieu. Cette force est déterminée de la manière la suivante :

$$F_{fs} = \int_0^D f_s ds$$

où D est la longueur de la fiche de la sonde.

- $F_{fs}(2)$ est la résultante de tous les frottements appliqués sur la surface latérale de la sonde, y compris le frottement entre la sonde et le bloc de guidage (schéma (b) de la figure III-4). Cette force est calculée par la formule suivante :

$$F_{fs}(2) = F + P_{sonde} - F_p$$

avec P_{sonde} : poids de la sonde, égale à 0,1 kN

En principe : $F_{fs}(2) = F_{fs} + F_{parasite}$

- Q_c est la capacité portante monotone statique en compression et Q_t est la capacité portante monotone statique en traction de la sonde, déterminée à partir de la phase de chargement monotone quasi-statique.

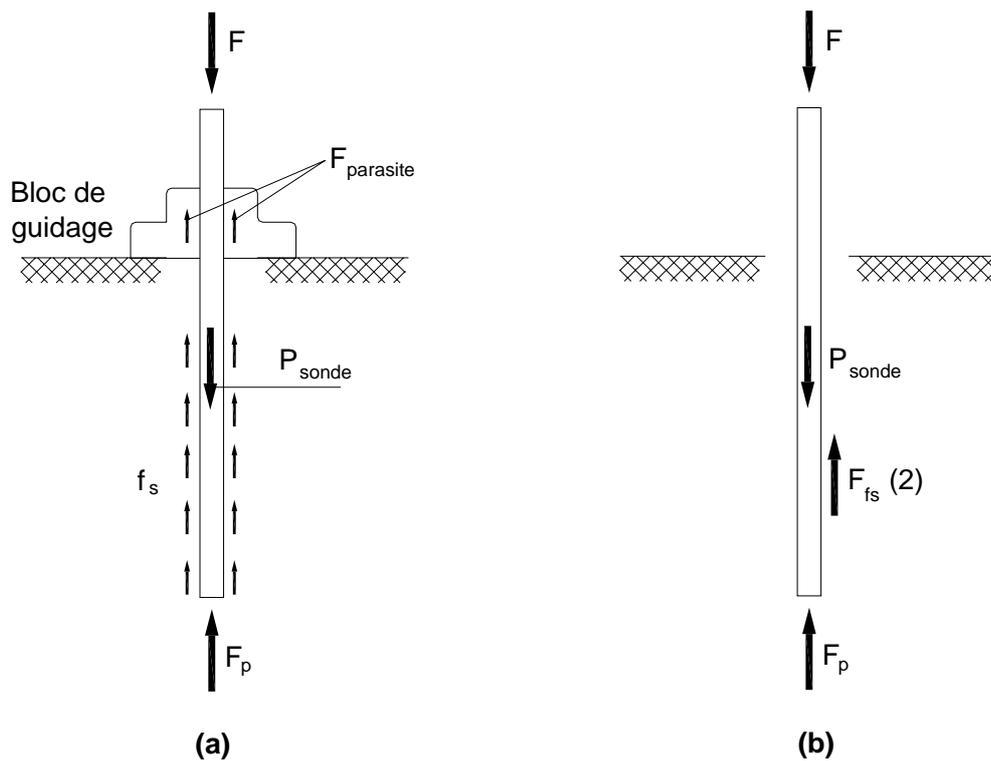


Figure III-4 Schémas de calcul de la résultante des frottements latéraux
(a) par l'hypothèse de répartition uniforme du frottement latéral
(b) à partir de l'équilibre des efforts du système

III-2.2 Phase de chargement monotone quasi-statique

La phase de chargement quasi-statique préalable a pour objectif d'évaluer l'état initial, en terme de « capacité portante » de la sonde, surtout en termes de résistance en pointe et frottement latéral unitaire, avant la phase de vibrofonçage. Le chargement est mené jusqu'à des déplacements de l'ordre de 6 à 7 mm, permettant d'atteindre largement les paramètres de rupture (déplacement de l'ordre de 17 - 19 % du diamètre de l'inclusion). Pendant cette phase, on a appliqué un déplacement à vitesse constante de 0,01 mm/s en tête du pieu.

L'évolution de la force en tête $F(t)$, de la résistance en pointe $q_c(t)$ et du frottement latéral $f_s(t)$ sont présentés en fonction du déplacement d de la sonde (figures III-5 a, c, d). Une courbe de l'enfoncement d de la sonde en fonction du temps t est aussi présentée (figure III-5 b). Afin de vérifier l'hypothèse de la répartition uniforme du frottement latéral le long de la sonde, on présente sur la figure III-5 f un graphe de comparaison entre les deux forces F_{fs} et $F_{fs}(2)$, définies précédemment.

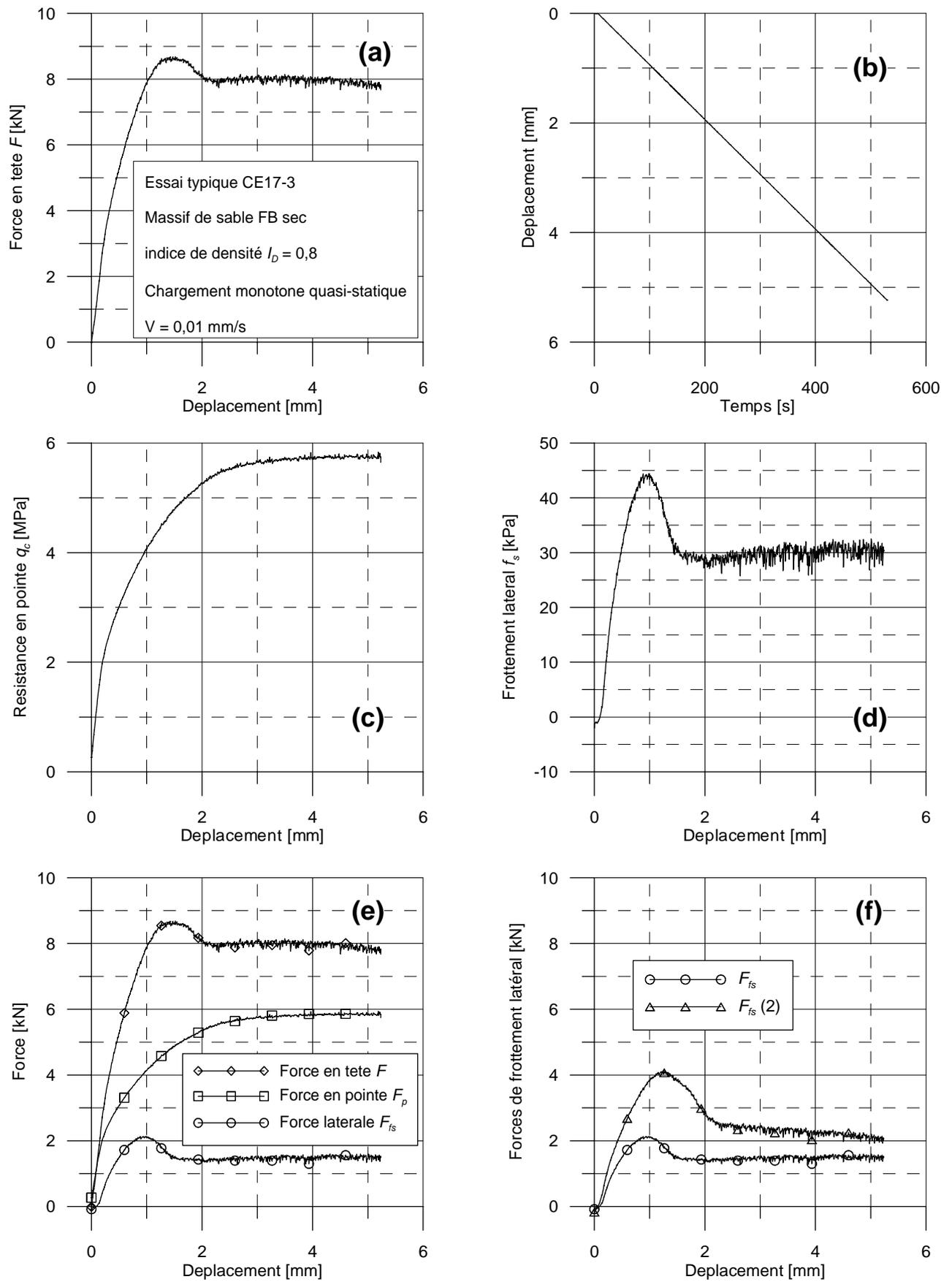


Figure III-5 : Phase de chargement monotone de l'essai CE17-3

A partir des graphes de la figure III-5, on voit que le comportement global et le frottement latéral de la sonde présente une partie quasi linéaire suivie par un maximum et un palier plastique tandis que la résistance en pointe atteint tout de suite le palier plastique sans passage par un pic. On définit les paramètres d'une courbe monotone, à partir du schéma suivant (figure III-6).

La courbe d'évolution du frottement latéral en fonction du déplacement montre un pic assez marqué, correspondant au pic de la courbe de la force en tête. En effet, on peut considérer le comportement latéral du pieu comme un essai de cisaillement direct entre le sable et une plaque métallique. La présence du pic dans la courbe d'évolution du frottement latéral en fonction du déplacement correspond à une densité importante du sable, ce qui est le cas de cet essai.

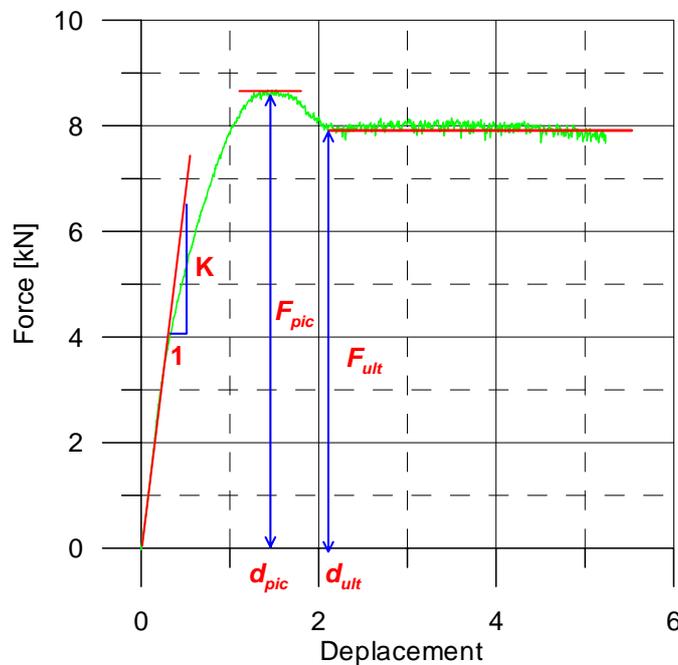


Figure III-6 Définition des paramètres de la courbe de chargement monotone quasi-statique

La raideur élastique K est définie comme la pente de la droite élastique de la courbe. Les valeurs de pic F_{pic} et d_{pic} sont respectivement la valeur de la force en tête et du déplacement du pieu correspondante au pic de la courbe. Les valeurs ultimes F_{ult} et d_{ult} sont respectivement la valeur de la force au palier plastique et le déplacement correspondant du début de ce palier. La capacité portante en compression Q_c de la sonde est définie comme la valeur maximale sur la courbe de chargement quasi-statique. Dans le cas de la présence du pic, Q_c est égale à la valeur de pic de la force en tête F_{pic} et dans le cas où il n'y a pas de pic, Q_c est la valeur ultime (palier plastique) F_{ult} .

La présentation de ces trois paramètres en effort permet de mettre en évidence la répartition de la portance entre la pointe et la surface latérale du pieu. On présente dans le tableau III-3 les valeurs de pic, les valeurs ultimes et les déplacements correspondants pour ces trois paramètres.

Tableau III-3 Tableau récapitulatif pour la phase de chargement monotone quasi-statique

Paramètres	Valeurs pics		Valeurs ultimes	
	force	d_{pic}	force	d_{ult}
unité	KN	mm	kN	mm
F	8,7	1,3	7,7	2
F_p	5,9	-	5,7	3
F_{fs}	2,1	1	1,4	1,4
$F_{fs}(2)$	4,1	1,2	2,0	2

Sur le graphe de comparaison entre la résultante des frottements calculée à partir de l'équilibre du système $F_{fs}(2)$ et la résultante des frottements calculée par l'hypothèse de la répartition uniforme du frottement latéral F_{fs} , on remarque une différence importante entre ces deux courbes au début de l'essai monotone. Cette différence diminue régulièrement jusqu'à la fin de l'essai et les deux courbes semblent vouloir converger pour les grands déplacements.

Au cours de l'étude expérimentale du comportement du sol lors du fonçage des pieux, Shakhirev et al. (1996) ont réalisé des essais en laboratoire (pieux cylindriques enfoncés dans des cuves remplies de sable ou d'argile) et sur le terrain (avec des pieux réels) pour caractériser la cinématique des déformations du sol pendant l'enfoncement des pieux. Les résultats obtenus ont montré une zone de compression du sol autour du pieu (figure III-7). Le rayon de cette zone est d'autant plus important que la section correspondante du pieu est profonde et atteint la valeur maximale près de la pointe du pieu. D'après ces auteurs, le frottement latéral a une influence prédominante sur la formation de la zone compactée. Plus le frottement est important, et plus la zone compactée est répandue.

Ces résultats peuvent donner une explication sur la différence entre deux valeurs de frottement latéral F^{fs} (1) et F^{fs} (2). La mesure du manchon de frottement de la sonde située près de la surface ne correspond pas à la moyenne du frottement latéral le long de la sonde. Pour bien identifier la répartition du frottement latéral le long d'un pieu, on devra réaliser davantage de mesures de cette grandeur sur différentes sections du pieu. Ainsi, dans le cas de notre expérimentation, on va interpréter seulement l'évolution locale (au niveau du manchon)

du frottement latéral entre le sol et le pieu. Par conséquent, désormais, on utilise le symbole f_s pour désigner le frottement latéral du pieu, mesuré par le manchon de frottement latéral.

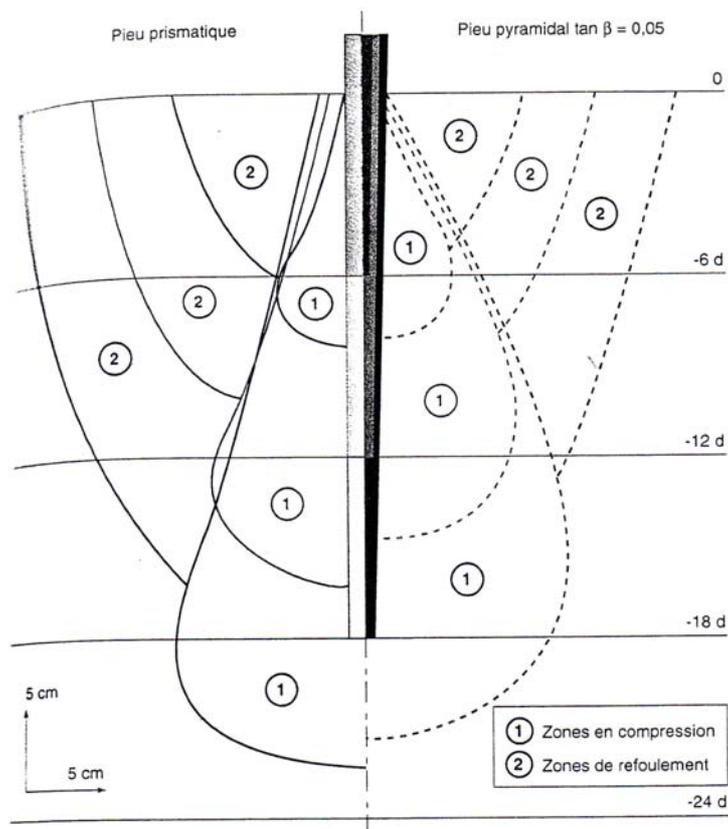


Figure III-7 Zones de déformations du sol lors du fonçage de modèles de pieux dans du sable (Shakhirev et al., 1996)

III-2.3 Phase de vibrofonçage

On rappelle d'abord les paramètres de la charge cyclique appliquée en tête de la sonde lors de l'essai de vibrofonçage. La surcharge statique F_0 est de 1,12 kN, l'amplitude de la partie sinusoïdale F_{cyc} est de 1,28 kN et la fréquence de vibration f est de 30 Hz. Avec ces paramètres, pendant un cycle de chargement, le pieu supporte une force de compression suivie par une force de traction. Cet essai a duré 150 secondes, correspondant à un nombre de cycles N_{cyc} égal à 4500. La figure III-8 présente les données mesurées par les cinq capteurs. La force appliquée en tête de la sonde $F(t)$, la résistance en pointe $q_c(t)$ et le frottement latéral $f_s(t)$ sont présentés en fonction du déplacement de la sonde $d(t)$. L'enfoncement de la sonde $d(t)$ et l'évolution de l'accélération mesurée en pointe $a(t)$ sont présentés en fonction du temps t . La figure III-9 présente l'évolution des paramètres cités au-dessus pendant les cycles 80, 81, 82 de l'essai.

III-2.3.1 Interprétation de la vibrofonçabilité du pieu

a) Définition de la valeur moyenne et de l'amplitude du déplacement

Considérons un cycle de déplacement de la sonde. Le début du cycle est déterminé lorsque la force en tête est égale à la surcharge statique F_0 dans la phase de rechargement de la sonde. En supposant que le déplacement maximal d_{max} et minimal d_{min} se produisent respectivement quand la force en tête atteint la valeur maximale ($F_0 + F_{cyc}$) et minimale ($F_0 - F_{cyc}$), on a le schéma de déplacement de la sonde pendant un cycle (partie gauche de la figure III-10). Les symboles d_1 et d_2 désignent le déplacement initial et le déplacement final du cycle.

La valeur moyenne de déplacement d_0 de ce cycle est déterminée comme la moyenne de toutes les valeurs mesurées par le capteur de déplacement pendant ce cycle.

$$d_0 = \frac{\sum_{t_0}^{t_0+T} d_i}{\text{nombre de mesures}}$$

L'amplitude de déplacement d_{cyc} est définie comme la distance entre deux lignes limites de déplacement (voir figure III-10). Elle est déterminée par la formule suivante.

$$d_{cyc} = (d_{max} - d_{min}) + \frac{(d_2 - d_1)}{2}$$

La figure III-11 montre l'évolution des deux paramètres d_0 et d_{cyc} de cet essai en fonction du temps.

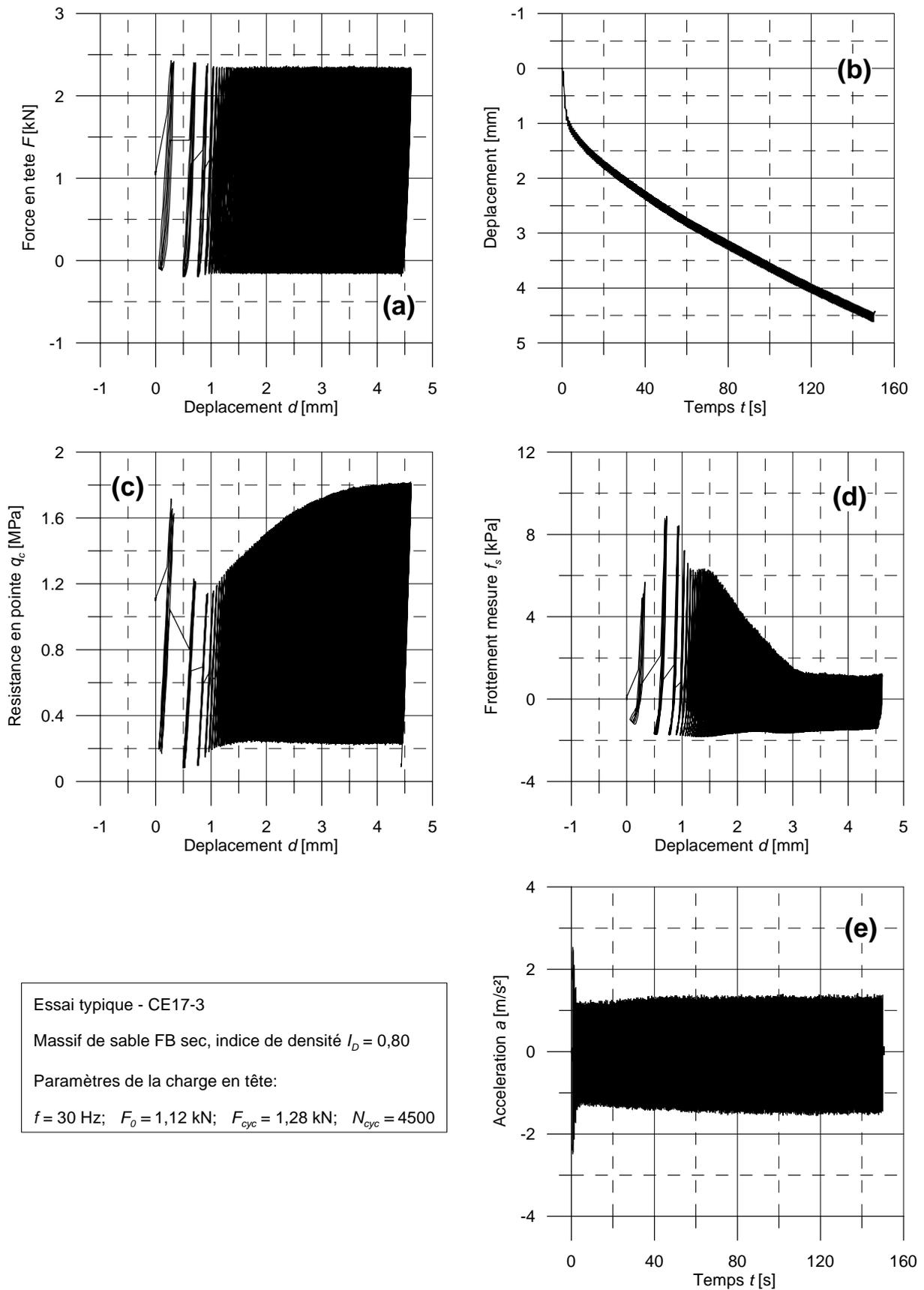


Figure III-8 Phase cyclique de l'essai CE17-3

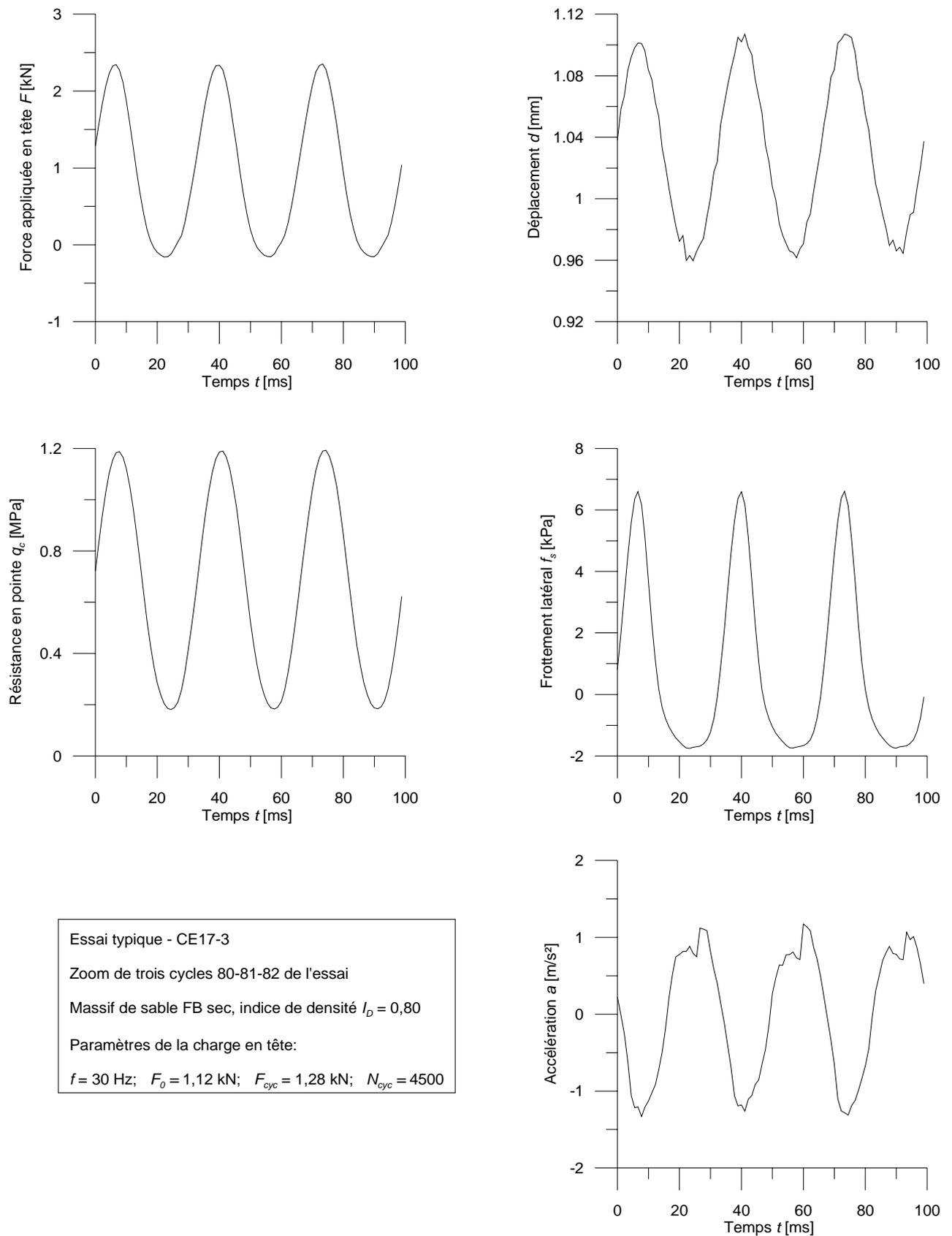


Figure III-9 Zoom des trois cycles consécutifs (80-81-82) de l'essai

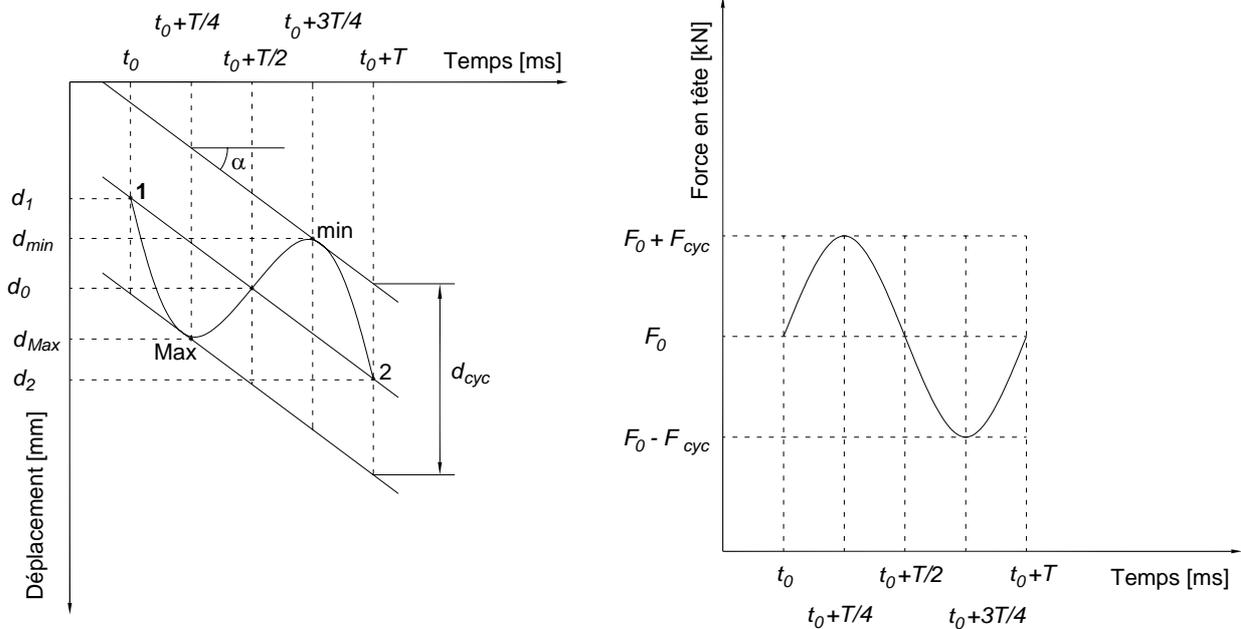


Figure III-10 Détermination de la valeur moyenne et de l'amplitude du déplacement de la sonde

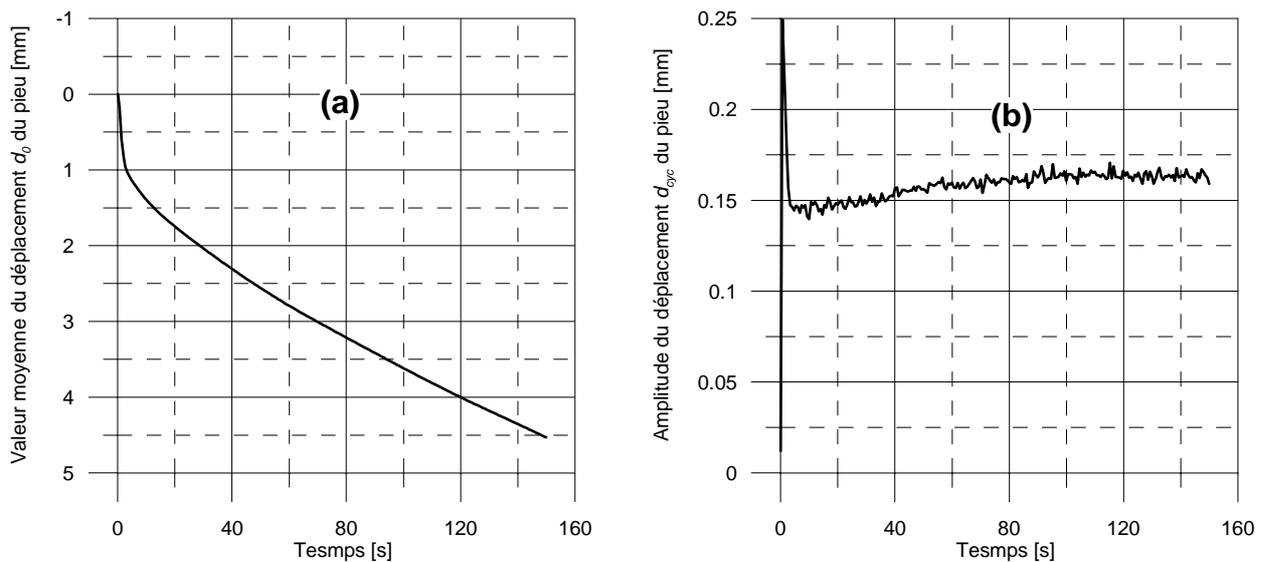


Figure III-11 Evolution (a) de la valeur moyenne d_0 et (b) de l'amplitude du déplacement d_{cyc} de la sonde

b) Définition de la vitesse instantanée $v(t)$, de la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$ sur une seconde et de la vitesse moyenne totale V

La vitesse instantanée $v(t)$ est la vitesse de déplacement de la tête de la sonde à l'instant t . Elle peut être déterminée par la dérivée du déplacement instantané $d(t)$ ou par intégration de l'accélération instantanée $a(t)$.

$$v(t) = \dot{d}(t) \quad \text{ou} \quad v(t) = \int a(t)dt$$

Ainsi, la valeur instantanée $v(t_i)$ peut être calculée par les deux formules suivantes :

$$v(t_i) = \frac{d(t_{i+1}) - d(t_i)}{t_{i+1} - t_i} \quad \text{ou} \quad v(t_i) = \frac{a(t_{i+1}) + a(t_i)}{2} \cdot (t_{i+1} - t_i)$$

Pour la détermination de la vitesse instantanée $v(t)$, un bruit, même faible, sur les mesures peut avoir une influence importante sur le résultat. Ainsi, pour pouvoir obtenir des résultats de meilleure qualité, on peut faire référence aux travaux de Sieffert (2004). Dans son travail correspondant à l'interprétation et à la modélisation des essais de vibrofonçage réalisés sur les sites de Montoir et Merville, Sieffert (2004) a utilisé la méthode de décomposition en série de Fourier pour la détermination de la vitesse instantanée et du déplacement instantané du pieu à partir de la mesure de l'accélération (pendant ces essais, on n'a pas mesuré le déplacement du pieu). Car, selon cet auteur, le signal de déplacement satisfait aux propriétés des fonctions périodiques pour pouvoir appliquer cette méthode de décomposition. Les formules qu'il a utilisées sont présentées ci-dessous :

$$\begin{aligned} a(t) &= \bar{a} + \sum_{n=1}^{\infty} [A_n \cos(n\omega t) + B_n \sin(n\omega t)] \\ v(t) &= \bar{a}t + \frac{1}{\omega} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n} [-A_n \sin(n\omega t) + B_n \cos(n\omega t)] + C_1 \\ d(t) &= \frac{\bar{a}t^2}{2} - \frac{1}{\omega^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} [A_n \cos(n\omega t) + B_n \sin(n\omega t)] + C_1 t + C_2 \end{aligned}$$

La décomposition en série de Fourier a été utilisée par Sieffert (2004) pour analyser chaque cycle séparé, c'est-à-dire pendant une période T . Le nombre des mesures est de 50 points par cycle, ainsi le facteur n a été choisi égale à 3 par l'auteur pour une bonne concordance entre le résultat de la décomposition en série de Fourier et les données brutes.

La vitesse moyenne $\overline{v(t)}$ est calculée sur une durée d'une seconde. En principe, on peut la calculer comme la différence entre le déplacement à n'importe quel moment t_i et celui au moment $(t_i + 1s)$. Afin de minimiser l'influence de la fluctuation des mesures (bien qu'elle soit petite) on va déterminer la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$ par seconde comme la différence entre le déplacement moyen d_0^i du premier cycle de la seconde i et celui d_0^{i+1} du premier cycle de la seconde $(i+1)$, comme présenté sur le schéma de la figure III-12.

$$\overline{v_i(t)} = \frac{d_0^{i+1} - d_0^i}{(t_i + 1) - t_i} = (d_0^{i+1} - d_0^i)$$

L'évolution de cette vitesse $\overline{v(t)}$ en fonction du temps est présentée sur la figure III-13

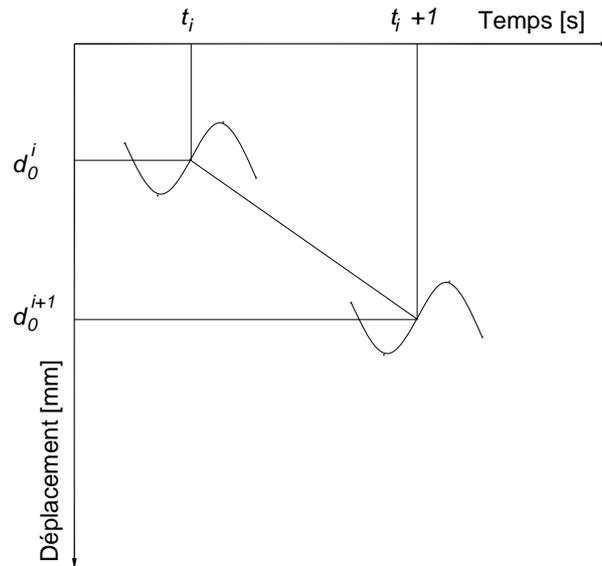


Figure III-12 Détermination de la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$, calculée sur une durée de 1s

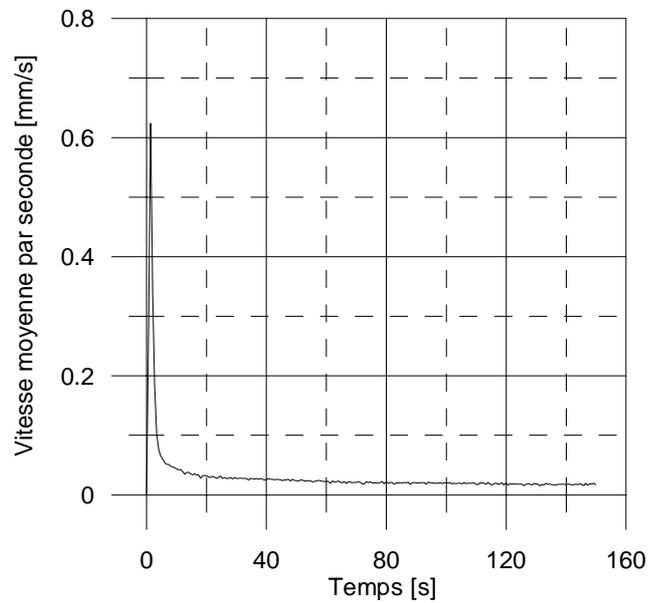


Figure III-13 Evolution de la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$ lors de la phase de vibrofonçage

La vitesse moyenne V est la vitesse moyenne relative à la phase complète de vibrofonçage. Elle se calcule comme le rapport entre l'enfoncement total de la sonde et la durée totale de la phase de vibrofonçage.

$$V = \frac{d_{final}}{t}$$

c) Définition de l'enfoncement initial et de l'enfoncement stabilisé du pieu

Sur la figure III-11 on note deux régimes différents de l'enfoncement du pieu qui sont caractérisés par la pente de la courbe enfoncement – temps. Ce phénomène se retrouve dans la plupart des essais réalisés. On remarque aussi sur la courbe donnant la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$ en fonction du temps, un changement de la pente. Ce changement est même plus net que celui observé sur la courbe de l'enfoncement, car après une première phase qui a duré pendant très peu de temps, la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$ est devenue quasiment constante jusqu'à la fin de l'essai.

La partie de la courbe d'enfoncement qui correspond à une variation importante de la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$ est appelée enfoncement initial de la sonde. La partie de la courbe d'enfoncement correspondant à la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$ constante est appelée enfoncement en régime stabilisé de la sonde. La détermination de la limite entre les deux parties est bien visible sur la courbe d'évolution de la vitesse moyenne $\overline{v(t)}$, comme présenté sur le schéma de la figure III-14.

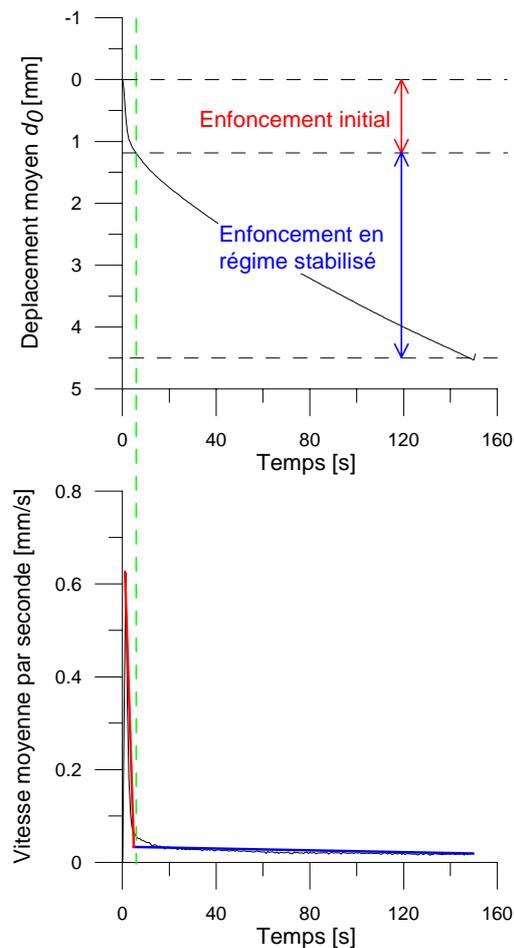


Figure III-14 Définition de l'enfoncement initial et de l'enfoncement en régime stabilisé de la sonde

III-2.3.2 Traitement des données relatives à la résistance en pointe $q_c(t)$

La courbe globale donnant l'évolution de la résistance en pointe mobilisée q_c en fonction du temps, voir figure III-8, présente une augmentation en terme d'amplitude, lors de la séquence de vibrofonçage. Ce résultat a été aussi remarqué par Le Kouby (2003) lors d'essais de chargement cyclique de modèles de pieux métalliques en chambre d'étalonnage, pour lesquels la fréquence avait été choisie égale à 0,05 Hz. Afin d'interpréter plus précisément l'influence des paramètres de la charge en tête sur l'évolution de la résistance en pointe, on va d'abord définir quelques notions importantes.

La figure III-15 présente l'évolution de la résistance en pointe q_c en fonction du temps (partie gauche) et en fonction du déplacement (partie droite), pendant le cycle 100 du processus de vibrofonçage de cet essai.

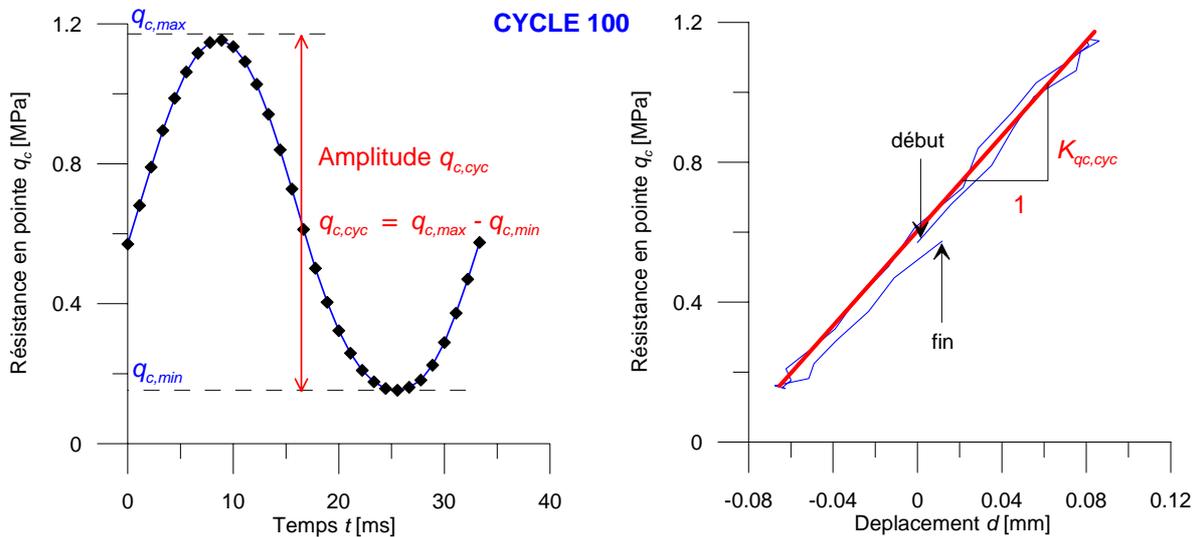


Figure III-15 Cycle 100 – Définition des paramètres relatifs à la résistance en pointe

L'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ d'un cycle est la différence entre la valeur maximale $q_{c,max}$ et la valeur minimale $q_{c,min}$ de la résistance en pointe dans ce cycle. La valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ est calculée comme la moyenne de toutes les valeurs instantanées de ce cycle. Dans la formule ci-dessous, le nombre de mesures réalisées par cycle est égal à 30, (voir chapitre II).

$$q_{c,cyc} = q_{c,max} - q_{c,min}$$

$$q_{c,0} = \frac{\sum_{cycle} q_c(i)}{\text{nombre de mesures par cycle}} = \frac{\sum_{i=1}^{30} q_c(i)}{30}$$

La figure III-16 présente l'évolution de la valeur moyenne $q_{c,0}$ et de l'amplitude $q_{c,cyc}$ pour l'essai CE17-3. Ce type de présentation permet de mettre en évidence clairement la variation des deux paramètres importants (valeur moyenne et amplitude cyclique) de la résistance en pointe. On voit bien que, pendant cet essai, la résistance en pointe mobilisée est de plus en plus élevée, aussi bien pour la valeur moyenne $q_{c,0}$ que pour l'amplitude $q_{c,cyc}$.

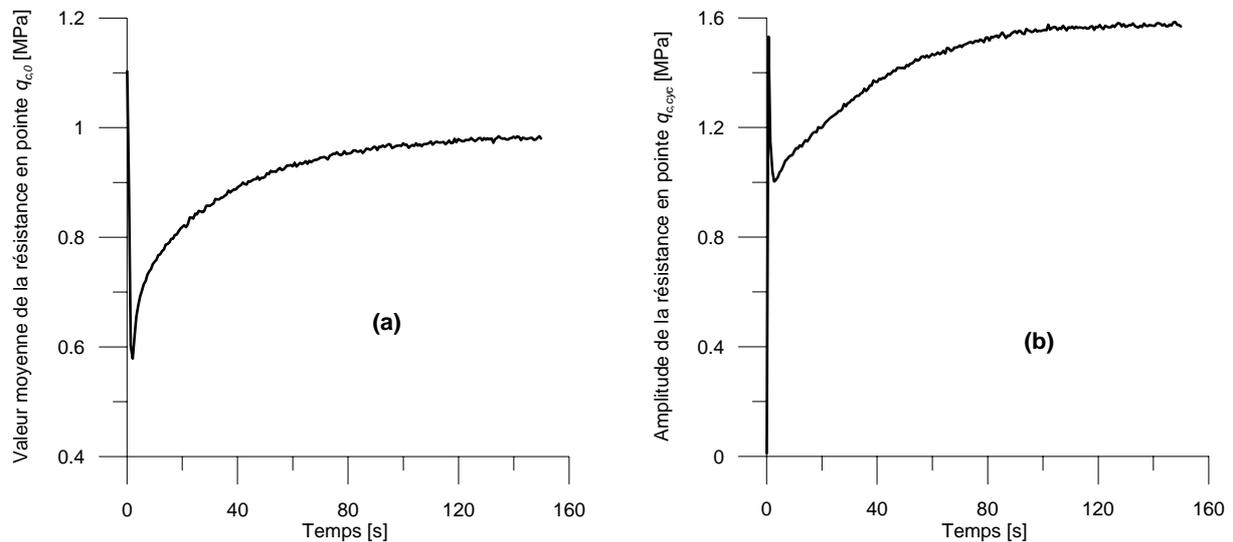


Figure III-16 Evolution de la valeur moyenne $q_{c,0}$ (a) et de l'amplitude $q_{c,cyc}$ de la résistance en pointe (b)

La partie droite de la figure III-15 montre une boucle de résistance en pointe q_c – déplacement d . Dans cette boucle, la phase de décharge et celle de recharge sont proches, correspondant à un domaine encore faiblement plastique de la résistance en pointe avec un faible déplacement irréversible du pieu. Ce déplacement irréversible correspond à la différence entre l'abscisse du début et celle de la fin de la boucle. Ceci peut s'expliquer par le niveau du chargement en tête qui est assez faible.

Comme la pente de décharge et la pente de recharge sont presque égales, on peut représenter cette boucle par un segment de droite reliant les deux extrémités de la boucle. La pente de ce segment aussi appelée raideur de recharge (et de décharge) de la boucle, peut être déterminée par la formule suivante.

$$K_{q_{c,cyc}} = \frac{q_{c,max} - q_{c,min}}{d_{max} - d_{min}}$$

L'évolution de la raideur de recharge $K_{q_{c,cyc}}$ lors de cet essai est présentée en fonction du temps sur la figure III-17.

La figure III-17 montre une augmentation significative de la raideur de recharge $K_{q_{c,cyc}}$ pendant les 40 premières secondes de la séquence. Ensuite, cette raideur se stabilise jusqu'à la

fin de l'essai. Ce résultat est raisonnable car l'amplitude du déplacement est presque constante pendant l'essai ; ainsi, la raideur de recharge est une fonction linéaire de l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ qui présente aussi une augmentation pendant la première phase du vibrofonçage. Par conséquent, ce changement de raideur de recharge correspond au phénomène de durcissement de la résistance en pointe du pieu.

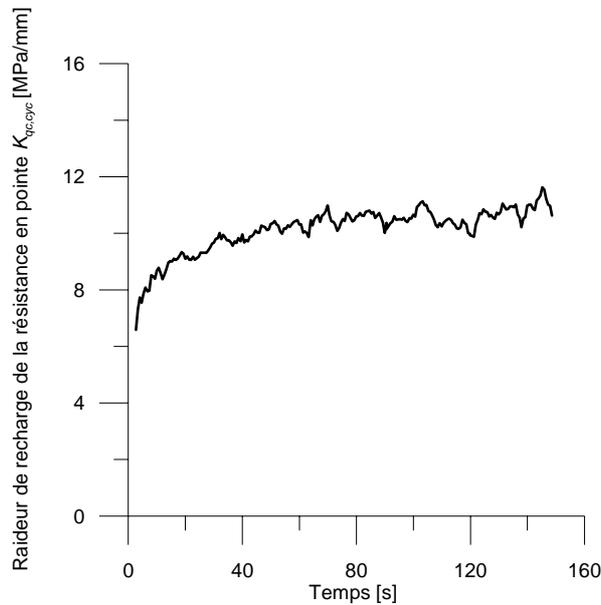


Figure III-17 Evolution de la raideur de recharge $K_{qc,cyc}$ de la résistance en pointe

Pour la plupart des essais réalisés dans le cadre de ce travail, on observe que les boucles (q_c-d) (figure III-15 b) présentent généralement une forme analogue à celle décrite ci-dessus et la procédure de détermination des paramètres de la résistance en pointe est la même que celle présentée ici.

III-2.3.3 Traitement des données relatives au frottement latéral de manchon f_s

Dans le cadre de ses travaux sur le comportement cyclique d'un modèle de pieu métallique étudié en chambre d'étalonnage (fréquence f de 0,05 Hz), Le Kouby (2003) a mesuré également le frottement latéral sur un manchon. Il a trouvé que sous l'effet de la charge cyclique appliquée en tête, le frottement latéral s'était dégradé de manière continue jusqu'à la fin de l'essai. Le résultat obtenu ici, voir figure III-8, est en accord avec cet auteur. De la même manière que pour l'interprétation de la résistance en pointe q_c , on définit tout d'abord les paramètres représentatifs du frottement local mesuré sur le manchon. Sur la figure III-18,

on présente l'évolution du frottement latéral f_s (a) en fonction du temps et (b) en fonction du déplacement correspondant au cycle 100 de cette séquence.

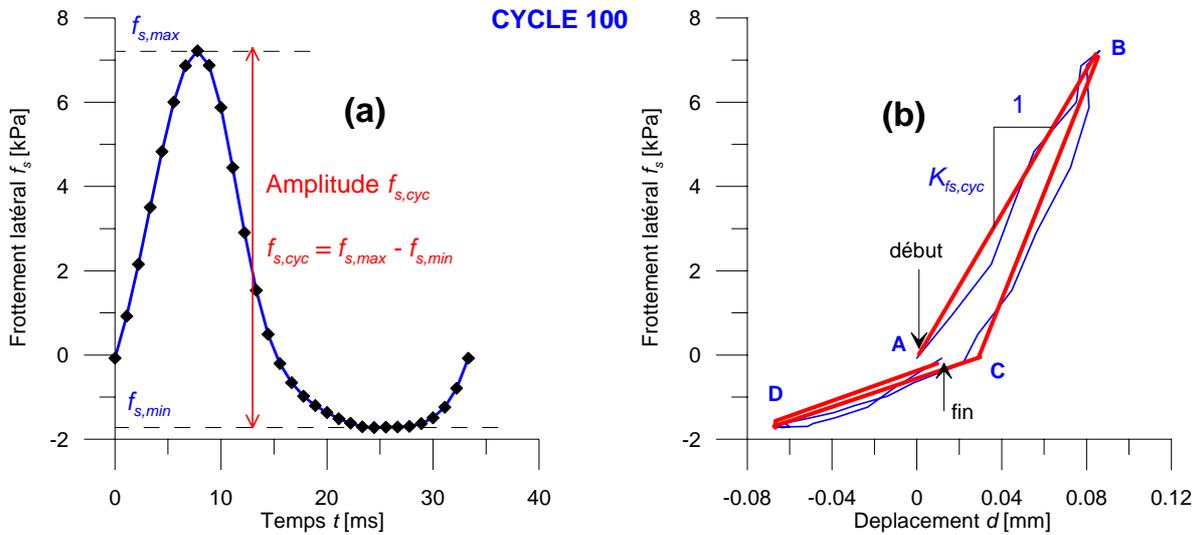


Figure III-18 Cycle 100 – Définition des paramètres du frottement latéral

Les valeurs maximales $f_{s,max}$ et minimale $f_{s,min}$ d'un cycle du frottement latéral sont respectivement la valeur du pic, et la valeur de la vallée du cycle (figure III-18 a). L'amplitude cyclique du frottement latéral $f_{s,cyc}$ est la différence entre ces deux valeurs. La valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$ est la moyenne de toutes les valeurs instantanées du frottement latéral de ce cycle.

$$f_{s,cyc} = f_{s,max} - f_{s,min}$$

$$f_{s,0} = \frac{\sum_{cycle} f_s(i)}{\text{nombre de mesures par cycles}} = \frac{\sum_{i=1}^{30} f_s(i)}{30}$$

La figure III-19 a montre l'évolution de la valeur moyenne $f_{s,0}$ du frottement latéral et la figure III-19 b montre l'évolution de son amplitude $f_{s,cyc}$. On note une diminution de ces deux paramètres suivie par une phase de stabilisation à la fin de l'essai. Cette diminution est due à la dégradation de l'interface sable – manchon due à l'application des cycles successifs.

Sur la courbe (b) de la figure III-18, on a schématisé la boucle (frottement latéral – déplacement) par quatre segments de droite AB, BC, CD, DA. Cette forme a été observée dans la plupart des résultats obtenus. Lorsque le frottement latéral mobilisé f_s est positif, la droite de décharge BC est plus raide que la droite de recharge AB, ce qui est raisonnable. Quand le frottement latéral mobilisé f_s est négatif, la droite de décharge CD et celle de recharge DA sont quasiment confondues. Ainsi, une boucle de frottement ($f_s - d$) peut être

représentée par les paramètres suivants : valeur maximale $f_{s,max}$ (du point B), amplitude du frottement latéral $f_{s,0}$, amplitude du déplacement d_0 et les pentes de trois droites.

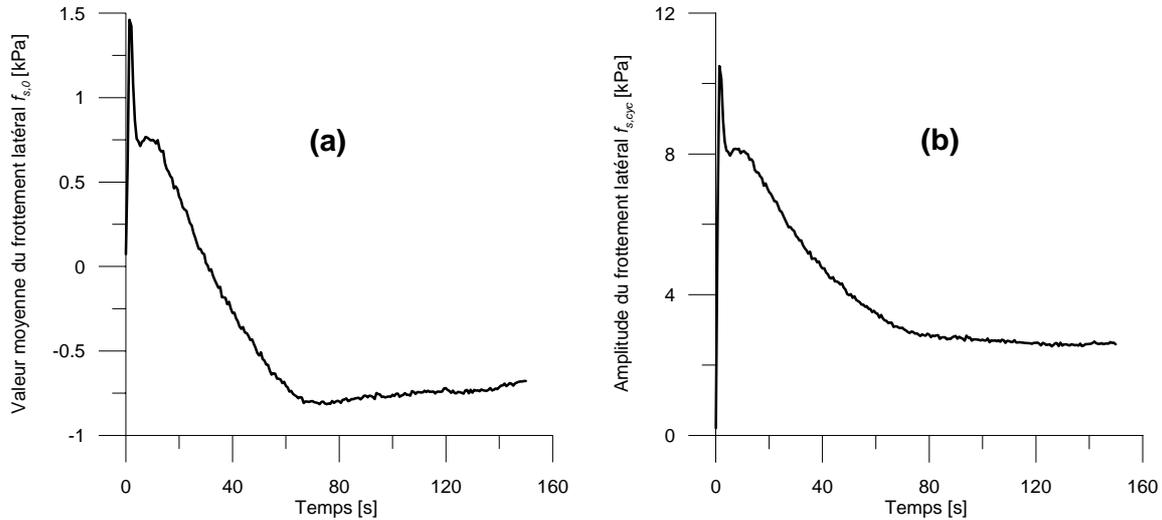


Figure III-19 Evolution de la valeur moyenne $f_{s,0}$ (a) et de l'amplitude $f_{s,cyc}$ du frottement latéral (b)

Dans ce travail, on va s'intéresser à l'influence de différents paramètres (charge appliquée, la contrainte appliquée sur le massif, ...) sur l'évolution du frottement latéral sol – pieu au cours du processus de vibrofonçage. Ainsi, on se concentre sur trois paramètres représentatifs du frottement latéral mobilisé f_s qui sont l'amplitude $f_{s,cyc}$, la valeur moyenne $f_{s,0}$ et la raideur de recharge $K_{f_s,cyc}$, défini plus haut. Parmi eux, le dernier peut caractériser le phénomène de dégradation ou d'accroissement du frottement latéral sous chargement cyclique. Pendant cet essai type, l'évolution de la raideur de recharge du frottement latéral $K_{f_s,cyc}$ montre une dégradation importante du comportement en frottement de la sonde (figure III-20).

