

DOI: 10.11779/CJGE201711022

# 圆形地下连续墙的环向刚度折减效应及修正方法研究

崔剑峰<sup>1</sup>, 胡建华<sup>1,3</sup>, 贺炜<sup>2</sup>, 贺耀北<sup>3</sup>

(1. 湖南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410082; 2. 长沙理工大学土木与建筑学院, 湖南 长沙 410114;

3. 湖南省交通规划勘察设计院, 湖南 长沙 410008)

**摘要:** 槽段间接缝会导致圆形地下连续墙的环向刚度降低, 但目前尚缺乏具体方法对刚度修正系数 $\alpha$ 定量取值, 有必要进行深入研究。针对铣接接头地下连续墙, 考虑槽段内及槽段间两个典型位置, 采用施工现场的混凝土和泥浆制作了完整及含接缝的单元体试块, 由力学试验获得了接缝的应力应变曲线, 并采用三折线模型进行拟合。在此基础上, 导得了环向刚度修正系数的计算公式, 并进行了工程实例分析。研究表明: 圆形地下连续墙环向刚度修正系数与槽段平均长度、接缝宽度、接缝与混凝土刚度等因素有关; 当墙体环向应力较低时, 环向刚度修正系数在 0.485~0.514 之间; 环向应力超过 7.37 MPa 时, 环向刚度修正系数值将有所提高, 而环向应力达到 11 MPa 时, 其值为 0.545~0.581; 采用本文获得的参数值对工程实例进行了分析, 结果表明当地下连续墙环向应力较低时, 采用单一的 $\alpha$ 系数可以较好地考虑接缝影响, 但当应力较高时, 需考虑接缝非线性刚度的影响。

**关键词:** 深基坑工程; 圆形地下连续墙; 接缝; 环向刚度修正系数; 环向应力

中图分类号: TU473.2

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2017)11 - 2132 - 07

**作者简介:** 崔剑峰(1975 - ), 男, 湖南宁乡人, 博士, 主要从事桥梁结构设计理论及应用研究工作。Email: jfcuicn@126.com。

## Hoop stiffness and its reduction factor of diaphragm wall panels for circular excavation

CUI Jian-feng<sup>1</sup>, HU Jian-hua<sup>1,3</sup>, HE Wei<sup>2</sup>, HE Yao-bei<sup>3</sup>

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China; 2. School of Civil Engineering and Architecture, Changsha

University of Science & Technology, Changsha 410114, China; 3. Hunan Provincial Communication Planning, Survey and Design Institute,

Changsha 410008, China)

**Abstract:** Since the joints between diaphragm wall panels lead to reduction of hoop stiffness in circular excavation, it is necessary to propose a method to quantitatively evaluate the hoop stiffness correction coefficient  $\alpha$ . The stress-strain curves of joints are first measured through the mechanical experiments on specimens containing joints and then compared to those of intact concrete cubes, separately considering the two typical locations for diaphragm wall panels with milling joint, in panels and between panels. For reliability purpose, the intact concrete cubes and specimens containing joints are both produced with concrete and slurry applied from a construction site. Then, the trilinear function is introduced to best fit the measured stress-strain curves, thus the formula for the stiffness correction coefficient  $\alpha$  is proposed and subsequently applied to a real case analysis. The results show that the value of the stiffness correction coefficient  $\alpha$  mainly depends on the average length of panel, the width of joints as well as the stiffness of joints and concrete. The value of  $\alpha$  ranges between 0.485~0.514 in case of low hoop stress, and turns into a rise when the hoop stress exceeds 7.37 MPa, and reaches 0.545~0.581 when it rises up to 11 MPa. Further, the calculated results based on  $\alpha$  obtained in the site tests indicate that it is efficient when considering the effect of joints by just taking  $\alpha$  into account when the hoop stress stays at a low level, but the nonlinear stiffness of joints should be considered when the stress is high. In conclusion, an approach for quantitatively evaluating the hoop stiffness correction coefficient  $\alpha$  is proposed and can be further applied for engineering application purpose.

