

文章编号:1672-3961(2025)05-0120-10

DOI:10.6040/j.issn.1672-3961.0.2024.135

基坑全回收 HLC 组合钢桩工作机理

李连祥^{1,2,3}, 邱叶凡^{1,2*}, 韩一鸣^{1,2}, 张菊连⁴, 李庆中⁵, 车秀熙^{1,2}

(1.山东大学基坑与深基础工程技术研究中心, 山东 济南 250061; 2.山东大学土建与水利学院, 山东 济南 250061; 3.山东高速岩土工程有限公司, 山东 济南 250102; 4.上海宏信设备工程有限公司, 上海 201806; 5.瑞马丸建(安徽)工程支护科技有限公司, 安徽 马鞍山 243003)

摘要:为优化 H 型钢-拉森钢板桩连接(H-pile and Larsen sheet pile connected, HLC)组合钢桩在基坑支护中的应用,解决现有设计中 H 型钢和钢板桩土压力分担不明确的问题,本研究采用理论分析、现场实测和数值模拟相结合的方法,推导了 HLC 组合钢桩在理想状态和实际状态下惯性矩的计算公式,提出截面刚度折减系数与协同系数的计算方法,分析 HLC 钢桩刚度折减系数沿深度的变化规律,从而表征整体结构的工作性能。结果表明,各个支护桩的土压力分担比不符合理论刚度分配规律,单独钢板桩的土压力分担比可达 10%,实际支护刚度应考虑各支护单元间的相互作用。该研究可为悬臂式 HLC 基坑支护结构设计提供理论参考。

关键词: HLC 钢桩; 钢板桩; 截面应力; 刚度折减; 协同系数

中图分类号: TU392.1 **文献标志码:** A

引用格式: 李连祥, 邱叶凡, 韩一鸣, 等. 基坑全回收 HLC 组合钢桩工作机理[J]. 山东大学学报(工学版), 2025, 55(5): 120-129.

LI Lianxiang, QIU Yefan, HAN Yiming, et al. The working mechanism of HLC composite steel pile with full recovery in foundation pit [J]. Journal of Shandong University (Engineering Science), 2025, 55(5): 120-129.

The working mechanism of HLC composite steel pile with full recovery in foundation pit

LI Lianxiang^{1,2,3}, QIU Yefan^{1,2*}, HAN Yiming^{1,2}, ZHANG Julian⁴, LI Qingzhong⁵, CHE Xiuxi^{1,2}

(1. Shandong University Foundation Pit and Deep Foundation Engineering Technology Research Center, Jinan 250061, Shandong, China; 2. College of Civil Engineering and Water Conservancy, Shandong University, Jinan 250061, Shandong, China; 3. Shandong Hi-Speed Geotechnical Engineering Co., Ltd., Jinan 250102, Shandong, China; 4. Shanghai Hongxin Equipment Engineering Co., Ltd., Shanghai 201806, China; 5. Ruima Wanjian (Anhui) Construction Protecting Technology Co., Ltd., Maanshan 243003, Anhui, China)

Abstract: To optimize the application of HLC composite steel piles in foundation pit support and solve the problem of unclear soil pressure sharing between H-shaped steel and steel sheet piles in the existing design, this study adopted a combined method of theoretical analysis, on-site measurement, and numerical simulation. The calculation formulas for the moment of inertia of HLC composite steel piles in ideal and actual states were derived. The calculation methods for the section stiffness reduction coefficient and the synergy coefficient were proposed. The variation law of the stiffness reduction coefficient of HLC composite steel piles along the depth was analyzed to characterize the working performance of the overall structure. The results showed that the earth pressure sharing ratio of each supporting pile did not conform to the theoretical stiffness distribution law, with that of a single steel sheet pile reaching up to 10%. The actual supporting stiffness should take into account the interaction between the supporting units. This study could provide a theoretical reference for the design of cantilever HLC foundation pit support structures.

Keywords: HLC steel pile; steel sheet pile; section stress; stiffness reduction; cooperativity coefficient

收稿日期: 2024-06-17

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51508310); 山东省优秀中青年科学家科研基金资助项目(BS2013SF024); 济南市科技计划资助项目(201201145)

第一作者简介: 李连祥(1966—), 男, 河北唐山人, 教授, 博士生导师, 博士, 主要研究方向为基坑工程理论与技术。E-mail: jk_doctor@163.com

* 通信作者简介: 邱叶凡(2000—), 女, 山东潍坊人, 硕士研究生, 主要研究方向为基坑全回收围护结构。E-mail: 2430276544@qq.com

0 引言

推动全回收基坑支护技术的发展是中国基坑工程高质量发展的重要方向^[1-3],相较于《建筑基坑支护技术规程》(JGJ 120—2012)^[4]中传统基坑支护结构的“临时性”设计(长期遗留地下),该技术优化应用可回收支护构件,符合绿色、环保、低碳的理念。U 型钢板桩、H 型钢是常用的全回收支护构件。由于钢板桩刚度较弱,限制了其支护的基坑深度,H 型钢刚度较强,二者结合形成的 H 型钢-拉森钢板桩连接(H-pile and Larsen sheet pile connected, HLC)组合钢桩拓展了全回收围护结构的应用^[1]。已有研究表明^[5-6]:由于钢板桩间的锁扣搭接导致剪切力传递损失,钢板桩、HLC 组合钢桩(以下简称 HLC)并不能够发挥理论截面整体刚度支护作用;而且 H 型钢和 U 型钢板桩均为循环使用构件,按照现有截面模量和钢材强度的设计方法没有考虑刚度折减和循环使用缺陷累积^[7],存在安全隐患。HLC 工作机理及其循环使用强度控制理论值得研究和关注。

HLC 工作机理决定钢板桩、H 型钢强度设计方法。目前有关钢板桩的研究成果较多,HLC 的工作性状研究较少。文献[8-11]建立了基于钢板桩锁扣相互作用的有限元模型,研究了锁扣摩擦对钢板桩抗弯刚度的影响,发现稳定工作状态下钢板桩墙的刚度随着锁扣摩擦系数的增大呈非线性增大的趋势;文献[12-13]通过对钢板桩横截面正应力进行分析,给出钢板桩墙刚度折减系数计算公式;文献[14-15]依托工程实例,研究了 HLC 的内力变形,进行了稳定性验算,但未深入分析钢板桩和 H 型钢的各自工作机理;文献[16-19]研究了 H 型钢和 U 型钢板桩连接(H-pile and U-pile connected, HUC)组合钢桩的刚度随跨中曲率增大的变化规律,分析了钢板桩与 H 型钢的锁扣摩擦对整体惯性矩的影响,提出 H 型钢与钢板桩所承受的弯矩与它们的抗弯刚度有关,可为本研究提供参考。总体看,现有 HLC 强度计算方法^[1]缺