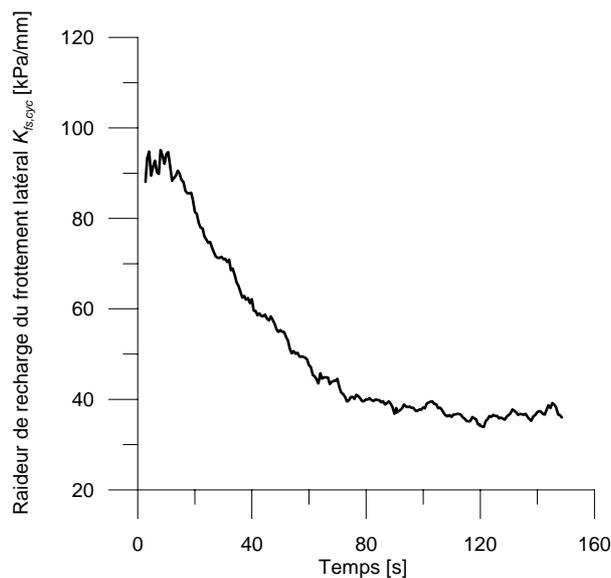


Figure III-20 Evolution de la raideur de recharge du frottement latéral $K_{f_s,cyc}$

III-2.3.4 Bilan énergétique

L'analyse énergétique est un aspect important dans l'étude et la compréhension du processus de vibrofonçage. Sieffert (1980) a réalisé une étude approfondie théorique et expérimentale sur cet aspect dans le cas du vibrofonçage à fréquence élevée (1500 à 3000 Hz) pour les palplanches. D'après lui, la puissance fournie par l'excitateur à la palplanche est une fonction décroissante de la fiche à niveau d'excitation constant ; par contre, l'énergie fournie à la palplanche est une fonction croissante de la fiche. Cet auteur a remarqué aussi qu'au début du processus, le bilan énergétique est favorable au vibrofonçage, mais qu'au voisinage du refus, l'énergie sert essentiellement à entretenir les vibrations dans la palplanche.

Dans le cadre de cette thèse, on se réfère à la méthode utilisée par Sieffert (2004) pour l'interprétation des résultats des essais en vraie grandeur réalisés à Montoir et Merville, pour analyser la dissipation de l'énergie au niveau de la surface latérale et de la pointe de la sonde au cours des cycles de vibrofonçage. On va aussi déterminer l'évolution de l'énergie fournie par le vérin pendant la phase de vibrofonçage.

a) Analyse énergétique d'un cycle

La détermination de l'énergie fournie (ou dissipée) est basée sur l'utilisation de la courbe d'évolution de la force appliquée en tête (ou de la force de résistance en pointe et de frottement latéral) en fonction du temps. La figure III-21 a représente le cycle 20 de la force appliquée en tête de la sonde pour cet essai. L'énergie fournie par le vérin correspond théoriquement à l'aire du cycle décrit dans le plan (force – déplacement) en grisé sur cette figure. Le calcul se fait de manière incrémentale à partir des points expérimentaux par les formules suivantes, comme illustré sur la figure III-21 b où Y représente une force (force en tête, force en pointe, ...) et d est le déplacement.

$$Energie = \sum_{boucle} S_i$$

$$S_i = \frac{(Y_i + Y_{i+1})}{2} (d_{i+1} - d_i)$$

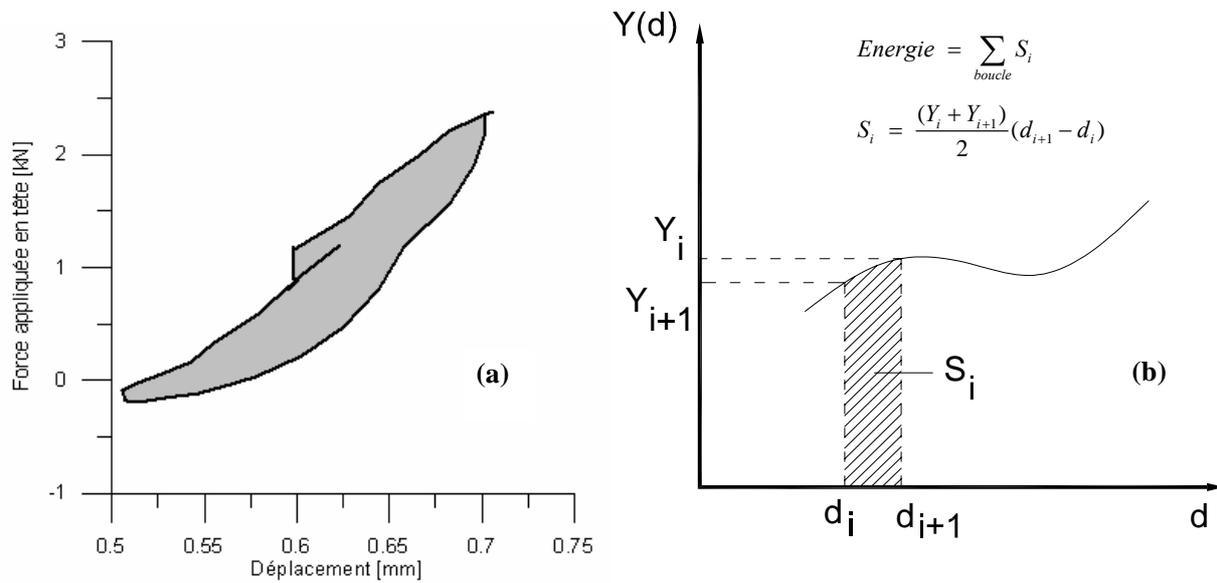


Figure III-21 Détermination de l'énergie fournie ou dissipée

De cette manière, on peut tracer la courbe d'évolution de l'énergie fournie par le servovérin (calculée avec la force en tête F) et les courbes de l'énergie dissipée par frottement le long du fût et à la pointe de la sonde pendant le cycle 20 de cet essai, représentées sur la figure III-22. En ce qui concerne la résultante des frottements latéraux utilisée pour le calcul de l'énergie dissipée sur le fût de la sonde, on utilise l'hypothèse d'une répartition uniforme de f_s le long de la sonde pour faire une estimation préliminaire de cette énergie dissipée. Cependant, sur la figure III-22, on remarque une grande différence entre la somme des deux énergies dissipées et l'énergie fournie par le vérin. Cet essai a été réalisé avec le deuxième bloc de guidage qui permet de s'affranchir du frottement parasite au niveau du bloc et ainsi, l'énergie dissipée à ce niveau est négligeable. Le bilan obtenu peut être seulement expliqué par une répartition non uniforme du frottement latéral avec, en partie basse de la sonde, une intensité du frottement latéral plus grande que la mesure réalisée sur le manchon de frottement (voir paragraphe III.2.2)

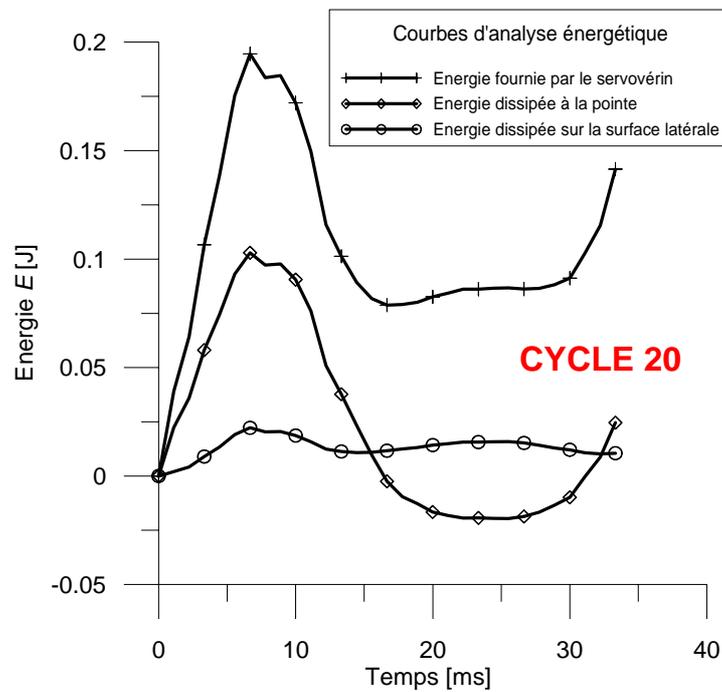


Figure III-22 Energie fournie et énergies dissipées sur le cycle n° 20

b) Evolution de l'énergie fournie par le servovérin pendant l'essai de vibrofonçage

L'énergie fournie au cours de l'ensemble du processus de vibrofonçage par le servovérin constitue une grandeur intéressante permettant de réaliser des bilans énergétiques et de donner des interprétations intéressantes, en particulier dans le cadre d'études paramétriques (étude de l'influence de tel ou tel paramètre).

Le paragraphe précédent a montré la méthode de détermination de l'énergie fournie $E(i)$ par le servovérin (calculée avec la force appliquée en tête F) pendant un cycle i de vibrofonçage. En divisant la valeur obtenue de l'énergie fournie par la période T , on obtient la puissance $P(i)$ de la force en tête pendant ce cycle.

$$P(i) = \frac{E(i)}{T}$$

Le résultat de l'évolution de la puissance de la force en tête F en fonction du temps est présenté sur la figure III-23 a. A partir de la courbe d'évolution de la puissance fournie par le servovérin, l'énergie fournie par le servovérin depuis le début de la séquence et jusqu'à l'instant t_i est calculée suivant la formule ci-dessous. La courbe donnant de l'énergie fournie par le servovérin est ainsi obtenue et présentée sur la figure III-23 b

$$E = \int_{t=0}^{t_i} P(i) dt$$

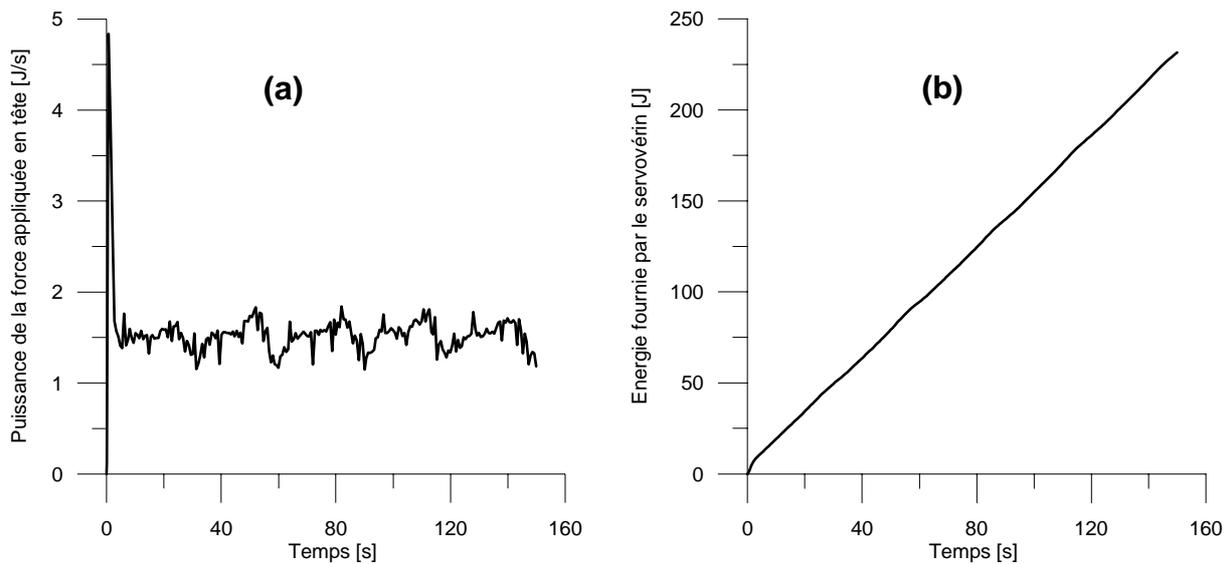


Figure III-23 Puissance de la force appliquée en tête de la sonde (a) et énergie fournie (b)

III-3 Répétabilité de l'expérimentation

III-3.1 Répétabilité de reconstitution des massifs

On utilise les résultats des massifs CE9 et CE10 pour évaluer la répétabilité de la reconstitution des massifs. Ce sont deux massifs de même indice de densité I_D égal à 0,80 et soumis au même état de consolidation ($\sigma'_{h0} = 50$ kPa et $\sigma'_{v0} = 125$ kPa). L'évaluation de la répétabilité est faite sur la base de la comparaison des courbes de chargement quasi-statique à déplacement contrôlé, obtenues après installation préalable. La comparaison se base sur l'évolution de la force appliquée en tête du pieu dans la première phase de chargement monotone, ainsi que la réponse en pointe et latérale enregistrée au cours de cette phase. Les courbes de comparaison sont présentées sur la figure III-24.

En ce qui concerne les courbes de chargement en tête, on observe un relativement bon accord avec une légère différence sur les valeurs de plateau. La différence est de l'ordre de 0,35kN, correspondant à moins de 5% de la capacité portante moyenne dans les deux cas.

Les courbes de résistance en pointe sont, quant à elles, pratiquement superposées. Par conséquent, on peut dire que, la densité du sable dans ces deux cas est identique.

Quant au frottement latéral, la répétabilité est, là aussi, satisfaisante, avec des fluctuations cependant plus marquées pour le massif CE9 que pour le massif CE10.

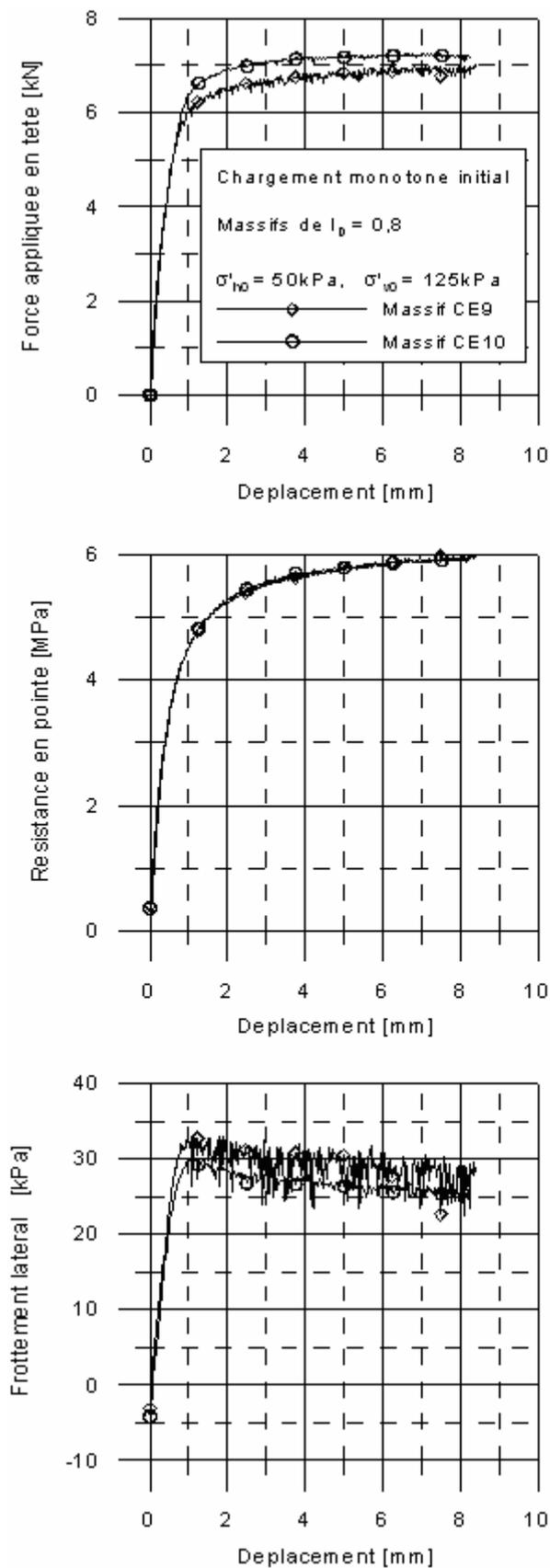


Figure III-24 : Essais de répétabilité : mobilisation de l'effort en tête, de la résistance en pointe et du frottement latéral lors du chargement

III-3.2 Répétabilité du processus de vibrofonçage - cas des séquences sans chargement monotone préalable.

On utilise deux séquences CE1-11 et CE1-12 pour étudier la répétabilité de la phase cyclique, sans chargement monotone préliminaire. Ce sont deux séquences réalisées consécutivement dans le massif CE1, dont l'indice de densité est égal à 0,76.

Le seul chargement monotone est réalisé après la mise en place de la sonde pour déterminer la capacité portante initiale à partir de laquelle on a choisi les paramètres de chargements cycliques. Ces deux essais sont réalisés à une fréquence de 30 Hz, pendant 60 secondes. Cela correspond à 1800 cycles. La charge moyenne F_0 et l'amplitude cyclique F_{cyc} sont préalablement choisies égales à 2,1 et 1,5 kN respectivement. La figure III-25 présente les courbes de chargement appliqué en tête de la sonde et les courbes d'enfoncement de celle-ci en fonction du temps.

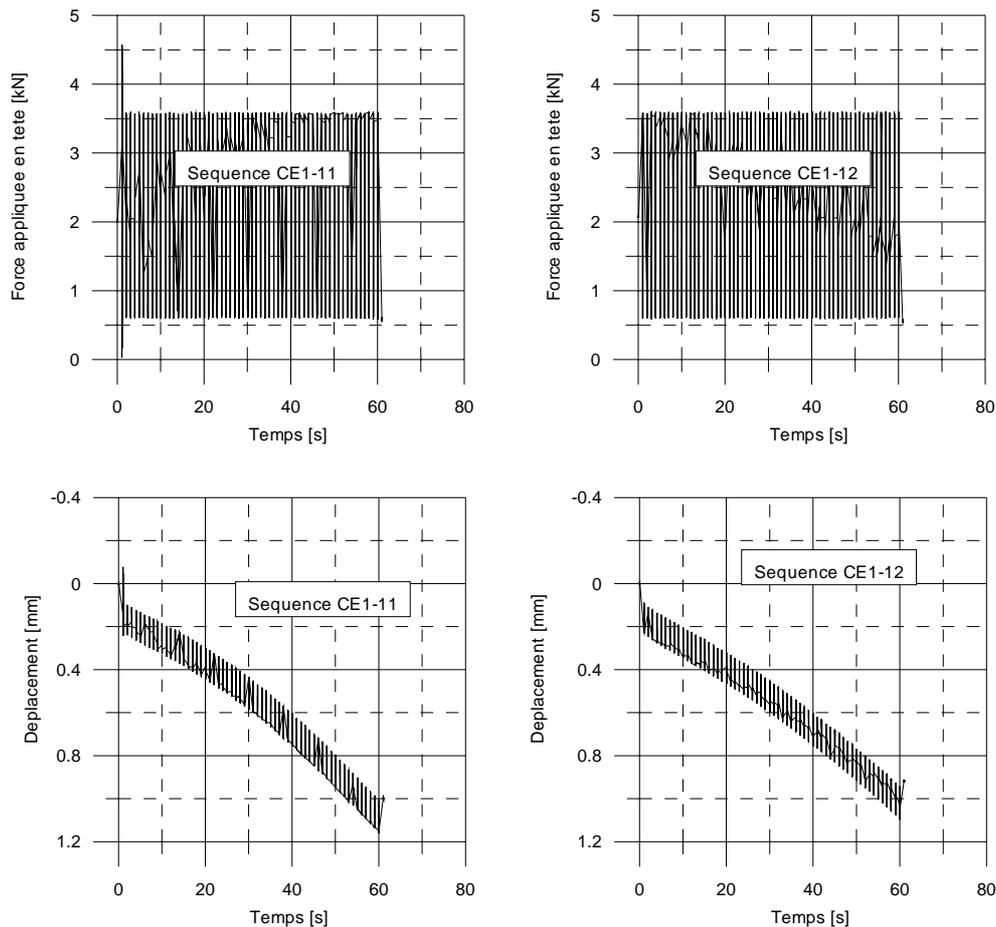


Figure III-25 : essais de répétabilité (cas sans phase de chargement monotone) : sollicitation appliquée et courbes d'enfoncement de la sonde.

Puisque la sollicitation appliquée en tête de la sonde est à force contrôlée, les courbes de chargement dans les deux cas sont bien sûr identiques. Les courbes d'enfoncement sont très similaires, malgré un enfoncement légèrement plus important pour la séquence CE1-11. La valeur très petite des déplacements est due à l'ordre de grandeur de la sollicitation appliquée en tête de la sonde, par rapport à la capacité portante de celle-ci qui est probablement assez importante.

La mobilisation de la résistance en pointe et du frottement latéral est présentée sur la figure III-26. On observe que la résistance en pointe mobilisée dans les deux cas est pratiquement identique, tandis que l'amplitude du frottement latéral pour la séquence CE1-11 est légèrement plus grande que celle de la séquence CE1-12. Globalement, la répétabilité concernant les essais de vibrofonçage sans phase de chargement monotone quasi-statique est de bonne qualité. Cependant, les essais de vibrofonçage sans phase de chargement monotone quasi-statique ont été réalisés dans les massifs CE1 et CE7 seulement lorsqu'on a voulu observer le mécanisme d'enfoncement du pieu en passant directement d'une fréquence à l'autre.

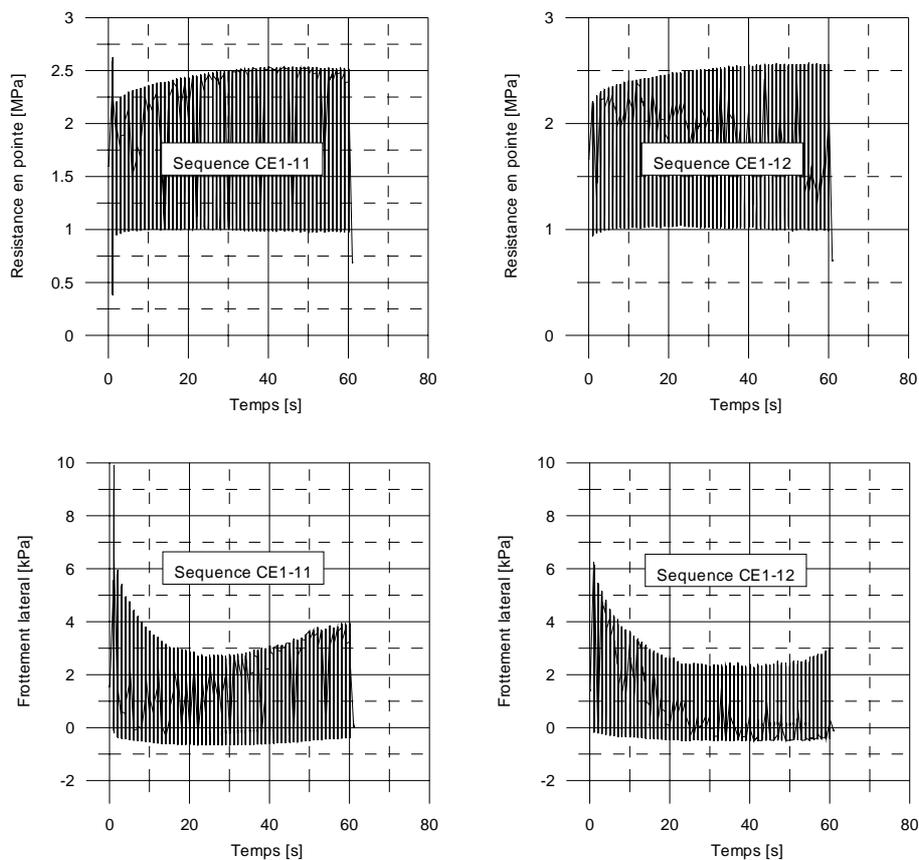


Figure III-26 : Essais de répétabilité (sans phase de chargement monotone) : mobilisation de la résistance en pointe et du frottement latéral

III-3.3 Répétabilité du processus de vibrofonçage - cas des séquences avec chargement monotone préalable

En réalité, l'essai comprenant une phase de chargement monotone quasi-statique suivie par une phase de chargement cyclique est le type d'essais le plus fréquemment réalisé dans le cadre de cette thèse. On utilise deux séquences CE2-10 et CE2-11 pour vérifier la répétabilité dans ce cas. Ce sont deux séquences réalisées consécutivement dans le massif CE2 dont l'indice de densité est 0,83.

Pendant la phase de vibrofonçage, ces deux essais sont réalisés à une fréquence de 10 Hz pendant 120 secondes. Cela correspond à un nombre de 1200 cycles. La charge moyenne F_0 et l'amplitude cyclique F_{cyc} sont préalablement fixées à 2,3 et 1,75kN respectivement

Les résultats de la phase de chargement monotone quasi-statique sont présentés sur la figure III-27 et ceux de la phase de vibrofonçage sont présentés sur la figure III-28. La différence entre les deux courbes de déplacement peut concerner l'ordre chronologique des essais. La séquence CE2-10, réalisée avant CE2-11, présente un enfoncement plus important. La répétabilité est aussi observé pour la mobilisation de la résistance en pointe et du frottement latéral pendant la phase de vibrofonçage. On y distingue une bonne répétabilité.

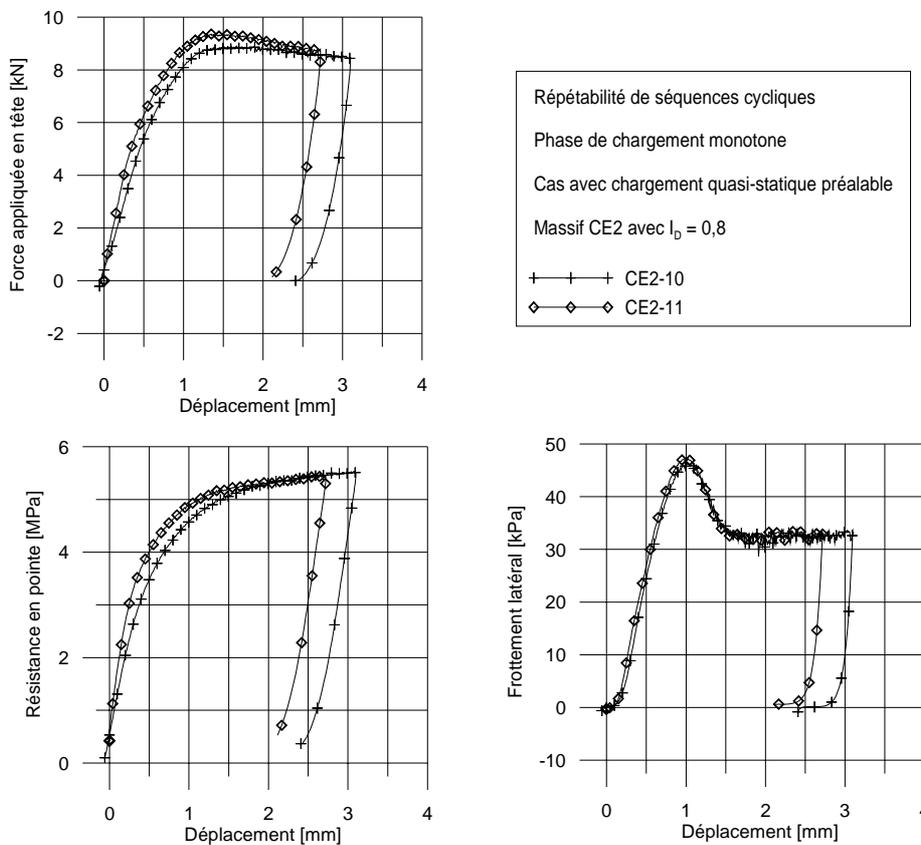


Figure III-27 : Essais de répétabilité avec phase de chargement monotone – Phase de chargement monotone

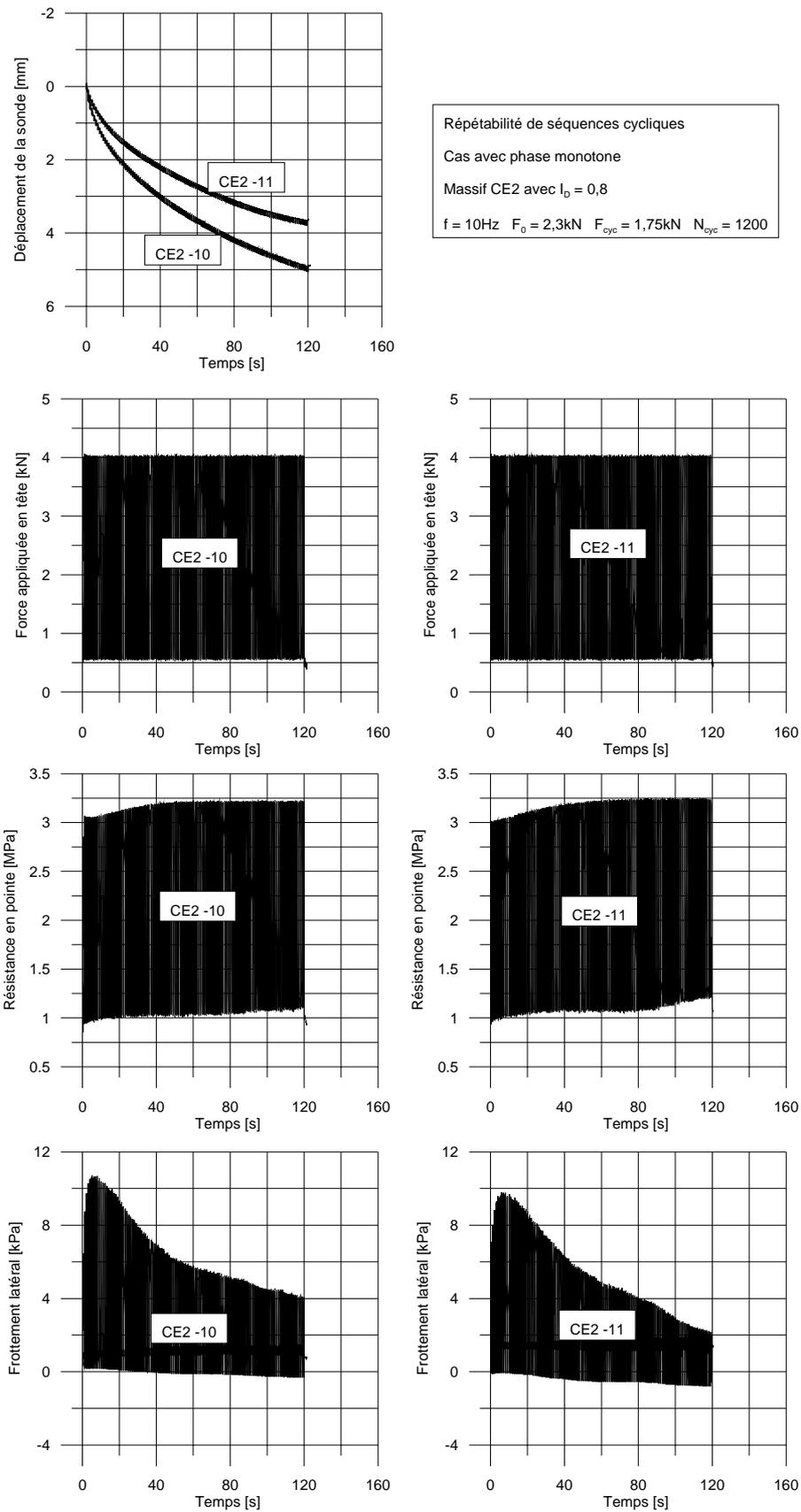


Figure III-28 : Essais de répétabilité avec phase de chargement quasi-statique préalable - Phase de vibrofonçage

III-4 Conclusions du chapitre III

Dans ce chapitre, on a présenté d'abord un programme d'essais en précisant les caractéristiques des massifs de sable et les paramètres étudiés. Les principales caractéristiques du matériau utilisé ont été brièvement données.

On a ensuite présenté la méthodologie d'interprétation des résultats expérimentaux obtenus en analysant un essai typique. On s'intéresse dans le cadre de ce travail à la pénétrabilité et à l'évolution de la résistance en pointe et du frottement latéral de la sonde au cours du processus de vibrofonçage.

En ce qui concerne la vibrofonçabilité de la sonde, on a défini les principaux paramètres, à savoir l'enfoncement, l'amplitude cyclique du déplacement ainsi que de la vitesse d'enfoncement. On a distingué, en particulier, deux phases différentes de la courbe d'enfoncement correspondant aux résultats obtenus, à savoir la phase initiale et la phase stabilisée.

En ce qui concerne l'évolution de la résistance en pointe et du frottement latéral, on a abordé des paramètres représentatifs de ces deux grandeurs ainsi que la méthode pour les déterminer. Ils correspondent à la valeur moyenne, à l'amplitude cyclique et à la raideur de recharge de la boucle contrainte – déplacement correspondant.

Finalement, on a montré une bonne répétabilité des essais réalisés.

Chapitre IV Influence de paramètres significatifs sur le processus de vibrofonçage

On présente dans ce chapitre les travaux relatifs à l'étude de la vibrofonçabilité et de la mobilisation de la résistance en pointe et du frottement latéral au cours du vibrofonçage, en mettant en évidence l'influence de paramètres significatifs sur ce processus.

En ce qui concerne les essais à force contrôlée, on a étudié l'influence des paramètres suivants de la charge appliquée en tête :

- valeur moyenne F_0 ,
- amplitude F_{cyc} ,
- valeur maximale F_{max} et minimale F_{min} .

En ce qui concerne les paramètres correspondant au massif de sol, on s'est intéressé à l'influence de la contrainte de consolidation ainsi qu'à l'état sec ou saturé du massif.

On présente également des essais spécifiques, à savoir des essais à déplacement contrôlé ainsi qu'un essai correspondant à une vitesse d'enfoncement très élevée.

IV-1 Influence de la charge moyenne F_0

Dans cette partie, on présente l'influence de la valeur moyenne F_0 de la sollicitation appliquée en tête de la sonde sur la vibrofonçabilité, l'évolution de la résistance en pointe q_c ainsi que du frottement latéral f_s .

La charge moyenne F_0 est la composante constante de la force appliquée en tête de la sonde lors de l'essai de vibrofonçage. En réalité cette charge moyenne, appelée masse morte, correspond à la somme des poids des composantes statiques du vibreur. Avec la chambre d'étalonnage, on a la possibilité de pouvoir réaliser une série de séquences en changeant la valeur de la charge moyenne F_0 indépendamment des autres paramètres. Cela permet de mettre en évidence de manière directe l'influence de celle-ci sur le processus de vibrofonçage.

Cette série a été réalisée dans le massif CE14. Il s'agit d'un massif de sable de Fontainebleau sec, moyennement dense (indice de densité I_D de 0,82). On a réalisé six séquences cycliques dans cette série. Les séquences ont été exécutées consécutivement, l'une après l'autre. On rappelle qu'avant chaque phase de vibrofonçage, on a réalisé une phase de chargement monotone quasi-statique pour déterminer l'évolution de la capacité portante de la sonde au cours des séquences successives.

IV-1.1 Analyse des essais de chargement monotone quasi-statique (capacité portante)

Lors de l'essai de chargement quasi-statique, trois grandeurs sont mesurées, à savoir la force totale mobilisée en tête de l'inclusion, la résistance en pointe et le frottement unitaire sur le manchon. Les résultats de cette phase sont présentés sur la figure IV-1.

En ce qui concerne la capacité portante totale, l'essai CE14-1 correspond à une valeur un peu plus petite que les autres. On a remarqué, lors de cette série, ainsi que dans la plupart des autres massifs que la capacité portante totale de la sonde augmentait légèrement après chaque séquence cyclique. Cela peut correspondre à une densification du sable sous un chargement répété appliqué sur la sonde.

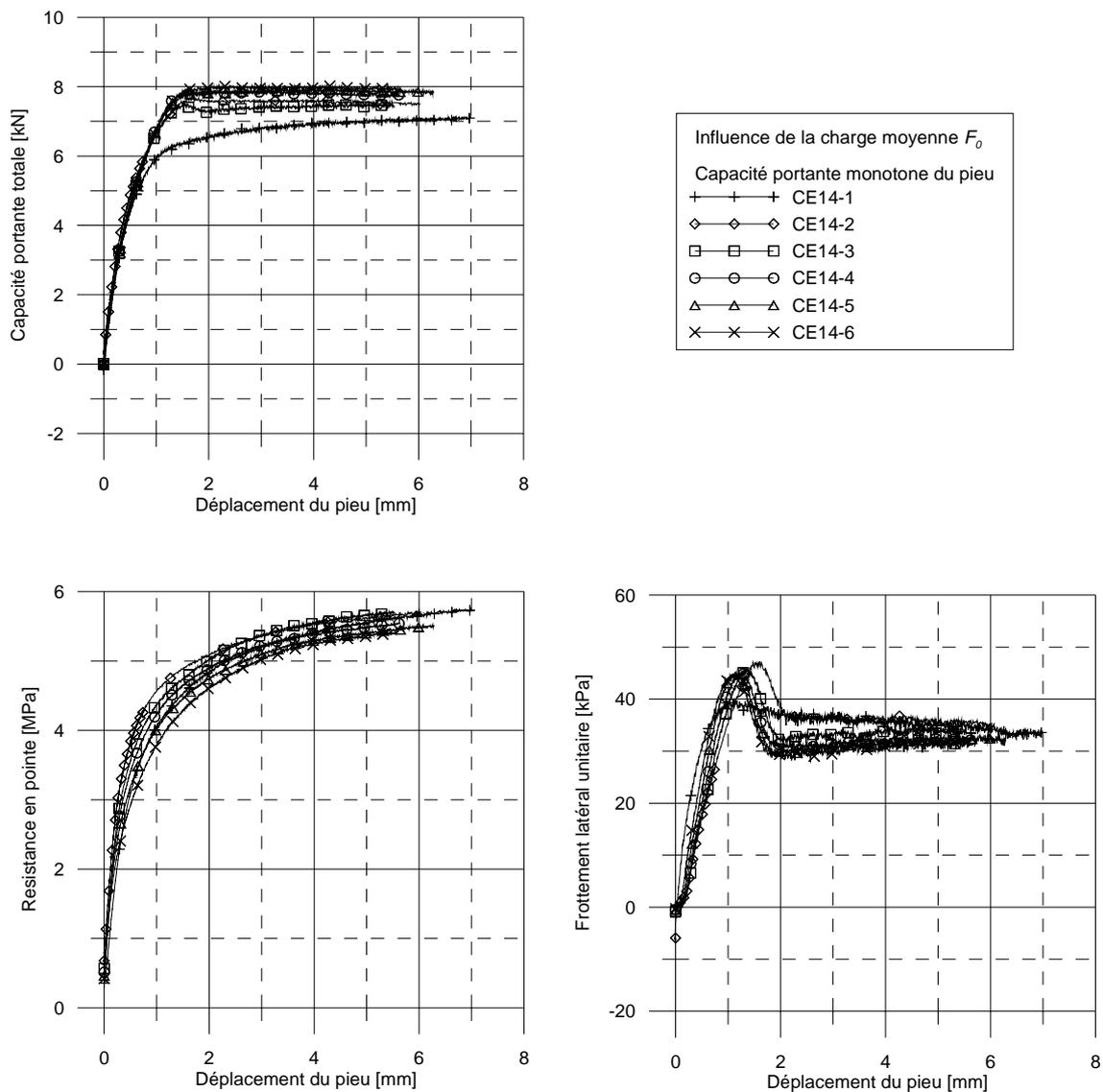


Figure IV-1 Influence de F_0 - Chargements quasi-statiques

En ce qui concerne la résistance en pointe ainsi que le frottement latéral, les essais monotones quasi-statique présentent des valeurs analogues. On voit surtout à la fin de cette partie monotone, les courbes ont tendance à se rejoindre vers une valeur finale, malgré les différences légères au cours du processus de chargement. Les modules caractéristiques des courbes, tels que définis dans la partie d'essai typique du chapitre précédent, sont présentés dans le tableau IV-1.

Tableau IV-1 : Modules caractéristiques quasi-statiques de la force en tête, de la résistance en pointe et du frottement latéral unitaire.

Module	Unité	CE14-1	CE14-2	CE14-3	CE14-4	CE14-5	CE14-6
$K_{F,mon}$	kN/mm	10,34	11,04	10,61	10,54	10,11	10,01
$K_{qc,mon}$	MPa/mm	7,15	9,55	9,07	8,84	8,45	8,00
$K_{fs,mon}$	kPa/mm	53,85	51,61	54,84	55,89	58,96	58,12

IV-1.2 Chargement cyclique appliqué en tête de la sonde

Les paramètres de chargement cyclique ont été choisis à partir de la capacité portante initiale déterminée avant de démarrer la série d'essais. Nous avons deux critères pour choisir les paramètres de chargement. Le premier critère est d'assurer un bon enfoncement de la sonde sans que la force en tête atteigne la limite de résistance de la sonde pour laquelle le pieu s'enfonce trop vite. Cela ne permet pas d'obtenir de bonnes données d'essai. Le deuxième critère est d'assurer une plage de variation significative pour les valeurs de charge moyenne appliquées pendant la série.

Donc, pour une capacité portante initiale de 7,0 kN de la sonde, on a retenu une amplitude cyclique de la force en tête F_{cyc} de 0,6 kN. La fréquence f imposée pour cette série est de 30 Hz. Chaque séquence a duré pendant 4 minutes correspondant à l'application de 7200 cycles. On a fait varier la charge moyenne en tête entre 3,6kN et 0,6kN, avec un incrément de 0,6kN. L'évolution de la force appliquée en tête de toutes les séquences est présentée sur la figure IV-2, dans l'ordre des séquences appliquées. Les charges moyennes F_0 de la série sont donc successivement de 3,6, 3,0, 2,4, 1,8, 1,2 et 0,6 kN. En ce qui concerne la charge moyenne F_0 , les quatre premières séquences ont bien répondu aux valeurs de consigne. Cependant, les deux dernières sont décalées de 0,03 et 0,06 kN respectivement par rapport aux valeurs imposées. Les valeurs réelles de chargements sont données dans le tableau IV-2.

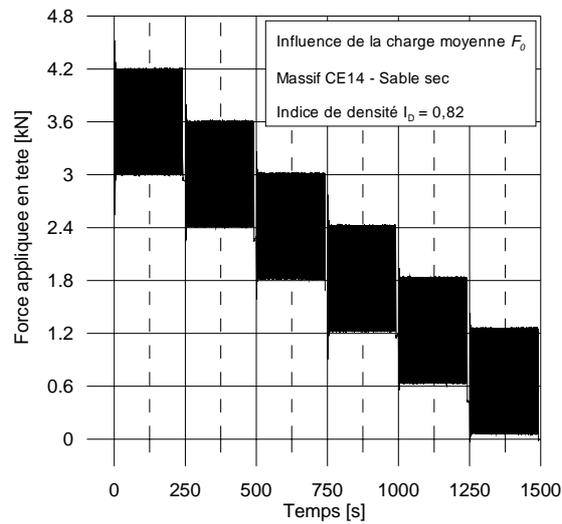


Figure IV-2 Influence de F_0 – Chargements cycliques

Tableau IV-2 Paramètres de chargements de la série de mise en évidence l'influence de la charge moyenne

Séquences	CE14-1	CE14-2	CE14-3	CE14-4	CE14-5	CE14-6
F_0 [kN]	3,6	3,0	2,4	1,8	1,23	0,66
F_{cyc} [kN]	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6
f [Hz]	30	30	30	30	30	30

IV-1.3 Influence de la charge moyenne F_0 sur l'enfoncement de la sonde

IV-1.3.1 Evolution de la valeur moyenne du déplacement d_0

La figure IV-3 présente les courbes moyennes d'enfoncement de la sonde sous les chargements successifs de la série.

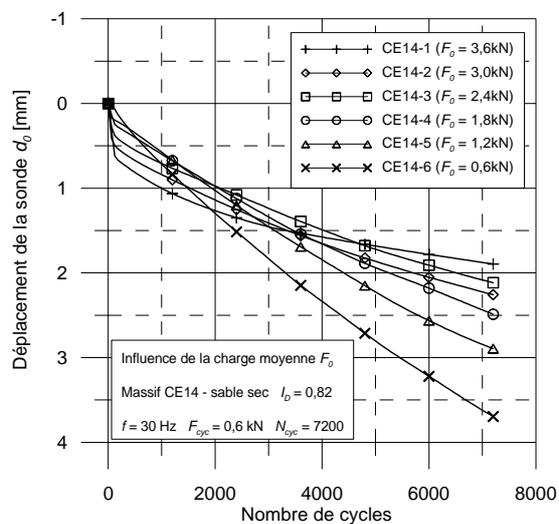


Figure IV-3 Influence de F_0 - Enfoncements de la sonde

On voit que l'enfoncement total est d'autant plus important que la charge moyenne F_0 est faible. Chaque courbe d'enfoncement comprend deux parties, une partie initiale où le pieu s'enfonce très vite suivie par une partie « permanent » pour laquelle la vitesse d'enfoncement se stabilise et diminue jusqu'à la fin de l'essai. La première partie dure très peu de temps, mais la vitesse correspondant à cette partie est très élevée.

On note que, plus la charge moyenne F_0 est importante, plus l'enfoncement initial est important et cette partie dure plus longtemps. Cependant, la pente de la partie permanente est d'autant plus grande que la charge moyenne F_0 est faible. Le seul cas qui ne suit pas cet ordre est la séquence CE14-2. Le déplacement initial est bien dans l'ordre mais l'enfoncement final est un peu plus grand que celui de la séquence CE14-3. Cependant, l'enfoncement de la sonde pendant la période « permanente » est le même que celui de la séquence CE14-3. A partir du tableau IV-3, on a tracé les courbes d'évolution des enfoncements initial, stabilisé et total en fonction de F_0 (figure IV-4).

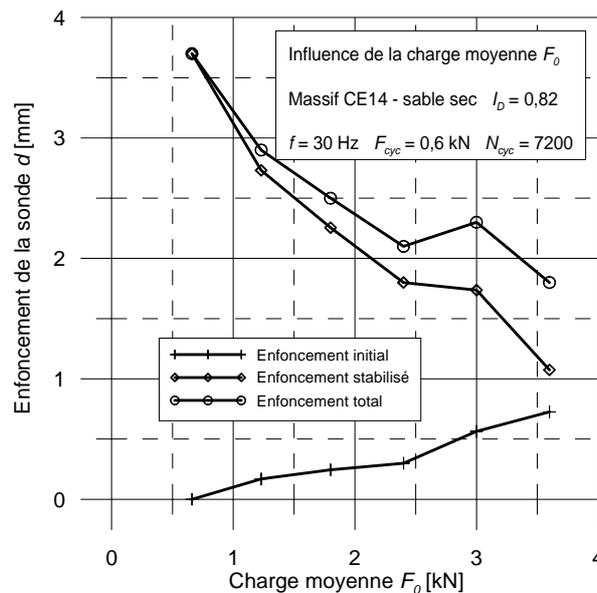


Figure IV-4 Influence de F_0 – Enfoncements initial, « stabilisé » et total

Tableau IV-3 Enfoncement de la sonde pendant la série de mise en évidence l'influence de F_0

Séquence	CE14-1	CE14-2	CE14-3	CE14-4	CE14-5	CE14-6
F_0 [kN]	3,6	3,0	2,4	1,8	1,23	0,66
Enfoncement initial [mm]	0,73	0,56	0,3	0,25	0,17	0
Enfoncement stabilisé [mm]	1,07	1,74	1,8	2,26	2,73	3,7
Enfoncement final [mm]	1,8	2,3	2,1	2,5	2,9	3,7

En ce qui concerne la vitesse d'enfoncement moyenne par seconde, on détermine pour chaque séquence deux valeurs, correspondant respectivement à la 4^{ème} et la 120^{ème} seconde du processus de vibrofonçage. Ces deux vitesses correspondent aux deux types d'enfoncements cités ci-dessus. L'évolution de ces deux valeurs en fonction de F_0 est présentée sur la figure IV-5. On remarque que, plus F_0 est faible, et plus la vitesse initiale est petite et plus la vitesse stabilisée est grande. Dans le cas de cette série, lorsque la charge moyenne F_0 est proche de l'amplitude F_{cyc} , ces deux vitesses sont presque égales.

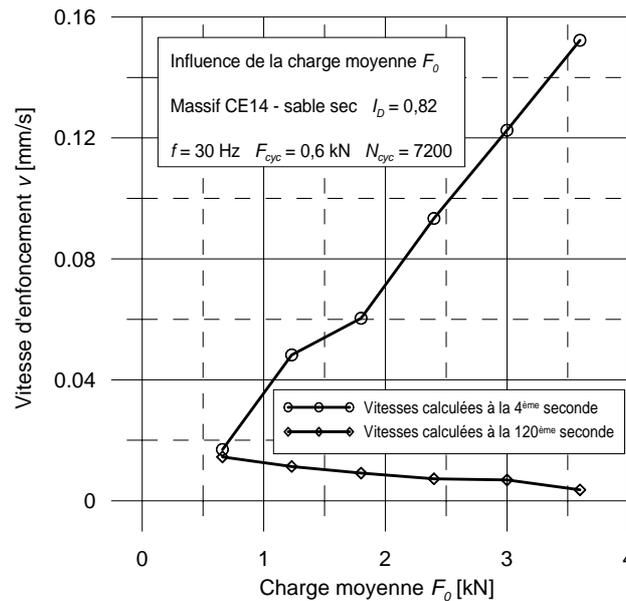


Figure IV-5 Influence de F_0 – Vitesses correspondant à 4^{ème} seconde et à 120^{ème} seconde

IV-1.3.2 Evolution de l'amplitude de déplacement d_{cyc}

L'évolution de l'amplitude de déplacement d_{cyc} est présentée sur la figure IV-6, en fonction du nombre de cycles et en fonction de F_0 . On observe que l'amplitude du déplacement est très grande pour les quelques premiers cycles, correspondant à l'enfoncement rapide initial. Elle diminue ensuite vers une valeur autour de laquelle elle se stabilise pendant le reste de l'essai. En ce qui concerne l'ordre de grandeur de d_{cyc} , on trouve que, plus F_0 est élevée et plus d_{cyc} est faible. En comparaison avec les courbes d'évolution de la vitesse d'enfoncement, on trouve que la vitesse d'enfoncement de la sonde est plus importante lorsque l'amplitude de déplacement est grande. Sur la figure IV-6, correspondant à la séquence CE14-6 où l'enfoncement final et la vitesse de la partie stabilisée sont les plus grands, l'amplitude du déplacement est significativement plus élevée que pour les autres séquences.

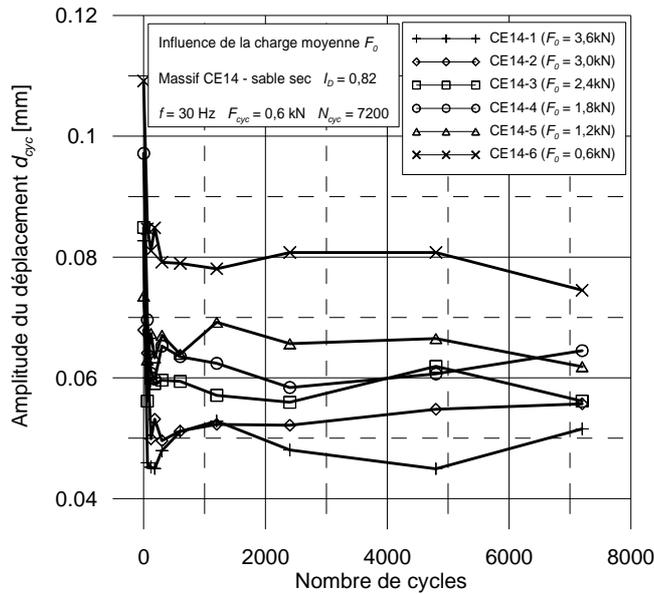


Figure IV-6 Influence de F_0 – Amplitude du déplacement d_{cyc}

IV-1.4 Influence de la charge moyenne F_0 sur la résistance en pointe q_c

IV-1.4.1 Evolution de la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$

En ce qui concerne la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$, on note que plus la charge moyenne en tête F_0 est grande et plus celle-ci est élevée (figure IV-7 a). En effet, on trouve que la valeur moyenne de la charge en tête a une influence décisive sur l'ordre de grandeur de la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$. Ainsi, dans ce contexte, on propose d'utiliser le rapport $(q_{c,0}/F_0)$ comme référence de comparaison entre les séquences.

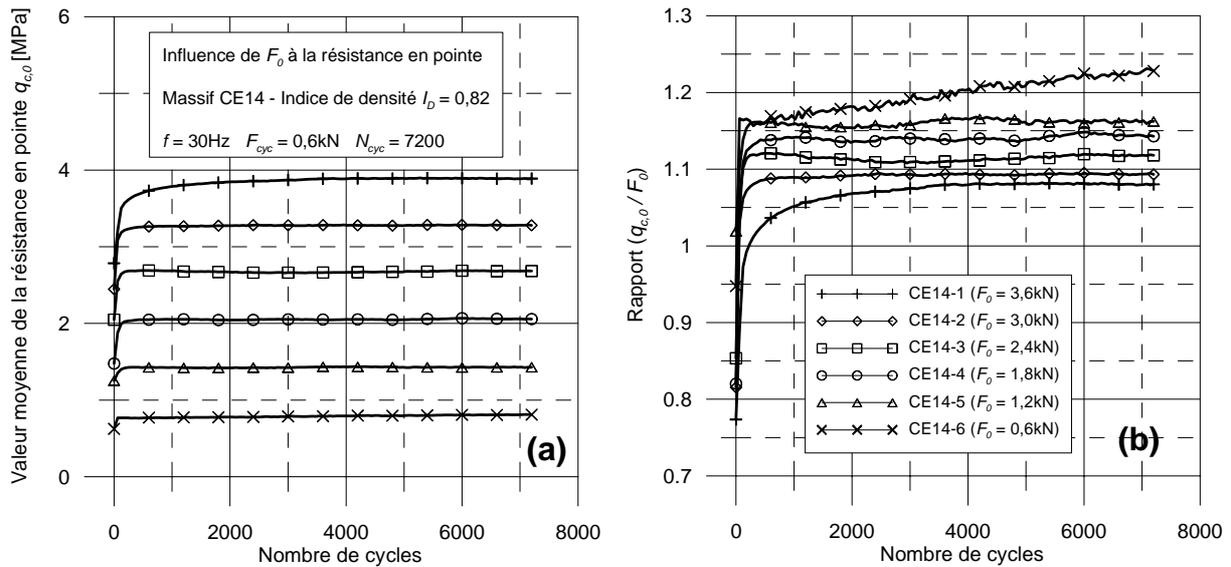


Figure IV-7 Influence de F_0 - Valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$

Ce rapport dont l'unité est [MPa/kN] prend en compte la variation de la valeur moyenne de la charge en tête F_0 . La figure IV-7 b présente les résultats de cette comparaison. On voit, sur cette figure, que le rapport $(q_{c,0}/F_0)$ est d'autant plus grand que la charge moyenne est petite. En ce qui concerne le dernier cas où l'amplitude F_{cyc} est proche de la charge moyenne F_0 et que la valeur minimale de la sollicitation se rapproche de zéro, le rapport $(q_{c,0}/F_0)$ continue à augmenter jusqu'à la fin de l'essai. Pour les autres cas, ce rapport se stabilise après quelques cycles, sauf le cas correspondant à $F_0 = 3,6$ kN, pour lequel la stabilisation est plus tardive.

