

文章编号: 1000-7598 (2011) 10-2937-08

# 考虑连续墙接头效应的软土大型盾构工作井稳定性分析

褚以惇<sup>1</sup>, 陈卫忠<sup>2,3</sup>, 田洪铭<sup>2</sup>, 曹俊杰<sup>2</sup>, 耿亚梅<sup>2</sup>, 陈培帅<sup>2</sup>

(1. 中交第二公路勘察设计研究院有限公司, 武汉 430056; 2. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室, 武汉 430071; 3. 山东大学 岩土与结构工程研究中心 济南 250061)

**摘 要:** 基于地下连续墙分幅施工的工程实际状况, 建立了连续墙不抗弯不抗剪柔性接头、抗剪不抗弯半刚性接头以及抗剪又抗弯刚性接头的力学模型。结合南京纬三路过江隧道盾构工作井地下连续墙的设计, 通过数值模拟, 研究了连续墙接头型式对于墙体水平位移以及支护体系受力的影响规律。研究成果表明, 在做好连续墙接头防渗的前提下, 采用柔性接头时墙体的水平位移较大, 支护体系内力明显增高; 采用半刚性接头时既可以有效地限制墙体的水平位移, 又可以将墙体承担的土压力分担到临时支撑和环梁之上, 降低连续墙墙体的内力; 采用刚性接头时可以降低临时支撑、环梁以及内衬的内力, 但连续墙墙体要能承担极大的竖向弯矩和数值相当的横向弯矩。综合考虑建议工作井采用抗剪不抗弯的半刚性接头。

**关 键 词:** 盾构工作井; 地下连续墙; 接头模型; 数值模拟

中图分类号: U 456

文献标识码: A

## Stability analysis of large shield working well considering effect of diaphragm wall joint

CHU Yi-dun<sup>1</sup>, CHEN Wei-zhong<sup>2,3</sup>, TIAN Hong-ming<sup>2</sup>, CAO Jun-jie<sup>2</sup>, GENG Ya-mei<sup>2</sup>, CHEN Pei-shuai<sup>2</sup>

(1. Second Highway Consultants Co., Ltd., China Communications Construction Company Limited, Wuhan 430056, China; 2. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China; 3. Research Center of Geotechnical and Structural Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China)

**Abstract:** Three mechanical models of diaphragm wall joint, i. e. flexible joint without resistance to shearing and bending, relative rigid joint with resistance to shearing and absolute rigid joint with resistance to shearing and bending, are established based on different effects of transverse stress transferring. In order to choose a reasonable joint for shield working well of Nanjing Weisan-road Yangtze River tunnel, the deformation and mechanical properties of diaphragm wall are analyzed by using above models. The results show that: flexible joint is easy to cause the increase in displacement of diaphragm wall and soil; and finally, leads to increase internal force of supports. Relative rigid joint are able to not only resist the displacement of diaphragm wall, but also decrease stress of diaphragm wall by transferring the stress to the temporary supports and ring beams; Absolute rigid joint may result in diaphragm wall undertake significant transverse and longitudinal moment. By comprehensive consideration, the relative rigid joint is chosen for the working well.

**Key words:** shield working well; diaphragm wall; joint model; numerical simulation

## 1 引 言

地下连续墙是目前应用较为广泛的一种地下围护结构, 尤其适用于施工环境差、对变形控制要求较高的深基坑工程<sup>[1-2]</sup>。地下连续墙的接头是墙体横向力传递的关键, 如设计不合理容易出现裂缝, 影响到整个墙体和基坑的稳定性<sup>[3-5]</sup>。早期的地下

连续墙设计过程中, 一般基于弹性地基梁理论, 按照平面问题假定, 将地下连续墙简化为 1 根梁进行计算<sup>[6-7]</sup>。但是, 实际工程中墙段间通过接头相互制约, 不符合理想的平面应变假设, 计算得到的墙体内力与实际结果相差较大, 不能用于指导连续墙的配筋设计。随着计算机技术的发展, 对连续墙的受力进行三维分析成为可能。通过将连续墙接头简

收稿日期: 2010-04-27

基金项目: 国家自然科学基金资助 (No. 41072238, No. 51009133, No. 51004097); 国家自然科学基金重大国际合作项目资助 (No. 50720135906)。

第一作者简介: 褚以惇, 男, 1963 年生, 本科, 高级工程师, 主要从事地下工程设计、咨询方面工作。

通讯作者: 陈卫忠, 男, 1968 年生, 博士, 研究员, 博士生导师, 主要从事地下工程稳定性方面的科研工作。E-mail:wzchen@whrsm.ac.cn

化为墙体不同边界条件的分析表明，对于长、宽、高相近三维效应明显的维护结构计算过程中必须考虑接头效应的影响<sup>[8-9]</sup>，即将开工建设的南京纬三路过江隧道江北工作井，采用逆作法施工，要满足2台直径为14.5 m的盾构机同时吊装和进洞，开挖深度和跨度大、施工工序复杂，开挖过程中三维效应明显，而且，工作井所经土层以淤泥质黏土和粉质黏土为主，开挖过程中土体很容易出现失稳破坏，必须选择合理的地下连续墙施工接头才能保证工作井施工的安全。本文基于目前常用连续墙接头横向力传递特点建立了柔性、半刚性和刚性3种形式的接头力学模型，分析了其对支护结构受力和变形的影响，为大型盾构工作井围护结构接头型式的选取提供参考。

