

Mesure du frottement axial autour de pieux autoforants à l'aide d'une méthode inverse

Measurement of axial friction around self-drilling piles using an inverse method

Juan Carlos BALBUENA PONCE^{1*}, Jean de SAUVAGE¹, Patrick JOFFRIN¹, Philippe ROBIT², Anthony MARTENS², Jean-Pierre RAJOT¹

1 Université Gustave Eiffel GERS/RRO, Lyon

2 NGE Fondations, Lyon, France

** juan-carlos.balbuena-ponce@univ-eiffel.fr*

RESUME : Les pieux creux modulaires autoforants sont une technologie en voie de développement. Composés d'éléments creux, ils peuvent accueillir une tarière équipée d'une tête de forage rétractable dont le diamètre est supérieur au diamètre extérieur de l'élément, ce qui permet d'effectuer simultanément l'excavation et le fonçage des briques. Ce mécanisme génère un espace annulaire autour du fût, réduisant le frottement axial latéral. La quantification précise de cet effet est essentielle pour optimiser l'énergie d'enfoncement. Pour cela, des essais sur le terrain ont été réalisés à l'aide de 4 éléments pieux creux individuels en mesurant les forces axiales de compression aux jonctions des éléments à l'aide de capteurs de forces fonctionnant simplement en compression.

L'analyse initiale basée sur la différence des forces axiales mesurées entre deux jonctions successives n'a pas été concluante en raison d'effets de flexion et/ou de mise en traction non mesurées par les capteurs de forces, ce qui a mis en évidence le besoin d'une approche alternative. Par conséquent, nous avons développé une méthode inverse qui suppose une loi initiale de frottement sol-pieu (f_s) et l'ajuste de manière itérative jusqu'à ce que les forces de compression calculées correspondent aux mesures provenant des capteurs de force in-situ.

En utilisant l'instrumentation au niveau des connexions, nous obtenons la valeur du frottement sur des segments de profondeur spécifiques au fur et à mesure que les éléments pieu successifs sont installés. Cette approche quantifie l'augmentation de (f_s) en fonction du temps de re-fermeture du sol autour du fût après le passage de la tête de forage, révélant son évolution pour optimiser l'énergie et la vitesse d'enfoncement du système autoforant

ABSTRACT: Hollow modular self-drilling piles are an emerging technology. Composed of hollow segments, they can accommodate an auger equipped with a retractable drill bit whose diameter is larger than the outer diameter of the pile element. This allows for simultaneous excavation and pile driving. This mechanism creates an annular space around the shaft, reducing lateral shaft friction.

Precisely quantifying this effect is essential for optimizing driving energy. To achieve this, field tests were conducted using four individual hollow pile elements, measuring axial compressive forces at the joints using load cells designed strictly for compression.

The initial analysis—based on the difference in axial forces measured between two adjacent junctions—was inconclusive due to bending effects and/or tensile forces not captured by the load cells. This highlighted the need for an alternative approach. Consequently, we developed an inverse method that assumes an initial soil-pile friction law (f_s) and adjusts it iteratively until the calculated compressive forces match the measurements from the in-situ load cells.

By utilizing instrumentation at the connections, we obtain friction values for specific depth segments as successive pile elements are installed. This approach quantifies the increase in f_s relative to the soil setup time (the closing of the soil around the shaft after the drill bit passes), revealing its evolution to optimize the energy and driving speed of the self-drilling system.

Mots-clés: Pieux creux préfabriqués, friction, essai in situ, optimisation, modèle inverse.

1 INTRODUCTION

Poussée par le besoin d'innovation et d'une efficacité accrue en termes de temps, d'opérations et d'émissions de CO₂ — conformément aux objectifs du Pacte Vert

pour l'Europe visant des infrastructures durables et une réduction de 55 % des émissions de gaz à effet de serre d'ici 2030 (European Commission, 2019)— NGE Fondations, en collaboration avec le laboratoire RRO, a initié un projet pionnier visant à construire des parois moulées à l'aide de briques préfabriquées.

Ces briques rectangulaires, conçues avec des cavités verticales cylindriques, accueillent une tarière équipée d'une tête de forage plus large que le diamètre de la cavité de l'élément, permettant l'excavation et l'installation simultanées de la brique. Ce mécanisme autoforant permet une sur-excavation, créant un espace annulaire de 2 cm autour de la brique qui modifie l'état de contrainte à l'interface élément-sol, réduisant ainsi le frottement axial lors de l'installation.