IV-1.4.2 Evolution de l'amplitude $q_{c,cyc}$ et de la raideur de recharge $K_{qc,cyc}$

En ce qui concerne l'amplitude $q_{c,cyc}$ de la résistance en pointe, on note que celle-ci est significativement élevée lorsque la séquence cyclique commence. Elle diminue ensuite rapidement après quelques secondes de sollicitation jusqu'à un minimum, à partir duquel elle commence à réaugmenter régulièrement et légèrement jusqu'à la fin de l'expérience. Cette tendance est observée pour toutes les séquences de la série. La figure IV-8 présente l'évolution de l'amplitude cyclique de la résistance en pointe en fonction du nombre de cycles.

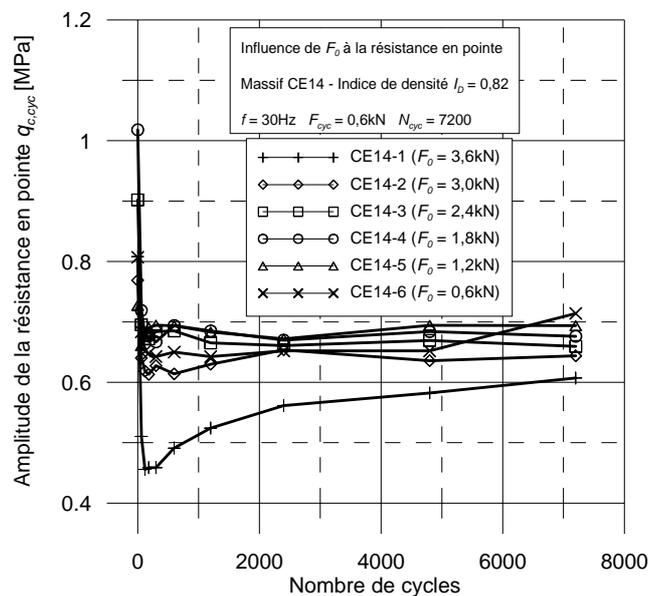


Figure IV-8 Influence de F_0 - Amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$

On observe que les séquences de cette série présentent des courbes $(q_{c,cyc} - N_{cyc})$ presque superposées sauf le cas de la première séquence CE14-1 où $q_{c,cyc}$ est plus faible que celles des autres séquences. Ce résultat est dû au fait que l'amplitude F_{cyc} de la charge en tête est égale pour les six séquences.

En ce qui concerne la raideur de la phase de recharge d'un cycle, on note sur la figure IV-9 que celle-ci est globalement légèrement plus petite aux premiers cycles que pendant le reste

de temps d'essai. Cette remarque est cohérente avec l'enfoncement initial important de chaque séquence. Cependant, l'évolution de cette raideur au cours du temps est un peu chaotique. On remarque seulement que, plus F_0 est élevée, plus la raideur de recharge de la résistance en pointe est importante. Il faut noter que, dans cette présentation, c'est le rapport $[K_{qc,cyc} / K_{qc,mon}]$ qui est utilisé pour la comparaison. Cela permet de négliger l'influence de l'état initial de chaque séquence sur le résultat global de la série.

Le fait que la raideur relative de recharge $[K_{qc,cyc} / K_{qc,mon}]$ sont d'autant plus grande que F_0 est élevée s'accorde avec les remarques précédentes relatives à l'amplitude du déplacement d_{cyc} et celle de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$. Lorsque l'amplitude de la résistance en pointe est identique, plus l'amplitude de déplacement est grande, moins la raideur de recharge est importante.

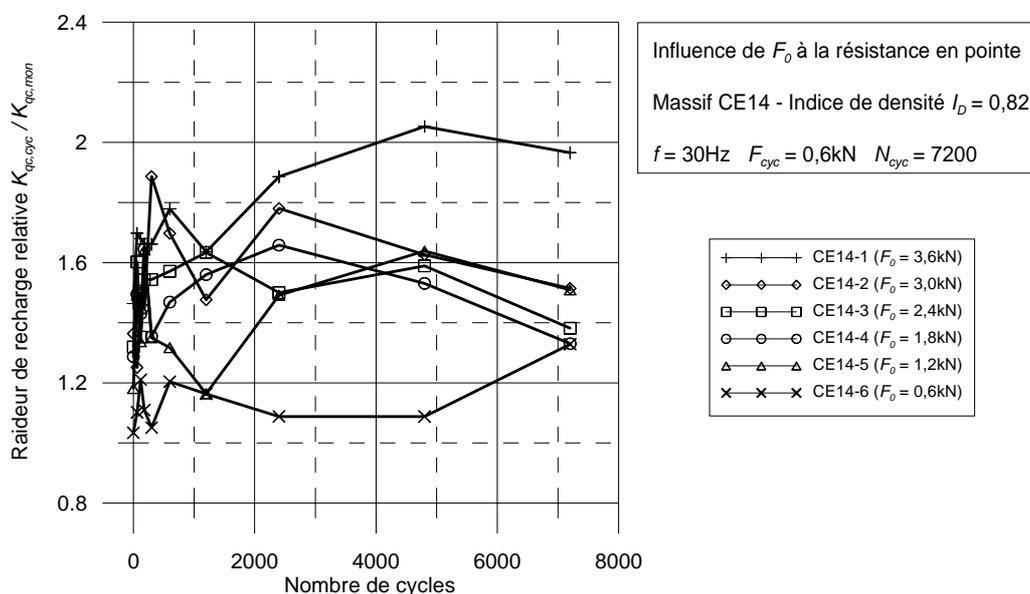


Figure IV-9 Influence de F_0 – Raideur de recharge de la résistance en pointe ($K_{qc,cyc}/K_{qc,mon}$)

IV-1.5 Influence de la charge moyenne F_0 sur le frottement latéral f_s

IV-1.5.1 Evolution de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

L'évolution de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$ est présentée dans la figure IV-10. La tendance générale d'évolution de ce paramètre consiste à une diminution rapide à partir de la valeur initiale qui est assez élevée. Le taux de diminution s'annule après quelques secondes, correspondant à la phase d'enfoncement stabilisé de la sonde.

En ce qui concerne l'ordre de grandeur de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$, on trouve une indépendance de celle-ci par rapport à la charge moyenne appliquée en tête de la sonde F_0 . Le cas correspondant à $F_0 = 3,6$ kN présente une courbe supérieure aux autres

séquences. Mais à partir du 3000^{ème} cycle, les composantes moyennes du frottement latéral des séquences de la série ont presque la même valeur. Il est possible que cette différence ait une relation avec l'évolution de la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ de cette séquence, qui est inférieure de celles des autres séquences (voir figure IV-8).

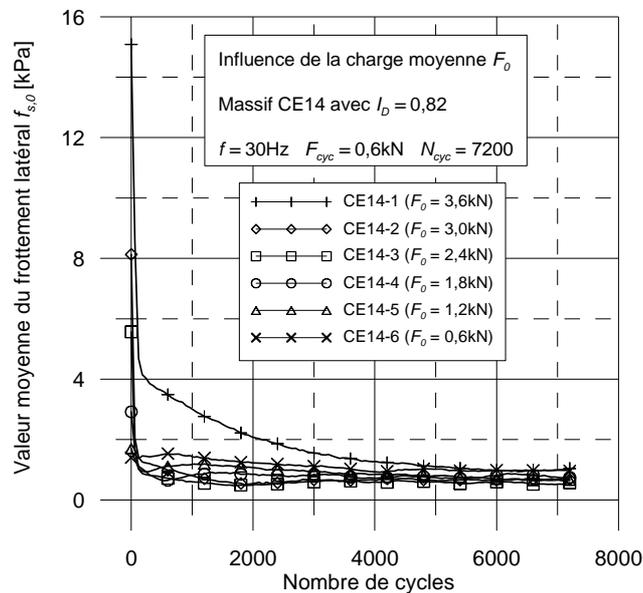


Figure IV-10 Influence de F_0 - Valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

IV-1.5.2 Evolution de l'amplitude $f_{s,0}$ et de la raideur de recharge $K_{fs,cyc}$

La figure IV-11 présente les courbes donnant l'amplitude du frottement latéral en fonction du temps et la figure IV-12 présente l'évolution de la raideur de recharge en fonction du nombre de cycles, pour cette grandeur.

En ce qui concerne l'amplitude du frottement latéral, on voit une tendance inverse de celle observée pour la résistance en pointe. Elle est plus importante lorsque la charge moyenne F_0 est grande. En ce qui concerne les charges moyennes F_0 de 3,0 ; 2,4 ; 1,8 et 1,23 kN, l'amplitude du frottement latéral a tendance à diminuer pendant tout l'essai.

Pour la séquence CE14-6 où la charge moyenne est égale à 0,66 kN, on voit que l'amplitude de la partie alternative du frottement latéral $f_{s,cyc}$ est très faible sur les premiers cycles. Elle évolue de manière significative dans les cycles qui suivent et même dépasse la valeur correspondant aux autres séquences vers la 20^{ème} seconde, et revient ensuite à la valeur correspondant aux autres séquences.

En ce qui concerne la raideur de recharge relative ($K_{fs,cyc} / K_{fs,mono}$), on note une dégradation importante de celle-ci de la séquence CE14-1. Pour les autres séquences, on observe aussi une dégradation du frottement latéral pendant le processus de vibrofonçage, mais d'un ordre de grandeur plus faible que pour la première séquence. Généralement, la valeur de la raideur de

recharge relative du frottement latéral ($K_{fs,cyc} / K_{fs,mono}$) est d'autant plus importante que la charge moyenne F_0 est grande.

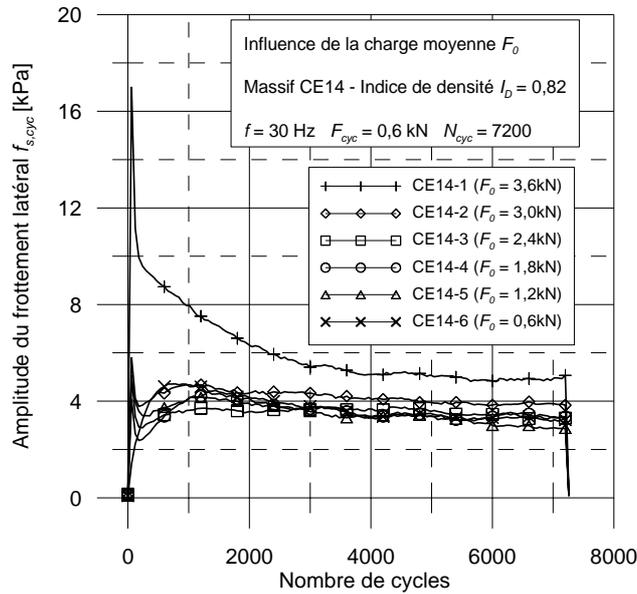


Figure IV-11 Influence de F_0 - Amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$

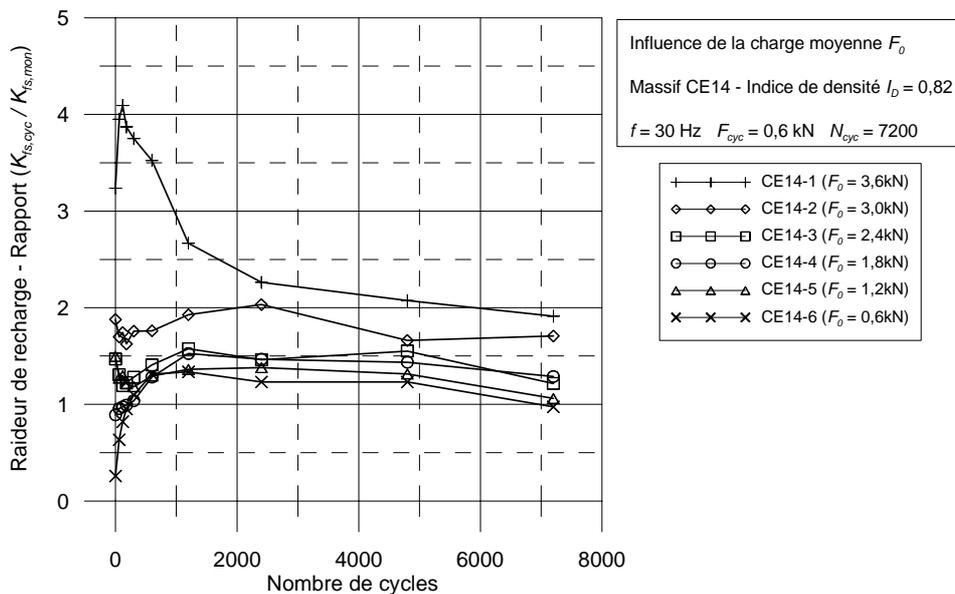


Figure IV-12 Influence de F_0 – Raideur de recharge du frottement latéral ($K_{fs,cyc}/K_{fs,mono}$)

IV-1.6 Energie fournie par le servovérin en tête de la sonde

L'énergie cumulée fournie à la sonde par servovérin est représentée en fonction du temps et du rapport (F_{cyc}/F_0) sur la figure IV-13. On note que, plus F_0 est faible, plus l'énergie fournie est importante. En effet, l'énergie fournie au pieu est d'autant plus importante que le déplacement de la sonde est grand. Les valeurs les plus élevées correspondent au cas pour lequel la sonde s'enfonce le plus.

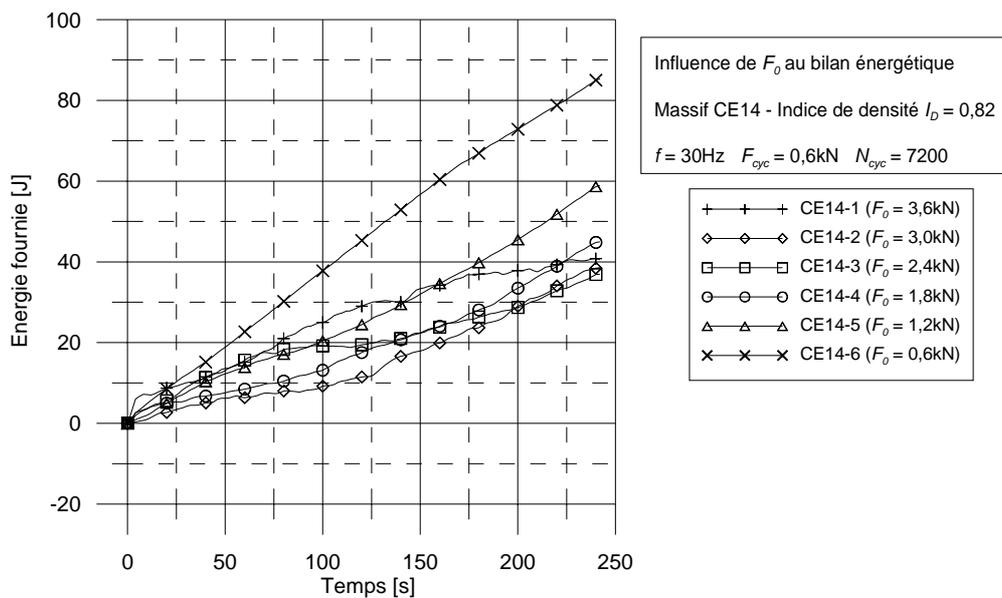


Figure IV-13 Influence de F_0 - Energie fournie par le servovérin

IV-1.7 Cas spécifique : Influence des phases de traction sur l'enfoncement de la sonde

La figure IV-14 montre deux séquences successives réalisées dans le massif CE9 (séquences CE9-a et CE9-b) (avant la série sur l'influence de la valeur maximale, F_{max} qui sera présentée dans la suite de ce chapitre). Ces deux séquences ont eu pour objectif de mettre en évidence l'influence de la présence de phases successives de traction et de compression par rapport à un chargement uniquement de compression, sur l'enfoncement de l'inclusion, à même fréquence f (égale à 30 Hz) et même amplitude cyclique F_{cyc} (égale à 0,6 kN). Les résultats obtenus en termes des courbes d'enfoncement (figure IV-14 b) montrent l'influence déterminante de l'alternance de phases de traction et de compression sur l'enfoncement de l'inclusion, par rapport à la sollicitation de compression.

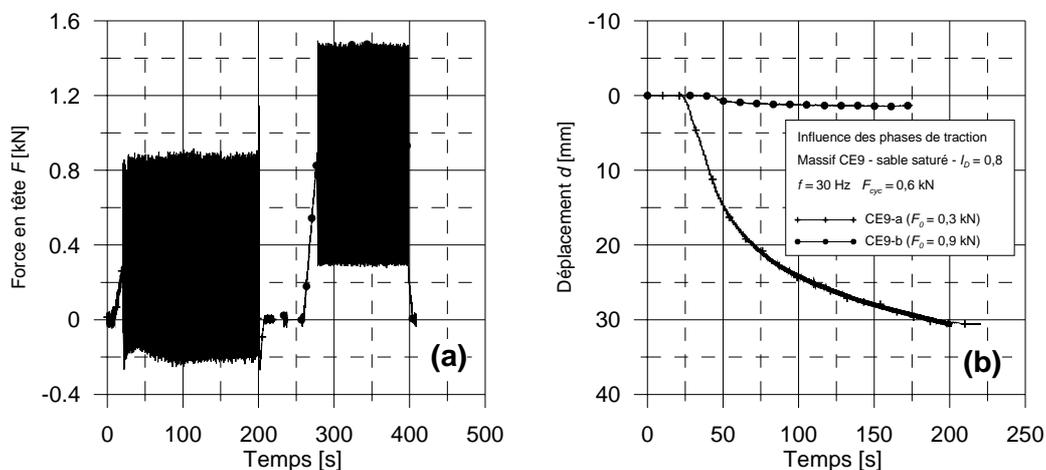


Figure IV-14 Influence des phases de traction

IV-2 Influence de l'amplitude cyclique F_{cyc}

On présente dans ce paragraphe l'influence de l'amplitude F_{cyc} de la sollicitation appliquée en tête de la sonde sur le déroulement du processus de vibrofonçage.

En réalité, l'amplitude de la force d'inertie des masselottes d'un vibreur est calculée par la formule : $F_{cyc} = me\omega^2$ dans laquelle me est le moment d'excentricité et $\omega (= 2\pi f)$ est la pulsation du vibreur. Le moment d'excentricité est invariable ; ainsi, lorsqu'on veut changer la valeur de F_{cyc} , on doit changer la pulsation du vibreur. Par conséquent, il y a une dépendance entre la fréquence de la vibration f et l'amplitude F_{cyc} du chargement. Cela ne permet pas une étude découplée de l'influence de ce dernier paramètre sur le processus de vibrofonçage.

L'utilisation du servovérin, dans le cadre de ce travail, nous a permis de faire varier l'amplitude cyclique F_{cyc} de la force appliquée en tête de la sonde sans aucune influence sur la fréquence de la sollicitation ainsi que sur d'autres paramètres.

La série d'essais de mise en évidence de l'influence de ce paramètre est réalisée dans le massif CE5. C'est un massif de sable moyennement dense, dont l'indice de densité I_D est égal à 0,80. Après mise sous contrainte, le sable a été saturé et, pendant l'expérimentation, le drainage du massif a été laissé ouvert. On a réalisé, consécutivement dans cette série, plusieurs séquences cycliques. Dans ce paragraphe, on présente les résultats des six séquences les plus représentatives qui sont nommées CE5-1 à CE5-6.

IV-2.1 Capacité portante de la sonde

On a réalisé des essais de chargement quasi-statique en vue de déterminer la capacité portante en compression ainsi qu'en traction de la sonde. La figure IV-15 présente les courbes effort – déplacement relatives à cette phase de chargement, réalisée à déplacement contrôlé pour les séquences CE5-1 à CE5-6.

En ce qui concerne la capacité portante mesurée, celle-ci est beaucoup plus grande en compression qu'en traction. On voit sur la figure IV-15 que le rapport entre les deux est de l'ordre de trois. Cela peut être expliqué par le matériau utilisé pour reconstituer le massif de sol. Il s'agit du sable de Fontainebleau, et il n'existe pas de cohésion entre le sol et la pointe. Donc, en traction, se produit un décollement entre la pointe et le sol situé ci-dessous, et l'on ne mobilise aucune résistance en pointe.

On note que la capacité portante de la sonde augmente après chaque séquence cyclique surtout en compression. On remarque aussi une augmentation de la capacité portante en traction. Mais cette augmentation est négligeable et on peut considérer que la capacité portante en traction de la sonde est pratiquement constante. L'évolution de la capacité

portante de la sonde est due à la densification du sable sous chargement cyclique et en conditions drainées.

En ce qui concerne la résistance en pointe mesurée, la phase de compression présente une augmentation régulière de cette grandeur après chaque séquence cyclique. Pendant la phase de traction, la résistance en pointe est nulle. Cela peut correspondre à un décollement entre la pointe de la sonde et le sol lors de la phase de traction.

Le frottement latéral est mobilisé lors de la phase de compression ainsi que de traction de la sonde. Mais la valeur limite obtenue pour ce paramètre est plus importante en compression qu'en traction. Cette remarque est cohérente avec les observations faites sur l'évolution de la capacité portante totale. On voit aussi pour ce paramètre une augmentation de la valeur ultime après chaque cycle. La différence entre les courbes de frottement latéral est très importante liée certainement à des conditions initiales assez différentes d'une séquence à l'autre.

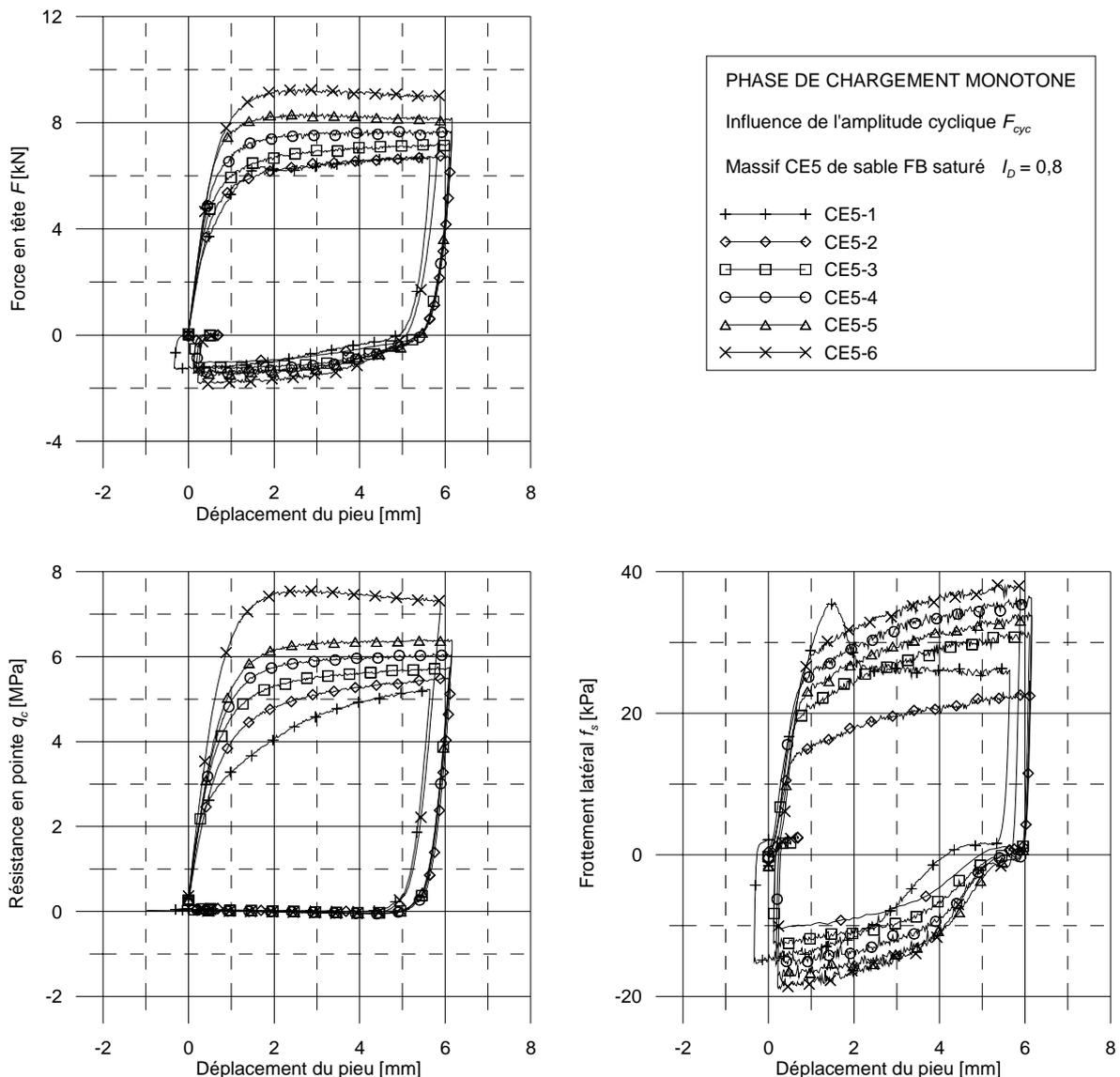


Figure IV-15 : Influence de F_{cyc} – Chargements quasi-statiques

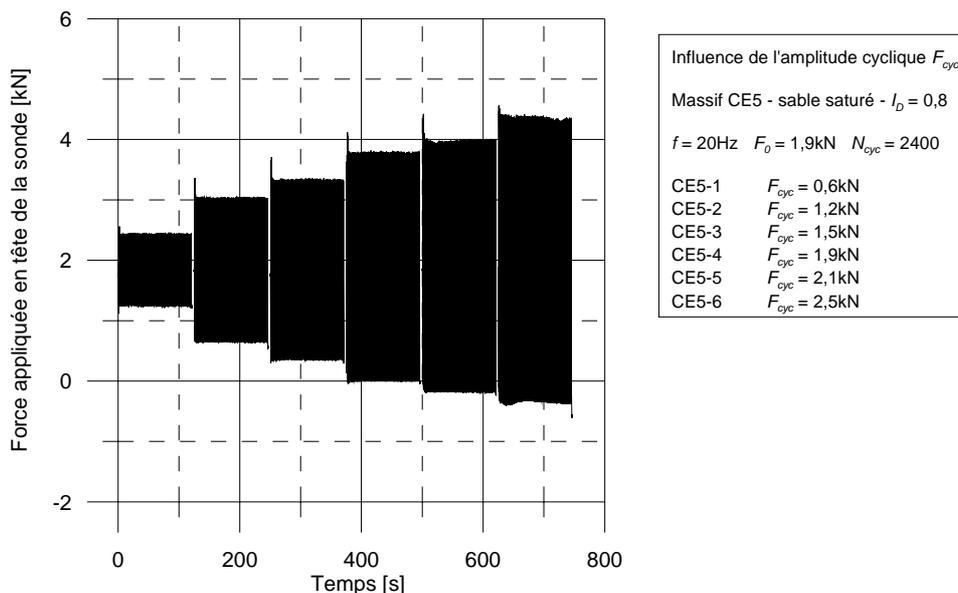
Tableau IV-4 : Raideur de la force en tête, de la résistance en pointe et du frottement latéral

Module	Unité	CE5-1	CE5-2	CE5-3	CE5-4	CE5-5	CE5-6
$K_{F,mono}$	kN/mm	8,42	9,01	10,16	11,20	12,08	12,15
$K_{qc,mono}$	MPa/mm	5,62	5,64	6,66	6,82	7,00	8,30
$K_{fs,mono}$	kPa/mm	40,89	32,23	41,34	47,80	45,59	49,53

IV-2.2 Etude de la phase de vibrofonçage

En se basant sur la capacité portante de la sonde obtenue lors de la première phase de chargement monotone dont la valeur est 6,5 kN, on a opté pour une charge moyenne F_0 de 1,9 kN. Cette valeur a été maintenue constante pendant toute la série d'essais. Les critères de choix des paramètres de la force en tête ont été abordés dans la partie IV-1. Cette valeur de F_0 nous permet de faire varier l'amplitude de la force cyclique F_{cyc} dans une gamme assez large, sans risque de provoquer un enfoncement trop rapide de la sonde. La fréquence f a été choisie à 20Hz et la durée de chaque séquence a été fixée à 2 minutes. Cela correspond à un nombre de 2400 cycles par séquence.

On a retenu des amplitudes cycliques de 0,6, 1,2, 1,5, 1,9, 2,1 et 2,5 kN successivement pour les séquences CE5-1 à CE5-6. Pour les quatre premiers essais, le chargement ne passe pas dans la zone de traction, et pendant les deux dernières, le chargement comporte des phases de traction. La figure IV-16 présente les chargements successifs appliqués lors de cette série.

Figure IV-16 Influence de F_{cyc} – Chargements cycliques

Sur cette figure, on observe que, pour les séquences CE5-1 à CE5-5, les valeurs de consigne sont bien respectées. En ce qui concerne la dernière séquence, cependant, la valeur de F_{min} atteinte n'est que de -0,3 kN au lieu de -0,6 kN visée. Les paramètres du chargement en tête sont récapitulés dans le tableau IV-5.

Tableau IV-5 Paramètres de chargements utilisés pour la mise en évidence de l'influence de F_{cyc}

Séquences	CE5-1	CE5-2	CE5-3	CE5-4	CE5-5	CE5-6
F_0 [kN]	1,90	1,90	1,90	1,90	1,90	1,90
F_{cyc} [kN]	0,60	1,20	1,50	1,90	2,10	2,50
f [Hz]	20	20	20	20	20	20

IV-2.3 Influence de l'amplitude cyclique F_{cyc} sur l'enfoncement de la sonde

IV-2.3.1 Valeur moyenne d'enfoncement de la sonde

Les courbes d'enfoncement moyen correspondant aux six séquences sont présentées en fonction du nombre de cycles sur la figure IV-17. On remarque tout d'abord que pendant la séquence CE5-6, la sonde s'enfonce beaucoup plus profondément que pour les autres séquences. Les deux séquences CE5-2 et CE5-3 présentent les courbes d'enfoncement assez voisines. Mais globalement, plus l'amplitude cyclique F_{cyc} est importante, plus l'enfoncement final de la sonde est grand, malgré le fait que la capacité portante globale augmente d'une séquence à l'autre (voir figure IV-15).

A partir des courbes de déplacement de la sonde, on note que l'enfoncement initial de la phase de vibrofonçage est important pour toutes les séquences par rapport à l'enfoncement final. Une raison possible concerne l'influence de la phase de chargement monotone qui passe en traction. Le passage en traction a une influence majeure sur le comportement de la sonde pendant la phase suivante. Cela ne nous permet pas de comparer les résultats de cette série avec les résultats d'autres séries qui ne présentent pas la phase préalable de chargement monotone en traction. Cependant, dans cette série, la comparaison est possible parce qu'après la phase quasi-statique, toutes les séquences présentent des conditions initiales similaires. Donc, la mise en évidence de l'influence de l'amplitude cyclique F_{cyc} à partir des résultats de cette série est acceptable. Les valeurs correspondant à la partie initiale, à la partie stabilisée et à l'enfoncement final des séquences sont regroupées dans le tableau IV-6. Les évolutions de ces paramètres sont présentées sur la figure IV-18.

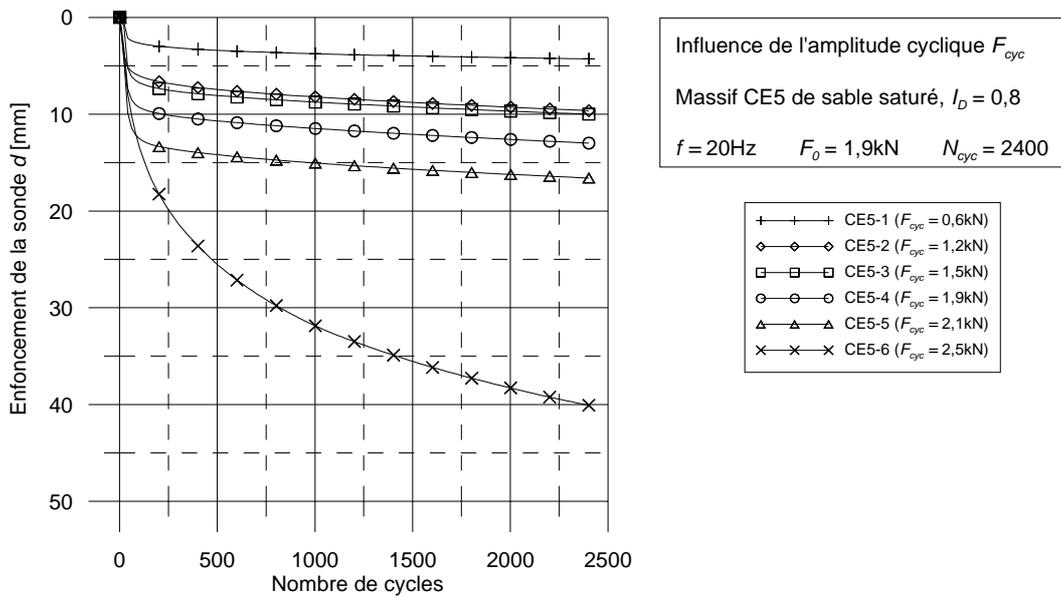


Figure IV-17 Influence de F_{cyc} - Enfoncements de la sonde

Tableau IV-6 Influence de F_{cyc} sur l'amplitude des phases d'enfoncement de la sonde

Séquence	CE5-1	CE5-2	CE5-3	CE5-4	CE5-5	CE5-6
F_{cyc} [kN]	0,60	1,20	1,50	1,90	2,10	2,50
Enfoncement initial [mm]	2,56	5,84	6,51	9,02	12,13	11,90
Enfoncement stabilisé [mm]	1,71	3,79	3,48	3,97	4,46	28,18
Enfoncement final [mm]	4,27	9,63	10,00	12,99	16,59	40,08

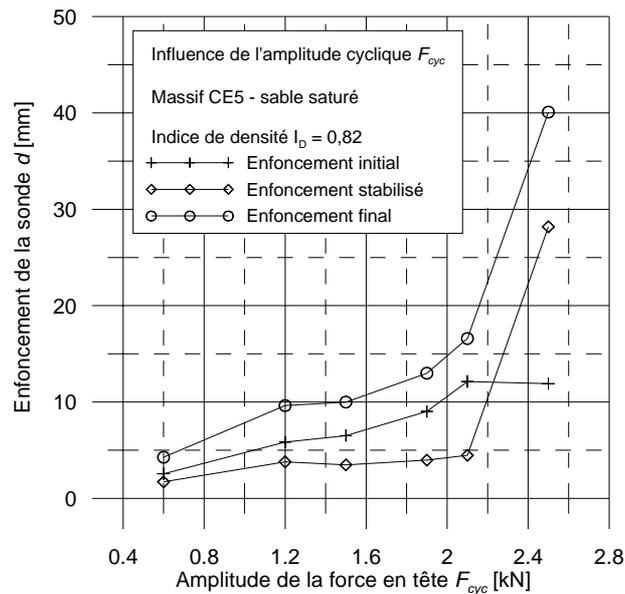


Figure IV-18 Influence de F_{cyc} - Enfoncements total, initial et « stabilisé »

En ce qui concerne l'enfoncement initial, plus l'amplitude cyclique F_{cyc} est grande et plus cet enfoncement est important. En ce qui concerne l'enfoncement en régime « stabilisé », on note aussi une dépendance de celui-ci par rapport à l'amplitude cyclique F_{cyc} . Cet enfoncement est d'autant plus important que F_{cyc} est grande.

On observe une différence remarquable entre la séquence CE5-6 et les autres, en ce qui concerne l'enfoncement obtenu ainsi que le mécanisme de déplacement. Pendant cette séquence, le passage du régime d'enfoncement initial au régime stabilisé ne s'est pas produit brusquement, phénomène que l'on peut observer pour tous les autres cas. L'enfoncement de la sonde obtenu dans ce cas est beaucoup plus important que pour les autres séquences. Comme déjà indiqué dans la partie IV-2.2, le chargement appliqué en tête de la sonde pendant cette séquence CE5-6 n'a pas pu atteindre la valeur minimale de consigne (en zone de traction). La charge en tête est susceptible, dans ce cas, d'atteindre la capacité portante en traction dynamique de la sonde, et ainsi, de favoriser l'enfoncement de la sonde.

En ce qui concerne la vitesse d'enfoncement moyenne par seconde, on détermine pour chaque séquence deux valeurs de vitesse, à 3^{ème} et 60^{ème} seconde du processus de vibrofonçage, correspondant respectivement au régime initial et stabilisé de l'enfoncement de la sonde. L'évolution de ces deux valeurs en fonction de F_{cyc} est présentée sur la figure IV-19. On remarque que plus F_{cyc} est élevée, et plus la vitesse initiale et la vitesse stabilisée sont grandes. L'ordre de grandeur de la vitesse à la 3^e seconde est beaucoup plus important que celui de la vitesse du régime d'enfoncement stabilisé. En effet, sauf pour CE5-6, la vitesse de la deuxième phase est très faible. Ainsi, bien que la durée de la phase initiale soit très courte (moins de 4 secondes), l'enfoncement obtenu durant cette phase, dans cette série, est environ 70% de l'enfoncement total de la sonde.

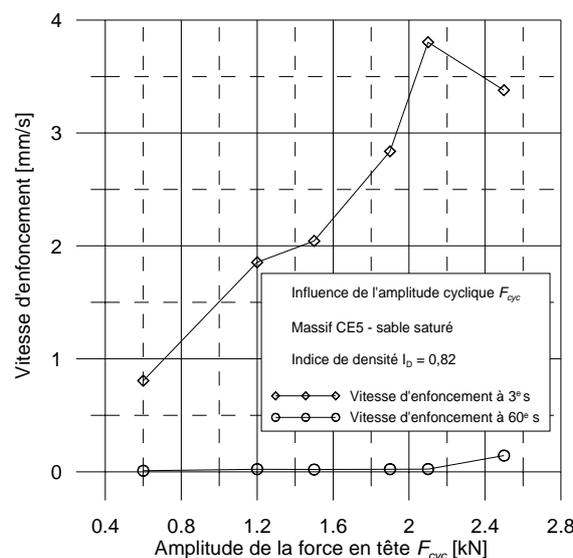


Figure IV-19 Influence de F_{cyc} - Vitesses d'enfoncement correspondant à la 3^{ème} et à la 60^{ème} secondes

IV-2.3.2 Influence de F_{cyc} sur l'amplitude de déplacement d_{cyc}

On a utilisé dix cycles caractéristiques pour analyser l'évolution de la partie alternative du déplacement ainsi que d'autres grandeurs mesurées au cours du processus. Il s'agit des cycles portant les numéros 1, 20, 40, 60, 80, 200, 400, 800, 1600 et 2400. Les résultats obtenus sont présentés sur la figure IV-20 a, en fonction du nombre de cycles.

Afin de mettre en évidence l'influence de l'amplitude F_{cyc} de la sollicitation appliquée en tête de la sonde sur son enfoncement, on a essayé de normaliser le déplacement de celui-ci par le rapport (d_{cyc} / F_{cyc}) . Les résultats obtenus sont présentés sur la figure IV-20 b.

Sur la figure IV-20 a, on note que, plus F_{cyc} est élevée, plus l'amplitude de déplacement de la sonde est grande. La courbe correspondant à la séquence CE5-6 présente une amplitude de déplacement remarquablement plus grande que les autres séquences.

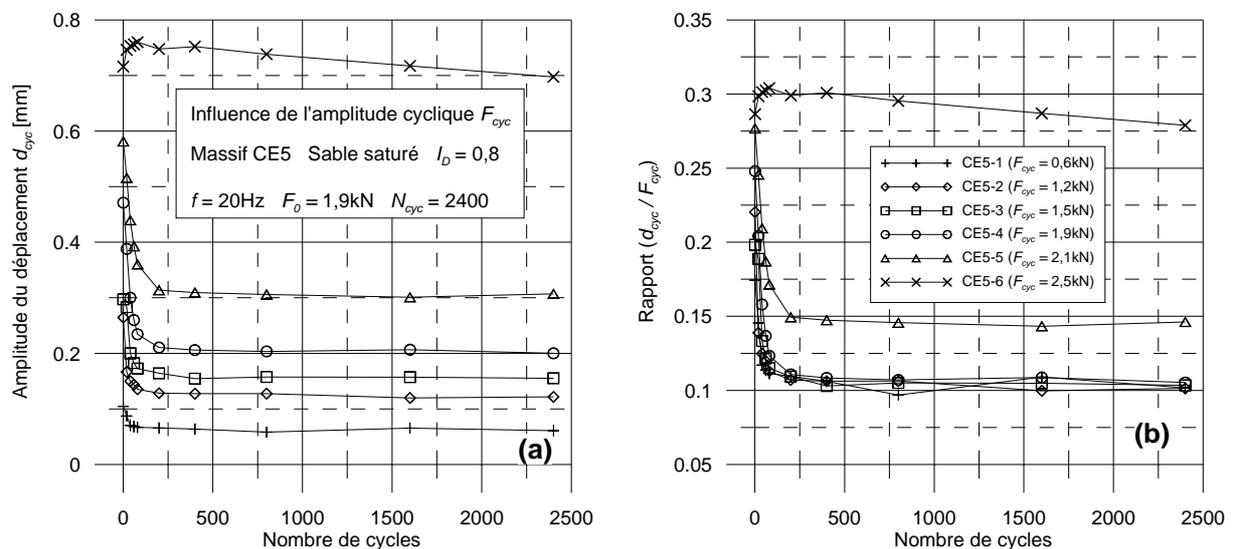


Figure IV-20 Influence de F_{cyc} – Amplitude du déplacement d_{cyc}

Sur la partie (b) de cette figure, on a obtenu un résultat intéressant. Après avoir normalisé par F_{cyc} , les courbes d'amplitude de déplacement des séquences CE5-1 à CE5-4 se superposent parfaitement. Ainsi, pour ces quatre séquences, pour lesquelles la force appliquée en tête varie seulement dans la zone en compression, l'amplitude de déplacement de la sonde est proportionnelle à F_{cyc} .

En ce qui concerne les séquences CE5-5 et CE5-6, le rapport (d_{cyc} / F_{cyc}) est plus grand que celui des quatre premières séquences. Ainsi, lorsque l'inclusion travaille alternativement en compression et traction, la vitesse d'augmentation de l'amplitude de déplacement d_{cyc} est plus rapide que la vitesse d'augmentation de l'amplitude de la sollicitation cyclique appliquée en tête de la sonde.

IV-2.4 Influence de l'amplitude F_{cyc} sur la résistance en pointe q_c

IV-2.4.1 Evolution de la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$

La figure IV-21 présente l'évolution de la partie moyenne de la résistance en pointe de la sonde en fonction du nombre de cycles, pendant les six séquences considérées. On trouve, à partir de cette figure, une tendance générale d'évolution similaire pour toutes les séquences. D'abord, la valeur moyenne de la résistance en pointe de la sonde augmente et rediminue très rapidement pendant les trois premières secondes. Ceci correspond au pic visible au début des courbes de la figure IV-21. Ensuite, on observe un minimum (vallée) suivi d'une lente réaugmentation jusqu'à obtention d'un palier résiduel.

On note que le seuil ultime de la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ est d'autant plus important que F_{cyc} est faible. Le seuil correspondant aux séquences CE5-5 et CE5-6, pour lesquelles le pieu est passé en traction, est remarquablement plus petit que celui des quatre premières séquences. Sauf pour CE5-6, plus F_{cyc} est grande, et plus la différence entre la valeur minimale et le seuil ultime est importante.

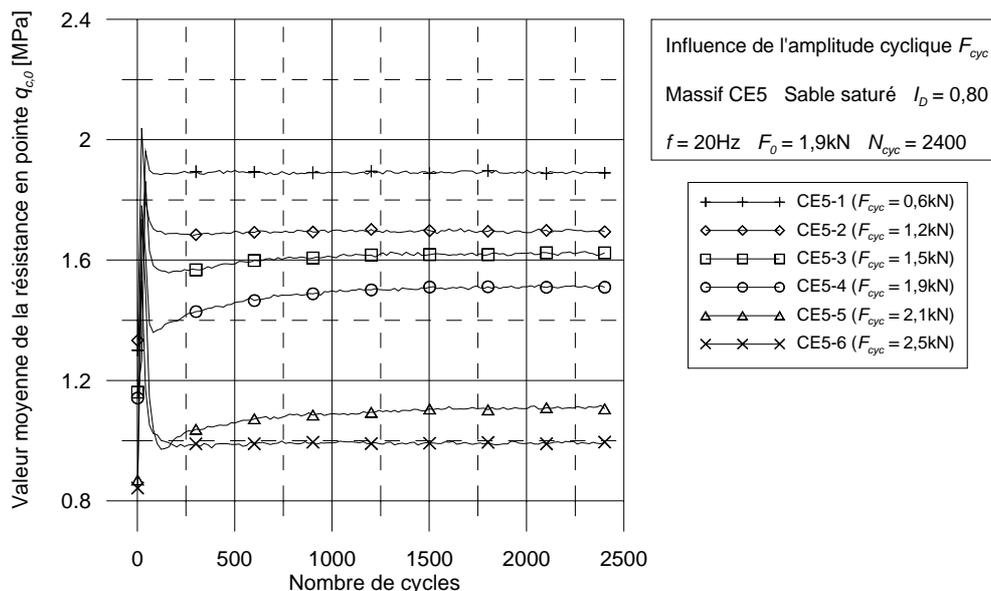


Figure IV-21 : Influence de F_{cyc} – Valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$

IV-2.4.2 Evolution de l'amplitude $q_{c,cyc}$ et de la raideur de recharge $K_{q_{c,cyc}}$

En ce qui concerne l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$, on observe que, pour les séquences CE5-1 à CE5-5, l'amplitude $q_{c,cyc}$ est quasiment constante pendant tout l'essai, tandis que pour la séquence CE5-6, celle-ci augmente régulièrement jusqu'à la fin de l'essai (figure IV-22 a)

En ce qui concerne l'ordre de grandeur de l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$, plus F_{cyc} est élevée, et plus celle-ci est importante. En divisant cette amplitude $q_{c,cyc}$ par F_{cyc} , on

peut distinguer trois cas différents (figure IV-22 b). La séquence CE5-1 présente le rapport ($q_{c,cyc} / F_{cyc}$) le plus faible. Les quatre séquences CE5-2 à CE5-5 donnent le même résultat, un peu plus grand que celui correspondant à CE5-1. Finalement, le rapport correspondant à la séquence CE5-6 est largement plus élevé que les autres. Donc, généralement, sauf pour cette séquence, l'augmentation de $q_{c,cyc}$ est proportionnelle à l'amplitude cyclique F_{cyc} .

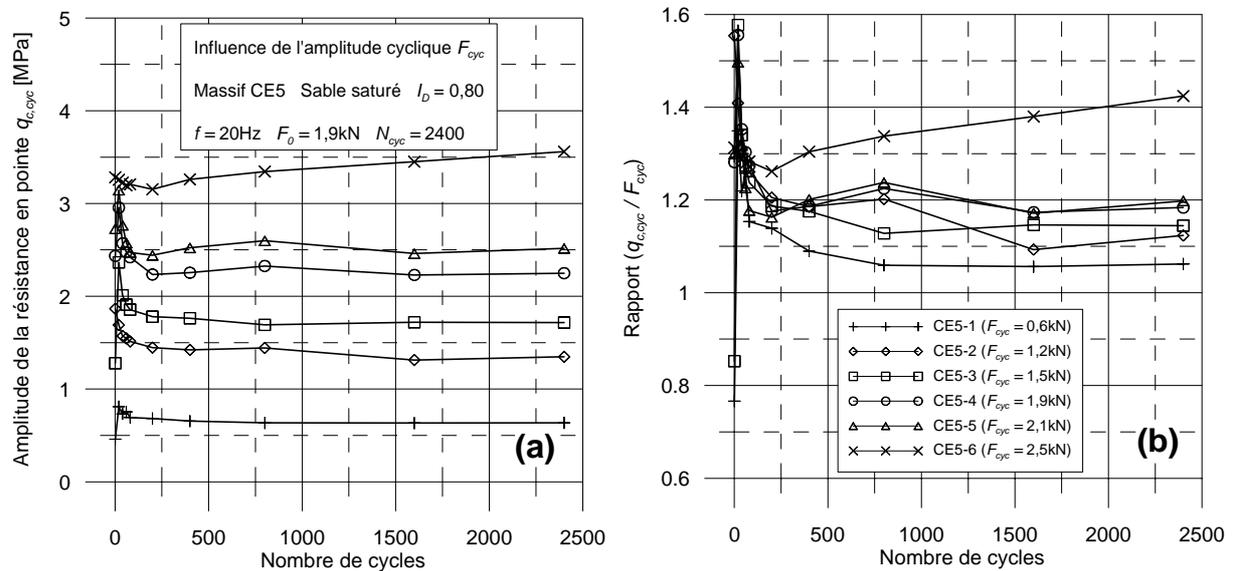


Figure IV-22 : Influence de F_{cyc} - Amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$

La figure IV-23 a présente l'évolution de la raideur $K_{q,c,cyc}$ de la résistance en pointe, en fonction du nombre de cycles, paramétrée par F_{cyc} . Sur cette figure, on trouve que la raideur de recharge de la résistance en pointe $K_{q,c,cyc}$ augmente au cours du temps, pour toutes les séquences. Cela correspond à une densification du sable sous la pointe de la sonde. On note aussi qu'au début de la phase cyclique, cette raideur est d'autant plus élevée que F_{cyc} est faible.

En ce qui concerne l'ordre de grandeur, on trouve que les raideurs $K_{q,c,cyc}$ des séquences CE5-1 à CE5-5 sont très proches, avec des courbes qui se rapprochent après le 1000ème cycle, tandis que la valeur de $K_{q,c,cyc}$ correspondant à la séquence CE5-6 est sensiblement plus faible. Ce résultat montre une influence défavorable de l'amplitude F_{cyc} sur la mobilisation de la résistance en pointe, ce qui peut expliquer aussi l'enfoncement très rapide de la sonde pendant la séquence CE5-6.

En tenant compte de l'état initial du sable, on a pris le rapport (K_{cyc}/K_{mono}) comme critère de comparaison. Le résultat de cette interprétation est illustré sur la figure IV-23 b. On observe que plus l'amplitude cyclique de la force en tête F_{cyc} est élevée, plus la raideur relative ($K_{q,c,cyc}/K_{q,c,mon}$) de la résistance en pointe est faible. On note aussi que la raideur cyclique de la résistance en pointe dans les cinq premiers cas est plus grande que la raideur monotone, tandis que pour la séquence CE5-6, la raideur cyclique est plus petite que la raideur monotone.

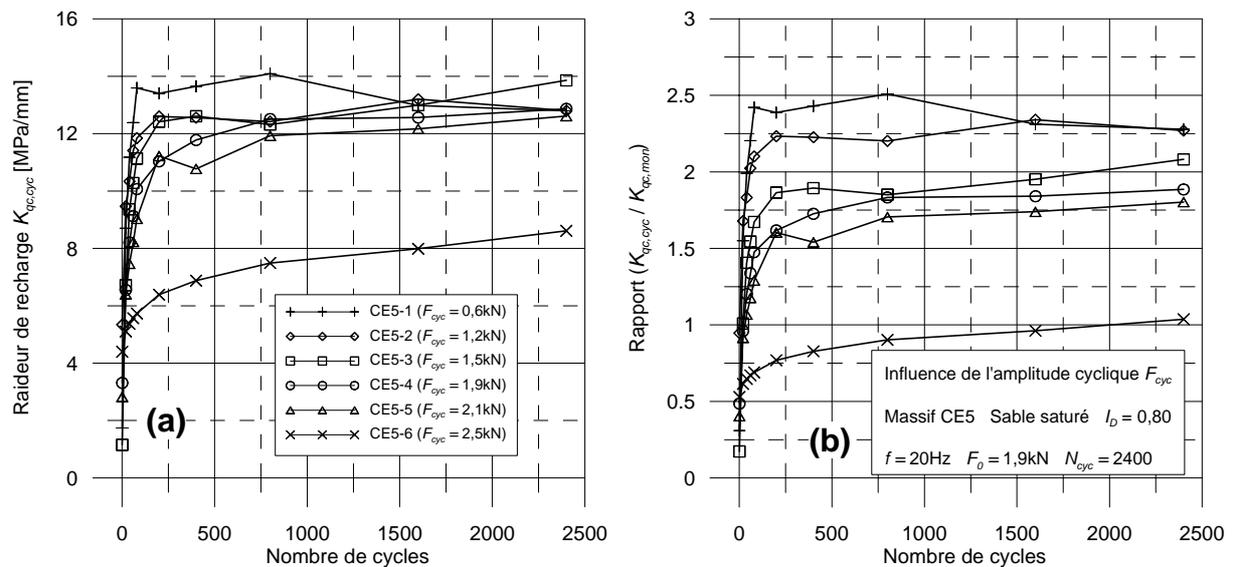


Figure IV-23 Influence de F_{cyc} - Raideur de recharge de la résistance en pointe $K_{qc,cyc}$

IV-2.5 Influence de F_{cyc} sur le frottement latéral f_s

IV-2.5.1 Evolution de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

L'évolution de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$ est présentée sur la figure IV-24. Généralement, la forme des courbes est similaire. Comme pour l'évolution de la valeur moyenne de la résistance en pointe, les premiers cycles présentent une valeur moyenne du frottement latéral très importante qui diminue rapidement vers une valeur minimale. Ensuite, les courbes montrent une remontée suivie d'une lente redécroissance vers une valeur ultime stabilisée.

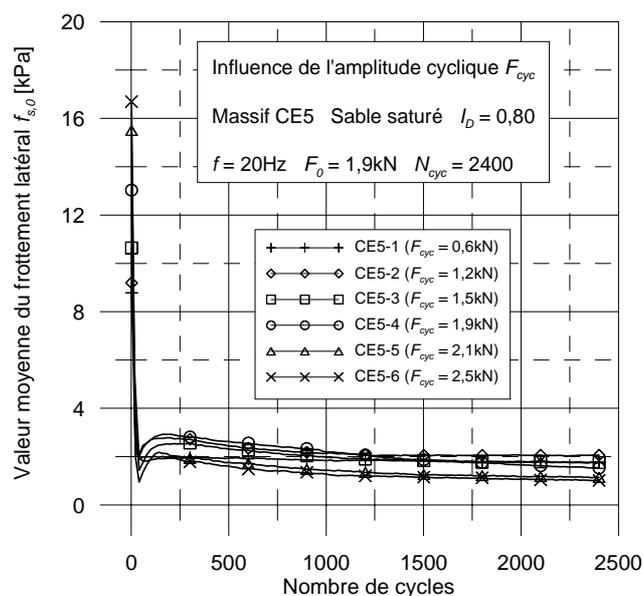


Figure IV-24 : Influence de F_{cyc} - Valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

On note que la valeur moyenne du frottement latéral n'est pas influencée par l'amplitude cyclique de la force en tête de la sonde. Les courbes de cette série sont pratiquement confondues. En effet, il y a une légère différence entre les courbes, mais cette différence est négligeable. De plus, l'ordre de grandeur de la valeur moyenne du frottement latéral est très petit, autour de 2kPa. Donc, on peut considérer que la valeur moyenne du frottement latéral est indépendante de l'amplitude cyclique de la force en tête F_{cyc} .

