

基于标准贯入试验的液化判别方法对 深埋砂土适用性研究

范 猛^{1,2}, 李敬军^{1,2}, 杨正权^{1,2}, 刘小生^{1,2}, 朱凯斌^{1,2}, 赵剑明^{1,2}

(1. 中国水利水电科学研究院 流域水循环模拟与调控国家重点实验室, 北京 100038;

2. 水利部水工程抗震与应急支持工程技术研究中心, 北京 100048)

摘 要: 我国水利工程建设面临着强震、深厚覆盖层的复杂环境条件, 深埋砂土的液化判别问题日益突出, 但现有的基于标准贯入试验 (standard penetration test, 简称 SPT) 的液化判别方法均具有一定的深度适用范围, 无法与目前的工程需求相匹配。分析了国内外基于 SPT 液化判别方法的差异, 总结了砂土液化的 3 个主要影响因素: 土体环境、土体性质、动荷载, 并探究了各因素对计算结果的影响。同时, 在理想场地条件下, 计算了不同方法下深埋砂土的临界标贯曲线。结果表明: 由于参数计算方法不同, 各方法在相同埋深下的临界标贯击数存在差异; 临界标贯曲线随细粒或黏粒含量增加呈现出不同的变化趋势; 在相同条件下, 临界标贯击数随震级或峰值加速度的增大而升高。目前基于 SPT 的国内外液化判别方法具有不同的深度适用范围。临界深度或临界上覆有效应力对深埋条件下砂土的液化判别影响也值得进一步分析。

关 键 词: 深埋砂土; 液化判别; 标准贯入试验; 地震

中图分类号: TU 441

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2025) 07-2085-10

Applicability of standard penetration test based liquefaction assessment methods for sandy soil in deep layer

FAN Meng^{1,2}, LI Jing-jun^{1,2}, YANG Zheng-quan^{1,2}, LIU Xiao-sheng^{1,2},
ZHU Kai-bin^{1,2}, ZHAO Jian-ming^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Simulation and Regulation of Water Cycle in River Basin China Institute of Water Resources and Hydropower Research, Beijing 100038, China; 2. Engineering Research Center on Anti-Earthquake and Emergency Support Techniques of Hydraulic Projects, Ministry of Water Resources, Beijing 100048, China)

Abstract: China's water conservancy projects are constructed under complex environmental conditions, including strong earthquakes and thick overburden layers, which exacerbate the challenges in assessing liquefaction of deep-buried sandy soils. Current SPT (standard penetration test) -based liquefaction assessment methods have limited depth applicability, failing to meet engineering demands. This study analyzed the differences between domestic and international SPT-based liquefaction assessment methods, summarized three primary factors influencing sand liquefaction: site environmental conditions, soil intrinsic properties, and dynamic loading characteristics, and investigated their impacts on calculation results. Under ideal site conditions, critical SPT blow count curves for deep-buried sandy soils were calculated using various methods. The results reveal that discrepancies exist in critical SPT blow counts among different methods at identical burial depths due to variations in parameter calculation algorithms. The critical blow count curves demonstrate distinct evolution patterns with increasing fines content or clay content. Under equivalent conditions, the critical blow counts exhibit positive correlations with both seismic magnitude and peak ground acceleration. Existing SPT-based liquefaction evaluation methods show varying applicable depth ranges in international practice. The influence of critical depth or critical effective overburden stress on liquefaction potential assessment for deeply buried sand deposits requires further investigation.

Keywords: sandy soil in deep layer; liquefaction assessment; standard penetration test; earthquake

收稿日期: 2024-10-18

录用日期: 2025-01-12

基金项目: 国家重点研发计划课题 (No.2024YFF1700505, No.2024YFF1700504); 中国水科院基本科研业务费专项项目 (No. GE0145B052021); 中国水科院科技成果转化基金专项项目 (No.GE121003A0032024, No.GE121003A0032022)。

This work was supported by the National Key Research and Development Program Project (2024YFF1700505, 2024YFF1700504), the Special Project of Basic Scientific Research Business Expenses of China Institute of Water Resources and Hydropower Research (GE0145B052021) and the Special Project of the Technology Transfer Fund of China Institute of Water Resources and Hydropower Research (GE121003A0032024, GE121003A0032022).

第一作者简介: 范猛, 男, 1997 年生, 博士研究生, 主要从事土动力学与土工结构抗震研究。E-mail: fanmeng@edu.iwhr.com

通讯作者: 杨正权, 男, 1980 年生, 博士, 正高级工程师, 主要从事土动力学与土工结构抗震研究。E-mail: yangzhq@iwhr.com

1 引言

砂土液化是饱和砂土孔隙水压力升高、有效应力降低,导致土体失去抗剪强度,呈现出近似液态的行为^[1]。一旦土层发生液化,可能使上部结构产生工程上不能允许的变形量或使工程失去稳定,发生液化破坏^[2]。我国水利工程建设正向西南地区发展,面临着高地震烈度、深厚覆盖层的地质条件,强震作用下,坝基覆盖层的液化评价问题尤为突出,水利工程建设和安全运行面临着重大挑战。

自汪闻韶^[1]研究饱和砂土的动力学特性和 Seed 等^[2]研究土体抗液化强度以来,砂土液化逐渐成为土动力学与工程抗震领域的研究重点。液化研究主要包括 3 个部分:液化判别方法研究、液化引发的变形预测研究和可液化区的工程处理措施研究,确定土体是否存在液化可能性是液化研究的首要任务^[3-4]。

早在 1971 年,Seed 等^[2]提出以循环剪应力比(cyclic stress ratio,简称 CSR)和土体抗液化强度比(cyclic resistance ratio,简称 CRR)的比值作为液化安全系数,用于判定液化可能性。CSR 通常根据理论公式或者数值模拟手段进行计算,CRR 则通过物理试验或现场原位试验与 CRR 关系的建立来确定^[4]。数值模拟法通常采用有限单元法(finite element method,简称 FEM)、有限差分法(finite difference method,简称 FDM)、离散单元法(discrete element method,简称 DEM)、边界元法(boundary element method,简称 BEM)等,综合考虑动荷载特性、场地条件、边界条件等多种因素,计算动荷载下土体的 CSR^[5-7]。物理试验法利用动三轴、循环剪切、共振柱、离心机振动台等试验模拟实际场地条件来确定土体的 CRR^[8-9]。通过对现场液化调查案例数据库进行统计分析,可以建立原位试验数据与 CRR 之间的关系,并据此计算 CRR。常用的现场原位试验包括标准贯入试验(standard penetration test,简称 SPT)、静力触探试验(cone penetration test,简称 CPT)、剪切波速试验、动力触探试验(dynamic penetration test,简称 DPT)、贝克贯入试验(Becker penetration test,简称 BPT)等^[10-11]。其中基于原位试验的液化判别方法是目前最常用的方法,通常称为“简化方法”^[2]。该方法操作简单,技术较为成熟,广泛应用于工程实践。然而,此类方法较为依赖统计的现场液化调查案例数据库,统计数据量越丰富,判别效果通常越好^[12]。

