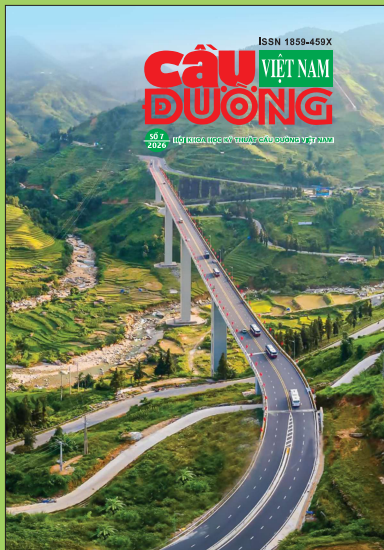




PHÓ CHỦ TỊCH
HỘI KHKT CẦU ĐƯỜNG VIỆT NAM
PHỤ TRÁCH TẠP CHÍ
PGS.TS. Hoàng Hà

HỘI ĐỒNG BIÊN TẬP
PGS.TS. Hoàng Hà
TS. Nguyễn Văn Nhân
PGS.TS. Tống Trần Tùng
PGS.TS. Doãn Minh Tâm
GS.TS. Nguyễn Ngọc Long
PGS.TS. Nguyễn Hoàng Long
GS.TS. Trần Đức Nhiệm
PGS.TS. Phạm Duy Hòa
PGS.TS. Lê Văn Châm
ThS. Phạm Quốc Cường

TRỤ SỞ TẠP CHÍ
Địa chỉ tòa soạn: Số 25 TT Sư 361, ngõ 37,
Nguyễn Bá Khoản, phường Yên Hòa,
Thành phố Hà Nội
Hotline: 0818547216
Email: cauduong308@gmail.com
Website: hkhktcd.vn

Giấy phép hoạt động báo chí in:

Số 35/GP-BVHTTDL do bộ Văn hóa, Thể thao
và Du lịch cấp ngày 09/05/2025.

TK: 030.01.01.000762.2 Ngân hàng Thương mại
cổ phần Hàng hải Việt Nam - Chi nhánh Hà Nội.
MST: 01.00844744

- TẠP CHÍ CẦU ĐƯỜNG VIỆT NAM LÀ CƠ QUAN NGÔN LUẬN CỦA HỘI KHKT CẦU ĐƯỜNG VIỆT NAM.
- BÀI VỞ, HÌNH ẢNH IN TRONG TẠP CHÍ ĐỀU CÓ THỂ ĐƯỢC PHỔ BIẾN RỘNG RÃI HOẶC IN LẠI NHƯNG PHẢI HOÀN TOÀN DO TẠP CHÍ CÙNG CÁC TÁC GIẢ GIỮ BẢN QUYỀN.

GIÁ: HAI MƯƠI NĂM NGÀN ĐỒNG

TẠP CHÍ XUẤT BẢN HÀNG THÁNG

MỤC LỤC

Năm thứ 30
Số 7 - 2026

KHOA HỌC CÔNG NGHỆ

PHÂN TÍCH ỔN ĐỊNH MÁI TA-LUY
NỀN ĐƯỜNG CHỊU TẢI TRỌNG XE
VÀ ĐỘNG ĐẤT BẰNG THUẬT TOÁN
DI TRUYỀN

Huỳnh Văn Quân

Phạm Thiên Trí

Nguyễn Văn Du* **3**

SLOPE STABILITY ANALYSIS OF
ROAD EMBANKMENTS UNDER
VEHICLE AND EARTHQUAKE
LOADS USING A GENETIC
ALGORITHM

NGHIÊN CỨU ĐỊNH LƯỢNG
SỰ SUY GIẢM SỨC CHỊU TẢI
CỦA MÓNG CỌC TRONG NỀN ĐẤT
BẢO HOÀ NƯỚC DƯỚI TÁC ĐỘNG
ĐỘNG ĐẤT: ỨNG DỤNG CHO KHU
VỰC VEN SÔNG HỒNG, HÀ NỘI

Phí Hồng Thịnh,*

Nguyễn Bá Đồng

Giang Kiên Trung

Nguyễn Văn Phóng **8**

QUANTIFYING THE REDUCTION IN
BEARING CAPACITY OF PILE
FOUNDATIONS IN SATURATED
SOILS UNDER EARTHQUAKE
LOADING: APPLICATION TO THE
RED RIVER BANK AREA, HANOI

NGHIÊN CỨU ĐẶC TÍNH MÔ ĐUN
ĐÀN HỒI VÀ ĐỘ MÀI MÒN CỦA
BÊ TÔNG CÁT BIẾN - TRO BAY
ỨNG DỤNG TRONG KẾT CẤU MẶT
ĐƯỜNG GIAO THÔNG

ThS. Nguyễn Quốc Trúc **14**

EXPERIMENTAL STUDY ON THE
MODULUS OF ELASTICITY AND
ABRASION RESISTANCE OF SEA
SAND - FLY ASH CONCRETE FOR
ROAD PAVEMENT STRUCTURES

ĐÁNH GIÁ HIỆU QUẢ GIẢI PHÁP XỬ
LÝ SỤT LÚN CÔNG TRÌNH PHỤC
VỤ SẢN XUẤT KHO THAN G9 DỰA
TRÊN SỐ LIỆU QUAN TRẮC DỊCH
ĐỘNG VÀ PHƯƠNG PHÁP MÔ
HÌNH SỐ

ThS. Phạm Thu Trang **20**

RESEARCH ON PROPOSED
REMEDIAL MEASURES FOR
GROUND SETTLEMENT AT THE
G9 COAL STOCKPILE FACILITY OF
CAM PHA PORT AND LOGISTICS
COMPANY, QUANG NINH
PROVINCE

