

MỘT SỐ VẤN ĐỀ KỸ THUẬT TRONG THIẾT KẾ KHỐI ĐẤP TRÊN NỀN CỌC

PGS.TS Nguyễn Quốc Dũng
Viện Thủy công

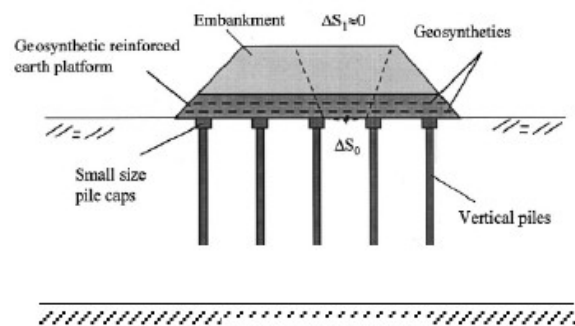
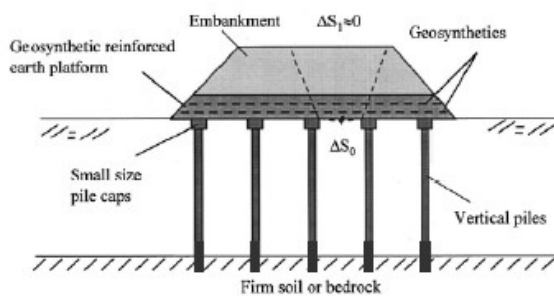
Tóm tắt: Nhu cầu xây dựng hạ tầng ngày càng tăng dẫn đến có những công trình phải xây dựng trên nền đất yếu, chính vì vậy, cần phải có các giải pháp xử lý. Một trong các phương pháp xử lý nền đất yếu là sử dụng cọc (piled embankment). Đây là phương pháp có nhiều ưu điểm và có giá thành ngày càng thấp. Bài báo này giới thiệu một số vấn đề chủ yếu liên quan đến kỹ thuật thiết kế khối đắp trên nền đất yếu nhằm cung cấp cho người đọc những khái niệm bước đầu khi tiếp cận với công nghệ này.

Summary: The increasing needs for infrastructure development has often forced engineers to deal with building on soft soils. One of the soil improvement techniques is a “piled embankment”. This methods are strongly studied and developed in the world recently. This paper introduces some points of view related into piled embankment methods in order to provide main ideas when approach to techniques.

I. TỔNG QUAN

Ngay từ thời cổ đại, con người đã sử dụng cọc cây để đóng vào đất như một hình thức gia cường đất. Từ thế kỷ XII, người Đức đã dùng các cọc cây đóng ken sát vào nhau để gia cố nền pháo đài Gifhorn được gọi là phương pháp Spickpfahle. Tại

Indonesia, phương pháp đóng cọc cây có tên gọi là phương pháp Cerucuk đã được dùng từ lâu [2]. Ở Việt Nam, sử dụng cọc tre, cọc tràm để gia cố nền móng công trình khá phổ biến. Trong những năm gần đây cũng có nhiều dự án sử dụng cọc ống ứng suất trước để gia cố nền khối đắp.



Hình 1: Khối đắp bằng nền cọc

Trên Thế giới, kỹ thuật gia cố đất bằng cọc (thường sử dụng cọc bê tông cốt thép (BTCT), cọc ống BTCT) được ứng dụng nhiều trong xây dựng nền đường sắt, đường bộ. Vải địa kỹ thuật (ĐKT) được lắp đặt trên mũ cọc như là một lớp đệm gia cố. Do có sự biến dạng khác nhau giữa các cọc nên có sự phân bố lại ứng suất trong khối đắp theo cơ

chế hiệu ứng vòm, vải ĐKT sẽ gánh chịu một phần tải trọng thông qua sức chịu kéo. Phần còn lại sẽ truyền vào cọc và chuyển lên tầng đất sâu hơn hoặc lớp đất cứng phía dưới. Khi đóng cọc treo, việc giảm lún sẽ không đạt được như cọc chống. Tuy nhiên nó lại tạo ra được sự đồng nhất về lún tốt hơn so với cọc chống.