少 HLC 工作机理有效支撑。

为确定 H 型钢与钢板桩在基坑支护中的作用、建立 HLC 强度计算理论,本研究基于实际工程,采用现场监测与数值模拟,建立了 HLC 整体刚度的计算方法,获得了 H 型钢和钢板桩的协同系数,揭示了支护条件下 H 型钢和钢板桩(简称 HU1)组合构件土压力竖向分担比例和中性轴变化规律,为进一步研究 HLC 多循环强度控制理论奠定了基础,也可作为实际工程设计提供参考。

1 HLC 截面应力分析

1.1 HLC 组合钢桩

HLC 组合钢桩分为内置式和外置式两种,两种截面型式如图 1 所示。

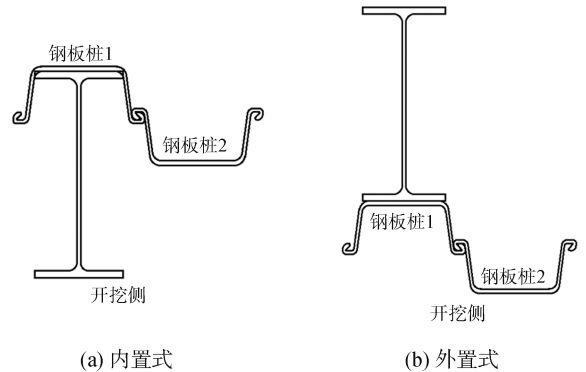


图 1 HLC 截面型式

Fig.1 Section type of HLC

实际工程中,大多采用内置式,本研究选取内置式 HLC 组合钢桩研究 H 型钢、钢板桩协同工作性状。钢板桩 1(简称 U1)与 H 型钢(简称 H)之间直接摩擦接触或通过土体摩擦接触,钢板桩 2(简称 U2)则通过锁扣与 U1 相连。

1.2 HLC 截面工作性状数值试验

选定珠三角典型软土地层中的砂质黏性土进行单一土层 HLC 悬臂式支护开挖模型的数值试验,土体和钢材参数见表 1。模型的总体尺寸设定为 35 m(长)×20 m(宽)×2 m(高),开挖深度为 5 m,一次开挖到底。HLC 支护桩的长度为 9 m,其中嵌固长度为 4 m。

表 1 试验模型参数表

Table 1 Table of parameters for test model

材料	本构	密度/ ($g \cdot m^{-3}$)	弹性模量/ kPa	泊松比	黏聚力/ kPa	内摩擦角/ ($^{\circ}$)	屈服应力/ 10^5 kPa
土体	Mohr-Coulomb	1 800	3.50×10^4	0.20	23	24	
钢材	弹塑性	7 850	2.06×10^9	0.28			3.90

为确保数值模拟的准确性与稳定性,模型的各个界面均固定,防止不必要的边界效应。同时,对模型进行了合理的网格划分,以提高计算精度。本研究建立的数值模型如图2所示。

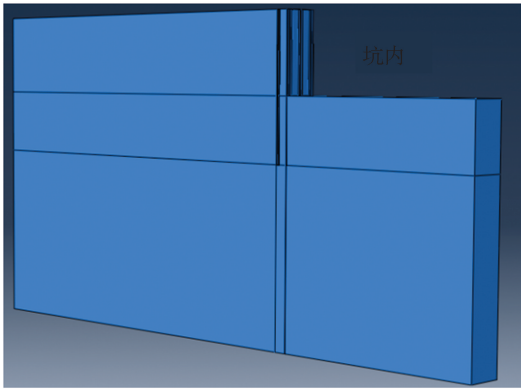


图2 HLC 基坑支护开挖模型

Fig.2 HLC foundation pit support excavation model

完成数值模型设置后,进行数值运算,获得基坑开挖后的水平位移结果,沿桩身提取 U1、U2 的水平位移,得到如图3所示的两条曲线。

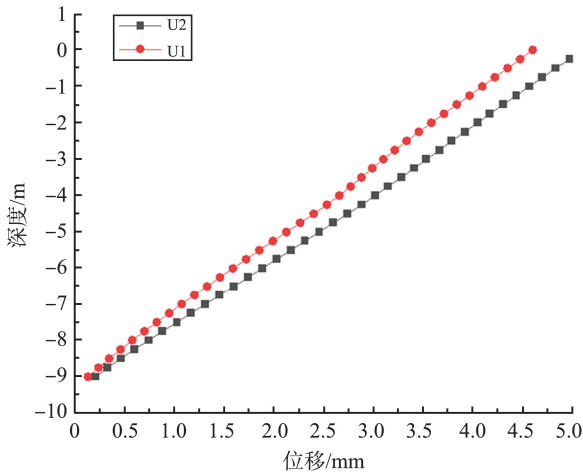


图3 HLC 不同深度钢板桩位移比较

Fig.3 Comparison of displacement of steel sheet piles at different depths of HLC

图3曲线表明:U2 位移大于 U1,U2 相对于 U1 有向坑内移动的趋势。由此可得各自锁扣处的受力方向。以此相对位移变化为基础研究 HLC 的受力本质(以开挖面以上为例),如图4所示。

图4(a)中,初始 HU1、U2 受到来自土体水平方向的主动土压力 P_a ,有 H 支撑的 U1 的刚度远大于 U2,因此 U2 会相对于 HU1 向坑内移动。两侧锁扣之间的压力 T_N 阻碍 U2 的水平位移,增加 HU1 的水平位移。受力后支护桩发生变形,土压力 P_a 对横截面产生弯矩 M_1 、 M_2 使其向坑内弯曲,锁扣夹紧,如图4(b)。由于弯曲程度不一致钢板桩之间有相对滑动的趋势,横截面水平方向上的压力 T_N 转变为竖

向的剪切力 T (即摩擦力),且随着深度增加锁扣越来越紧, T 逐渐增大,经过钢板桩锁扣间剪切力 T 的传递,HLC 支护桩的各个单元实现了力的传递再分配,导致最终各自承担的土压力和弯矩发生变化。

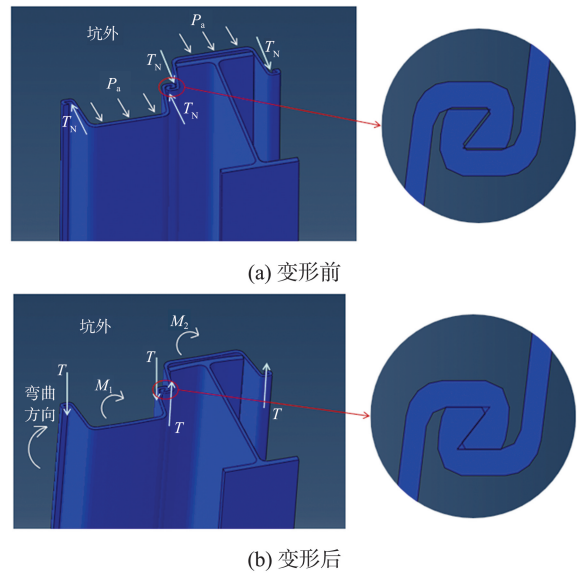


图4 HLC 悬臂式支护单元受力分析

Fig.4 Stress analysis of HLC cantilever support unit

1.3 HLC 截面弯矩和应力模型

将 HLC 视为弹性体,认为变形后的 HLC 截面仍然为一个平面并且垂直于桩墙轴线,即仍满足平截面假定^[8]。钢板桩两侧锁扣处的剪切力并不作用在各自的理想中性轴上,会产生偏心力矩使得中性轴发生偏移。