NGHIÊN CỨU ĐỊNH LƯỢNG SỰ SUY GIẢM SỨC CHỊU TẢI CỦA MÓNG CỌC TRONG NỀN ĐẤT BÃO HÒA NƯỚC DƯỚI TÁC ĐỘNG ĐỘNG ĐẤT: ỨNG DỤNG CHO KHU VỰC VEN SÔNG HỒNG, HÀ NỘI

PHÍ HỒNG THỊNH*

NGUYỄN BÁ ĐỒNG

Trường Đại học Giao thông vận tải

GIANG KIÊN TRUNG

Trường Đại học Khoa học Tự nhiên - Đại học Quốc gia Hà Nội

NGUYỄN VĂN PHÓNG

Trường Đại học Mở - Địa chất

* Email: thinhph@utc.edu.vn

Phản biện: TS. Nguyễn Anh Tuấn

TS. Nguyễn Công Định

TÓM TẮT

Bài báo trình bày phương pháp đánh giá định lượng sự suy giảm sức chịu tải của móng cọc khoan nhồi trong nền đất bão hòa nước dưới tác động của động đất. Khác với phương pháp tra bảng thực nghiệm, nghiên cứu thiết lập mối liên hệ giữa tỷ số áp lực nước lỗ rỗng dư (R_u), hệ số suy giảm độ bền (I_{red}) và các hệ số điều kiện làm việc của đất nền (γ_{eq1} , γ_{eq2}) trên cơ sở lý thuyết ứng suất hữu hiệu. Phương pháp được áp dụng cho móng cọc khu vực cầu Nhật Tân (Hà Nội) với sáu kịch bản gia tốc nền cực đại (PGA) từ 0,05g đến 0,25g. Kết quả cho thấy, tại PGA = 0,0819g, lớp cát bão hòa ở độ sâu 6,0-10,0 m xảy ra hóa lỏng hoàn toàn, làm suy giảm gần như hoàn toàn sức kháng ma sát dọc thân cọc. Khi PGA tăng từ 0,05g lên 0,25g, sức chịu tải của cọc giảm từ 0,7% đến 41,3%; trong đó, sức kháng ma sát dọc thân cọc suy giảm mạnh nhất (đến 87%), còn sức kháng mũi cọc đặt trong lớp cát chặt hầu như không thay đổi. Kết quả nghiên cứu khẳng định vai trò của tầng đất đặt mũi cọc đối với khả năng chịu tải của móng và cung cấp cơ sở định lượng phục vụ thiết kế móng cọc kháng chấn trong điều kiện địa chất ven sông.

Từ khóa: Hóa lỏng đất, sức chịu tải móng cọc, tỷ số áp lực nước lỗ rỗng dư, động đất, ven sông Hồng, SPT, vận tốc sóng cắt.

ABSTRACT

This paper presents a quantitative method for evaluating the reduction in the bearing capacity of bored pile foundations embedded in saturated soils under earthquake loading. Unlike conventional approaches that rely on empirical lookup tables, the proposed method establishes a direct relationship between the excess pore water pressure ratio (R_u), the strength reduction factor (I_{red}), and the soil reduction factors (γ_{eq1} and γ_{eq2}) based on the effective stress principle. The method was applied to the pile foundation of the Nhat Tan Bridge area (Hanoi, Vietnam) under six peak ground acceleration (PGA) scenarios ranging from 0.05g to 0.25g. The results indicate that, at PGA = 0.0819g, the saturated sand layer at depths of 6-10 m undergoes complete liquefaction, resulting in an almost complete loss of shaft resistance within this depth interval. As PGA increases from 0.05g to 0.25g, the overall pile bearing capacity decreases by 0.7%-41.3%. Shaft resistance exhibits the greatest reduction, decreasing by up to 87%, whereas the end-bearing resistance of the pile socketed in the dense sand layer remains nearly unchanged. The findings highlight the critical role of the bearing stratum in maintaining pile capacity during earthquakes and provide a quantitative basis for the seismic design of pile foundations in alluvial deposits.

Keywords: Soil liquefaction, pile bearing capacity, excess pore water pressure ratio, earthquake, Red River bank, SPT, shear wave velocity.

1. ĐẶT VẤN ĐỀ

Trong những thập kỷ gần đây, hoạt động động đất đã được ghi nhận tại nhiều khu vực ở Việt Nam, đặc biệt là Tây Bắc, miền Trung và Tây Nguyên. Mặc dù phần lớn các trận động đất ở nước ta có cường độ

trung bình, nhiều trận động đất lớn trên thế giới đã cho thấy hiện tượng hóa lỏng nền đất là một trong những nguyên nhân chính gây mất ổn định nền móng và phá hoại công trình (Seed và Idriss, 1971 [11]; Youd và nnk., 2001 [12]; Idriss và Boulanger, 2008 [5]). Vì

vậy, việc nghiên cứu định lượng ảnh hưởng của động đất đến khả năng làm việc của móng cọc, đặc biệt trong điều kiện nền đất bão hòa nước, có ý nghĩa quan trọng đối với thiết kế và bảo đảm an toàn công trình.

Khu vực hạ lưu sông Hồng, đặc biệt là dải ven sông thuộc địa phận Hà Nội, có điều kiện địa chất công trình nhạy cảm với hiện tượng hóa lỏng do các trầm tích Đệ tứ bão hòa nước có chiều dày lớn, kết cấu rời đến chặt vừa và mực nước ngầm nông. Trong bối cảnh khu vực này đang phát triển mạnh các công trình cầu, cống và nhà cao tầng, việc đánh giá sự suy giảm sức chịu tải của móng cọc dưới tác động của động đất có ý nghĩa quan trọng nhằm bảo đảm an toàn và độ tin cậy của công trình.