Hiện tồn tại nhiều quy trình hướng dẫn thiết kế khối đắp trên nền cọc như BS 8006 (Anh), EBGEO 2004 (Đức)... Trong đó BS 8006 là thông dụng

Người phản biện: PGS.TS Nghiêm Hữu Hạnh

nhất vì tiện lợi cho các kỹ sư trong thực hành. EBGeo 2004 là phương pháp mới, đi sâu vào cách tiếp cận hiệu ứng vòm. BS 8006 nghiên cứu cơ chế làm việc của khối đắp trên nền cọc với các điều kiện sau:

- Cọc làm việc theo sơ đồ cọc chống. Sơ đồ cọc treo còn ít được nghiên cứu. Các tài liệu trên thế giới chỉ đề cập: nếu là cọc treo thì phải nhân với một hệ số chiết giảm.
- Trên đầu cọc có cấu tạo một mũ cọc (pilled caps); trên mũ cọc có một lớp đệm gia cố dày 25 ~ 30cm gồm vải ĐKT loại dệt đặt xen kẽ trong cát. Lớp này có tác dụng phân bố lại tải trọng thẳng đứng do khối đắp thành 2 thành phần, thành phần nằm ngang chuyển thành lực kéo trong vải ĐKT và thành phần thẳng đứng truyền vào cọc theo cơ chế hiệu ứng vòm.
- Đắp đắp trên đầu cọc yêu cầu có góc ma sát trong $\phi \geq 30^\circ$.

Mặc dù trong thực tế đã sử dụng cọc để gia cố nền khối đắp, tuy nhiên hiểu biết về vấn đề này vẫn còn chưa đầy đủ. Bài báo này trình bày một số vấn đề có liên quan khi nghiên cứu sử dụng cọc cây để gia cố nền khối đắp nhằm cung cấp cho người đọc những vấn đề mới có liên quan đến ứng xử của khối đắp trên nền cọc.

II. HIỆU ỨNG VÒM

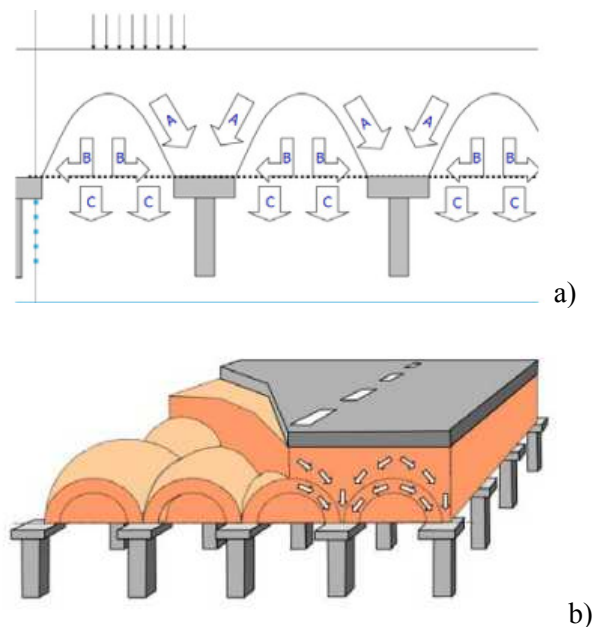
2.1 Định nghĩa về hiệu ứng vòm

Terzaghi là người đưa ra quan điểm hiệu ứng vòm trong quyển lý thuyết cơ học đất năm 1943. Ban đầu, áp suất thẳng đứng lên nền đất tự nhiên là bằng khả năng chịu tải của nền. Sau đó do việc lún dần dần vùng đất xung quanh các cọc sẽ làm võng vật liệu đắp phía trên, sự chuyển động đó làm xuất hiện sức kháng cắt ở mặt bên giữa một khối bị lún xuống và khối trên cọc đứng yên. Hậu quả là áp lực tổng cộng lên vùng bị võng sẽ giảm, trong khi vùng đứng yên trên đỉnh cọc làm tăng tải trọng lên cọc với cùng một giá trị tương ứng. Khi độ võng đã đạt đến giới hạn sẽ sinh ra mặt phá hoại giữa 2 mặt trượt lên nhau hình thành theo dạng vòm, bắt đầu từ đỉnh cọc lan dần lên bề mặt.

Phương pháp thiết kế được giới thiệu ở Anh (như BS8006, 1995; Hewlett & Randolph, 1988; Guio, 1987) đều xem ứng suất tại vòm lõm nằm giữa hai cọc phụ thuộc hoàn toàn vào khoảng cách giữa các cọc. Trị số ứng suất này cũng được sử dụng để tính toán lớp lưới Địa kỹ thuật rải trên đầu cọc. Tuy nhiên, cách xác định tải trọng có sự khác nhau giữa

các tác giả. Công trình này nghiên cứu và mô hình hóa hiệu ứng vòm sử dụng các mô hình toán 2D và 3D trong đất đắp hạt thô. Kết quả chỉ ra rằng tỷ lệ giữa chiều cao khối đắp và khoảng cách giữa các cọc là một thông số hết sức quan trọng.

