

DOI: 10.11779/CJGE201608013

基于接触面参数反演的格栅式地下连续墙桥梁基础 竖向承载特性数值分析

吴九江^{1,2}, 文 华¹, 程谦恭^{*2}, 张建磊², 李 艳²

(1. 西南科技大学土木工程与建筑学院, 四川 绵阳 621010; 2. 西南交通大学地质工程系, 四川 成都 611756)

摘 要: 格栅式地下连续墙是一种新型的桥梁基础形式, 其竖向承载特性研究在国内外尚处于起步阶段。首先, 在接触面参数敏感性分析的基础上, 提出了一种接触面参数反演的简化分析方法。然后, 基于接触面参数反演方法, 利用FLAC^{3D}对日本青森大桥主塔P9基础(六室墙)进行了数值模拟, 研究结果表明: 数值计算的 $Q-s$ 曲线与实测曲线基本吻合, 从而验证了所提出接触面参数反演方法的正确性; 基础的外侧摩阻力沿墙身在深度和宽度方向上表现为空间差异分布, 外侧摩阻力在外墙边角位置处的发挥程度最高, 且外墙短边的外侧摩阻力发挥程度略高于外墙长边; 由于格室数目较多, 六室墙内部土芯应力重叠现象严重, 即“群墙效应”明显, 从而使得内摩阻力的发挥十分有限; 在较大荷载下, 端部边角位置处会出现较为严重的应力集中现象, 在基础设计时应引起重视; 在加载过程中, 基础的荷载传递特性表现为逐渐由“端承-摩擦墙”向“摩擦-端承墙”转变。

关键词: 敏感性分析; 接触面参数反演; 格栅式地下连续墙; 竖向承载特性; FLAC^{3D}

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)08-1456-10

作者简介: 吴九江(1988-), 男, 博士, 讲师, 主要从事地基基础方面的研究工作。E-mail: wujiujiang1988@126.com。

Numerical analysis for vertically loaded lattice-shaped diaphragm wall based on an approach for determining interfacial parameters

WU Jiu-jiang^{1,2}, WEN Hua¹, CHENG Qian-gong², ZHANG Jian-lei², LI Yan²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Southwest University of Science and Technology, Mianyang 621010, China;

2. Department of Geological Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 611756, China)

Abstract: As a new type of bridge foundation, the vertical behavior of lattice-shaped diaphragm wall (hereinafter for LSDW) is rarely studied by now. An approach for determining interfacial parameters is proposed based on the sensitivity analysis. Then, a numerical analysis for the main tower foundation of the Aomori bridge foundation (an LSDW with six chambers) is conducted to investigate the vertical behavior of LSDWs based on the proposed approach for determining interfacial parameters. It is found that the computed $Q-s$ curve agrees well with the measured data and the proposed approach can be then verified essentially. The distribution of the outer skin friction varies along with the wall body from different directions, and the outer skin friction at the corner location is the largest. The exertion degree of the inner skin friction is limited to a relatively small scale owing to that the chamber number of the foundation is large enough. Stress concentration occurs at the corner part of the wall bottom when the load level is relatively high, which should be noticed during the design phase. During the whole loading process, the foundation changes from an end-frictional bearing wall to a frictional-end bearing one.

Key words: sensitivity analysis; determination of interfacial parameter; LSDW; vertical bearing behavior; FLAC^{3D}

0 引 言

所谓格栅式地下连续墙(lattice shaped diaphragm wall)是指相邻的地下连续墙墙体采用刚性接头连接, 形成平面闭合的矩形框架并设置顶板的基础形式, 也可称之为矩形闭合型地下连续墙基础^[1-3]。基础横断面中, 仅有一个闭合格室的称为单室地下连续墙基础, 具有两个以上闭合格室的称为格栅式地下连续墙基础^[4],

其构造形式如图1所示。

在日本, 格栅式地下连续墙(以下简称格栅式地

基金项目: 国家自然科学基金重点基金项目(41530639); 国家自然科学基金面上基金项目(41172260, 41372292); 长江学者和教育部创新团队发展计划项目(IRT13092); 西南科技大学博士基金项目(15zx7152)

收稿日期: 2015-07-20

*通讯作者(E-mail: chengqiangong@swjtu.edu.cn)

连墙)已在桥梁基础工程中取得了较广泛的应用^[5-6]。在国内,目前的研究主要针对单室地下连续墙桥梁基础^[7-9],而关于格栅式地下连续墙基础的研究尚处于起步阶段。程谦恭^[10]介绍了格栅式地下连续墙用于抗地震液化的机理与应用前景。吴九江等^[4]对采用相近材料用量的3种基础形式(群桩与单室、两室格栅式地连墙)进行了两组对比模型试验。结果表明在软土地基,采用地下连续墙基础替代群桩将会起到提高基础承载力,减少沉降量等的作用。

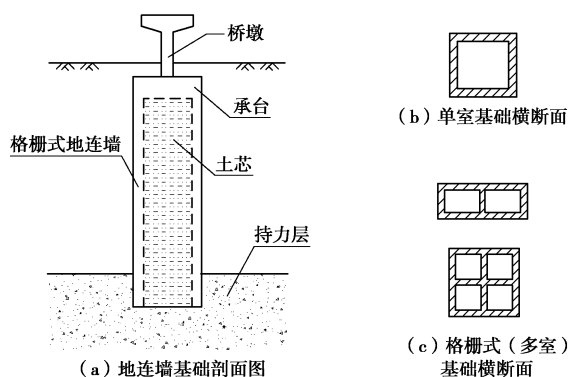


图1 格栅式地下连续墙构造形式

Fig. 1 Structural layout of LSDWs

近年来,在中国的一些水利水电护堤结构及基坑的围护结构中也采用了该类型的基础形式,相关学者也对其做了一些研究工作。侯永茂^[11]在原位静载试验和三维有限元分析的基础上,对格形地下连续墙的竖向承载机理进行研究,并提出格形地下连续墙竖向承载力的简化计算公式。陈希等^[12]等运用离心试验来模拟格型地下连续墙在砂土及黏土中的受力性状,结果表明土质对于格型地下连续墙的受力变形性状影响很大,在黏土中试验的土压力、墙体弯矩、墙体变形都大于在砂土中的试验结果。以上学者研究的地下连续墙与用作桥梁基础的多室格栅式地连墙在构造要求与承载特性等方面存在着很大的差异,目前关于格栅式地连墙桥梁基础的国内外研究成果仍然较少。

对于格栅式地连墙而言,由于土芯的存在,其墙-土相互作用是十分复杂的^[13]。而土与结构接触面的力学特性研究,是土体与结构物相互作用研究的核心问题之一^[14],亦是解决土与结构物相互作用问题的前提^[15]。因此,本文在分析接触面参数敏感性的基础上,提出了一种墙-土接触面参数反演的分析方法。利用该方法,对日本青森大桥主塔P9基础(六室墙)进行了数值模拟,详细地分析了基础在施工荷载下内、外侧摩阻力及端阻力等的空间分布及发展变化规律。同时,数值计算的结果很好地验证了接触面参数反演方法的正确性。