Các tiêu chuẩn hiện hành như TCVN 9386:2025 [2] và TCVN 10304:2025 [3] đã đề cập đến thiết kế móng cọc trong nền đất có khả năng hóa lỏng. Tuy nhiên, việc xác định các hệ số điều kiện làm việc của đất nền (γ_{eq1} , γ_{eq2}) vẫn chủ yếu dựa trên bảng tra thực nghiệm và chưa phản ánh trực tiếp ảnh hưởng của tỷ số áp lực nước lỗ rỗng dư đến sự suy giảm cường độ đất. Bài báo đề xuất phương pháp đánh giá sự suy giảm sức chịu tải của móng cọc dựa trên tỷ số áp lực nước lỗ rỗng dư (R_u) và hệ số suy giảm độ bền (I_{red}), kết hợp với đánh giá hóa lỏng theo N_{SPT} và V_s . Phương pháp được áp dụng cho khu vực ven sông Hồng, Hà Nội, góp phần hoàn thiện cơ sở tính toán và thiết kế móng cọc kháng chấn trong điều kiện địa chất Việt Nam.

2. CƠ SỞ LÝ THUYẾT VÀ PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

2.1. Cơ sở xác định sự suy giảm sức kháng cắt của đất dưới tác động của động đất

Dưới tác động của tải trọng động do động đất, áp lực nước lỗ rỗng dư (Δu) trong đất bão hòa tăng lên, làm giảm ứng suất hữu hiệu (σ'), từ đó suy giảm sức kháng cắt của đất và sức chịu tải của nền móng. Tỷ số áp lực nước lỗ rỗng dư ($R_u = \Delta u / \sigma'$) được sử dụng để định lượng mức độ ảnh hưởng của động đất đến trạng thái cơ lý của đất nền.

Sức kháng cắt của đất trong điều kiện ứng suất hữu hiệu được xác định theo tiêu chuẩn bền Mohr-Coulomb:

$$\tau' = \sigma' \tan \phi' + c' \quad (1)$$

trong đó, τ' là sức kháng cắt hữu hiệu của đất (kPa); σ' là ứng suất pháp hữu hiệu (kPa); ϕ' là góc ma sát trong hữu hiệu (độ); c' là cường độ lực dính hữu hiệu (kPa).

Khi xuất hiện Δu , ứng suất hữu hiệu của đất giảm theo biểu thức:

$$\sigma'_{red} = \sigma' - \Delta u \quad (2)$$

Khi đó, sức kháng cắt của đất trong điều kiện động đất được xác định:

$$\tau'_{red} = (\sigma' - \Delta u) \tan \phi' + c' \quad (3)$$

Thiết lập hệ số suy giảm độ bền của đất:

$$I_{red} = \tau'_{red} / \tau' \quad (4)$$

Sau khi biến đổi theo tỷ số R_u và hệ số đặc trưng lực dính $F = c' / (\sigma' \tan \phi')$, thu được:

$$I_{red} = \frac{1 - R_u + F}{1 + F} \quad (5)$$

Đối với đất rời ($c' \approx 0$), biểu thức được đơn giản hoá:

$$I_{red} = 1 - R_u \quad (6)$$

Hệ số I_{red} thay đổi từ 0 đến 1, phản ánh mức độ suy giảm sức kháng cắt của đất dưới tác động động đất. Khi $R_u = 0$, $I_{red} = 1$, đất không bị suy giảm độ bền; ngược lại, khi $R_u = 1$, $I_{red} = 0$, ứng suất hữu hiệu bị triệt tiêu và đất chuyển sang trạng thái hóa lỏng [10].

Đối với đất rời, sức kháng cắt trong điều kiện động đất có thể biểu diễn thông qua góc ma sát trong hiệu chỉnh ϕ_{red} [10]:

$$\tan \phi_{red} = I_{red} \tan \phi' \quad (7)$$

$$\text{và: } \tau'_{red} = I_{red} \tau' \quad (8)$$

Biểu thức này là cơ sở để hiệu chỉnh sức kháng mũi và sức kháng ma sát dọc thân cọc trong điều kiện động đất, đặc biệt đối với các vùng trầm tích bão hòa nước như khu vực ven sông Hồng.

2.2. Phương pháp tính sức chịu tải cọc trong nền đất nhạy cảm với động đất

Trong các khu vực có nền đất nhạy cảm với động đất, đặc biệt là đất cát bão hòa và đất sét yếu, sự suy giảm sức kháng cắt của đất sẽ làm giảm đáng kể sức chịu tải của móng cọc. Theo TCVN 10304:2025 [3], sức chịu tải của cọc ma sát trong điều kiện tĩnh được xác định bằng tổng sức kháng mũi và ma sát dọc thân cọc:

$$R_k = \gamma_c (\gamma_{R,R} q_b A + u \sum \gamma_{R,f} f_i h_i) = Q_b + \sum Q_{si} \quad (9)$$

trong đó, q_b là sức kháng mũi cọc (kPa); f_i là sức kháng ma sát dọc thân cọc của lớp thứ i (kPa); A là diện tích mũi cọc (m^2); u là chu vi cọc (m); h_i là chiều dày lớp đất thứ i (m); $\gamma_{R,R}$ và $\gamma_{R,f}$ là hệ số điều kiện làm việc của đất nền; γ_c là hệ số điều kiện làm việc của cọc trong đất (thường lấy bằng 1,0); Q_b là sức kháng mũi cọc (kN); và Q_{si} là sức kháng ma sát dọc thân cọc của lớp đất thứ i (kN).