Xu hướng lún không đều xuất hiện giữa các cọc cứng và đất nền, gây ra hiện tượng đất đắp ngay phía trên nền đất trong khoảng giữa 2 cọc sẽ lún nhiều hơn là đất đắp trên mũ cọc. Hiện tượng này gây ra biến dạng và một mặt phẳng cắt, sau đó ứng suất cắt sẽ được phân bố lại trong khối đất đắp để truyền xuống cọc và giảm tải cho nền đất yếu giữa 2 cọc. Sơ đồ truyền tải trọng khối đắp lên nền - cọc như hình 2. Các khối đắp được đầm nén tốt sẽ phát huy tốt nhất hiệu ứng này.



Hình 2: Mô phỏng hiệu ứng vòm, a) Mô hình 2D, b) Mô hình 3D

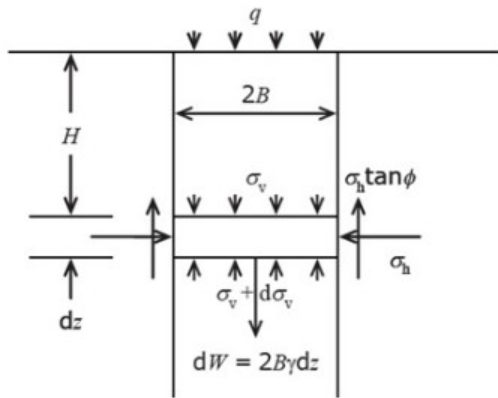
Có rất nhiều quan điểm và mô hình về hiệu ứng vòm đã được đề xuất, kể cả về lý thuyết chung đến xem xét cụ thể trong một bài toán cọc gia cố nền khối đắp. Terzaghi (1943) là người đầu tiên đề nghị mô hình mặt phẳng cắt thẳng đứng. Hewlett & Randolph (1988) đề xuất mô hình vòm bán tròn và giả thuyết này được sử dụng trong BS 8006 (1995)... Tuy nhiên, cho đến nay chưa có mô hình nào đạt được sự thống nhất hoàn toàn trong giới địa kỹ thuật quốc tế.

Dưới đây sẽ giới thiệu một số mô hình nói trên, với các giả thiết sau:

- Vật liệu khối đắp là đồng nhất.
- Ứng suất tổng và ứng suất hiệu quả trong đất đắp là bằng nhau.

2.1.1 Mô hình lũng trụ của Terzaghi (1943) và Mckelrey (1994)

Khi độ võng đã đạt đến giới hạn sẽ sinh ra mặt phá hoại giữa 2 mặt trượt lên nhau, bắt đầu từ đỉnh cọc lan dần lên bề mặt.



Hình 3: Trạng thái ứng suất của một điểm trong khối đất theo Terzaghi (1943) và Mckelrey (1994)

Terzaghi đề xuất tính

$$\sigma_v = \gamma H + q \tag{1}$$

Trong đó:

σ_v - Ứng suất thẳng đứng (KN/m²)

γ - Khối lượng riêng của đất (KN/m³)

H - Chiều cao khối đất.

q - Tải trọng ngoài.

Ứng suất trên mặt trượt giả định

$$\sigma_h = K \sigma_v \tag{2}$$

Trong đó:

σ_h - Thành phần ứng suất nằm ngang.

K - Hệ số áp lực đất.

Sức kháng cắt của đất (giả thiết đất dính):

$$\tau = \sigma_h t g \phi \tag{3}$$

Sau một vài giả thiết và biến đổi, Terzaghi đưa ra công thức.

$$\sigma_v = \frac{\gamma B}{K t g \phi} \left(1 - e^{-K t g \phi Z/B} \right) + q e^{-K t g \phi Z/B} \tag{4}$$

khi q = 0

$$\sigma_v = \frac{\gamma B}{K t g \phi} \left(1 - e^{-K t g \phi Z/B} \right) \tag{5}$$

Vấn đề ở đây là hệ số K chưa biết và có thể thay đổi theo độ sâu trên mặt trượt.