L'impact de ce vide annulaire sur la performance du soutènement fera l'objet d'une étude ultérieure et, pour étudier l'influence de la sur-excavation sur le frottement axial, des essais sur le terrain en sol argileux ont été réalisés à l'aide d'éléments de pieux creux individuels (simulant une seule alvéole de la brique), en mesurant les forces axiales de compression aux jonctions des éléments avec trois capteurs de force. L'analyse initiale de l'équilibre des forces a révélé des valeurs de frottement négatives apparentes, suggérant des effets de flexion et de traction au niveau des connexions.

Ces observations ont mis en évidence les limites de l'approche directe et la nécessité de développer une méthode inverse capable de découpler les effets de flexion. Cette méthode a été affinée par l'intégration d'un algorithme d'optimisation numérique qui minimise l'écart quadratique entre les forces mesurées et les prédictions du modèle. En testant différentes lois de frottement (constante et linéaire) et en appliquant des critères de régularisation temporelle, cette approche permet de déterminer la valeur optimale du frottement latéral unitaire (f_s) à chaque pas de temps, garantissant ainsi la cohérence physique de l'évolution de la résistance tout au long du processus d'installation.

Cet article présente le contexte, les essais sur le terrain, la méthodologie, la validation du modèle et les résultats obtenus. En comparant les forces de compression modélisées $F_C(x, t)$ aux mesures in-situ, l'étude confirme un f_s optimal moyen de l'ordre de 5kPa dans des graves argileuses et souligne l'impact de la sur-excavation sur l'interaction pieu-sol. Ces conclusions contribuent directement à l'optimisation de la conception et de l'installation des pieux creux autoforants.

2 CONTEXTE ET OBJECTIF

Une méthode révolutionnaire de construction de parois moulées est actuellement en cours de développement, basée sur des briques préfabriquées modulaires de 3,6x3,0 m et d'épaisseur 60cm, comme illustré à la Figure 1 (a).

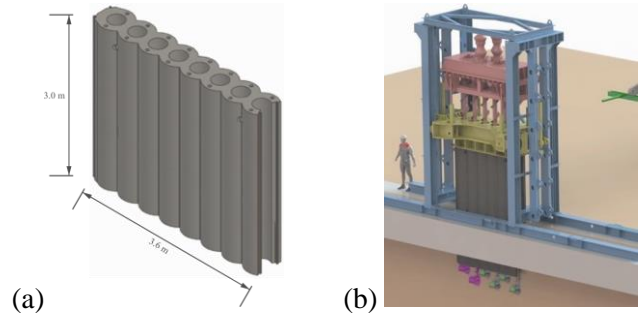


Figure 1. Représentation schématique d'une brique préfabriquée modulaire ; (b) Installation du procédé PREFO pour les briques utilisant la méthode d'autoforage.

Ces briques de béton individuelles sont assemblées verticalement pour former un panneau (colonne) à la profondeur spécifiée, puis connectées latéralement aux panneaux adjacents. Afin d'optimiser la consommation de béton, les briques sont conçues avec une série de cavités creuses contiguës (alvéoles). Le procédé PREFO utilise ces vides pour loger une série de tarières qui, au fur et à mesure que les briques sont placées séquentiellement en tête de panneau, forent et extraient le sol simultanément. Cela permet une descente contrôlée de l'élément, comme le montre la Figure 1 (b).

Une fois la profondeur cible atteinte, la tête de forage spécialisée se rétracte, permettant sa récupération en remontant à travers les alvéoles.

Le système de sur-excavation utilise une tête de forage rétractable dont les dimensions sont supérieures de 4 cm au diamètre extérieur de la cavité (Figure 2). Cela génère un vide annulaire autour de la brique, améliorant l'efficacité de l'installation ; toutefois, ce mécanisme modifie l'effet d'interface entre le sol et l'élément.

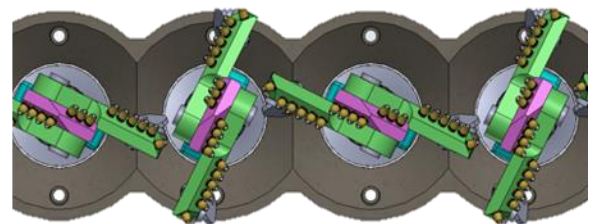


Figure 2. Têtes de forage de 4 cm plus larges que le diamètre des cellules, vue de dessous.

Cette méthode est similaire à celle des pieux DPC (Chen et al., 2018; Hou et al., 2020) mais, contrairement aux pieux DPC, qui utilisent l'injection de coulis pour la résistance latérale (Hou et al., 2024; Tang et al., 2020), n'implique pas de clavage, car les parois moulées sont conçues pour résister à la pression latérale du sol et non aux forces axiales.