Khi xét đến tác động của động đất, sức kháng mũi và sức kháng ma sát dọc thân cọc được hiệu chỉnh thông qua các hệ số suy giảm điều kiện làm việc của đất nền γ_{eq1} và γ_{eq2} :

$$R_{k,eq} = \gamma_c (\gamma_{eq1} \gamma_{R,R} q_b A + \gamma_{eq2} u \sum \gamma_{R,f} f_i h_i) = Q_{b,eq} + \sum Q_{si,eq} \quad (10)$$

Theo TCVN 10304:2025, các hệ số γ_{eq1} và γ_{eq2} chủ yếu được xác định bằng phương pháp tra bảng thực nghiệm. Tuy nhiên, cách tiếp cận này chưa phản ánh đầy đủ ảnh hưởng của trạng thái ứng suất hữu hiệu và tỷ số áp lực nước lỗ rỗng dư. Trong nghiên cứu này, các hệ số suy giảm được xác định trực tiếp thông qua hệ số I_{red} :

$$\gamma_{eq1} = \frac{q_{b(eq)}}{q_b} \quad (11)$$

$$\gamma_{eq2} = \frac{f_{i(eq)}}{f_i} \quad (12)$$

Đối với đất rời, sức kháng mũi cọc phụ thuộc vào hệ số N_q :

$$q_b = \sigma' \cdot N_q \quad (13)$$

$$N_q = e^{\pi \tan \phi} \tan^2(45^\circ + \phi'/2) \quad (14)$$

Khi có động đất:

$$q_{b(eq)} = \sigma'_{red} \cdot N_{q(eq)} \quad (15)$$

$$N_{q(eq)} = e^{\pi \tan \phi_{red}} \tan^2(45^\circ + \phi_{red}/2) \quad (16)$$

Trong đó, ϕ_{red} được xác định theo biểu thức (7). Trên cơ sở đó, hệ số suy giảm sức kháng mũi cọc được xác định theo biểu thức:

$$\gamma_{eq1} = \frac{N_{q(eq)}}{N_q} = e^{(I_{red}-1)\pi \tan \phi'} \cdot \frac{\tan^2(45^\circ + \frac{\phi_{red}}{2})}{\tan^2(45^\circ + \frac{\phi'}{2})} \quad (17)$$

Đối với ma sát thành cọc:

$$f_i = \sigma'_i \tan \phi' \quad (18)$$

$$f_{i(eq)} = \sigma'_i \tan \phi'_{red} \quad (19)$$

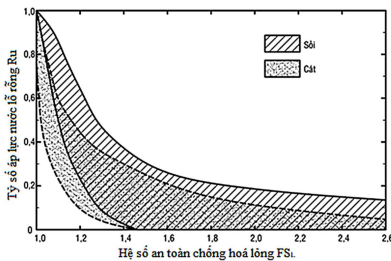
Suy ra:

$$\gamma_{eq2} = \frac{f_{i(eq)}}{f_i} = \frac{\tan \phi_{red}}{\tan \phi'} = I_{red} \quad (20)$$

Như vậy, hệ số suy giảm ma sát dọc thân cọc tỷ lệ trực tiếp với I_{red} , trong khi hệ số suy giảm sức kháng mũi cọc phụ thuộc vào sự thay đổi của hệ số N_q theo góc ma sát trong hiệu chỉnh. Quy trình tính toán thiết lập mối liên hệ $R_u \rightarrow I_{red} \rightarrow \phi_{red} \rightarrow \gamma_{eq1}, \gamma_{eq2} \rightarrow R_{k,eq}$ cho phép dự báo định lượng sức chịu tải cọc dưới tác động của động đất, thay cho phương pháp tra bảng thực nghiệm.

2.3. Xác định R_u và FS_L theo SPT và V_s

Tỷ số áp lực nước lỗ rỗng dư (R_u) được xác định từ hệ số an toàn chống hóa lỏng (FS_L) thông qua quan hệ thực nghiệm. Theo Dickenson và nnk. (2002) [7], khi FS_L giảm, R_u tăng nhanh và tiến tới 1, tương ứng với trạng thái hóa lỏng hoàn toàn (Hình 1).



Hình 1. Quan hệ giữa R_u và FS_L đối với đất rời bão hòa (Dickenson và nnk., 2002 [7])

FS_L được xác định theo phương pháp Seed - Idriss [11]:

$$FS_L = CRR/CSR \quad (21)$$

trong đó, CRR là tỷ số sức kháng cắt chu kỳ của đất, còn CSR là tỷ số ứng suất cắt chu kỳ do động đất gây ra.

Theo Youd và nnk. (2001) [12], CSR được xác định theo biểu thức:

$$CSR = 0,65 \cdot (a_{max}/g) \cdot (\sigma'_v/\sigma'_v) \cdot r_d \quad (22)$$

trong đó, a_{max} là gia tốc nền cực đại (m/s^2); g là gia tốc trọng trường ($9,81 m/s^2$); σ'_v và σ'_v lần lượt là ứng suất tổng và ứng suất hữu hiệu (kPa); r_d là hệ số giảm ứng suất theo chiều sâu.

CRR được xác định theo hai phương pháp: xuyên tiêu chuẩn (SPT) và vận tốc sóng cắt (V_s).

Theo SPT, CRR được xác định từ giá trị xuyên tiêu chuẩn hiệu chỉnh [4, 12]:

$$CRR = CRR_{M=7,5} \cdot K_\sigma \cdot K_\alpha \cdot MSF \quad (23)$$

$$CRR_{M=7,5} = \exp \left[\frac{(N_1)_{60CS}}{14,1} + \left(\frac{(N_1)_{60CS}}{126} \right)^2 - \left(\frac{(N_1)_{60CS}}{23,6} \right)^3 + \left(\frac{(N_1)_{60CS}}{25,4} \right)^4 - 2,8 \right] \quad (24)$$

trong đó, $(N_1)_{60CS}$ là giá trị sức kháng xuyên N_{spt} đã hiệu chỉnh đồng thời về áp lực địa tầng và hàm lượng hạt mịn (FC); K_σ là hệ số hiệu chỉnh áp lực phủ; K_α là hệ số hiệu chỉnh độ nghiêng thiết bị hoặc địa hình; MSF là hệ số hiệu chỉnh độ lớn động đất.