## 2 连续墙的接头型式及其计算模型

### 2.1 地下连续墙施工接头型式

目前地下连续墙常用的槽端连接接头构造型式主要有锁口管接头、十字钢板接头和钢筋搭接接头3种。

#### (1) 锁口管接头

如图1所示，按照其形状不同可分为圆形锁口管接头、半圆形锁口管接头和波形管接头。此类接头型式构造简单，施工方便，其连接效果与接头管拔出时机密切相关，拔出过早则混凝土仍处于流动状态，拔出过晚则已损坏墙体，从施工的效果来看，此类接头力的传递效果很差，受力后很容易变形，基本没有抗剪和抗弯能力。

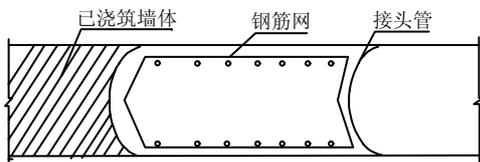


图1 半圆形锁口管接头  
Fig.1 Flexible joint

#### (2) 十字钢板接头

如图2所示，以开孔钢板作为相邻槽端的连接构件，开孔钢板与两槽端混凝土形成嵌固咬合作用，可承受地下连续墙垂直于接缝上的剪力，但由于缺乏水平向钢筋的连接，其抗弯能力较差。

#### (3) 钢筋搭接接头。

如图3所示，采用槽端内水平钢筋凹凸搭接，工字钢接头设置接头钢筋深入到接头的拼接钢板区。这两种接头中均不存在无筋区，不仅具有抗剪能力，且可有效地抵抗横向弯矩。

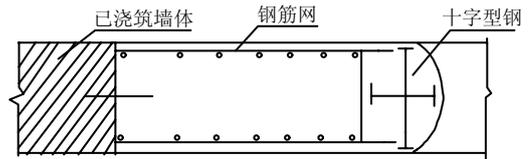


图2 十字钢板接头  
Fig.2 Cross rigid joint

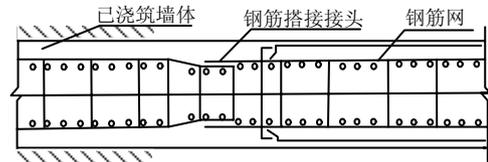


图3 钢筋搭接接头  
Fig.3 Rigid overlapped joint

### 2.2 连续墙施工接头力学模型

对于锁口管接头，接缝处没有钢筋连接，其横向力的传递效果较差，相邻墙体之间既可以发生相互错动变形，又可以发生扭转变形，墙体的边界基本处于自由状态，建模过程中通过相邻槽段之间不共用节点来模拟柔性接头。

对于十字钢板接头，接缝处有十字形钢板连接，具有较好的抗剪能力，但抗弯内力较差，因此建立如图4所示的半刚性接头模型。

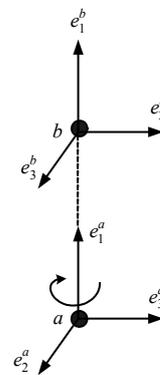


图4 半刚性接头模型  
Fig.4 Calculation model of absolute rigid joint

图4中，a、b两点位于同一位置的相邻的槽段上，为便于说明，将其分开用虚线连接，a点的局部坐标为 $\{e_1^a, e_2^a, e_3^a\}$ ，其中 $e_1^a$ 为竖直方向； $e_2^a$ 垂直于槽端方向； $e_3^a$ 为水方向。接头受力后，相邻槽段之间会产生相对变形。竖直方向的相互错动为 $x = e_1^a(x_b - x_a)$ ，垂直于接缝的相互错动为 $y = e_2^a(x_b - x_a)$ ，水平方变形为 $z = e_3^a(x_b - x_a)$ 。考虑到十字钢板接头的特点，槽端间可以传递剪力，其相互错动可以忽略，即 $u_1 = u_2 = u_3 = 0$ ，但半刚性接头的抗弯能力较差，会出现沿 $e_1^a$ 的旋转变形，

$e_2^a$  沿  $e_1^a$  向  $e_2^b$  的转角（逆时针为正）：

$$\alpha = -\tan^{-1}\left(\frac{e_1^a e_3^b}{e_3^a e_1^b}\right) \quad (1)$$

其余两个方向的扭转可以忽略，即若  $e_1^a = e_1^b$ ，则  $e_1^a e_2^b = 0$ ， $e_1^a e_3^b = 0$ 。对于钢筋搭接接头的刚性接头，由于槽段接头处，没有无筋区，没有抗剪和抗弯能力的弱化，通过相邻槽段的连续墙节点公用来模拟。