Le principal défi géotechnique consiste à quantifier avec précision le frottement latéral axial qui s'oppose à l'installation des briques préfabriquées. Ce

frottement augmente avec le temps, rendant le fonçage plus difficile. Pour étudier cette interface sol-élément, NGE Fondations a conçu des éléments cylindriques creux qui simulent les alvéoles individuelles de la brique et reproduisent la méthode de sur-excavation.

3 PROTOTYPE DE PIEU CREUX AUTOFORANT ET APERÇU DES ESSAIS IN-SITU

Des essais sur le terrain ont été réalisés dans un sol constitué de graves argileuses ($d_{50} = 10 \mu\text{m}$ et $IP = 28$) à Saint-Julien-l'Ars, en France, en utilisant quatre éléments de pieux creux instrumentés individuels, comme illustré à la Figure 3. Les éléments creux sont identifiés selon l'ordre de fonçage, progressant de l'élément n°4 à l'élément n°1. Chaque élément mesure 4,0 m de long, pèse 1,7 tonne, et présente des diamètres extérieur (D_e) et intérieur (D_i) respectifs de 0,60 m et 0,30 m, comme le montre la Figure 4(a).

Ces pieux creux sont dotés d'un système de couplage mâle-femelle, permettant leur connexion à l'aide de huit boulons répartis autour du raccordement, comme présenté à la Figure 4(b). Un élément initial (n°5), similaire aux autres éléments mais à la réservation interne évasée pour faciliter la remontée des cuttings, a été enfoncé dans le sol au début des essais pour servir de guide.



Figure 3. Éléments de pieux creux utilisés lors de l'essai sur le terrain

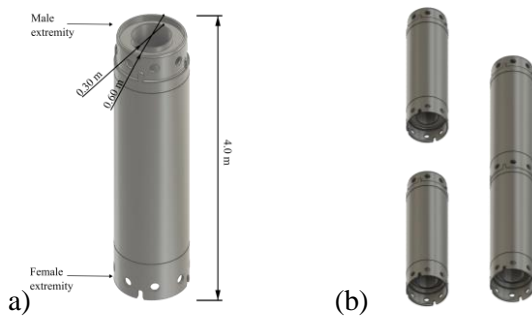


Figure 4. Dimensions et éléments des pieux creux ; (b) Procédure de raccordement entre les pieux creux dans le joint à vis

Après le fonçage de l'élément guide initial (n° 5), les éléments restants ont été installés successivement, en commençant par le pieu creux n° 4 pour finir par le n° 1. En fin d'essai, l'ensemble des éléments ont été extraits du sol à l'aide du mat de la machine de forage.

4 METHODOLOGIE

4.1 Estimation directe du frottement

Le frottement axial dans les pieux creux autoforants est estimé en utilisant les différences de charge axiale, car la mesure directe n'est pas réalisable. Pour le n -ième élément, $(F_{sup})_n$ et $(F_{inf})_n$ sont les forces de réaction respectivement aux parties supérieure et inférieure, comme illustré à la Figure 5(a). Lors du battage séquentiel, $(F_{sup})_n$ est égal à $(F_{inf})_{n-1}$, tel qu'indiqué dans la Figure 5 (b). Le frottement axial local instantané est calculé via l'équilibre des forces :

$$f_{sn} = \frac{(F_{sup})_n + W - (F_{inf})_n}{A_n} \quad (1)$$

Où f_{sn} : Frottement axial local instantané généré le long du fût de l'élément creux n [kPa].

$(F_{sup})_n$: Force axiale totale enregistrée à la partie supérieure de l'élément n [kN].

$(F_{inf})_n$: Force axiale totale enregistrée à la partie inférieure de l'élément n [kN].

A_n : Aire de la surface latérale du fût de l'élément n , calculée par $\pi \cdot D_e \cdot L$. Ici, L varie en fonction de la profondeur d'encastrement au cours du temps [m²].

W : Poids de chaque élément, égal à 17 kN.

Cette approche, appelée méthode directe, permet de calculer le frottement directement à partir des mesures de charge axiale obtenues lors des essais sur le terrain.

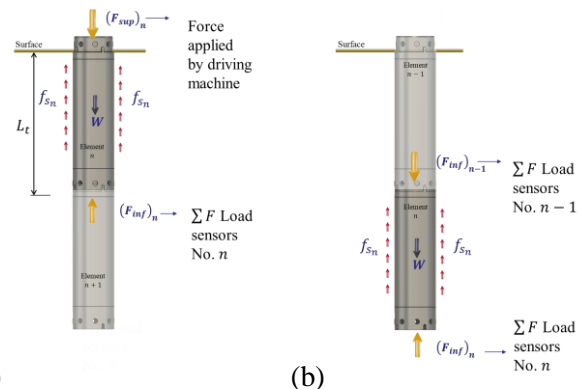


Figure 5. Les forces agissantes sont prises en compte dans l'élément n à deux instants différents, lorsque : (a) l'élément est couplé à la machine et (b) l'élément est déjà entraîné et couplé à l'élément $n-1$, à l'extrémité mâle.