Theo Idriss (1999) [8],

$$MSF = 6,9 \cdot \exp(-M_w/4) - 0,06 \quad (25)$$

Theo V_s , CRR được xác định theo công thức Andrus và Stokoe (2000) [6]:

$$CRR = \left[0,022 \left(\frac{V_{s1}}{100} \right)^2 + 2,8 \left(\frac{1}{V_{s1}^*} - \frac{1}{V_{s1}} \right) \right] \cdot MSF \quad (26)$$

$$V_{s1} = V_s \cdot \left(\frac{P_a}{\sigma'_{v0}} \right)^{0,25} \quad (24)$$

trong đó V_s là vận tốc sóng cắt đo được (m/s); V_{s1} là vận tốc sóng cắt hiệu chỉnh (m/s); V_{s1}^* là vận tốc giới hạn phụ thuộc hàm lượng hạt mịn (m/s); P_a là áp suất khí quyển tiêu chuẩn (xấp xỉ 100 kPa).

Trong quy trình tính toán, CRR được xác định theo cả SPT và V_s , sau đó chọn giá trị bất lợi hơn để đảm bảo

an toàn. Từ CRR và CSR, xác định FS_L theo biểu thức (21), sau đó sử dụng biểu đồ Dickenson (Hình 1) để xác định R_u . Giá trị R_u được dùng để tính hệ số suy giảm độ bền I_{red} theo biểu thức (6), làm cơ sở xác định các hệ số γ_{eq1} , γ_{eq2} và sức chịu tải cọc trong điều kiện động đất.

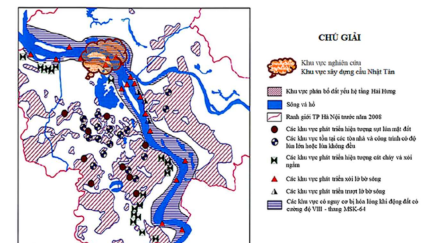
Quy trình này thiết lập mối liên kết trực tiếp giữa đánh giá hóa lỏng nền đất và xác định sự suy giảm sức chịu tải móng cọc, tạo cơ sở cho phương pháp tính toán định lượng phù hợp với điều kiện địa chất ven sông Hồng, Hà Nội và các khu vực trầm tích bão hòa nước tương tự.

3. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

3.1. Lý do lựa chọn khu vực nghiên cứu

Khu vực ven sông Hồng, Hà Nội được đặc trưng bởi trầm tích bồi tích Đệ tứ bão hòa nước gồm bùn sét, sét pha và cát bụi, có độ rỗng lớn, sức kháng cắt thấp và mực nước ngầm nông, nên dễ xảy ra hiện tượng hoá lỏng dưới tác động của tải trọng động đất. Nhiều nghiên cứu trước đây cũng chỉ ra rằng dải bồi tích ven sông có nguy cơ hóa lỏng cao khi xảy ra động đất cấp VIII (MSK-64).

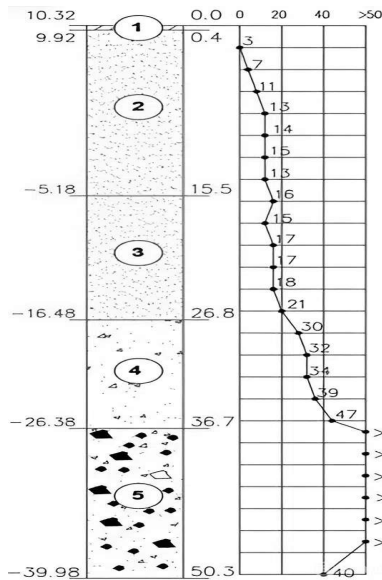
Trong bối cảnh phát triển mạnh các công trình xây dựng, việc đánh giá sự suy giảm sức chịu tải của móng cọc dưới tác động của động đất là cần thiết. Khu vực xây dựng cầu Nhật Tân (phường Phú Thượng, Hà Nội) được lựa chọn làm vị trí nghiên cứu điển hình để định lượng ảnh hưởng của động đất thông qua các chỉ tiêu FS_L , R_u và I_{red} .



Hình 2. Sơ đồ phân bố đất yếu hệ tầng Hải Hưng và các quá trình địa chất ngoại sinh khu vực nghiên cứu (Nguyễn Đức Mạnh, 2010 [9])

3.2. Điều kiện địa chất công trình khu vực nghiên cứu

Theo báo cáo khảo sát địa chất công trình cầu Nhật Tân [13] và báo cáo khảo sát địa vật lý công trình Hanoi Starlake City - B3CC1 Office Building [14], địa tầng khu vực nghiên cứu có đặc trưng trầm tích ven sông, gồm 4 lớp đất chính thuộc nhóm đất rời (Hình 3). Trong đó, các lớp đất cát bão hòa (lớp 2 và 3) có giá trị sức kháng xuyên tiêu chuẩn (N_{SPT}) từ thấp đến trung bình và vận tốc sóng cắt (V_s) nhỏ, nên có nguy cơ hóa lỏng cao khi xảy ra động đất. Mực nước ngầm phân bố nông và biến đổi theo mùa, làm gia tăng khả năng phát sinh áp lực nước lỗ rỗng dư dưới tác động của động đất.