**Key words:** deep excavation; circular diaphragm wall; joint; hoop stiffness correction coefficient; hoop stress

## 0 引言

由地下连续墙筑成的圆形围护结构具有拱效应,

基金项目: 交通运输部建设科技项目(2013318798320); 国家自然科学基金项目(51478051)

收稿日期: 2016 - 08 - 10

在外部水土压力荷载作用下可以产生环向压应力, 因此其稳定性更好, 整体刚度更强, 径向变形更小。近年来, 圆形地下连续墙支护方案广泛应用于建筑、桥梁以及隧道工程中, 取得了良好的经济和社会效益<sup>[1-4]</sup>。与传统的直线形地下连续墙相比, 圆形地下连续墙所具有的环形效应、墙体各向异性等特点<sup>[1]</sup>, 仍有待进一步深入研究。

国内外研究表明, 采用圆形地下连续墙支护深基坑开挖时墙体位移控制较好。早期修建润扬长江公路大桥时采用矩形基坑形式, 北锚碇最大变形量高达 135 mm<sup>[5]</sup>。相比之下, 采用圆形地下连续墙的英国内径 56.6 m 基坑墙体变形小于 10 mm<sup>[6]</sup>, 上海一个直径 100 m 基坑地下连续墙墙体变形小于 35 mm<sup>[7]</sup>。由于圆形地下连续墙位移量较小, 如按照传统的平面应变方法设计圆形地下连续墙将偏于保守, 如何合理地考虑其环形效应是设计计算中的关键问题。国外学者通常采用轴对称平面有限元法考虑环形效应, 并计入由于接缝引起的刚度修正<sup>[1,6]</sup>; 而国内规范、规程提出<sup>[8-9]</sup>: 宜按空间结构计算, 也可按轴对称结构取单位宽度的地下连续墙墙体作为竖向弹性地基梁计算, 墙体、环梁或内衬的环向效应, 可简化为等效弹性支撑。在规范的等效分布弹性系数计算公式中引入了修正系数  $\alpha$  以考虑接缝等施工因素导致的刚度折减, 港口规范建议取 0.5~0.7, 而公路规范建议取 0.4~0.7。陈富强等研究了地下连续墙接头数量、接头类型以及偏压作用范围等因素对系数  $\alpha$  的影响, 认为接头刚度和偏压范围的影响较大, 而接头数量和槽段夹泥影响较小<sup>[10]</sup>。Schwamb 等的分析表明, 系数  $\alpha$  取 1 (即不修正) 时计算与实测结果最为吻合<sup>[1]</sup>。可见目前对于修正系数  $\alpha$  如何定量取值并无定论, 也缺乏具体的方法。

为此, 本文拟结合工程实践, 针对工程中应用广泛的铣接接头的槽段间含接缝的部位设计单元体进行试验, 研究接缝对圆形地下连续墙环向刚度的影响, 以获得环向刚度修正系数的定量分析方法, 并建立相应的计算方法, 以供实际工程参考。

## 1 地下连续墙槽段接缝单元体试验

### 1.1 工况设计与试件制作

实际工程中, 圆形地下连续墙分为 I 期和 II 期槽段, 槽段间通过铣接形成接缝。为探讨地下连续墙槽段接缝的影响, 考虑如图 1 所示的两个位置制作试验单元试件进行研究: A 组单元块体包含槽段接缝, 处于两期槽段中间; B 组为完整块体, 处于槽段中部。A 组与 B 组试样均采用尺寸为 150 mm×150 mm×150 mm 的模具制作, 每组制作 3 块进行平行试验, 以确

保试验数据的可靠性与合理性。A 组块体分 2 次浇筑而成, 第 1 次浇筑至 75 mm 高处, 养护 3 d 后进行凿毛 (模拟铣接接头) 处理, 然后再采取现场泥浆制作接缝, 最后灌注混凝土至 150 mm 高 (图 2)。根据日本地下连续墙施工经验, 槽段接缝宽度一般为 3 mm 左右<sup>[9-10]</sup>, 因此试件制作时接缝按 3 mm 控制。B 组试件采用 1 次浇筑而成。试验试件的分组情况如表 1 所示。

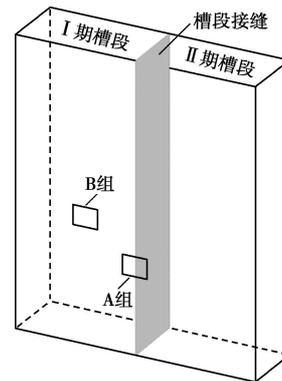


图 1 单元体模拟位置示意

Fig. 1 Location of devised element

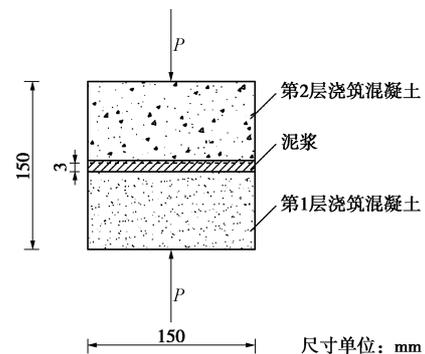


图 2 A 组块体试件示意图

Fig. 2 Illustration of block test piece of group A

表 1 单元体试验分组

Table 1 Testing groups

试件组	模具尺寸/mm	是否包含接缝	接缝宽度/mm
A	150	是	3
B	150	否	—

试件养护根据《水泥混凝土试件制作与硬化水泥混凝土现场取样的方法》(T0551—2005) 中的规定养护 7 d。自养护室取出后尽快进行试验。

### 1.2 试验材料参数

临岳高速洞庭湖大桥主桥为 1480+453.6 m 钢桁梁悬索桥, 锚碇基础采用葫芦型地下连续墙, 大圆半径 32 m, 小圆半径 28 m, 圆心距 38 m, 地下连续墙深约 49 m。为确保试样材料与地下连续墙材料特性一