随着现场液化调查案例数据的不断积累,尤其是工程上常用的 SPT 原位测试,积累了大量的试验数据,成为目前最常用的方法^[13]。现行的基于 SPT 的国内外液化判别方法多基于早期浅埋深、砂性土的现场液化调查案例数据库建立,各方法仅在浅埋条件下适用^[14]。工程实践以及离心机试验等均表明在深埋条件下土体仍有液化的可能性^[8, 15],现有的液化判别方法对深埋条件下的适用性还不明确,需进一步开展基于 SPT 液化判别方法在深埋条件下的研究^[16]。

本文对比了国内外基于 SPT 液化判别方法的差异,总结了主要的液化影响因素。在理想场地条件下,分析了各方法不同埋深下临界标贯击数的变化趋势,讨论了不同因素对临界标贯曲线的影响,对深埋条件下砂土液化判别方法仍需研究的问题进行了展望。

2 基于 SPT 液化判别方法的研究进展

2.1 国外砂土液化判别方法

基于 SPT 的液化判别方法,融合了传统的半理论和半经验分析,通过统计现场液化调查案例数据库归纳出经验公式,成为评估土体液化可能性的重要手段^[17]。该方法在计算 CSR 时,考虑了土体环境和地震动荷载条件,引入因子为 0.65,将地震引起的峰值剪应力折减为强震期间多次发生的代表性值,并将不规则的最大峰值剪应力时程转换为等效等幅剪应力时程,计算公式为^[2]

$$CSR = 0.65 \frac{a_{\max}}{g} \frac{\sigma_v}{\sigma'_v} r_d \quad (1)$$

式中: $a_{\max}$ 为峰值加速度(g); g 为重力加速度(m/s^2); σ_v 为总应力(kPa); σ'_v 为上覆有效应力(kPa); r_d 为动剪应力折减系数。

关于 CRR 的计算,H. B. Seed 等^[2]通过早期现场液化调查案例数据库的统计分析,建立了现场实测参数与 CRR 的关系,提出了计算 CRR 的经验公式。随后 Idriss^[11]、R. B. Seed^[17]等基于更丰富的现场液化调查案例数据库,考虑不同影响因素,得出了多种经验公式。美国国家地震工程研究中心(National Center for Earthquake Engineering Research,简称 NCEER)对上述方法进行了总结、梳理和简化,形成以 NCEER 法、Idriss 法、R. B. Seed 法为核心的砂土液化判别方法体系^[3, 11, 17]。NCEER 法^[3]、Idriss 法^[11]、R. B. Seed 法^[17]的 CRR 计算公式分别为

$$\text{CRR}_{7.5} = \frac{1}{34 - (N_1)_{60\text{CS}}} + \frac{(N_1)_{60\text{CS}}}{135} + \frac{50}{[10(N_1)_{60\text{CS}} + 45]^2} - \frac{1}{200} \quad (2)$$

$$\text{CRR}_{7.5} = e^{\left\{ \frac{(N_1)_{60\text{CS}}}{14.1} + \left[\frac{(N_1)_{60\text{CS}}}{126} \right]^2 - \left[\frac{(N_1)_{60\text{CS}}}{23.6} \right]^3 + \left[\frac{(N_1)_{60\text{CS}}}{25.4} \right]^4 - 2.8 \right\}} \quad (3)$$

$$\text{CRR} = e^{\left[(N_1)_{60} (1 + 0.004 \text{FC}) - 29.53 \ln M_w - 3.70 \ln \left(\frac{\sigma'_v}{P_a} \right) + 0.05 \text{FC} + 16.85 + \frac{2.70 \Phi^{-1}(P_L)}{13.32} \right]} \quad (4)$$

式中：CRR_{7.5} 为修正到 7.5 级地震时的抗液化强度；(N₁)₆₀ 为经上覆应力、杆长等修正后的标贯击数；(N₁)_{60CS} 为将 (N₁)₆₀ 修正到纯净砂时的标贯击数；M_w 为震级；FC 为细粒含量；P_L 为液化概率；Φ⁻¹ 为标准正态分布的逆函数；P_a 为大气压强 (kPa)。

NCEER 法采用的现场液化调查案例数据库主要为日本新潟、中国唐山以及美国等地的数据，案例埋深普遍在 20 m 以内，Idriss 法、R. B. Seed 法虽然采用了更新的数据库，但深埋、高烈度等条件下的案例仍然较少，上述方法的适用范围普遍在埋深 20 m 以内^[3, 17]。国外液化判别方法是否可以沿深度拓展使用，需进一步研究。

2.2 国内砂土液化判别方法

在国内，基于 SPT 的液化判别已发展出一套以临界标贯击数 N_{cr} 为核心的经验公式，其基本思路为：考虑震级、地震动持续时间和场地条件等因素，确定标贯击数基准值 N₀^[18-19]；进一步考虑地下水位、埋深以及黏粒含量对 N₀ 的影响，对 N₀ 进行修正，得到 N_{cr} 的经验公式；将实测的标贯击数 N 与 N_{cr} 进行对比，从而判定土体是否存在液化的可能性^[20-21]。这一判别方法被广泛应用于《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)^[22]、《水力发电工程地质勘察规范》(GB 50287—2016)^[23]等规范当中。

《水力发电工程地质勘察规范》^[23] (以下简称“国内规范法”) 中规定，土体地震液化判别应结合现场勘察和室内试验结果，分为初判和复判两个阶段。初判根据地质年代、地震烈度、土体粒径、地下水位和剪切波速等因素进行评估。对初判判定为可能液化的土体，需进一步复判。国内规范法中提供了标贯击数法、相对密度复判法、相对含水率或液性指数复判法对初判可能液化的土层进行复判，本文仅介绍标贯击数法，国内规范法的计算公式为

$$N_{cr} = N_0 \left[\ln(0.6d_s + 1.5) - 0.1d_w \right] \sqrt{\frac{3\%}{\rho_c}} \quad (5)$$