Hình 3. Mặt cắt địa tầng tại trụ P16, cầu Nhật Tân [13]

Mô tả địa tầng:

Lớp 1: Đất lấp - Sét bụi cát, trạng thái dẻo mềm (CL-ML);

Lớp 2: Cát cấp phối kém lẫn bụi - Cát bụi, trạng thái rời rạc đến chặt vừa (SP-SM/ SM);

Lớp 3: Cát cấp phối kém lẫn bụi, trạng thái chặt vừa (SM);

Lớp 4: Cát cấp phối kém, trạng thái chặt (SP-SM);

Lớp 5: Sỏi sạn cấp phối kém, trạng thái chặt đến rất chặt (GP).

Ghi chú:

Phân loại đất theo tiêu chuẩn ASTM D2487-17 [1].

3.3. Điều kiện và trình tự tính toán

Nghiên cứu được thực hiện đối với cọc khoan nhồi đường kính 1,5 m, mũi cọc đặt ở độ sâu 36,0 m (lớp 4), đài cọc ở độ sâu 2,0 m, với mực nước ngầm ở độ sâu 2,0 m. Sáu kích bản gia tốc nền cực đại (PGA) trong khoảng 0,05g-0,25g được xem xét, trong đó PGA = 0,0819g theo TCVN 9386:2025 được chọn làm trường hợp tính toán cơ sở.

Các thông số CSR, CRR, FS_L , R_u , I_{red} , ϕ'_{red} , γ_{eq1} và γ_{eq2} , Q_b và Q_s tính

và động được xác định theo chiều sâu, từ đó tính sức chịu tải tĩnh R_k và động $R_{k,eq}$.

3.4. Kết quả tính toán

Với kích bản KB2 (PGA = 0,0819g), tiến hành tính toán các tham số CSR, CRR, FS_L , R_u , I_{red} , ϕ'_{red} , γ_{eq1} , γ_{eq2} , từ đó xác định sức kháng Q_b và Q_s , sức chịu tải tĩnh (R_k) và sức chịu tải trong điều kiện động đất ($R_{k,eq}$). Kết quả được trình bày trong Bảng 3 và Bảng 4.

Bảng 1. Chỉ tiêu cơ lý của các lớp đất nền tại khu vực nghiên cứu

Lớp đất	Chiều sâu (m)	Trọng lượng thể tích tự nhiên, γ (kN/m ³)	Góc ma sát trong, ϕ' (Độ)	Cường độ lực dính kết, c' (kPa)	Sức kháng xuyên tiêu chuẩn, N_{SPT}	Vận tốc sóng cắt, V_s (m/s)	Hàm lượng hạt mịn, FC (%)
Lớp 1	0,0 - 0,4	17,5	15	12	5 - 6	120	51,2
Lớp 2	0,4 - 15,5	18,0	21 - 29	2	3 - 16	140 - 310	10,6 - 15,9
Lớp 3	15,5 - 26,8	18,5	28 - 31	1	15 - 21	295 - 352	10,9 - 15,2
Lớp 4	26,8 - 36,7	19,0	34 - 39	0	30 - 47	342 - 399	10,1 - 17,6
Lớp 5	36,7 - 50,3	19,5	> 40	0	> 51	> 400	0,2

Bảng 2. Các kích bản PGA đề xuất

STT	Kích bản	PGA (g)	Ý nghĩa
1	KB1	0,0500g	Động đất yếu, kiểm tra độ nhạy
2	KB2	0,0819g	Giá trị theo TCVN 9386:2025 tại khu vực nghiên cứu
3	KB3	0,1000g	Động đất trung bình
4	KB4	0,1500g	Động đất mạnh
5	KB5	0,200g	Động đất mạnh - rất mạnh
6	KB6	0,2500g	Động đất rất mạnh

Bảng 3. Kết quả tính toán FS_L và R_u theo chiều sâu ứng với PGA = 0,0819g

STT	Lớp đất	Z (m)	N_{SPT}	σ_{voi} (kPa)	σ'_{voi} (kPa)	CSR _i	CRR _i theo SPT	CRR _i theo V_{si}	FS_{Li}	R_{ui}
1	2	2,0	3	36,0	36,0	0,052	0,146	0,192	3,66	0,0002
2	2	4,0	7	72,0	52,4	0,071	0,212	0,150	2,12	0,0075
3	2	6,0	11	108,0	68,8	0,080	0,279	0,073	0,92	1,000
4	2	8,0	13	144,0	85,1	0,085	0,287	0,062	0,73	1,000
5	2	10,0	14	180,0	101,5	0,086	0,276	0,074	0,87	1,000
6	2	12,0	15	216,0	117,9	0,083	0,277	0,138	1,66	0,0358
7	2	14,0	13	252,0	134,3	0,080	0,237	0,126	1,58	0,0484
8	2	15,5	16	279,0	141,7	0,080	0,263	0,164	2,05	0,0092
9	3	18,0	15	325,3	173,2	0,069	0,214	0,091	1,32	0,1414
10	3	20,0	17	362,3	185,7	0,066	0,230	0,177	2,67	0,0017
11	3	22,0	17	399,3	203,1	0,061	0,217	0,143	2,32	0,0042
12	3	24,0	18	436,3	220,4	0,058	0,230	0,165	2,84	0,0011
13	3	26,8	21	488,1	252,6	0,054	0,255	0,153	2,81	0,0012
14	4	28,0	30	510,9	247,9	0,057	0,514	0,137	2,41	0,0033
15	4	30,0	32	548,9	274,2	0,054	0,562	0,140	2,61	0,0019
16	4	32,0	34	586,9	292,6	0,053	0,468	0,140	2,63	0,0019
17	4	34,0	39	624,9	310,9	0,053	0,634	0,148	2,77	0,0013
18	4	36,0	47	662,9	329,3	0,054	1,628	0,238	4,45	0,0001

Tổng hợp kết quả của 6 kịch bản PGA cho thấy:

- Sức kháng mũi cọc (Q_b) hầu như không suy giảm do mũi cọc được đặt trong lớp đất chặt, chỉ giảm khoảng 3% ở PGA = 0,25g.