致,从岳阳洞庭湖大桥地下连续墙基础施工现场取同批次混凝土制备,A组试件中所用泥浆为地下连续墙成槽后的膨润土泥浆。试样制作完成后送养护室进行养护,由此得到的单元体试件可以真实反映地下连续墙槽段及接缝的力学特性。

试验所采用的混凝土为C35商业混凝土,其配合比如表2所示。膨润土泥浆的质量百分比为6.66%。

表2 试验试件采用的混凝土配合比

Table 2 Concrete composition of specimens

强度等级	每立方米混凝土各项材料用量/kg					
	水泥	细集料	粗集料	水	外掺料	外加剂
C35	342	737	1061	175	85	4.270

### 1.3 试验方法与步骤

试件采用万能试验机(如图3(a)所示)进行标准抗压强度试验,同时,在加载板之间架设百分表,测试加压过程中的受压变形量。试验根据《混凝土立方体抗压强度试验方法》(T0553—2005)规定进行,采用的最大荷载上限为1000 kN,试验设定上限为800 kN,加荷速度为0.3 MPa/s。试件加载至破坏时如图3(b)所示。

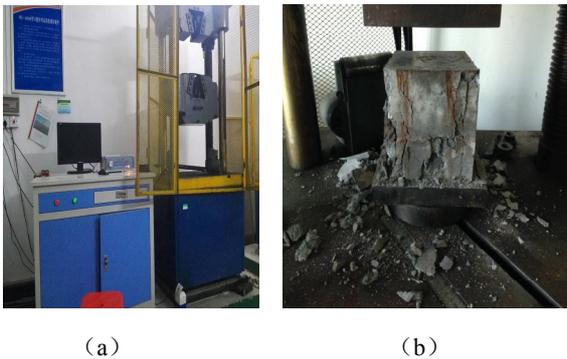


图3 试验所用设备及试件破坏情况

Fig. 3 Testing apparatus and a failed specimen

## 2 试验数据与分析

### 2.1 实测荷载位移关系

由试验实测的荷载-位移关系如图4所示,其中图4(a)给出的是含接缝的A组试件实测结果,图4(b)是完整的B组试件实测结果。完整试件的荷载位移曲线基本上呈直线型,根据线性最小二乘拟合可得其斜率为402.38 kN/mm(如图4(b)所示)。含接缝试件实测结果为S型曲线(如图4(a)所示),在加载初期位移量增长较快,考虑为接缝夹泥的压缩段,该阶段发展至2 mm左右达到曲线的反弯点;之后位移量增长变缓但仍基本呈线性发展,考虑为混凝土不光滑平面部分接触引起的刚度增大,该阶段持续到位

移达到4 mm左右;最后荷载趋于某一极限值,考虑为试件达到屈服阶段。

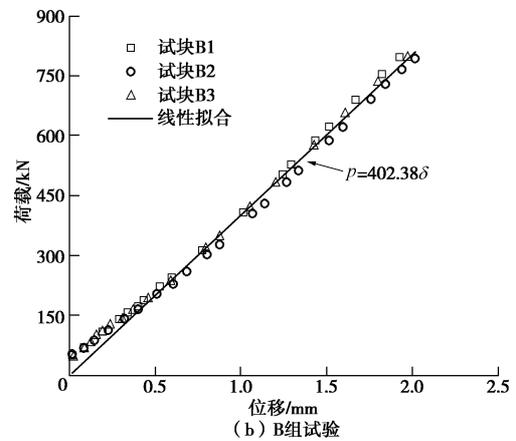
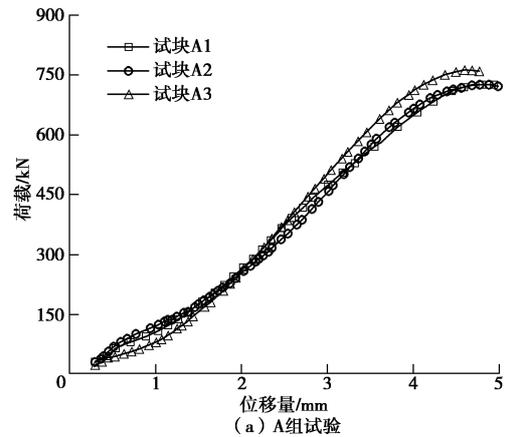