Krynime (1945) đưa ra công thức tính K như sau:

$$K = \frac{1 - \sin^2 \phi}{1 + \sin^2 \phi} \tag{6}$$

Handy (1985) đề xuất thay thế K bằng hệ số Kw

$$K_w = 1,06 \left(\cos^2 \theta + K_a \sin^2 \theta \right) \tag{7}$$

Trong đó: $\theta = 45^\circ + \phi/2$

Russel và nnk (2003) đề nghị lấy K=0,5 (8)

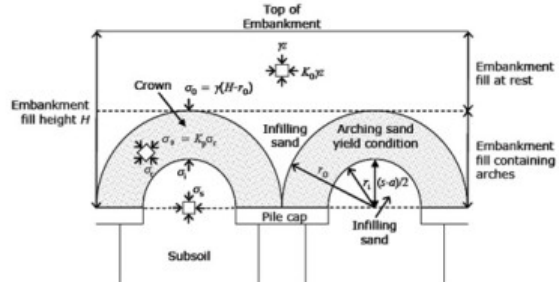
Gần đây Potts và Zdrakovic (2008) đề nghị lấy K=1 để đưa vào bài toán phẳng tính bằng phương pháp PTHH, khi chưa xuất hiện mặt trượt.

2.1.2 Mô hình bán vòm của Hewlett và Randolph (1988)

Hewlett và Randolph (1988) đưa ra mô hình lý thuyết dựa vào các thí nghiệm trên đất hạt thô. Các phân tích của họ cố gắng giải thích hiệu ứng vòm trong thực tế sát đúng hơn giả thuyết lũng trụ thẳng đứng của Terzaghi. Các vòm tạo ra chuyển phần lớn tải trọng của khối đất lên mũi cọc, còn đất giữa các cọc chỉ chịu tải trọng khối đất phía dưới, bên trong vòm.

$$\sigma_s = \sigma_i + \frac{\gamma(s - a)}{\sqrt{2}} \tag{9}$$

Hewlett và Randolph (1988) kiến nghị rằng khoảng cách giữa các cọc (s) không nên vượt quá 3 lần độ lớn một cạnh (hoặc đường kính) của cọc (a) và không nên lớn hơn 1/2H



Hình 4: Mô hình hiệu ứng vòm theo Hewlett & Randolph, 1988

2.1.3 Mô hình trong BS 8006 (1995) và công thức Marston

Tiêu chuẩn Anh ban đầu xuất xứ từ các nghiên cứu của Jone và nnk (1990), điểm khác biệt của Tiêu chuẩn Anh so với các phương pháp khác là tính ứng suất trung bình trên đỉnh cọc thay vì tính ứng suất trên khoảng đất nền không có cọc.

BS 8006 sử dụng công thức Marston để thiết lập tỉ số giữa ứng suất thẳng đứng tác dụng lên đỉnh cọc với ứng suất thẳng đứng trung bình tác dụng lên đáy móng khối đắp ($\sigma_s = \gamma H$), sử dụng công thức thường dùng trong tính toán tải trọng suy giảm lên các cọc.

Với bài toán 3 chiều, kết quả cho công thức:

$$\frac{\sigma_c}{\gamma H} = \left(\frac{C_c a}{H} \right)^2 \tag{10}$$

Trong đó: a – Kích thước cạnh (hoặc đường kính) của cọc;

C_c - Hệ số vòm, phụ thuộc H và a;

H - Chiều cao khối đắp;

γ - Trọng lượng thể tích của đất đắp;

γH - Ứng suất đáy móng;

σ_c - Ứng suất lên đỉnh (mũ) cọc.

Công thức trên cho thấy, tính chất của đất đắp không ảnh hưởng đến σ_c . Tuy nhiên, về định tính, cường độ của đất đắp nhất định có ảnh hưởng, và cũng có thể nói rằng kết quả tính theo BS8006 là phù hợp khi đất đắp được đầm nện đạt được góc nội ma sát lớn.

Rõ ràng là ứng suất trên mũ cọc và ứng suất trên đất nền (trong khoảng giữa giữa các cọc) phải chịu được tải trọng của khối đắp.

Với bài toán 3D:

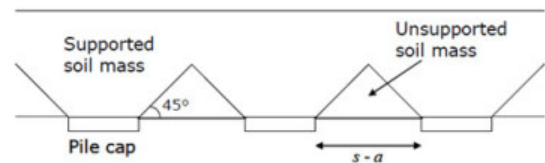
$$\begin{aligned} \gamma H s^2 &= \sigma_c a^2 + \sigma_s (s^2 - a^2) \\ &\Rightarrow \\ \sigma_s &= \frac{\gamma H s^2 - \sigma_c a^2}{s^2 - a^2} \end{aligned} \tag{11}$$

Tức là có thể tính ứng suất trên đất nền σ_s từ σ_c

2.1.4 Mô hình lăng trụ chữ nhật theo phương pháp Guido (1987)

Phương pháp này dựa vào quan sát thực nghiệm trên thí nghiệm mô hình có đặt thêm lớp lưới địa

kỹ thuật. Góc truyền tải trong đất gia cố tại đỉnh cọc đề nghị lấy 45° (Bell và nnk, 1994).