1 接触面参数反演方法的提出

1.1 接触面参数敏感性分析

结构物-土相互作用是极其复杂的,侧摩阻力的发挥在不同土层深度往往是不同步的,为简化计算,本文以均匀砂土层中单室墙(单室型格栅式地下连续墙)为例,如图2所示,研究墙-土相互作用过程中内、外墙接触面参数的敏感性。文中,墙-土接触面参数的初始值为: $k_{n0}=1.27 \times 10^7 \text{ N/m}^3$, $k_{s0}=1.27 \times 10^7 \text{ N/m}^3$, $c_{c0}=2 \text{ kPa}$, $\varphi_{c0}=35^\circ$ 。

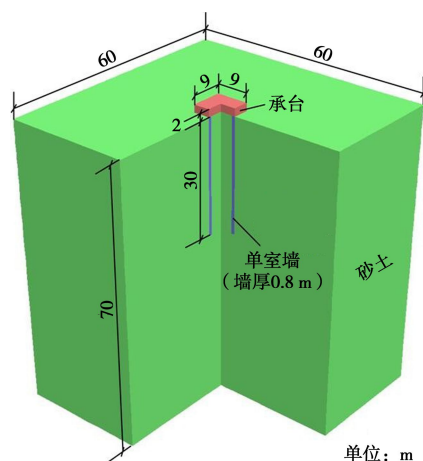


图2 单室墙计算模型

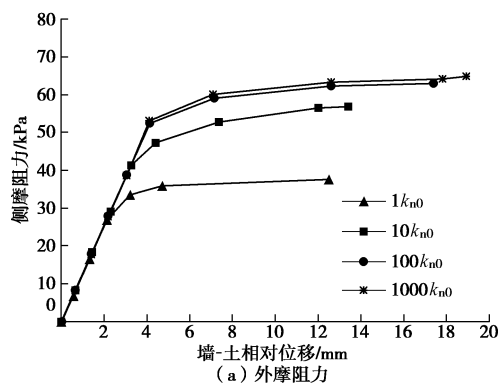
Fig. 2 Basic example of an LSDW with a single chamber

(1) 法向刚度 k_n

在保持其他接触面参数不变的情况下,变化法向刚度 k_n 的取值,分别为接触面初始值 k_{n0} 的不同倍数对单室墙进行分级加载计算,最终可得出图3所示的不同接触面法向刚度 k_n 下,墙身内、外摩阻力随墙-土相对位移的变化发展情况。

从图3可以看出:

a) 不同法向刚度 k_n 下,无论是外摩阻力还是内摩阻力,墙身侧摩阻力随墙-土相对位移的发展曲线(即 $f-\Delta s$ 曲线)在起始直线段基本重合,说明接触面参数的变化并不引起 $f-\Delta s$ 曲线斜率的变化,即墙侧摩阻力在未达到极限值前,并不受 k_n 的影响。



(a) 外摩阻力

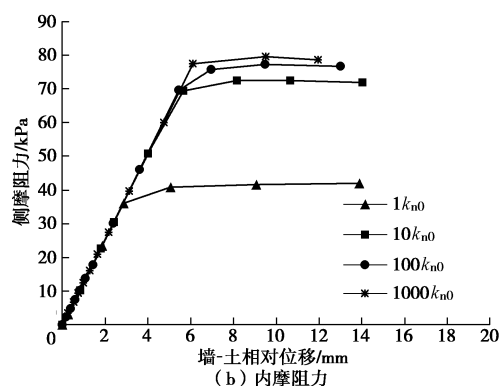


图3 墙身侧摩阻力随墙-土相对位移的变化

Fig. 3 Variation of skin friction with Δs

b) 随着法向刚度的增大,基础的极限侧摩阻力值存在着上升的趋势,当法向刚度增大至一定数值时,极限侧摩阻力又趋于稳定, k_n 应取较大值以避免墙身处发生较大的法向墙土嵌入变形^[15],因此在后文的算例中,均取 $k_n=100 k_{n0}$ 。

(2) 切向刚度 k_s

在保持其他接触面参数不变的情况下,变化切向刚度 k_s 的取值,分别为初始值 k_{s0} 的不同倍数,计算结果如图4所示,从中可知:

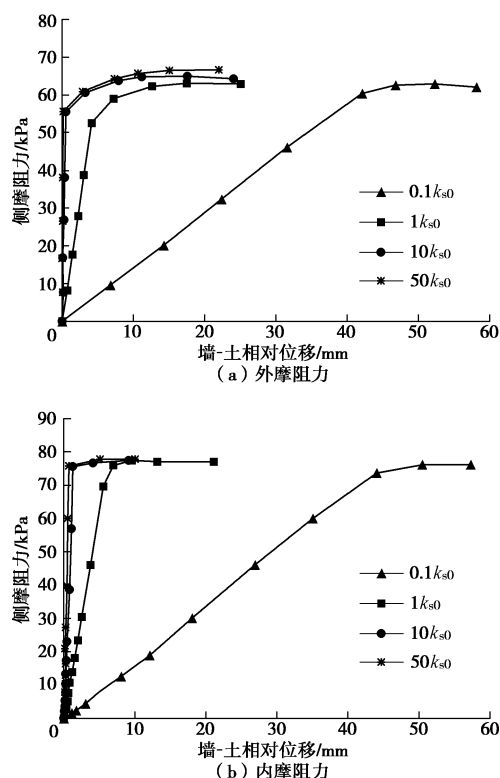


图4 墙身侧摩阻力随墙-土相对位移的变化

Fig. 4 Variation of skin friction with Δs

a) 接触面剪切刚度 k_s 的变化并不引起基础极限侧摩阻力值的较大改变,不同接触面剪切刚度 k_s 取值下,基础的内、外侧极限侧摩阻力值基本为一定值,极限外摩阻力约为 65 kPa,极限内摩阻力处于 75 kPa

左右。

b) 无论外摩阻力还是内摩阻力,接触面剪切刚度 k_s 均与基础 $f-\Delta s$ 曲线直线段的斜率相关,且呈非线性正相关的关系,即随着剪切刚度 k_s 的增加,基础的 $f-\Delta s$ 曲线直线段斜率呈增长趋势,基础达到极限侧摩阻力值时的墙-土相对位移逐渐减小,但当剪切刚度 k_s 增加至一定程度时 (10 倍初始值), $f-\Delta s$ 曲线直线段斜率趋于稳定。

(3) 界面黏聚力 c_c

从墙身侧摩阻力随墙-土相对位移的 $f-\Delta s$ 变化曲线 (图5) 可看出,无论是外摩阻力还是内摩阻力,不同界面黏聚力 c_c 的下,基础 $f-\Delta s$ 曲线直线段斜率保持不变,且基础的极限侧摩阻力值与界面黏聚力 c_c 的大小成正比,但相差较小。不同 c_c 下的极限侧摩阻力差值大小基本为 c_c 值的变化大小 ($c_{c0}=2$ kPa)。