根据 1.2 节的试验模型,提取 HLC 在不同深度处的应力分布。在剪切力 T 不完全传递状态下,截面正应力可以看做两部分作用的叠加:一是不考虑锁扣摩擦作用,只有土压力在钢板桩截面上产生的弯曲应力,相当于单桩状态下的弯曲应力,用 σ_M 表示;二是锁扣摩擦力单独作用下截面上产生的正应力,用 σ_T 表示。正应力叠加示意图如图5所示。图5中 e_1 为 HU1 的理想中性轴到实际中性轴的距离, e_2 为 U2 的理想中性轴到实际中性轴的距离。

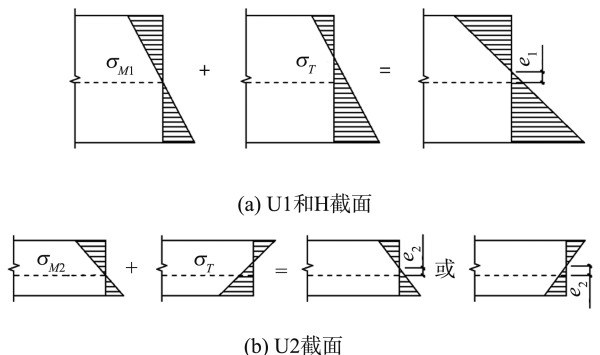


图5 正应力叠加示意图

Fig.5 Normal stress superposition diagram

图 5(a)中,对于 HU1 的截面应力,土压力产生的弯矩 M_1 引起的应力与剪切力 T 引起的应力方向相同,叠加后的应力绝对值更大。图 5(b)中,对于 U2 的截面应力,土压力产生的弯矩 M_2 引起的应力与剪切力 T 引起的应力方向相反,叠加后的应力绝对值变小;且在 $\sigma_M > \sigma_T$ 时,应力方向与 σ_M 相同,在 $\sigma_M < \sigma_T$ 时,应力方向与 σ_M 相反。

HLC 的中性轴不在锁扣所在轴线,当 HLC 处于桩间锁扣剪切力不完全传递状态时,锁扣剪切力对 HLC 截面产生附加力矩。这个力矩会影响支护桩弯曲,所以土压力在 HLC 截面上产生的弯矩一部分由其截面直接承担,另一部分被锁扣间摩擦作用抵消,或和锁扣间摩擦作用相叠加。

2 HLC 协同工作分析

2.1 截面受力分析方法

(1) 正应力计算公式

根据《材料力学》^[20],压弯构件的正应力可由叠加原理得

$$\sigma = \frac{F}{A} + \frac{My}{I}, \quad (1)$$

式中, F 为轴向力, M 为弯矩, A 为截面面积, I 为截面惯性矩, y 为以中性轴为原点的坐标。

(2) 轴心受力构件与偏心受力构件转换

根据《混凝土结构原理》^[21],轴心受力构件与偏心受力构件转换图如图 6 所示。若构件的截面上同时承受轴向力 N 和弯矩 M ,可将其看作是偏心距为 e_0 ($e_0 = M/N$)、偏心力为 N 的偏心受力构件,反之亦然。

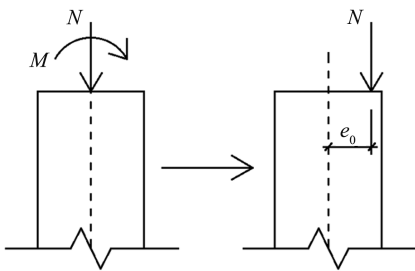


图 6 轴心受力构件与偏心受力构件转换
Fig.6 Conversion of axial force member and eccentric force member

(3) HLC 受力分析

HU1 的受力如图 7 所示。其中钢板桩的锁扣中心线为 X_0-X_0 , y_0 为 HU1 的理想中性轴到钢板桩锁扣中心线的距离。HU1 受到土压力作用在理想中性轴的弯矩 M_1 和两侧锁扣的剪切力 T ,根据图 6

中的理论,可将左右两侧锁扣的剪切力 T 转换为作用在理想中性轴上的剪切力 $2T$ 和与土压力弯矩 M_1 同方向的大小为 $2Ty_0$ 的弯矩。因此这一部分共受到大小为 $2T$ 的轴向力和大小为 $M_1 + 2Ty_0$ 的弯矩。

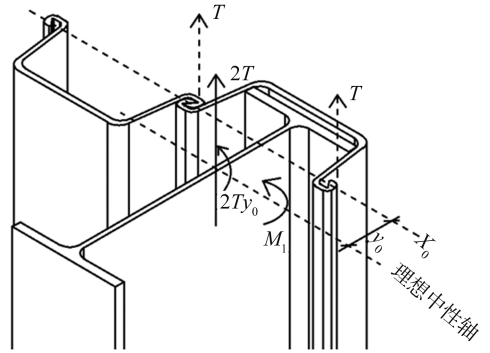


图 7 HU1 的受力简图
Fig.7 Stress diagram of HU1

U2 的受力如图 8 所示,图 8 中 y'_0 为 U2 的理想中性轴到钢板桩锁扣中心线的距离。受力分析同上,U2 共受到大小为 $2T$ 的轴向力和大小为 $M_2 - 2Ty'_0$ 的弯矩。

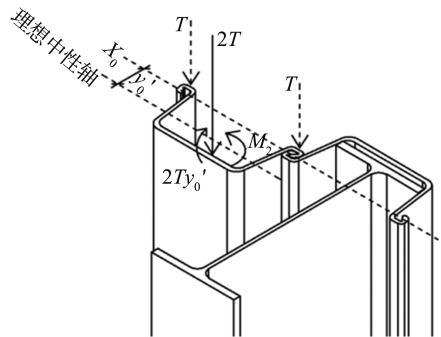


图 8 U2 的受力简图
Fig.8 Stress diagram of U2

2.2 刚度折减系数公式推导

2.2.1 钢板桩 1 和 H 型钢部分

HU1 截面实际惯性矩推导如图 9 所示。

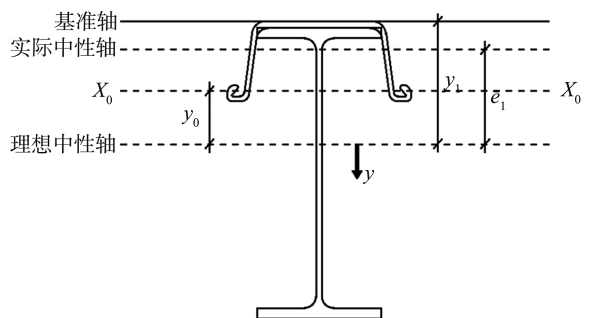


图 9 HU1 的实际惯性矩推导示意图
Fig.9 Schematic diagram of the actual moment of inertia derivation for HU1