Hình 5: Cơ chế truyền tải trọng lên mũ cọc có lớp đệm gia cố trên đỉnh, mô hình 2D theo Bell và nnk, 1994

Với bài toán 2 chiều, ứng suất dưới vòm lên nền đất

$$\sigma_s = \frac{\gamma(s-a)}{4} \tag{12}$$

Với bài toán 3 chiều, công thức thu được là

$$\sigma_s = \frac{\gamma(s-a)}{3\sqrt{2}} \tag{13}$$

Có thể thấy rằng, theo Guido, chiều cao khối đắp không ảnh hưởng đến ứng suất vòm trên nền đất yếu. Cũng như vậy là góc ma sát của vật liệu đắp cũng không tính đến. Góc truyền tải 45° có lẽ cũng chỉ đúng cho trường hợp trên đỉnh cọc có lớp lưới gia cố địa kỹ thuật. Phương pháp này cũng xét đến ứng suất tăng thêm lên vòm.

Love & Milligan (2003) khuyến cáo rằng, phương pháp Guido sẽ gặp khó khăn khi mặt đất yếu nằm sâu, và cũng chỉ nên sử dụng khi có lớp lưới gia cố trên mũ cọc.

2.1.5 Một số phương pháp khác

Carlsson (1987) và Han & Gabr (2002) giả thiết vòm có dạng hình thang, đồng thời còn đề xuất tải trọng truyền trực tiếp lên đỉnh cọc.

Van Eekelen và nnk (2003) đề xuất chiều cao tối thiểu trên đỉnh cọc là $1.87(s-a)$ trong bài toán 2 chiều.

Ellis & Asla, (2009) xem xét bài toán 3 chiều và đề nghị $H_{\min} = \frac{1,87}{3}(s-a)$

Và do đó:
$$\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)} = 0,62 \tag{14}$$

Tiêu chuẩn Đức (EBGEO, 2004) dựa trên mô hình 3 chiều do Kempfert và nnk (1997) đề xuất, gần tương tự như mô hình của Hewlett & Randolph (1998). EBGEO, (2004) khuyến nên sử dụng lưới

địa kỹ thuật, tuy nhiên hiệu ứng vòm do có lưới và khả năng chịu kéo của lưới địa kỹ thuật không đưa vào tính toán.

Naughton (2007) đề xuất công thức tính chiều cao tối thiểu để có hiệu ứng vòm.

$$H_c = C (s-a) \quad (15)$$

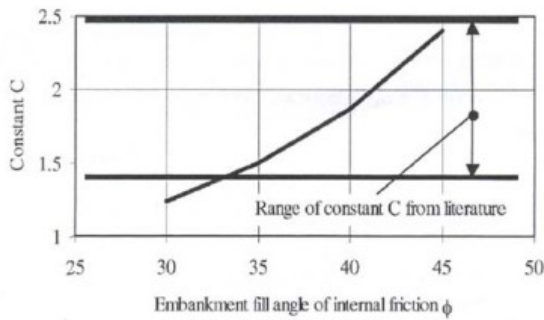
Trong đó: $C = 0.5e^{\frac{\pi}{2} \tan \phi}$ (16)

Naughton lưu ý rằng, hiệu quả của ϕ đến H_c là đáng kể khi góc ϕ thay đổi từ 30° đến 45° thì H_c tương ứng tăng lên $1.24(s-a)$ đến $2.40(s-a)$ theo tỷ lệ thuận (Hình 6).

Naughton cũng kiến nghị tính

$$\sigma_s = \lambda H_c = \gamma C (s-a) \quad (17)$$

Và do đó: $C = \frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)}$ (18)



Hình 6: Quan hệ giữa hệ số C (theo Naughton) và góc ma sát của đất đắp

2.1.6 Kết quả nghiên cứu trên mô hình vật lý

Ellis & Aslam (2009) giới thiệu kết quả nghiên cứu của hàng loạt thí nghiệm trên mô hình lý tâm nhằm kiểm tra hiệu ứng vòm hình thành trong mô hình đất đắp trên đất yếu và biến dạng xảy ra trên bề mặt khối đắp. So sánh kết quả đạt được từ mô hình lý tâm với các phương pháp nói trên (BS8006-1995; Terzaghi – 1943; Hewlett & Randolph – 1998; và Tiêu chuẩn Đức – 2004) với một loạt các chiều cao khối đắp khác nhau.