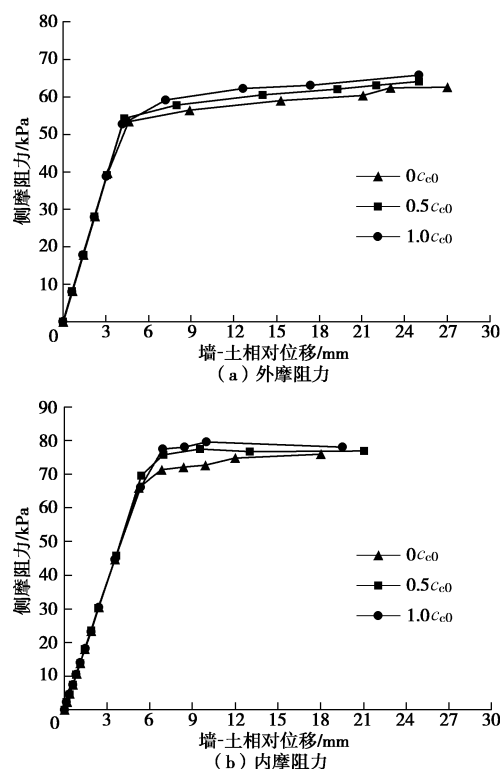


图5 墙身侧摩阻力随墙-土相对位移的变化

Fig. 5 Variation of skin friction with Δs

界面黏聚力对墙侧摩阻力的影响规律可用莫尔-库仑剪切理论解释,如下式^[16]:

$$F_{smax} = c_{if} A + \tan \varphi_{if} F_n, \quad (1)$$

式中,接触面发生相对滑动所需要的切向力为 F_{smax} ,即为极限侧摩阻力,接触面的法向力 F_n ,即为墙周竖向土压力, A 为墙-土接触面积, c_{if} 为接触面的黏聚力, φ_{if} 为接触面的摩擦角。

由式 (1) 可知,由于本文采用地基为砂土,其与单室墙接触的黏聚力较小,而当接触面黏聚力 c_{if} 变化较小时,基础界面极限摩阻力 F_{smax} 的变化幅度

也将较小。

(4) 界面摩擦角 φ_c

从墙身的 $f-\Delta s$ 曲线 (图 6) 可以看出, 不同界面摩擦角 φ_c 下, $f-\Delta s$ 曲线直线段斜率基本保持不变, 表明基础的侧摩阻力在未达到极限值时的发展情况相近, 因此在不同界面摩擦角 φ_c 下, 基础的极限侧摩阻力值与界面摩擦角 φ_c 的大小成正比。

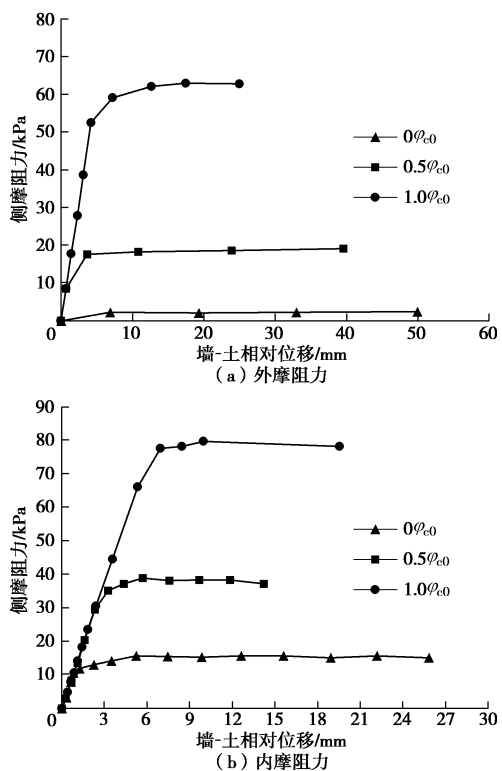


图 6 墙身侧摩阻力随墙-土相对位移的变化
Fig. 6 Variation of skin friction with Δs

上述 φ_c 对墙侧摩阻力的影响规律同样可用莫尔-库仑剪切理论解释, 当接触面黏聚力 φ_{if} 变化时, 式(1)中的 $\tan \varphi_{if}$ 值浮动较大, 从而使得界面极限摩阻力 F_{smax} 发生较大的变化。

1.2 接触面参数反演方法的提出

如前文所述, 对于竖向受力单室墙而言, 可以得出关于接触面参数选取中的以下规律:

(1) 对于墙身不同位置而言, 由于土压力分布情况的不同, 基础的极限侧摩阻力值并不相同, 但随着接触面参数的变化, 内、外墙的墙-土接触面均表现出相近的变化特性。

(2) 接触面剪切刚度 k_s 与基础 $f-\Delta s$ 曲线直线段的斜率有关, k_s 越大则曲线直线段斜率就越大, 从而造成相同极限侧摩阻力下, k_s 越大则基础达到极限侧摩阻力时的墙-土相对位移愈小, 因此 k_s 的合理选取对于侧摩阻力的发挥显得比较重要。

(3) 界面摩擦角 φ_c 与界面黏聚力 c_c 的大小与墙侧摩阻力呈正相关关系, 并可用莫尔-库仑剪切理论进

行分析, 相比界面黏聚力而言, 界面摩擦角对基础侧摩阻力产生了更大影响。

因此, 在无室内及现场直剪试验提供的接触面参数建议值时, 竖向受荷地下连续墙的接触面计算参数可按照下式初步确定:

$$k_n = 100k_s \quad , \quad (2)$$

$$k_s = G_{soil} \quad , \quad (3)$$

$$\varphi_c = \arctan[(f_{max} - c_c)/\sigma_{soil}] \quad , \quad (4)$$

$$c_c = n \cdot c_{soil} \quad , \quad (5)$$

式中, G_{soil} 为相邻土体的剪切模量, f_{max} 为相邻土体的实测或规范极限侧摩阻力值, σ_{soil} 为接触面点处的法向土压力值, n 为折减系数, 根据摩擦特性的好坏, 对于现浇混凝土墙段可取 0.8, 对于预制墙段可取 0.5, c_{soil} 为相邻土体的黏聚力。

基于以上分析, 并考虑实际工程可能存在的不同情况, 将格栅式地下连续墙墙-土接触面参数反演分析的方法概括如图 7 所示。

2 青森大桥主塔 P9 基础数值模拟

2.1 工程概况

日本青森大桥, 是建设在临港公路 2 号线上的三跨单索面斜拉桥, 该桥跨越青森火车站和青森港, 主跨 240 m, 桥长 498 m, 桥全宽 25 m。青森大桥采用了预应力混凝土的双塔柱, 其主塔 P9 及柱墩均采用了六室型格栅式地连墙基础, 其详细几何构造及所在地层剖面情况如图 8 所示。

2.2 场地土性参数的确定

为便于分析, 青森大桥所在场地地层至上而下简化为 4 层, 分别为淤泥质细砂 (深度 0~25 m)、火山灰质砂 (深度 25~34 m)、淤泥 (深度 34~40 m)、细砂 (下边界), 土层的参数取值见表 1 所示。