在某一截面,HU1 受到来自土压力的弯矩 M_1 和两侧锁扣的剪切力 T ,由此可计算距离 HU1 理想

中性轴 y 处的应力

$$\sigma_{y1} = \frac{M_1 + 2Ty_0}{I_1 2} y + \frac{2T}{A_1 + A_2}, \quad (2)$$

由平行移轴公式可得

$$I_{12} = I_1 + I_2 + \frac{A_1 A_2 (y_H - y_{U1})^2}{A_1 + A_2}, \quad (3)$$

式中: A_1 、 A_2 分别为钢板桩、H 型钢的截面面积, cm^2 ; y_0 为钢板桩锁扣中心到 HU1 的理想中性轴的距离, cm ; I_{12} 为 HU1 的理想惯性矩, cm^4 ; I_1 、 I_2 分别为钢板桩、H 型钢的惯性矩, cm^4 ; y_{U1} 为 U1 理想中性轴到基准轴的距离, cm ; y_H 为 H 理想中性轴到基准轴的距离, cm 。

由于应力在中性轴处(当 $y = -e_1$ 时)为 0, 代入上式可得锁扣中的剪切力

$$T = \frac{M_1 e_1 (A_1 + A_2)}{2 [I_{12} - y_0 e_1 (A_1 + A_2)]}, \quad (4)$$

迎土面处(即 $y = -y_1$ 处)的应力

$$\sigma_{w1} = -\frac{M_1 + 2Ty_0}{I_{12}} y_1 + \frac{2T}{A_1 + A_2}, \quad (5)$$

将公式(4)代入公式(5)后化简得

$$\sigma_{w1} = -\frac{M_1 (y_1 - e_1)}{I_{12} - y_0 e_1 (A_1 + A_2)}, \quad (6)$$

因此 HU1 的实际惯性矩为

$$I_{U1+H} = I_1 + I_2 + \frac{A_1 A_2 (y_H - y_{U1})^2}{A_1 + A_2} - y_0 e_1 (A_1 + A_2). \quad (7)$$

2.2.2 钢板桩 2 部分

U2 截面实际惯性矩推导如图 10 所示。

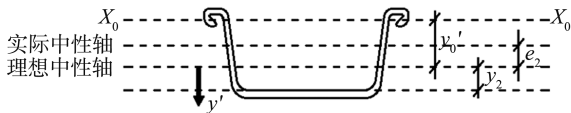


图 10 U2 实际惯性矩推导示意图

Fig.10 Derivation diagram of actual moment of inertia of U2

在某一截面, U2 受到来自土压力的弯矩 M_2 和两侧锁扣的剪切力 T , 由此可列出距离 U2 理想中性轴 y' 处的应力

$$\sigma_{y2} = \frac{M_2 - 2Ty'_0}{I_1} y' - \frac{2T}{A_1}, \quad (8)$$

式中: y'_0 为钢板桩锁扣中心到 U2 理想中性轴的距离, cm 。

由于应力在中性轴处(当 $y' = -e_2$ 时)为 0, 代入上式可解得锁扣中的剪切力

$$T = \frac{M_2 e_2 A_1}{2 (I_1 - y'_0 e_2 A_1)}, \quad (9)$$

迎土面处(即 $y' = y_2$ 处)的应力

$$\sigma_{w2} = -\frac{M_2 - 2Ty'_0}{I_1} y_2 - \frac{2T}{A_1}, \quad (10)$$

将公式(9)代入公式(10)后化简得

$$\sigma_{w2} = \frac{M_2 (y_2 + e_2)}{I_1 - y'_0 e_2 A_1}, \quad (11)$$

因此 U2 的实际惯性矩为

$$I_{U2} = I_1 - y'_0 e_2 A_1. \quad (12)$$

2.2.3 HLC 的刚度折减系数

HLC 的实际惯性矩

$$I_{HLC} = 2I_1 + I_2 + \frac{A_1 A_2 (y_H - y_{U1})^2}{A_1 + A_2} - y_0 e_1 (A_1 + A_2) - y'_0 e_2 A_1. \quad (13)$$

HLC 理想惯性矩的计算示意图如图 11 所示。

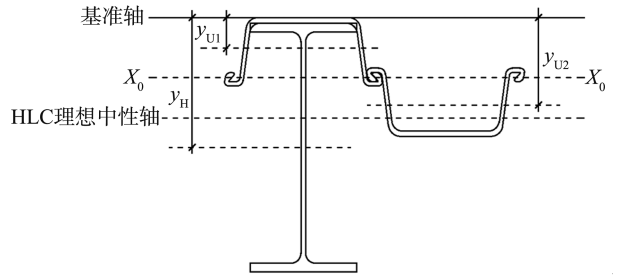


图 11 HLC 理想惯性矩计算示意图

Fig.11 HLC ideal moment of inertia calculation diagram

HLC 的理想状态为 HU1、U2 的实际中性轴均偏移到 HLC 理想中性轴的位置时, 此时 HLC 的理想惯性矩

$$I_C = 2I_1 + I_2 + \frac{A_1 A_2 (y_H - y_{U1})^2}{A_1 + A_2} - y_0 (y_{U1+H} - y_{HLC}) (A_1 + A_2) - y'_0 (y_{HLC} - y_{U2}) A_1, \quad (14)$$

$$y_{HLC} = \frac{A_1 (y_{U1} + y_{U2}) + A_2 y_H}{2A_1 + A_2}, \quad (15)$$

$$y_{U1+H} = \frac{A_1 y_{U1} + A_2 y_H}{A_1 + A_2}, \quad (16)$$

式中: y_{U2} 为 U2 的理想中性轴到基准轴的距离, cm ; y_{HLC} 为 HLC 的理想中性轴到基准轴的距离, cm ; y_{U1+H} 为 HU1 的实际中性轴到基准轴的距离, cm 。