IV-1.3.1 Evolution de l'amplitude $f_{s,cyc}$ et de la raideur de recharge $K_{fs,cyc}$

Pour toutes les séquences de cette série, on observe sur la figure IV-25 une diminution progressive de l'amplitude du frottement latéral au cours du temps. Sa valeur à la fin de l'essai est environ la moitié de la valeur maximale que l'on trouve au début de la séquence.

En ce qui concerne l'ordre de grandeur, la disposition des courbes sur le graphique donnant $f_{s,cyc}$ est chaotique. On ne trouve pas de relation claire entre l'amplitude cyclique de la force en tête et l'amplitude du frottement latéral.

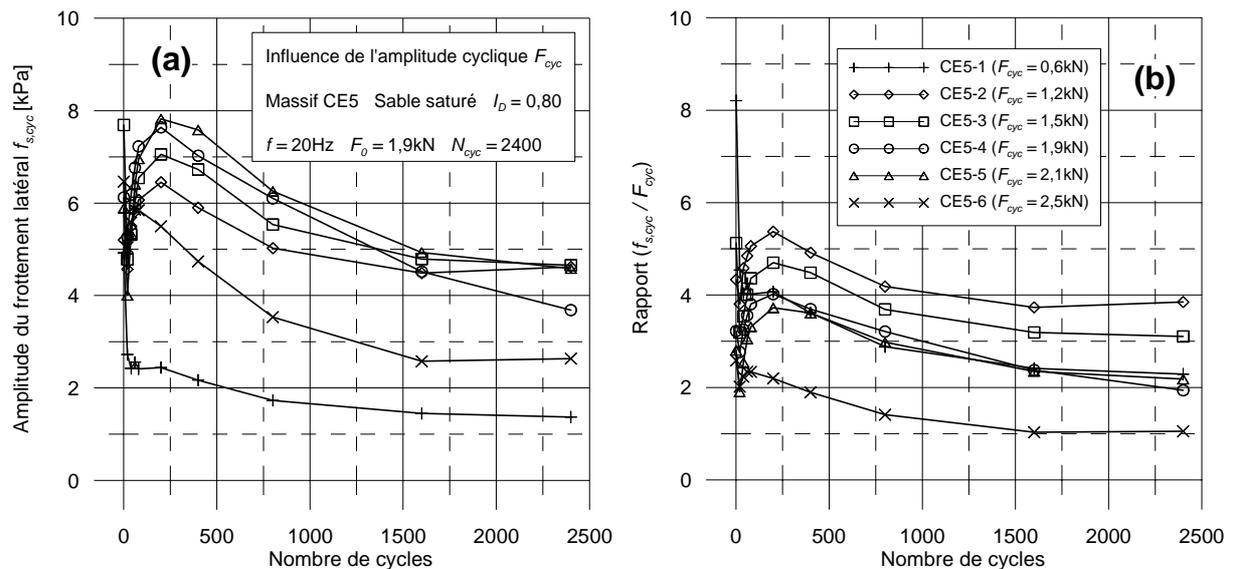


Figure IV-25 Influence de F_{cyc} - Amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$

Dans le plan $(f_{s,cyc}/F_{cyc})$ fonction du nombre de cycles, plus F_{cyc} est grande, moins le rapport $(f_{s,cyc}/F_{cyc})$ est important, à l'exception de la séquence CE5-1.

On remarque que la valeur de l'amplitude $f_{s,cyc}$ pendant la séquence CE5-6 est toujours la plus faible par rapport aux autres séquences. Par conséquent, la résistance de la sonde mobilisée pendant la séquence CE5-6 est la plus petite parmi les séquences, ce qui explique un enfoncement important de la sonde dans ce cas.

En ce qui concerne l'évolution de la raideur de recharge $K_{fs,cyc}$, voir figure IV-26, on trouve d'abord une diminution de celle-ci en fonction du nombre de cycles. Ce résultat rend compte

d'une dégradation du frottement latéral lors du processus de vibrofonçage. Pour les séquences CE5-2 à CE5-6, la raideur de recharge est d'autant plus importante que l'amplitude F_{cyc} est faible. Cette remarque est mieux visible sur la partie droite de la figure IV-26 dans laquelle on a tenu compte de l'état initial du sol par l'intermédiaire du rapport $(K_{fs,cyc}/K_{fs,mon})$.

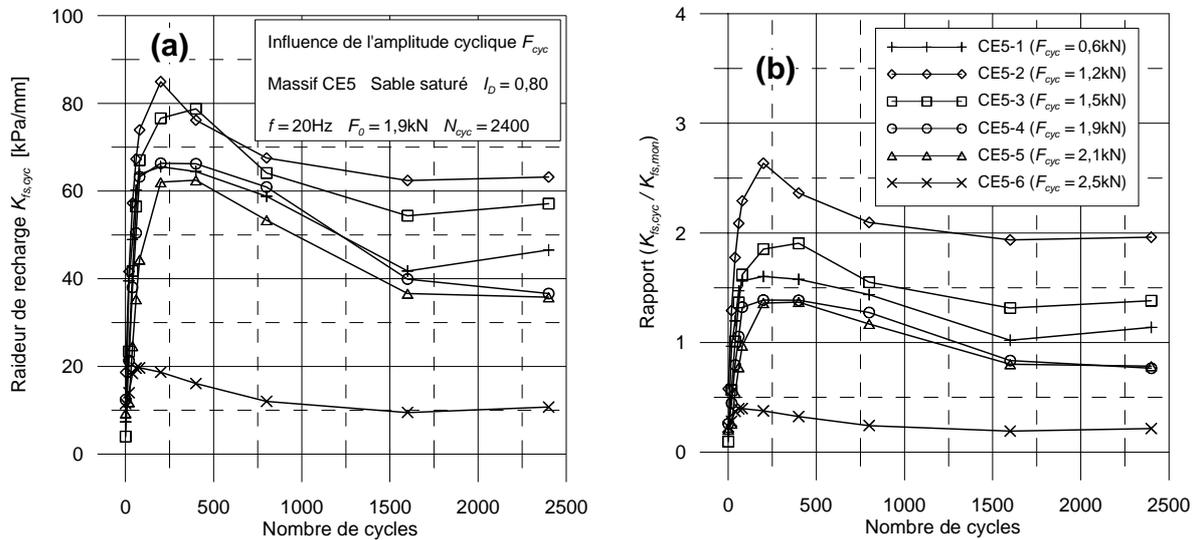


Figure IV-26 Influence de F_{cyc} - Raideur de recharge du frottement latéral $K_{fs,cyc}$

IV-2.6 Energie fournie par le servovérin en tête de la sonde

Sur la figure IV-27 a on présente l'évolution de la puissance fournie par le servovérin en fonction du temps. A partir de cette puissance, on a calculé l'énergie fournie à la sonde pour l'enfoncer (figure IV-27 b). Cette énergie correspond aussi au travail du servovérin pour enfoncer la sonde. On note que, plus F_{cyc} est élevée, et plus la puissance ainsi que l'énergie fournie sont importantes.

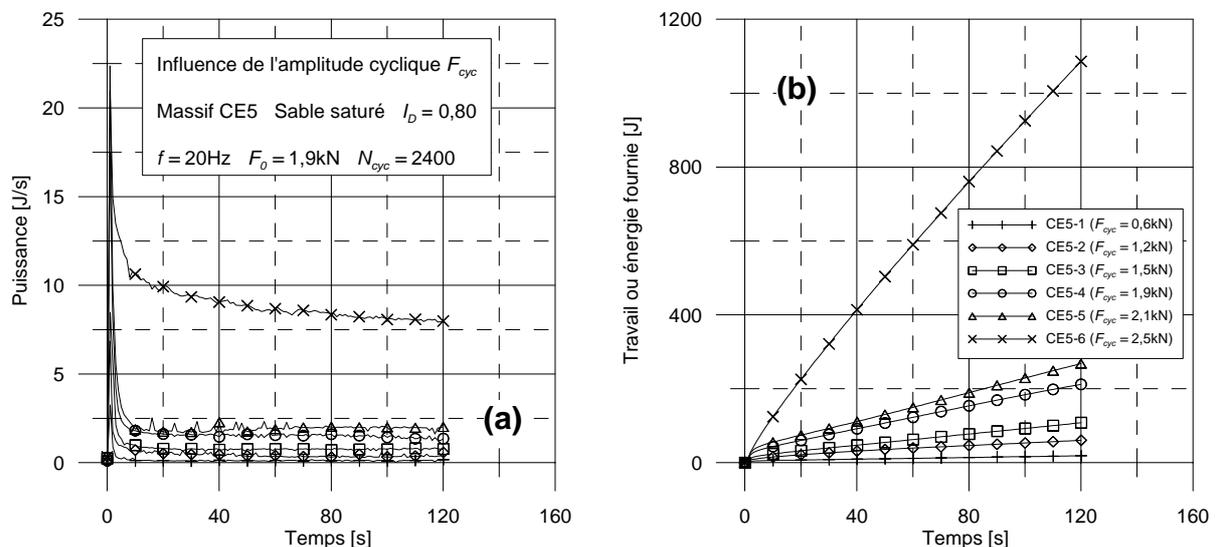


Figure IV-27 : Influence de F_{cyc} - Puissance et énergie fournies par le servovérin

IV-3 Influence de la valeur maximale F_{max} de la sollicitation appliquée en tête

Dans les parties précédentes, on a constaté que l'amplitude cyclique de la force en tête F_{cyc} a une influence prépondérante sur l'enfoncement qui est d'autant plus importante que F_{cyc} est grande. En revanche, en ce qui concerne la charge moyenne F_0 , on observe une diminution de l'enfoncement avec l'augmentation de ce paramètre.

D'autre part, dans la série réalisée pour mettre en évidence l'influence de l'amplitude cyclique F_{cyc} , une limite de chargement semble apparaître, au delà de laquelle le comportement de l'inclusion change complètement. On l'a observé essentiellement pour la dernière séquence, avec un enfoncement très important par rapport aux autres. Cela pourrait provenir de l'influence de la zone de traction, mais aussi de la limite supérieure de la sollicitation appliquée.

Afin de compléter cette étude paramétrique, on a réalisé deux séries supplémentaires, à savoir une série pour mettre en évidence l'influence de la valeur maximale F_{max} et une série pour mettre en évidence l'influence de la valeur minimale F_{min} de la charge cyclique appliquée en tête de la sonde. Pour la première série, on a fixé une valeur minimale F_{min} et on augmente la valeur maximale F_{max} après chaque séquence. Cela correspond à une augmentation à la fois de l'amplitude cyclique et de la charge moyenne. La deuxième série consiste à fixer la valeur maximale F_{max} et à diminuer la valeur minimale F_{min} de la charge en tête. Autrement dit, dans cette série, on a augmenté l'amplitude F_{cyc} en diminuant simultanément la valeur moyenne F_0 de la sollicitation après chaque essai.

On s'intéresse, dans cette partie, à l'influence de F_{max} . Cette série a été exécutée dans le massif CE9, de sable de Fontainebleau moyennement dense ($I_D = 0,8$). Le sable est saturé après mise en place. Pendant les essais, l'état du sol est considéré comme identique. La contrainte de consolidation est maintenue à 50 kPa en latéral et à 125 kPa en vertical. Six séquences ont été réalisées successivement, identifiées CE9-1 à CE9-6.

IV-3.1 Chargement monotone de capacité portante

On a précédemment constaté l'influence de la phase de chargement monotone en traction (par exemple les résultats de la série de l'amplitude cyclique F_{cyc}) sur le mécanisme de vibrofonçage de la sonde. De plus, la capacité portante totale ainsi que le frottement latéral de la sonde en traction n'évoluent quasiment pas pendant une série. Pour ce massif, on a décidé de réaliser uniquement un chargement monotone en compression. Sur la figure IV-28, on remarque que la capacité portante de la sonde évolue de manière significative après chaque

séquence, surtout en ce qui concerne le frottement latéral. Cela confirme l'influence positive des séquences de vibrofonçage sur le comportement de la sonde.

Les valeurs des raideurs monotones sont données dans le tableau IV-7.

Tableau IV-7 Raideurs monotone de la force en tête, de la résistance en pointe et du frottement de la sonde

Module	Unité	CE9-1	CE9-2	CE9-3	CE9-4	CE9-5	CE9-6
$K_{F,mon}$	kN/mm	8,82	10,54	11,55	12,52	13,66	15,02
$K_{qc,mon}$	MPa/mm	5,85	6,16	6,43	7,53	8,09	8,74
$K_{fs,mon}$	kPa/mm	69,78	77,27	66,00	61,75	64,83	67,41

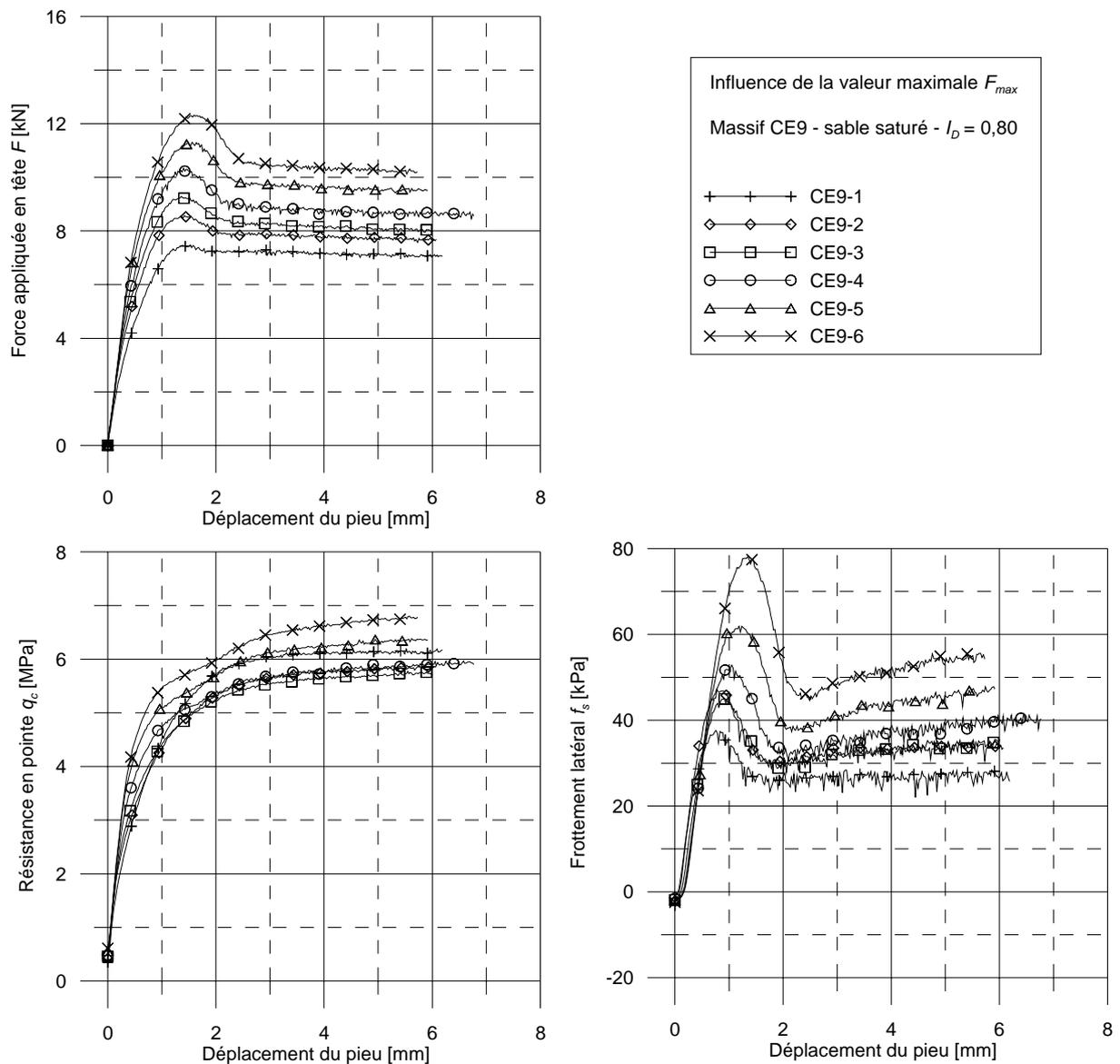


Figure IV-28 Influence de F_{max} – Chargements quasi-statiques

IV-3.2 Chargements cycliques appliqués en tête de la sonde

On a choisi pour cette série d'essais une valeur minimale constante F_{min} de compression égale à 0,3 kN. La fréquence f a été prise égale à 30Hz et la durée de chaque séquence a été fixée à 2 minutes, correspondant à 3600 cycles.

Les valeurs maximales de la charge cyclique F_{max} correspondant aux six séquences sont 1,9, 2,7, 3,5, 4,3, 5,3 et 6,3 kN. Le pas d'augmentation de la valeur maximale a été pris égal à 0,8 et 1,0kN.

Les valeurs de la valeur moyenne F_0 et de l'amplitude cyclique F_{cyc} correspondantes sont récapitulées dans le tableau IV-8. Dans ce tableau, on présente le rapport entre la valeur maximale F_{max} de la phase cyclique et la capacité portante Q_c déterminée pendant la phase de chargement quasi-statique correspondante. Ce rapport augmente après chaque séquence de vibrofonçage. Cependant, la différence entre ces deux valeurs n'a presque pas évolué pendant les six séquences. Elle a varié entre 5,5 et 6,1kN dans la série.

La figure IV-29 présente les séquences réalisées dans la série. Elles sont représentées chronologiquement. On voit que la valeur minimale est constante et égale à 0,3kN pendant toutes les séquences de cette série et que la valeur maximale satisfait bien aux valeurs de consigne.

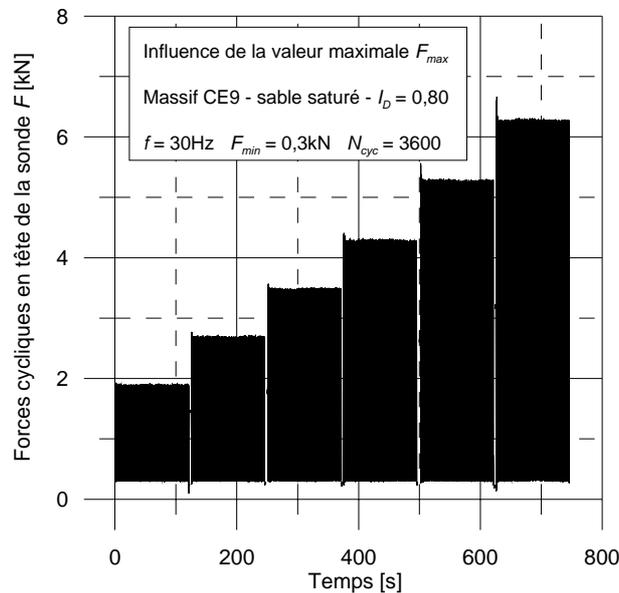


Figure IV-29 Influence de F_{max} - Chargements cycliques

Tableau IV-8 Paramètres de chargement de la série de mise en évidence l'influence de F_{max}

Séquences	Unité	CE9-1	CE9-2	CE9-3	CE9-4	CE9-5	CE9-6
F_0	kN	1,1	1,5	1,9	2,3	2,8	3,3
F_{cyc}	kN	0,8	1,2	1,6	2,0	2,5	3,0
F_{max}	kN	1,9	2,7	3,5	4,3	5,3	6,3
Q_c	kN	7,4	8,5	9,3	10,4	11,4	12,2
F_{max} / Q_c	-	0,26	0,32	0,38	0,41	0,46	0,52
$Q_c - F_{max}$	kN	5,5	5,8	5,8	6,1	6,1	5,9

IV-3.3 Influence de F_{max} sur l'enfoncement de la sonde

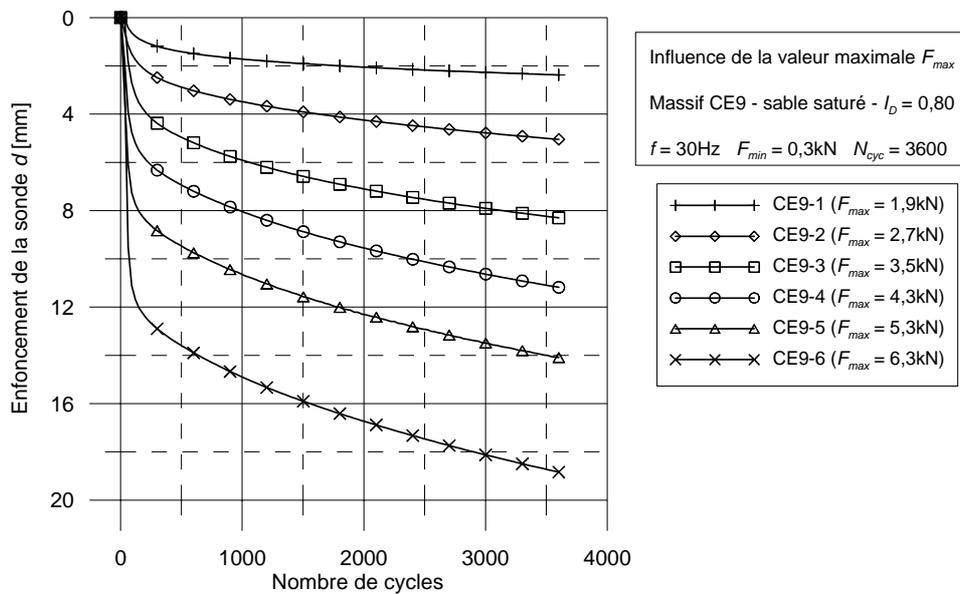
Influence de F_{max} sur la valeur moyenne de l'enfoncement d_0

La figure IV-30 présente les courbes d'enfoncement moyennes obtenues. On constate que, plus la valeur maximale F_{max} de la force en tête est importante, plus la sonde s'enfonce. Malgré le fait que les essais à grande valeur de F_{max} soient réalisés dans les conditions les plus défavorables, à savoir la capacité portante la plus élevée de la sonde (dernière séquence), l'enfoncement final dans ces cas est plus importante que celui correspondant aux faibles valeurs de F_{max} .

Comme on l'a vu à partir du tableau IV-8, la différence entre la capacité portante monotone Q_c et la valeur maximale cyclique F_{max} ne change pas significativement d'une séquence à l'autre. Donc, cette différence ne joue pas un rôle important dans l'enfoncement de la sonde. En ce qui concerne le rapport (F_{max}/Q_c), plus ce rapport est grand, plus l'enfoncement de la sonde est important.

Néanmoins, on n'a pas pu déterminer la limite supérieure de la charge cyclique appliquée. Le régime d'enfoncement de la sonde des séquences ne présente pas de différence remarquable, à savoir le régime d'enfoncement élasto-plastique. Les valeurs de l'enfoncement correspondant aux phases initiale et stabilisée sont données dans le tableau IV-9.

En ce qui concerne l'enfoncement initial, on note que, plus la valeur maximale F_{max} ainsi que le rapport (F_{max}/Q_c) sont élevés, plus cet enfoncement final est important. En ce qui concerne l'enfoncement stabilisé, celui-ci est proportionnel à la valeur maximale F_{max} et du rapport (F_{max}/Q_c).

Figure IV-30 Influence de F_{max} - Enfoncements de la sonde

Ces remarques sont cohérentes avec la série relative à l'étude de l'influence de l'amplitude F_{cyc} . Dans cette série, on ne trouve pas d'influence prépondérante de la valeur maximale F_{max} sur la deuxième phase d'enfoncement de la sonde.

En ce qui concerne la vitesse d'enfoncement de la sonde, on a déterminé trois valeurs de celles-ci, correspondant au début (3^e seconde), au temps moyen (60^e seconde) et à la fin (120^e seconde) du processus de vibrofonçage (figure IV-31). Les figures IV-31 e et f (zoom des figures IV-31 c et d) illustrent bien la diminution de la vitesse d'enfoncement lors de la deuxième phase de déplacement de la sonde. Ce résultat est évident car le comportement de la sonde a été amélioré après chaque cycle (densification cyclique du massif).

La vitesse d'enfoncement de la sonde est d'autant plus importante que F_{max} et (F_{max}/Q_c) sont élevés. A partir des courbes de vitesse en fonction du rapport (F_{max}/Q_c) , il semble que la vitesse d'enfoncement, y compris la vitesse initiale et la vitesse stabilisée, soient très importantes lorsqu'on augmente ce rapport. Dans la limite de la validité des résultats obtenus, les vitesses d'enfoncement sont proportionnelles au rapport (F_{max}/Q_c) .

Tableau IV-9 Influence de F_{max} sur l'enfoncement moyenne de la sonde

Séquences	CE9-1	CE9-2	CE9-3	CE9-4	CE9-5	CE9-6
F_{max} [kN]	1,90	2,70	3,50	4,30	5,30	6,30
Rapport (F_{max}/Q_c)	0,26	0,32	0,38	0,41	0,46	0,52
Enfoncement initial [mm]	2,56	5,84	6,51	9,02	12,13	11,90
Enfoncement stabilisé [mm]	1,71	3,79	3,48	3,97	4,46	28,18
Enfoncement final [mm]	4,27	9,63	10,00	12,99	16,59	40,08

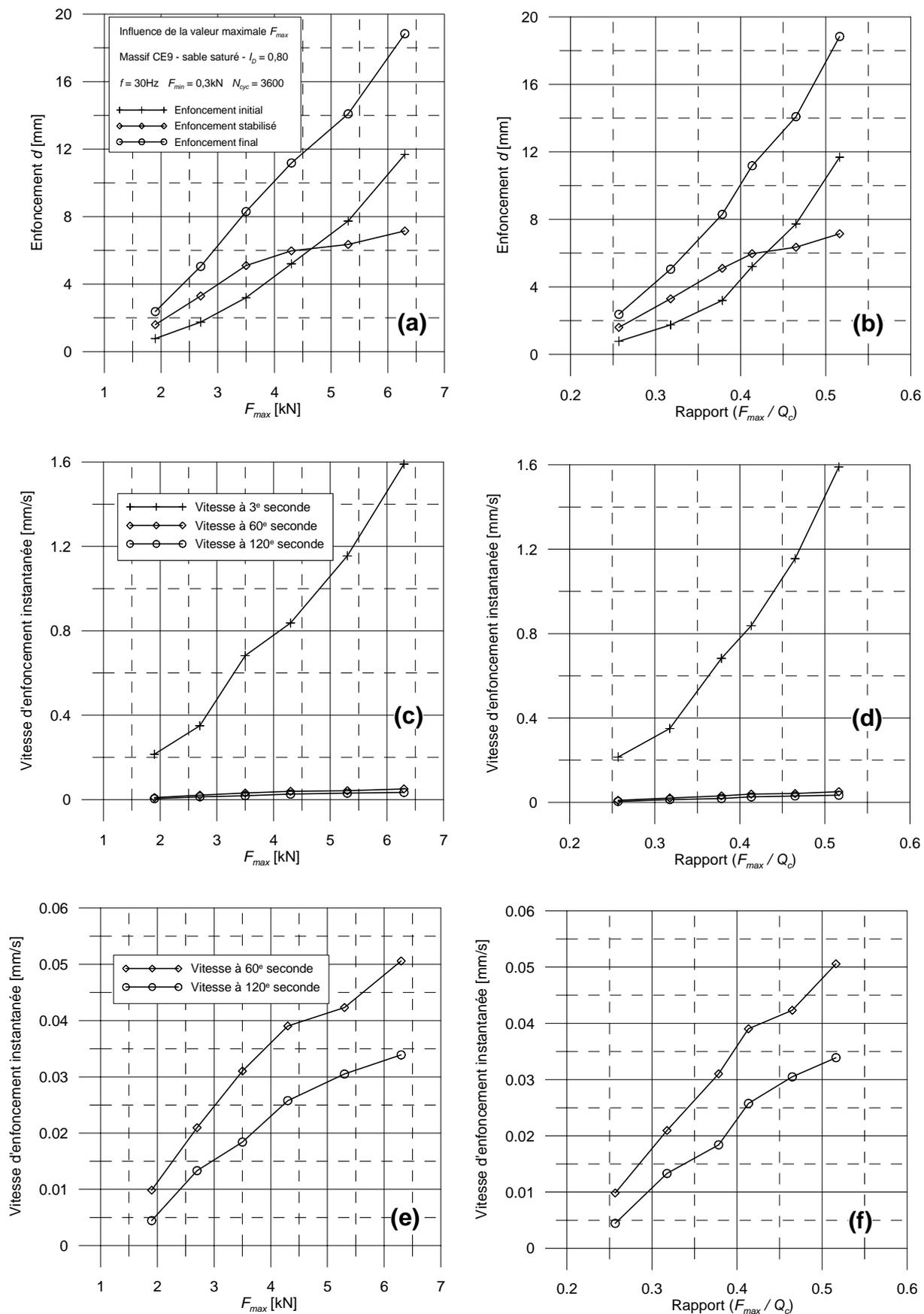


Figure IV-31 Influence de F_{max} - Evolution du déplacement et de la vitesse d'enfoncement de la sonde

Influence de F_{max} sur l'amplitude du déplacement d_{cyc}

En ce qui concerne l'amplitude du déplacement de la sonde, cette fois-ci, on a déterminé la valeur de ce paramètre pour toute la séquence, et pas seulement sur quelques cycles comme pour la partie précédente. Un programme basé sur le langage MatLab a été spécialement développé à cet effet.

L'amplitude du déplacement de la sonde présente une valeur maximale au début de l'essai, correspondant à la période d'enfoncement très rapide. Elle diminue ensuite et garde une valeur constante pendant le reste de l'essai. Cette tendance a été observée pour toutes les séquences de cette série. On note que l'amplitude du déplacement de la sonde est d'autant plus importante que F_{max} est grande (figure IV-32 a). On observe, pour les deux dernières séquences, des courbes pratiquement confondues.

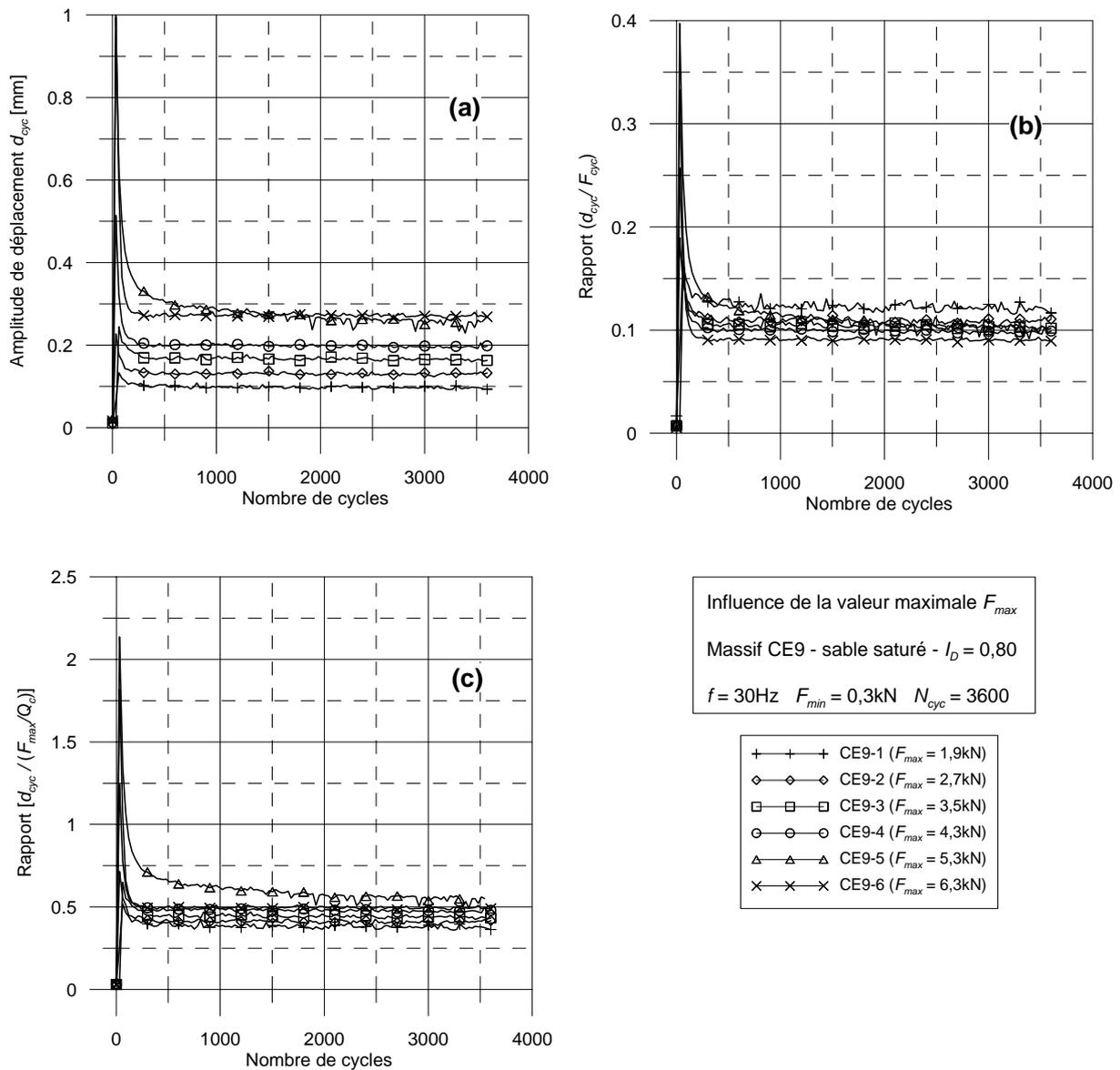


Figure IV-32 Influence de F_{max} - Amplitude du déplacement d_{cyc}

Dans cette série, il y a deux paramètres qui varient d'une séquence à l'autre et qui peuvent avoir une influence sur les résultats obtenus. Il s'agit de l'amplitude cyclique F_{cyc} et du rapport (F_{max}/Q_c). Ainsi, afin d'isoler le paramètre prépondérant sur l'évolution de l'amplitude de déplacement d_{cyc} , on a pris chacun comme une référence et on compare les résultats, (figures IV-32 b et c).

Les figures IV-32 b et c, montrent que d_{cyc} est proportionnelle à l'amplitude cyclique F_{cyc} de la force en tête ainsi qu'au rapport de la valeur maximale et la capacité portante (F_{max}/Q_c).

IV-3.4 Influence de F_{max} sur la résistance en pointe q_c de la sonde

IV-3.4.1 Evolution de la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$

La figure IV-33 montre que la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ évolue de la même manière dans toutes les séries réalisées. Après une valeur de pic, elle se stabilise et reste pratiquement constante pendant toute la séquence de vibrofonçage.

En ce qui concerne l'ordre de grandeur, on note que la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ est d'autant plus importante, à la fois au pic et à l'état ultime, que la valeur maximale F_{max} de la force appliquée en tête est importante.

Dans la série de l'influence de la valeur moyenne F_0 , on note une dépendance absolue de la valeur moyenne $q_{c,0}$ à celle-ci. Ainsi, pour l'interprétation de cette partie, on a essayé aussi de vérifier la liaison entre ces deux paramètres. En effet, on observe que plus F_{max} est élevée, et plus le rapport ($q_{c,0}/F_0$) est faible (figure IV-33 b). On retrouve ici les résultats obtenus lors des séries sur les influences de F_0 et F_{cyc} . Plus ces deux grandeurs sont importantes et plus le rapport ($q_{c,0}/F_0$) est faible.

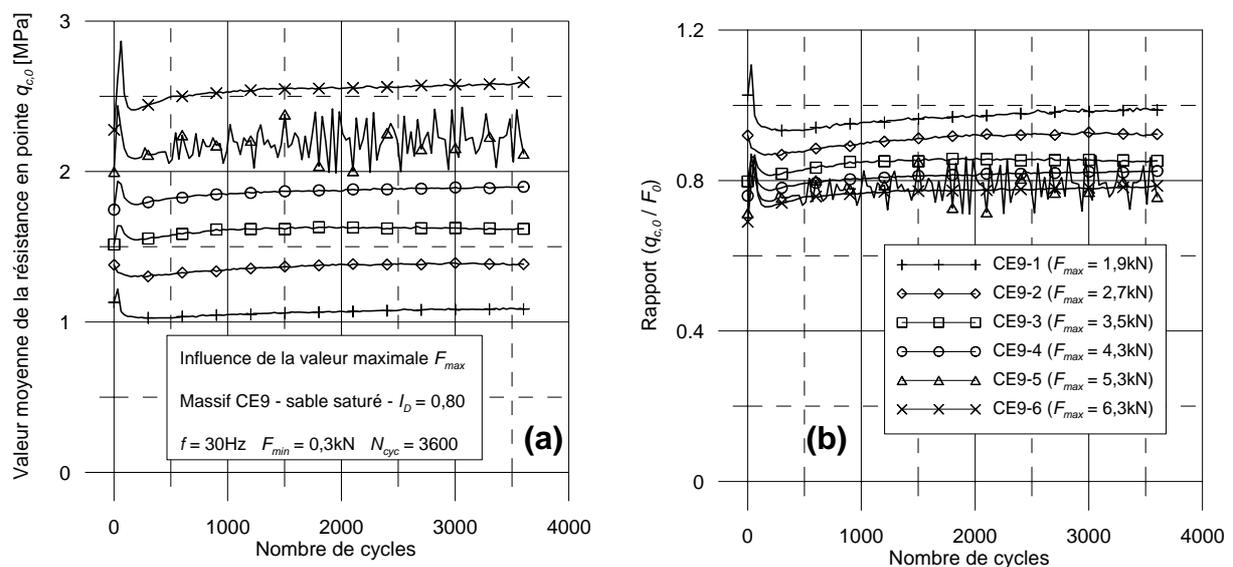


Figure IV-33 Influence de F_{max} – Valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$

Cependant, la différence entre les courbes est très faible et en particulier, les courbes correspondant aux quatre derniers essais sont quasiment confondues. Donc, on peut considérer que l'ordre de grandeur de la valeur moyenne $q_{c,0}$ de la résistance en pointe est proportionnelle à la valeur moyenne F_0 de la force appliquée en tête de la sonde.

Evolution de l'amplitude $q_{c,cyc}$ et de la raideur de recharge $K_{qc,cyc}$

On présente sur la figure IV-34 l'évolution de l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ de la sonde, en fonction du temps, pour différentes séquences de la série. Le graphique donnant la valeur de $q_{c,cyc}$ (figure IV-34 a) montre que l'amplitude de la résistance en pointe passe par un pic lors des premiers cycles. Pendant la suite de l'essai, elle reste pratiquement constante.

En ce qui concerne l'influence de F_{max} sur l'évolution de $q_{c,cyc}$, on trouve que l'amplitude $q_{c,cyc}$ est d'autant plus grande que F_{max} est importante. Les courbes correspondant aux différentes valeurs de F_{max} sont nettement séparées. Cependant, on a trouvé que l'amplitude de la résistance en pointe dépend directement de l'amplitude de la charge appliquée en tête de la sonde F_{cyc} . On note que l'évolution du rapport ($q_{c,cyc} / F_{cyc}$) en fonction du temps pour les différentes séquences de la série se confond sur une seule courbe.

Ainsi, dans ce cas, on ne voit pas d'influence directe de F_{max} sur l'évolution de la valeur moyenne $q_{c,0}$ ainsi que sur celle de l'amplitude $q_{c,cyc}$ de la résistance en pointe. Cependant ses composantes, à savoir F_0 et F_{cyc} sont proportionnelles consécutivement aux deux paramètres présentés ci-dessus de la résistance en pointe.

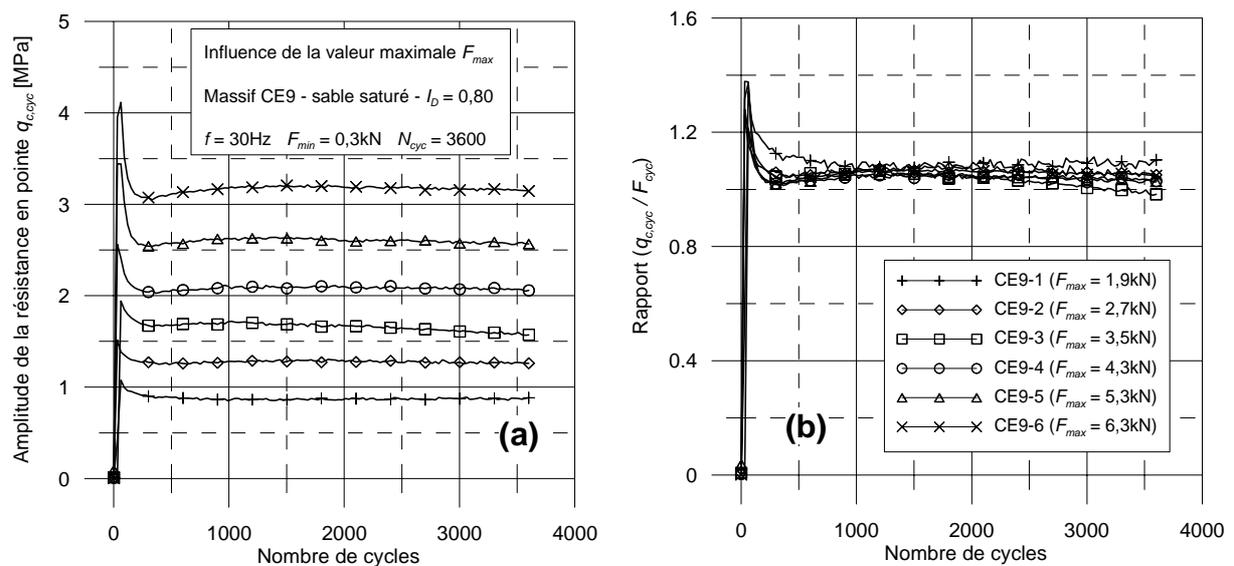


Figure IV-34 Influence de F_{max} – Amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$

En ce qui concerne la raideur de recharge de la résistance en pointe, l'évolution du rapport ($K_{qc,cyc}/K_{qc,mon}$) est présentée sur la figure IV-35. Par rapport à la raideur de recharge monotone, on observe que les raideurs de recharge cycliques sont plus élevées. Il faut noter que ce résultat correspond aux séquences pour lesquelles la charge en tête reste en compression. Généralement, on voit que le comportement en pointe de la sonde pendant les premiers cycles est très faible. Car bien que l'amplitude de la résistance en pointe pendant cette période soit la plus importante, l'amplitude du déplacement de la sonde est aussi la plus importante. Comme la diminution de l'amplitude de déplacement pendant le reste de l'essai est plus importante que celle de l'amplitude de la résistance en pointe, la raideur de recharge des boucles (résistance en pointe – déplacement) augmente au cours de l'essai. Cela correspond à une amélioration de la résistance en pointe liée à une densification du sable autour de la sonde. On n'observe pas d'influence nette de F_{max} sur le rapport ($K_{qc,cyc} / K_{qc,mono}$).

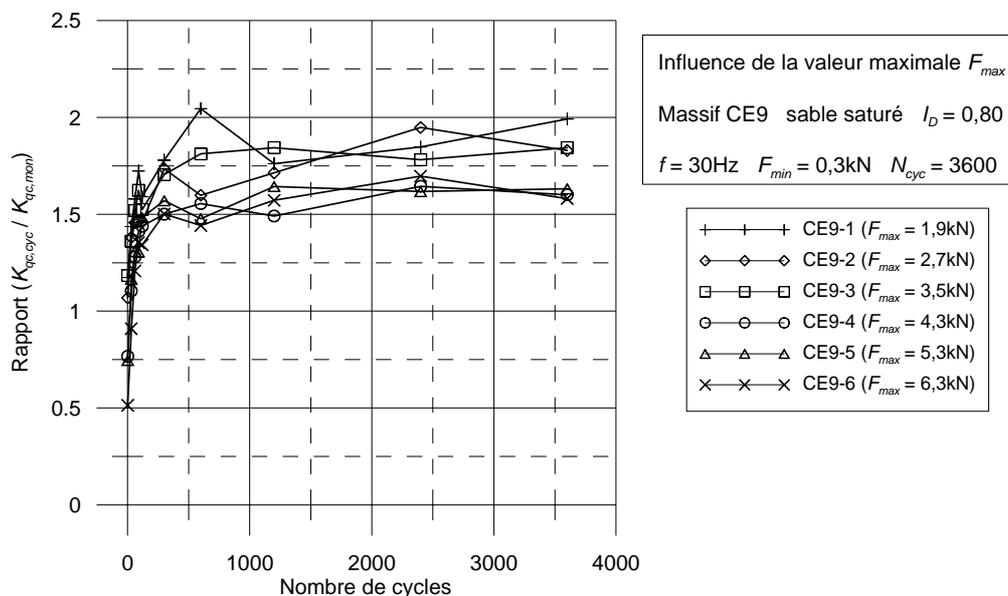


Figure IV-35 Influence de F_{max} – Raideur de recharge de la résistance en pointe

IV-3.5 Influence de F_{max} sur le frottement latéral f_s

IV-3.5.1 Evolution de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

On présente sur la figure IV-36 l'évolution de la valeur moyenne du frottement latéral mesurée sur le manchon pendant les essais de la série. On ne présente pas le cas de la séquence CE9-5 sur le même graphique que les autres, car $f_{s,0}$ présente dans ce cas des fluctuations importantes qui rendent plus difficile la comparaison des courbes. La courbe correspondante est présentée sur la figure IV-36 b.

Les valeurs de pic de la courbe ($f_{s,0} - N_{cyc}$) correspondant aux séquences CE9-1 à CE9-4 sont identiques, alors que celle de la séquence CE9-6 est beaucoup plus élevée. La différence entre la valeur résiduelle et la valeur de pic est d'autant plus importante que F_{max} est grande. Ainsi, plus F_{max} est grande, et plus le frottement latéral de la sonde, en terme de valeur moyenne est dégradé. En ce qui concerne la séquence CE9-5, malgré les fluctuations, les caractéristiques de la courbe donnant $f_{s,0}$ en fonction du temps sont similaires à celles des autres séquences.

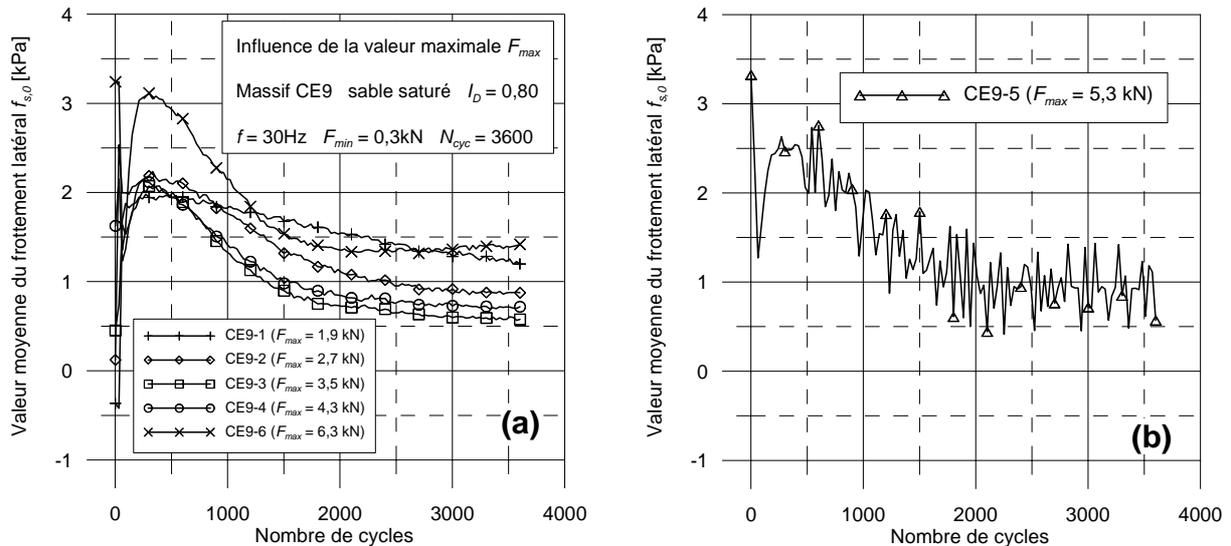


Figure IV-36 Influence de F_{max} - Valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

IV-3.5.2 Evolution de l'amplitude $f_{s,cyc}$ et de la raideur de recharge $K_{fs,cyc}$

L'évolution de l'amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$ en fonction du temps et en fonction de F_{max} est présentée sur la figure IV-37 a. En ce qui concerne l'ordre de grandeur de $f_{s,cyc}$, plus F_{max} est élevée, et plus la valeur de pic de l'amplitude du frottement latéral est grande. En ce qui concerne les seuils résiduels, sauf pour la séquence CE9-1 qui présente une stabilisation de $f_{s,cyc}$ plus lente que les autres, la valeur de l'amplitude du frottement latéral est d'autant plus élevée que F_{max} est élevée.

Pour chaque séquence, on a divisé $f_{s,cyc}$ par l'amplitude cyclique F_{cyc} de la force en tête correspondante (figure IV-37 b). On trouve que ce rapport est identique pour les séquences CE9-3 à CE9-6. Pour les deux premières séquences, ce rapport est plus élevé. Généralement, on observe que plus F_{max} est élevée et plus le rapport ($f_{s,cyc}/F_{cyc}$) est faible.

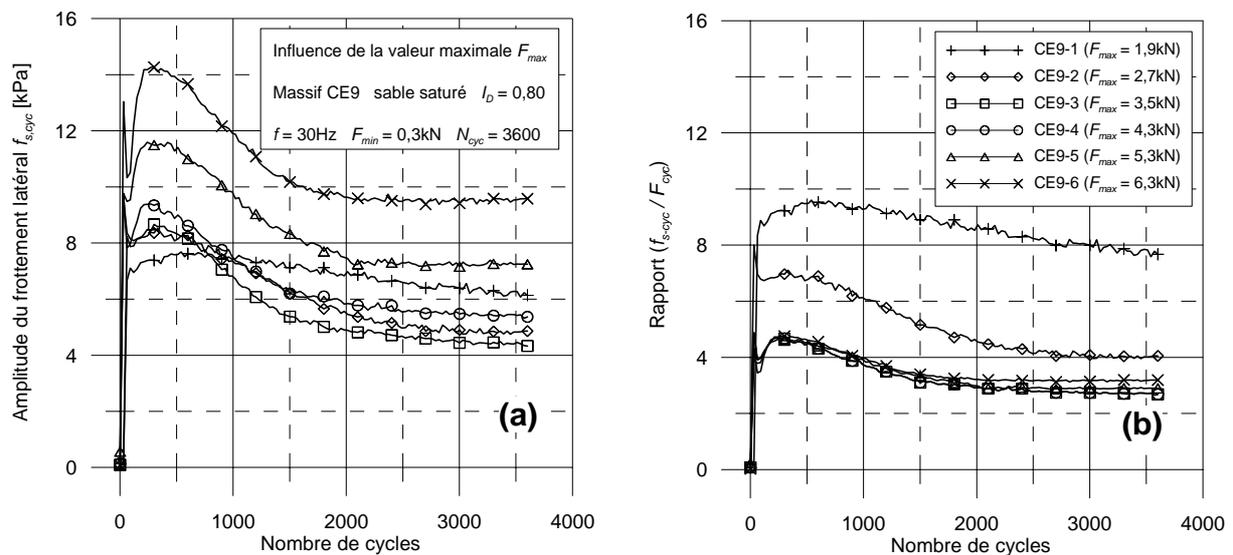


Figure IV-37 Influence de F_{max} - Amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$

La raideur de recharge du frottement latéral, normalisé par l'état du sol au début de l'essai ($K_{fs,cyc}/K_{fs,mon}$), est quasiment la même pour les séquences CE9-2 à CE9-6 (figure IV-38). La valeur correspondant à la séquence CE9-1 est significativement plus élevée. Ce phénomène correspond à une amplitude de déplacement plus faible, et une amplitude de frottement latéral assez importante par rapport aux autres séquences de la série. Cette remarque peut aussi expliquer la vitesse d'enfoncement plus faible de cette séquence.

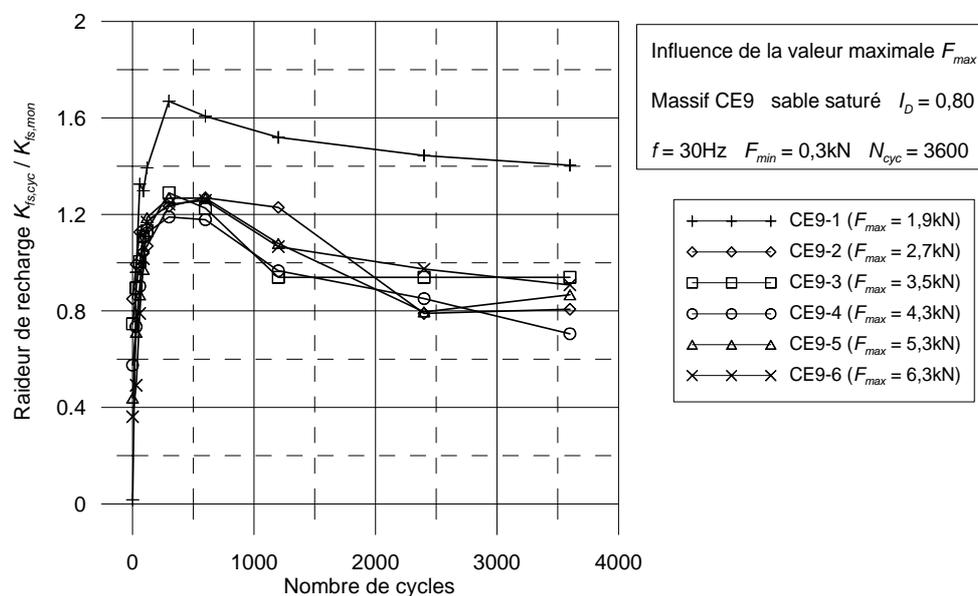


Figure IV-38 Influence de F_{max} - Raideur de recharge du frottement latéral

IV-3.6 Energie fournie par le servovérin en tête de la sonde

On présente sur la figure IV-39a l'évolution de la puissance fournie par le servovérin en fonction du temps. A partir de cette puissance, on calcule l'énergie fournie à la sonde pour l'enfoncer (figure IV- 39 b).

On note que, plus F_{max} est élevée, et plus la puissance ainsi que l'énergie fournies sont importantes. En effet, l'énergie fournie à la sonde est d'autant plus importante que le déplacement de celle-ci est important.