式中：d_s 为埋深 (m)；d_w 为地下水位 (m)；ρ_c 为黏粒含量；N₀ 取值如表 1 所示。

表 1 标贯击数基准值 N₀ 的取值
Table 1 Reference values of standard penetration number N₀

a _{max} /g	N ₀ /击	a _{max} /g	N ₀ /击
0.10	7	0.30	16
0.15	10	0.40	20
0.20	12	—	—

国内规范法建立时采用的标贯数据来源于 20 世纪 60—70 年代的现场液化调查案例数据库，判别公式形成时间约在 80 年代，这些数据主要针对浅埋条件，缺少 20 m 以下的案例^[14]。因此该方法的适用深度在 20 m 以内。经过长期的工程应用，国内规范法在浅埋深条件下的应用效果良好。然而，随着我国工程建设的深入，规范法在深埋条件下的局限性日益显现，虽然规范版本不断更新，但液化判别公式的适用深度未有实质拓展。为此，国内诸多学者开展了相关的研究，提出多种基于 SPT 液化判别的经验公式。其中，袁晓铭^[14]、李兆焱^[19]等提出的双曲线模型采用了合理的液化判别临界标贯曲线构造原则，该经验公式经过新西兰埋深为 20~30 m 的液化案例数据检验，验证了其可靠性。现已被具有样板规范性质的《建筑工程抗震性态设计通则》(CECS 160—2004)^[24]修订版采纳 (以下简称“通则法”)，其经验公式为

$$N_{cr} = \beta_1 \left(\frac{69a_{\max}}{a_{\max} + 0.4} \right) (1 - 0.02d_w) \cdot \left(0.21 + \frac{0.79d_s}{d_s + 6.2} \right) \sqrt{\frac{3\%}{\rho_c}} \quad (6)$$

式中：β₁ 为通则法调整系数，设计地震第 1 组取 0.80，第 2 组取 0.95，第 3 组取 1.05。该公式的适用范围为 30 m 以内深度，对埋深超过 30 m 的液化判别需进一步检验。

2.3 国内外液化判别方法影响因素对比

NCEER 法、Idriss 法、R. B. Seed 法在计算 CSR 时均考虑了地下水位、埋深、上覆有效应力、峰值加速度等因素。在计算 CRR 时，NCEER 法、Idriss 法引入标贯试验修正系数、震级影响系数、细粒含量修正系数、上覆应力修正系数等参数，综合考虑震级、细粒含量、上覆应力、相对密度及标贯试验设备等的影

到标贯点处的 N_{cr} [3]。R. B. Seed 法则在此基础上提出了适用于任意震级条件下的经验公式 [17]。由于场地土体性质的差异性, 以及不同时期对地震动、颗粒含量、上覆应力、标贯试验方法和可能液化深度的认识不同, 各方法的计算参数存在显著差异。

国内规范法在确定 N_0 时考虑了动荷载条件, 对 N_0 进行修正时考虑了地下水位、埋深和黏粒含量等因素。若工程正常运行时标准贯入试验贯入点深度和地下水位与试验时不一致, 则需对实测标贯击数进行校正, 采用校正值作为复判依据 [23]。通则法则直接利用 a_{max} 计算 N_{cr} , 并通过调整系数 β 考虑不同的地震条件, 同时根据地下水位、埋深和黏粒含量等因素进行修正, 得到最终的 N_{cr} [14]。

对比国内外液化判别方法可知, 不同方法均考虑了常见的液化影响因素, 但由于数据集的案例特征、对液化机制的认识等有所区别, 在考虑上覆有效应力、砂层埋深、地下水位、颗粒含量和粒径大小、地震等级、峰值加速度等方面存在一定的差异 [11, 21]。将上述影响因素归结为以下 3 类: 土体环境, 包含埋深、地下水位、上覆有效应力等; 土体性质, 包含颗粒含量和粒径大小等; 动荷载, 包含震级、峰值加速度等。

3 砂土液化判别影响因素分析

3.1 土体环境的影响

土体环境影响着砂土液化的可能性, 国外液化判别方法通过上覆有效应力归一系数 C_N 、上覆有效应力校正系数 K_σ 、上覆有效应力修正系数 K_α 等来考虑环境因素的影响 [3]。NCEER 法、R. B. Seed 法 C_N 、 K_σ 公式形式一致, 仅 C_N 最大取值不同。NCEER 法、Idriss 法 C_N 计算公式分别为

$$C_N = \begin{cases} \left(\frac{P_a}{\sigma'_v} \right)^{0.5} & \sigma'_v \leq 200 \text{ kPa} \\ \frac{2.2}{\left(1.2 + \frac{\sigma'_v}{P_a} \right)} & 200 < \sigma'_v \leq 300 \text{ kPa} \end{cases} \quad (7)$$

$$C_N = \left(\frac{P_a}{\sigma'_v} \right)^m, m = 0.317 D_R^{-0.176} \quad (8)$$

式中: m 为与 C_N 有关的参数; D_R 为相对密度。

K_σ 计算公式分别为 [3, 11]

$$K_\sigma = \left(\frac{\sigma'_v}{P_a} \right)^{f-1} \quad (9)$$

$$K_\sigma = 1 - C_\sigma \ln \left(\frac{\sigma'_v}{P_a} \right), C_\sigma = \frac{1}{18.9 - 17.3 D_R} \quad (10)$$

式中: f 、 C_σ 为与 K_σ 计算有关的参数。

3 种方法 K_α 计算公式源自简化方法, 如下所示:

$$K_\alpha = \frac{\tau_0 \neq 0 \text{ 时引起的 CSR}}{\tau_0 = 0 \text{ 时引起的 CSR}} \quad (11)$$

式中: τ_0 为水平静剪应力。水平自由场地条件时, $K_\alpha = 1$ 。

国内方法同样考虑了土体环境的影响, 国内规范法不仅在初判以及修正 N_0 时考虑了土体环境, 还针对工程建设运行时的环境条件作了考虑。对于水利工程, 由于工程建设和运行期间地下水位一般不同, 规范法通过下式对实测标贯击数进行修正 [23]。通则法则根据埋深和地下水位等环境因素对相关参数进行修正, 但尚未明确考虑运行条件相比初始条件变化的影响 [14]。

$$N_{63.5} = N'_{63.5} \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_v} \right)^{0.5} \quad (12)$$

式中: $N'_{63.5}$ 为经标贯系统修正后的标贯值; $N_{63.5}$ 为经应力修正后的标贯击数。

3.2 土体性质的影响

国内外液化判别方法针对土体性质对砂土液化的影响已有大量研究, 但在细粒含量或黏粒含量的考虑上存在差异 [25]。NCEER 法 [3]、Idriss 法 [11]、R. B. Seed 法 [2] 通过校正 $(N_1)_{60}$ 为 $(N_1)_{60CS}$, 来考虑细粒含量的影响, 计算公式分别为

$$(N_1)_{60CS} = \alpha + \beta_2 (N_1)_{60} \quad (13)$$

$$(N_1)_{60CS} = (N_1)_{60} + \Delta(N_1)_{60} \quad (14)$$

$$(N_1)_{60CS} = C_{Fines} (N_1)_{60} \quad (15)$$

式中: α 、 β_2 为 NCEER 法细粒含量调整系数; $\Delta(N_1)_{60}$ 为 Idriss 法细粒含量变化对标贯击数的影响值; C_{Fines} 为 R. B. Seed 法细粒含量修正系数。国内规范法和通则法则主要考虑黏粒含量 ($< 0.005 \text{ mm}$), 当黏粒含量 $< 3\%$ 或为砂土时, 应按 3% 进行计算; 当黏粒含量 $> 3\%$ 时, 按实际黏粒含量计算。