图4 试块荷载-位移曲线

Fig. 4 Measured load-displacement curves

图4中A组试验所测得的位移包括混凝土压缩量与接缝压缩量,其极限值达到5 mm左右;而B组试验中所测得的位移仅表示混凝土压缩量,其最终压缩量约为2 mm。由此可见,接缝的最终压缩量为两者之差,即约为3 mm。

### 2.2 接缝力学特性分析

为获得接缝的力学特性,可将A组试件实测位移量中混凝土变形扣除,即可得到接缝荷载-位移数据。由于本次试验试件接缝宽度设为3 mm,试块截面积225 cm<sup>2</sup>,可由此计算得到试件接缝的应力应变关系如图5所示。图5中的3条曲线均可划分为初始夹泥压缩段、刚度增强段与屈服段。由3组曲线进行分段线性函数拟合,可得到三折线拟合结果如图5所示。曲线第一阶段从零点开始,以斜率19.39 MPa线性增大至反弯点(应变为0.38)处,然后进入第二阶段,试件刚度增大至61.06 MPa,应变达到0.79时试件进入屈服阶段,极限压应力为32 MPa左右,拟合相关系数为0.9832。该极限压力略小于C35混凝土标准抗

压强度, 其原因可能是由于接缝夹泥导致一定范围内混凝土强度降低。应注意这一拟合结果是基于 3 mm 接缝假定得到的, 体现了现阶段施工工艺的平均水平, 如施工工艺水平提高或施工单位经验不足而导致的接缝厚度缩小或过大, 应酌情对关键参数进行调整。

由文献报导国内已建圆形地下连续墙最大环向应力如表 3 所示<sup>[2, 12-15]</sup>, 各实例的最大环向应力在 8.1~11.2 MPa, 最大值为武汉阳逻大桥 11.2 MPa (如图 5 所示), 由此可见一般情况下环向应力水平会进入第二阶段, 但不会进入屈服阶段。

表 3 部分工程圆形地下连续墙最大环向应力

Table 3 Maximum hoop stresses of selected projects

序号	工程名称	直径 /m	壁厚 /m	环向应力 /MPa
1	武汉阳逻大桥	73	1.5	11.2
2	广州黄埔大桥	73	1.2	9.7
3	上海世博 500 kV 变电站	130	1.2	10.0
4	上海环球金融中心	100	1.0	8.1
5	某码头翻车机房	50	1.0	11.0

图 5 给出了 3 组接缝的应力应变实测值。在 Matlab 软件中采用三折线模对其进行最小二乘法拟合, 可得图 5 中的接缝应力 - 应变拟合曲线。实测值和拟合曲线之间的相关系数  $R=0.9792$ , 说明拟合曲线能较好反映试验规律。相关计算公式如下:

$$\sigma = \begin{cases} k_1 \varepsilon & (\varepsilon \leq \varepsilon_1) \\ k_2 (\varepsilon - \varepsilon_1) + k_1 \varepsilon_1 & (\varepsilon_1 < \varepsilon \leq \varepsilon_y) \\ \sigma_y & (\varepsilon > \varepsilon_y) \end{cases} \quad (1)$$

式中  $\sigma$  为接缝所受应力 (MPa);  $\varepsilon$  为接缝应变;  $k_1$  与  $k_2$  分别为第一阶段与第二阶段斜率 (本试验为 19.39 MPa 与 61.06 MPa);  $\varepsilon_1$  与  $\varepsilon_y$  为第一阶段与第二阶段终点对应的应变 (本试验所得为 0.38 与 0.79);  $\sigma_y$  为屈服应力 (本试验所得为 32 MPa)。

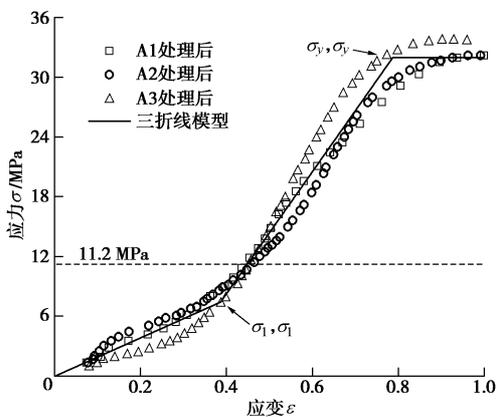


图 5 接缝应力 - 应变曲线

Fig. 5 Stress-strain curves of joints

由式 (1) 可求得接缝刚度  $E_j$  为

$$E_j = \begin{cases} k_1 & (\sigma \leq \sigma_1) \\ \left[ 1 + \left( \frac{k_2}{k_1} - 1 \right) \frac{\sigma_1}{\sigma} \right]^{-1} k_2 & (\sigma_1 < \sigma < \sigma_y) \\ 0 & (\sigma = \sigma_y) \end{cases} \quad (2)$$