4.2 Instrumentation

Trois capteurs de force, positionnés à des intervalles de 120° à l'intérieur de la connexion femelle de chaque élément de pieu creux, ont été utilisés pour mesurer les forces de compression axiales. Ces capteurs étaient reliés à un micro-enregistreur de données sans fil, qui enregistrerait les données à une fréquence de 100 Hz. L'enregistreur a été activé avant l'installation et éteint après l'extraction du pieu, moment auquel les données ont été téléchargées. La connaissance de l'emplacement précis de chaque capteur a permis une analyse détaillée de la répartition de la charge. Les efforts axiaux sont transmis exclusivement par les capteurs de force. Ainsi, lorsque la machine appliquait une pression sur l'élément, le seul point de contact se situait entre les capteurs de force et la plaque de l'extrémité mâle.

4.3 Résultats de l'estimation du frottement local

La Figure 6 présente le frottement local instantané, f_{s_n} , pour les quatre éléments creux en fonction de la profondeur sur deux intervalles distincts, de 0 à 3,5 m et de 3,5 à 7,5 m. Le nombre de courbes de frottement représentées sur les figures diminue avec la profondeur car moins d'éléments sont présents à des profondeurs plus importantes. Par exemple, la Figure 6(a) montre les quatre éléments, tandis que la Figure 6(b) ne montre que les éléments n° 4, 3 et 2. Une baisse générale du frottement est observée dans les premiers 3,5 m, mais la Figure 6(b) montre également des valeurs de frottement négatives physiquement improbables pour les éléments n° 2, 3 et 4 à certaines profondeurs. Ces valeurs négatives sont considérées comme non fiables en l'absence de consolidation.

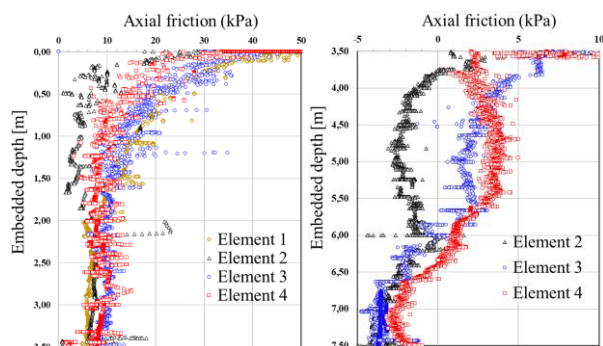


Figure 6. Frottement axial local calculé selon la méthode directe à partir de (a) 0-3,5 m de profondeur d'enfouissement et (b) 3,5-7,5 m.

Une analyse ultérieure a révélé que le pieu avait tendance à s'incliner durant tout le processus de battage, provoquant des contraintes de traction au niveau des connexions. Cela a été confirmé par

l'analyse des données de chacun des trois capteurs de force à chaque connexion. Cet effet d'inclinaison a été observé tout au long du battage des quatre éléments.

Ces résultats mènent à deux hypothèses clés. Premièrement, la charge appliquée par la machine était excentrée, provoquant une inclinaison du pieu. Cela a induit des moments de flexion et des forces de traction au niveau des connexions. Deuxièmement, la méthode directe ne peut pas être appliquée car elle ne prend pas en compte ces forces de traction. En effet, dans l'Équation (1), la force totale $(F_{inf})_n$ doit être décomposée en forces de compression connues $(F_{C,inf})_n$ (mesurées par les capteurs de force) et en forces de traction inconnues $(F_{T,inf})_n$.

Pour surmonter cette limitation, nous avons développé une méthode inverse, qui sera présentée dans le chapitre suivant. Cette nouvelle approche est spécifiquement conçue pour tenir compte de ces forces.

5 ESTIMATION DU FROTTEMENT : APPROCHE INVERSE

Ce chapitre présente un modèle numérique qui utilise une méthode inverse pour estimer le frottement axial dans les pieux creux auto-foreurs. La méthode repose sur un processus itératif : elle commence par l'hypothèse d'une loi de frottement initiale, prédit ensuite les forces de compression au niveau des connexions du pieu, puis compare ces prédictions avec les mesures des capteurs effectuées in-situ. La loi de frottement est ensuite ajustée de manière répétée jusqu'à ce que les prédictions du modèle convergent avec les données mesurées, comme l'explique la Figure 7.