基于 R. B. Seed 等 [17] 的研究提出了针对细粒含量的修正系数:

$$\alpha = \begin{cases} 0 & FC \leq 5\% \\ e^{\left[1.76 - \left(\frac{190}{FC}\right)\right]} & 5\% < FC < 35\% \\ 5.0 & FC \geq 35\% \end{cases} \quad (16)$$

$$\beta_2 = \begin{cases} 1.0 & FC \leq 5\% \\ \left[0.99 + \left(\frac{FC^2}{1000}\right)\right] & 5\% < FC < 35\% \\ 1.2 & FC \geq 35\% \end{cases}$$

$$\Delta(N_1)_{60} = e^{\left\{1.63 + \frac{9.7}{FC+0.01} - \left(\frac{15.7}{FC+0.01}\right)^2\right\}} \quad (17)$$

$$C_{\text{Fines}} = \begin{cases} 0 & FC \leq 5\% \\ \left(1 + 0.004FC\right) + 0.05 \left(\frac{FC}{(N_1)_{60}}\right) & 5\% < FC < 35\% \\ 5.0 & FC \geq 35\% \end{cases} \quad (18)$$

3.3 动荷载条件的影响

动荷载是导致土体液化的主要外部因素。其大小由震级、峰值加速度和持续时间等因素反映。国外基于“简化方法”,将复杂动剪应力时程转化为等效加载循环次数,建立循环次数与震级之间的关系,引入震级影响系数(magnitude scaling factor,简称MSF)将任意震级条件转化为7.5级地震的标准条件,从而综合考虑震级、峰值加速度、持续时间等因素影响。NCEER法、Idriss法、R. B. Seed法分别给出了不同震级下的MSF推荐值,如表2所示^[3]。

国内规范法在确定 N_0 时,考虑了动荷载条件,给出了代表性参数 $a_{\max}$ 与 N_0 之间的具体对应关系,

如表1所示^[23]。通则法采用 β 和 $a_{\max}$ 代替规范法中的 N_0 以考虑震级、持续时间和场地条件的影响^[14]。

表2 常见震级的MSF取值

M_w	NCEER 法	Idriss 法	R. B. Seed 法
5.5	1.43	2.20	4.40
6.0	1.32	1.76	2.92
6.5	1.19	1.44	1.99
7.0	1.08	1.19	1.39
7.5	1.00	1.00	1.00
8.0	0.94	0.84	0.73
8.5	0.89	0.72	0.56

4 理想场地深埋砂土液化判别方法适用性研究

为探究不同液化判别方法在深埋条件下的适用性,对一理想场地条件(均质砂层,水平场地,地下水位为2 m,天然重度为18 kN/m³,饱和重度为19 kN/m³,黏粒含量为3%)进行不同方法的计算与分析。

4.1 不同土体环境条件下液化判别方法比较分析

国内规范法考虑了地下水位、埋深以及工程运行条件;通则法则主要考虑地下水位和埋深等因素,前面章节已有论述。国外方法中土体环境参数的计算包括 r_d 、 C_N 、 K_σ 、 K_α ,通过分析参数随埋深的变化,探讨其对临界标贯击数的影响。本文场地条件为水平自由场地, K_α 取1。NCEER法^[3]、Idriss法^[11]、R. B. Seed法^[17] r_d 的计算公式分别为

$$r_d = \frac{1.000 - 0.4113z^{0.5} + 0.04052z + 0.001753z^{1.5}}{1.000 - 0.4177z^{0.5} + 0.05729z - 0.006205z^{1.5} + 0.001210z^2} \quad (19)$$

$$r_d = \begin{cases} \left\{ \left[-1.012 - 1.126 \sin\left(\frac{z}{11.73} + 5.133\right) \right] + \left[0.106 + 0.118 \sin\left(\frac{z}{11.28} + 5.142\right) \right] M_w \right\} & z \leq 34 \text{ m} \\ 0.12e^{0.22M_w} & z > 34 \text{ m} \end{cases} \quad (20)$$

$$r_d = \begin{cases} 1 + \frac{-23.013 - 2.949a_{\max} + 0.999M_w + 0.0525V_{S,12m}^*}{16.258 + 0.201e^{0.341(-z + 0.0758V_{S,12m}^* + 7.586)}} \pm \sigma_{\varepsilon_{rd}} & z \leq 20 \text{ m} \\ 1 + \frac{-23.013 - 2.949a_{\max} + 0.999M_w + 0.0525V_{S,12m}^*}{16.258 + 0.201e^{0.341(0.0758V_{S,12m}^* + 7.586)}} - 0.0046(z - 20) \pm \sigma_{\varepsilon_{rd}} & z > 20 \text{ m} \end{cases} \quad (21)$$

式中: z 为土层深度(m); $V_{S,12m}^*$ 为等效的剪切波速(m/s),取为525 m/s; $\sigma_{\varepsilon_{rd}}$ 为 ε_{rd} 误差的标准差。

图 1 给出了 NCEER 法、Idriss 法、R. B. Seed 法的 r_d 随深度的变化趋势。20 m 深度范围内各方法的 r_d 差异较小，且随深度增加 r_d 逐渐减小。20 m 以下深度，各方法的 r_d 差异较大，变化趋势也有所不同，但均随深度增加趋于稳定。 r_d 的差异反映了不同液化判别方法对土体环境条件及地震波在地层中传播效应的不同考虑^[25]。

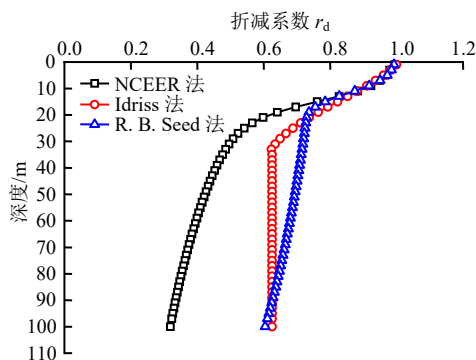


图 1 动剪应力折减系数 r_d

Fig.1 Reduction coefficient r_d of dynamic shear stress

各方法的 C_N 、 K_σ 计算公式如式 (7) ~ (10) 所示，其中 NCEER 法、R. B. Seed 法采用相同的 C_N 、 K_σ 经验公式。如图 2 所示，不同方法 C_N 均随深度的增加逐渐减小；20 m 深度范围内差异较小；20 m 以下深度逐渐趋于稳定。如图 3 所示，不同方法 K_σ 随深度的增加逐渐减小，并均趋于稳定，各方法的整体变化趋势一致。