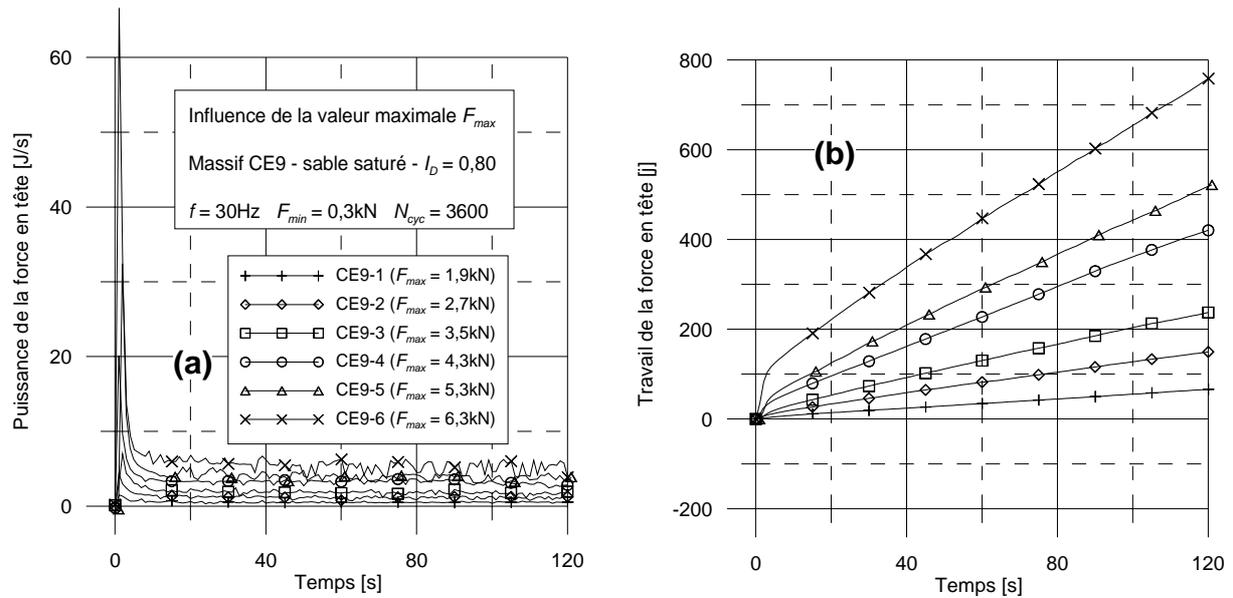


Figure IV-39 : Influence de F_{max} – Puissance et énergie fournies par le servovérin

IV-4 Influence de la valeur minimale F_{min}

On présente dans cette partie la série d'essais consacrée à l'étude de l'influence de la valeur minimale de la force appliquée en tête de la sonde. Les essais de cette série ont été réalisés dans le massif CE6, correspondant à un sable sec, moyennement dense, dont l'indice de densité I_D est égal à 0,77. Six séquences successives ont été réalisées dans cette série et identifiées CE6-1 à CE6-6. Les paramètres constants de cette série sont :

- $F_{max} = 2,2 \text{ kN}$,
- $f = 30 \text{ Hz}$,
- $N_{cyc} = 3600$,
- $\sigma'_h = 50 \text{ kPa}$, $\sigma'_v = 125 \text{ kPa}$.

En ce qui concerne la phase de chargement monotone initiale, on a testé la capacité portante en compression ainsi qu'en traction de la sonde (figure IV-40).

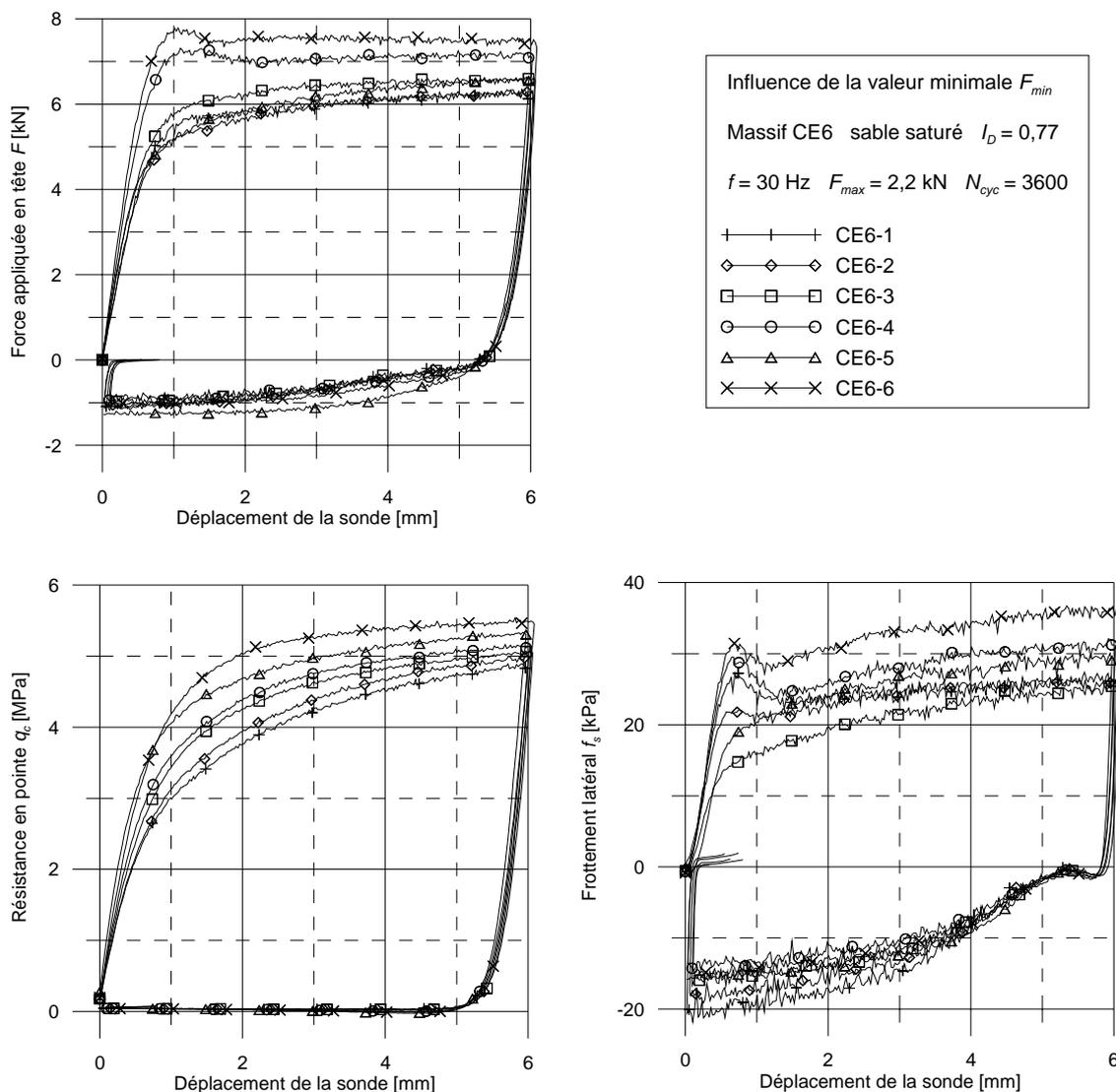


Figure IV-40 Influence de F_{min} – Chargements monotones

Les évolutions de la force en tête, de la résistance en pointe et du frottement latéral sont analogues à celles observées au cours des séries précédentes. Les raideurs monotones des paramètres (F , q_c , f_s) sont données dans le tableau IV-10.

Tableau IV-10 Raideurs monotones correspondant à la force en tête, à la résistance en pointe et au frottement latéral

Module	Unité	CE6-1	CE6-2	CE6-3	CE6-4	CE6-5	CE6-6
$K_{F,mono}$	kN/mm	7,80	7,63	8,26	8,83	8,45	9,84
$K_{q_c,mono}$	MPa/mm	3,64	3,70	4,12	4,39	5,07	5,05
$K_{f_s,mono}$	kPa/mm	49,92	45,22	36,46	51,87	42,54	54,58

En ce qui concerne la phase de chargement cyclique, les valeurs minimales F_{min} retenues pour les six séquences sont respectivement 1,4, 1,0, 0,6, 0,2, 0,0 et – 0,2 kN. Ainsi, d’une séquence à l’autre, on a augmenté l’amplitude F_{cyc} et diminué la valeur moyenne F_0 en même temps. Les paramètres principaux de chargement de la série sont récapitulés dans le tableau IV-11. L’évolution de la force en tête F est présentée chronologiquement sur la figure IV-41.

Tableau IV-11: Paramètres de chargement de la série de mise en évidence l’influence de l’amplitude F_{cyc}

Séquences	CE6-1	CE6-2	CE6-3	CE6-4	CE6-5	CE6-6
F_0 [kN]	1,8	1,6	1,4	1,2	1,1	1,0
F_{cyc} [kN]	0,4	0,6	0,8	1,0	1,1	1,2
f [Hz]	30	30	30	30	30	30

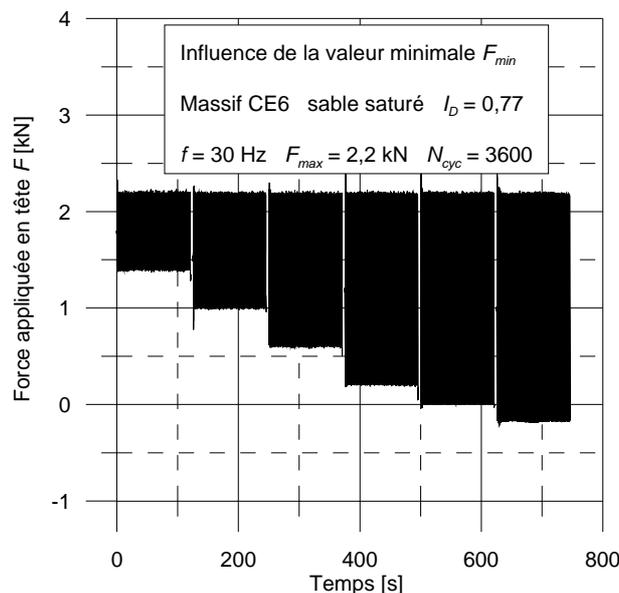


Figure IV-41 Influence de F_{min} – Chargements cycliques

IV-4.1 Influence de F_{min} sur l'enfoncement de la sonde

On présente dans cette partie les éléments les plus significatifs correspondant à l'influence de la valeur minimale F_{min} sur l'enfoncement (correspondant à la valeur moyenne d_0 du déplacement) et sur l'amplitude d_{cyc} du déplacement de la sonde.

En ce qui concerne l'enfoncement, on constate que celui-ci est d'autant plus important que F_{min} est faible (figure IV-42). Cela est probablement dû au fait que l'amplitude F_{cyc} de la force en tête augmente quand la valeur minimale F_{min} diminue. L'enfoncement final ainsi que les enfoncements correspondant à la phase initiale et à la phase stabilisée, sont regroupés dans le tableau IV-12 et sont présentés sur la figure IV-43. On observe que, plus F_{min} est faible, et plus ces trois grandeurs sont importantes.

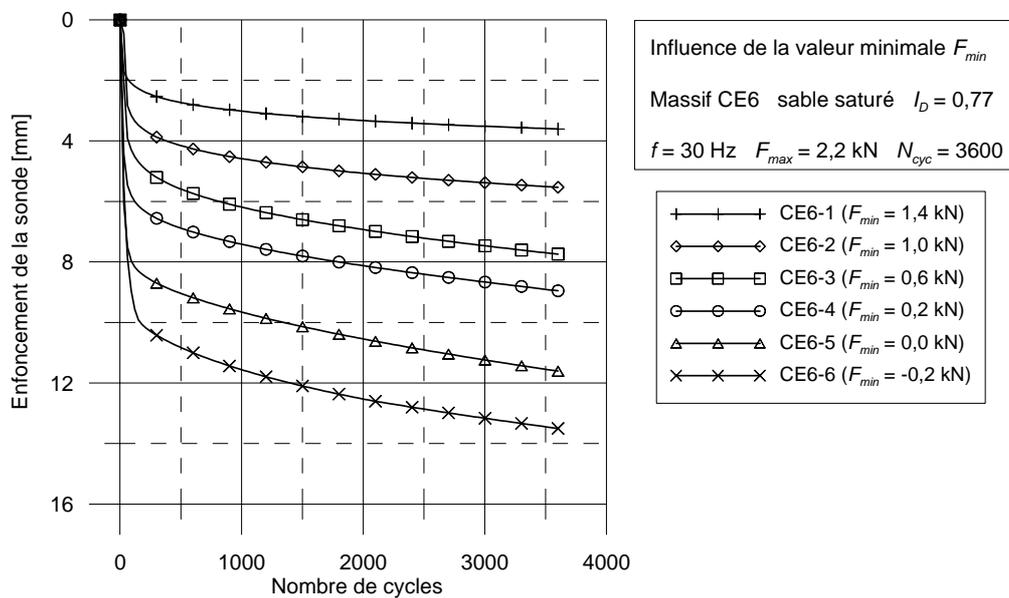


Figure IV-42 Influence de F_{min} – Enfoncement de la sonde

Tableau IV-12 : Influence de F_{min} – Enfoncements moyens de la sonde

Séquences	CE6-1	CE6-2	CE6-3	CE6-4	CE6-5	CE6-6
Valeur F_{min} [kN]	1,4	1,0	0,6	0,2	0	-0,2
Enfoncement initial [mm]	2,20	3,34	4,83	6,00	8,17	9,56
Enfoncement stabilisé [mm]	1,41	2,19	2,91	2,95	3,44	3,94
Enfoncement final [mm]	3,61	5,53	7,74	8,95	11,61	13,50

La vitesse d'enfoncement $\overline{v(t)}$ calculée sur une seconde est également déterminée, correspondant à la 3^{ème} seconde, 6^{ème} seconde et à la fin de chaque séquence (figure IV-44). Celles-ci sont d'autant plus grandes que F_{min} est faible.

En ce qui concerne l'évolution de l'amplitude de déplacement d_{cyc} de la sonde, on observe sur la figure IV-45 que plus F_{min} est faible, et plus celle-ci est importante. On observe également qu'au cours d'une séquence, l'amplitude d_{cyc} est d'autant plus grande que la vitesse d'enfoncement est importante.

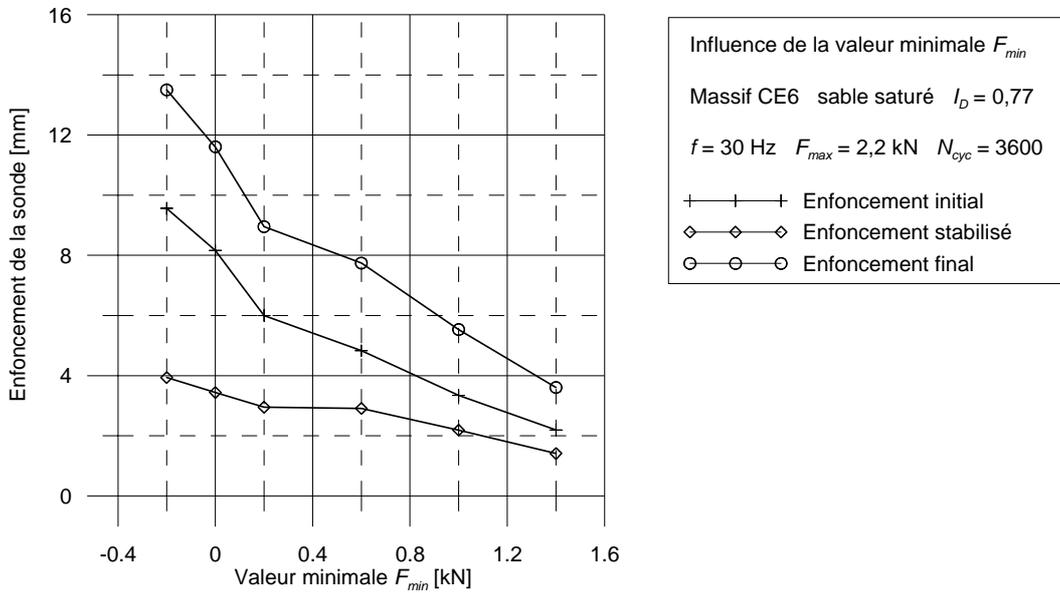


Figure IV-43 Influence de F_{min} – Enfoncement initial, enfoncement stabilisé et enfoncement final

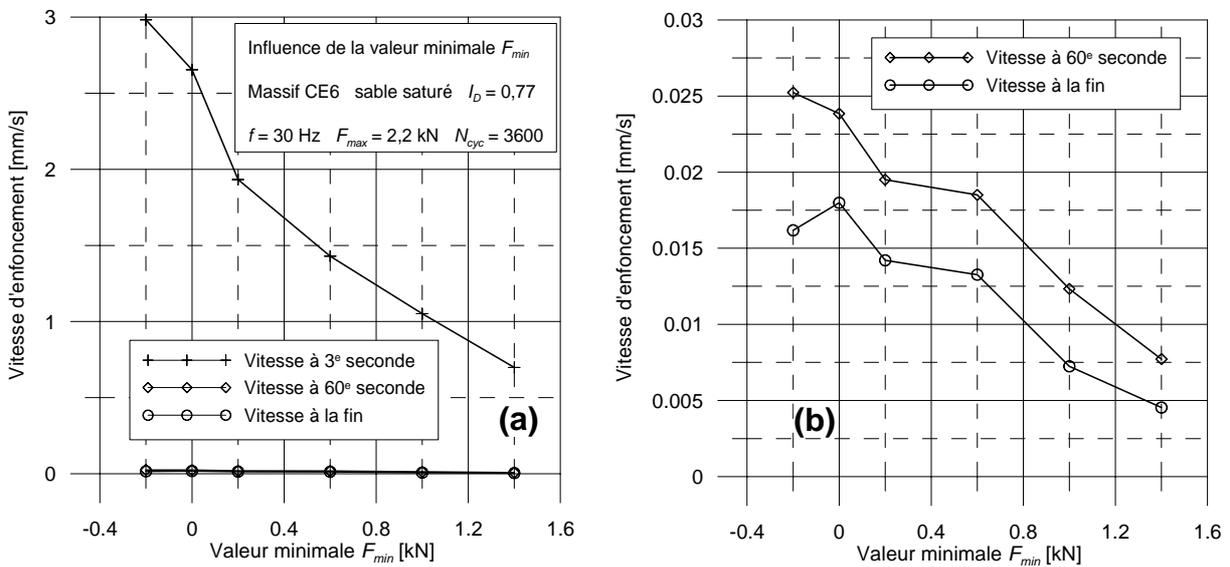


Figure IV-44 Influence de F_{min} – Vitesses d'enfoncements

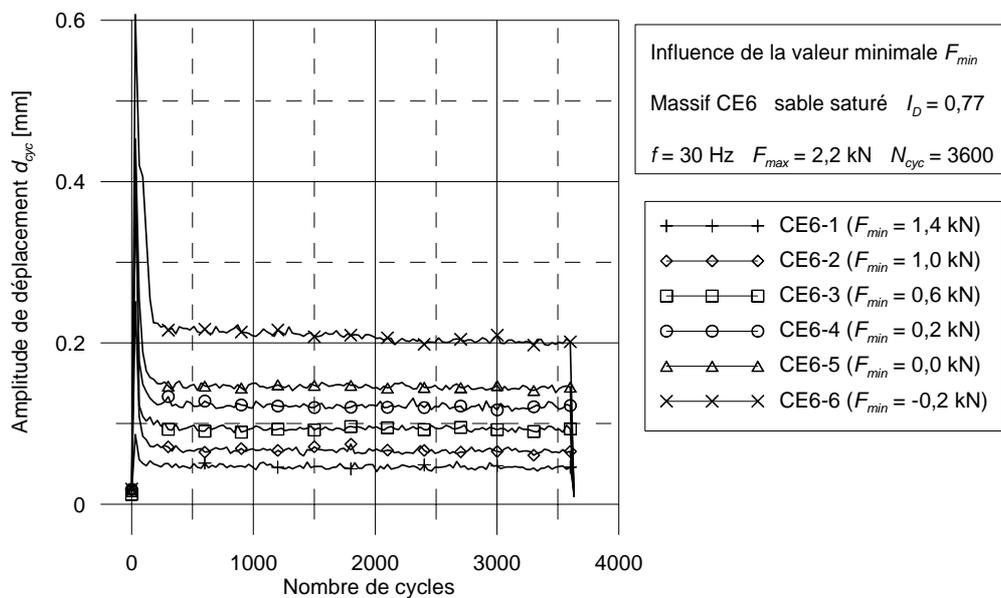


Figure IV-45 Influence de F_{min} – Amplitude du déplacement d_{cyc}

IV-4.2 Influence de F_{min} sur la résistance en pointe q_c

Les courbes d'évolution de la valeur moyenne $q_{c,0}$ de la résistance en pointe sont présentées sur la figure IV-46 a. Chaque courbe comporte une vallée initiale (à l'exception des deux séries correspondant à F_{min} égale à 1,4 et 1,0 kN) suivie par une phase d'augmentation jusqu'à un palier résiduel. On remarque qu'une faible valeur de F_{min} correspond à une courbe inférieure. En ce qui concerne la forme des courbes, plus F_{min} est faible, et plus la phase d'augmentation se produit lentement et plus la différence entre la vallée et le palier résiduel est grande. En utilisant la valeur normalisée ($q_{c,0}/F_0$) pour la comparaison, on observe sur la figure IV-46 b que celle-ci est d'autant plus importante que F_{min} est élevée. Cela correspond au fait que $q_{c,0}$ est davantage mobilisée par rapport à la force en tête, lorsque F_{min} est grande.

En ce qui concerne l'amplitude $q_{c,cyc}$ de la résistance en pointe, plus F_{min} est faible, et plus celle-ci est importante (figure IV-47 a). En utilisant le rapport ($q_{c,cyc} / F_{cyc}$) comme critère de comparaison, on trouve que les courbes obtenues sont très proches pour les différentes séquences de la série (figure IV-47 b). Ce résultat est en bon accord avec ceux obtenus pendant les séries présentées précédemment. Ainsi, on peut dire que l'amplitude de la résistance en pointe est proportionnelle à l'amplitude de la force appliquée en tête de la sonde. Les résultats concernant la raideur de recharge $K_{q_{c,cyc}}$ sont présentés sur la figure IV-48. On note que, plus la valeur minimale de la force en tête de la sonde F_{min} est faible, et plus la raideur de recharge de la résistance en pointe est faible.

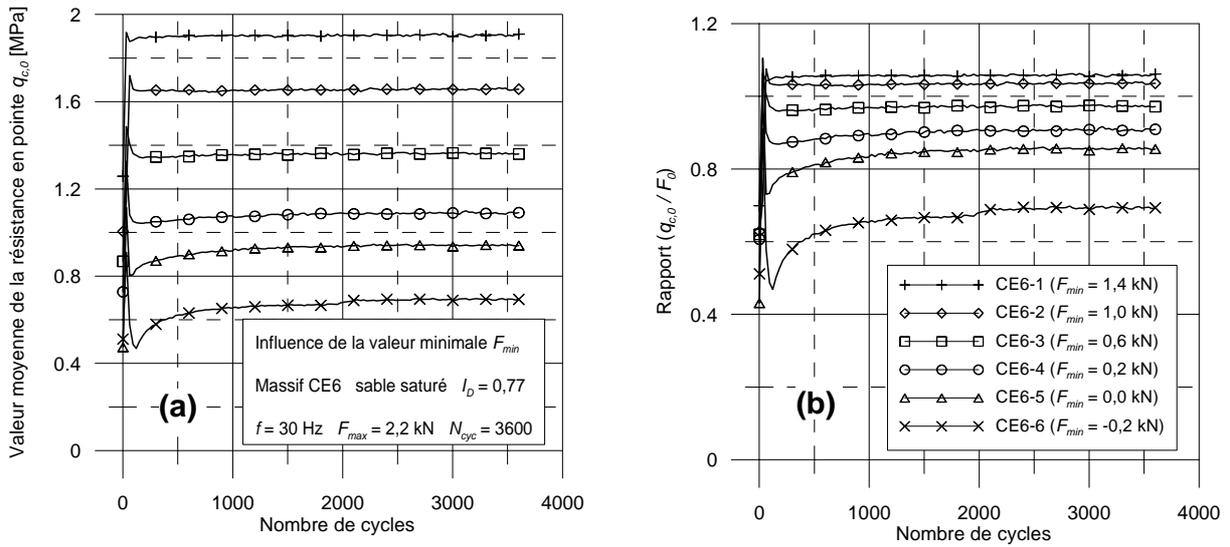


Figure IV-46 Influence de F_{min} – Valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$

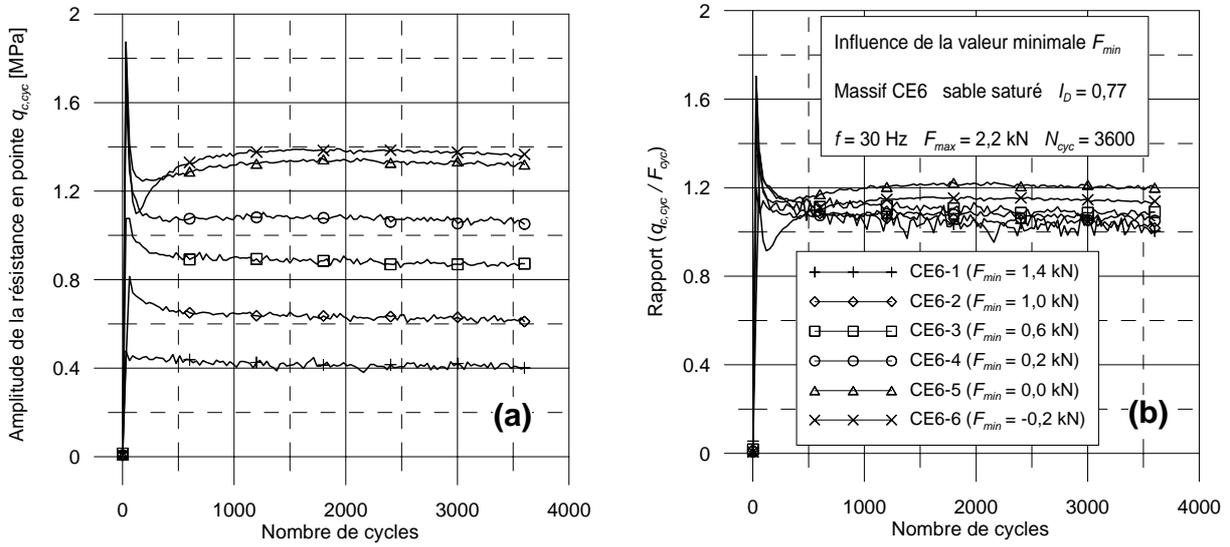


Figure IV-47 Influence de F_{min} – Amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$

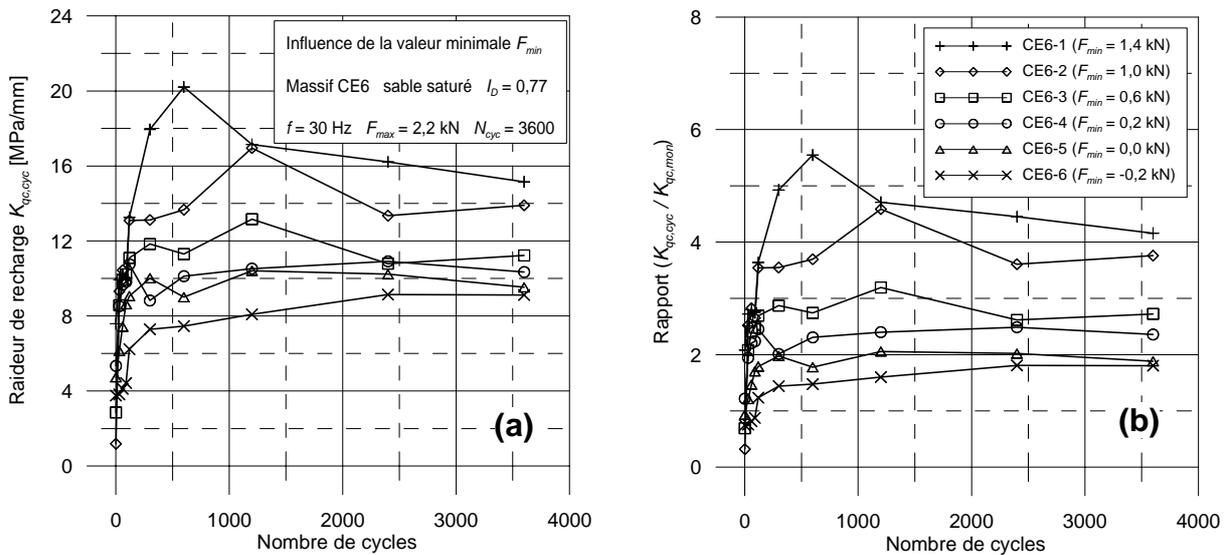


Figure IV-48 Influence de F_{min} – Raideur de recharge de la résistance en pointe

IV-4.3 Influence F_{min} sur le frottement latéral f_s

On analyse également l'influence de F_{min} sur le frottement latéral en termes de la valeur moyenne $f_{s,0}$ et de l'amplitude $f_{s,cyc}$ de celui-ci.

En ce qui concerne la valeur moyenne $f_{s,0}$, celle-ci diminue lorsque le nombre de cycles augmente (figure IV-49). Cependant, on ne remarque pas d'influence significative de F_{min} sur l'évolution de ce paramètre.

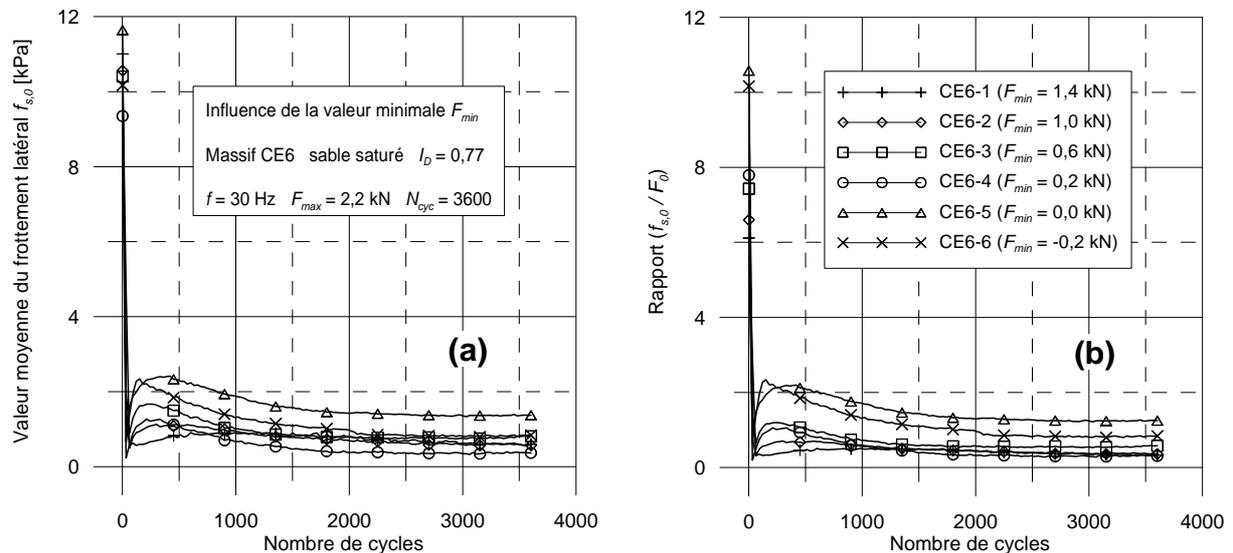


Figure IV-49 Influence de F_{min} – Valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

En ce qui concerne l'amplitude du frottement latéral, (figure IV-50), on observe que plus la valeur minimale F_{min} est petite, et plus $f_{s,cyc}$ est importante. Cette tendance s'inverse pour le rapport $(f_{s,cyc}/F_{cyc})$. Ce rapport est d'autant plus important que F_{min} est élevée. Ainsi, l'amplitude du frottement latéral est davantage mobilisée par rapport à l'amplitude de la force en tête lorsque F_{min} est élevée.

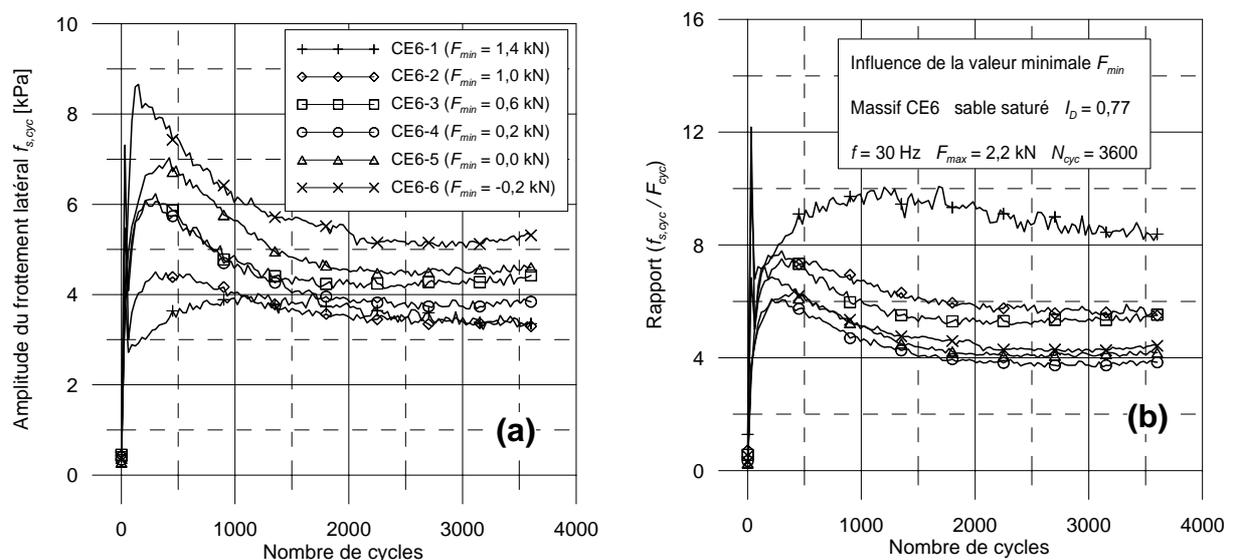


Figure IV-50 Influence de F_{min} – Amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$

L'évolution de la raideur de recharge $K_{fs,cyc}$, correspondant à une dégradation du frottement latéral, est présentée sur la figure IV-51. On ne trouve pas une influence significative de F_{min} sur ce paramètre.

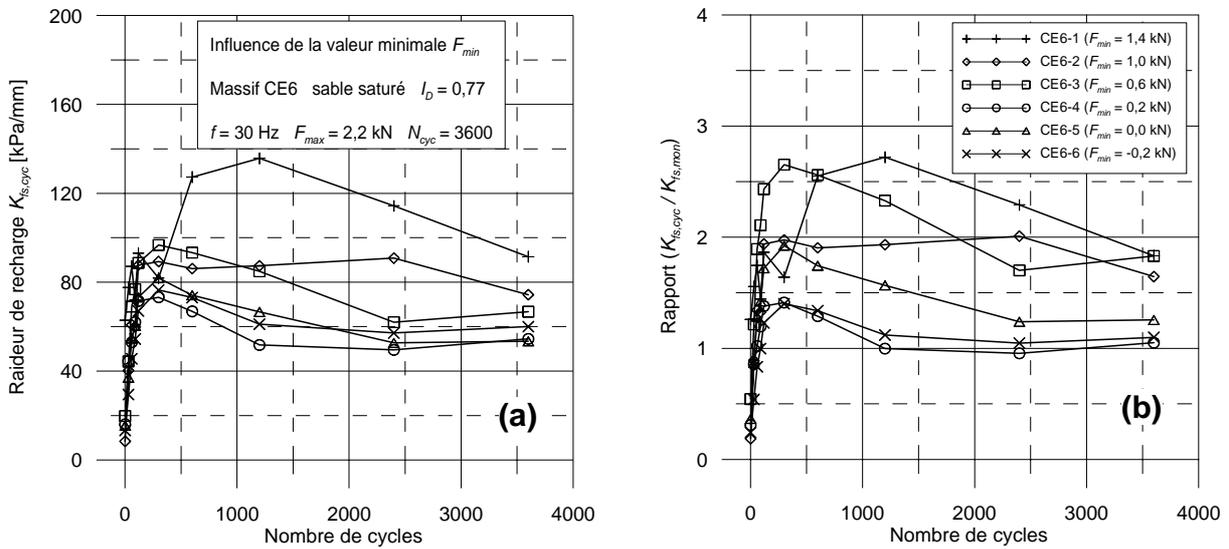


Figure IV-51 Influence de F_{min} – Raideur de recharge du frottement latéral

IV-4.4 Evolution de la puissance et de l'énergie fournies

En ce qui concerne l'énergie fournie à la sonde, celle-ci est d'autant plus importante que la valeur minimale F_{min} est faible, ce qui correspond à un enfoncement plus important de la sonde (figure IV-52).

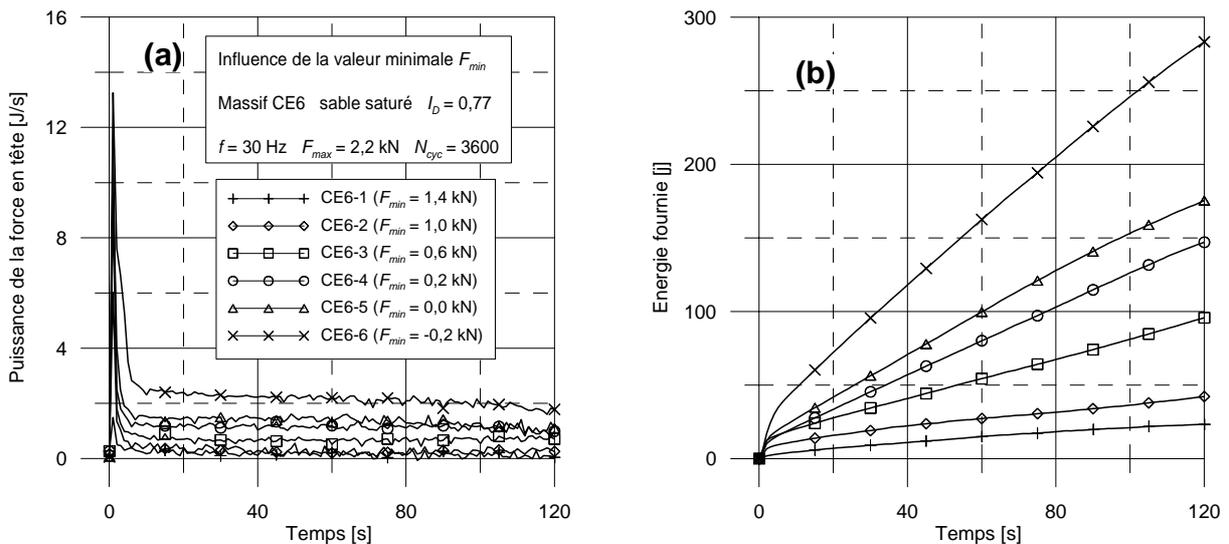


Figure IV-52 Influence de F_{min} – Puissance et énergie fournies par le servovérin

IV-5 Cas spécifique d'un essai à grande vitesse d'enfoncement

A partir des résultats présentés précédemment, on voit qu'il existe un seuil, pour la charge appliquée en tête, de transition entre le régime de faible vitesse d'enfoncement et le régime de grande vitesse d'enfoncement.

Dans le cadre de ce travail, on a réalisé trois essais pour évaluer ce seuil. Les essais ont été réalisés dans le massif CE20 constitué de sable de Fontainebleau sec. Le sable est moyennement dense, correspondant à un indice de densité I_D de 0,80. La contrainte de consolidation appliquée sur ce massif est de 50 kPa en latéral et de 125 kPa en vertical.

La fréquence de vibration f de ces trois essais a été choisie égale à 30 Hz. Les valeurs de la charge cyclique F_0 et F_{cyc} ont été choisies en fonction de la capacité portante déterminée à partir de la phase de chargement monotone quasi-statique préalable. Les paramètres de consigne des trois séquences sont présentés dans le tableau IV-13.

Tableau IV-13 Caractéristiques des essais d'évaluation du seuil de transition

Séquences	Q_c [kN]	F_0 [kN]	F_{cyc} [kN]	F_0 / Q_c	F_{cyc} / Q_c	F_{max} / Q_c	F_{min} / Q_c
CE20-2	6,50	2,00	0,80	0,31	0,12	0,43	0,19
CE20-5	7,40	2,00	2,40	0,27	0,32	0,59	- 0,05
CE20-6	10,50	3,15	4,20	0,30	0,40	0,70	-0,10

IV-5.1 Comparaison des courbes d'enfoncement

La figure IV-53 présente les courbes d'enfoncement de la sonde correspondant aux trois séquences. On trouve que l'enfoncement de la séquence CE20-5 est plus grand que celui de la séquence CE20-2. Les deux séquences ont la même valeur de la surcharge statique F_0 (soit 2,00 kN). La différence des enfoncements est due à l'amplitude F_{cyc} et au fait que pendant la séquence CE20-5, on passe dans la zone de traction de la sonde, ce qui a une influence importante sur le mécanisme d'enfoncement du vibrofonçage (voir la paragraphe IV-2).

Lorsqu'on augmente le taux de la charge cyclique (rapports F_0/Q_c et F_{cyc}/Q_c), correspondant à la séquence CE20-6, la vitesse d'enfoncement de la sonde est très importante et on atteint la fin de course du vérin après environ 3 secondes. Ceci est probablement lié au fait que la valeur maximale F_{max} de la charge en tête a passé un seuil, qu'on appelle par la suite la capacité portante dynamique de la sonde.

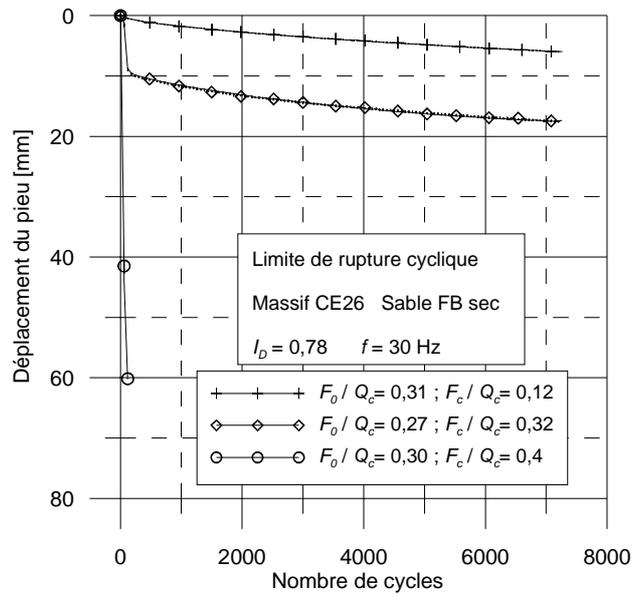


Figure IV-53 Courbes d'enfoncement de la sonde

IV-5.2 Evaluation du seuil de transition en terme de la force en tête

Pour mettre en évidence cette limite, on normalise le chargement en tête en le divisant par la capacité portante déterminée préalablement. La figure IV-54 présente l'évolution du premier cycle de la force appliquée pour les trois séquences en fonction du temps (partie a) et en fonction du déplacement (partie b).

On observe sur la figure IV-54a que, pendant le premier essai, la charge cyclique a bien suivi les valeurs de consigne, tandis que pendant les deux derniers essais, les résultats ne correspondent pas aux valeurs imposées. On observe que pour les deux essais CE20-5 et CE20-6, la valeur maximale F_{max} ne peut pas dépasser $0,6 Q_c$.

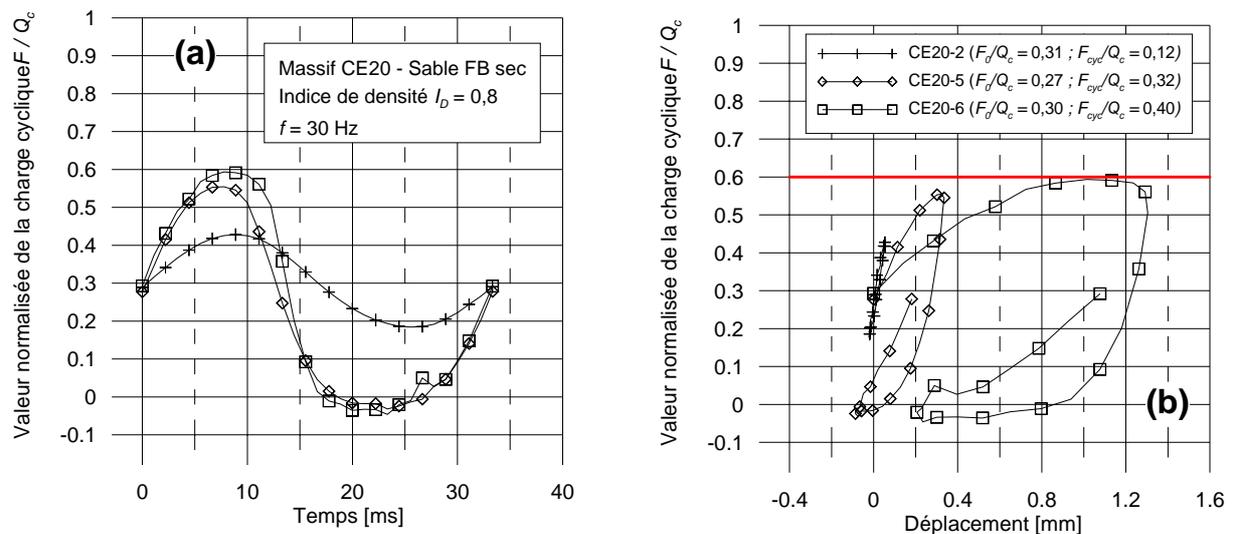


Figure IV-54 Présentation d'un cycle de la force appliquée en tête : (a) en fonction du temps et (b) en fonction du déplacement

Sur la figure IV-54b, on observe un changement remarquable de la forme de la boucle force – déplacement. Cette boucle correspondant à CE20-3 reste pratiquement dans un domaine réversible, tandis que celle correspondant à CE20-5 présente déjà des irréversibilités significatives et celle correspondant à CE20-6 présente un palier plastique marqué.

Ainsi, à partir de ces résultats, on peut considérer, *a priori*, la valeur $0,6 Q_c$ comme la capacité portante dynamique de la sonde.

IV-5.3 Interprétation de l'essai à grande vitesse d'enfoncement (CE20-6)

a) Force en tête

La force appliquée en tête de la sonde présente une forme presque sinusoïdale (figure IV-55). Cependant, on observe une faible fluctuation du signal de cette force lors du passage par zéro. Cette fluctuation est plus marquée pendant la phase de recharge que pendant la phase de décharge.

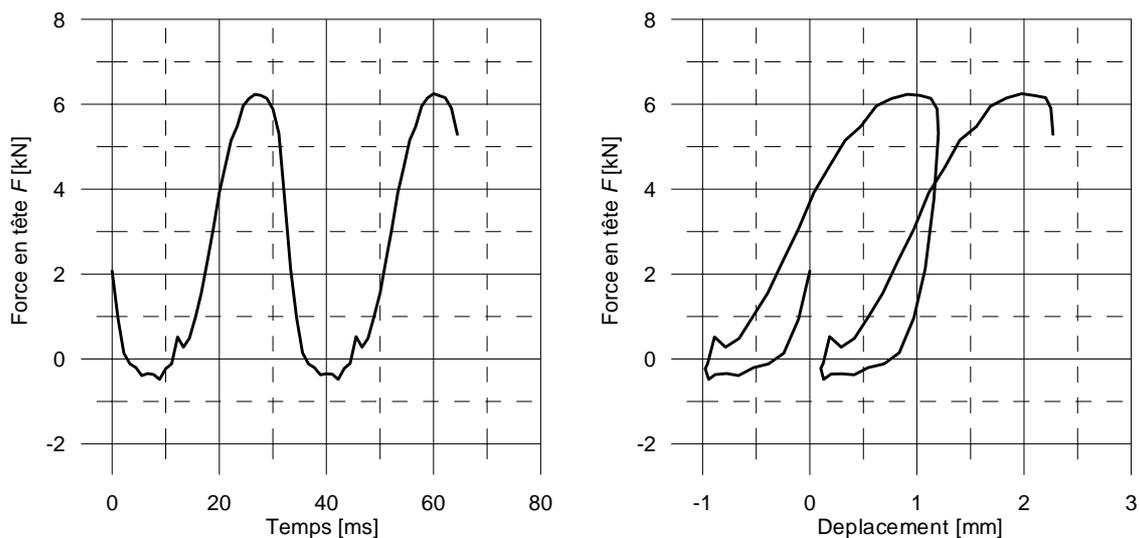


Figure IV-55 Force appliquée en tête de la sonde

b) Déplacement de la sonde

Pendant l'essai CE20-6, on n'a pu réaliser que trois enregistrements lors de la phase de vibrofonçage car la durée de cet essai est seulement d'environ 3 secondes. On présente sur la figure IV-56 l'évolution du déplacement de la sonde. Durant cet essai, un déplacement irréversible cumulé après un cycle est bien obtenu. L'enfoncement de la sonde après un cycle est d'environ 1,1 mm, correspondant à une vitesse d'enfoncement instantanée $\overline{v}(t)$ égale à 33 mm/s (la fréquence de vibration f est de 30 Hz).

Pour calculer l'amplitude du déplacement à partir de la figure IV-56, suivant la formule décrite dans la partie III-2.3.1, on choisit d'abord un cycle de déplacement comme indiqué sur la figure : $d_1 = 0 \text{ mm}$; $d_{max} = 1,2 \text{ mm}$; $d_{min} = 0,1 \text{ mm}$ et $d_2 = 1 \text{ mm}$. L'amplitude du déplacement d_{cyc} est ainsi :

$$d_{cyc} = d_{max} - d_{min} + \frac{d_2 - d_1}{2} = 1,2 - 0,1 + \frac{1,0}{2} = 1,6 \text{ mm}$$

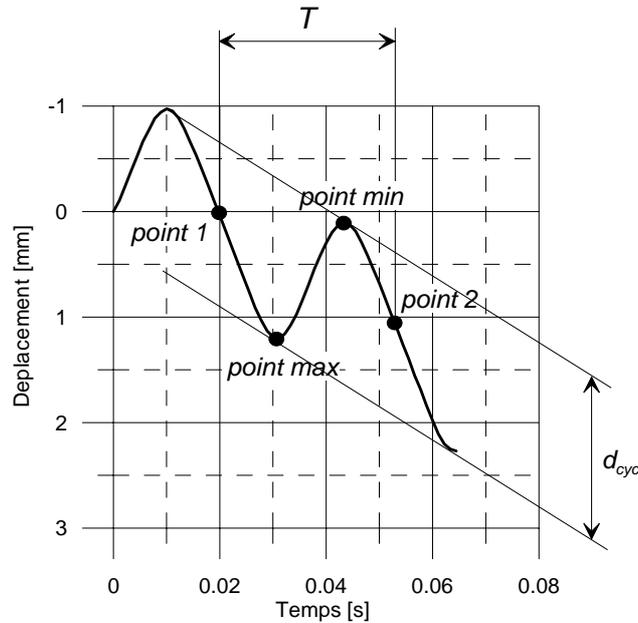


Figure IV-56 Deux cycles consécutifs du déplacement de la sonde

En utilisant la formule de détermination de l'amplitude du déplacement d'un pieu librement suspendu, décrite dans la partie I-3.7, on a :

$$S_0 = \frac{2M_e}{(M_{eb} + M_{cl} + M_p)}$$

- avec M_e : moment excentrique du vibreur,
 M_{eb} : masse du bloc exciteur,
 M_{cl} : masse de la pince,
 M_p : masse du pieu.

Dans le cas de l'essai de vibrofonçage en chambre d'étalonnage, les masses du bloc exciteur et de la pince sont égales à zéro. La masse M_p est égale à la masse de la sonde (10 kg), et le moment excentrique M_e correspondant est déduit de l'amplitude de la force en tête suivant la formule :

$$2M_e = \frac{2F_{cyc}}{\omega^2} = \frac{F_{max} - F_{min}}{g} \cdot \frac{1}{(2\pi f)^2} = \frac{6,51 \cdot 10^3}{9,81} \cdot \frac{1}{(2 \cdot 3,14 \cdot 30)^2} = 0,0187 \text{ kgm}$$

où, F_{\max} et F_{\min} sont les valeurs maximale et minimale réelles de la force en tête de cet essai (figure IV-55). L'amplitude du déplacement de la sonde librement suspendue est ainsi :

$$S_0 = \frac{2M_e}{M_p} = \frac{0,0184 \cdot 10^3}{10} = 1,84 \text{ mm}$$

Donc, on remarque que l'amplitude du déplacement de la sonde librement suspendue est plus grande que celle mesurée au cours de l'essai. Cela est certainement dû à la présence de la résistance en pointe et du frottement latéral de la sonde.

c) Frottement latéral

La figure IV-57 présente l'évolution de deux cycles consécutifs du frottement latéral, en fonction du temps (a) et en fonction du déplacement (b).

Le frottement latéral mesuré est toujours positif tandis que la force appliquée est négative (elle passe en traction). Pourtant, on note un changement de la pente de la boucle ($f_s - d$) lors du passage par zéro de la force en tête. Dans le graphique (a), on observe un retard du frottement latéral mesuré par le manchon lors de la phase de recharge.

On observe sur la figure IV-57b que la boucle ($f_s - d$) présente un phénomène d'hystérésis. Au début de la décharge, le déplacement de la sonde augmente encore légèrement avant de diminuer et inversement. On note également que la boucle ($f_s - d$) arrive au début du palier plastique et que la pente de décharge est beaucoup plus élevée que celle de recharge. Cela signifie que le frottement latéral correspondant au vibrofonçage à grande vitesse d'enfoncement présente un comportement visco-élasto-plastique.

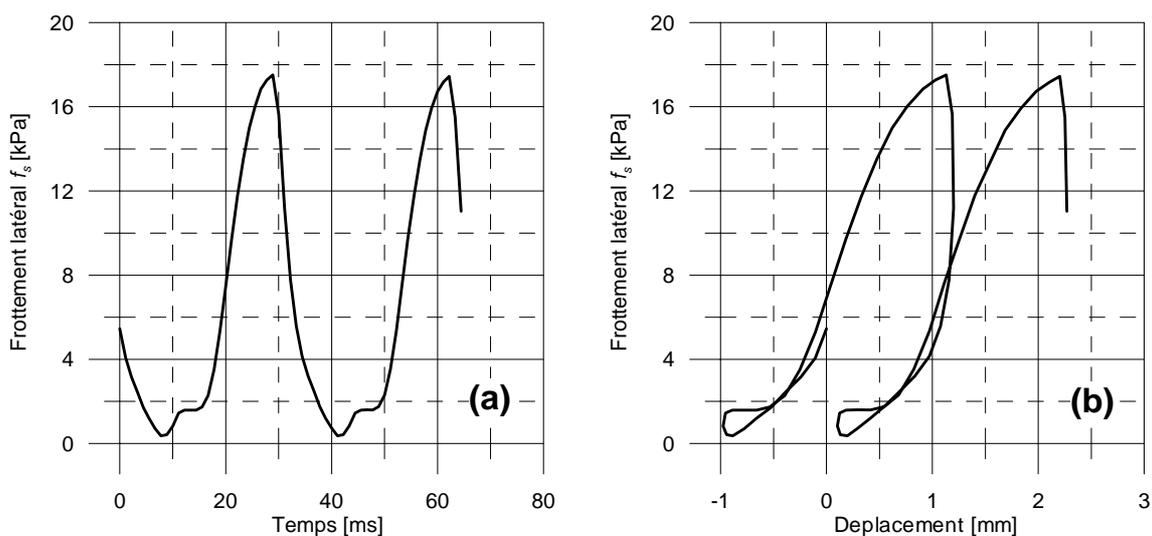


Figure IV-57 Evolution du frottement latéral

d) Résistance en pointe

En ce qui concerne la résistance en pointe q_c , celle-ci est toujours positive pendant les cycles enregistrés (voir figure IV-58). Cela est dû au fait que le contact entre la pointe et le sol situé au dessous est toujours maintenu, bien que la force en tête passe en traction au cours d'un cycle. La figure IV-58b montre qu'à la fin de la phase de décharge la courbe ($q_c - d$) commence à amorcer un palier qui correspond au début du décollement de la pointe et du sol situé en dessous. Si le déplacement réversible était plus grand, la courbe ($q_c - d$) rejoindrait l'abscisse du diagramme pendant la phase de décharge et y resterait jusqu'à la fin de cette phase.