### 3 盾构工作井概况

#### 3.1 基本情况

南京纬三路过江隧道，位于长江大桥和纬七路长江隧道之间，直接连接南京主城区与浦口规划新市区中心。隧道拟采用双层盾构施工，设计为双向 8 车道，盾构直径达 14.5 m。其始发井位于江北定向河北侧，紧接大兴十字河，设计里程为 SUK3+528-SUK3+553，按照设计要求本工作井为左右线公用，需为 2 台盾构机的吊装预留足够空间，工作井的整体结构如图 5 所示，其外包尺寸为 47.32 m×25.00 m，底板埋深 26.35 m。

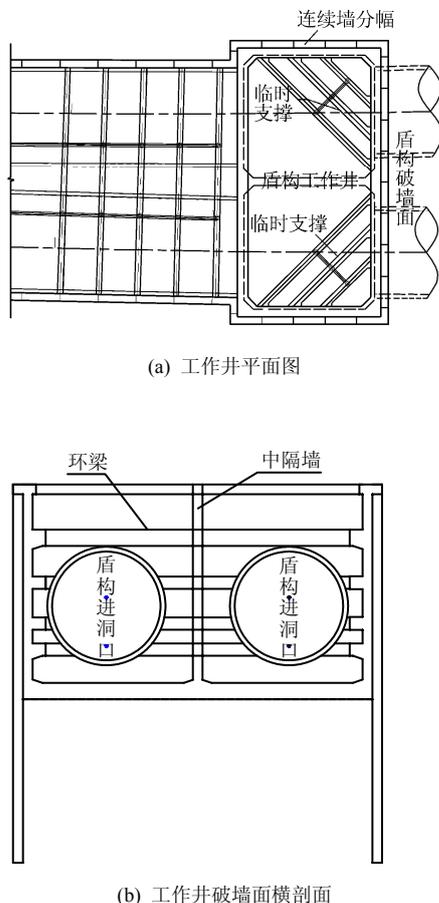


图 5 工作整体结构图

Fig.5 Structure of tunnel shield working well

#### 3.2 地质条件

根据两阶段地质勘查报告，此区域内土层主要以第四系全新统冲积成因的软塑及可塑黏土、粉土、中密及密实粉细砂组成。基坑开挖所经土层的强度低、力学性质差、压缩性高，特别是②2 层的淤泥质粉质黏土，流塑特性明显，推荐地基土承载力特征值低于 70 kPa，必须采用正确合理的施工方法以保证施工的安全。基坑开挖所经土层的具体力学参数见表 1。

表 1 土体参数表

Table 1 Mechanical parameters of soil layers

土体分层	重度 $\gamma / (\text{kN/m}^3)$	压缩模量 $E_s / \text{MPa}$	泊松比 $\nu$	黏聚力 $c / \text{kPa}$	内摩擦角 $\phi / (^\circ)$
②2 淤泥质黏土	18.1	3.14	0.42	17	25.0
③1 粉质黏土	18.4	3.95	0.40	24	15.4
④1 粉细砂	19.3	13.93	0.27	2	34.1
④3 中粗砂	20.2	15.46	0.26	6	30.0
⑤1 圆砾	20.6	200.00	0.20	10	32.0
⑥泥岩	24.1	2133.00	0.15	800	30.0

### 4 数值模拟

#### 4.1 计算模型及边界条件

整个计算模型为矩形型式，长 225 m，宽 245 m，高 120 m。为反映明挖段和盾构开挖对工作井的影响，在计算模型中建立了 30 m 的明段及 30 m 的盾构开挖段。计算过程中土体共分为 6 层，其分层情况如图 6 所示。

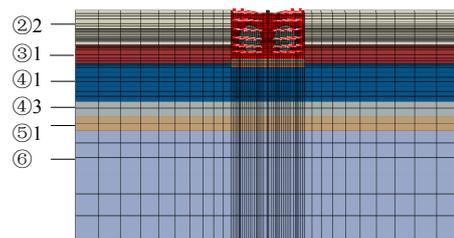


图 6 工作井土体分层模型

Fig.6 Soil layers of numerical model

工作井支护结构如图 7 所示，地下连续墙采用的是 4 节点壳单元，临时支撑和环梁均采用三维梁单元，内衬以及侧墙采用 8 节点实体单元。计算过程中，模型的底面和四周均采用法向约束，顶面为自由面。