HLC 的刚度折减系数

$$\beta = \frac{I_{HLC}}{I_C}. \quad (17)$$

2.3 钢板桩刚度折减系数公式验证

文献[13]对钢板桩的应力进行了分析, 钢板桩截面刚度折减系数计算如图 12 所示。

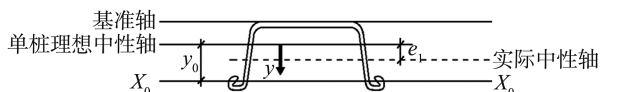


图 12 Tomoya Tominaga 钢板桩截面刚度折减系数计算示意图

Fig.12 The section stiffness reduction calculation of steel sheet pile in Tomoya Tominaga paper

图 12 中, X_0-X_0 为钢板桩锁扣中心线, 以钢板桩单桩中性轴为原点建立坐标。 y_0 为钢板桩单桩理想中性轴到锁扣中心线的距离, 推导得到钢板桩的实际惯性矩

$$I = I_1 + y_0 e_1 A_1 \quad (18)$$

HLC 截面与钢板桩截面的转换如图 13 所示, 虚线标注为有 H 支撑时各个参数的位置, 实线标注为无 H 支撑时各个参数的位置。

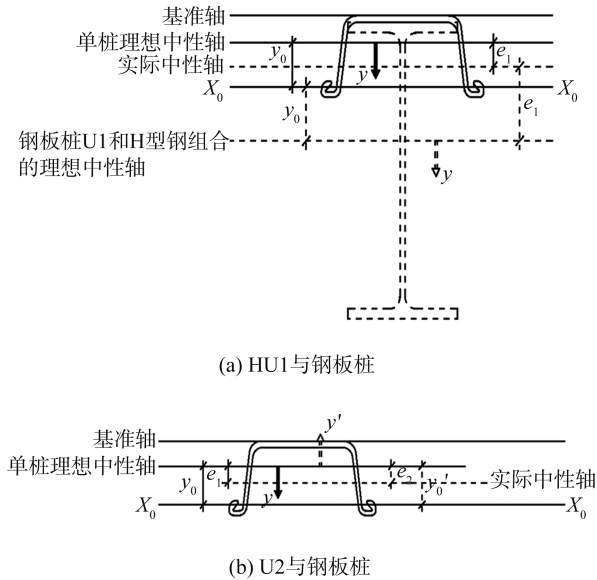


图 13 HLC 截面与钢板桩截面转换示意图

Fig.13 Conversion diagram of HLC section and steel sheet pile section

推导的 HU1 的惯性矩公式中, 令 H 的相关参数为零 (见图 13(a)), 即 A_2, I_2, y_H 为 0; y_0 则由 HU1 的理想中性轴变为钢板桩单桩的中性轴; 此时坐标原点轴位置也发生了变化, 即由实际中性轴的下方移到了上方, 因此 e_1 改变了方向, e_1 前需乘以一个负号; 推导的 U2 惯性矩公式中, 仅坐标系改变了方向 (见图 13(b)), e_2 前需乘以一个负号, 其余符号意义相同, 原公式转换为

$$I_{U1} = I_{U2} = I_1 + y_0 e_1 A_1 \quad (19)$$

公式(19)与公式(18)相同, 验证了 HLC 的实际惯性矩推导的正确性。

2.4 HLC 协同系数定义

HLC 的刚度折减系数的取值范围为零剪力传递状态下的刚度折减系数到完全剪力传递的刚度折减系数 (等于 1), 为了更直观地反映 HLC 的协同效果, 引入一个协同系数 ω 来放大组合惯性矩的变化, ω 的计算公式为

$$\omega = \frac{\beta - \beta_\Sigma}{1 - \beta_\Sigma} \quad (20)$$

$$\beta_\Sigma = \frac{2I_1 + I_2}{I_C} \quad (21)$$

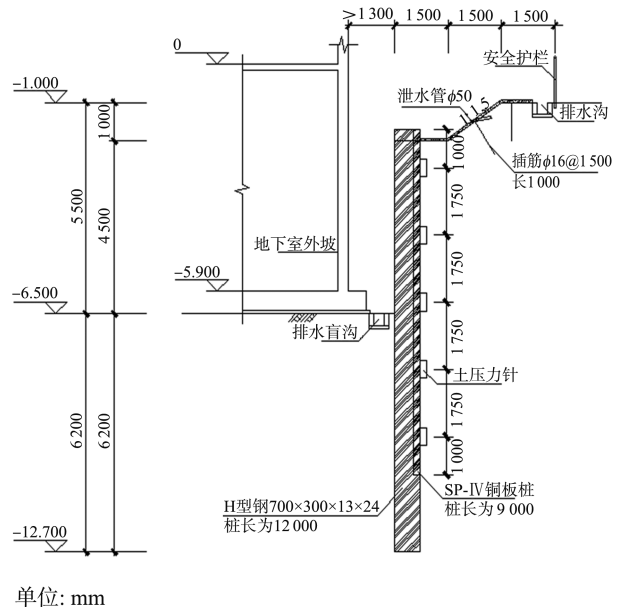
式中, β 为 HLC 的刚度折减系数, β_Σ 为零剪力传递情况下的刚度折减系数。

当 U1 和 H 间距增大时, HLC 的理想惯性矩随之增大。由于两个钢板桩和 H 型钢的单桩刚度之和为定值, 因此 HLC 的理想惯性矩的增大即组合惯性矩的增大。此时, 若仅通过实际惯性矩与理想惯性矩之比 (即折减系数) 评估间距的优劣, 结果可能不够准确。相比之下, 扣除钢板桩和 H 型钢自身刚度后的比值更能真实反映支护结构的协同效应, 从而更符合实际工况需求。

3 基于 HLC 实际工程应用的数值模拟分析

3.1 工程背景

徐州某 HLC 基坑支护开挖工况如图 14 所示。该工程地面标高为 -1.0 m, 坑底标高为 -6.5 m, 基坑挖深 5.5 m。支护形式采用 $1:1.5$ 放坡 (坡高 1 m), 马道宽度为 0.8 m, 组合钢桩采用 12 m 长 H 型钢 (规格 $700 \times 300 \times 13 \times 24$) 和 9 m 长拉森钢板桩 (规格 SP-IV), 桩顶高于坡脚 0.3 m。支护结构采用悬臂式设计, 基坑安全等级为二级。土层物理力学参数详见表 2, 钢板桩和 H 型钢均采用 Q390 型钢。



单位: mm

图 14 HLC 支护剖面图
Fig.14 HLC support section diagram

表2 土层参数表
Table 2 Soil parameters table

土层名称	状态	密度/($\text{g}\cdot\text{m}^{-3}$)	弹性模量/MPa	泊松比	黏聚力/kPa	内摩擦角/($^\circ$)	层厚/m
1 层杂填土	松散	1 800	15.0	0.3	8.0	10.0	3.7
2-2 层粉质黏土	软塑	1 840	9.6	0.3	18.4	8.6	0.5
2-3 层粉土	稍密	1 830	22.8	0.3	8.7	22.6	0.6
2-4 层粉质黏土	软塑	1 730	9.0	0.3	17.9	8.2	1.3
2-5 层黏土	硬塑	1 760	21.0	0.3	48.7	14.3	0.8
3-1 层黏土	硬塑	1 910	33.0	0.3	76.4	16.2	5.6