表 1 场地土性参数的确定

Table 1 Parameters of in-situ soil

项目	K /MPa	G /MPa	c /kPa	φ /($^\circ$)	ρ /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)
淤泥质细砂	5.58	4.51	4	18	1850
火山灰质砂	20.64	16.67	6	38	2050
淤泥	10.21	8.25	17	11	1900
细砂	19.52	15.77	4	36	2000

在完成场地土层的相关物理力学参数确定后, 利用前文提出的墙-土相互作用接触面参数的反演分析方法, 可初步确定墙-土接触面的相关参数取值, 如表 2 所示。

2.3 模型的建立与荷载等级

利用有限差分 FLAC^{3D} 软件, 严格按照图 8 所示的日本青森大桥六室墙基础的几何尺寸进行数值模型

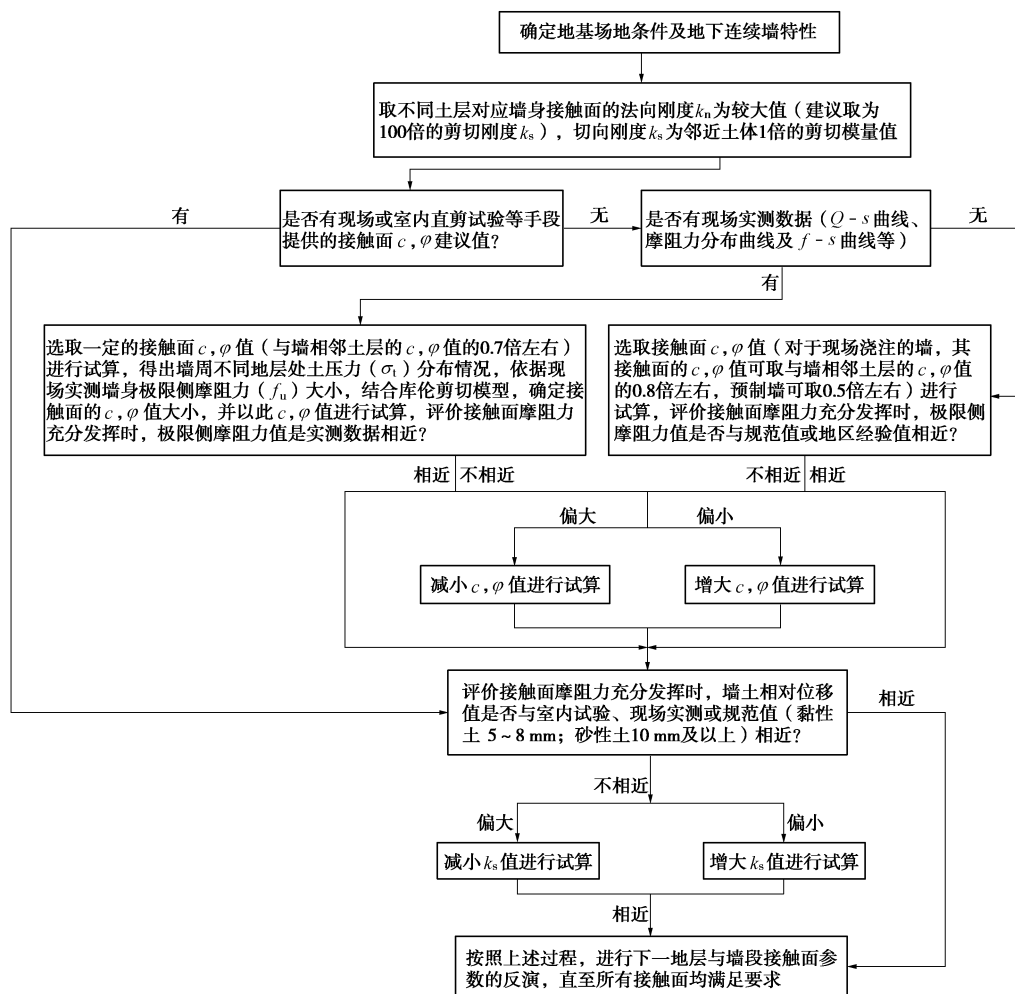


图7 墙-土接触面参数反演分析流程图

Fig. 7 Flow chart for determining interface parameters

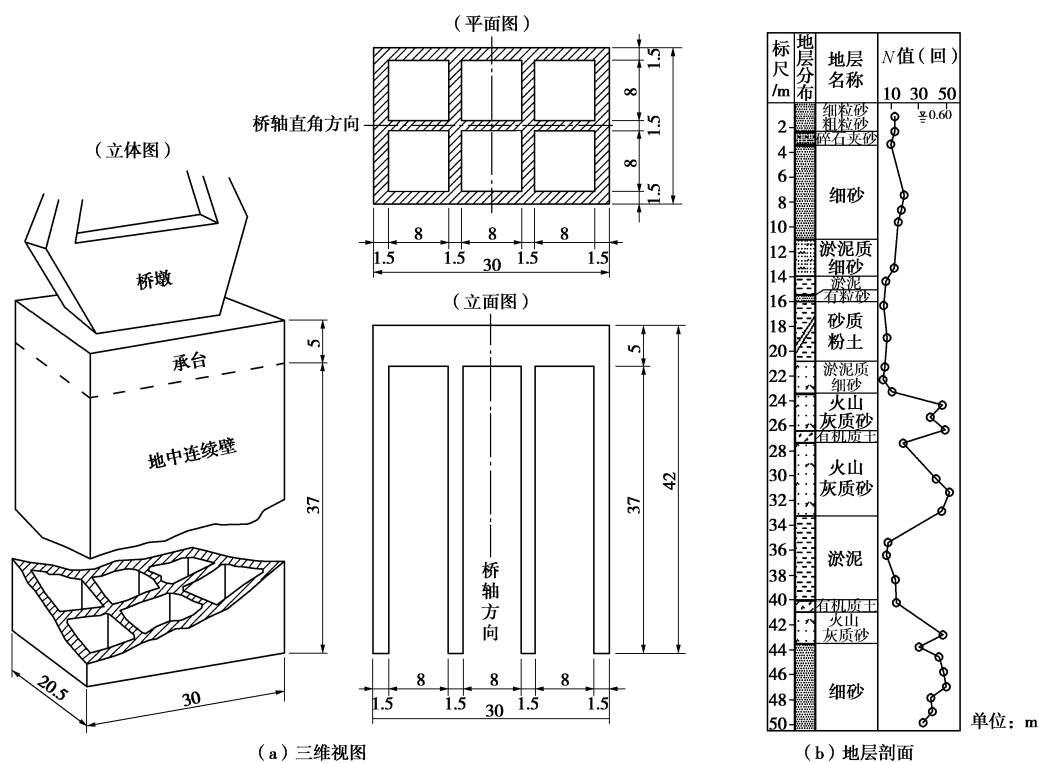
图8 日本青森大桥主塔P9基础^[17]Fig. 8 Foundation of main tower P9 of Aomori bridge^[17]