图 4 给出了国内外方法 N_{cr} 随埋深的变化趋势（以 $a_{max}=0.2g$ 为例）。各方法在其适用深度内按原公式计算，超出适用深度后继续延用上层公式，后续计算均采用此方法。随着埋深的增加，国内规范法、通则法计算的 N_{cr} 非线性增大，深埋条件下增长梯度变缓。国内规范法在深埋条件下的 N_{cr} 远超普通砂土的强度范围，存在一定的不合理性。

20 m 深度范围内，NCEER 法与 Idriss 法的 N_{cr} 变化趋势相近，表现为先增大后减小的趋势，且 NCEER 法变化幅度较 Idriss 法剧烈，两种方法均存在明显不合理的减小现象；20~34 m 深度范围内，NCEER 法、Idriss 法呈现出先减小后增大的趋势，但变化幅度不同。R. B. Seed 法在 0~34 m 的深度范围内 N_{cr} 随着深度的增加而非线性增大。34 m 深度以下，NCEER 法随深度的增加先缓慢增大后减小，而 Idriss 法和 R. B. Seed 法则随深度不断增加且增加幅度逐渐减小。

国外方法 N_{cr} 变化趋势较复杂，主要原因是不同方法的 r_d 、 C_N 、 K_σ 在不同深度下的大小不同^[11, 25]。

深埋条件下各方法 N_{cr} 趋于稳定的原因可归结为以下两个方面：一是地震动传递到深层时能量衰减，深层土体密实性增大，液化可能性降低；二是土体在一定深度或上覆有效应力范围内，上覆有效应力对 N_{cr} 的影响很大，但超过一定阈值，上覆有效应力的增加对土体液化的影响并不显著^[4, 25]。

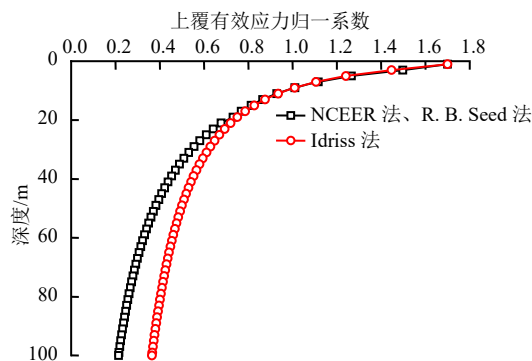


图 2 上覆有效应力归一系数 C_N

Fig.2 Effective stress normalization coefficient C_N

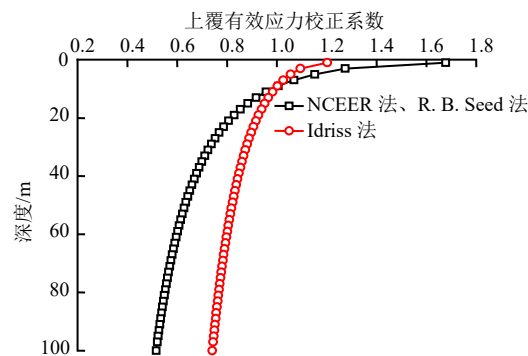


图 3 上覆有效应力校正系数 K_σ

Fig.3 Overburden effective stress correction coefficient K_σ

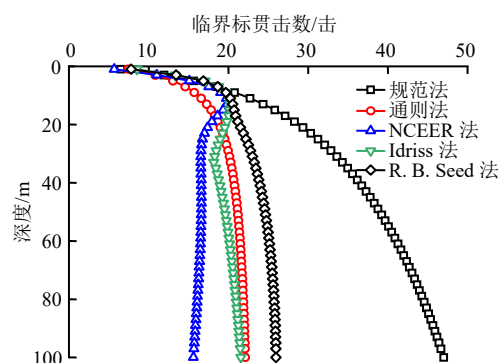


图 4 不同方法计算结果的对比

Fig.4 Comparison of calculation results using different methods

在岩土工程桩基承载力测定和桩端阻力分析^[26]等研究中发现，由于土体自身物理性质或上覆有效应力的影响，在超过一定深度或者上覆有效应力

后, 桩端的摩阻力以及锚杆的预应力存在临界值。对于力学指标测试, 变形受到地基原位应力条件的影响, 当埋深达到一定值, 上覆有效应力或侧向约束应力的影响趋于稳定, 进一步增大埋深对均质土层测试结果影响不大^[26]。因此, 土体可能存在临界深度, 当上覆有效应力达到一定数值后, 临界标贯击数将逐渐趋于稳定^[25-26]。袁晓铭等^[14]认为, 合理的液化临界标贯曲线应在浅层内曲率变化较快, 深层变化趋缓并存在渐近线。国内外方法均存在这一趋势, 但如何确定土体临界深度或临界上覆有效应力, 以及深埋条件下临界标贯曲线的具体变化模式, 仍需进一步研究。

4.2 不同土体性质条件下液化判别方法比较分析

研究表明, 颗粒粒径对土体抗液化强度有一定影响^[27-29]。参考张小玲等^[27]对砂土中细粒含量和黏粒含量的统计规律分析结果, 选取4个细粒含量: 5%、15%、30%、35%, 其对应的黏粒含量分别为3%、3%、6%、7%, 探讨不同土体性质对 N_{cr} 的影响。

如图5所示, 不同方法的 N_{cr} 由于颗粒含量和粒径大小的变化而存在差异。相同埋深下, 国内规范法、通则法的 N_{cr} 随黏粒含量 ($\geq 3\%$) 的增加逐渐

减小。NCEER 法和 Idriss 法在细粒含量为 5%~30% 范围时, N_{cr} 随着细粒含量的增加而上升, 超出这一范围后 N_{cr} 逐渐减小。Idriss 法在 34 m 处出现拐点是因为 r_d 的变化趋势不同。R. B. Seed 法的计算结果则显示在细粒含量范围 (5%~35%) 内, N_{cr} 均随着细粒含量的增加而上升。随着细粒或黏粒含量的增加, 土骨架结构和排水能力发生变化, 且不同学者对细粒和黏粒含量与抗液化能力的复杂关系并未达成一致^[28]。因此, 随细粒或黏粒含量的变化, 各方法计算的 N_{cr} 存在较大差异。但颗粒含量对土体抗液化能力的影响存在临界值, 这与李方圆等^[29]的结论一致。另外, 朱建群等^[28]的研究也证实颗粒含量与土体抗液化能力存在复杂的非线性关系, 约在 10%~15% 左右可能存在最小值。土体颗粒含量和粒径大小对抗液化能力的影响复杂, 尚需进一步研究。