- Sức kháng ma sát dọc thân cọc (Q_s) suy giảm mạnh khi gia tốc nền tăng, giảm tới khoảng 87% tại PGA = 0,25g.

- Sức chịu tải của cọc (R_k) giảm từ khoảng 0,7% (PGA = 0,05g) đến 41,3% (PGA = 0,25g).

3.5. Thảo luận

Kết quả cho thấy ba đặc điểm chính:

(1) Phạm vi hóa lỏng: Các lớp cát bão hòa ở độ sâu 6-10 m có nguy cơ hóa lỏng cao, làm suy giảm gần như hoàn toàn sức kháng ma sát dọc thân cọc ($\gamma_{eq2} \approx 0$).

(2) Cơ chế chịu tải: Khi cường độ động đất tăng, cơ chế làm việc của cọc chuyển từ cọc ma sát - chống sang cọc chống, trong đó sức kháng mũi trở thành thành phần chịu lực chủ yếu.

(3) Ngưỡng an toàn: Với PGA $\leq 0,10g$, sức chịu tải giảm dưới 6,5% và vẫn đáp ứng yêu cầu thiết kế. Khi PGA $> 0,15g$, sức chịu tải giảm 14,5-41,3%, cần xem xét các giải pháp gia cố nền hoặc tăng cường thiết kế móng.

Kết quả cho thấy phương pháp sử dụng R_u và I_{red} cho phép đánh giá định lượng sự suy giảm sức chịu tải móng cọc dưới tác động của động đất, phù hợp với điều kiện địa chất trầm tích ven sông Hồng.

4. KẾT LUẬN

Kết quả nghiên cứu cho phép rút ra một số kết luận chính về sự thay đổi sức chịu tải của móng cọc tại khu vực ven sông Hồng dưới tác động của động đất như sau:

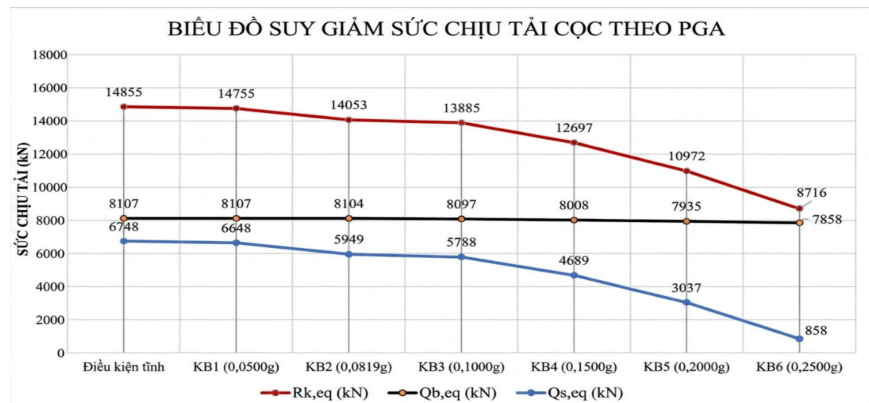
(1) Về phương pháp: Nghiên cứu đã đề xuất quy trình định lượng sự suy giảm sức chịu tải của móng cọc thông qua mối liên hệ giữa R_u , I_{red} và các hệ số điều kiện làm việc của đất nền (γ_{eq1} , γ_{eq2}). Khác

Bảng 4. Kết quả tính toán R_k và $R_{k,eq}$ ứng với PGA = 0,0819g

STT	Lớp đất	Z (m)	γ_{eq1}	γ_{eq2}	Q_b (kN)	Q_s (kN)	R_k (kN)	$Q_{b,eq}$ (kN)	$Q_{s,eq}$ (kN)	$R_{k,eq}$ (kN)
1	2	2,0	-	1,000	-	-	-	-	-	-
2	2	4,0	-	0,993	-	-	-	-	-	-
3	2	6,0	-	0,000	-	-	-	-	-	-
4	2	8,0	-	0,000	-	-	-	-	-	-
5	2	10,0	-	0,000	-	-	-	-	-	-
6	2	12,0	-	0,964	-	-	-	-	-	-
7	2	14,0	-	0,952	-	-	-	-	-	-
8	2	15,5	-	0,991	-	1.658	-	-	917	-
9	3	18,0	-	0,859	-	-	-	-	-	-
10	3	20,0	-	0,998	-	-	-	-	-	-
11	3	22,0	-	0,996	-	-	-	-	-	-
12	3	24,0	-	0,999	-	-	-	-	-	-
13	3	26,8	-	0,999	-	3.545	-	-	2.751	-
14	4	28,0	-	0,997	-	-	-	-	-	-
15	4	30,0	-	0,998	-	-	-	-	-	-
16	4	32,0	-	0,9998	-	-	-	-	-	-
17	4	34,0	-	0,999	-	-	-	-	-	-
18	4	36,0	1,000	1,000	8.107	6.748	14.855	8.104	5.949	14.053

Bảng 5. Tổng hợp kết quả tính toán R_k và $R_{k,eq}$ cho 06 kịch bản PGA đề xuất

STT	Kịch bản	PGA	Q_b (kN)	Q_s (kN)	R_k (kN)	$Q_{b,eq}$ (kN)	$Q_{s,eq}$ (kN)	$R_{k,eq}$ (kN)	Mức độ suy giảm R_k
-	Tĩnh	-	8.107	6.748	14.855	-	-	-	-
1	KB1	0,0500g	-	-	-	8.107	6.648	14.755	0,7%
2	KB2	0,0819g	-	-	-	8.104	5.949	14.053	5,4%
3	KB3	0,1000g	-	-	-	8.097	5.788	13.885	6,5%
4	KB4	0,1500g	-	-	-	8.008	4.689	12.697	14,5%
5	KB5	0,2000g	-	-	-	7.935	3.037	10.972	26,1%
6	KB6	0,2500g	-	-	-	7.858	858	8.716	41,3%



Hình 4. Tổng hợp kết quả tính toán Q_b , Q_s , R_k và $Q_{b,eq}$, $Q_{s,eq}$, $R_{k,eq}$ cho 06 kịch bản PGA đề xuất

với phương pháp tra bảng truyền thống, cách tiếp cận này phản ánh trực tiếp ảnh hưởng của trạng thái ứng suất hữu hiệu và cho phép đánh giá liên tục theo cường độ động đất.