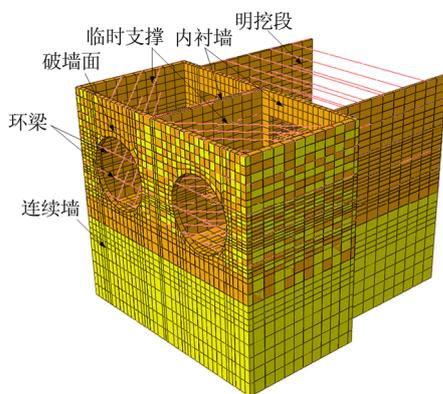
#### 4.2 土体及支护力学参数

土体是一种极为复杂的复合体，在外力作用下其不仅产生弹性变形，而且还会出现不可恢复的塑性变形。Mohr-Coulomb 模型是应用最为广泛的一

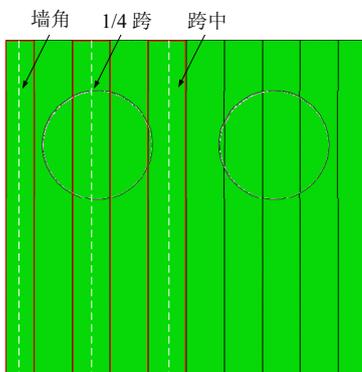
种土体弹塑性模型。各土层的力学参数见表 1。基坑开挖过程中支护结构的变形主要以弹性变形为主,因此,本文在计算过程中视支护材料为弹性体,按 C30 混凝土考虑,其弹性模量  $E=30\text{ GPa}$ ,泊松比  $\mu=0.2$ ,密度  $\rho=2.5\text{ g/cm}^3$ 。

#### 4.3 连续墙与土体接触模型及其参数选取

研究表明<sup>[10-11]</sup>,基坑开挖数值模拟不考虑连续墙与土体之间的接触效应会导致计算结果与实际情况不符。主要原因:一方面是在基坑施工过程中连续墙与土体之间存在着由于破坏引起的相互滑移,另一方面是连续墙与土体之间存在剪应力。



(a) 工作井支护体系



(b) 破墙面连续墙分幅

图 7 工作井支护结构模型

Fig.7 Enclosure structure of numerical model

在本文的模拟过程中,地下连续墙与土体之间的法向作用通过建立硬接触关系模拟<sup>[12]</sup>,当土体与连续墙接触压力大于 0 时,两个接触表面之间建立约束关系;当土体与连续墙之间的接触压力小于或等于 0 时,两接触表面之间的约束关系解除。

地下连续墙与土体之间切向相互作用采用修正的 Coulomb 模型描述,接触面之间存在着黏结和切向滑动两种状态,即当  $\sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} < \tau_{\text{crit}}$  时,土体与连续墙处于黏结状态,无滑动;当  $\sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} = \tau_{\text{crit}}$  时,土体与连续墙处于滑动状态,其中  $\tau_i$  为土体与连续

墙之间切向应力分量,  $\tau_{\text{crit}} = \max(\mu p, c)$ ,  $\mu$  为摩擦系数;  $p$  为两表面间的接触压力;  $c$  为土体与连续墙之间剪应力极值。

地下连续墙与土体材料之间由于材料差异很大,因此,其接触面上摩擦系数和最大剪力的选取非常复杂。本文地下连续墙与土体之间的摩擦系数,按照 Randolph 和 Wroth 提出的经验公式取值<sup>[13-14]</sup>,即

$$\mu = \sin \varphi \cos \varphi / (1 + \sin^2 \varphi) \quad (1)$$

式中:  $\varphi$  为土体的摩擦角。

土体与接触面之间的最大剪力<sup>[10-11]</sup>  $c = 20\text{ kPa}$ 。

#### 4.4 模拟方案

根据设计要求本工作井的施工方案为:首先施工围护结构,待其达到设计要求之后,再自地面向下分层开挖,施做临时支撑和环梁,直至地下结构底板,完成地下结构底板之后,再对地下主体结构由下而上施工。本工作井开挖深度大,所经土层的力学参数偏低,为保证施工安全,采用了厚 1.2 m 的地下连续墙围护结构,开挖分 6 步进行,每次的开挖深度为 4.6 m,由上而下共设置有 6 道临时支撑,其中 1~5 为 1.2 m×1.2 m 的混凝土支撑,第 6 道为钢支撑,此外基坑由上而下共设置了 5 道混凝土环梁,其几何尺寸如表 2 所列。

表 2 1~5 环梁几何参数

Table 2 Geometric parameters of No.1-5 ring beam

环梁编号	宽 $b/\text{mm}$	高 $h/\text{mm}$
1	1 200	2 800
2	2 300	2 800
3	1 600	2 800
4	1 600	2 500
5	1 600	2 500

根据工作井的设计施工方案,数值模拟过程为:第 1 步,施工地下连续墙并进行地应力平衡。第 2 步,设置第 1 层临时支撑及第 1 道环梁,基坑开挖至 4.6 m。第 3 步,设置第 2 层临时支撑及第 2 道环梁,基坑开挖至 9.2 m。第 4 步,设置第 3 层临时支撑及第 3 道环梁,基坑开挖至 13.8 m。第 5 步,设置第 4 层临时支撑及第 4 道环梁,基坑开挖至 18.4 m。第 6 步,设置第 5 层临时支撑及第 5 道环梁,基坑开挖至 23.0 m。第 7 步,设置第 6 层临时支撑及第 6 道环梁,开挖至基坑底部。第 8 步,拆除第 6 层临时支撑及第 6 道环梁,施工底板。第 9 步,施工侧墙。第 10 步,拆除 1~5 层临时支撑。第 11 步,盾构破墙向前推进 30 m。