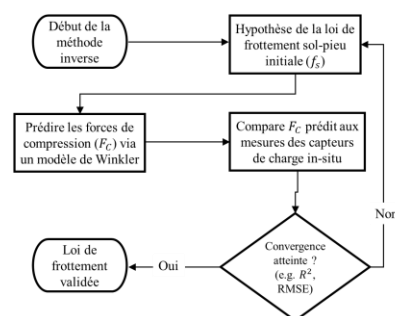


Figure 7. Flux schématique de la méthode inverse pour l'estimation du frottement axial

5.1 Énoncé du problème

Le modèle a été initialement développé pour l'élément creux n° 4, atteignant une profondeur totale de 8,0 m. Lors du battage, l'élément est soumis à une force de battage excentrée, $F_M(t)$, qui varie en fonction du

temps et induit un moment de flexion initial. Les contraintes résultantes dans l'élément sont données par l'Équation (2)

$$\sigma_x = \frac{P(x,t)}{S} + \frac{M(x,t)}{I} y \quad (2)$$

Où $P(x,t)/S$ correspond à la force axiale à la position x divisée par la surface de la section transversale S , et $M(x,t)y/I$ au moment de flexion provoquant l'inclinaison de l'élément, divisé par le moment d'inertie de second ordre I de la section transversale creuse par rapport à l'axe centroïde, égal à $I = (\pi/64)(D_e^4 - D_i^4)$, multiplié par y (toute distance perpendiculaire à l'axe neutre).

Nous nous intéressons à l'évaluation de la force de compression théorique F_C afin de la comparer à celle obtenue par les capteurs de force. En intégrant l'Équation (2) de y_n à R , il est possible d'obtenir la force de compression à n'importe quelle position x :

$$F_c = \int_{y_n(x,t)}^R \left(\frac{P(x,t)}{S} + \frac{M(x,t)}{I} y \right) L(y) dy \quad (3)$$

Où $y_n = -P(x,t)I/[M(x,t)S]$ est défini comme l'axe neutre où $\sigma_x = 0$ et $R = D_e/2$. Ici, $L(y)$ fait référence à la longueur de la corde dans la section transversale du pieu creux, telle que définie dans (Balbuena Ponce et al., 2025).

Pour faciliter l'analyse, l'approche la plus pratique consiste à fixer l'origine de l'axe vertical x à la tête du pieu, orientée vers le bas, où $L_1=4$ m désigne le pieu creux de guidage et L_2 la longueur de l'élément creux instrumenté n° 4

La surface du sol à l'instant t est définie par $x = L - L_e(t)$, et une nouvelle coordonnée \tilde{X} , qui commence à la surface du sol et augmente vers le bas, peut être définie comme $\tilde{X} = x - [L - L_e(t)]$ comme le montre la Figure 8.

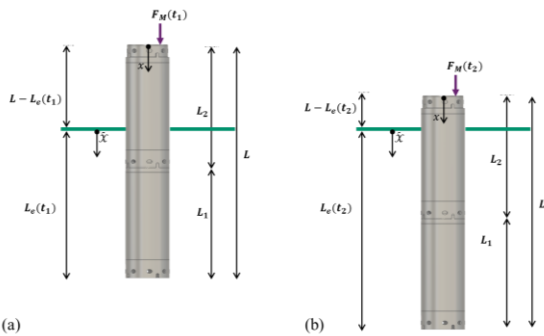


Figure 8. Alignement de l'axe des pieux avec a) et b)

En se basant sur le modèle de Winkler (Beam-on-elastic-foundation model) (Heelis et al., 2004; Hetényi, 1946; Winkler, 1867) et en appliquant

l'équilibre ainsi que la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli (Beer et al., 2015), une équation différentielle du quatrième ordre est dérivée

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} - f_s(x,t) \frac{dy}{dx} + [P_0 - \int_0^x f_s(x,t) dx] \frac{d^2 y}{dx^2} + k_h(x,t)y = 0 \quad (4)$$

Ici, E représente le module de Young de l'élément creux, égal à $E=2 \times 10^8$ kPa. Le modèle intègre un module de réaction du sol, $k_h(x,t)$, qui varie en fonction de la profondeur (Rowe, 1956) et du temps. La force axiale, $P(x,t)$, est régie par le frottement latéral, $f_s(x,t)$, lequel est défini par:

$$P(x,t) = P_0 - \int_0^x f_s(x,t) dx \quad (5)$$

Où la condition à la limite à la tête du pieu ($x = 0$) est égale à la force appliquée par la machine $P_0 = F_M(t)$.