表 2 墙-土接触面参数

Table 2 Parameters of wall-soil contact surface				
项目	k_n	k_s	c_c	φ_c
	$/(N \cdot m^{-3})$	$/(N \cdot m^{-3})$	$/kPa$	$/(^{\circ})$
淤泥质细砂	1×10^9	4.51×10^6	2.8	12.6
火山灰质砂	1×10^9	16.67×10^6	4.2	26.6
淤泥	1×10^9	8.25×10^6	11.9	7.7
细砂	1×10^9	15.77×10^6	2.8	25.2

的建立。其中，模型的计算边界规定为：水平向为 $6L$ （ L 为格栅式地连墙承台的长度），竖向为 $2.5D$ （ D 为格栅式地连墙的埋深）。最终建立完成的数值计算模型如图 9 所示。

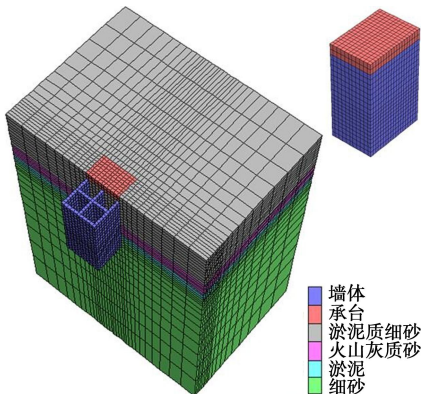


图 9 日本青森大桥主塔 P9 基础数值计算模型

Fig. 9 Main tower foundation P9 of Aomori bridge

荷载为现场实际施工荷载，等级共为 7 级，分别为：73.55 MN（顶板完成），100.03 MN（桥脚完成），147.1 MN（主塔完成），200 MN，250 MN，294.2 MN（中央连接完成），343.23 MN（桥面施工完成）。

3 数值计算结果及分析

3.1 $Q-s$ 曲线分析

在自重条件下，对模型进行初始应力平衡后，即对六室墙基础模型进行加载计算。图 10 为各级荷载下，数值计算的 $Q-s$ 曲线与现场实测值^[17]的对比图。其中，实测 $Q-s$ 曲线中的沉降值为上文中简化荷载等级作用下的沉降值。

由图 10 可知，在各级荷载下，数值计算及实测的 $Q-s$ 曲线均基本呈线性变化，这是由于六室墙基础较大的基础刚度所造成的。在上部荷载下，基础的荷载-沉降曲线基本为缓变型。此外，从图中可以看出，相同荷载等级下，数值计算的沉降数据与实测值大小基本相同，计算与实测 $Q-s$ 曲线较为吻合。说明本次数值模拟中土层参数的取值相对合理，同时按照前文方法确定地下连续墙接触面参数的方法是可行的。因此，本次数据模拟的结果能够在一定程度上定量的反映原型的竖向承载特性。

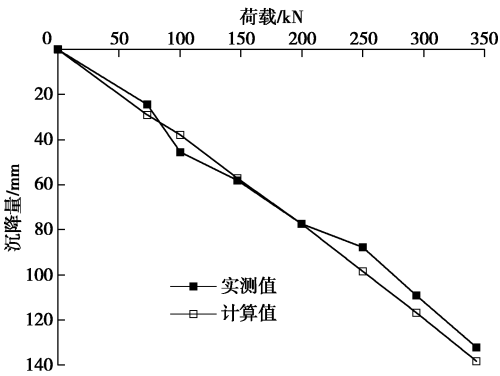
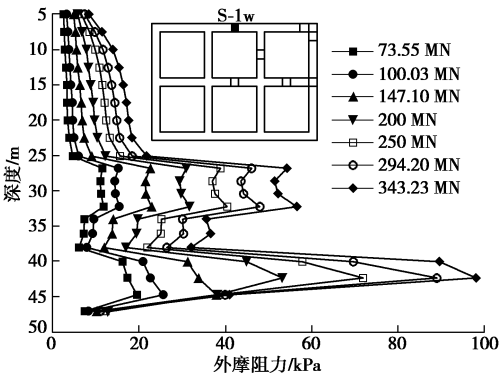


图 10 基础实测及数值计算 $Q-s$ 曲线

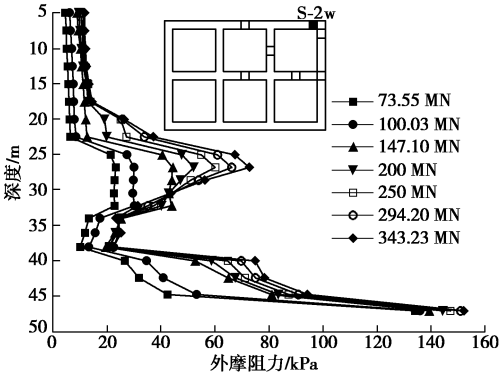
Fig. 10 $Q-s$ curves of numerical results and measured data

3.2 外侧摩阻力分布

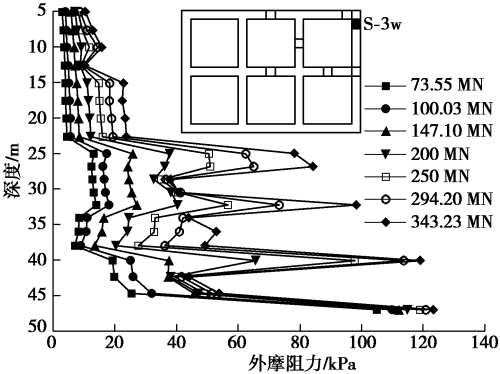
图 11 为各级荷载下，不同墙段位置处，基础的外摩阻力分布规律图。其中，图 11（b）、（c）给出位于边角位置处墙段的外摩阻力分布，图 11（a）、（d）则给出中部墙段的外摩阻力分布。对比图 11（a）~（d）可以看出：



(a) S-1墙段外摩阻力分布



(b) S-2墙段外摩阻力分布



(c) S-3墙段外摩阻力分布

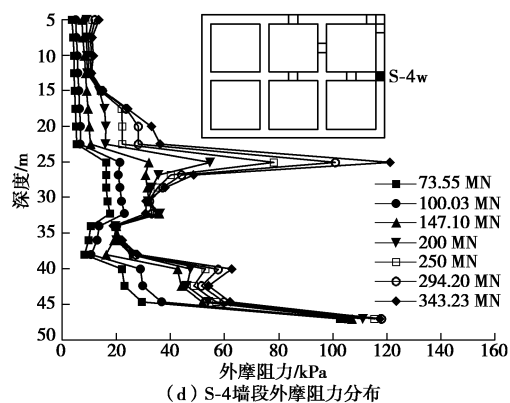


图 11 基础不同墙段位置外摩阻力分布图

Fig. 11 Distribution of outer friction at different positions of wall section

(1) 不同墙段位置处的外侧摩阻力值均随荷载的增加而增大, 且外侧摩阻力沿着墙身深度在不同土层中的发挥程度是不一致的。各级荷载下, 不同墙端位置处的外侧摩阻力沿深度方向的取值及分布规律均存在较大的差别。在相同荷载等级下, 处于外墙中段处 (S-1w 与 S-4w 墙段) 的外侧摩阻力值明显小于同深度位置处的边角位置墙段 (S-2w 与 S-3w 墙段) 的外侧摩阻力值。