3.2 现场监测

现场监测方案严格遵循《全回收基坑支护技术规程》^[1]要求,选取3组HLC支护单元进行土压力监测。钢板桩采用振动沉桩,地层下部土质偏硬,为防止振动摩擦导致土压力计脱落,将土压力计内嵌于圆形的空心钢环中。钢环直接焊接在U1的迎土侧,既能对土压力计起保护作用,又能方便监测仪器打入地下,直接测得数据。每组土压力计在距钢板桩顶端1 m处开始焊接,每隔1.75 m焊接一个,共焊接5个。

待基坑开挖完毕后,采用智能测读仪进行现场测量,记录各测点数据 F_i ,并根据每个土压力计的出厂读数 F_0 和标定系数 K 进行校正计算,得到土压力。取3组计算结果的算术平均值,得到最终实测土压力,详见表3。

表3 实测3组平均土压力

Table 3 Measured three groups of average earth pressure

沿钢板桩顶端的深度/m	土压力/Pa
1.00	23 166.1
2.75	53 793.6
4.50	58 433.4
6.25	-157 747.2
8.00	-190 820.9

3.3 数值模拟

采用ABAQUS进行有限元分析,对监测点区段进行基坑开挖支护单元数值模拟。考虑土层深度效应的影响,取土层厚度大于3倍开挖深度,以确保模型的准确性^[22]。为了模型更好收敛,土体宽度选取一个对称支护单元的宽度,并在土体两侧施加固定边界条件^[23]以模拟真实土体状态,具体模型尺寸为 $35\text{ m}\times 2\text{ m}\times 20\text{ m}$ 。土体采用Mohr-Coulomb本构模型,钢材采用弹塑性本构模型(材料参数见表1)。接触面采用罚函数接触算法,根据R. W. Mawer等^[24]对钢板桩锁扣试验的研究,钢板桩锁扣间摩擦系数取0.78,而桩土间摩擦系数一般根据经验公式 $\mu = \tan(0.6 \sim 0.75\varphi)$ 计算取最小值^[25]。

采用悬臂式基坑支护建立HLC模型,对各部件进行以六面体为主的网格划分,如图15所示。

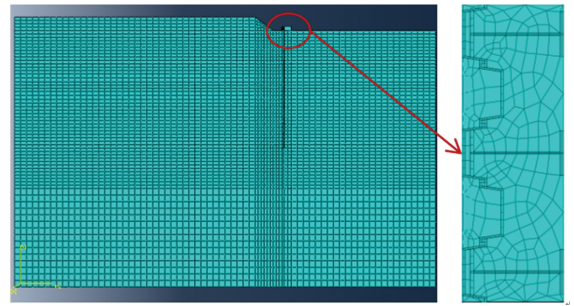


图15 HLC支护的有限元模型网格划分

Fig.15 Mesh generation of finite element model of HLC support

图15中,钢板桩和H型钢的圆角处经过优化取直处理,形成较为规整的网格,且对实际协同效果不产生影响。数值分析分为两个步骤进行:(1)地应力平衡分析,旨在实现初始状态下的地应力分布稳定;(2)对H型钢侧的土体进行一次开挖,在开挖过程中,需取消土体开挖部分的边界条件,并对H型钢开挖侧与土体开挖部分接触面的摩擦进行解除。

3.4 模型验证

为了验证使用ABAQUS数值模型的科学性,根据朗肯土压力公式^[26],对监测点标定的各个深度位置的主动土压力与被动土压力之和进行计算,得到每个点处的土压力理论计算值。

将理论计算值与实测值以及模拟得到的各个点的土压力进行对比,如图16所示。

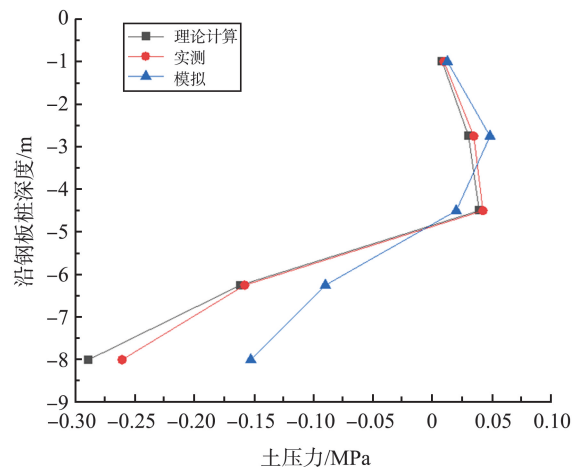


图16 土压力的理论值、实测值与模拟值对比

Fig.16 Comparison of theoretical value, measured value and simulated value of earth pressure

从图 16 可以看出,理论计算值、实测值和数值模拟值的变化趋势一致,且相对误差较小。因此,针对本研究使用 ABAQUS 建立的 Mohr-Coulomb 本构模型计算结果可靠,能够有效反映基坑的变形规律。

4 协同系数的计算

4.1 数值计算

钢板桩和 H 型钢的型号选定后,除 e_1 、 e_2 其他参数都已知,如表 4 所示。因此求得各个截面的实际中性轴的位置即可得到 HLC 的刚度折减系数和协同作用系数,通过模型计算的应力云图数据,选取路径画出图线,应力为 0 对应的位置即为中性轴的位置。理想惯性矩可根据式(14)直接计算,计算结果为 $282\ 559.29\text{ cm}^4$ 。

表 4 HLC 惯性矩计算参数取值

Table 4 HLC moment of inertia calculation parameter values					
I_1/cm^4	I_2/cm^4	A_1/cm^2	A_2/cm^2	y_{U1}/cm	y_{U2}/cm
4 670	197 000	96.99	231.5	6.5	27.5
y_H/cm	y_{U1+H}/cm	y_{HLC}/cm	y_0/cm	y'_0/cm	
40.55	30.5	29.8	13.5	13.5	

沿深度取截面并点取路径画出截面应力曲线,应力为零的位置对应实际中性轴的位置,确定 e_1 、 e_2 的大小,计算刚度折减系数 β ,得到沿深度分布如图 17 所示。