5.1.1 Conditions aux limites

À $x = 0$, le moment de flexion est calculé comme $M_0 = F_M(t) \cdot y_e$, où y_e correspond à l'excentricité y par rapport au centre où la force résultante F_M est appliquée.

À la connexion $x = L_1$ avec le pieu guide, un jeu ayant été aménagé entre les éléments mâles et femelle, la géométrie permet une rotation libre jusqu'à l'inclinaison maximale de $\theta_{max}=0.00015$ rad. Au-delà, le contact des éléments acier agit comme un ressort de rotation linéaire de raideur k_r (uniquement lorsque l'inclinaison absolue $|dy/dx|$ est égale ou supérieure à θ_{max}). En dessous de ce seuil, le moment de flexion à la connexion est nul, indiquant une absence de résistance rotationnelle, définie par $M_{x=L_1} = -EI \frac{d^2 y}{dx^2} = k_r \frac{dy}{dx}$.

À $x=L$, la pointe du pieu est libre de tout moment externe et effort tranchant, car elle n'est contrainte par aucune connexion supplémentaire à ce point, $M_{x=L} = -EI \frac{d^2 y}{dx^2} = 0$. En effet, la tête de forage étant placée sous la pointe du pieu, cette dernière est libre à chaque instant. La condition d'effort tranchant nul est également valable en tête et en pointe du pieu : $V_{x=0} = V_{x=L} = -EI \frac{d^3 y}{dx^3} = 0$.

5.2 Comparaison des forces de compression

F_C : modèle vs in-situ

Pour estimer le frottement, le modèle numérique précédemment décrit a été utilisé avec trois valeurs de frottement unitaire constant (f_s) : 2 kPa, 6 kPa et 8 kPa. L'objectif était de trouver la meilleure correspondance

entre les forces de compression calculées par le modèle (F_C) et les mesures effectuées in-situ. La convergence a été quantifiée à l'aide du coefficient de détermination (R^2) et de l'erreur quadratique moyenne (RMSE).

Les résultats ont montré que la valeur $f_s=6$ kPa offrait le meilleur ajustement, avec un R^2 de 0,1451 et une RMSE de 14,41. Bien que cette valeur de R^2 soit faible, elle représente la convergence la plus élevée parmi les cas testés. Cet ajustement limité est principalement attribué à l'hypothèse du modèle d'un frottement constant le long du pieu, alors que dans les conditions réelles, le frottement varie probablement avec la profondeur en raison de l'évolution des propriétés du sol.

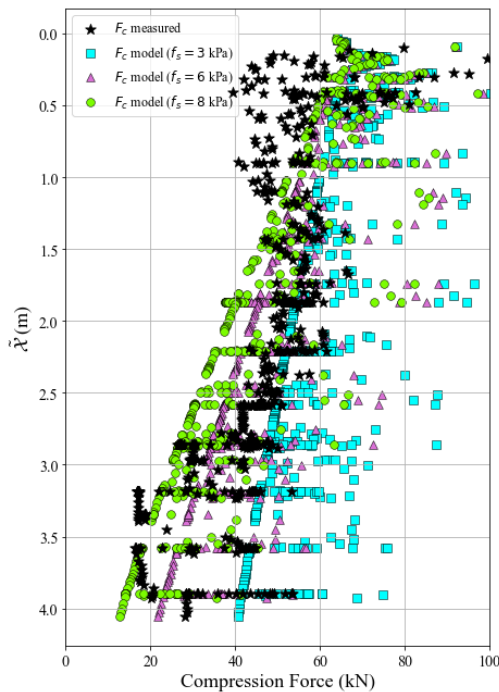


Figure 9. Profils de force de compression (mesurés in situ par rapport au modèle) dans la zone d'encastrement à $x=4$ m à chaque instant pour $f_s = 2$ kPa, $f_s = 6$ kPa et $f_s = 8$ kPa.

La Figure 9 tend à confirmer que les valeurs de F_C modélisées pour $f_s=6$ kPa s'alignent plus étroitement avec les données in-situ que les autres valeurs.

Le résultat $f_s=6$ kPa peut être interprété via la méthode α (Tomlinson, 1971), où $f_s = \alpha S_u$. Avec une valeur S_u estimée à 14,5 kPa à partir de corrélations empiriques (Bjerrum & Simons, 1960; Skempton, 1957; Wroth & Houlsby, 1985) basées sur les données de sol in-situ (ex. $IP = 28$ et $\sigma'_v = 64$ kPa), un facteur d'adhésion $\alpha=0,41$ est requis. Cette valeur est inférieure à l'indice $\alpha=1$ attendu. Cela suggère une altération de l'interaction sol-pieu due à la méthode de

sur-excavation, réduisant ainsi l'adhésion par rapport à des pieux battus classiques.