Kết quả cho thấy rằng, các phương pháp lý thuyết nói trên cho kết quả tính σ_s cao hơn số liệu thu được từ mô hình trong trường hợp chiều cao khối đắp vừa phải. Với chiều cao H vừa phải, kết quả thí nghiệm cho kết quả $\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)} \approx 0,5$

Với chiều cao $H > 3(s-a)$ thì kết quả thí nghiệm mô hình có vẻ như không được tin cậy vì kết quả $\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)} \approx 1$, có vẻ như chỉ có rất ít tải trọng truyền lên đất yếu. Ellis & Aslam chỉ ra rằng, BS 8006 có xu hướng cho kết quả σ_s hơi nhỏ khi H lớn.

Phương pháp Terzaghi ban đầu cho kết quả $\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)}$ tăng khi H tăng, nhưng cuối cùng có xu hướng tiệm cận bằng 2-3 cho các khối đắp cao và hệ số áp lực đất $k < 1.0$.

Nhiều công trình nghiên cứu gần đây của Potts & Zdravkovic (2008) chỉ ra rằng $K=1.0$ phù hợp với mô hình PTHH và cho kết quả $\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)} \approx 1$ khi chiều cao khối đắp trung bình và cao.

Từ kết quả thí nghiệm mô hình, các tác giả đi đến kết luận:

+ $\frac{H}{s-a} < 0,5$: Ứng suất lên đất nền là không giảm đi do không xuất hiện vòm và tồn tại sự chênh lệch lún tại bề mặt khối đắp.

+ $0,5 < \frac{H}{s-a} < 2,0$: Hiệu ứng vòm càng rõ rệt

khi H tăng và hiệu quả tiệm cận đến 1.0. hiện tượng chênh lệch lún trên bề mặt giảm gần như không đáng kể.

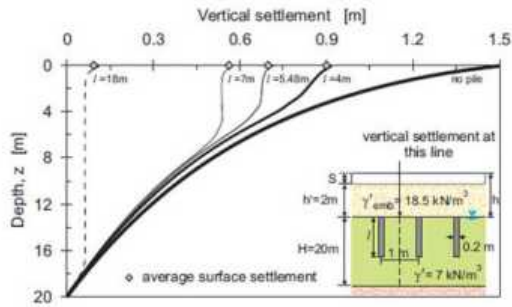
+ $2,0 < \frac{H}{s-a}$: Hiệu ứng vòm đạt hoàn toàn,

hiệu quả gần bằng 1.0 và không xuất hiện lún trên bề mặt khối đắp.

III. QUAN ĐIỂM CỌC TREO LÀM VIỆC NHƯ MỘT KHỐI

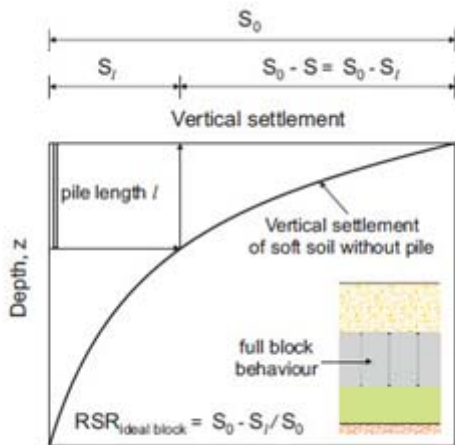
Giống như các phương pháp gia cường nền khác, một nhóm cọc treo trong phạm vi nhất định có thể xem như một khối (block) có chuyển vị giống nhau.

Quan điểm trên chỉ đúng khi cọc có chiều dài nhất định. Hình 5.9 cho thấy, cọc càng dài thì khối nền - cọc càng có xu hướng như một khối đồng nhất.



Hình 7: Chuyển vị thẳng đứng của đất yếu giữa khoảng cách 2 cọc

Vấn đề là tìm được độ dài mà tới đó có thể xem cọc và đất xung quanh là một khối. Bằng phương pháp mô hình toán người ta đã tìm được chiều dài cọc giới hạn để từ đó có thể xem cọc và nền xung quanh làm việc như một khối. Chiều dài cọc giới hạn (L_{crit}) phụ thuộc vào mức độ giảm lún tương đối (Relative Settlement Reduction- RSR) như hình 8.



Hình 8: Cách xác định chỉ số RSR của một block cọc

$RSR = S_0 - S_l/S_0$, trong đó S_0 là độ lún khi không có cọc, S_l là độ lún khi cọc có chiều dài L .