(2) 对于相近位置墙段处的外侧摩阻力而言, 其分布变化规律亦存在着较大的不同。如对于处于长边中段位置的 S-1w 与短边中段位置的 S-4w 外侧摩阻力分布而言, 位于短边中段位置处的外侧摩阻力的发挥程度明显大于长边位置处的外侧摩阻力。

(3) 基础外侧摩阻力的分布受周围土性影响较大, 具体表现为相同荷载等级下, 外侧摩阻力在土性参数较弱的土层表现为较小值, 在土性参数较强的土层其值则较大。如图 11 (a) 所示, 各级荷载下, 处于上部淤泥质细砂 (深度 5~25 m 范围内) 与中下部淤泥 (深度 34~40 m 范围内) 的基础外摩阻力值, 明显小于处于中部火山灰质砂 (深度 25~34 m 范围内) 与底部细砂 (深度 40~47 m 范围内) 的基础外摩阻力值。总体而言, 基础外摩阻力在外墙边角位置处的发挥程度最高, 且外墙短边的外侧摩阻力发挥程度略高于外墙长边的外侧摩阻力。

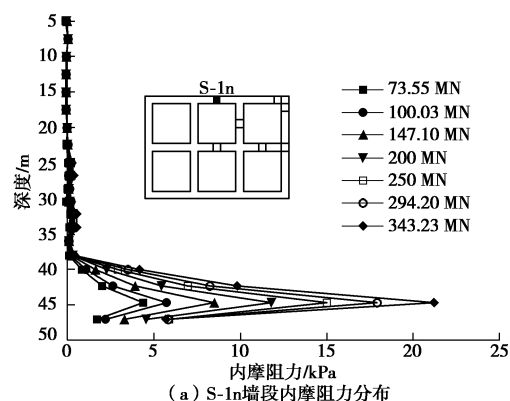
3.3 内侧摩阻力分布

图 12 为各级荷载下, 不同墙段位置处, 基础的内摩阻力分布规律图。由图可以看出:

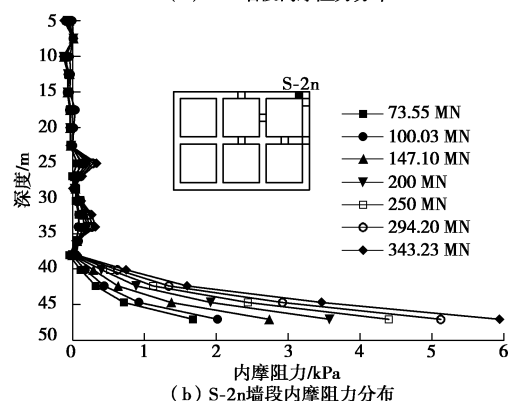
(1) 由于格室数目较多, 六室墙内部土芯应力重叠现象严重, 即“群墙效应”明显, 从而使得内摩阻力的发挥十分有限, 因此与基础外摩阻力值 (图 11) 相比, 基础内摩阻力的大小相对较小。

(2) 墙段中部 (无论是外墙还是内墙) 的内摩阻

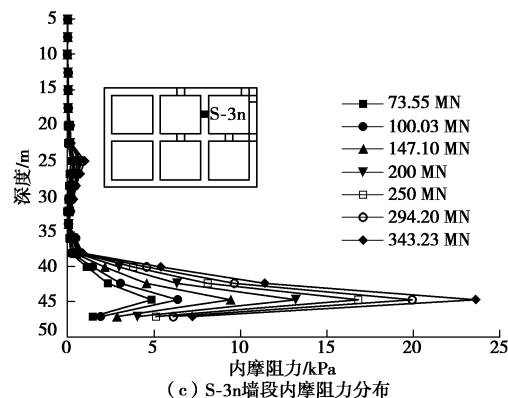
力的大小及分布规律均十分相近。因此, 对于格栅式地连墙基础而言, 将某一墙段中部的内摩阻力分布来估计其他墙段分布是可行的。



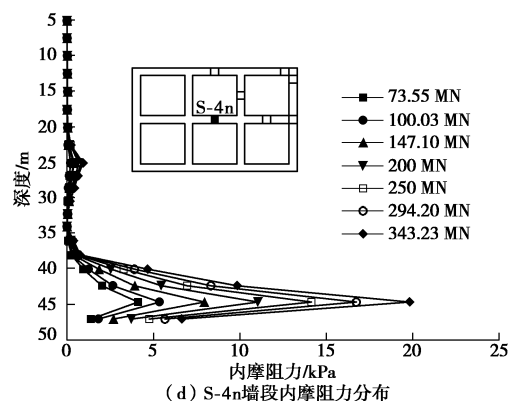
(a) S-1n 墙段内摩阻力分布



(b) S-2n 墙段内摩阻力分布



(c) S-3n 墙段内摩阻力分布



(d) S-4n 墙段内摩阻力分布

图 12 基础不同墙段位置内摩阻力分布图

Fig. 12 Distribution of internal friction at different positions of wall section

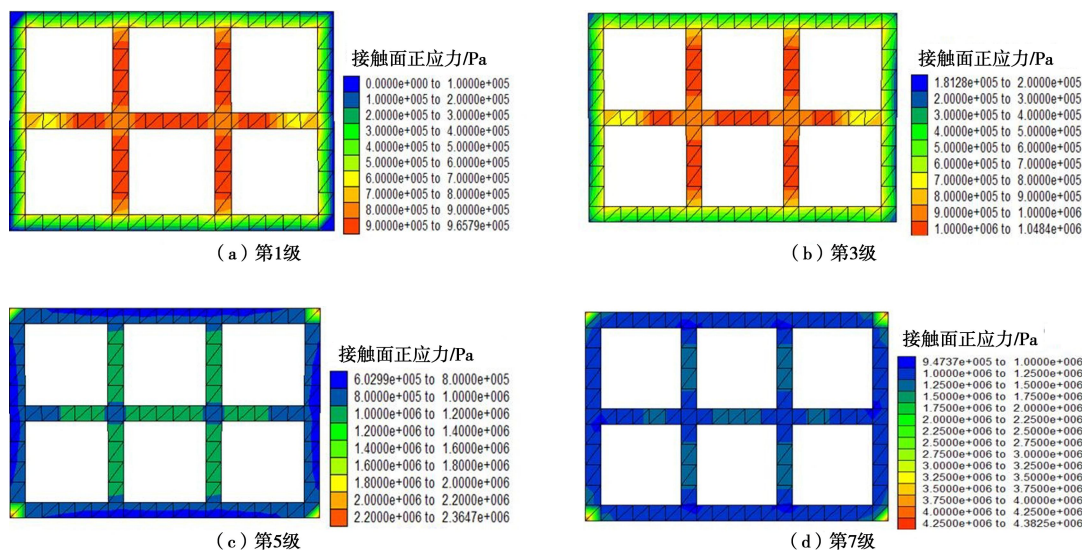


图 13 不同荷载等级下墙端所受压应力分布云图

Fig. 13 Distribution of foot resistance under different loads

(3) 与外摩阻力分布规律不同的是, 基础边角处的内摩阻力值 (特别是靠近底部位置处) 相比墙段中部位置处的值反而较小。侯永茂^[18]对竖向受荷格栅式地连墙进行数值分析发现, 墙芯土端土体附加应力分布呈现明显的空间特性, 紧邻纵墙和隔墙处附加应力最大, 距离纵墙和隔墙越远, 附加应力越小, 中心位置附加应力最小。六室墙内摩阻力在边角及中部墙段处的差异, 是由于土芯内部的附加应力与外部土体的附加应力的不同所造成的。