4.3 不同动荷载条件下液化判别方法比较分析

动荷载条件包括峰值加速度和震级等因素。不同方法计算过程中均考虑了上述因素的影响, 本文设置 a_{max} 分别为 0.10g、0.15g、0.20g、0.30g、0.40g 5 种工况, 探究 a_{max} 的变化对临界标贯曲线的影响。如图6所示, 各方法的 N_{cr} 均随 a_{max} 的增加而增大。 a_{max} 较高 (0.30g~0.40g) 时, 通则法、NCEER 法、

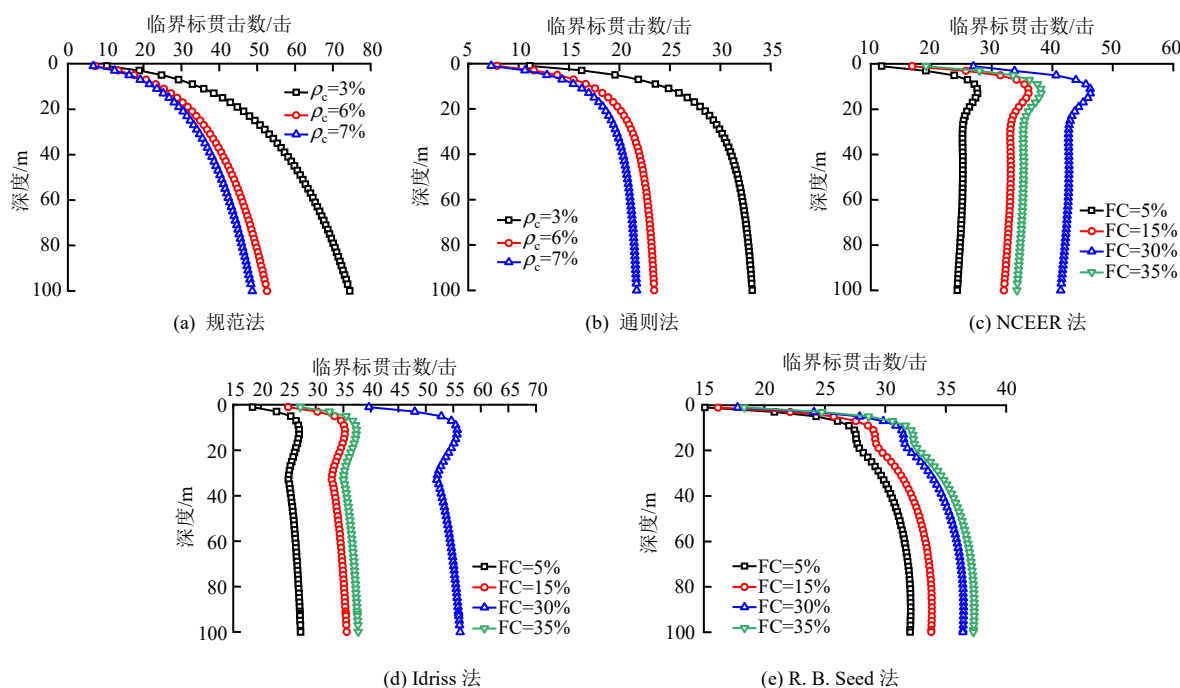


图5 临界标贯击数随颗粒含量的变化
Fig.5 Variation of N_{cr} with particle content

Idriss 法、R. B. Seed 法深埋条件下计算的 N_{cr} 在 25~35 击之间, 而国内规范法达 45~75 击, 偏于保守。

国内规范法中, 地震震级的影响按距离远近分为近震和远震。根据前人的研究, 近震危害一般较

远震大, 参考刘启旺等^[21]的研究, 给出了地震动峰值加速度与震级的对应关系, 如表3所示。

图7给出了国内外液化判别方法在不同 a_{max} 或 M_w 下 N_{cr} 的对比。 $a_{max}=0.10g$ ($M_w=5$) 工况下,

国内外方法在浅埋条件下的 N_{cr} 基本一致, 临界标贯曲线变化趋势相近; 深埋条件下, 以通则法为界, 临界标贯曲线分为两种变化形式。右侧依次为 R. B. Seed 法、国内规范法, 随深度的增加, N_{cr} 非线性增大, 但国内规范法 N_{cr} 随埋深增加较快, 判别结

果偏于保守。左侧 NCEER 法、Idriss 法临界标贯曲线变化复杂且随埋深重叠交叉。 $a_{max}=0.30g$ ($M_w=6.5$) 工况下, 国内规范法在深埋条件下的 N_{cr} 判别结果偏于保守, 另外 4 种方法约在 20 m 深度附近存在交叉点。20 m 以内深度范围, 通则法临