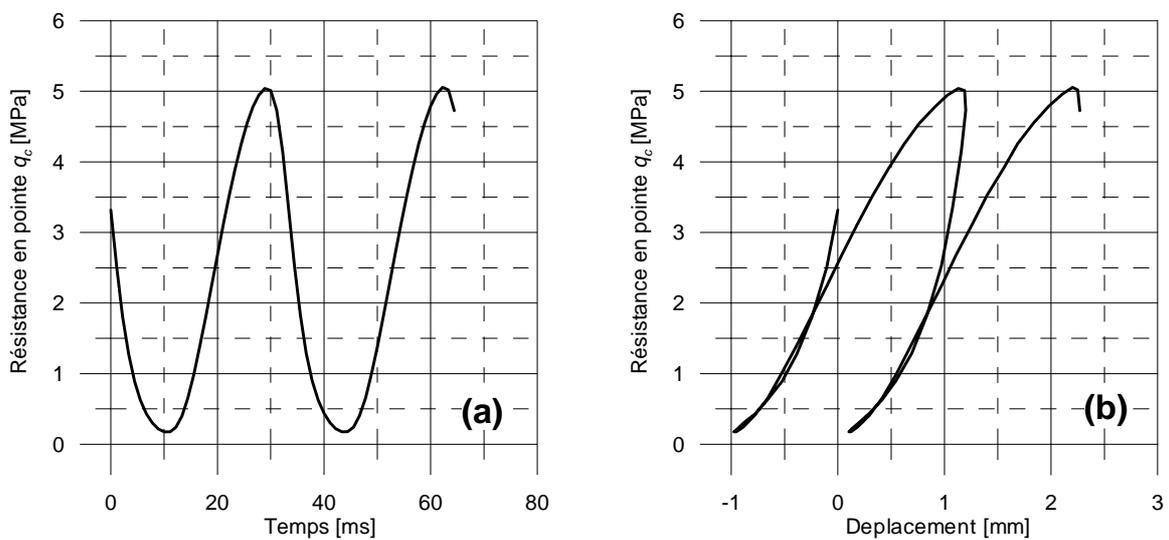


Figure IV-58 Evolution de la résistance en pointe

On trouve dans les éléments bibliographiques qu'il y a deux modèles de la résistance en pointe pouvant modéliser la courbe ($q_c - d$) mesurée dans cet essai. Il s'agit du modèle de Moulai - Khatir *et al.* (1994) (voir paragraphe I-5.2) et le modèle correspondant à la phase 4 de la transition du mode de mouvement avec cavitation au mode de mouvement sans cavitation de Cudmani et Huber (2002) (voir paragraphe I-5.3). Les résultats des modèles sont présentés dans les figures suivantes.

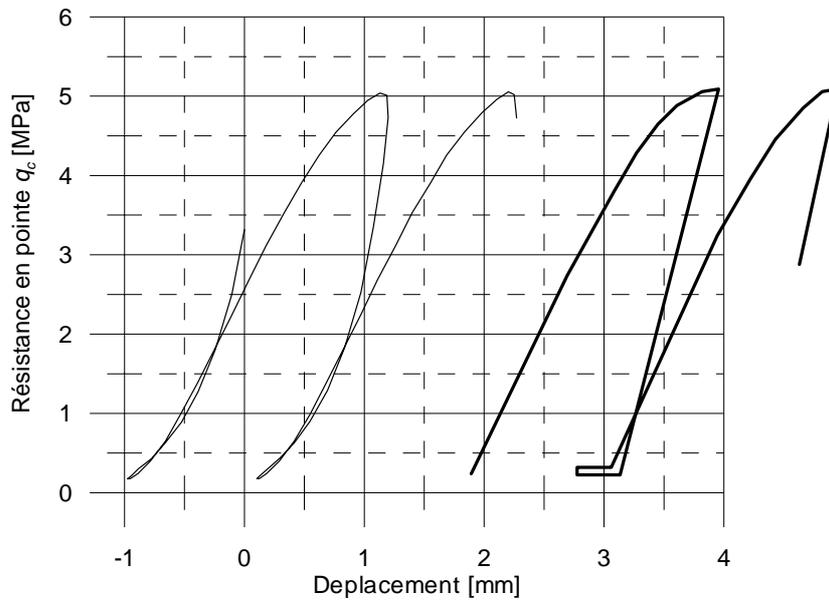


Figure IV-59 Modélisation de la résistance en pointe (suivant modèle de Moulai-Khatir *et al.*, 1994)

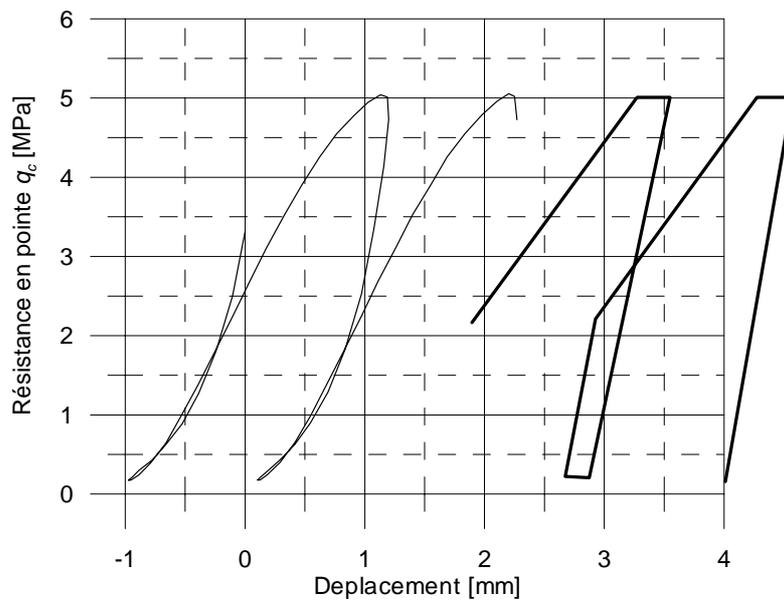


Figure IV-60 Modélisation de la résistance en pointe (suivant modèle de Cudmani et Huber, 2002)

IV-6 Synthèse

IV-6.1 Influence du rapport (F_{cyc} / F_0) sur l'enfoncement de la sonde

En ce qui concerne l'influence des paramètres de la charge en tête sur la vibrofonçabilité du pieu, on rappelle que Savinov et Luskin (1960) ont trouvé une valeur optimale de la valeur moyenne F_0 correspondant à la moitié de l'amplitude F_{cyc} qui a donné un enfoncement maximal du pieu. Suite à cette idée, à partir des résultats obtenus dans le cadre de ce travail, on présente l'enfoncement total des essais de différentes séries ($F_0, F_{cyc}, F_{max}, F_{min}$) en fonction du rapport (F_{cyc} / F_0) sur la figure IV-61.

Bien que les courbes des quatre séries ne permettent pas d'élaborer une fonction générale entre l'enfoncement total de la sonde et le rapport (F_{cyc} / F_0), elles présentent cependant une tendance générale d'évolution de l'enfoncement final de la sonde en fonction de ce rapport. On observe que plus le rapport (F_{cyc} / F_0) est élevé, et plus l'enfoncement total est important. Le cas de la série pour mettre en évidence l'influence de F_{max} sur le processus de vibrofonçage présente une courbe (enfoncement total – rapport (F_{cyc} / F_0)) très raide, ce qui peut être dû au fait que la valeur maximale F_{max} s'approche du seuil de capacité portante dynamique de la sonde.

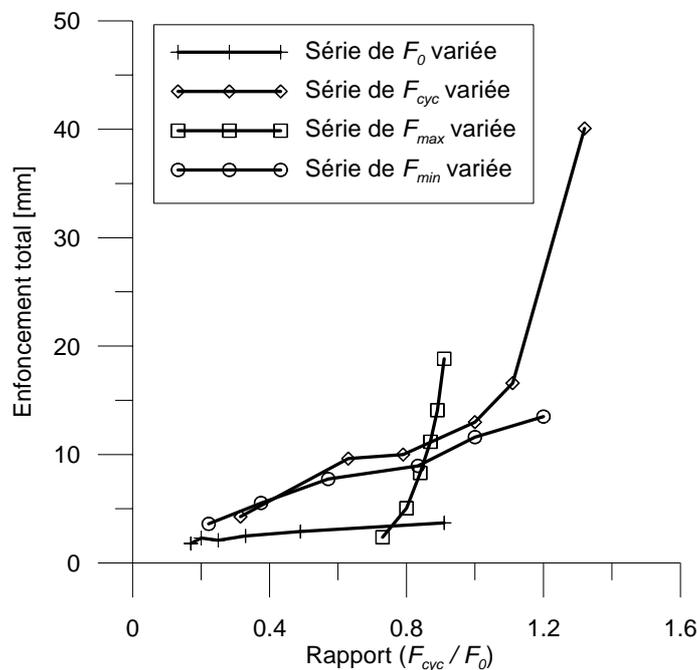


Figure IV-61 Evolution de l'enfoncement total de la sonde

IV-6.2 Régime d'enfoncement

a) Définition des régimes élasto-plastique, « vibratoire » et de vibrofonçage

Dans le cadre de ce travail, les résultats obtenus, à partir des séries afin de mettre en évidence l'influence des paramètres (F_{cyc} , F_0), présentent deux régimes d'enfoncement différents de la sonde. Le premier régime correspond à une courbe d'enfoncement de la sonde constituée par deux parties, une partie initiale dont la durée est très courte mais l'enfoncement obtenu est important, suivie par une partie stabilisée correspondant à une vitesse d'enfoncement très faible. On observe ce régime pendant la plupart des essais réalisés. La forme de la courbe d'enfoncement dans ce cas est du type élasto-plastique.

Le deuxième régime correspond à une courbe d'enfoncement dont la différence entre les deux phases ne sont pas significative. La vitesse d'enfoncement de la sonde diminue également progressivement au cours de l'essai mais on observe encore une vitesse importante à la fin de l'essai. On appelle celui-ci régime « vibratoire ».

Sur la figure IV-62, le régime élasto-plastique correspond à la courbe ayant F_{cyc} égale à 2,1 kN, et le régime « vibratoire » correspond à la courbe ayant F_{cyc} égale à 2,5 kN.

En outre, on peut également citer le régime de vibrofonçage. Ce régime correspond à une grande vitesse d'enfoncement qui se rapproche de celle obtenue sur site. Dans le cadre de ce travail, on n'a réalisé qu'une seule séquence de ce type, à savoir la séquence CE20-6.

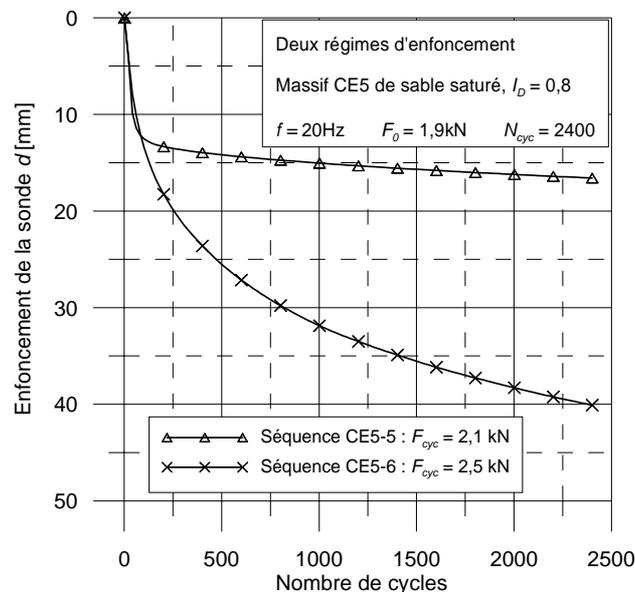


Figure IV-62 Deux régimes d'enfoncement de la sonde

b) Diagramme de distinction des régimes

Dans le but de définir des critères de dimensionnement pour les pieux soumis à des chargements cycliques, Poulos (1988) a introduit un diagramme de stabilité cyclique qui permet de synthétiser la réponse d'un pieu soumis à ce type de chargement. Ce diagramme, tracé dans le repère $(F_0 / Q_c, F_{cyc} / Q_c)$, est défini pour un nombre de cycles N fixé et est composé de trois zones dans lesquelles le pieu se comporte différemment, à savoir la zone stable, métastable et instable. Pour plus d'informations, on pourra se référer aux travaux de Poulos (1988), Al Douri (1995), Mc Manus et Berrill (1996).

A partir de cette idée, on propose de présenter les trois régimes d'enfoncement de la sonde dans le même repère $(F_0 / Q_c, F_{cyc} / Q_c)$. La limite du régime vibrofonçage est la droite dont l'expression est la suivante :

$$\frac{F_0}{Q_c} + \frac{F_{cyc}}{Q_c} = 0,6$$

La valeur 0,6 est prise comme le rapport entre la capacité portante dynamique et la capacité portante monotone de la sonde, définie dans la partie de l'essai à grande vitesse d'enfoncement.

La limite entre la zone correspondant au régime élasto-plastique et celle correspondant au régime « vibratoire » est déterminée à partir des autres résultats. Cependant, on a obtenu un seul cas correspondant de manière significative au régime « vibratoire », à savoir la séquence CE5-6. Par conséquent, le diagramme ci-dessous ne présente qu'un exemple. Pour pouvoir construire un diagramme plus significatif, on devra réaliser d'autres essais correspondant au régime « vibratoire ».

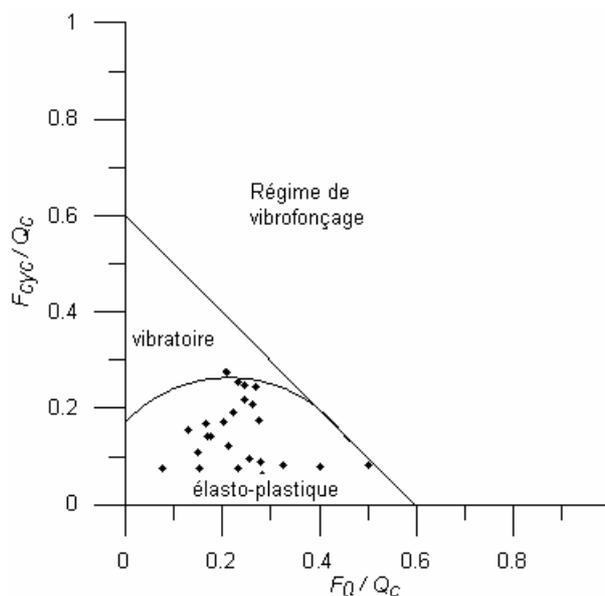


Figure IV-63 Régimes d'enfoncement de la sonde

IV-7 Influence de la fréquence de vibration f

Dans la partie bibliographique, on a vu que l'effet répétitif de la charge du vibrofonçage influence favorablement l'enfoncement du pieu. Par rapport à la méthode de battage, le frottement latéral d'un pieu est davantage dégradé par vibrofonçage que par battage (Barkan, 1957). Plusieurs auteurs sont d'accord pour dire que le pieu s'enfonce rapidement lorsque la fréquence de vibration atteint la fréquence de résonance du système vibreur – pieu (Schmid, 1968). Cependant, le type de vibreur à résonance est actuellement moins utilisé à cause d'un coût plus élevé que pour les vibreurs normaux dont la gamme de fréquence varie de 20 à 40 Hz (1300 à 2500 rpm) (Rodger and Littlejohn, 1980).

Dans cette gamme de fréquences, on a trouvé qu'il n'y a pas beaucoup d'études détaillées sur l'influence de ce paramètre sur le processus de vibrofonçage. En ce qui concerne l'influence de la fréquence de vibration f sur frottement latéral, Dierssen (1994) s'est référé aux travaux de Hereema (1979) pour déclarer que le frottement latéral le long d'une palplanche est susceptible d'évoluer indépendamment de la fréquence de vibration appliquée.

Dans le cadre de cette thèse, on a réalisé deux types de séries d'essais pour mettre en évidence l'influence de la fréquence de vibration f sur le processus de vibrofonçage. Pour les deux séries, on a fait varier la fréquence depuis le régime quasi-statique ($f = 0,1$ Hz) jusqu'au régime dynamique d'un vibreur normal ($f = 40$ Hz). Chaque série comprend sept essais pour lesquels les fréquences sont respectivement 40, 30, 20, 10, 5, 1 et 0,1 Hz. La première série d'essais a été réalisée en diminuant successivement la fréquence de 40 jusqu'à 0,1 Hz, tandis que pour la deuxième série d'essais, on a augmenté cette fréquence de 0,1 à 40 Hz.

On a, de plus, réalisé pour le premier type de série (40 à 0,1 Hz) deux séries, à savoir une dans le massif de sable sec et une dans le massif de sable saturé. L'objectif principal ici concerne la mise en évidence de l'influence de l'état du sable (sec ou saturé) sur le processus de vibrofonçage.

Les résultats seront interprétés en termes de vibrofonçabilité (enfoncement et vitesse d'enfoncement du pieu), de résistance en pointe, de frottement latéral et d'énergie fournie par le servovérin. En ce qui concerne la résistance en pointe q_c et le frottement latéral f_s , on va interpréter l'évolution de la valeur moyenne, de l'amplitude et de la raideur de recharge de la manière décrite dans le paragraphe III-2 (essai typique).

IV-7.1 Description des séries d'essais réalisés

a) Série d'essais à fréquence décroissante (sable saturé)

Le massif de sable utilisé pour cette série est le massif CE10 ($I_D = 0,8$). Dans cette thèse, on n'a pas étudié l'influence de la densité du sable sur le processus de vibrofonçage. On a choisi une valeur assez élevée de l'indice de densité pour tous les essais réalisés pour pouvoir mobiliser un frottement latéral significatif entre la sonde et le sable, car on s'intéresse, en particulier, à l'évolution de ce paramètre sous l'influence de différents facteurs.

Les contraintes de consolidation horizontale σ'_h et verticale σ'_v , sont respectivement de 50 kPa et 125 kPa.

Dans cette série, on a réalisé 7 séquences successives de vibrofonçage (CE10-1 à CE10-7), la surcharge statique F_0 et l'amplitude F_{cyc} étant maintenues constantes, égales à 1,4 kN et 1,6 kN respectivement. Le nombre de cycles pour chaque séquence, N_{cyc} , a été choisi égal à 4500 cycles. Le choix de ces paramètres est basé sur les éléments suivants :

Pendant les essais préliminaires réalisés dans des massifs de sable à surface libre, on a remarqué que, lorsque la valeur de F_{max} atteint 60% de la capacité portante statique en compression Q_c du pieu (obtenue à partir d'un essai de chargement monotone), le pieu s'était enfoncé très vite, avec une arrivée à la fin de course du vérin au bout de 3 à 5 secondes. Les essais pour mettre en évidence la capacité portante dynamique en chambre d'étalonnage de la sonde prototype ont été abordés plus haut. Ainsi, afin d'être assuré de pouvoir réaliser toute la série dans le même massif, on a choisi la valeur maximale F_{max} de la force en tête égale à 30% de la capacité portante en compression Q_c de la sonde, déterminée avant le premier essai de cette série :

$$F_{max} = 0,3.Q_c$$

La capacité portante correspondant au premier essai de cette série est égale à 10,2 kN (figure IV-64a) et l'on a donc retenu une valeur de F_{max} égale à 3,0 kN.

En ce qui concerne la valeur minimale F_{min} dont l'influence a été présentée aussi dans ce chapitre, on a remarqué que la valeur minimale F_{min} n'a pas pu franchir -0,25 kN (en traction) malgré la valeur que l'on a imposée. Ainsi, pour assurer que les paramètres du chargement en tête soient bien respectés pendant les essais, on a choisi la valeur minimale F_{min} égale à -0,2 kN (en traction). Ainsi, la valeur moyenne F_0 et l'amplitude F_{cyc} de la force appliquée sont déterminées par :

$$F_0 = \frac{F_{\max} + F_{\min}}{2} = \frac{3,0 - 0,2}{2} = 1,4 \text{ [kN]}$$

$$F_{cyc} = \frac{F_{\max} - F_{\min}}{2} = \frac{3,0 + 0,2}{2} = 1,6 \text{ [kN]}$$

b) Série d'essais à fréquence croissante (sable saturé)

Cette série d'essais a été réalisée dans le massif CE11, dont les paramètres principaux sont :

indice de densité I_D égal à 0,82,

contrainte de consolidation : $\sigma'_h = 50 \text{ kPa}$; $\sigma'_v = 125 \text{ kPa}$

Le massif a été saturé après la mise sous contrainte du massif. De la même manière que pour la série précédente, les paramètres des essais de cette série (CE11-1 à CE11-7) ont été choisis de la manière suivante :

Les valeurs maximale F_{\max} et minimale F_{\min} sont égales à :

$$F_{\max} = 0,3 Q_c = 0,3 \times 8,0 = 2,4 \text{ kN}; \text{ on choisit } F_{\max} = 2 \text{ kN}$$

$$F_{\min} = -0,2 \text{ kN}$$

La surcharge statique F_0 et l'amplitude F_{cyc} sont déterminées par :

$$F_0 = \frac{F_{\max} + F_{\min}}{2} = \frac{2,0 - 0,2}{2} = 0,9 \text{ [kN]}$$

$$F_{cyc} = \frac{F_{\max} - F_{\min}}{2} = \frac{2,0 + 0,2}{2} = 1,1 \text{ [kN]}$$

Les fréquences successives retenues sont 0,1, 1, 5, 10, 20, 30 et 40 Hz. Le nombre de cycles a été fixé pour tous les essais à 5400.

c) Quelques remarques sur la phase de chargement monotone

Sur la figure IV-64, les courbes situées à gauche (a) sont les courbes d'évolution de la force en tête F , de la résistance en pointe q_c et du frottement latéral f_s pour la première série d'essais (de 40 à 0,1 Hz) et celles de droite (b) correspondent à la deuxième série d'essais (0,1 à 40 Hz).

On note que, pour les deux séries, les caractéristiques mesurées durant le chargement monotone augmentent légèrement après chaque séquence cyclique. Cela peut concerner le phénomène de densification du sable situé localement autour de la sonde.

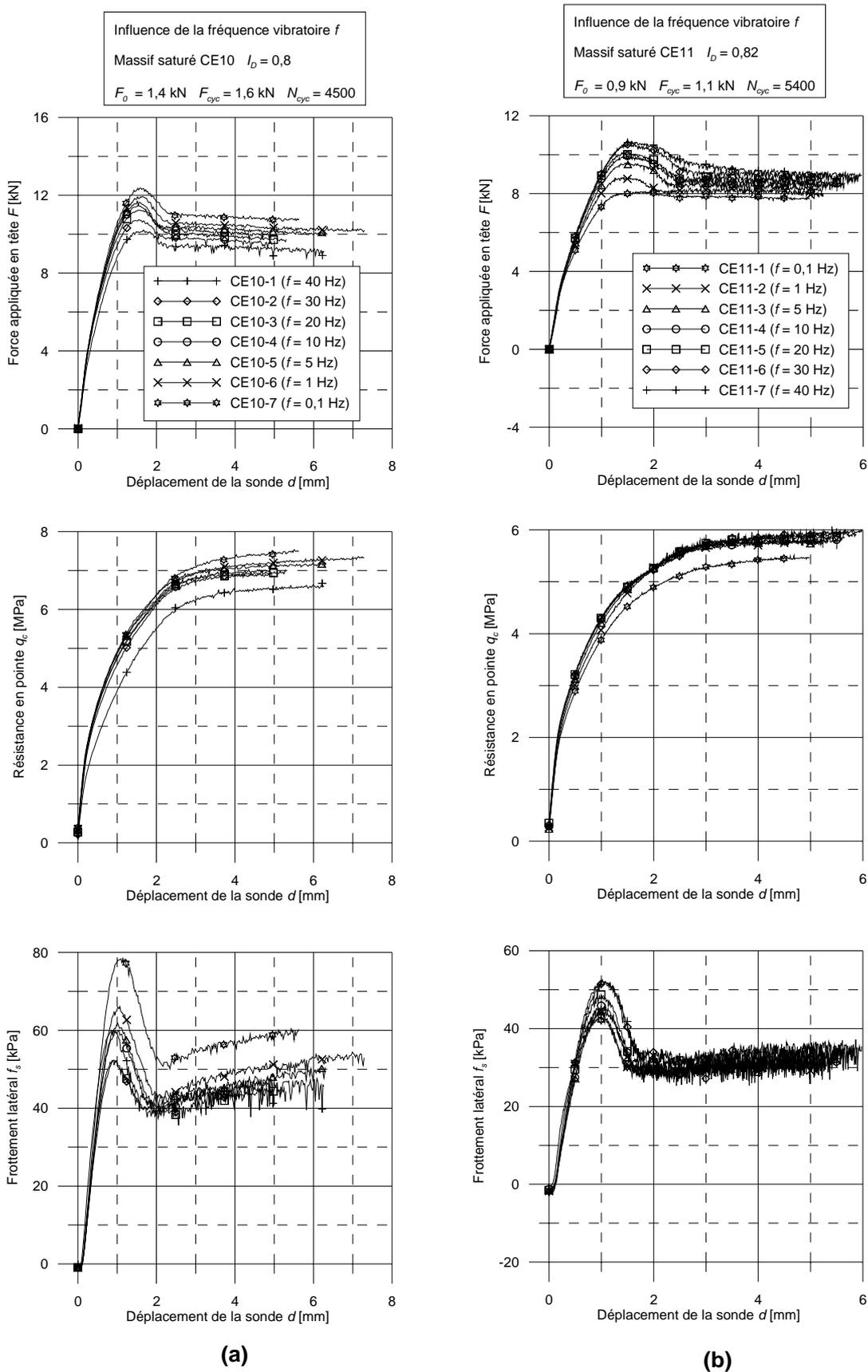


Figure IV-64 Influence de la fréquence - Chargements monotones :
(a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

Les différences observées entre les courbes sont très faibles et surtout, au palier plastique, on remarque que les courbes se rapprochent de manière significative. La fréquence de vibration (dans le domaine de faibles déplacements cycliques de la sonde) n'a pas une influence trop importante sur la capacité portante de l'inclusion.

d) *Présentation des sollicitations cycliques appliquées pour les deux séries*

Les sollicitations cycliques appliquées pour les deux séries sont présentées sur la figure IV-65. On remarque que pour les deux séries, la force appliquée par le servovérin a bien suivi les paramètres de consigne.

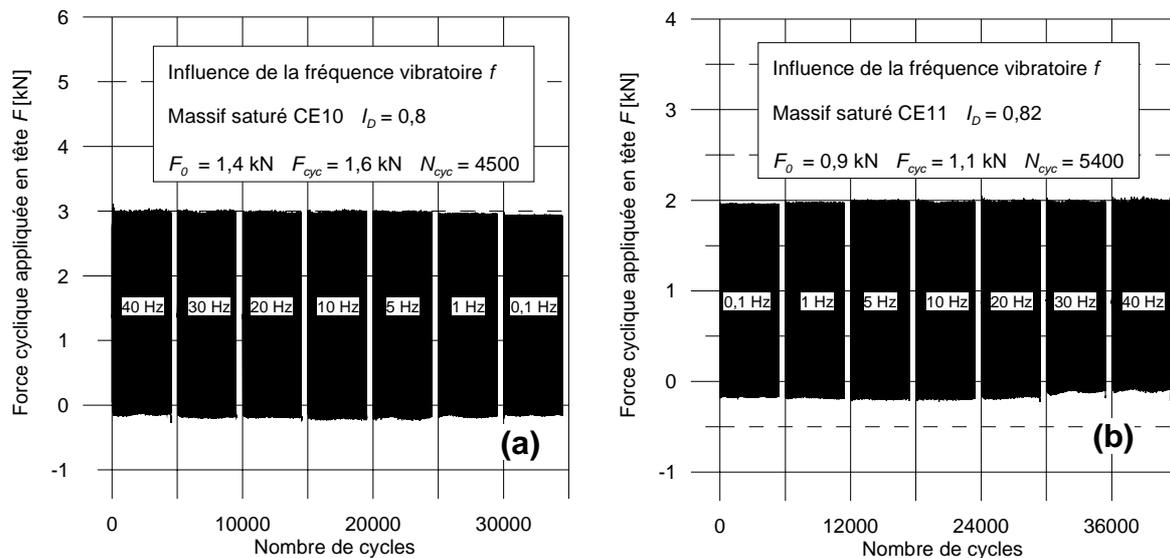


Figure IV-65 Influence de la fréquence – Chargements cycliques
(a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

IV-7.2 Influence de la fréquence de vibration f sur la vibrofonçabilité

a) *Comparaison des courbes d'enfoncement moyen d_0*

Dans le cas de la série à fréquence décroissante, plus la fréquence est élevée et plus l'enfoncement final du pieu est grand (figure IV-66 a). L'essai correspondant à la fréquence de 40 Hz présente un enfoncement significativement plus important que ceux correspondant aux autres essais. Cependant, cet essai est le premier de la série, pour lequel la capacité portante monotone de la sonde est la plus faible. Bien que la capacité portante de la sonde varie peu d'une séquence à l'autre, elle doit quand même jouer un rôle sur les courbes de vibrofonçage obtenues.

Pour la deuxième série, à fréquence croissante, la tendance observée est moins nette. Pourtant, si l'on ne tient pas compte des séquences à 10 et 40 Hz, on retrouve que plus la fréquence est faible, et plus l'enfoncement est faible. Le cas quasi-statique ($f=0,1$ Hz) correspond toujours à l'enfoncement le plus petit de la sonde, que l'essai ait été réalisé au début ou à la fin de la série.

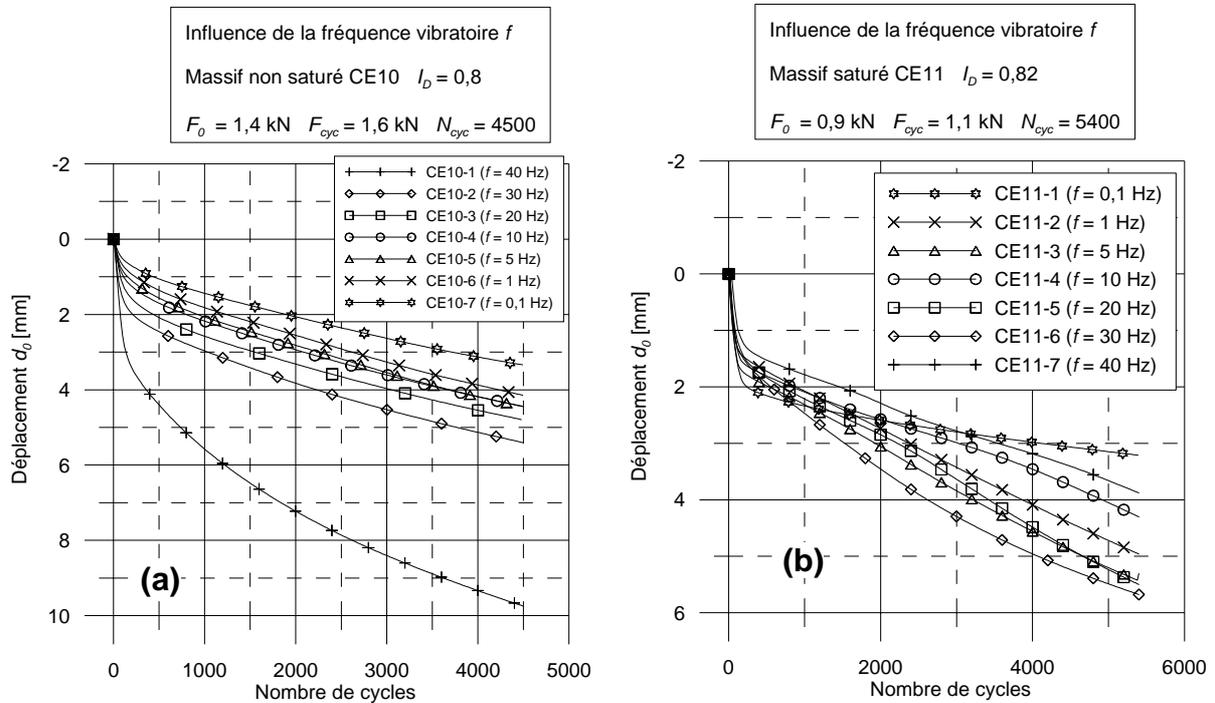


Figure IV-66 Influence de la fréquence – Enfoncements de la sonde :
 (a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

b) Evolution de l'amplitude du déplacement de la sonde d_{cyc}

En ce qui concerne l'amplitude du déplacement d_{cyc} , les courbes d'évolution (figure IV-67) de ce paramètre pour les différents essais de la série sont très proches. Ainsi, la fréquence n'a pas d'influence sur l'amplitude de déplacement de la sonde.

On trouve que, pendant la partie initiale de l'enfoncement de la sonde qui se produit sur une durée très courte mais qui correspond à une partie importante de l'enfoncement total, l'amplitude de déplacement d_{cyc} correspondante est beaucoup plus importante que celle correspondant à la partie stabilisée de l'enfoncement. Ce résultat est en bon accord avec celui présenté dans l'essai typique (paragraphe précédent). On note, de plus, que plus le rapport entre l'enfoncement initial et l'enfoncement final est grand, et plus le rapport entre l'amplitude de déplacement initiale et l'amplitude de déplacement stabilisée est importante.

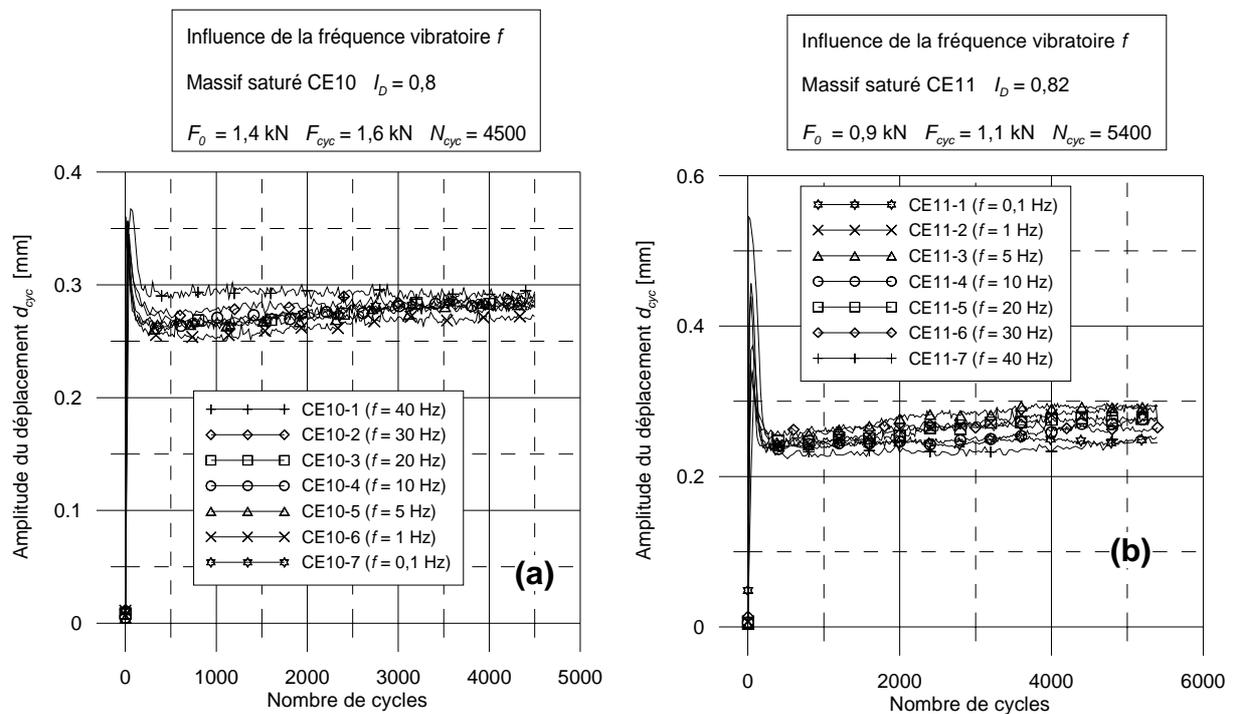


Figure IV-67 Influence de la fréquence - Amplitude du déplacement :
 (a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

IV-7.3 Influence de la fréquence de vibration sur la résistance en pointe

a) Influence de la fréquence sur la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$

Les courbes d'évolution de la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ en fonction du nombre de cycles sont montrées sur la figure IV-68. La figure IV-68a correspond à la première série d'essais (40 à 0,1 Hz) et figure IV-68 b correspond à la deuxième série (0,1 à 40 Hz).

Globalement, on remarque que la valeur moyenne $q_{c,0}$ de la résistance en pointe, après la phase initiale où les courbes présentent des pics très pointus et qui se stabilise après quelques cycles, augmente de manière continue jusqu'à la fin de l'essai.

Pour les deux séries d'essais, les courbes d'évolution de la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ en fonction du déplacement d et de la fréquence f (voir figures IV-68 a et b) montrent que, plus la fréquence est élevée, et plus la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ est faible.

On peut noter aussi que les fréquences supérieures ou égales à 20 Hz dans la première série présentent des courbes presque confondues. Les séquences correspondant aux fréquences de 30 et 40 Hz de la deuxième série présentent également des courbes presque confondues.

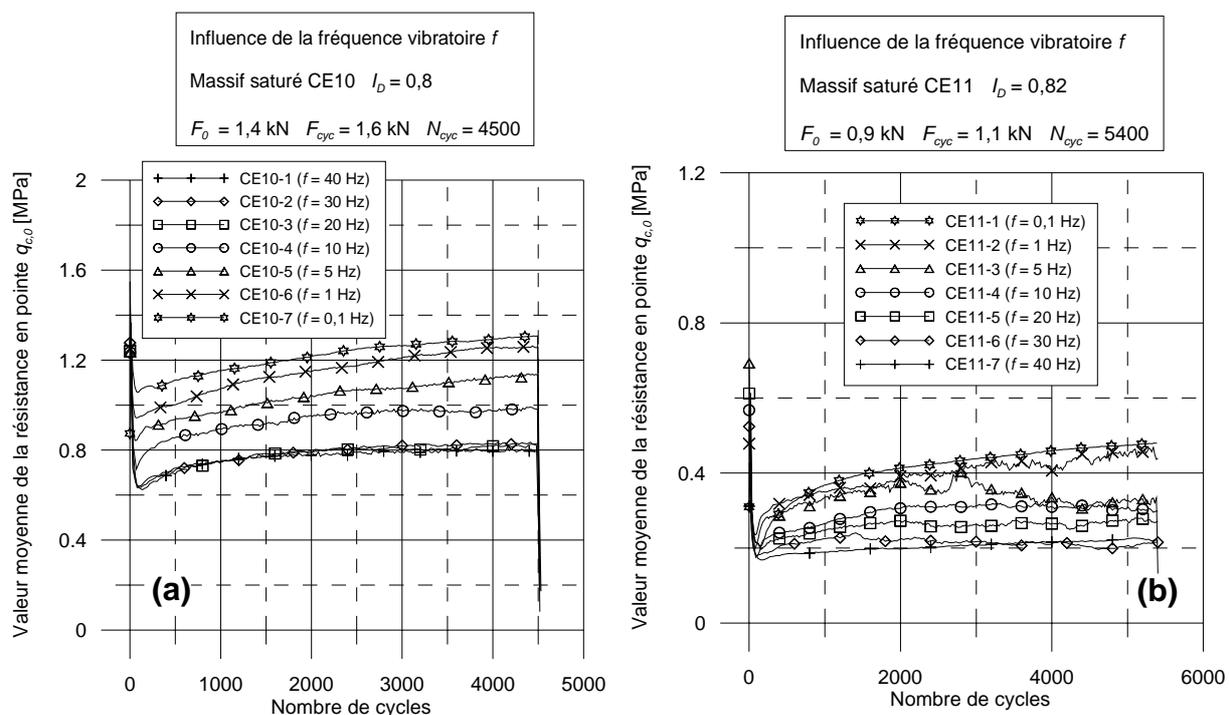


Figure IV-68 Influence de la fréquence - Valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$:

(a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

Ce résultat peut s'expliquer par la vitesse de recharge et de décharge de la sonde. Pendant la phase de recharge, la pointe et le sol situé au dessous ont une même vitesse de descente. Plus la fréquence de vibration f est élevée, moins la résistance du sol au dessous est mobilisée et plus la valeur maximale de la résistance en pointe $q_{c,max}$ est faible. Pendant la phase de décharge, la vitesse de remontée de la sonde dépend de la fréquence de vibration tandis que la vitesse du sol au dessous est limitée. Plus la différence entre la vitesse de remontée de la sonde et celle du sol sous la pointe (sans perte de contact entre les deux) est grande ou plus la fréquence de vibration f est élevée, et plus la résistance en pointe est faible. Autrement dit, plus la fréquence de vibration est importante, plus la valeur minimale de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ est faible.

Ainsi, la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$ est d'autant plus faible que la fréquence de vibration f est élevée.

b) Influence de la fréquence de vibration sur l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$

En ce qui concerne l'évolution de l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ en fonction du nombre de cycles (ou du temps), on remarque sur la figure IV-69 (a et b) que celle-ci croît continûment pendant la séquence cyclique.

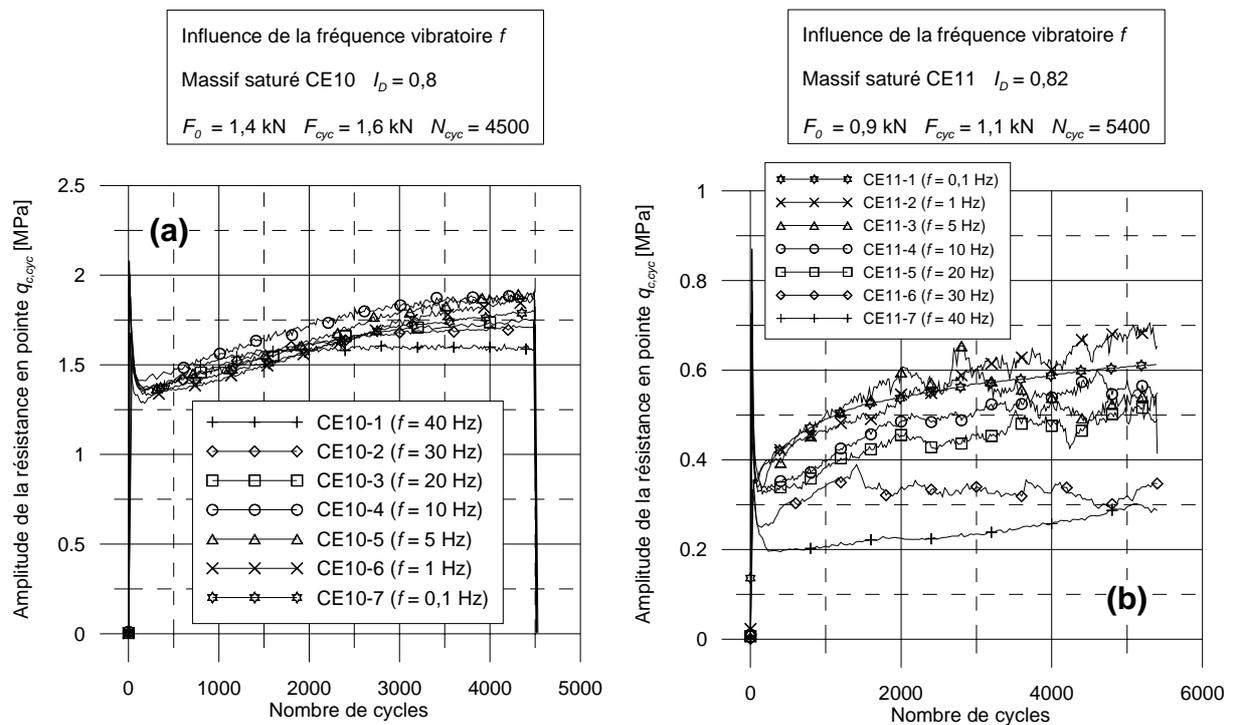


Figure IV-69 Influence de la fréquence - Amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$:

(a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

On note une différence entre les deux graphes de cette figure. Dans le graphe (a), correspondant à la série d'essais de 40 à 0,1 Hz, l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ semble indépendante de la fréquence de vibration f . A la fin de l'essai seulement, la courbe correspondant à 40 Hz est significativement au-dessous des autres. Dans le graphe (b), correspondant à la série d'essais de 0,1 à 40 Hz, plus la fréquence de vibration f est élevée et plus l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ est faible, pendant tout le processus de vibrofonçage.

c) Influence de la fréquence de vibration sur la raideur de recharge $K_{qc,cyc}$ de la résistance en pointe

En ce qui concerne la raideur de recharge de la résistance en pointe $K_{qc,cyc}$ de la sonde, on observe que celle-ci augmente rapidement au début de l'essai, correspondant à la phase initiale et continue à augmenter, mais avec une vitesse d'augmentation très faible, pendant la phase stabilisée de l'essai (figure IV-70). Ceci est remarqué pendant tous les essais réalisés dans le cadre de ce travail.

La première série (de 40 à 0,1 Hz) ne montre pas l'influence de la fréquence de vibration sur l'évolution de ce paramètre tandis que dans la deuxième série, plus la fréquence de vibration f est importante et plus la raideur de recharge $K_{qc,cyc}$ est faible. Ces remarques semblent raisonnables car pour la résistance en pointe, cette raideur est le rapport entre l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ et l'amplitude du déplacement d_{cyc} . Pour la deuxième série,

l'amplitude de déplacement des essais est identique, et l'amplitude de la résistance en pointe est d'autant plus faible que la fréquence est importante, donc, la raideur de recharge de la résistance en pointe $K_{qc,cyc}$ est d'autant plus faible que la fréquence de vibration f est élevée. Pour la première série, les amplitudes de déplacement d_{cyc} et celles de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$ ne sont pas classées de manière claire. Elles conduisent à des évolutions assez aléatoires comme on peut le voir sur la figure IV-70 a.

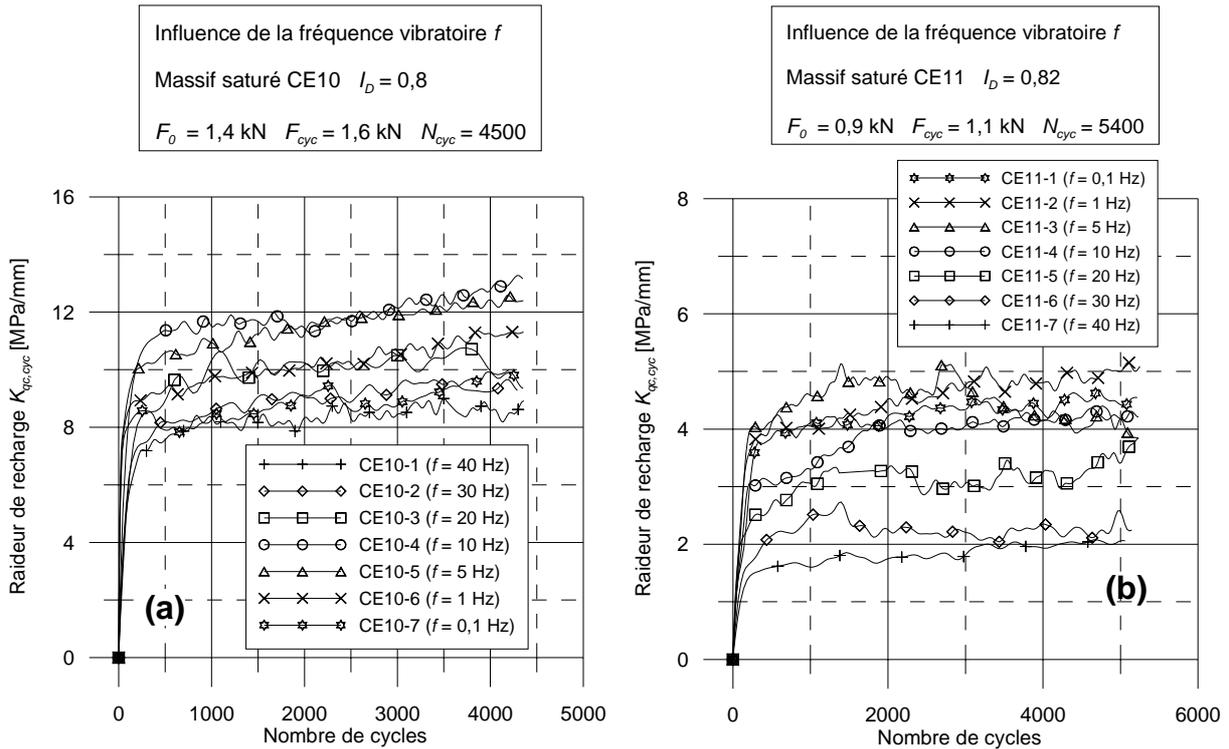


Figure IV-70 Influence de la fréquence - Raideur de la résistance en pointe :
 (a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

IV-7.4 Influence de la fréquence de vibration sur le frottement latéral f_s

a) Influence de la fréquence sur l'évolution de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

La figure IV-71 présente les courbes d'évolution de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$ pour les deux séries en fonction du nombre de cycles. Comme pour tous les autres essais réalisés, on obtient une diminution continue de cette grandeur au cours du vibrofonçage de la sonde.

On note que la forme de la courbe d'évolution dans la première série dépend de la fréquence de vibration. Plus la fréquence est faible, plus la diminution au début de l'essai est rapide. Pour la deuxième série, les formes des courbes sont presque identiques à celle correspondant à la fréquence de 0,1 Hz.

En ce qui concerne l'influence de la fréquence de vibration f sur la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$, les résultats obtenus ne permettent pas de dégager de tendance très significative. Cependant, si on ne tient pas compte de la courbe à 40 Hz de la première série, et des courbes à 40 et 10 Hz de la deuxième série, on trouve que plus la fréquence de vibration f est élevée, et plus la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$ est faible.

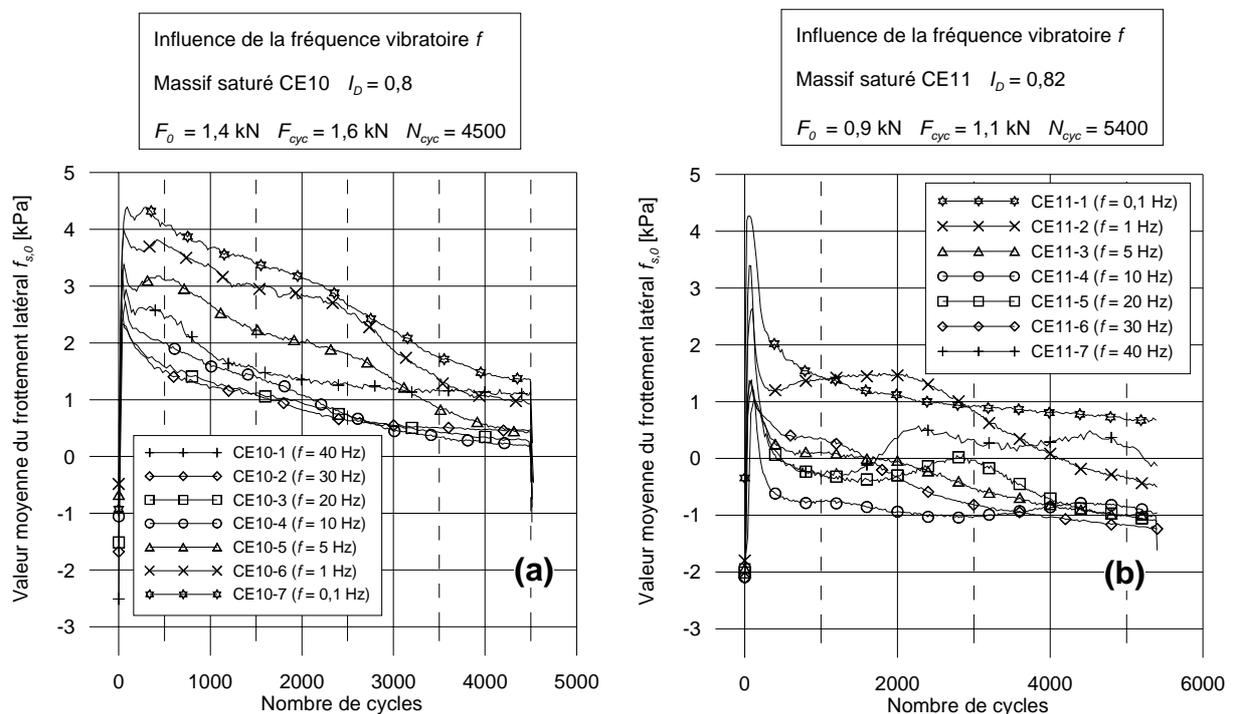


Figure IV-71 Influence de la fréquence - Valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$:

(a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

b) Influence de la fréquence de vibration sur l'évolution de l'amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$

Les courbes d'évolution de ce paramètre en fonction du nombre de cycles sont présentées sur la figure IV-72.

En ce qui concerne l'influence de la fréquence de vibration f sur l'évolution de l'amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$, pour la première série, on note que, plus la fréquence de vibration est faible, et plus l'amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$ est importante. Cela peut être en partie relié à l'ordre de réalisation des essais, car on a réalisé les essais à fréquence élevée avant les essais à faible fréquence et, comme la capacité portante monotone de la sonde augmente après

chaque essai de vibrofonçage (voir figure IV-64), la couche de sol autour de la surface latérale de la sonde est aussi densifiée après chaque essai, ce qui peut provoquer une amplitude du frottement latéral plus importante pour les séquences ultérieures.

L'évolution de l'amplitude de frottement latéral dans la deuxième série (de 0,1 à 40 Hz) est très aléatoire, et on ne peut pas en tirer de conclusion concernant l'influence de la fréquence de vibration sur cette grandeur.

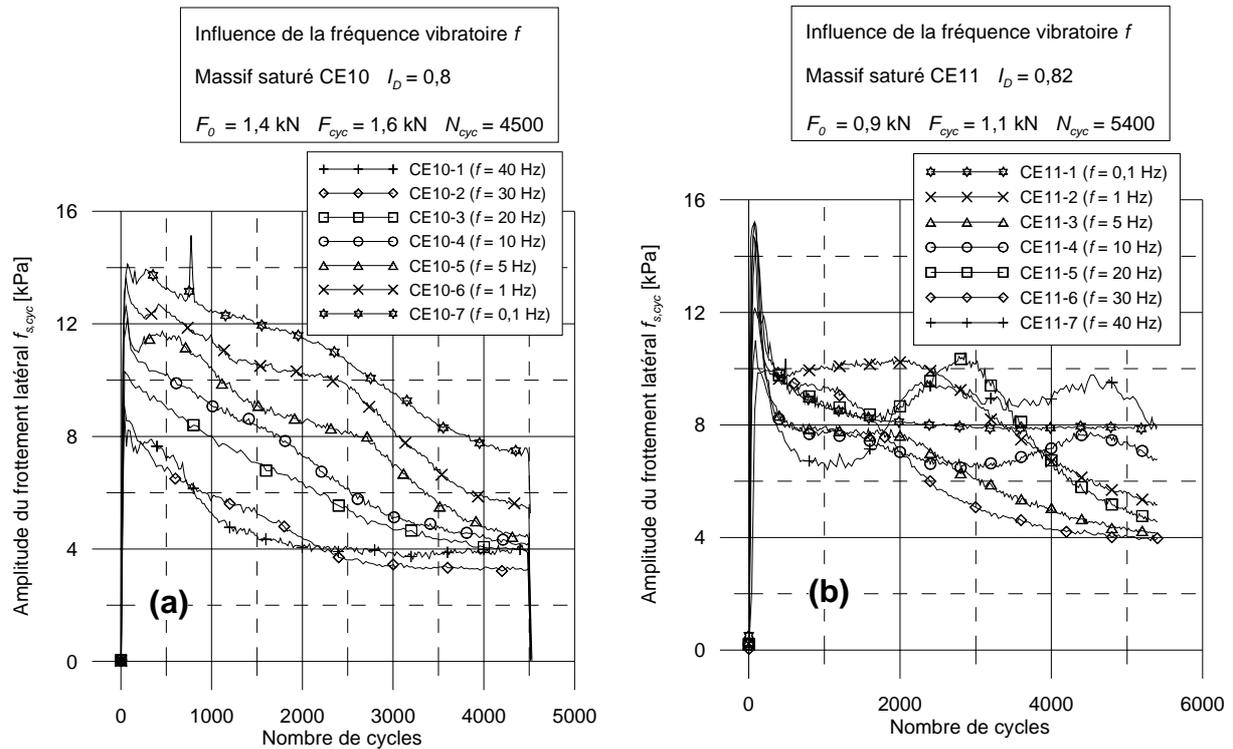


Figure IV-72 Influence de la fréquence - Amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$:

(a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

c) Influence de la fréquence de vibration sur l'évolution de la raideur de recharge du frottement latéral $K_{fs,cyc}$

Les courbes d'évolution de ce paramètre (figure IV-73) montrent, pour les deux séries, une diminution de la raideur de recharge du frottement latéral au cours du vibrofonçage, correspondant à une dégradation du frottement latéral sous l'effet cyclique de la charge appliquée en tête.