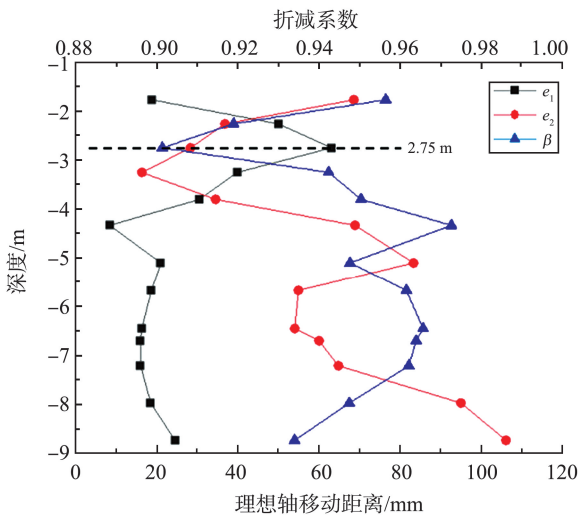


图 17 e_1 、 e_2 及折减系数 β 与深度的关系
Fig.17 The relationship between e_1 、 e_2 reduction coefficient β and depth

图 17 表明, β 随深度的变化趋势与 e_1 呈现的规律(镜像)一致。这是由于 HU1 的截面面积大于 U2,因此在对整体惯性矩的影响上占主导地位。 β

最小值的截面位置位于开挖面以上。刚度折减系数取最小值 $\beta=0.901$,协同系数 $\omega=0.635$ 。

此支护工况下,取钢板桩长度段(9 m)的土压力总和计算一个 HLC 组合单元的土压力分担比^[27],可得 HU1 的土压力分担比为 94.68%,U2 的土压力分担比为 5.32%。基于 H 型钢和钢板桩的截面刚度,理论上按照刚度分配 HU1 承担 97.74% 的土压力,U2 承担 2.26% 的土压力。U2 的实际土压力分担比大于理论刚度土压力分担比,是因为 HLC 各个单元紧密结合时,它们可以共同承受土体的压力,由于二者的协同作用,土压力更加均匀地分担到每个支护单元上。

4.2 施工工艺协同效果优化

在特定的地质下,土层参数等条件是确定的。HLC 支护方案选定后,为了提高其整体性能,除了在顶端设置冠梁外,还可以通过调整其他因素改善。通过 ABAQUS 有限元软件,对 HLC 在不同工况下的支护情况进行模拟,计算不同施工工艺下的协同系数,以寻找最优方案。

4.2.1 H 型钢和钢板桩之间的空隙留土影响

现场施工出现了 2 种工况:H 型钢和钢板桩之间的空隙留土和不留土,基于这 2 种工况进行建模,如图 18 所示。

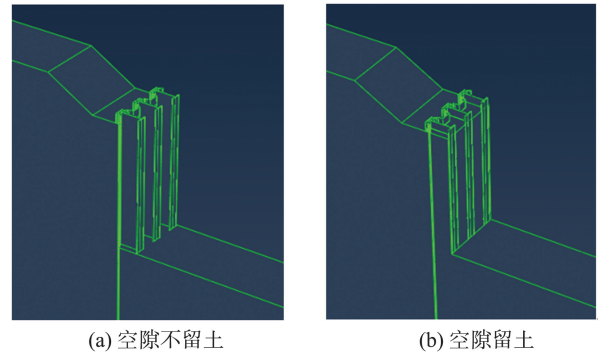


图 18 H 型钢与钢板桩之间土体建模示意图
Fig.18 Soil modeling diagram between H-shaped steel and steel sheet pile

经模型计算得到空隙不留土工况下的刚度折减系数为 0.926,协同系数为 0.725,而空隙留土工况的协同系数在 4.1 节求得为 0.635。由此可见,在空隙不留土的情况下协同效果更好。这可能是由于不留土的情况下,土体对钢板桩和 H 型钢的约束较小,使其能够更自由地发挥刚度和强度。此外,在不留土的情况下,土体的重量和压力不会增加支护结构的负荷,从而减轻了支护结构的受力情况,增强了其承载能力。工况(a)HU1 的土压力分担比为 90.72%,U2 的土压力分担比为 9.28%,同一支护结

构下空隙不留土时 HU1 分担的土压力更小,与理论刚度分配相差更大。

4.2.2 U1 和 H 间距影响

本工程 H 型钢的翼缘宽度大于钢板桩腹板宽度, U1 和 H 之间存在距离 d , 如图 19 所示。钢板桩的两侧翼缘倾斜角度会因加工、堆放、重复利用而有所差异, 实际打桩时以 H 两侧卡到钢板桩翼缘两侧为准, 因此 U1 和 H 间的距离存在差异。

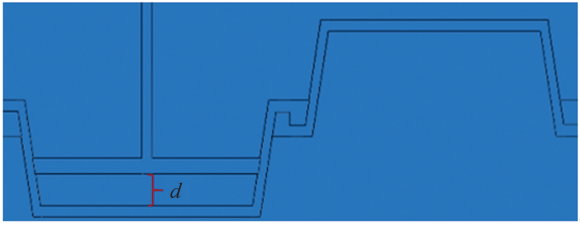


图 19 U1 和 H 间距

Fig.19 Spacing between U1 and H

对不同间距情况下的支护工况进行模拟, 得到规律如图 20 所示。

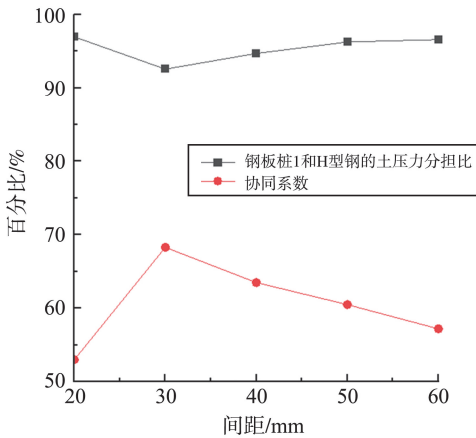


图 20 协同系数、土压力分担比与间距的关系

Fig.20 Relationship between synergy coefficient, soil pressure sharing ratio and spacing

图 20 表明, 当 U1 和 H 间距为 30 mm 时, 协同系数较大。说明间距过小没有足够的空间容纳钢板桩的变形, 不能更好地缓冲和分散力; 间距过大 U1 和 H 的联系则不够紧密, 会影响整体稳定性。综上, 此工程地质存在一个最优间距可使协同效果达到更好。因此, 适当增加 U1 和 H 的间距有利于整体协同, 但二者间距增大要适当, 否则会发生脱离, 导致支护结构失效。同时也能得到 HU1 承担的土压力占比与协同系数呈负相关, 即理论刚度分配值与协同系数呈负相关的规律。说明 HLC 整体协同性越好, 锁扣连接越紧密, U2 的抗弯能力越强, 能分担更多的土压力。

钢板桩的刚度折减系数通常位于 0.35 ~ 0.90^[28]。本研究监测地段 HLC 的协同系数基本保持在 0.50 以上, 即刚度折减系数大于 86.5%, 这一结果充分反映了 H 型钢在增强整体支护刚度方面的重要作用。结合钢板桩的刚度折减特性, 当前设计的刚度折减系数已足够高, 展现出良好的稳定性和承载能力。基于安全系数和经济性的综合考虑, 已无需采取进一步的优化措施。