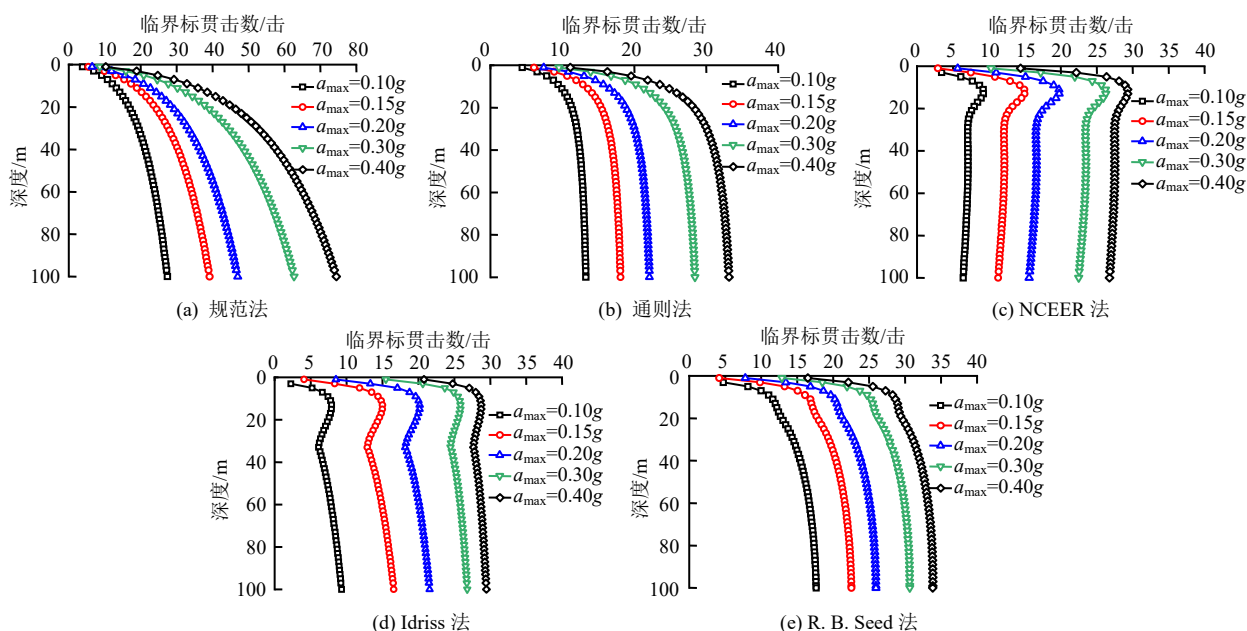


图 6 不同 a_{max} 下临界标贯击数随深度的变化

Fig.6 Variation of N_{cr} with depth for different values of a_{max}

表 3 地震动峰值加速度与震级的对应关系

Table 3 The relation between a_{max} and M_w

a_{max}/g	M_w	a_{max}/g	M_w
0.10	5.0	0.30	6.5
0.15	5.5	0.40	7.0
0.20	6.0	—	—

以下深度范围, NCEER 法、Idriss 法临界标贯曲线在通则法左侧重叠交叉, 并随埋深增大趋于稳定, 其中通则法已经过部分 20~30 m 深度液化数据的检验^[14], R. B. Seed 法的临界标贯曲线与通则法几乎重合, 似乎也是合理的, 但仍需进一步检验其可靠性。 $a_{max}=0.40g$ ($M_w=7$) 工况下, 各方法的变化趋势与 6.5 级条件相似, 但临界标贯曲线离散性增大。

界标贯曲线基本位于国外液化判别方法下方, 20 m

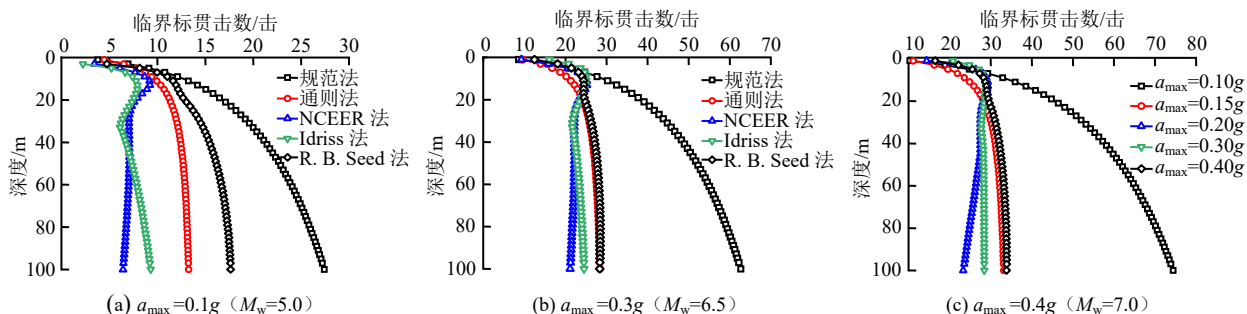


图 7 不同 a_{max} 或 M_w 下国内外方法临界标贯击数计算结果对比

Fig.7 Comparison of N_{cr} calculation results between domestic and foreign methods under different values of a_{max} or M_w

5 结 论

本文基于 SPT 研究了国内外液化判别方法在深埋砂土条件下的适用性, 对比分析了不同方法在计算临界标贯击数时的差异, 探究了砂土在深埋条件

下临界标贯曲线的变化趋势, 探讨了进行深埋砂土液化判别时需关注的问题和进一步的研究方向, 主要结论如下:

(1) 影响液化判别的主要因素可总结为土体环

境、土体性质和动荷载 3 个方面。其中, 由于参数计算方法不同, 各方法在相同埋深下的临界标贯击数存在差异; 临界标贯曲线随细粒或黏粒含量增加呈现出不同的变化趋势; 在相同条件下, 临界标贯击数随震级或峰值加速度的增大而升高。

(2) 由于各方法在建立时所使用的现场液化调查案例数据库不同, 学者们对液化机制的认识还存在部分差异, 所建立的液化判别方法具有不同的适用深度范围。国内规范法、NCEER 法、Idriss 法、R. B. Seed 法的适用深度范围在 20 m 以内, 通则法将该适用深度拓展至 30 m, 当砂土的埋深超过适用深度范围时, 各方法的适用性需进一步检验。

(3) 深埋条件下土体存在临界深度, 这与不同方法的临界标贯曲线随埋深增加均趋于某一渐近线的结论相一致。为拓展液化判别方法在深埋砂土条件下的适用性, 需进一步开展与土体临界深度或临界上覆有效应力相关的研究。

参 考 文 献

- [1] 汪闻韶. 往返荷载下饱和砂土的强度、液化和破坏问题[J]. 水利学报, 1980, (1): 14-27.
WANG Wen-shao. Strength, liquefaction and failure of saturated sand under round-trip load[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 1980, (1): 14-27.
- [2] SEED H B, IDRIS I M. A simplified procedure for evaluation soil liquefaction potential[R]. Berkeley: Earthquake Engineering Research Center, University of California, 1970.
- [3] YOUD T L, IDRIS I M. Liquefaction resistance of soils: summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2001, 127(4): 297-313.
- [4] KRAMER S L. Evaluation of liquefaction hazards in Washington state[R]. Washington D. C.: Washington State Transportation Center, University of Washington, 2008.
- [5] KRAMER S L, ELGAMAL A W. Modeling soil liquefaction hazards for performance-based earthquake engineering[R]. [S. l.]: Pacific Earthquake Engineering Research Center, 2001.
- [6] 王睿, 王兰民, 周燕国, 等. 土动力学与岩土地震工程[J]. 土木工程学报, 2024, 57(7): 1-20.
WANG Rui, WANG Lan-min, ZHOU Yan-guo, et al. State of the art of soil dynamics and geotechnical earthquake engineering[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2024, 57(7): 1-20.
- [7] KUSAKABE R, ICHIMURA T, FUJITA K, et al. A finite element analysis method for simulating seismic soil liquefaction based on a large-scale 3D soil structure model[J]. **Soil dynamics and Earthquake Engineering**, 2019, 123, 64-74.
- [8] 蔡正银, 吴诗阳, 武颖利, 等. 高地震烈度区深厚覆盖砂层液化研究[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(3): 405-412.
CAI Zheng-yin, WU Shi-yang, WU Ying-li, et al. Liquefaction of deep overburden layers in zones with high earthquake intensity[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2020, 42(3): 405-412.
- [9] 周燕国, 梁甜, 李永刚, 等. 含黏粒砂土地液化离心机振动台试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(9): 1650-1658.
ZHOU Yan-guo, LIANG Tian, LI Yong-gang, et al. Dynamic centrifuge tests on liquefaction of clayey sand ground[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2013, 35(9): 1650-1658.
- [10] 陈龙伟, 王云龙, 陈玉祥. 不同类型 DPT 试验锤击能量稳定性及锤击数转化关系探讨[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(6): 1041-1049.
CHEN Long-wei, WANG Yun-long, CHEN Yu-xiang. Stability of DPT hammer efficiency and relationships of blow-counts obtained by different DPT apparatuses[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2020, 42(6): 1041-1049.
- [11] IDRIS I M, BOULANGER R W. Semi-empirical procedures for evaluating liquefaction potential during earthquakes[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2006, 26 (2): 115-130.
- [12] 袁晓铭, 孙锐. 我国规范液化分析方法的发展设想[J]. 岩土力学, 2011, 32(增刊 2): 351-358.
YUAN Xiao-ming, SUN Rui. Proposals of liquefaction analytical methods in Chinese seismic design provisions[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2011, 32(Suppl.2): 351-358.
- [13] BOULANGER R W, IDRIS I M. CPT and SPT based liquefaction triggering procedures[R]. Davis: Department of Civil and Environmental Engineering, University of Caledonia, 2014.
- [14] 袁晓铭, 费扬, 陈龙伟, 等. 含剧烈地震动作用不同埋深砂土液化判别统一公式[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(10): 2101-2112.
YUAN Xiao-ming, FEI Yang, CHEN Long-wei, et al. An unified formula for predicting sand liquefaction in different buried depths under severe seismic ground motion[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2021, 40(10): 2101-2112.
- [15] 陈同之. 2011 年新西兰地震液化特征及现有液化判别方