Pour la deuxième série, on n'observe pas d'influence de la fréquence sur l'évolution de la raideur de recharge du frottement latéral de la sonde $K_{fs,cyc}$ à cause d'une évolution non ordonnée de l'amplitude du frottement latéral, comme on l'a vu sur la figure IV-72 b.

Pour la première série, on trouve que, plus la fréquence de vibration f est importante, plus la raideur de recharge du frottement latéral $K_{fs,cyc}$ est faible.

Pour pouvoir mettre en évidence de manière plus significative l'influence de la fréquence de vibration f sur la mobilisation du frottement latéral $f_s(t)$, des essais complémentaires devront être réalisés. Cependant, sur la base des résultats obtenus, malgré l'ordre de réalisation des essais, on a trouvé qu'une fréquence de vibration élevée favorise à la fois la diminution de la valeur moyenne $f_{s,0}$, de l'amplitude $f_{s,cyc}$ et de la raideur de recharge $K_{fs,cyc}$ du frottement latéral mesuré sur le manchon.

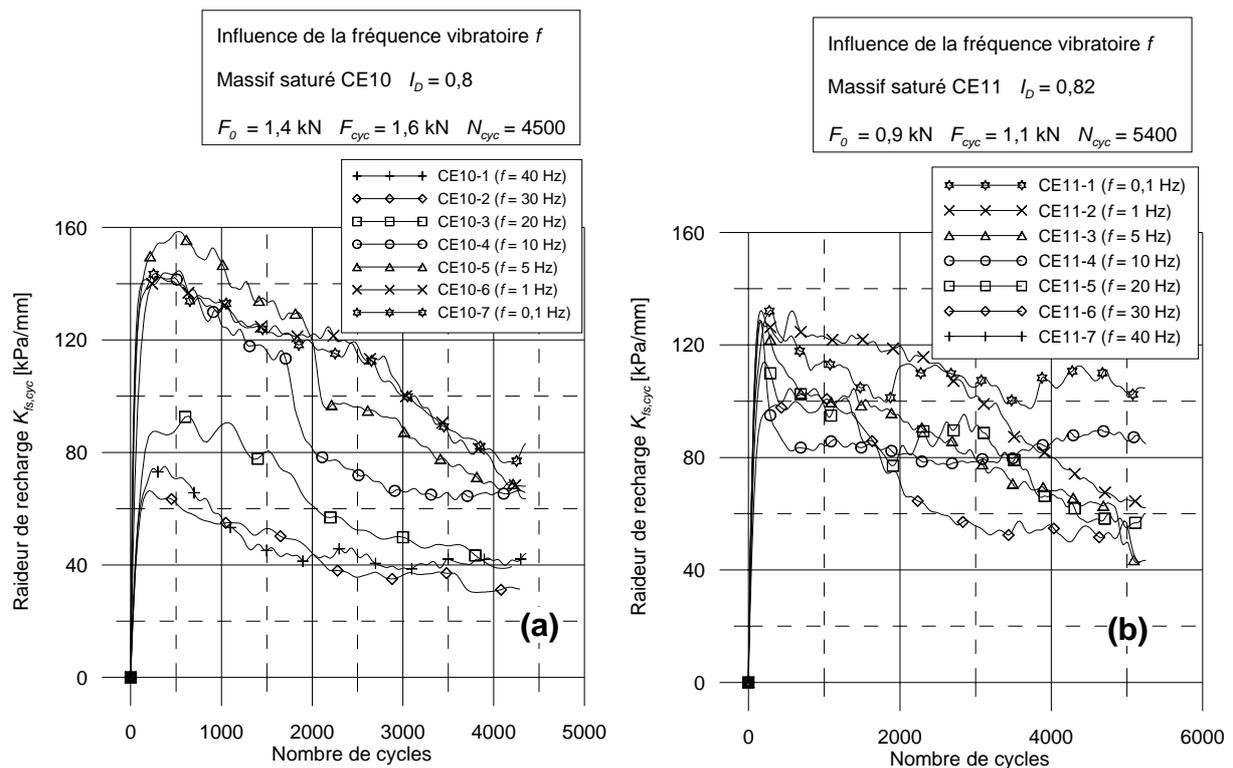


Figure IV-73 Influence de la fréquence - Raideur de recharge du frottement latéral :

(a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

IV-7.5 Influence de la fréquence de vibration sur la puissance et l'énergie fournies par le servovérin

En ce qui concerne la puissance de la force appliquée en tête du pieu F , on trouve que plus la fréquence de vibration f est élevée, et plus la puissance fournie est importante.

En ce qui concerne l'énergie fournie par le servovérin en tête de sonde, on trouve que :

- de 40 Hz à 20 Hz (pour la série de 40 à 0,1 Hz) ou à 10 Hz (pour la série de 0,1 à 40 Hz), plus la fréquence est élevée, et plus l'énergie fournie par le servovérin (calculée à partir de la puissance de la force en tête F) est importante,
- de 20 Hz (première série) ou 10 Hz (deuxième série) à 0,1 Hz, plus la fréquence est faible, et plus l'énergie fournie par le servovérin est importante.

Ce résultat est dû au fait que l'énergie fournie est le produit de la puissance fournie par le temps. A une puissance fournie faible, mais sur une durée importante, correspondant à la fréquence de 0,1 Hz, peut correspondre une énergie importante.

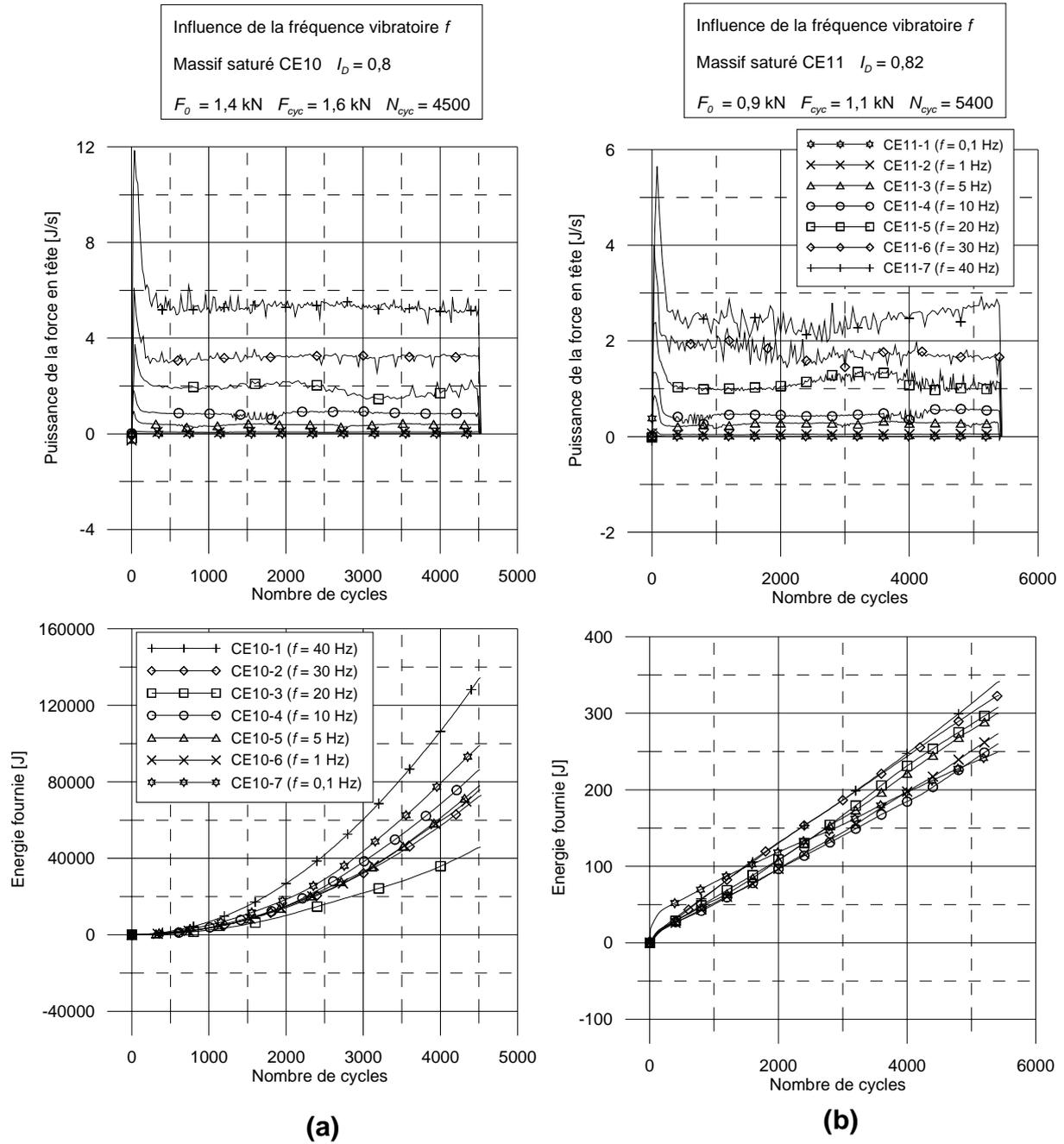


Figure IV-74 Influence de la fréquence - Puissance et énergie fournies par le servovérin :

(a) série à fréquence décroissante; (b) série à fréquence croissante

IV-8 Essais à déplacement contrôlé

Dans le cadre de ce travail, on a également réalisé des essais à déplacement contrôlé. Ceux-ci ont été réalisés aux mêmes fréquences que les essais de vibrofonçage (dans la plage de 10 à 50 Hz) et en fixant une amplitude de déplacement de la sonde. Les mesures de la force en tête F , de la résistance en pointe q_c et du frottement latéral f_s permettent de mettre en évidence l'évolution de ces paramètres pendant le processus de vibrofonçage à grande vitesse d'enfoncement.

Dans cette partie, on présente le programme des essais à déplacement contrôlé réalisés. Ensuite, les résultats d'un essai typique seront décrits.

IV-8.1 Procédure d'essai à déplacement contrôlé - Programme d'essais

Après la reconstitution du massif de sable en chambre d'étalonnage, la phase d'installation initiale de la sonde est identique à celle correspondant aux essais à force contrôlée. Un essai à déplacement contrôlé comprend également une phase de chargement monotone quasistatique initiale suivie d'une phase de chargement cyclique.

La phase de chargement cyclique commence par une augmentation à force contrôlée jusqu'à une valeur initiale F_0 correspondant à une valeur de déplacement initial d_0 de la sonde, autour de laquelle, on impose une amplitude de déplacement cyclique d_{cyc} à la sonde. Une courbe d'évolution du déplacement en fonction du temps est présentée sur la figure IV-75.

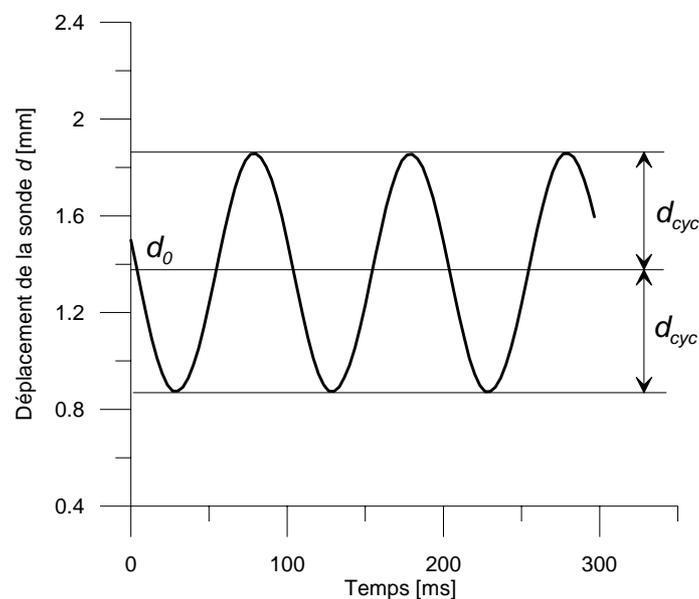


Figure IV-75 Paramètres de l'essai à déplacement contrôlé

L'amplitude de déplacement d_{cyc} maximale pour une fréquence est imposée par la capacité du servovérin. On a trouvé que, plus la fréquence de vibration est élevée, et plus l'amplitude de

déplacement maximale est faible. Par exemple, l'amplitude maximale correspondant à 20 Hz est de l'ordre de 1 mm.

Les essais à déplacement contrôlé ont été réalisés dans deux massifs numérotés CE8 et CE13 dont les caractéristiques ont été présentées dans la partie III-1.2. Les caractéristiques des essais réalisés dans ces deux massifs sont récapitulées dans le tableau IV-14.

Tableau IV-14 Programme des essais à déplacement contrôlé

Massif	Séquence	f [Hz]	F_0 [kN]	d_{cyc} [mm]	N_{cyc}
CE8	CE8-1	0,1	3,00	0,1	20
	CE8-2	0,1	3,00	0,1	20
	CE8-3	1	3,00	0,1	120
	CE8-4	1	3,00	0,1	120
	CE8-5	5	3,00	0,1	600
	CE8-6	5	3,00	0,1	600
	CE8-7	10	3,00	0,1	1200
	CE8-8	20	3,00	0,1	2400
	CE8-9	30	3,00	0,1	3600
	CE8-10	0,1	3,00	0,2	20
	CE8-11	0,1	3,00	0,2	20
	CE8-12	1	3,00	0,2	120
	CE8-13	5	3,00	0,2	600
	CE8-14	10	3,00	0,2	1200
	CE8-15	10	3,00	0,2	1200
	CE8-16	20	3,00	0,2	2400
	CE8-17	1	5,00	0,5	120
	CE8-18	10	5,00	0,5	1200
	CE8-19	20	5,00	0,5	2400
CE13	CE13-1	0,1	3,00	0,3	7200
	CE13-2	1	3,00	0,3	7200
	CE13-3	5	3,00	0,3	7200
	CE13-4	10	3,00	0,3	7200
	CE13-5	20	3,00	0,3	7200
	CE13-6	30	3,00	0,3	7200

IV-8.2 Résultats d'un essai typique

L'essai choisi correspond à la séquence CE8-18, dont l'amplitude de déplacement d_{cyc} est maximale pour la fréquence choisie de 10 Hz. La figure IV-76 présente l'évolution du déplacement de la sonde en fonction du temps.

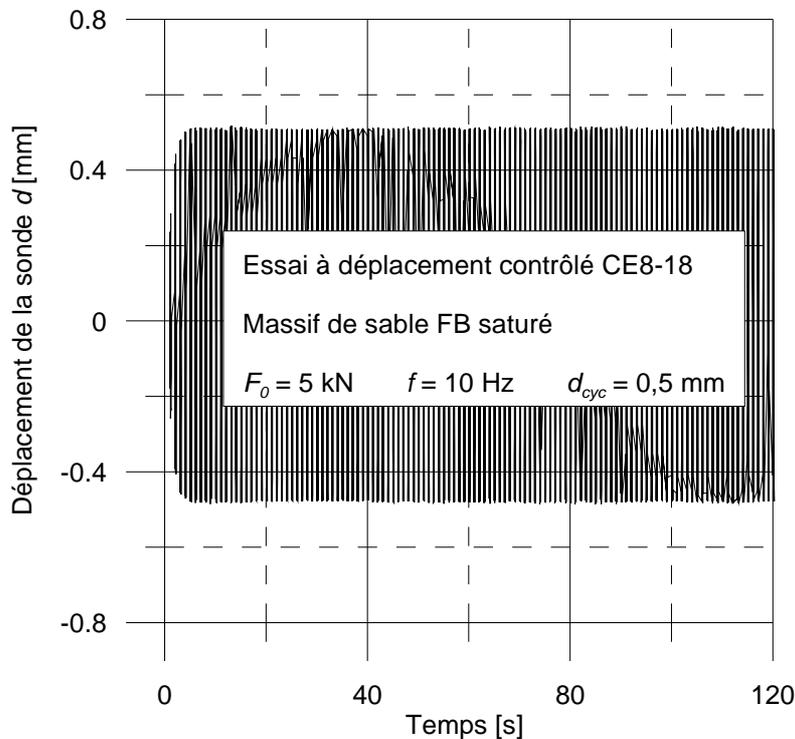


Figure IV-76 Déplacement de la sonde

Les évolutions de la force en tête, de la résistance en pointe et du frottement latéral unitaire de la sonde sont présentées sur la figure IV-77. On observe sur cette figure que l'amplitude du déplacement d_{cyc} pendant les 3 premiers cycles enregistrés ne correspond pas à la valeur voulue (0,5 mm). Pourtant, la force en tête F , la résistance en pointe q_c et le frottement latéral f_s ont atteint leurs valeurs maximales pendant ces cycles. En enlevant le premier enregistrement, on obtient sur la figure IV-77 b, un agrandissement (« zoom ») des courbes de la figure IV-77 a.

En ce qui concerne la force en tête F , celle-ci évolue dans la zone de compression et de traction. On observe que la pente de recharge dans la zone de compression et celle de décharge dans la zone de traction sont presque identiques. La pente de décharge dans la zone de compression est aussi égale à la pente de recharge dans la zone de traction. On note une dégradation de la force en tête sous chargement cyclique à déplacement contrôlé.

La résistance en pointe q_c est égale à zéro lors de la phase de traction correspondant à la plage de déplacement de 0,95 à 1,45 mm. Cela est logique car la pointe ne supporte pas de charge

de traction. On note également une dégradation de la résistance en pointe pendant cet essai. Cela est dû au phénomène de foisonnement du sol sous la pointe qui entraîne une dégradation de q_c à chaque recharge.

En ce qui concerne le frottement latéral mesuré par le manchon, celui-ci présente une forme assez symétrique. Pendant le passage de traction à compression et inversement, le frottement latéral évolue sur un palier horizontal très proche de l'abscisse. Les cycles sont superposés et on ne peut pas distinguer le phénomène de dégradation ou d'accroissement de f_s .

Afin de mettre en évidence l'évolution de ces trois grandeurs (F , q_c et f_s), on utilise cinq cycles représentatifs, à savoir les cycles numérotés 10, 20, 30, 50 et 1200.

On observe sur la courbe ($F - d$) que la pente de décharge (en compression et en traction) des cycles est plus raide que celle de la phase de recharge et elle reste identique pour tous les cycles (figure IV-78 a). La dégradation de la force en tête est bien marquée sur cette figure.

On observe le même type de dégradation pour la résistance en pointe.

En ce qui concerne le frottement latéral, on note au contraire que l'amplitude (de crête à crête) augmente au cours de l'essai (figure IV-79). Ce phénomène peut concerner le changement de comportement entre la pointe et la surface latérale. Plus la résistance en pointe q_c diminue, et plus le frottement latéral f_s augmente.

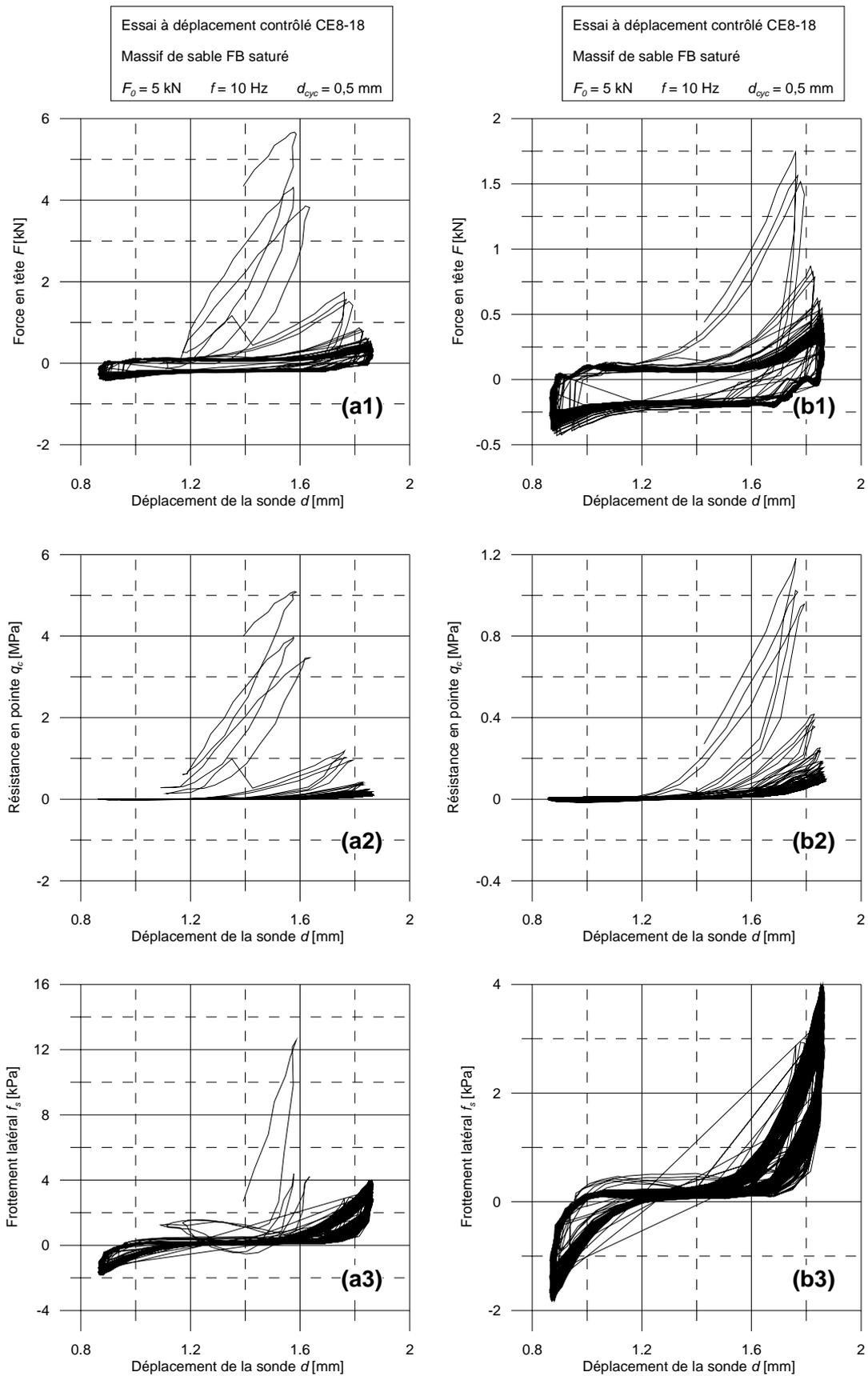


Figure IV-77 Evolution de la force en tête (1) ; de la résistance en pointe (2) et du frottement latéral (3) avec (a) : courbes totales et (b) : courbes sans présence du premier enregistrement

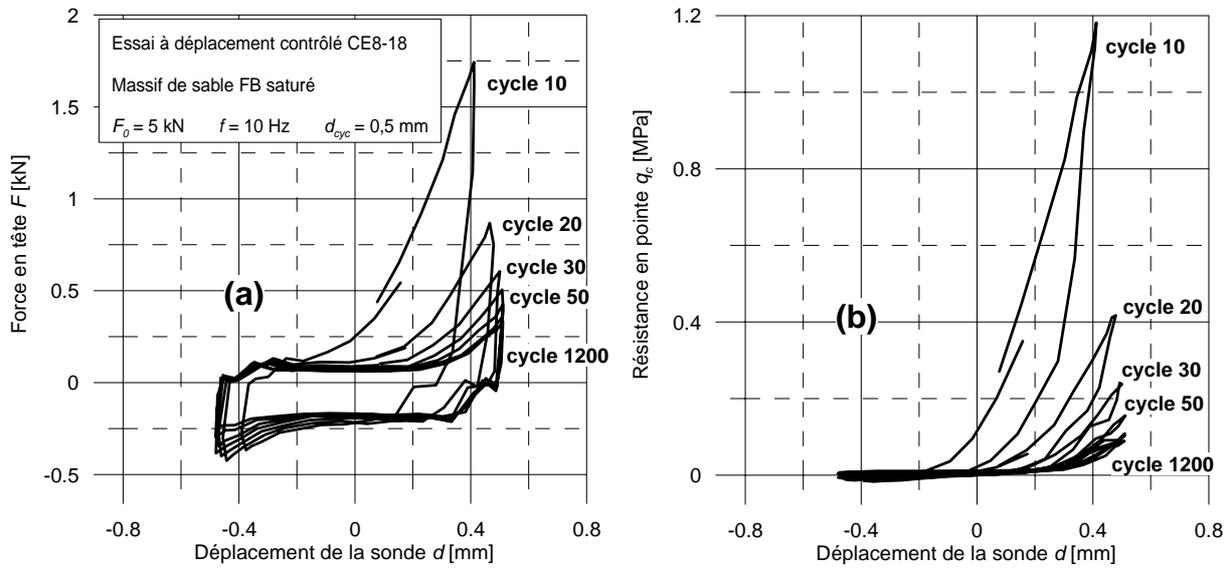


Figure IV-78 Evolution de la force en tête (a) et de la résistance en pointe (b)

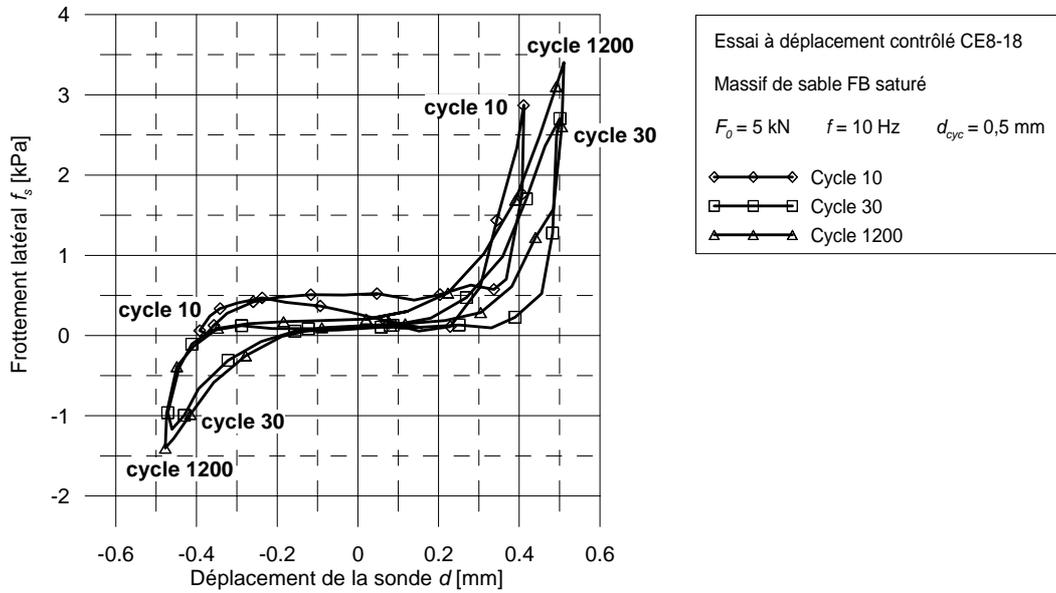


Figure IV-79 Evolution du frottement latéral

IV-9 Influence de la contrainte de consolidation

Dans les essais en chambre d'étalonnage, on s'intéresse à une tranche « élémentaire » de sol, pour laquelle on considère que l'état de contrainte est constant, et représentatif d'une profondeur donnée de la tranche dans le massif. Lorsque l'on fait varier le niveau de contrainte appliqué au massif, on simule des profondeurs différentes, ce qui permet d'étudier, de manière incrémentale l'influence de la profondeur sur un processus donné. Dans le cas du vibrofonçage, en particulier, l'état de contrainte initial doit *a priori* jouer un rôle important sur le déroulement du processus. C'est la raison pour laquelle on a étudié l'influence de ce paramètre.

Les essais correspondants ont été réalisés dans le massif CE16. Il s'agit d'un massif de sable de Fontainebleau moyennement dense dont l'indice de densité I_D est 0,81. On a utilisé pour ce massif le nouveau système de guidage de la sonde sans frottement, qui n'assure pas l'étanchéité du massif. Ainsi on a travaillé sur du sable sec. Le coefficient du sol au repos K_0 est conservé égale à 0,4 comme pour les autres massifs. On a réalisé 4 séquences dans cette série, pour lesquelles on a fait croître le niveau de contrainte :

$$(\sigma'_h - \sigma'_v) = (50-125), (80-200), (100-250) \text{ et } (120-300) \text{ kPa.}$$

IV-9.1 Capacité portante monotone de la sonde

La détermination de la capacité portante monotone de la sonde a été réalisée avant chaque séquence de vibrofonçage. Les mesures de la force en tête, de la résistance en pointe et de la résistance latérale mobilisées sont présentées sur la figure IV-80. Evidemment, lorsqu'on augmente la contrainte de consolidation, la capacité portante de la sonde croît. On peut l'observer sur les graphiques donnant la force en tête, la résistance en pointe et le frottement latéral. Dans le plan de la force en tête et du frottement latéral en fonction du déplacement, plus la contrainte de consolidation est élevée, et plus la différence entre la valeur de pic et la valeur ultime est importante.

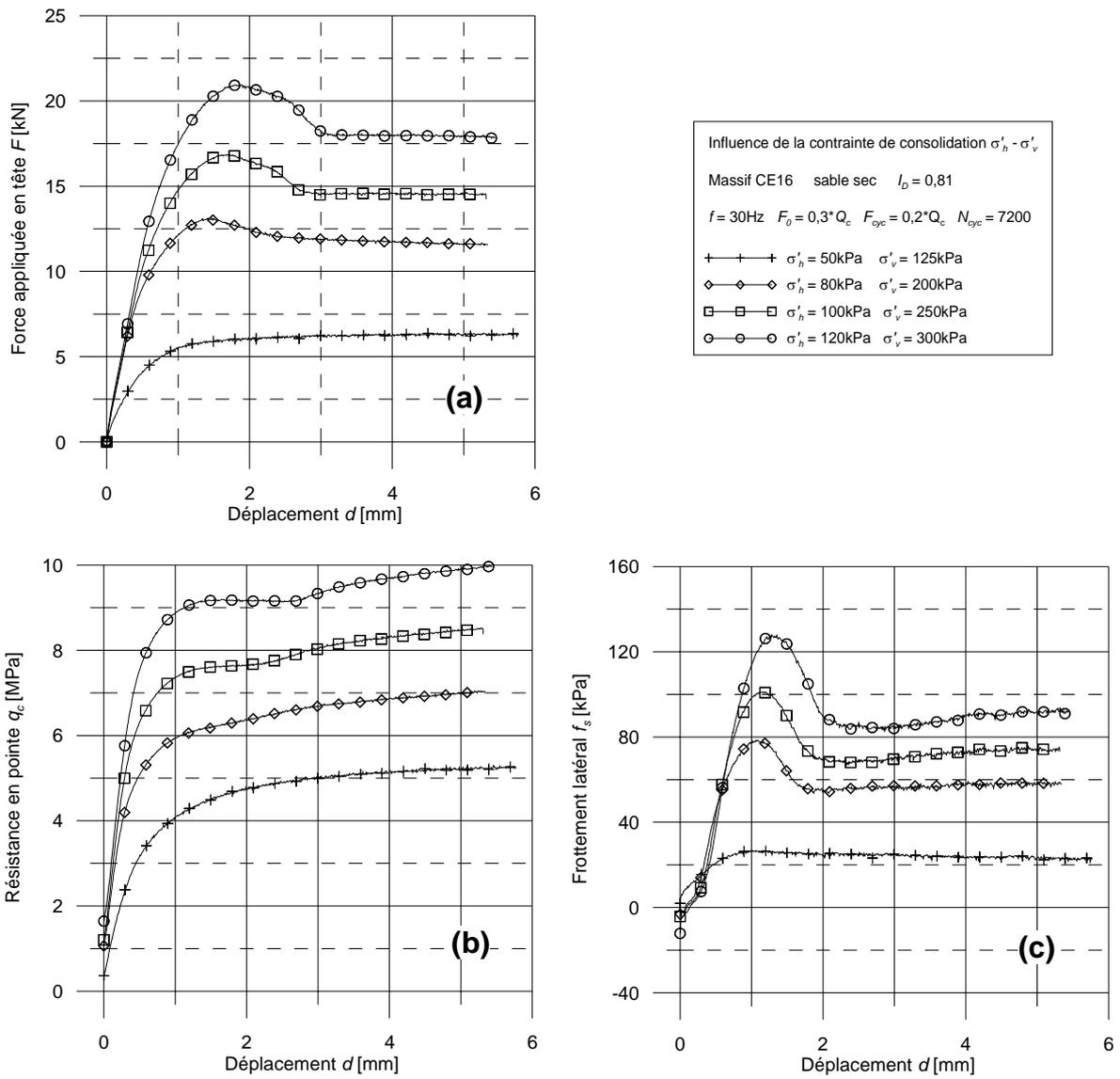


Figure IV-80 : Influence de la contrainte de consolidation – Chargements quasi-statiques

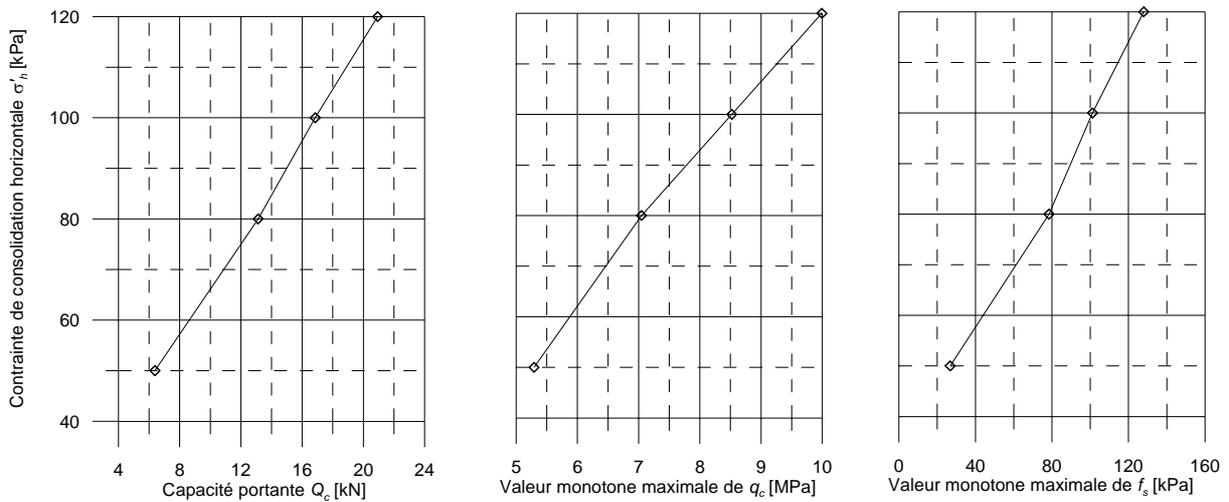


Figure IV-81 : Influence de la contrainte de consolidation - Valeurs maximales monotones de la force en tête, de la résistance en pointe et du frottement latéral

La figure IV-81 présente la relation entre le niveau de la contrainte de consolidation horizontale σ'_h et les valeurs maximales des trois paramètres mesurés. On trouve que ces relations sont presque linéaires. Donc, la capacité portante totale, la résistance en pointe et le frottement latéral de la sonde sont proportionnels au niveau des contraintes de consolidation

Les raideurs des courbes monotones sont données dans le tableau IV-15. On note que ces raideurs évoluent largement d'un essai à l'autre. En ce qui concerne la force en tête et le frottement latéral, la raideur de la dernière séquence est près de trois fois supérieure à celle mesurée lors de la première séquence.

Tableau IV-15: Influence de la contrainte de consolidation - Raideurs monotones

Module	Unité	CE16-1	CE16-2	CE16-3	CE16-4
$K_{F,mon}$	kN/mm	8,91	19,67	21,52	23,38
$K_{qc,mon}$	MPa/mm	6,15	9,14	11,59	13,09
$K_{fs,mon}$	kPa/mm	54,07	119,13	145,67	171,32

IV-9.2 Description des chargements cycliques appliqués

A partir de la phase de chargement monotone, on a remarqué que la capacité portante de la sonde est très différente entre les essais. Si pendant la phase de vibrofonçage, on garde les mêmes paramètres de la charge en tête, on pourra étudier exactement l'influence de la contrainte de consolidation sur la vibrofonçabilité de la sonde. Cela correspond à l'étude d'une même tranche du pieu en fonction de la profondeur.

En ce qui concerne le choix des paramètres de la charge en tête, les résultats obtenus à partir des séries d'essais précédentes montrent que la sonde s'enfonce très vite lorsque F_{max} atteint $0,6Q_c$. Par contre, lorsque F_{max} ne dépasse pas $0,2Q_c$, l'enfoncement de la sonde est très faible. Ainsi, afin d'obtenir des courbes d'enfoncement significatives pour cette série d'essais, il faut que :

$$0,2Q_c \text{ max} < F_{max} < 0,6Q_c \text{ min}$$

Avec $Q_c \text{ max}$ et $Q_c \text{ min}$: capacité portante maximale (= 21 kN, correspondant à la séquence CE16-4) et capacité portante minimale (= 7 kN, CE16-1) des essais de la série.

Cette condition ne peut pas être satisfaite car $0,2Q_c \text{ max} > 0,6Q_c \text{ min}$. On a donc décidé d'utiliser la capacité portante monotone comme un repère de comparaison entre les séquences. Pendant la phase de vibrofonçage, on a fixé pour la charge moyenne F_0 une valeur de $0,3Q_c$ et pour l'amplitude cyclique une valeur de $0,2Q_c$ de la phase monotone correspondante. Les valeurs de la sollicitation cyclique sont regroupées dans le tableau IV-16. La fréquence choisie est 30Hz et le nombre de cycles est de 7200. Sur la figure IV-82, on présente deux graphiques. Le premier concerne les valeurs réelles des sollicitations cycliques et le deuxième concerne les rapports (F/Q_c) correspondants.

Tableau IV-16 : Influence de la contrainte de consolidation - Chargement cyclique en tête de la sonde

Séquences	Unité	CE16-1	CE16-2	CE16-3	CE16-4
Q_c	kN	6,4	13,1	16,9	20,9
F_0	kN	1,9	3,9	5,1	6,3
F_{cvc}	kN	1,3	2,6	3,4	4,2

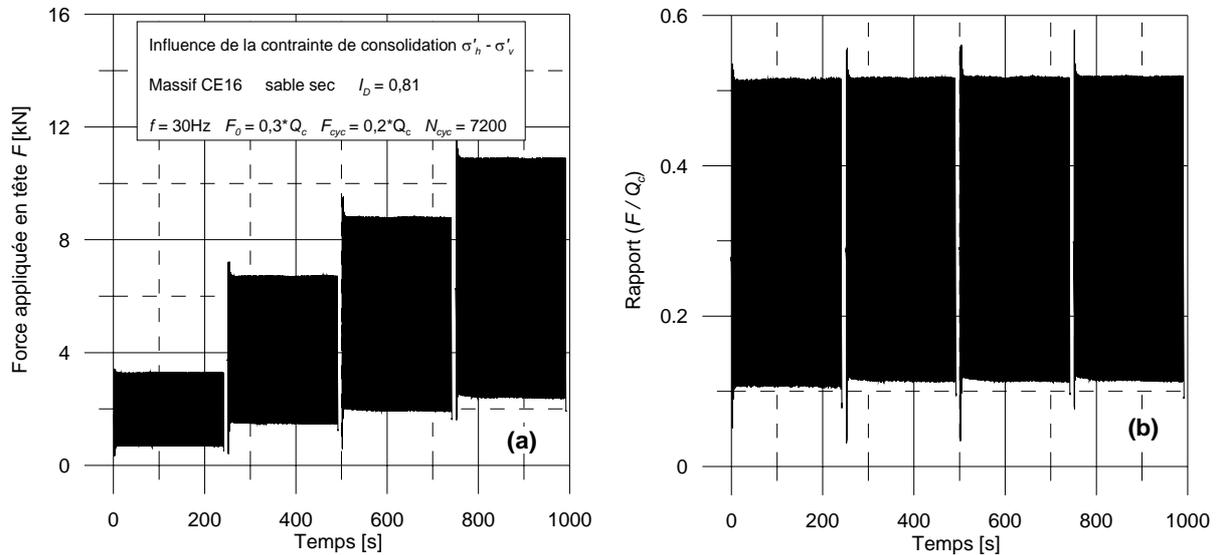


Figure IV-82 : Influence de la contrainte de consolidation – Chargements cycliques

IV-9.3 Influence de la contrainte de consolidation sur l'enfoncement de la sonde.

IV-9.3.1 Evolution de la valeur moyenne de l'enfoncement de la sonde d_0

Les courbes d'enfoncement sont présentées sur la figure IV-83. Sur cette figure, on note que, sauf pour le cas de CE16-4, plus la contrainte de consolidation est faible, plus l'enfoncement final de la sonde est important.

Dans le tableau IV-17, on regroupe les enfoncements initiaux, « stabilisés » et finaux des séquences. L'enfoncement initial est d'autant plus faible que la contrainte de consolidation est petite. Bien que l'enfoncement initial correspondant à la séquence CE16-1 soit la plus faible, l'enfoncement total obtenu lors de cette séquence est le plus important (figure IV-84 a). Pour les trois autres séquences on a obtenu des enfoncements totaux de même ordre de grandeur.

En ce qui concerne la vitesse d'enfoncement, on note que, plus la contrainte de consolidation du sol est élevée, plus la vitesse d'enfoncement à la 3^e seconde est importante, puis le phénomène s'inverse pour les vitesses à la 60^{ème} seconde et à la 240^{ème} seconde (figure IV 84 b).

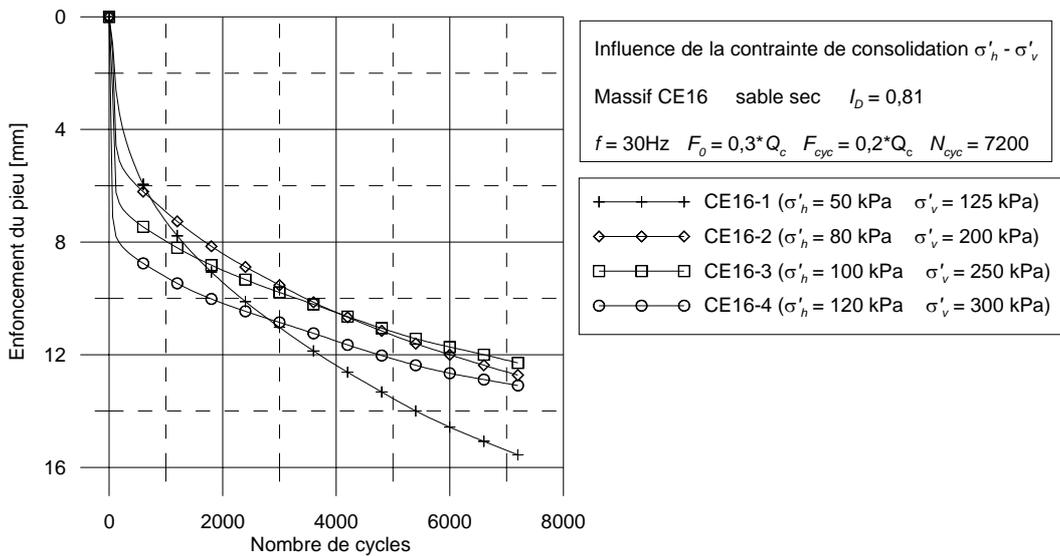


Figure IV-83 : Influence de la contrainte de consolidation - Enfoncements de la sonde

Tableau IV-17 : Influence de la contrainte de consolidation – Evolution de l’enfoncement initial, de l’enfoncement stabilisé et de l’enfoncement total de la sonde.

Séquence	CE16-1	CE16-2	CE16-3	CE16-4
Contrainte σ'_h [kPa]	50	80	100	120
Enfoncement initial [mm]	2,61	4,58	6,24	7,80
Enfoncement stabilisé [mm]	12,94	8,15	6,05	5,29
Enfoncement final [mm]	15,55	12,72	12,29	13,09

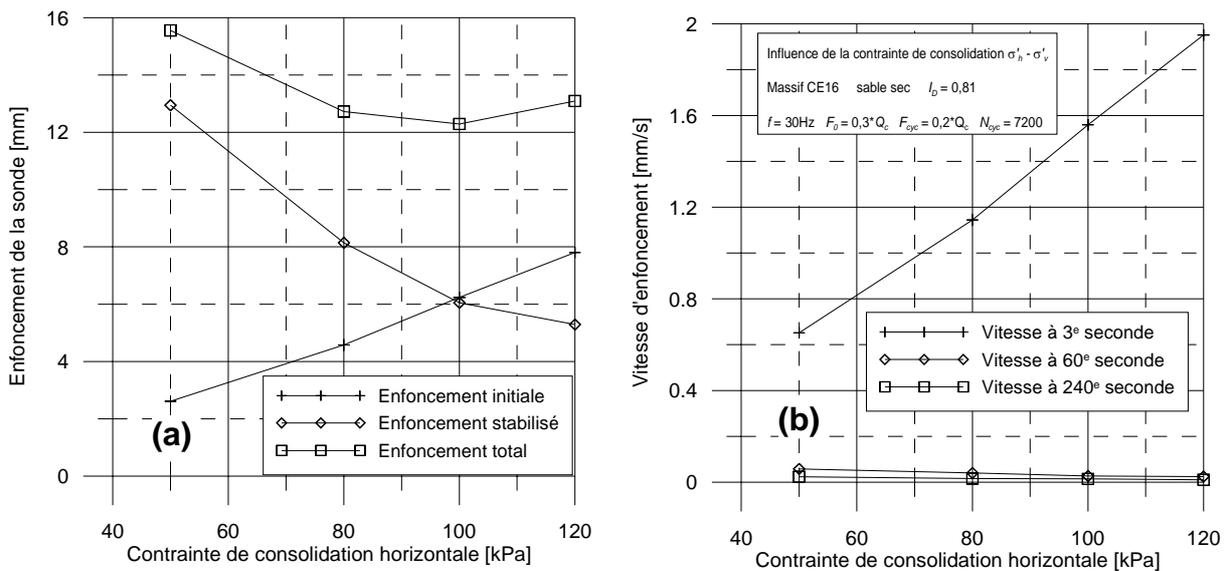


Figure IV-84 : Influence de la contrainte de consolidation - Enfoncement et vitesse d'enfoncement

IV-9.3.2 Evolution de la valeur alternative du déplacement de la sonde d_{cyc}

Sur la figure IV-85, on présente l'évolution de l'amplitude de déplacement d_{cyc} des séquences. Sur la partie (a) de la figure, on observe que plus la contrainte de consolidation est élevée, et plus l'amplitude de déplacement de la sonde est importante.

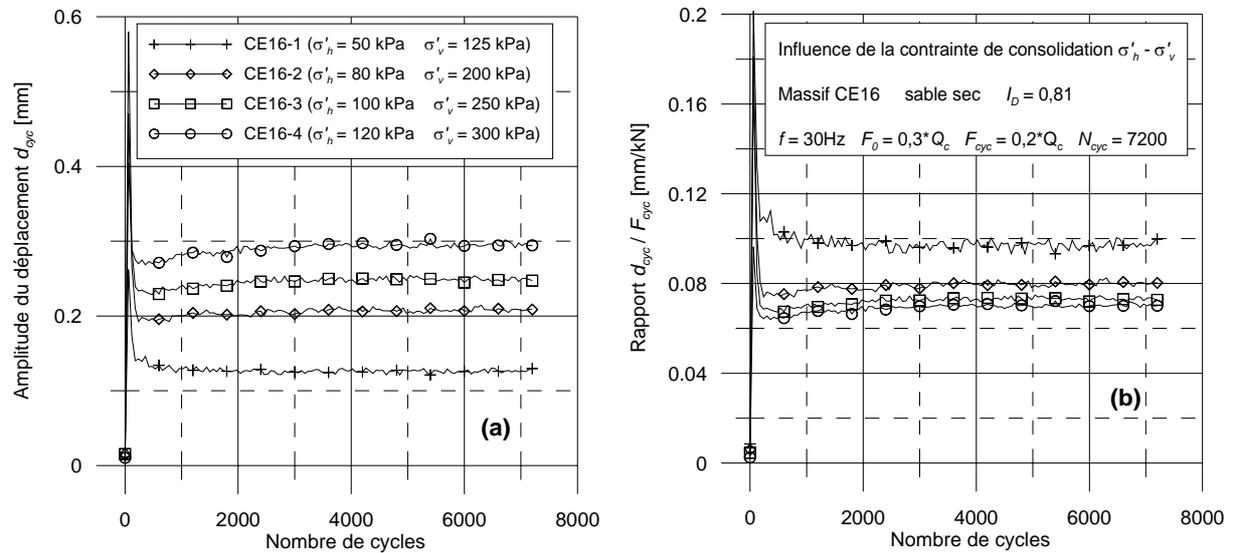


Figure IV-85 : Influence de la contrainte de consolidation - Amplitude du déplacement d_{cyc}

Dans les autres séries, on a vu que sous la même contrainte de consolidation, la vitesse d'enfoncement de la sonde est d'autant plus importante que l'amplitude de déplacement est grande. Mais dans ce cas, c'est l'inverse, plus l'amplitude de déplacement est grande, moins la vitesse d'enfoncement est importante. Car, en fixant les mêmes rapports (F_0/Q_c) et (F_{cyc}/Q_c), la valeur maximale F_{max} est plus proche de Q_c et donc, le déplacement irréversible est plus important pour les faibles contraintes de consolidation que pour les contraintes de consolidation élevées.

Dans la partie (b) de la figure, on présente l'évolution du rapport (d_{cyc} / F_{cyc}) en fonction du nombre de cycles. On trouve que, plus la contrainte de consolidation est élevée, plus ce rapport est faible. Ce résultat signifie que l'influence de F_{cyc} sur d_{cyc} est plus importante pour un massif sous faible contrainte de consolidation que pour un massif sous forte contrainte de consolidation.

IV-9.4 Influence de la contrainte de consolidation sur la résistance en pointe q_c

IV-9.4.1 Evolution de la valeur moyenne $q_{c,0}$ de la résistance en pointe

En ce qui concerne la valeur moyenne de la résistance en pointe $q_{c,0}$, on a observé précédemment que celle-ci est d'autant plus grande que la valeur moyenne de la force cyclique en tête de la sonde est grande. Les résultats de cette série sont en bon accord avec cette remarque. Plus la contrainte de consolidation est importante, (et plus F_0 est grande) et plus $q_{c,0}$ est élevée (figure IV-86 a).

En ce qui concerne le rapport ($q_{c,0} / F_0$), on note que plus la contrainte de consolidation est faible, plus ce rapport est important. En effet, la différence entre les résultats des trois derniers cas est négligeable.

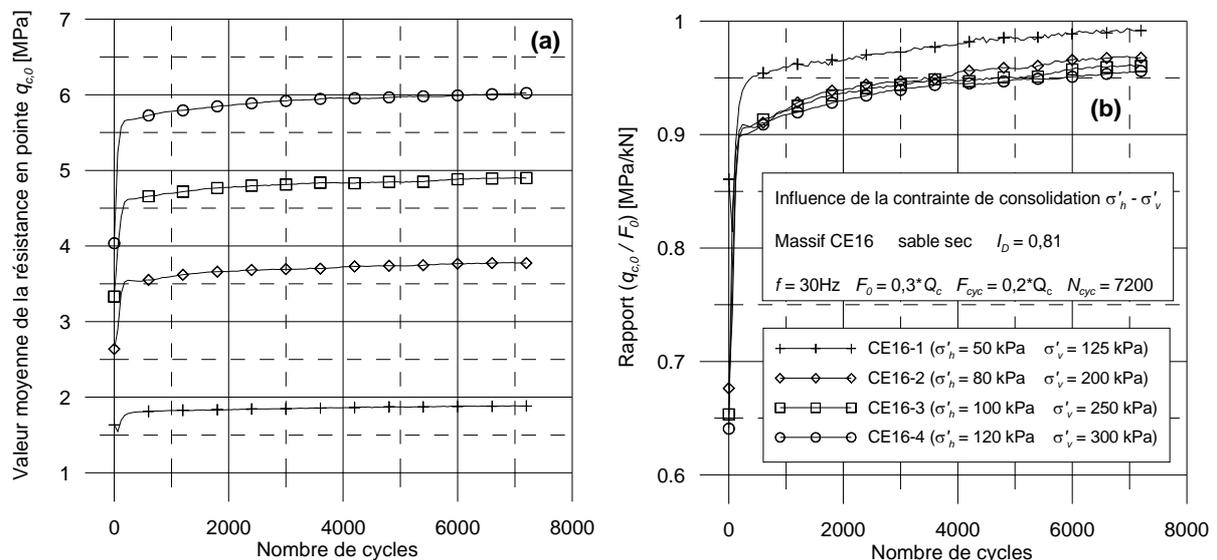


Figure IV-86 : Influence de la contrainte de consolidation - Valeur moyenne de la résistance en pointe

IV-9.4.2 Evolution de l'amplitude $q_{c,cyc}$ et de la raideur de recharge $K_{q_{c,cyc}}$

En ce qui concerne l'amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$, les courbes d'évolution (figure IV-87 a) montrent que plus la contrainte de consolidation est élevée, plus $q_{c,cyc}$ est importante. Cependant, les courbes correspondant au rapport ($q_{c,cyc} / F_0$) sont confondues (figure IV-87 b). Ainsi, l'amplitude $q_{c,cyc}$ est proportionnelle à l'amplitude de la charge cyclique appliquée en tête de la sonde.

En ce qui concerne la raideur de recharge cyclique, on remarque que plus la contrainte de consolidation appliquée sur le massif est élevée, plus $K_{q_{c,cyc}}$ est grande, mais plus le rapport ($K_{q_{c,cyc}} / K_{q_{c,mon}}$) est faible. Les résultats sont présentés sur la figure IV-88.