3.4 端阻力分析

图 13 为选取主要加载等级 (第 1、3、5、7 级) 下, 墙端接触面所受压应力 (即端阻应力) 的分布云图, 从中可以反映出墙端所受阻力在空间上的发展变化情况, 由图 13 可以得出:

(1) 在基础所受荷载等级较小时, 如第 1 级 (图 13 (a)) 及第 3 级 (图 13 (b)) 下, 基础端阻力值表现为中间区域大, 四周区域小的特点, 这与矩形基础在承受上部荷载时初期的应力分布规律相似。

(2) 当荷载等级较大时, 如图 13 (c)、(d) 所示的第 5 级及第 7 级荷载下, 基础的端阻力整体上呈较均匀的分布形式, 但在四周的边角位置处呈现出较大的应力值, 即出现了比较严重的应力集中现象。在基础设计时, 应对墙端边角位置处采取适当的加固措施, 或采用圆弧形的基础外墙边角形式, 以避免应力集中所造成的墙端边角处应力值超过墙身材料抗压强度的发生, 从而保证基础不产生局部失稳和破坏。

3.5 荷载分担情况

图 14 为青森大桥主塔 P9 基础 (六室墙) 各级荷载下, 基础的荷载分担百分比情况。图 14 中, 为区别

侧摩阻力的分担情况, 将内、外摩阻力分开表示。

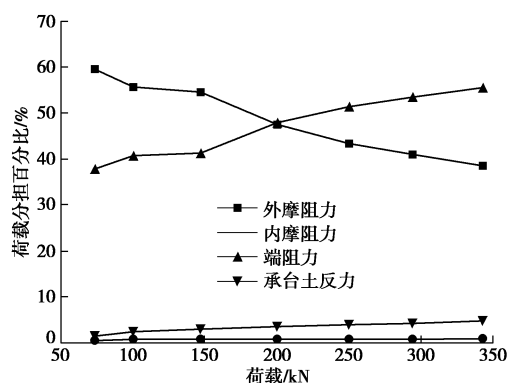


图 14 基础荷载分担比

Fig. 14 Load sharing ratios of foundation

由图 14 可以发现:

(1) 基础的内摩阻力与承台土反力所分担的荷载百分比均较小, 在整个加载过程中均未超过 5%。六室墙基础内摩阻力所分担的荷载百分比极小, 说明格栅室数目的增加对内摩阻力的影响是极大的。

(2) 基础的外侧摩阻力与端阻力在整个加载过程中对上部荷载的分担起到了主导的作用。在第一级荷载下, 外摩阻力荷载分担百分比为 59.68%, 而端阻力的荷载分担百分比为 38.13%, 同时由于承台土反力及内摩阻力所占荷载比例较小, 因此六室墙基础的荷载承担整体表现为“端承-摩擦墙”的形式。但随着荷载等级的增加, 外摩阻力的荷载分担百分比逐渐降低, 而端阻力的荷载百分比逐渐上升。最终, 在最后一级荷载下, 外摩阻力荷载分担百分比降至 38.67%, 而端阻力的荷载分担百分比则上升 55.65%, 基础整体表现为“摩擦-端承墙”的形式。在整个加载的过程

中,随着沉降量的增加,基础的荷载传递特性变现为逐渐由“端承-摩擦墙”向“摩擦-端承墙”转变。

4 结论与建议

本文在墙-土接触面参数敏感分析的基础上,提出了一种接触面参数反演的分析方法。同时利用该方法,对日本青森大桥主塔 P9 基础(六室墙)进行了数值模拟。通过本文的研究,可以得出以下 5 点结论。

(1) 本文所提出的接触面参数反演的分析方法较为实用与便捷。通过六室墙的数值模拟可知,计算所得的 $Q-s$ 曲线与实测曲线基本吻合,从而验证了本文所提出接触面参数反演方法的正确性。

(2) 基础的外侧摩阻力沿墙身在深度和宽度方向上表现为空间差异分布,外侧摩阻力在外墙边角位置处的发挥程度最高,且外墙短边的外侧摩阻力发挥程度略高于外墙长边的外侧摩阻力。

(3) 由于格室数目较多,六室墙内部土芯应力重叠现象严重,即“群墙效应”明显,从而使得内摩阻力的发挥十分有限。无论外墙还是内墙,墙段中部的内摩阻力的大小及分布规律均十分相近。

(4) 当承受较大上部荷载时,端部边角位置处会出现较为严重的应力集中现象。在基础设计时,应对墙端边角位置处采取适当的加固措施,以避免应力集中所造成的墙端边角处应力值超过墙身材料抗压强度的发生。

(5) 在整个加载的过程中,随着沉降量的增加,基础的荷载传递特性表现为逐渐由“端承-摩擦墙”向“摩擦-端承墙”转变。

参考文献:

- [1] WEN Hua, CHENG Qian-gong, MENG Fan-chao, et al. Diaphragm wall-soil-cap interaction in rectangular closed diaphragm wall bridge foundations[J]. *Frontiers of Structural and Civil Engineering*, 2009, **3**(1): 93 - 100.
- [2] 丛蔼森. 地下连续墙的设计施工与应用[M]. 北京: 水利水电出版社, 2002. (CONG Ai-sen. Design and construction application of diaphragm wall[M]. Beijing: China Water and Power Press, 2002. (in Chinese))
- [3] 文 华, 程谦恭, 陈晓东, 等. 矩形闭合地下连续墙桥梁基础竖向承载特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(12): 1823 - 1830. (WEN Hua, CHENG Qian-gong, CHENG Xiao-dong, et al. Study on bearing performance of rectangular closed diaphragm walls as bridge foundation under vertical loading[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2007, **29**(12): 1823 - 1830. (in Chinese))
- [4] 吴九江, 程谦恭, 文 华, 等. 软土地基格栅式地下连续墙与群桩桥梁基础竖向承载性状对比模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(9): 1733 - 1744. (WU Jiu-jiang, CHENG Qian-gong, WEN Hua, et al. Vertical bearing behaviors of lattice shaped diaphragm walls and group piles as bridge foundations in soft soils[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, **36**(9): 1733 - 1744. (in Chinese))
- [5] 地中連続壁基礎協会. 地中連続壁基礎工法ハンドブック (設計編) [M]. 东京: 総合土木研究所, 1993. (Japan Association of Diaphragm Wall. Underground continuous wall foundation engineering (Design method)[M]. Tokyo: The Japan Research Public Works Research Institute, 1993. (in Japanese))
- [6] 吴九江, 程谦恭, 文 华. 地下连续墙基础在日本的多样化发展[J]. 工业建筑, 2013, **43**(1): 70, 144 - 149. (WU Jiu-jiang, CHENG Qian-gong, WEN Hua. Overview of the variety of diaphragm wall foundation developed in Japan in recent years[J]. *Industrial Construction*, 2013, **43**(1): 70, 144 - 149. (in Chinese))
- [7] 李 涛. 黄土地区桥梁挖井基础设计方法研究[J]. 岩土工程学报, 1997, **19**(3): 47 - 54. (LI Tao. Research on the calculation of diaphragm wall as bridge foundation in loess[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1997, **19**(3): 47 - 54. (in Chinese))
- [8] 戴国亮, 龚维明, 周香琴, 等. 单室井筒式地下连续墙水平承载力试验与计算方法研究[J]. 建筑结构学报, 2012, **33**(9): 67 - 73. (DAI Guo-liang, GONG Wei-ming, ZHOU Xiang-qin, et al. Experiment and analysis on horizontal bearing capacity of single-chamber closed diaphragm wall[J]. *Journal of Building Structure*, 2012, **33**(9): 67 - 73. (in Chinese))
- [9] 文 华, 程谦恭, 宋 章. 矩形闭合地下连续墙基础负摩阻力试验研究[J]. 岩土工程学报, 2008, **30**(4): 541 - 548. (WEN Hua, CHENG Qian-gong, SONG Zhang. Model tests on negative skin friction of rectangular closed diaphragm wall foundation[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2008, **30**(4): 541 - 548. (in Chinese))
- [10] 程谦恭. 格栅式地下连续墙桥梁基础抗地震液化机理研究[J]. 学术动态, 2014(1): 35 - 44. (CHENG Qian-gong. Mechanism of LSDW as bridge foundation against seismic liquefaction[J]. *Academic News*, 2014(1): 35 - 44. (in Chinese))
- [11] 侯永茂. 软土地层中格形地下连续墙围护结构性状研究

- [D]. 上海: 上海交通大学, 2010. (HOU Yong-mao. Behavior of cellular diaphragm wall in soft soil[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2010. (in Chinese))
- [12] 陈 希, 徐 伟, 左玉柱. 格型地下连续墙工作性状的离心模型试验研究[J]. 工业建筑, 2013, 43(2): 67 - 71. (CHEN Xi, XU Wei, ZUO Yu-zhu. Centrifugal model tests on mechanical property of cellular diaphragm wall[J]. Industrial Construction, 2013, 43(2): 67 - 71. (in Chinese))
- [13] CHENG Qian-gong, WU Jiu-jiang, SONG Zhang, et al. The behavior of a rectangular closed diaphragm wall when used as a bridge foundation[J]. Frontiers of Structural and Civil Engineering, 2012, 6(4): 398 - 420.
- [14] 张 嘎, 张建民. 大型土与结构接触面循环加载剪切仪的研制及应用[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(2): 149 - 153. (ZHANG Ga, ZHANG Jian-min. Development and application of cyclic shear apparatus for soil-structure interface[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(2): 149 - 153. (in Chinese))
- [15] 周爱兆, 卢廷浩, 刘 尧. 土与结构接触面力学特性研究现状与展望[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2007, 35(5): 524 - 528. (ZHOU Ai-zhao, LU Ting-hao, LIU Yao. Current research and prospect of mechanical behaviors of soil-structure interfaces[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2007, 35(5): 524 - 528. (in Chinese))
- [16] 陈育民, 徐鼎平. FLAC/FLAC^{3D} 基础与工程实例[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2009. (CHENG Yu-min, XU Ding-ping. FLAC/FLAC^{3D} foundation and engineering application[M]. Beijing: China Water Power Press, 2009. (in Chinese))
- [17] 佐々木光春, 田中毅, 瀧内義男. 青森ベイブリッジ主塔基礎工事パイプ継手を用いた地中連続壁基礎の施工[J]. 土と基礎, 1993, 41(6): 59 - 62. (SASAKI M, TANAKA T, TAKIUCHI Y. Construction of main tower foundation of Aomori Bay Bridge: work of diaphragm wall foundations with pipe joints[J]. Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1993, 41(6): 59 - 62. (in Japanese))
- [18] 侯永茂. 复合土钉墙支护基坑颗粒流数值模拟研究格形地下连续墙竖向承载特性研究[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(4): 701 - 708. (HOU Yong-mao. Vertical bearing behaviors of cellular diaphragm wall[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(4): 701 - 708. (in Chinese))

第九届全国基坑工程研讨会(第2号通知)

由中国建筑学会建筑施工分会基坑工程专业委员会主办, 郑州大学、中国人民解放军总参谋部工程兵科研三所等联合承办的“第九届全国基坑工程研讨会”将于2016年10月20日—22日在河南省郑州市召开。为进一步加强论文征集, 并推进基坑工程主题摄影展等相关工作, 现发出会议第2号通知。

会议主题: ①基坑工程与边坡工程设计理论与工程实践; ②特殊土基坑工程与边坡工程; ③基坑工程环境影响评估与控制; ④基坑工程的风险与评估及安全管理; ⑤基坑工程放陈和监测的新技术、新方法和新设备; ⑥建筑深基坑工程施工安全技术规范(JGJ311—2013)实施应用案例; ⑦地下工程与基坑工程装配化; ⑧地下综合管廊建设中的开挖问题; ⑨重、大、深基坑工程的典型案例和基坑工程事故分析。

会议论文征集: 投稿论文须符合上述会议主题, 且未经发表。投稿时须向会务组提交全文电子文件(投稿邮箱附后), 稿件请参与《岩土力学》基刊的格式要求进行排版。

对经学术委员会推荐、相关期刊编委会评审通过的论文将以《岩土力学》正刊、《岩土力学》增刊和《建筑科学》增刊等形式出版; 经学术委员会评审通过的所有论文将以论文集的形式出版。

论文提交截止日期: 2016年5月1日。论文录用通知及修改通知日期: 2016年6月1日。论文修改返回日期: 2016年7月1日。

摄影图片征集: 为加强学术界与工程界的相互交流, 本次大会拟开展以基坑工程为主题的摄影展, 现进行基坑工程摄影图片征集活动。会议期间将展出优秀摄影作品, 并进行公众评奖和专家评奖, 获奖作品将在大会上进行颁奖。

征集的摄影图片要求能反映基坑工程技术进步、新工艺工法、基坑工程对周边环境的影响及事故与安全等方面的主题, 每人提交图片限于10张, 每张图片附100字以内的文字说明。

提交的摄影图片应拥有自主版权, 并请于8月31日前发至会务摄影图片征集邮箱。

会议秘书处联系地址: 地址: 河南省郑州市科学大道100号郑州大学土木工程学院, 邮编: 450001, 联系电话: 李永辉 15736727876, 靳军伟 18638766102, 张浩 13937126709。

会议论文提交电子邮箱: jkgc2016@126.com。摄影图片提交电子邮箱: jkgc2016pic@126.com。会议网站: <http://www.jkgc2016.org>。

(大会组委会 供稿)