- 法检验[D]. 哈尔滨: 中国地震局工程力学研究所, 2014.
- CHEN Tong-zhi. Liquefaction characteristics of 2011 New Zealand earthquake and test of existing liquefaction evaluation methods[D]. Harbin: Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration, 2014.
- [16] 黄雅虹, 吕悦军, 荣棉水, 等. 关于深层砂土液化判定方法的探讨-以港珠澳特大桥水下隧道工程场地为例[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(4): 856-864.
- HUANG Ya-hong, LÜ Yue-jun, RONG Mian-shui, et al. Study on evaluation method of liquefaction for sandy soil in deep layer: taking undersea tunnel site of Hongkong-Zhuhai-Macao great bridge for example[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2012, 31(4): 856-864.
- [17] SEED R B, CETIN K O, MOSS R E, et al. Recent advances soil liquefaction engineering: a unified and consistent framework[R]. Los Angeles: [s. n.], 2003.
- [18] 王维铭, 陈龙伟, 郭婷婷, 等. 基于中国砂土液化数据库的标准贯入试验液化判别方法研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(1): 279-288.
- WANG Wei-ming, CHEN Long-wei, GUO Ting-ting, et al. Research on liquefaction identification method of standard penetration test based on Chinese sand liquefaction database[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2023, 44(1): 279-288.
- [19] 李兆焱, 袁晓铭, 孙锐. 液化判别临界曲线的变化模式与一般规律[J]. 岩土力学, 2019, 40(9): 3603-3609.
- LI Zhao-yan, YUAN Xiao-ming, SUN Rui. Variation tendencies and general rules for critical curve of liquefaction evaluation[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(9): 3603-3609.
- [20] 贾端阳, 陈龙伟, 谢旺青, 等. 基于标准贯入试验的土壤液化判别公式锤击数基准值研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(10): 3031-3038.
- JIA Duan-yang, CHEN Long-wei, XIE Wang-qing, et al. Reference blow counts of standard penetration tests used in soil liquefaction evaluation formulae[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2023, 44(10): 3031-3038.
- [21] 刘启旺, 杨玉生, 刘小生, 等. 标贯击数液化判别方法的比较[J]. 地震工程学报, 2015, 37(3): 794-802.
- LIU Qi-wang, YANG Yu-sheng, LIU Xiao-sheng, et al. Comparison of standard penetration test (SPT) methods for evaluating seismic liquefaction potential[J]. **China Earthquake Engineering Journal**, 2015, 37(3): 794-802.
- [22] 中华人民共和国住房和城乡建设部. GB 50011—2010 建筑抗震设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. GB 50011—2010 Code for seismic design of buildings[S]. Beijing: China Architecture and Construction Press, 2016.
- [23] 中华人民共和国住房和城乡建设部. GB50287—2016 水力发电工程地质勘察规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2016.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. GB50287—2016 Code for hydropower engineering geological investigation[S]. Beijing: China Planning Press, 2016.
- [24] 中国工程建设标准化协会. CECS 160—2004 建筑工程抗震性态设计通则(试用)[S]. 北京: 中国计划出版社, 2004.
- China Association for Engineering Construction Standardization. CECS 160—2004 General rule for performance-based seismic design of buildings[S]. Beijing: China Planning Press, 2004.
- [25] 陈国兴, 吴琪, 孙苏豫, 等. 土壤地震液化评价方法研究进展[J]. 防灾减灾工程学报, 2021, 41(4): 677-709.
- CHEN Guo-xing, WU Qi, SUN Su-yu, et al. Advances in soil liquefaction triggering procedures during earthquakes: retrospect and prospect[J]. **Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering**, 2021, 41(4): 677-709.
- [26] 李月健, 陈云敏, 凌道盛. 静力压桩临界深度和最小厚度探讨[J]. 岩土工程学报, 2001, 23(5): 584-587.
- LI Yue-jian, CHEN Yun-min, LING Dao-sheng. Study on the critical depth and minimal thickness of static piling[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2001, 23(5): 584-587.
- [27] 张小玲, 李秀瑜, 杜修力, 等. 考虑细粒含量的砂土液化判别双曲线模型研究[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(3): 448-455.
- ZHANG Xiao-ling, LI Xiu-yu, DU Xiu-li, et al. Hyperbolic model for estimating liquefaction potential of sand considering the influences of fine grains[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2021, 43(3): 448-455.
- [28] 朱建群, 孔令伟, 钟方杰. 粉粒含量对砂土强度特性的影响[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(11): 1647-1652.
- ZHU Jian-qun, KONG Ling-wei, ZHONG Fang-jie. Effect of fines content on strength of silty sands[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2007, 29(11): 1647-1652.
- [29] 李方圆, 董林, 夏坤, 等. 细粒含量对砂土液化势影响探讨[J]. 地震工程与工程振动, 2022, 42(2): 244-251.
- LI Fang-yuan, DONG Lin, XIA Kun, et al. Discussion on the effects of fines content on liquefaction potential of sandy soils[J]. **Earthquake Engineering and Engineering Dynamics**, 2022, 42(2): 244-251.