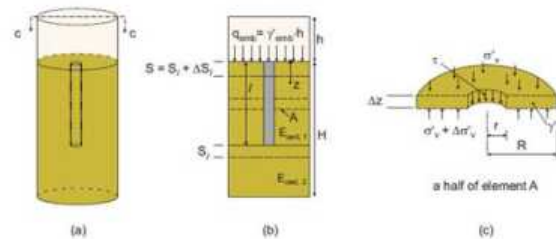
Nghiên cứu đưa ra kết luận sau: với một nền đất đắp chịu tải trọng trên mặt, có thể xem cọc và nền

nư một khối khi chiều dài cọc L đạt $0,75L_{crit}$. Trong đó:

$$L_{crit} = \sqrt{\frac{2(\gamma'_{emb} h + q)}{\beta \gamma'}} \quad (19)$$

γ'_{em} là dung trọng khối đất đắp; q - hoạt tải trên mặt; h chiều cao đất đắp;

$$\beta = \frac{2r}{R^2 - r^2} \cdot K \cdot \sin \varphi'_{soft\ soil}$$

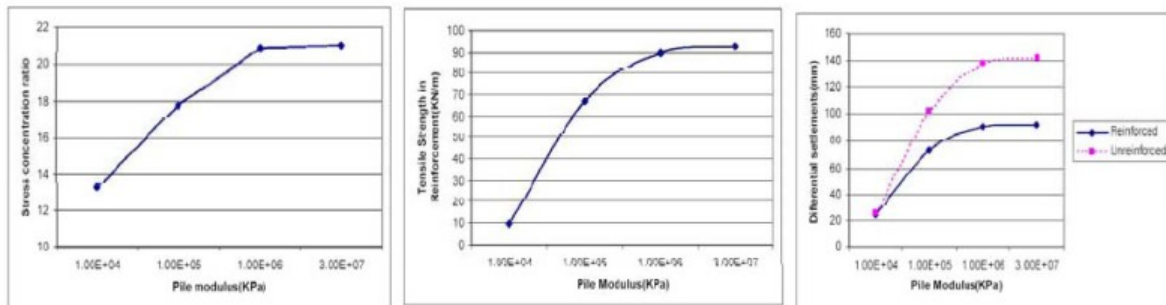


Hình 9: Phân tích lún của một phần tử đất trong khối đắp nền nền cọc treo (a) Một phần tử hình trụ (b) Cắt theo mặt cắt c-c (c) Lực thẳng đứng cân bằng trong một phần tử A.

VI. ẢNH HƯỞNG ĐỘ CỨNG CỦA CỌC

Các phương pháp thiết kế thực hành nhằm tính sự truyền tải đều giả thiết cọc là cứng. Do đó ảnh hưởng của độ cứng cọc sẽ không được xem xét. Sử dụng phương pháp mô hình toán thì ảnh hưởng của độ cứng của cọc có thể đánh giá được. Những nghiên cứu về ảnh hưởng của độ cứng cọc so với độ cứng của đất nền đã được công bố bởi Han&Gabr (2002), Suleiman & nnk (2003); Ganggakhedar (2004).

Các nghiên cứu cho thấy rằng độ cứng của cọc tăng lên sẽ dẫn đến việc tăng hệ số tập trung ứng suất (n) lên đầu cọc tăng sức kéo của vải địa kỹ thuật, tăng mức độ chênh lệch lún Δs tiệm cận đến một giá trị nhất định như trên hình 10.



Hình 10: Ảnh hưởng của độ cứng cọc đến tỉ số tập trung ứng suất, sức kéo trong vải ĐKT và chênh lệch lún (theo Ganggakhedar, 2004)

Độ lún cực đại tại bề mặt khối đắp cũng như tại cao độ đầu mũ cọc và chỉ số hiệu ứng vòm sẽ giảm khi độ cứng của cọc tăng lên.

Ảnh hưởng độ cứng cọc như đã đề cập ở trên có thể bỏ qua (gần như bằng 0) nếu độ cứng (mô đun đàn hồi) của cọc lớn hơn 1000 Mpa và khi chỉ số độ cứng của cọc/độ cứng của đất lớn hơn 200 với những trường hợp đặc biệt, có thể xem như cọc không có lún đầu cọc (non head – setting pile). Cần chú ý rằng, các phân tích trong tài liệu này (ngoại trừ nghiên cứu của Sorulj -2005) đều cố định điều kiện biên tại đáy cọc, mặt bên và đỉnh cọc. Cọc xem như cứng tuyệt đối.