## 5 计算结果

### 5.1 连续墙水平位移分析

工作井开挖过程中，地下连续墙内外的土压力平衡遭到了破坏，在土压力的作用下围护结构必然会产生向开挖临空面内的水平位移。以半刚性接头为例，计算得到的地下连续墙破墙面的水平位移随施工过程的变化如图 8 所示。从图 8(a)可以看出，地下连续墙的最大水平位移随着开挖深度的增加呈非线性增长，前 4 步的增长较快，第 4 步开挖完成之后，发生的水平位移占最终水平位移值的 87.5%，因此，在施工过程中应加强基坑开挖初期的变形监测。在第 1 步开挖完成后，墙体最大水平位移位置处于墙体中部，随着开挖地进行，其位置逐渐向下转移，最终稳定在地表以下 23 m 处。从图 8(b)可以看出，工作井开挖完成后，墙后土体与支护体系之间已经重新建立起了平衡关系，在拆除临时支撑和盾构掘进的过程中，墙体的水平位移变化不大，对周边环境影响很小。

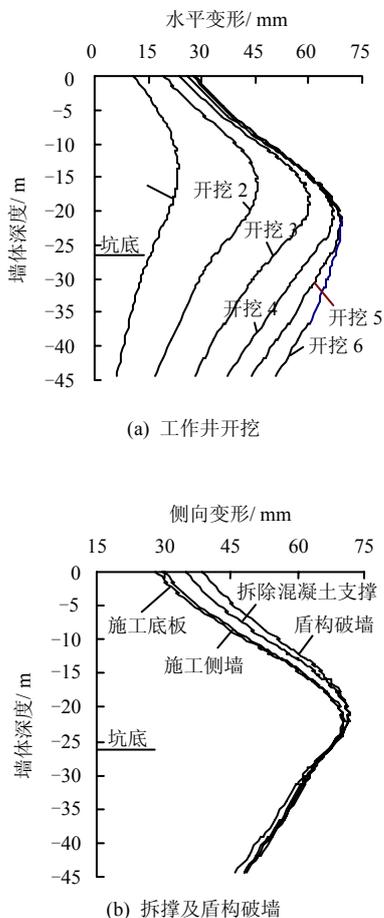


图 8 工作井施工过程中跨中墙体水平位移分布

Fig.8 Lateral displacement for mid-span diaphragm

不同接头型式下连续墙的水平位移见表 3。由表可以看出，当采用柔性接头时，由于连续墙槽端之间既可以相互错动，又可以沿接缝自由扭转，因此其水平位移最大，特别是处于墙角槽端的墙体，其水平位移是其他两种接头型式的 2.5 倍。对于半刚性接头，墙体槽端之间不能传递横向弯矩，可以沿接缝相互扭转，其水平位移大于刚性接头，但量值较小。这主要是由于连续墙受到的土体压力在横向分布较为均匀，槽端间扭转变形对于侧向位移的影响相对较小。此外，从不同位置墙体的水平位移可以看出，当采用半刚性或刚性接头时，跨中的水平位移是墙角处的 4 倍以上，具有非常明显的空间效应，因此，不能用传统的弹性地基梁法对其变形和受力进行分析。

表 3 不同接头的墙体水平位移值  $\delta$   
Table 3 Lateral displacement of diaphragm using different joints  $\delta$

接头型式	位移/mm		
	跨中	1/4 跨	墙角
柔性接头	79	74	43
半刚性接头	72	64	17
刚性接头	69	57	17

### 5.2 连续墙受力分析

在工作井的开挖过程中，作为围护结构的地下连续墙在土压力作用下必然会产生较大的竖向弯矩。以半刚性接头跨中槽端为例说明其竖向弯矩随施工过程的变化规律，如图 9 所示。由图可以看出，从力与变形的协调关系可知，施工过程中墙体的竖向弯矩变化规律与水平位移基本一致，其弯矩最大值在 1~4 步开挖过程迅速增加，随后趋于稳定，最大值位置也是由开挖初期位于墙体中部，逐渐转移到 23 m 处。从连续墙弯矩随墙体深度的变化可以看出，墙体的竖向弯矩整体呈中间大两头小分布，而且在第 2 开挖步完成后，由于临时支撑和环梁的被动约束作用，墙体的顶部出现了明显的反弯区，随着开挖的进行其值逐渐增大，混凝土支撑拆撑前，其最大值达到了 897 kN·m，因此，在连续墙顶部必须采用双面配筋。

地下连续墙的接头型式，对于连续墙竖向弯矩的分布形态影响不大，不同接头型式下跨中墙体的最终竖向弯矩分布如图 10 所示。采用柔性接头时，连续墙槽端之间只是靠环梁连接，跨中幅连续墙边界基本处于自由状态，分担的土压力较大，其最大竖向弯矩比采用半刚性接头时大 20%。采用半刚性及刚性接头时，土压力在连续墙上的横向分布具有