(2) Về hiện tượng hóa lỏng: Với gia tốc nền thiết kế $PGA = 0,0819g$, lớp đất cát bão hòa ở độ sâu khoảng 6-10 m xảy ra hóa lỏng hoàn toàn ($R_u \approx 1$), dẫn đến sự suy giảm gần như hoàn toàn sức kháng ma sát dọc thân cọc trong phạm vi này. Hiện tượng hóa lỏng làm thay đổi đáng kể điều kiện làm việc của móng cọc, từ đó ảnh hưởng đến khả năng chịu tải và mức độ ổn định của công trình.

(3) Về sự suy giảm sức chịu tải: Dưới tác động của động đất, sức chịu tải của cọc suy giảm từ khoảng 5,4% ở điều kiện động đất thiết kế đến 41,3% trong kịch bản động đất mạnh ($PGA = 0,25g$). Trong đó, sức kháng ma sát thân cọc (Q_s) suy giảm rất mạnh, lên tới khoảng 87%, trong khi sức kháng mũi cọc (Q_p) đặt trong lớp đất chặt chỉ giảm khoảng 3%, hầu như vẫn được duy trì và trở thành thành phần chịu lực chi phối của móng cọc trong điều kiện động đất.

(4) Về khuyến nghị kỹ thuật: Việc đặt mũi cọc vào lớp đất cát chặt ở độ sâu khoảng 36 m là giải pháp hợp lý, giúp duy trì khả năng chịu

tải của móng ngay cả trong các kịch bản động đất mạnh. Quy trình đánh giá được đề xuất là cơ sở hữu ích cho thiết kế móng cọc kháng chấn, đồng thời hỗ trợ lựa chọn chiều sâu đặt mũi cọc phù hợp nhằm nâng cao độ an toàn và hiệu quả của công trình trong điều kiện địa chất trầm tích ven sông.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được Trung tâm hỗ trợ nghiên cứu Châu Á - ĐHQGHN tài trợ từ nguồn kinh phí của Viện Nghiên cứu cao cấp CHEY, mã số CA.24.10A.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

I. Tiêu chuẩn thiết kế

1. ASTM D2487-17 (2017). Standard Practice for Classification of Soils for Engineering Purposes (Unified Soil Classification System). ASTM International, West Conshohocken, PA.
2. Bộ Khoa học và Công nghệ (2025). TCVN 9386:2025: Thiết kế công trình chịu động đất. Viện Tiêu chuẩn Chất lượng Việt Nam, Hà Nội.
3. Bộ Khoa học và Công nghệ (2025). TCVN 10304:2025: Thiết kế móng cọc. Viện Tiêu chuẩn Chất lượng Việt Nam, Hà Nội.

II. Sách và Tài liệu hướng dẫn

4. AGMU - All Geotechnical Manual User (2010). AGMU Memo 10.1 - Liquefaction Analysis - Design Guide.
5. Idriss, I. M., & Boulanger, R. W. (2008). Soil Liquefaction During Earthquakes. Earthquake Engineering Research Institute (EERI), Monograph MNO-12.

III. Bài báo và Công trình nghiên cứu

6. Andrus, R. D., & Stokoe, K. H. (2000). Liquefaction resistance of soils from shear-wave velocity. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 126(11), 1015-1025.
7. Dickenson, S. E., McCullough, N. J., Barkau, M. G., & Wavras, B. J. (2002). Assessment and Mitigation of Liquefaction Hazards to Bridge Approach Embankments in Oregon. Oregon Department of Transportation, Research Group.

8. Idriss, I. M. (1999). An update to the Seed-Idriss simplified procedure for evaluating liquefaction potential. Proceedings, TRB Workshop on New Approaches to Liquefaction, Publication No. FHWA-RD-99-165.

9. Нгуен Дык Мань (2010). Инженерно-геологическое обеспечение освоения подземного пространства г. Ханоя (Вьетнам): Автореф. дис. ... канд. геол.-минер. наук. СПб.

10. Nguyễn Văn Phóng (2023). Nghiên cứu tính chất cơ học động của đất phục vụ thiết kế nền móng tháp điện gió, áp dụng cho khu vực ven biển Sóc Trăng. Báo cáo tổng kết đề tài khoa học và công nghệ cấp Bộ mã số B2022-MDA-14, Trường Đại học Mở - Địa chất, Hà Nội.

11. Seed, H. B., & Idriss, I. M. (1971). Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 97(9), 1249-1273. <https://doi.org/10.1061/jsfeaq.0001662>.

12. Youd, T. L., et al. (2001). Liquefaction resistance of soils: Summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 127(10), 817-833. DOI: 10.1061/(ASCE)1090-0241(2001)127:10(817).

IV. Tài liệu khảo sát

13. Công ty CP Tư vấn Đầu tư và Xây dựng Công trình Trường Phát (2009). Báo cáo khảo sát địa chất công trình dự án xây dựng cầu Nhật Tân, Hà Nội.
14. JR22 VIET Co., Ltd (2024). Geophysical Survey Report for Hanoi Starlake City - B3CC1 Office Building Project, Hanoi.

Ngày nhận bài: 13/04/2026; Ngày chấp nhận đăng: 05/05/2026