6 OPTIMISATION DE LA VALEUR f_s

Pour quantifier le frottement latéral unitaire, une procédure d'optimisation numérique a été implémentée. L'algorithme permet de choisir entre deux configurations de lois de frottement pour chaque pas de temps :

- Optimisation constante : Le frottement est supposé uniforme sur toute la longueur encastree du pieu ($f_s(x)=cte$).
- Optimisation linéaire : La loi de frottement varie linéairement entre la surface du sol et la pointe du pieu, permettant de capturer l'effet de la dégradation ou de l'augmentation du frottement avec la profondeur de pénétration

Le choix de la loi de frottement est, en théorie, réalisé à chaque pas de temps mais la régularisation temporelle permet de rationaliser ces variations afin de permettre une évolution du frottement dans le temps sans autoriser de comportement aléatoire.

La fonction objectif $J(f_s)$ à minimiser est définie par la somme des moindres carrés pondérée par des termes de régularisation

$$J(f_s) = (F_{C,modèle} - F_{C,mesuré})^2 + \lambda_{mag} \sum f_s^2 + \lambda_{temp} \sum (f_{s,t} - f_{s,t-1})^2 \quad (6)$$

Les différentes régularisations utilisées sont :

- La régularisation de magnitude ($\lambda_{mag} = 0,01$) qui évite des valeurs de frottement physiquement aberrantes.
- La régularisation temporelle ($\lambda_{temp} = 0,5$) pour assurer une continuité logique de la valeur de f_s entre deux instants de mesure consécutifs, reflétant la nature progressive du processus géotechnique.
- La contrainte de pente imposant, pour le modèle linéaire, une limitation de la variation spatiale du frottement ($|\frac{df_s}{dx}| \leq 2,0$ kPa/m), garantissant ainsi la stabilité numérique du modèle.

Les valeurs prises par ces différentes régulations sont obtenues par tâtonnements et sont donc relativement arbitraires.

La fiabilité de l'optimisation est validée par la comparaison directe entre les forces de compression théoriques (F_C calculé) et les données expérimentales enregistrées à la connexion (située à $x=4$ m). Comme le montre la Figure 10, le modèle converge avec une

précision élevée vers les valeurs mesurées tout au long du processus d'installation.

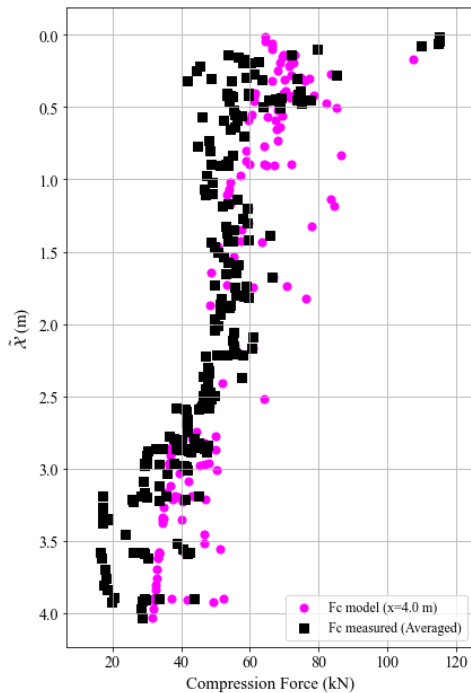


Figure 10. Comparaison entre la force de compression mesurée in-situ et la force théorique optimisée.

L'analyse des résultats optimisés sur l'ensemble des 4 mètres de forage de l'élément n° 4 conduit aux valeurs moyennes de frottement latéral unitaire affichées dans le Tableau 1.

Tableau 1. Valeurs de frottement optimisées

Profondeur d'enfoncement	Valeur moyenne (kPa)
5 mètres	6,1
6 mètres	5,7
7 mètres	5,3
8 mètres	5,2

7 CONCLUSIONS

Bien que le projet d'innovation global porte sur le développement des parois moulées préfabriquées, ce travail se concentre sur la phase critique d'installation des pieux creux autoforants, qui simulent les alvéoles des briques en béton préfabriquées.

Les limitations de la méthode directe pour le calcul instantané du frottement axial ont conduit au développement d'un modèle numérique dépendant du temps et de l'espace. Validé par la comparaison entre les forces de compression prédites et celles mesurées aux connexions des pieux, ce modèle, couplé à une méthode d'optimisation inverse, a permis d'estimer une valeur de frottement latéral moyen $f_s \approx 5$ kPa.