Các bước tính toán như sau:

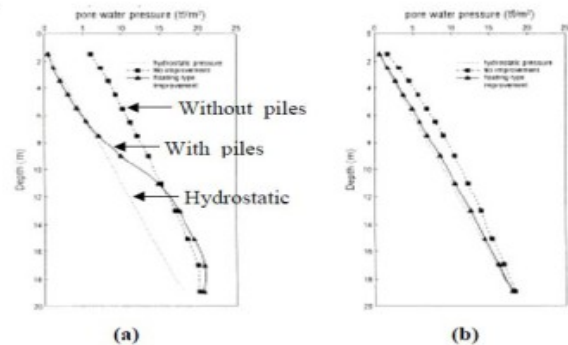
- Tính chiều dài cọc L_{crit}
- Xây dựng đường cong lún do tải trọng đắp và hoạt tải trên mặt (hình 5.10);
- Xác định độ lún $S_L = 0,75L_{crit}$
- Xác định hiệu quả tạo khối thông qua chỉ số RSR. Nếu cọc thực tế có chiều dài lớn hơn $0,75 L_{crit}$ là không kinh tế. Kinh tế nhất là chiều dài cọc nằm trong khoảng (0,3 ~ 0,5) chiều dày lớp đất yếu. Tuy nhiên, ở chiều dài đó vẫn có thể xảy ra lún quá mức, do đó cần cân nhắc trước khi đưa ra lựa chọn cuối cùng dựa trên so sánh kinh tế - kỹ thuật.

V. QUAN ĐIỂM VỀ KHỐI ĐẮP TRÊN NỀN CỌC TREO

Các nghiên cứu về cọc treo hiện còn rất ít ỏi. Các nghiên cứu trước đây đều cố gắng tập trung vào việc so sánh hoặc nâng cao các phương pháp thực hành hiện có, tập trung vào mô hình cọc chống trên nền cứng (không lún). Tuy nhiên, cũng có thể vì còn thiếu kinh nghiệm hoặc thiếu tin tưởng vào việc thiết kế trên nền cọc treo mặc dù trong thực tế đã có nhiều dự án xử lý bằng cọc treo

Miki và Nozu (2004) đã tiến hành một nghiên cứu về xử lý bằng cọc treo bằng phương pháp phân tử hữu hạn. Các cọc được đặt sâu 12m trong nền sét yếu có chiều dày 20m, nghiên cứu tập trung vào ảnh

hưởng của việc sử dụng cọc treo về mặt lún bề mặt và sự thay đổi áp lực nước lỗ rỗng. Kết quả tính chỉ ra rằng, có một sự cải thiện về lún đáng kể (hơn 60%) sau một tháng kể từ khi kết thúc xây dựng khi so sánh giữa nền có cọc và không có cọc (lún khi không có cọc khoảng 1.1m) (hình 11). Mức độ cải thiện tăng lên theo thời gian. Nghiên cứu cũng cho thấy rằng, tải trọng của khối đắp không ảnh hưởng đến các vùng đất xung quanh móng cọc treo.



Hình 11: Phân bố áp lực nước lỗ rỗng trong đất sét tại điểm tim khối đắp (a) ngay sau khi kết thúc xây dựng (b) sau 2 năm

Poulos (2007) đã đề xuất một biểu đồ và trình tự thiết kế các nền đắp trên nền cọc treo, mục đích ban đầu là để thiết kế cho một công trình trên nền đất sét vùng vịnh biển ở Malaysia.

VI. KẾT LUẬN

Gần đây việc áp dụng công nghệ gia cố nền khối đắp bằng cọc bê tông cốt thép, cọc xi măng đất đang được ứng dụng nhiều. Tuy nhiên khái niệm về hiệu ứng vòm trong khối đắp đầu cọc chưa được hiểu biết đầy đủ. Do đó việc thiết kế còn dễ xảy ra sai sót. Bài báo này trình bày những vấn đề chính có liên quan đến việc thiết kế khối đắp trên nền cọc. Một số vấn đề khác như: phạm vi đóng cọc, tính toán độ bền vôi ĐKT, ảnh hưởng của phương pháp hạ cọc, ảnh hưởng lâu dài đến chênh lệch lún và nứt bề mặt.v.v. cũng đã được nhiều tác giả nghiên cứu. Vì khuôn khổ bài báo này có hạn nên sẽ được tiếp tục trình bày trong một dịp khác.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1]. Hướng dẫn địa kỹ thuật trong xây dựng công trình thủy lợi trên nền đất yếu, Báo cáo đề tài do Viện Thủy công thực hiện.
- [2]. Syawal Satibi, Numerical Analysis and Design Criteria of Embankment on floating piles, Stuttgart University, 2009.
- [3]. Syawal Sabiti, Raymond van der Meij, Embankment piles analysis, Institute of Geotechnical Engineering, University of Stuttgart, July 2007.
- [4]. Yau Zhuang, Numerical Modelling of arching in piled embankment, Ph.D thesis in University of Nottingham, Oct 2009.