明显的空间效应，采用刚性接头使地下连续墙的整体刚度有所提高，分担的土压力增大，因此，其跨中墙体最大竖向弯矩比采用半刚性接头时大24%。

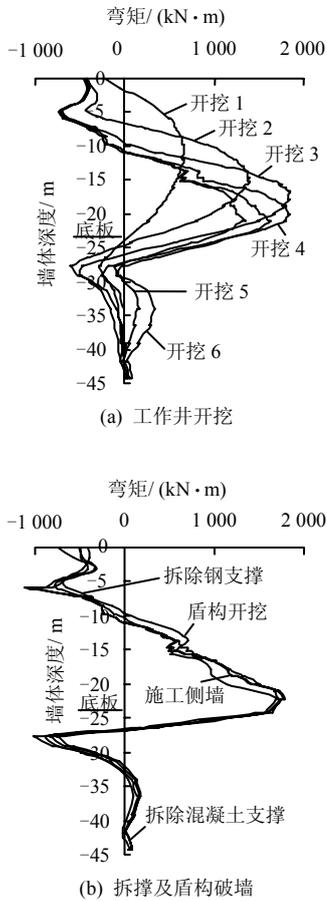


图9 工作井施工过程中跨中墙体竖向弯矩分布  
Fig.9 Longitudinal moment for mid-span diaphragm

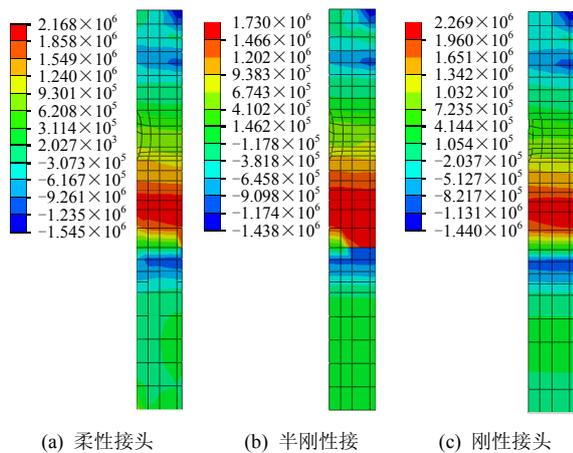


图10 跨中墙体最终竖向弯矩分布 (单位: N·m)  
Fig.10 Final distribution of longitudinal moment for mid-span diaphragm (unit: N·m)

不同接头型式下跨中槽端横向弯矩分布如图11所示。由图可以看出，当采用不能传递横向弯矩

的柔性和半刚性接头的墙身上的横向弯矩整体较小，只是在环梁处产生少量的集中，采用柔性接头为387 kN·m，半刚性接头为317 kN·m。对于采用刚性接头的墙体而言，墙体的整体性好，其横向弯矩值达到了1484 kN·m，说明当采用刚性接头时，墙体在承担较大的竖向弯矩的同时，还要承担较大的水平弯矩，其水平方向的配筋对于采用刚性接头的连续墙来说是非常重要的。

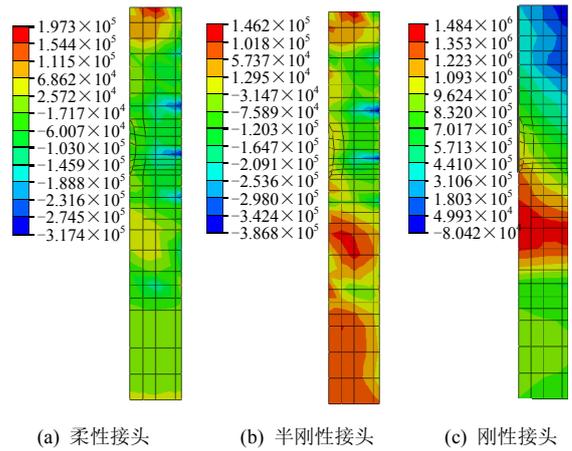


图11 跨中墙体最终横向弯矩分布 (单位: N·m)  
Fig.11 Final distribution of transverse moment for mid-span diaphragm (unit: N·m)

### 5.3 临时支撑、环梁和内衬的受力分析

临时支撑、环梁和内衬是盾构工作井支护体系的重要组成部分，其受力必然会受到连续墙接头型式的影响。

不同的接头型式下，各道混凝土临时支撑的轴力最大值如表4所列。由表可见，当采用柔性接头和半刚性接头时，由于连续墙自身刚度降低，需要临时支撑承担更大的土压力，因此，支撑的轴力要明显地大于采用刚性接头时支撑的受力。此外，值得注意的是与连续墙的竖向弯矩的反弯点位置一致的第2道临时支撑以及连续墙最大水平位移处的第5道临时支撑承担的轴力较大。

在临时支撑拆除和盾构破墙的过程中，破墙面的土体压力大部分由环梁承担，由于此时内衬墙已经施工完成，工作井被中隔墙分为左右两部分，因此，环梁的内力最大值对称出现在1/4跨度处，其值如表5所列。由表可以看出，拆撑后环梁承担了较大的横向弯矩，其中环梁2的弯矩值最大，盾构破墙过程中环梁3~5被拆除，被保留的环梁1~2内力迅速增大，在施工中应加强监测。从接头型式的影响来看，由于柔性接头和半刚性接头均不能传递横向弯矩，因此，其环梁的内力相近，比刚性接