Cependant, les solutions du modèle dépendent de la calibration de paramètres clés tels que le module de réaction du sol (k_h) ou la rigidité rotationnelle (k_r). Par conséquent, des essais supplémentaires dans divers types de sols sont nécessaires pour améliorer la précision globale. Pour optimiser le modèle face à ces diverses conditions géotechniques, l'approche d'optimisation inverse développée permet de calculer le frottement axial instantané en minimisant les écarts entre les forces de compression théoriques et celles mesurées sur le terrain via des méthodes algorithmiques.

L'objectif futur est d'étendre ce modèle pour intégrer les forces de compression de l'ensemble des quatre connexions sur les 20 mètres de longueur des pieux creux. Ces travaux permettront d'analyser l'évolution du frottement avec la profondeur et de déterminer comment le remaniement du sol influence le frottement à l'interface durant l'excavation. À terme, cela permettra de développer des abaques pour estimer le frottement pour différents types de sols, en tenant compte de l'augmentation de la résistance due à la contraction de la cavité et à la pression du sol.

8 REMERCIEMENTS

Les auteurs expriment leur gratitude envers NGE Fondations pour leur innovation pionnière dans le développement de cette nouvelle technique de pieux préfabriqués autoforants, qui constitue la base de cette étude. Nous remercions tout particulièrement l'équipe technique du laboratoire RRO de l'Université Gustave Eiffel pour ses efforts fructueux en matière d'instrumentation, qui ont permis la collecte et l'interprétation de données essentielles. Enfin, nous remercions BPI France pour son soutien financier, qui a rendu cette recherche possible.

9 REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Balbuena Ponce, J. C., de Sauvage, J., Joffrin, P., Rajot, J.-P., Robit, P., & Martens, A. (2025). Axial friction analysis of an innovative self-drilling prefabricated pile system: An inverse numerical method approach. Submitted for Publication.
- Beer, F. P., Johnston, E. R., DeWolf, J. T., & Mazurek, D. F. (2015). *Mechanics of Materials* (7th edn). McGraw-Hill Education.
- Bjerrum, L., & Simons, N. E. (1960). Comparison of shear strength characteristics of normally consolidated clays. *Proceedings of the ASCE Research Conference on Shear Strength of Cohesive Soils*, 711–726.

- Chen, H., Hu, H., Tang, M., Yang, X., & Zhu, J. (2018). Hybrid Bored Prestressed Concrete Cased Piles: Equipment and Construction Procedures. *Journal of Construction Engineering and Management*, 144(12), 06018006. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CO.1943-7862.0001578](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CO.1943-7862.0001578)
- European Commission. (2019). The European Green Deal. <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/?uri=CELEX:52019DC0640>
- Heelis, M. E., Pavlović, M. N., & West, R. P. (2004). The analytical prediction of the buckling loads of fully and partially embedded piles.
- Hetényi, M. (1946). *Beams on elastic foundation: Theory with applications in the fields of civil and mechanical engineering*. The University of Michigan Press.
- Hou, Z., Liu, Y., Han, Z., Tang, M., Gong, X., Su, D., & Wang, L. (2024). Experimental Study of the Bearing Characteristics of a Novel Energy-Saving and Environmentally Friendly Pile: Drilling with Prestressed Concrete Pipe Cased Piles. *International Journal of Geomechanics*, 24(4), 04024035. <https://doi.org/10.1061/IJGNAI.GMENG-9062>
- Hou, Z., Tang, M., Hu, H., Lin, Z., Chen, Y., Zhao, S., & Zhang, S. (2020). A new type of PHC pile-sinking technology: Drilling with PHC Pipe Cased Pile and its development directions. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 580(1), 012013. <https://doi.org/10.1088/1755-1315/580/1/012013>
- Rowe, P. W. (1956). The Single Pile Subject to Horizontal Force. *Geotechnique*, 6(4), 70–78. <https://doi.org/10.1680/geot.1956.6.2.70>
- Skempton, A. W. (1957). The planning and design of the new Hong Kong Airport. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 7(3), 383–389.
- Tang, M., Hu, H., Cui, J., Yang, X., Hu, H., & Chen, H. (2020). The Vertical Bearing Mechanism of Hybrid Bored Pre-stressed Concrete Cased Piles. *International Journal of Civil Engineering*, 18(3), 293–302. <https://doi.org/10.1007/s40999-019-00466-7>
- Tomlinson, M. J. (1971). Some effects of pile driving on skin friction. *Behaviour of Piles*, 107–114.
- Winkler, E. (1867). *Die Lehre von der Elasticitaet und Festigkeit [The theory of elasticity and strength]*. Dominicus: Prag.
- Wroth, C. P., & Houlsby, G. T. (1985). Soil mechanics and foundation engineering. *Geotechnique*, 35(2), 169–219.