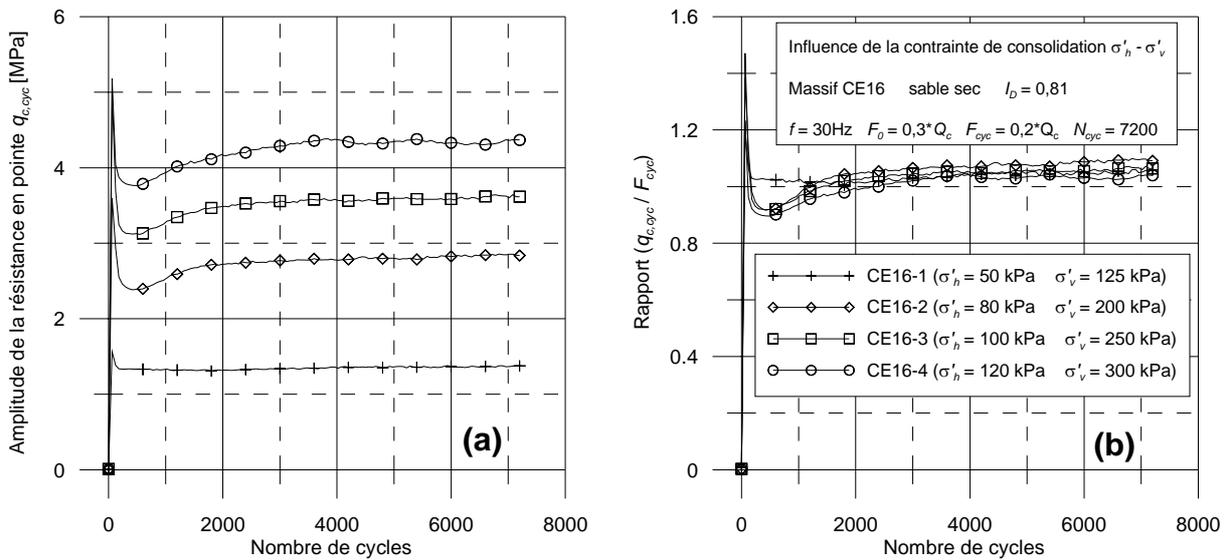


Figure IV-87 : Influence de la contrainte de consolidation - Amplitude de la résistance en pointe $q_{c,cyc}$

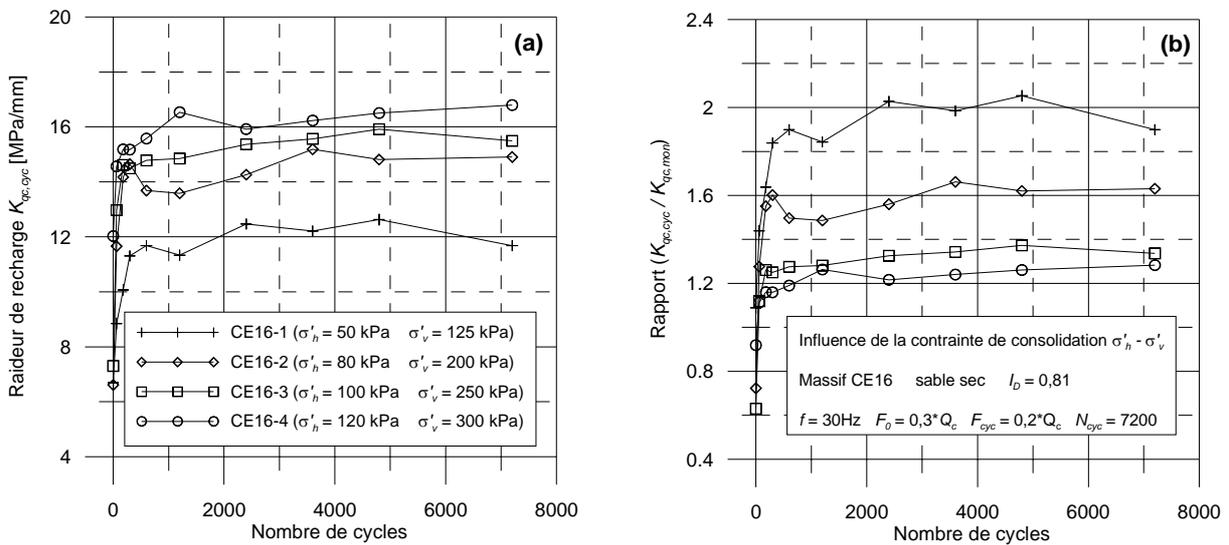


Figure IV-88 : Influence de la contrainte de consolidation - Raideur de recharge de la résistance en pointe

IV-9.5 Influence de la contrainte de consolidation sur le frottement latéral f_s

IV-9.5.1 Evolution de la valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

Dans cette série, la valeur moyenne $f_{s,0}$ est d'autant plus grande que la contrainte de consolidation est élevée et que la charge moyenne en tête est importante (figure IV-89 a)

Le rapport $(f_{s,0} / F_0)$ est d'autant plus grand que la contrainte de consolidation est élevée et que la charge moyenne en tête est importante. En revenant à l'évolution de la résistance en pointe, on trouve que plus le rapport $(q_{c,0} / F_0)$ est important, plus le rapport $(f_{s,0} / F_0)$ est faible. Cela

peut être lié à un changement de comportement entre la pointe et la surface latérale de la sonde pour supporter la charge appliquée en tête.

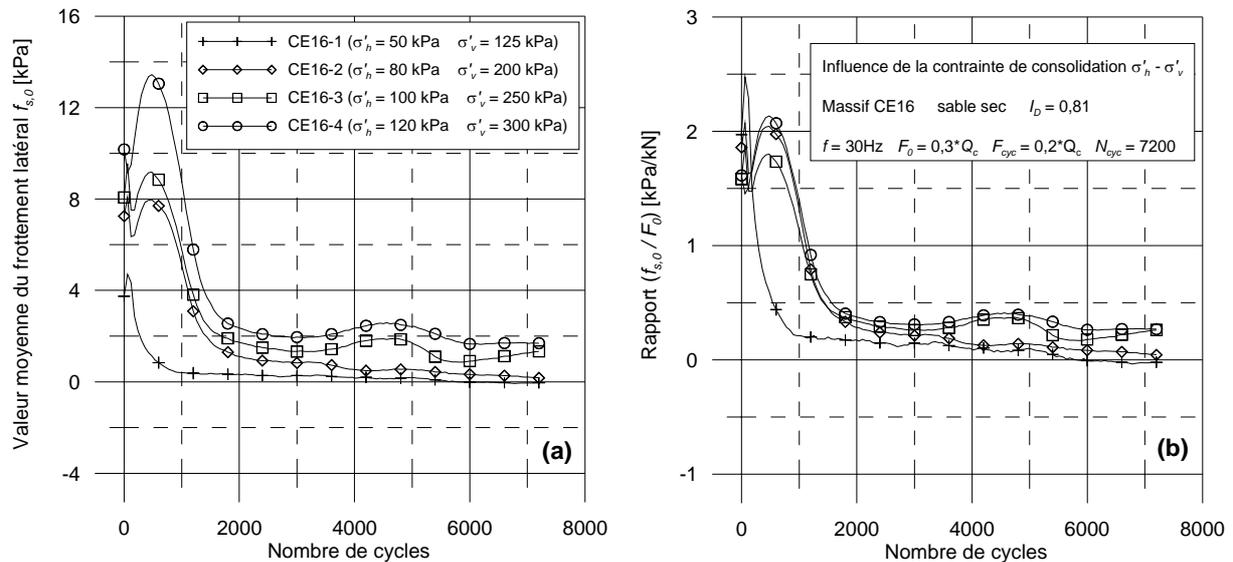


Figure IV-89 : Influence de la contrainte de consolidation - Valeur moyenne du frottement latéral $f_{s,0}$

IV-9.5.2 Evolution de l'amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$

Sur la figure IV-90 a, on remarque que la valeur de l'amplitude $f_{s,cyc}$ du frottement latéral est d'autant plus importante que la contrainte de consolidation, et donc l'amplitude de la force, sont élevées.

Dans la partie (b) de la figure, on remarque que les courbes du rapport $(f_{s,cyc} / F_{cyc})$ des trois dernières séquences sont presque confondues, tandis que la courbe correspondant à la contrainte de consolidation la plus faible ($\sigma'_h = 50$ kPa) est décalée par rapport aux autres.

En ce qui concerne la raideur de recharge $K_{fs,cyc}$, on trouve d'abord qu'il y a une forte dégradation de ce paramètre pendant les séquences réalisées. Au seuil résiduel les valeurs vraies des quatre séquences sont égales mais pendant les premiers cycles, plus la contrainte de consolidation est importante, plus la raideur de recharge cyclique $K_{fs,cyc}$ du frottement latéral est importante. L'évolution de la raideur de recharge $K_{fs,cyc}$ est présentée sur la figure IV-91 en fonction du temps et de la contrainte de consolidation.

IV-9.6 Puissance et énergie fournies par le servovérin

Sur la figure IV-92, les graphiques (a) et (b) présentent respectivement l'évolution de la puissance et celle de l'énergie fournies à la sonde par le servovérin.

On note que, plus la valeur maximale de la contrainte de consolidation est élevée (plus la force en tête est importante) et plus la puissance ainsi que l'énergie fournies sont importantes.

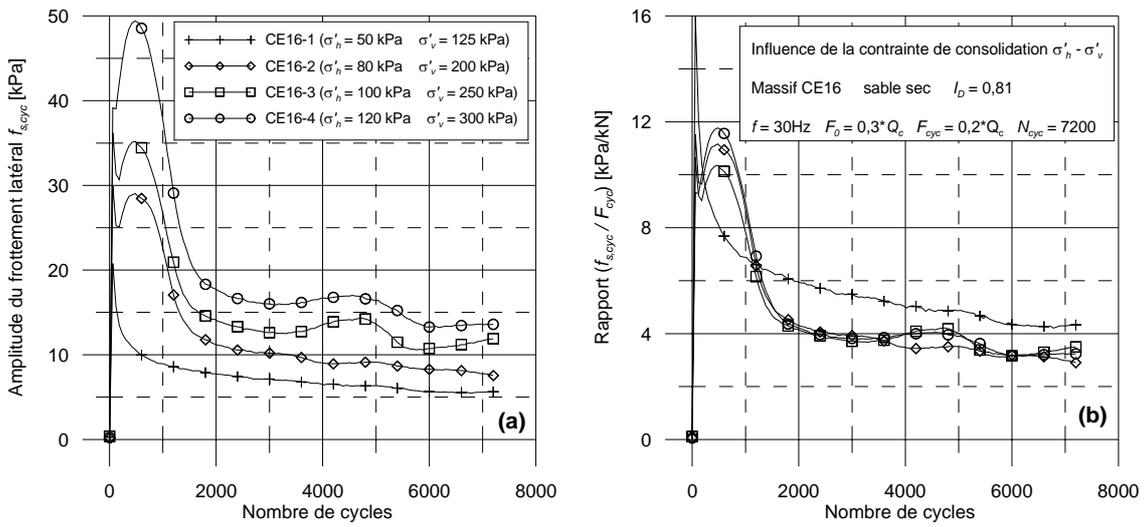


Figure IV-90: Influence de la contrainte de consolidation – Amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$

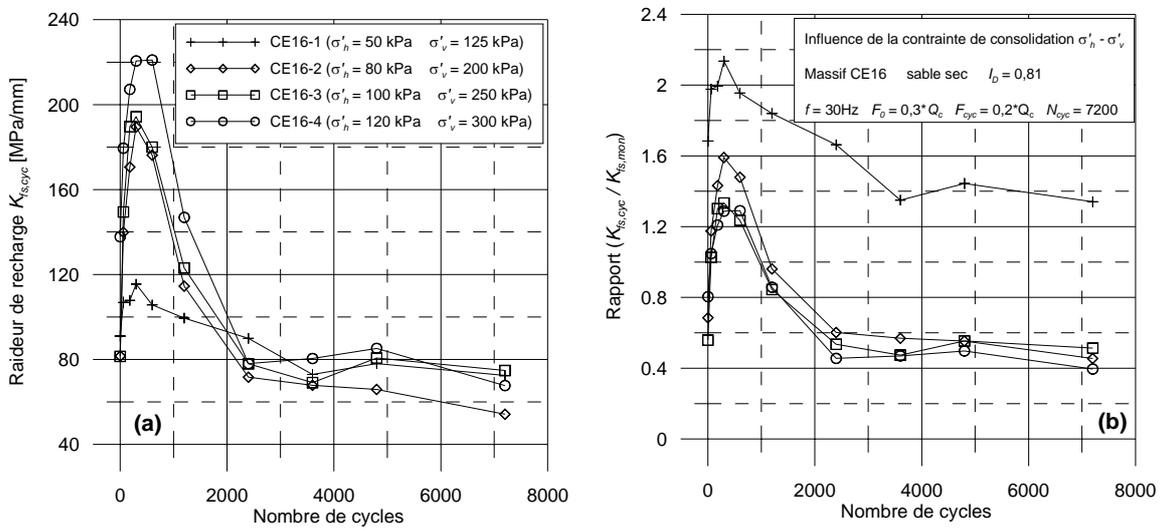


Figure IV-91 : Influence de la contrainte de consolidation – Raideur de recharge du frottement latéral

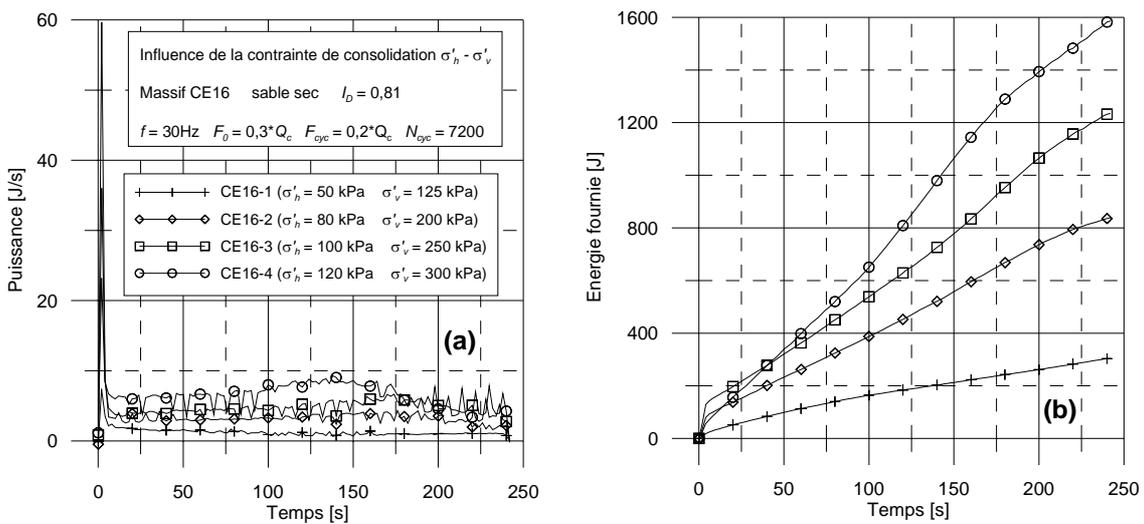


Figure IV-92 : Influence de la contrainte de consolidation – Puissance et énergie fournies par le servovérin

IV-10 Comparaison entre le vibrofonçage réalisée dans un massif saturé et celui réalisé dans un massif non saturé

Afin d'étudier l'influence de l'état sec ou saturé du massif de sable sur le processus de vibrofonçage, on a utilisé deux massifs de même indice de densité I_D de 0,80. Le premier massif (CE10) est saturé et le deuxième (CE17) est laissé sec avant de réaliser les essais. Dans chaque massif, on a fait une série d'essais en faisant varier la fréquence de 40 à 0,1 Hz. Les paramètres constants de chaque série sont les suivants :

$$F_0 = 0,14 Q_c \text{ et } F_{cyc} = 0,16 Q_c,$$

$$N_{cyc} = 4500,$$

$$\sigma'_h = 50 \text{ kPa}, \sigma'_v = 125 \text{ kPa}.$$

On ne met pas en évidence d'effet très significatif de l'eau sur les courbes d'enfoncement. En saturé, on atteint des enfoncements un peu supérieurs qui pourraient être dus à un effet de lubrification de l'eau, mais pas de différence très significative qui pourrait provenir, par exemple, d'une génération de surpressions interstitielles locales.

Les grandeurs correspondant à l'évolution de l'enfoncement (d_0, d_{cyc}), de la résistance en pointe ($q_{c,0}, q_{c,cyc}, K_{qc,cyc}$), du frottement latéral ($f_{s,0}, f_{s,cyc}, K_{fs,cyc}$) ainsi que de l'énergie fournie à la sonde, au cours de la phase de vibrofonçage sont présentées sur les figures IV-93 à IV-102, de manière analogue à ce qui a été fait précédemment.

On observe pour les deux massifs des évolutions et des tendances tout à fait analogues à celles qui ont été décrites précédemment et l'on ne redétaillera donc pas à nouveau ici ces évolutions.

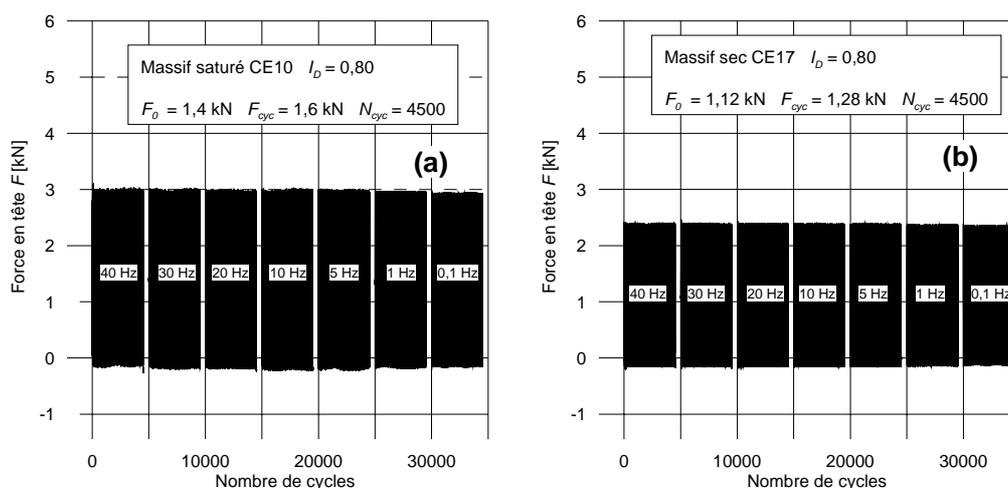


Figure IV-93 Chargements cycliques : massif saturé (a) et massif sec (b)

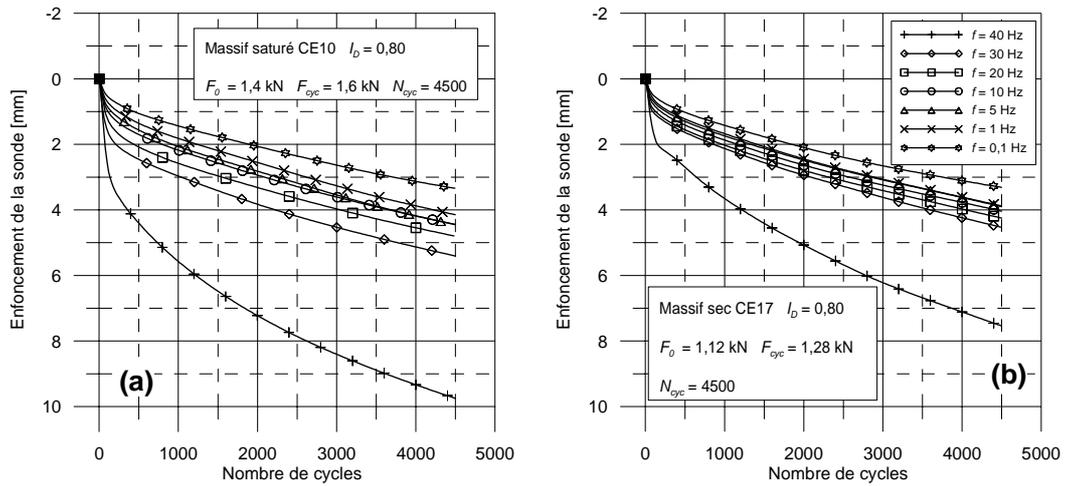


Figure IV-94 Enfoncement de la sonde : massif saturé (a) et massif sec (b)

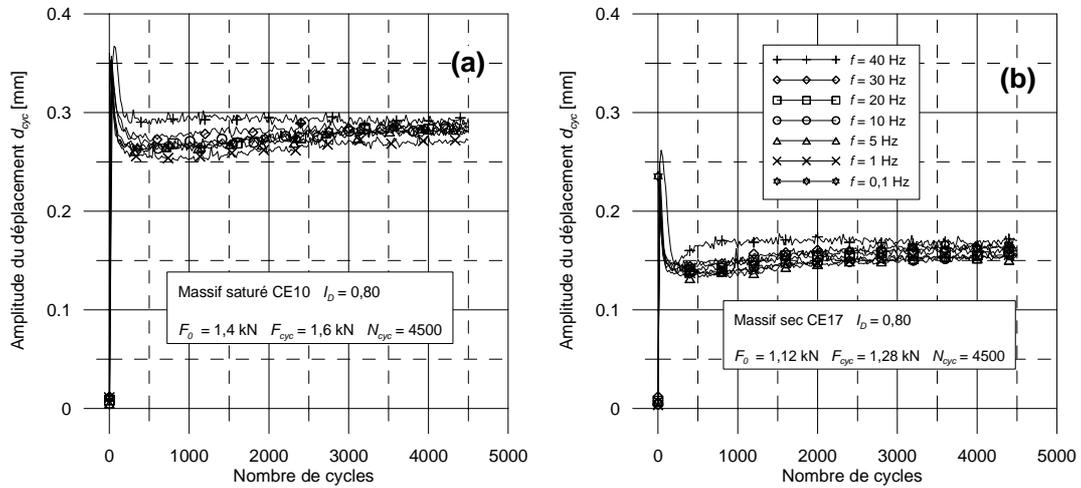


Figure IV-95 Amplitude du déplacement : massif saturé (a) et massif sec (b)

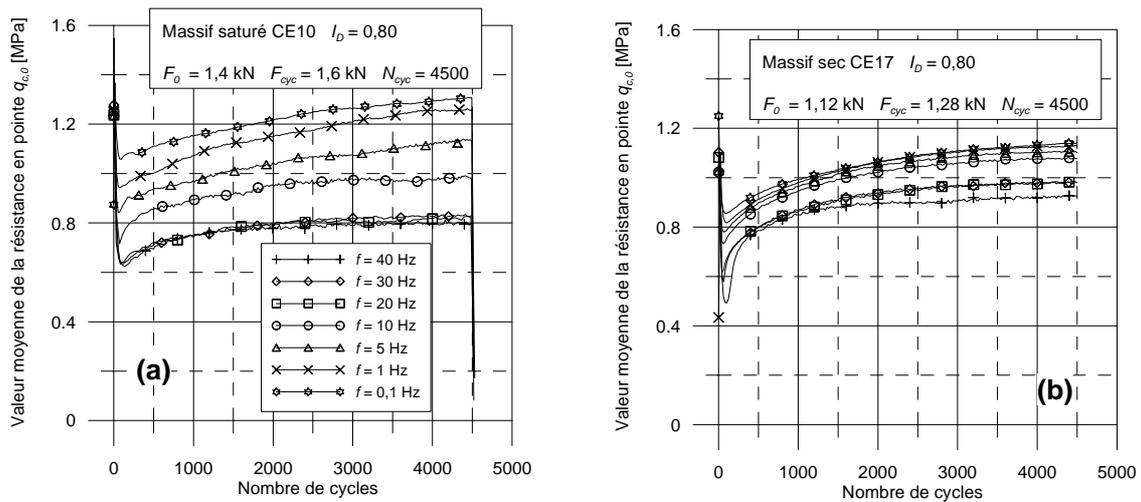


Figure IV-96 Valeur moyenne de la résistance en pointe : massif saturé (a) et massif sec (b)

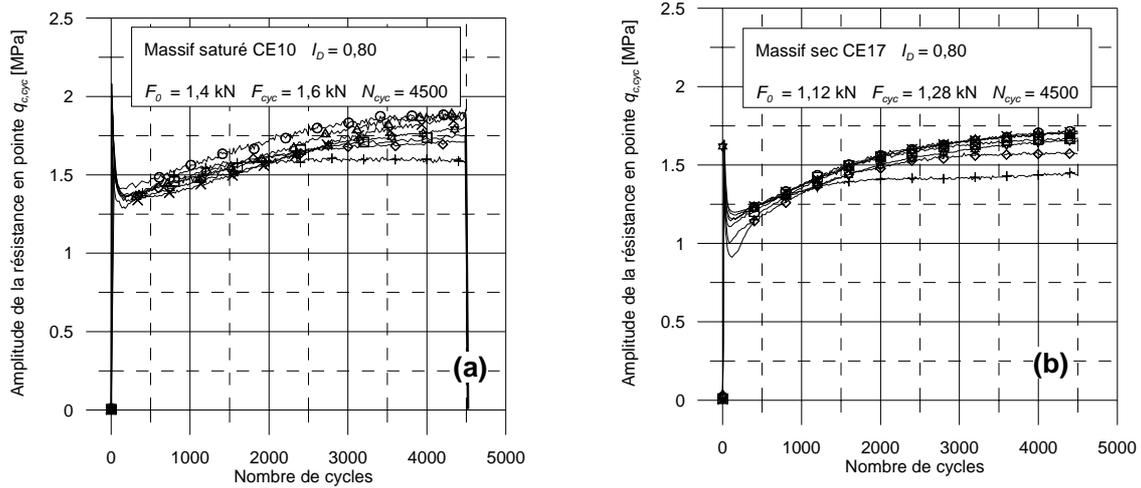


Figure IV-97 Amplitude de la résistance en pointe : massif saturé (a) et massif sec (b)

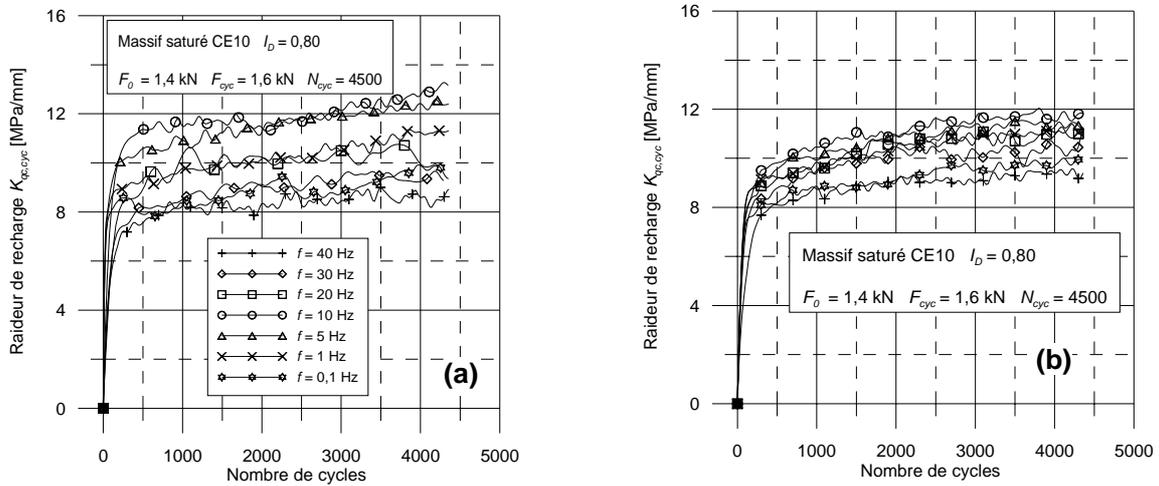


Figure IV-98 Raideur de recharge de la résistance en pointe : massif saturé (a) et massif sec (b)

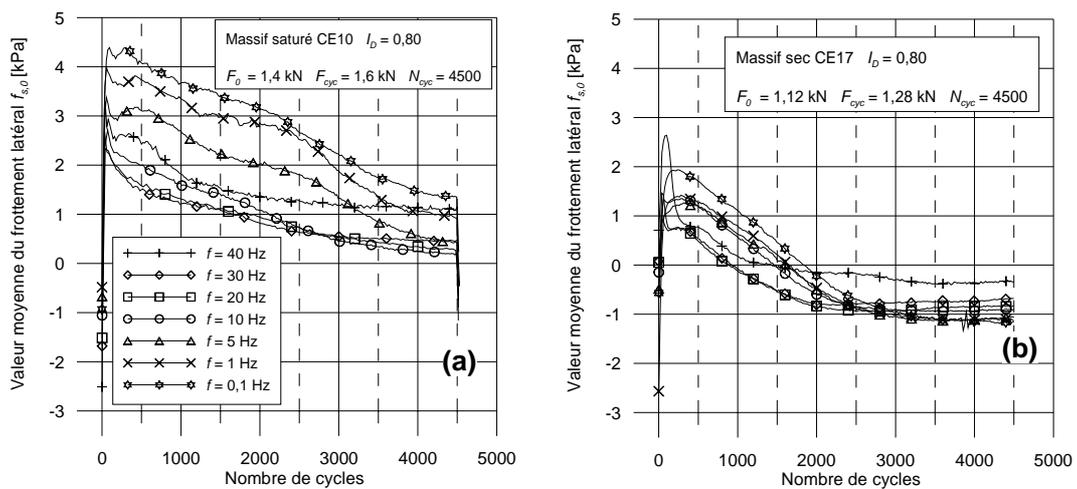


Figure IV-99 Valeur moyenne du frottement latéral : massif saturé (a) et massif sec (b)

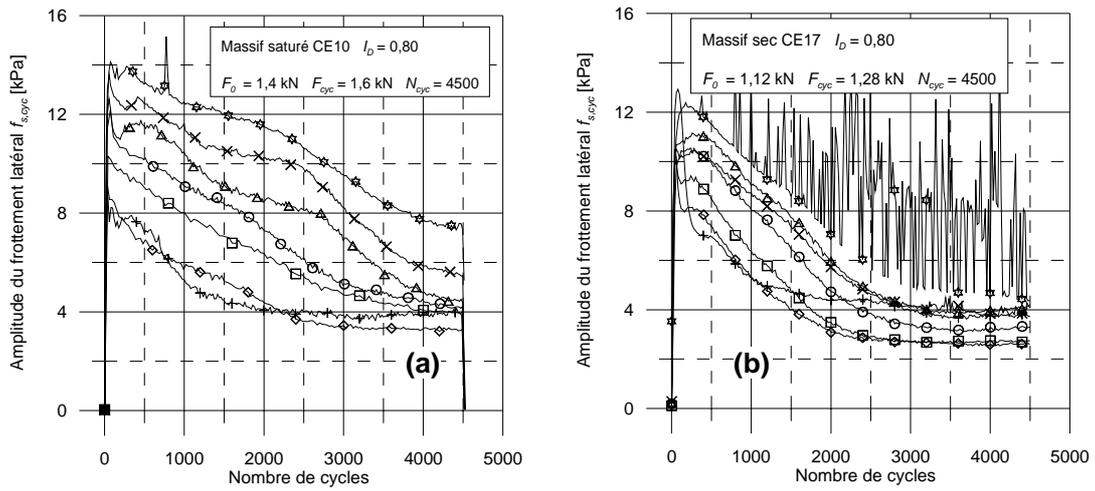


Figure IV-100 Amplitude du frottement latéral : massif saturé (a) et massif sec (b)

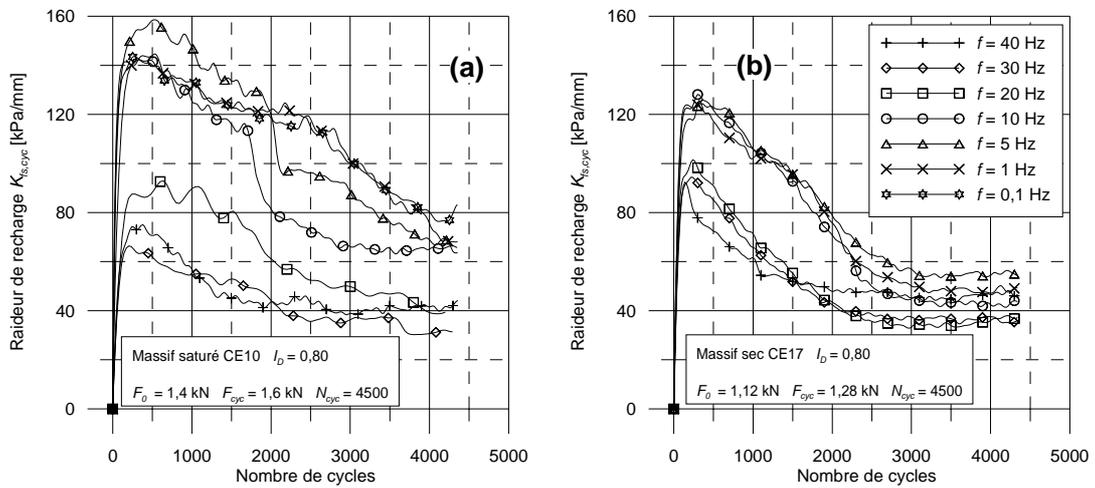


Figure IV-101 Raideur de recharge du frottement latéral : massif saturé (a) et massif sec (b)

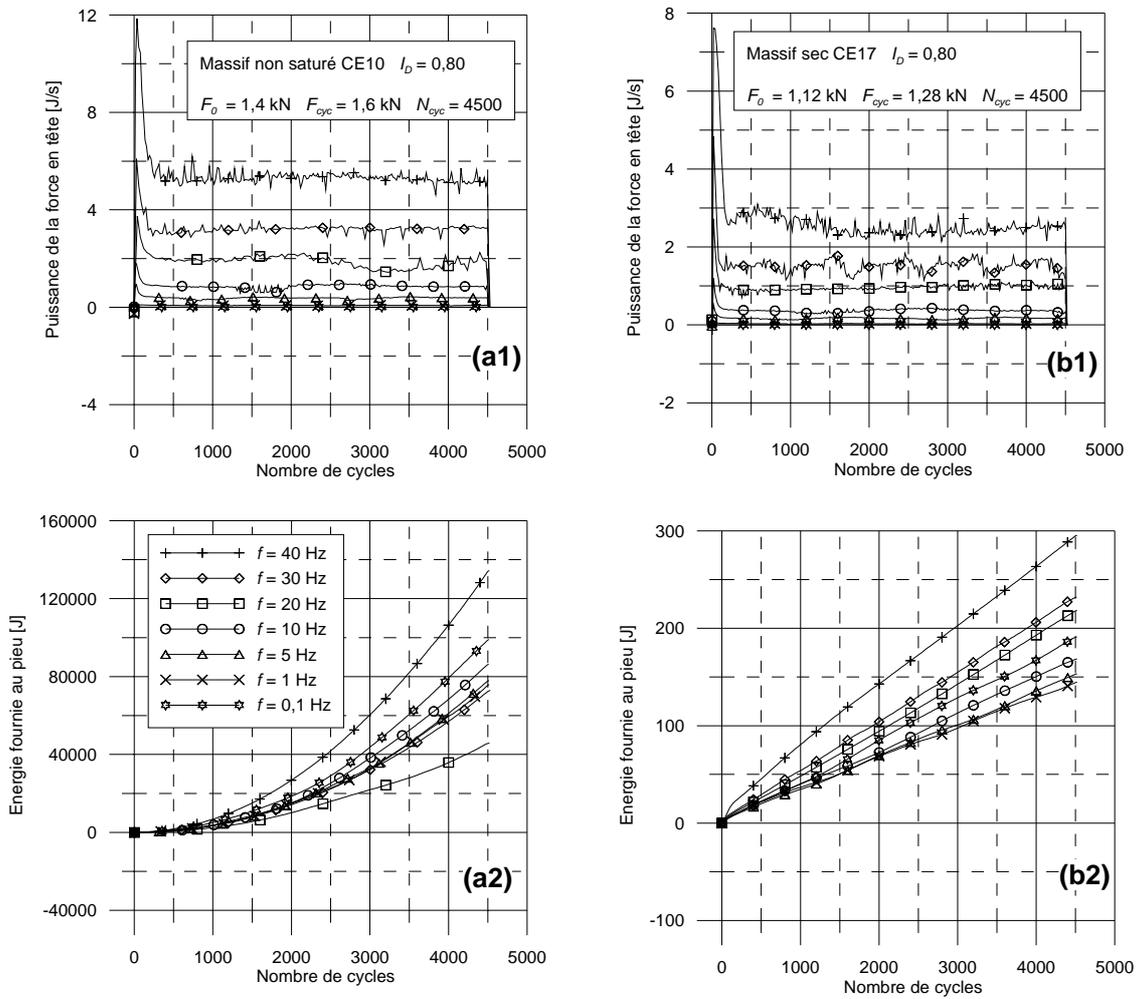


Figure IV-102 Puissance et énergie fournie : massif saturé (a) et massif sec (b)

IV-11 Conclusions du chapitre IV

Dans ce chapitre, on a étudié l'influence, sur le processus de vibrofonçage de la sonde, des paramètres correspondant au chargement appliqué en tête de la sonde, à savoir la fréquence f , la valeur moyenne F_0 , l'amplitude F_{cyc} , les valeurs maximale F_{max} et minimale F_{min} ainsi que des paramètres correspondant aux massifs de sable, à savoir le niveau de contrainte de consolidation et l'état sec ou saturé du sable.

Les essais de chargement monotone réalisés montrent que la capacité portante de la sonde augmente après chaque séquence cyclique.

On rappelle ci-dessous les principaux résultats obtenus. En ce qui concerne l'enfoncement de la sonde pendant la phase de vibrofonçage, on observe une influence significative du rapport (F_{cyc}/F_0) sur celui-ci. Plus ce rapport est élevé, et plus l'enfoncement final de la sonde est important. Les essais correspondant à l'influence de la fréquence présentent un enfoncement plus important pour les fréquences élevées (40 Hz).

En ce qui concerne la résistance en pointe q_c , la valeur moyenne de celle-ci est proportionnelle à la valeur moyenne F_0 , tandis que son amplitude $q_{c,cyc}$ est d'autant plus importante que l'amplitude F_{cyc} de la force en tête est élevée. La raideur de recharge relative ($K_{q_c,cyc} / K_{q_c,mon}$) diminue quand F_0 diminue et également quand F_{cyc} augmente. On observe globalement un accroissement de la résistance en pointe au cours du processus de vibrofonçage.

En ce qui concerne le frottement latéral f_s , on note une dégradation de celui-ci en termes de valeur moyenne, d'amplitude ainsi que de raideur de recharge pendant une séquence de vibrofonçage. L'amplitude du frottement latéral $f_{s,cyc}$ est proportionnelle à l'amplitude de la charge appliquée F_{cyc} . Cependant plus F_{cyc} est élevée, et plus le rapport ($f_{s,cyc} / F_{cyc}$) est faible. Par conséquent, l'amplitude du frottement latéral est davantage mobilisée par rapport à l'amplitude de la force en tête lorsque F_{cyc} est faible. La raideur de recharge ($K_{f_s,cyc} / K_{f_s,mon}$) est d'autant plus petite que l'amplitude F_{cyc} est importante.

Pendant les séries sur l'influence de la fréquence de vibration sur le processus de vibrofonçage, on observe que la résistance en pointe et le frottement latéral sont moins mobilisés par une fréquence élevée que par une faible fréquence, en termes de valeur moyenne ($q_{c,0}, f_{s,0}$), d'amplitude ($q_{c,cyc}, f_{s,cyc}$) ainsi que de raideur de recharge ($K_{q_c,cyc}, K_{f_s,cyc}$). Les résultats sont plus significatifs pour la série correspondant aux fréquences décroissantes que celle correspondant aux fréquences croissantes.

Un seuil de transition entre un régime d'enfoncement « élasto-plastique » et celui correspondant au vrai vibrofonçage (grande vitesse d'enfoncement) est mis en évidence. La

valeur maximale de la force cyclique correspondant à ce seuil est égale à 0,6 fois la capacité portante monotone quasi-statique Q_c .

Les essais à déplacement contrôlé permettent de mettre en évidence une dégradation de la force en tête ainsi que de la résistance en pointe. Cela concerne certainement le phénomène de foisonnement du sol sous la pointe. Par contre, on ne remarque pas d'évolution significative du frottement latéral au cours de ces essais.

En ce qui concerne l'influence des paramètres correspondant au massif de sol, on a obtenu des résultats plus marqués pour le niveau de contrainte de consolidation que pour l'état sec ou saturé du massif.

En effet, on ne remarque pas de différences significatives entre une série réalisée dans un massif sec et une autre réalisée dans un massif saturé, surtout en termes de tendance d'évolution des paramètres mesurés.

Par contre, on observe une relation proportionnelle entre le niveau de contrainte appliquée au massif et la capacité portante monotone de la sonde, la résistance en pointe ainsi que le frottement latéral. Avec les mêmes rapports (F_0 / Q_c) (égale à 0,3) et (F_{cyc} / Q_c) (égale à 0,2), on note un enfoncement plus important pour une faible contrainte de consolidation que pour une contrainte élevée.

Conclusions générales et perspectives

Dans le cadre de ce travail, on a cherché à mieux comprendre les mécanismes élémentaires qui contrôlent le processus de vibrofonçage et à mettre en évidence les paramètres qui ont une influence significative sur ce processus à partir d'une approche de modélisation physique en chambre d'étalonnage.

Après une recherche bibliographique préliminaire, on s'est attaché à développer les outils expérimentaux nécessaires pour mener à bien ce travail. On a, en particulier, développé une sonde prototype permettant de réaliser une mesure découplée de résistance en pointe et de frottement latéral en vue d'étudier les mécanismes de mobilisation de ces deux grandeurs lors du processus.

Dans un deuxième temps, il a fallu valider le dispositif par des essais de qualification réalisés dans des massifs à surface libre ainsi que dans des premiers essais sous contraintes. Les résultats obtenus ont permis de valider les dispositifs, et en particulier les capteurs utilisés pendant les essais de vibrofonçage.

Ensuite, on a défini et réalisé un programme d'essais destiné à mettre en évidence l'influence de paramètres significatifs sur les mesures réalisées. On a en particulier réalisé deux types d'essais à savoir des essais à force contrôlée et des essais à déplacement contrôlé.

En ce qui concerne les essais force contrôlée, on récapitule ci-dessous les principaux résultats obtenus.

On observe dans le cadre de ce travail, une dégradation du frottement latéral ainsi qu'un accroissement de la résistance en pointe pendant le processus de vibrofonçage.

L'influence des autres paramètres tels que la valeur moyenne, l'amplitude, et la valeur maximale et minimale de la charge cyclique sur le déroulement du processus a été étudiée. On a pu mettre en évidence l'influence significative du rapport (F_{cyc} / F_0) sur l'enfoncement de la sonde. La sonde s'enfonce plus vite avec un rapport (F_{cyc} / F_0) important qu'avec un petit rapport (F_{cyc} / F_0).

On a également étudié l'influence de la fréquence de vibration sur le processus de vibrofonçage. Les résultats obtenus montrent que plus la fréquence est élevée, et plus la sonde s'enfonce et moins la résistance en pointe et le frottement latéral sont mobilisés.

Il est important de noter ici que l'on est généralement resté dans un domaine de petits déplacements privilégiant un régime « élasto-plastique » d'enfoncement par rapport au régime « vibratoire » et que l'on a relativement peu de données dans le domaine des grandes vitesses d'enfoncement (seulement un essai).

Les paramètres correspondant au massif de sable sont la contrainte de consolidation et l'état sec ou saturé du massif. Avec les mêmes rapports (F_0 / Q_c) et (F_0 / Q_c), plus la contrainte de consolidation est élevée, et plus l'enfoncement de la sonde est faible.

Par contre, en ce qui concerne l'état sec ou saturé du massif, l'influence de ce paramètre ne paraît pas significative sur le déroulement du processus.

En ce qui concerne les essais à déplacement contrôlé, leur intérêt est de pouvoir mettre en évidence l'évolution des grandeurs frottement local et résistance en pointe. Sur la base des essais réalisés, on a pu montrer que la résistance en pointe diminue au cours de ce type d'essais, lié à un phénomène de foisonnement du sable sous la pointe. Par contre, en ce qui concerne le frottement latéral, on n'a pas obtenu d'évolution significative de celui-ci pendant les essais à déplacement contrôlé.

Il est clair que ce travail, qui a demandé beaucoup de mise au point expérimentale, constitue une première étape dans l'étude du processus de vibrofonçage en chambre d'étalonnage et offre des perspectives de poursuite intéressantes. On pourra en particulier s'intéresser aux points suivants pour poursuivre les recherches dans ce domaine.

Les essais dans le domaine des grands déplacements doivent être poursuivis. Ce type d'essai permettra de mettre en évidence l'évolution du frottement latéral correspondant à ce qui se passe au cours d'un vrai processus de vibrofonçage.

L'utilisation du servovérin permet de simuler également le processus d'installation des inclusions par battage. Une comparaison entre ces deux techniques, pour mettre en évidence les différences en terme de capacité portante, d'énergie fournie ainsi que de pénétrabilité de la sonde installée, reste un domaine d'étude important.

Finalement, les résultats obtenus dans le cadre de ce travail doivent permettre de valider les modèles existants (pour le comportement en pointe, notamment), et de développer, si nécessaire, des modèles plus appropriés (prise en compte de l'évolution de la résistance en pointe et du frottement latéral).

Références bibliographiques

- Al-Douri, R.H. , Hull, T.S., Poulos, H.G., 1990. Preparation and measurement of uniform sand beds in the laboratory. *Research Report N° R609*. University of Sydney, Australia.
- Al-Douri, R.H., Hull, T.S., Poulos, H.G., 1993. Influence of test chamber boundary conditions on sand bed response. *Geotechnical Testing Journal*, pp. 550-562.
- Barkan, D.D., 1957. Foundation Engineering and Drilling by the Vibration Method. *Proceedings of the Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 3-7.
- Barkan, D.D., 1962. Dynamics of Bases and Foundations. *Mc Graw-Hill book company Inc.*, N.Y, 434 p.
- Benahmed, N., 2001. Comportement mécanique d'un sable sous cisaillement monotone et cyclique : Application aux phénomènes de liquéfaction et de mobilité cyclique. *Thèse de Doctorat obtenue au Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols*, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Bernhard, R.K., 1967. Fluidization phenomenon in soils during vibro-pile-driving and pulling. *US Army. Cold Regions Research and Engineering Laboratory*, 58 p.
- Bernhard, R.K., 1968. Pile - Soil - Interactions During Vibro-Pile-Driving. *Journal of Materials*, Vol. 3, N°1, pp. 178-209.
- Billet, P., Sieffert, J.G., 1985. Détermination Expérimentale du Frottement Latéral en Vibrofonçage. Laboratoire de Génie Civil, E.N.S.M. Nantes, France, pp. 89-92.
- Billet, P., Sieffert, J.G., 1989. Soil - Sheet Pile Interaction in Vibro-Piling. *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 115, N° 8, pp. 1085-1101.
- Borel, S., Bustamante, M., Gianceselli L, 2002. Two comparative field studies of the bearing capacity of vibratory and impact driven sheet piles. *Proceedings of the International Conference on vibratory pile driving and deep soil compaction*, Louvain – la – Neuve, Belgique, pp. 167-174.

- Chua, K.M., Gardner, S., Lowery, L., 1987. Wave-Equation Analysis of a Vibratory Hammer-Driven Pile. *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, Houston, USA, Vol 4, pp. 339-345.
- Cudmani, R.O., Huber, G., 2002. Development of a Vibro-Penetration Test (VPT) for In-situ Investigation of Cohesionless Soils. *Proceedings of the International Conference on vibratory pile driving and deep soil compaction*, Louvain – la - Neuve, Belgique, pp. 157-166.
- Cudmani, R.O., Huber, G., Gudehus, G., 2002. A Mechanical Model for the investigation on the Vibro-drivability of Piles in Cohesionless Soil. *Proceedings of the International Conference on vibratory pile driving and deep soil compaction*, Louvain – la – Neuve, Belgique, pp. 45-52.
- Davisson, M.T., 1970. BRD Vibratory Driving Formula. *Foundation Facts*, Vol. 6, No. 1, pp 9-11.
- Dierssen, G., 1994. Ein bodenmechanisches Modell zur Beschreibung des Vibrations-rammers in körnigen. Doctoral Thesis, University of Karlsruhe, Germany.
- Dupla, J.C., 1995. Application de la sollicitation d'expansion de cavité cylindrique à l'évaluation des caractéristiques de liquéfaction d'un sable. *Thèse de Doctorat obtenue au Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols*, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 423 p.
- Ermolaev, N.N. and Senin, N.V., 1968. Shear stress of soil with vibration transmission. *Soil Mechanics Foundation Engineering 1*, pp. 15-18.
- Feng, Z. and Deschamps, R.J., 2000. A study of the factors influencing the penetration and capacity of vibratory driven piles. *Soils And Foundations* Vol. 40, N°. 3, pp. 43-54.
- Francis, R., 1997. Etude du comportement mécanique de micropieux modèles instrumentés en chambre d'étalonnage. Application aux effets de groupe. *Thèse de Doctorat obtenue au Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols*, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France.
- Frank, R., 1999. Calcul des fondations superficielles et profondes. *Presses de l'Ecole nationale des Ponts et Chaussées*, 141 p.
- Gardner, S., 1987. Analysis of vibratory driven pile. *Proceeding of 2nd International Conference on Deep Foundation*, Luxembourg, pp. 29-56.

- Gonin, H., 1998. Quelques réflexions sur le vibrofonçage. *Revue Française de Géotechnique*, N° 83 (2^e trimestre), pp. 35-39.
- Heerema, E.P., 1979. Relationships between wall friction, displacement velocity and horizontal stress in clay and in sand, for pile driveability analysis. *Ground Engineering*, pp. 55-65.
- Holeyman, A., 1993. HYPERVIB1, An analytical model-based computer program to evaluate the penetration speed of vibratory driven sheet piles. Research report prepared for BBRI, 23 p.
- Holeyman, A., 2000. Vibratory Driving Analysis - Keynote Lecture. *The XIth International Conference on the Application of Stress - Wave Theory to Piles*, Sao Paulo, Brazil, 16 p.
- Holeyman, A., 2001. Enjeux et modélisation du vibrofonçage. *Assemblée générale du Comité Français de Mécanique des Sols*, Paris, France, 32 p.
- Holeyman, A., 2002. Soil behavior under vibratory driving. *Proceedings of the International Conference on vibratory pile driving and deep soil compaction*, Louvain – la – Neuve, Belgique, pp. 3-20.
- Huang, A.B., Holtz, R.A., Chameau, J.L., 1988. Calibration chamber for cohesive soil. *Geotechnical Testing Journal*, Vol 11(1), pp. 30-35.
- IREX, 1998. Vibrofonçage des pieux et palplanches - Etude exploratoire. Institut pour la Recherche appliquée et l'Expérimentation en Génie Civil, Paris, 63 p.
- IREX, 1999. Vibrofonçage des pieux et palplanches - Etude de faisabilité d'un Projet National. Institut pour la Recherche appliquée et l'Expérimentation en Génie Civil, Paris, 26 p.
- Le Kouby, A., (2003); Etude du comportement mécanique de micropieux sous chargements monotones et cycliques verticaux. Application aux effets de groupe. *Thèse de Doctorat obtenue au Centre d'Enseignement et de Recherche en Mécanique des Sols*, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France, 394 p.
- Le Thiet, T., Canou, J., Dupla, J.-C, 2003. Modélisation physique du processus de vibrofonçage en chambre d'étalonnage. *Rapport de recherche IREX, n°04/VBR/14*, Paris, 63 p.
- Le Thiet, T., Canou, J. Dupla. J.-C, 2004. Study of pile vibrodriving process in a calibration chamber. *XVIème Congrès Intern. de Mécanique des Sols et de la Géotechnique (2005)* Osaka, Japon.

- Moulai-Khatir, R., O'Neill, M.W., Vipulanadan, C., 1994. Program VPDA Wave Equation Analysis for Vibratory Driving of Piles, *Report to the U.A Army Corps of Engineers Waterways Experiments Station*. Department of Civil and Environment Engineering, University of Houston, Texas, 187 p.
- O'Neill, M.W., Vipulanadan, C., Wong, D., 1989. Evaluation of bearing capacity of vibro-driven piles from laboratory experiments. *Committee on foundations of bridges and other structures*, pp. 112-119.
- O'Neill, M.W., Vipulanadan, C., Wong, D., 1990. Laboratory Modeling of Vibro-Driven Piles. *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 116, N° 8, pp. 1190-1209.
- Poulos, H.G., 1988. Cyclic stability diagram for axially loaded piles. *Journal of Geotechnical Engineering Division*, Research Report N° R574, Vol. 113, N° 8, pp. 877-895.
- Preobrajzenskaja, N.A., 1956. The influence of vibration factors on the penetration of piles and sheet piles. *Pap. of Meeting of Inst. of Foundations*.
- Rad, N.S., Tumay, M.T., 1987. Factors affecting sand specimen preparation by raining. *Geotechnical Testing Journal*, Vol. 10, N° 10, pp. 31-37.
- Rao, P.M., 1993. Effect of pile geometry and soil saturation in the behaviour of nondisplacement piles installed by vibration. M.Sc. thesis presented to the Faculty of Dep. of Civil and Environmental Engineering, University of Houston, Texas.
- Rodger, A.A. and Littlejohn, G.S., 1980. A study of vibratory driving in granular soils. *Géotechnique*, V. 30, pp. 269 - 293.
- Schmid, W.E., Driving Resistance and Bearing Capacity of Vibrodriven Model Piles. 1968, American Society of Testing and Materials: New York. p. pp. 362 - 375.
- Shakhirev, V., Magnan, J.P., Ejjaaouani, H, 1996. Etude expérimentale du comportement du sol lors du fonçage des pieux. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, N° 206, pp. 95-116.
- Sieffert, J.G., 1980. Etude théorique et expérimentale du vibrofonçage à fréquence élevée des pieux et des palplanches; Université de Nantes, Thèse de Docteur ès Science, 177 p.

- Sieffert, J.G., 2002. Vibratory pile driving analysis. A simplified model. *Proceedings of the International Conference on vibratory pile driving and deep soil compaction*, Louvain – la – Neuve, Belgique, pp. 53-60.
- Sieffert, J.G., 2004. Essais de Montoir - Interprétation et Modélisation. Projet National "Vibrofonçage", 62 p.
- Sieffert, J.G., 2004. Essais de Merville - Interprétation et Modélisation. Projet National "Vibrofonçage", 45 p.
- Smith, E.A.L., 1960. Pile - driving analysis by the wave equation. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, Vol. 86, pp. 35-61.
- Smith, I.M., To, P., 1988. Numerical studies of Vibratory Pile Driving. *International Journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, Vol. 12, pp. 513-531.
- Stefanoff, G., Boshinov. B., 1977. Bearing Capacity of Hollow Piles Driven by Vibration. *Proceedings of the Ninth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Tokyo, Vol. 2, pp. 753-758.
- Van Baars, S., 2003. Design of Sheet Pile Installation by Vibration. University of Technology Delft, Faculty of Civil Engineering, Netherlands. 10 p.
- Vanden Berghe, J.-F., Holeyman, A., 2002. Application of a hypoplastic constitutive law into a vibratory pile driving model. *Proceedings of the International Conference on vibratory pile driving and deep soil compaction*, Louvain – la – Neuve, Belgique, pp. 61-68.
- Vié, D., 2002. Simple model for prediction of vibratory driving and experimental data analysis of vibro-driven probes and sheetpiles. *Proceedings of the International Conference on vibratory pile driving and deep soil compaction*, Louvain – la – Neuve, Belgique, pp. 69-79.
- Vié, D., 2002. Recueil et analyse des données expérimentales. 2002, IREX - Projet National de Vibrofonçage: Paris, France, 82 p.
- Viking, K., 1997. Vibratory driven piles and sheet piles - A literature survey. Report 3035, 75 p.
- Viking, K., 2002. Vibrodriveability - a field study of vibratory driven sheet piles in non-cohesive soils. PhD Thesis, Royal Institute of Technology, Sweden, 281 p.

- Viking, K., 2002. Vibrodrivability and induced ground vibrations of vibratory installed sheet piles. *Proceedings of the International Conference on vibratory pile driving and deep soil compaction*, Louvain – la – Neuve, Belgique, pp. 99-112.
- Vipulanadan, C., Wong, D., O'Neill, M.W., 1990. Behavior of vibro-driven piles in sand. *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 116, N° 8, pp. 1211-1230.
- Wang, H., 1994. Experimental study and finite element analysis of driveability and static behaviour of various piles installed by vibratory driving. Faculty of the Department of Civil and Environmental Engineering, University of Houston, Texas.
- Warrington, D.C., 1989-1992. Vibratory and Impact - Vibratory Pile Driving Equipment. Vulcal Iron Works Inc., 50 p.
- Wong, D., O'Neill, M.W., Vipulanadan, C., 1992. Modelling of vibratory pile driving in sand. *International Journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, Vol. 16, pp. 189-210.