头型式下环梁的内力增大了 10%~20%。

表 4 不同接头型式下临时支撑最大轴力值  
Table 4 Axial force of support using different joints

接头型式	各支撑的最大轴力值 $F/kN$				
	第 1 道	第 2 道	第 3 道	第 4 道	第 5 道
柔性接头	2 624	5 740	5 114	3 705	5 562
半刚性接头	2 478	5 062	4 586	3 458	4 927
刚性接头	2 449	4 209	3 569	3 305	4 732

表 5 不同接头型式下环梁最大横向弯矩  
Table 5 Maximum transverse moment of ring beam using different joints

接头型式	工况	环梁最大横向弯矩 $M/(kN \cdot m)$				
		环梁 1	环梁 2	环梁 3	环梁 4	环梁 5
柔性接头	拆撑后	5 637	10 497	6 670	7 948	4 138
	破墙后	9 476	22 368			
半刚性接头	拆撑后	5 547	10 730	6 415	7 726	3 492
	破墙后	9 261	22 049			
刚性接头	拆撑后	5 359	9 257	5 425	6 573	3 068
	破墙后	8 559	19 493			

注：空白处破墙过程中被拆除环梁。

内衬墙施工完成之后即同地下连续墙形成了叠合墙结构，共同承担土压力作用，在盾构破墙过程中，连续墙墙体以及第 3~5 环梁的完整性遭到破坏，盾构破墙面处的内衬受连续墙和环梁内力释放以及中隔墙共同作用的影响，采用柔性或半刚性接头的墙体，在接头接缝处将出现明显的横向拉应力集中如图 12 所示。

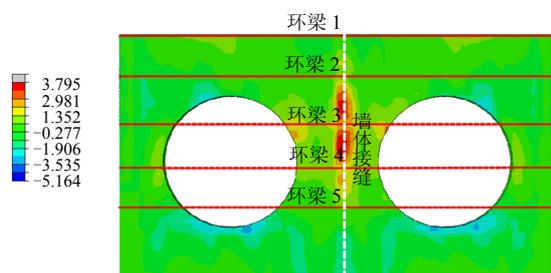


图 12 柔性接头时内衬墙横向拉应力分布(单位:  $10^3 kN \cdot m$ )  
Fig.12 Maximum principal stress nephogram for flexible joint (unit:  $10^3 kN \cdot m$ )

采用柔性接头内衬的横向配筋率为 1.68%，采用半刚性接头内衬的配筋率为 0.94%时才能满足构造要求。采用刚性接头时，没有接头的弱化作用，内衬承担的释放应力较小，如图 13 所示。内衬横向配筋率在 0.54%即可满足构造要求。

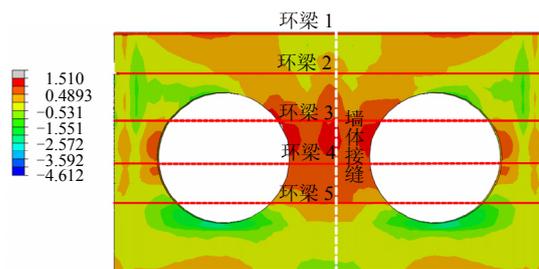


图 13 刚性接头时内衬墙横向拉应力分布(单位:  $10^3 kN \cdot m$ )  
Fig.13 Maximum principal stress nephogram for absolute rigid joint (unit:  $10^3 kN \cdot m$ )

## 6 结 论

(1) 连续墙柔性接头虽然施工方便、造价低廉，但破坏了连续墙的整体性，导致连续墙对土体水平位移的约束能力降低，土体水平位移增大，支护体系受力明显增大，不适用于开挖深度较大、变形控制严格的盾构工作井。

(2) 当采用刚性或半刚性接头时，连续墙都能很好地限制土体的水平位移，适用于变形控制严格的大型工作井中。当连续墙作为永久支护一部分时，刚性接头能更好地降低土体的变形和内衬墙的受力，但要加强地下连续墙水平方向的配筋。

(3) 对于南京纬三路盾构工作井而言，半刚性接头和刚性接头计算得到的墙体水平位移相差不大，而刚性接头施工较为复杂，而且连续墙墙体需要承担量极大的竖向弯矩以及量值相当的横向弯矩，建议采用十字钢板式的半刚性接头。

## 参 考 文 献

[1] 王卫东, 王建华. 深基坑支护结构与主体结构相结合的设计、分析与实例[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007.

[2] 年延凯. 桩-土-边坡相互作用数值分析及阻滑桩简化设计方法研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2005.

[3] 罗兴旺. 地下连续墙关键施工技术研究[J]. 湖南交通科技, 2009, 35(4): 95-98.

LUO Xing-wang. Study of the key construction technology for underground continuous wall[J]. Hunan Communication Science and Technology, 2009, 35(4): 95-98.

阳芳. 深基坑地下连续墙接头型式的选用[J]. 铁道勘察与设计, 2006, (4): 18-20.