式中,  $\sigma_1$  为第一阶段终点应力 (本试验所得为 7.37 MPa)。

由式 (2) 可知, 接缝刚度与环向应力有关 (图 6), 由其可知, 接缝在第一阶段近似呈常数, 进入第二阶段后刚度逐渐增加直到屈服。

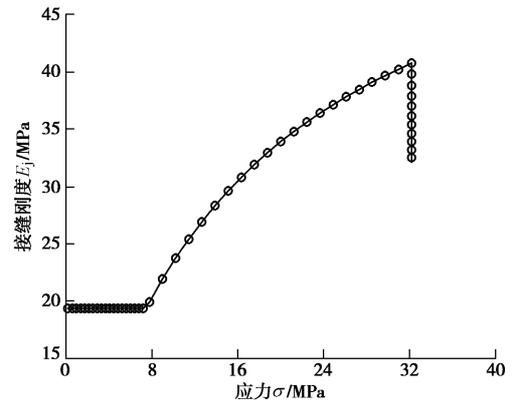


图 6 接缝刚度与环向应力关系

Fig. 6 Joint stiffness vs. hoop stress

### 3 圆形地下连续墙环向刚度修正方法

实际工程中接缝的存在相当于在地下连续墙槽段间加了一组非线性弹簧, 弹簧与槽段墙体之间相互串联形成综合墙体刚度。如忽略施工垂直度控制引起的误差, 则 I 期槽与 II 期槽完全接触, 接缝所受应力与墙体相等, 墙体刚度修正系数可认为是综合墙体刚度与完整混凝土刚度之间的比值。由圆形地下连续墙环向压缩量公式可得

$$\delta_h = \frac{\sigma_h}{E} 2r\pi \quad (3)$$

式中,  $\delta_h$  为圆形截面压缩量,  $\sigma_h$  为地下连续墙内的环向应力,  $r$  为圆形地下连续墙半径,  $\bar{E}$  为地下连续墙环向平均刚度。

设墙体环向应力为  $\sigma_h$ , 混凝土弹性模量为  $E_c$ , 槽段接缝刚度为  $E_j$ , 宽度为  $w$ , 整个圆形截面含接缝数量为  $n$ , 则混凝土环向力作用下墙体压缩变形量为

$$\delta_h = \frac{\sigma_h}{E_c} (2r\pi - nw) + \frac{\sigma_h}{E_j} nw \quad (4)$$

综合式 (3)、(4) 可得地下连续墙刚度修正系数  $\alpha$  为

$$\alpha = \frac{\bar{E}}{E_c} = \frac{1}{\frac{2r\pi - nw}{2r\pi} + \frac{nw E_c}{2r\pi E_j}} \approx \frac{1}{1 + \frac{nw E_c}{2r\pi E_j}} \quad (5)$$

考虑到接缝宽度相比墙体周长要小得多，可以认为  $2r\pi - nw \approx 2r\pi$ 。

由式(5)可知，地下连续墙刚度修正系数是接缝数量、接缝宽度、开挖断面半径、混凝土模量及接缝刚度的函数，其中接缝刚度与应力水平相关。

同时，由式(5)可知，地下连续墙刚度修正系数是  $n/(2r\pi)$  的函数，即与圆形地下连续墙周长与接缝数量的比值有关，实际上  $n/(2r\pi)$  即平均槽段长度，故修正系数与圆半径大小无关。

以工程实践中常用的铣槽机宽度 2.8 m 进行分析，I 期槽长度不会大于 7.5 m，不会小于 6.1 m，II 期槽为 2.8 m，故接头之间的槽段平均长度  $l$  位于 4.45~5.15 m 之间。取接缝宽度为 3 mm，并根据不同的平均槽段长度  $l$ ，可得环向刚度修正系数与环向应力间关系如图 6 所示。由图 7 可知，随着槽段平均长度由 4.45 m 增大到 5.15 m，起始环向刚度修正系数增大 7.6%。根据图 4 计算可知，当环向应力小于 7.46 MPa 时，均可按照第一阶段刚度计算。第一阶段的刚度修正系数为 0.485~0.514；环向应力达到 11 MPa 时刚度修正系数为 0.545~0.581。由于槽段平均长度越小，对应的槽段数越多，符合公路桥涵地基基础规范<sup>[9]</sup>中“槽段数较多时取小值”的概念。