4.3 工程设计

本研究中所考虑到的多种工况下, H 和 U1 最小所承担的土压力分配比为 77.47% : 13.25%, 而实际工程计算 HLC 时, 通常会忽略钢板桩所承担的土压力, 仅将 H 刚度考虑在内, HLC 承担土压力的实际值大于设计值。

本研究工程中计算的 HLC, 只考虑 H 刚度时, 刚度利用率在 75% 以上, 而同时考虑 H 和 U1 刚度时, 刚度利用率可提升到 90% 以上。因此, 有必要对刚度分配值进行修正, 即 HLC 在进行承载能力极限状态设计时, 以 H 型钢刚度作为计算, 结构构件的抗力设计值 R_d 乘以一个 1.2 的刚度修正系数, 即

$$\gamma_0 S_d \leq 1.2 R_d, \quad (22)$$

式中: γ_0 为支护结构重要性系数, 应按文献[4]第 3.1.6 条的规定取值; R_d 为结构构件的抗力设计值。

5 结论

本研究通过现场监测和有限元模拟相结合的方法, 对 HLC 悬臂支护工作机理得出以下结论。

(1) HLC、HU1、U2 独立工作又整体协同, 各自具有自己的应力中性轴。HU1 与 U2 的应力分布状态与土压力引起的弯矩应力和锁扣剪切力应力的有关。

(2) 钢板桩锁扣剪切力不完全传递是 HLC 刚度折减的根本原因。推导并证明 HLC 工作理想与实际状态惯性矩的计算公式, 定义了截面刚度折减系数和协同系数。明确 HLC 悬臂式支护薄弱截面的位置, 给出施工过程中可通过增加冠梁、挖空钢板桩和 H 型钢之间的土体、选取 U1 和 H 最优间距等措施优化截面协同效果。

(3) HU1 组合构件与 U2 分别承担土压力, 土压力分担比未按刚度分配, U2 的土压力分担比高于

理论刚度比例,且刚度折减系数越大,协同效果越好,U2 分担的土压力越大。

(4) 考虑 HLC 锁扣间的相互作用,实际工程 HLC 截面受力按 1.2 倍构件抗力设计值计算,仅忽略 U2 承担的土压力。

参考文献:

- [1] 中国工程建设标准化协会. 全回收基坑支护技术规程: T/CECS 1208—2022 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2022.
- [2] 李连祥. 土岩二元深基坑工程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2022: 1-5.
- [3] 李连祥. 地下结构群深基坑工程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2023: 1-13.
- [4] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑基坑支护技术规程: JGJ 120—2012 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [5] SCHMIEG H, VIELSACK P. Transmission of shear forces in sheet pile interlocks[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128 (4): 292-297.
- [6] 麦桂林. U 型钢板桩墙抗弯刚度试验研究与数值分析 [D]. 广州: 华南理工大学, 2019.
MAI Guilin. Experimental study and numerical analysis of flexural stiffness of U-shaped steel sheet pile wall [D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2019.
- [7] 中国工程建设标准化协会. 钢板桩支护技术规程: T/CECS 720—2020 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2020.
- [8] 刘震宇. U 型钢板桩锁扣抗弯刚度折减效应研究 [J]. 中国水运(下半月), 2016, 16(3): 304-306.
LIU Zhenyu. Study on the reduction effect of bending stiffness of U-shaped steel sheet pile locking [J]. China Water Transportation (Second Half Month), 2016, 16 (3): 304-306.
- [9] 张帅. U 型钢板桩墙桩间锁扣摩擦力及其抗弯刚度研究 [D]. 广州: 华南理工大学, 2017.
ZHANG Shuai. Study on the friction force and bending stiffness of U-shaped steel sheet pile wall [D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2017.
- [10] 罗永真. 基于桩间锁扣摩擦分析的钢板桩刚度特性研究 [D]. 广州: 华南理工大学, 2015.
LUO Yongzhen. Study on stiffness characteristics of steel sheet pile based on friction analysis of locking buckle between piles [D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2015.
- [11] 陈彬. 基于有限元分析的钢板桩间锁扣摩擦对其抗弯特性的影响研究 [D]. 广州: 华南理工大学, 2013.
CHEN Bin. Research on the influence of locking friction between steel sheet piles on its bending characteristics based on finite element analysis [D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2013.
- [12] KORT D A. Interlock friction in steel sheet piling [J]. Materials Science, Engineering, 2006: 845-851.
- [13] TOMINAGA T, NAKANO H, TESHIMA K. Study for structural performance of hat-type sheet pile for retaining wall [J]. Geotechnics for Sustainable Infrastructure Development, 2020, 62: 459-466.
- [14] 杨靓. 组合钢板桩 (HSW 工法) 支护结构设计及其工程应用 [D]. 南京: 东南大学, 2017.
YANG Liang. Supporting structure design and engineering application of composite steel sheet pile (HSW method) [D]. Nanjing: Southeast University, 2017.
- [15] 张洁. 组合钢板桩 (HSW 工法) 支护结构设计工程应用 [J]. 四川水泥, 2020(2): 88.
ZHANG Jie. Engineering application of composite steel sheet pile (HSW method) supporting structure design [J]. Sichuan Cement, 2020(2): 88.
- [16] 赵志孟, 郑伟锋. HUC 组合钢板桩的受力性能分析 [J]. 施工技术, 2017, 46(增刊2): 270-274.
ZHAO Zhimeng, ZHENG Weifeng. Mechanical performance analysis of HUC composite steel sheet pile [J]. Construction Technology, 2017, 46(Suppl.2): 270-274.
- [17] 赵志孟. HUC 组合钢板桩的受力性能分析及施工措施控制 [D]. 广州: 广州大学, 2017.
ZHAO Zhimeng. Mechanical performance analysis and construction measures control of HUC composite steel sheet pile [D]. Guangzhou: Guangzhou University, 2017.
- [18] 王鹏, 余振锡, 余浩. HUC 组合支护结构的有限元分析 [J]. 四川建材, 2020, 46(11): 45-46.
WANG Peng, YU Zhenxi, YU Hao. Finite element analysis of HUC combined support structure [J]. Sichuan Building Materials, 2020, 46(11): 45-46.
- [19] 王鹏. HUC 组合支护结构的理论分析与实践研究 [D]. 马鞍山: 安徽工业大学, 2021.
WANG Peng. Theoretical analysis and practical research on HUC combined support structure [D]. Maanshan: Anhui University of Technology, 2021.
- [20] 冯维明. 材料力学(第2版) [M]. 北京: 国防工业出版社, 2015: 32-74.
- [21] 刘立新, 叶燕华. 混凝土结构原理(新1版) [M]. 武汉理工大学出版社, 2011: 129-136.