[4] 肖晓春, 袁金荣, 朱雁飞. 新加坡地铁环线 C824 标段失事原因分析(一)——工程总体情况及事故发生过程[J]. 现代隧道技术, 2009, 46(5): 66-72.

## 参考文献

- [1] HANSBO S. Consolidation of fine-grained soils by prefabricated drains[C]//Proceedings of the 10th ICSMFE. Stockholm, Sweden: [s. n.], 1981: 677—682.
- [2] 谢康和. 砂井地基: 固结理论、数值分析与优化设计[D]. 杭州: 浙江大学, 1987.
- [3] 谢康和, 曾国熙. 等应变条件下的砂井地基固结解析理论[J]. 岩土工程学报, 1989, 11(2): 3—17.  
XIE Kang-he, ZENG Guo-xi. Consolidation theories for drain wells under equal strain condition[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1989, 11(2): 3—17.
- [4] ZENG G X, XIE K H. New development of the vertical drain theories[C]//Proceedings of the 12th ICSMFE. Brazil: [s. n.], 1989: 1435—1438.
- [5] WANG X S, JIU J J. Analysis of soil consolidation by vertical drains with double porosity model[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2004, 28(14): 1385—1400.
- [6] TANG X W. A study for consolidation of ground with vertical drain system[D]. Japan: Saga University, 1998.
- [7] TANG X W, ONITSUKA K. Consolidation of ground with partially penetrated vertical drains[J]. **Geotechnical Engineering Journal**, 1998, 29(2): 209—231.
- [8] 龚晓南. 土力学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002.
- [9] 徐妍. 考虑涂抹区渗透系数变化的砂井地基固结理论研究[硕士论文 D]. 杭州: 浙江大学, 2008.
- [10] 卢萌盟, 谢康和, 张玉国, 等. 考虑土体水平渗透系数变化的复合地基固结解[J]. 浙江大学学报(工学版), 2008, 42(11): 1996—2001.  
LU Meng-meng, XIE Kang-he, ZHANG Yu-guo, et al. Analytical solution for consolidation of composite foundation accounting for variation of soil horizontal permeability coefficient[J]. **Journal of Zhejiang University (Engineering Science)**, 2008, 42(11): 1996—2001.
- [11] 卢萌盟, 谢康和, 王坤, 等. 考虑桩体内径向渗流的复合地基固结解[J]. 固体力学学报, 2009, 30(2): 155—161.  
LU Meng-meng, XIE Kang-he, WANG Kun, et al. Analytical solutions for the consolidation of a compound foundation with consideration on the radial flow within the column[J]. **Chinese Journal of Solid Mechanics**, 2009, 30(2): 155—161.
- [9] 陆新征, 宋二祥, 吉林, 等. 某特深基坑考虑支护结构与土体共同作用的三维有限元分析[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(4): 488—491.  
LU Xin-zheng, SONG Er-xiang, JI Lin, et al. 3 dimensional FEA for the interaction between supporting structure of excavation and soil in a very deep pit[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2003, 25(4): 488—491.
- [10] 范巍, 王建华, 陈锦剑. 连续墙与土体接触特性对深基坑变形分析的影响[J]. 上海交通大学学报, 2006, 40(12): 2118—2121.  
FAN Wei, WANG Jian-hua, CHEN Jin-jian. The evaluation of deformation induced by excavation considering the properties of diaphragm-soil interface[J]. **Journal of Shanghai Jiaotong University**, 2006, 40(12): 2118—2121.
- [11] ABAQUS. Analysis user's manual[M]. USA: Abaqus Company, 2003.
- [12] 王金昌, 陈页开. ABAQUS 在土木工程中的应用[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2006.
- [13] RANDOLPH WORTH C P. Application of the failure state in undrained simple shear to the shaft capacity of driven piles[J]. **Geotechnique**, 1981, 31(1): 143—157.

上接第 2943 页

XIAO Xiao-chun, YUAN Jin-rong, ZHU Yan-fei. Causation analysis of collapse on Singapore MRT circle line lot C824 (part 1) — Project background and process of collapse[J]. **Modern Tunneling Technology**, 2009, 46(5): 66—72.

- [5] Hashash M A, ASCE A M. Ground movement prediction for deep excavations in soft clay[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1996, 122(6): 474—486.
- [6] OU C Y, CHIOU D C. Three dimensional finite element analysis of deep excavations[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1996, 122(5): 337—345.
- [7] 裴颖杰, 郑刚, 刘建起. 两侧铰接地下连续墙的试验研究及数值模拟[J]. 岩土力学, 2008, 29(1): 279—284.  
PEI Ying-jie, ZHENG Gang, LIU Jian-qi. Model test and numerical analysis of diaphragm wall with hinged joints on both sides[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2008, 29(1): 279—284.
- [8] 姜忻良, 徐炳伟. 狭长基坑中地下连续墙的简化计算模型[J]. 工程力学, 2009, 26(增刊 1): 33—36.  
JIANG Xin-liang, XU Bing-wei. Simplified analysis model of diaphragm wall in long foundation pit[J]. **Engineering Mechanics**, 2009, 26(Supp.1): 33—36.