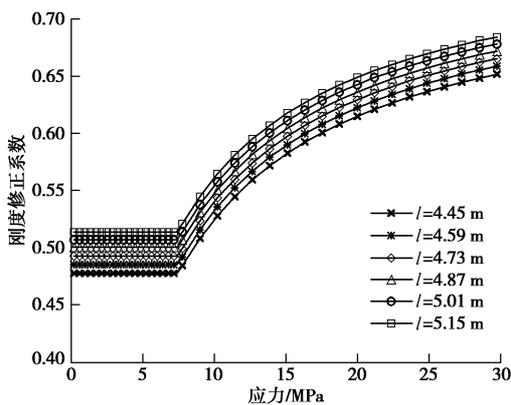


图 7 环向刚度修正系数与环向应力间关系

Fig. 7 Hoop stiffness correction coefficient vs. hoop stress

公路桥涵地基基础规范规定，圆形地下连续墙宜按空间结构进行计算，也可轴对称结构取单位宽度的墙体作为竖向弹性地基梁计算。采用两种方法计算均可采用式(5)计算环向刚度修正系数，并根据相应应力水平选用不同阶段的接缝刚度值进行分析。

### 4 实例与验证

本文试验材料取自临岳高速洞庭湖大桥，其形状为葫芦型，其环向应力沿环向是变化的，为更好地说明刚度修正系数的规律和应用，本文按照文献[12, 13]对武汉阳逻长江公路大桥南锚进行实例分析。该锚碇为重力式锚碇，锚碇基础为内径 70 m、壁厚 1.5 m 的圆形地下连续墙，并设厚度 1.5~2.5 m 厚的环向钢筋混凝土内衬，内衬及土体分层厚度为 3 m，共分 14 个阶段进行施工。墙体结构如图 8 所示。各土层力学参数如表 4 所示。地下连续墙共 50 个槽段，I 期槽段采用三铣成槽，长 6.68 m；II 期槽段长 2.8 m；II 期与 I 期槽段搭接长度为 0.25 m；槽段平均长度为 4.615 m<sup>[12-13]</sup>。

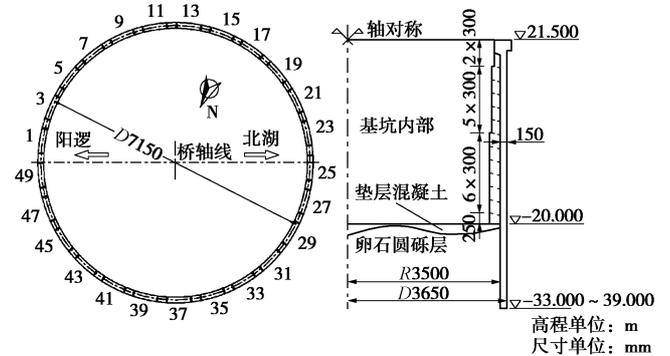


图 8 地墙槽段划分和结构剖面示意图

Fig. 8 Division of panels and profile

表 4 土层力学参数

Table 4 Parameters of soil layers

土层	弹性模量 /MPa	泊松比	$\gamma$ /( $\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$ )	$c$ /kPa	$j$ /( $^\circ$ )	层厚 /m
浅层亚黏土	3	0.45	18.5	12	10	1.5
黏土	2.6	0.45	18.2	10	8	6.0
亚黏土	3.2	0.42	18.3	6	18	7.5
粉细砂	4.5	0.40	19.2	5	32	26.5
砾砂	10	0.38	20.0	6	40	9.0
强风化砾岩	60	0.35	20.0	20	55	5.0
弱风化砾岩	600	0.32	20.0	40	60	15.0

采用规范方法可计算得到墙体环向效应等效分布弹簧刚度  $K_c$  为 36.970 MPa，规范中刚度修正系数  $\alpha$  一般根据经验取值，JTG D63—2007 建议其取值范围为 0.4~0.7。采用不同  $\alpha$  值计算得到的地下连续墙最大位移如表 5 所示，由其可知  $\alpha$  值即使相差 0.05，也可能导致 5%左右的误差，靠经验选取  $\alpha$  值存在较大不确定性。考虑接缝宽度为 3 mm，采用本文式(1)第一阶段公式计算可得  $\alpha = 0.487$ ，并计算得到的径向位移量和竖向弯矩值如图 9, 10 中虚线所示。

由本文式(5)可计算得环向效应的非线性修正刚度,采用 JTG D63—2007 的弹性地基梁方法进行计算,其结果如图 9, 10 中实线所示。由于考虑了第二阶段接缝刚度的增加,修正方法得到的径向位移量较小,更为符合实际情况。

表 5 不同  $\alpha$  值下的地下连续墙最大位移

Table 5 Maximum displacements of panels with various  $\alpha$

序号	环向刚度修正系数 $\alpha$	最大位移量/m
1	0.40	29.7
2	0.45	27.9
3	0.50	26.3
4	0.55	24.9
5	0.60	23.6
6	0.65	22.4
7	0.70	21.3

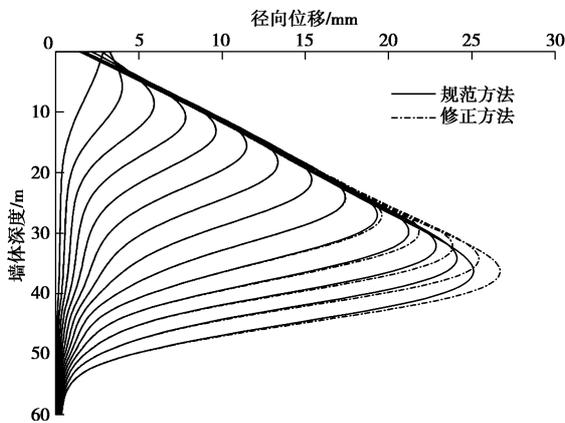


图 9 各施工阶段径向位移

Fig. 9 Circumferential displacements at various excavation stages

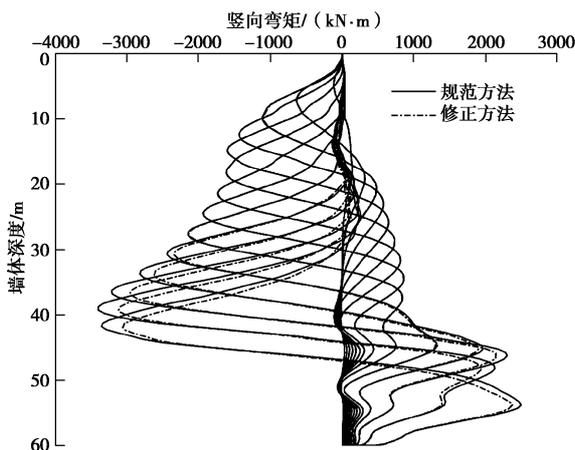


图 10 各施工阶段竖向弯矩

Fig. 10 Vertical moments at various construction stages

由上述实例计算可知,目前规范计算方法对刚度修正系数  $\alpha$  没有定量取值计算的方法,靠经验选取  $\alpha$  值存在较大不确定性。仅考虑接缝第一阶段的刚度进行修正,与两阶段刚度同时修正对比,前期各施工阶

段地下连续墙的应力比较小,接缝处于第一阶段,两者计算结果完全一致,后期随着接缝应力进入第二阶段,其刚度增加,两种计算方法存在一定差别,本算例中最后施工阶段的位移差值约 6.4%,弯矩差值约 9.1%。

由此可知,当地下连续墙环向应力较低时(小于 7.37 MPa),采用单一的  $\alpha$  系数可以较好地考虑接缝影响,但当应力较高时,需考虑接缝非线性刚度的影响。

## 5 结 论

圆形地下连续墙环向刚度受槽段接缝受力特性、宽度、数量及施工质量等诸多因素影响,目前工程中尚无成熟的确定方法。本文针对该问题进行了单元体试验研究,分析了槽段接缝的应力应变曲线特征,导出了环向刚度修正系数的计算公式,并进行了工程实例分析,得到以下 3 点结论。

(1) 地下连续墙接缝应力应变曲线存在 3 个阶段:第一阶段为接缝夹泥压缩阶段,其刚度通常较低;第二阶段为混凝土面接触后压缩,其刚度有显著增大;第三阶段为屈服阶段。这一关系可采用三折线进行拟合。

(2) 由接缝应力应变曲线可求得环向刚度修正系数的表达式,分析表明,环向刚度修正系数主要与接缝宽度、槽段平均长度、接缝与混凝土刚度相关。当环向应力小于 7.37 MPa 时,刚度修正系数  $\alpha$  为 0.485~0.514 之间;环向应力达到 11 MPa 时,  $\alpha$  为 0.545~0.581。

(3) 采用本文推导的环向刚度修正系数进行了工程实例分析,结果表明,当地下连续墙环向应力较低时(小于 7.37 MPa),采用单一的  $\alpha$  系数可以较好考虑接缝影响,但当应力较高时,需考虑接缝非线性刚度的影响。

对于其他接缝形式,可采用本文的试验方法确定接缝力学参数进行定量分析,为今后规范计算方法修订积累更多工程经验。

## 参考文献:

[1] SCHWAMB T, SOGA K. Numerical modelling of a deep circular excavation at Abbey Mills in London[J]. Géotechnique, 2015, 65(7): 604 - 619.

[2] 罗耀武, 凌道盛, 陈云敏, 等. 环形超深基坑围护结构受力变形特性分析[J]. 岩土力学, 2011, 32(2): 617 - 622. (LUO Yao-wu, LING Dao-sheng, CHEN Yun-min, et al. Mechanical and deformation characteristics of enclosure structure for annular extra-deep excavation[J]. Rock and Soil

- Mechanics, 2011, **32**(2): 617 - 622. (in Chinese))
- [3] 陈占力. 圆形地下连续墙截面设计[J]. 基础与结构工程, 2008, **31**(2): 115 - 117. (CHEN Zhan-li. Cross section design of circular underground continuous wall[J]. Foundation & Structure Engineering, 2008, **31**(2): 115 - 117. (in Chinese))
- [4] 徐国平, 李建清. 圆形地下连续墙在悬索桥锚碇基础中的应用[J]. 公路, 2004(11): 47 - 51. (XU Guo-ping, LI Jian-qing. Circular underground continuous wall used in the suspension bridge anchorage foundation[J]. Highway, 2004(11): 47 - 51. (in Chinese))
- [5] 林 鸣, 张 鸿, 吴 浩, 等. 润扬长江公路大桥北锚碇特深基础工程施工[J]. 建筑施工, 2002(4): 255 - 257. (LIN Ming, ZHANG Hong, WU Hao, et al. Construction of Runyang Yangtze River Highway Bridge's northern anchorage foundation[J]. Building Information, 2002(4): 255 - 257. (in Chinese))
- [6] CABARKAPA Z, MURPHY J, POTTS D M. Design and performance of a large diameter shaft in Dublin boulder clay[C]// Foundations: Innovations, Observations, Design and Practice, 2003.
- [7] TAN Y, WANG D. Structural behaviors of large underground earth-retaining systems in shanghai i: unpropped circular diaphragm wall[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2015, **29**(2): 04014058.
- [8] JTJ 303—2003 港口工程地下连续墙结构设计与施工规程[S]. 2003. (JTJ 303—2003 Design and construction technical code for diaphragm wall structure of port engineering[S]. 2003. (in Chinese))
- [9] JTG D63—2007 公路桥涵地基与基础设计规范[S]. 2007. (JTG D63—2007 Code for design of ground base and foundation of highway bridge and culverts[S]. 2007. (in Chinese))
- [10] 陈富强, 杨光华, 张玉成, 等. 圆形地下连续墙结构设计中  $\alpha$  系数取值探讨[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(增刊): 203 - 206. (CHEN Fu-qiang, YANG Guang-hua, ZHANG Yu-cheng, et al. Discussion on value of coefficient in structural design of circular diaphragm wall[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(S0): 203 - 206. (in Chinese))
- [11] 沈 健, 王卫东, 翁其平. 圆形基坑地下连续墙受力方法研究[J]. 岩土工程学报, 2008, **28**(增刊): 280 - 285. (SHEN Jian, WANG Wei-dong, WENG Qi-ping. Study on analysis method of diaphragm wall of circular excavation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **28**(S0): 280 - 285. (in Chinese))
- [12] 刘明虎. 圆形地下连续墙支护深基坑结构受力特点及对比分析[J]. 公路交通科技, 2005, **22**(11): 96 - 99. (LIU Ming-hu. Structural performance of the deep foundation pit bracing with circular diaphragm wall[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2005, **22**(11): 96 - 99. (in Chinese))
- [13] 王 琨, 张太科, 陈顺超. 广州珠江黄埔大桥悬索桥锚碇基坑支护受力和变形特性分析[J]. 西南大学学报(自然科学版), 2010, **32**(7): 133 - 138. (WANG Kun, ZHANG Tai-ke, CHEN Shun-chao. Force and deformation analysis of the retain structure for anchorage foundation pit of huangpu suspension bridge over Zhujiang Rive[J]. Journal of Southwest University(Natural Science Edition), 2010, **32**(7): 133 - 138. (in Chinese))
- [14] 黄海云, 朱宪辉. 圆形支护体系的实测数据分析与研究[J]. 岩土工程学报, 2006, **28**(增刊): 1821 - 1825. (HUANG Hai-yun, ZHU Xian-hui. Researches on monitoring data of circle shape supports[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, **28**(S0): 1821 - 1825. (in Chinese))
- [15] 刘春原, 蔡伟红, 赵志斌, 等. 圆形地下连续墙的变形分析[J]. 岩土工程学报, 2008, **30**(增刊): 26 - 30. (LIU Chun-yuan, CAI Wei-hong, ZHAO Zhi-bin, et al. Distortion analysis of circular diaphragm walls[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(S0): 26 - 30. (in Chinese))