

DOI: 10.11779/CJGE201512013

# 地基沉降对沉管隧道节段接头剪力键力学性能影响研究

刘禹阳, 谢永利, 来弘鹏, 张宏光

(长安大学桥梁与隧道陕西省重点实验室, 陕西 西安 710064)

**摘要:** 为了更全面地了解地基沉降对沉管隧道节段接头剪力键力学性能影响情况, 以港珠澳沉管隧道工程为背景, 系统开展了两种不同沉降工况下几何相似比为1:4.69的大型模型试验, 并利用有限元对实际沉管节段进行数值模拟, 研究了地基沉降下节段接头剪力键力学性状和剪力的分布情况。试验结果表明: 剪力键应力变化主要影响因素为地基沉降, 接头内剪力键的空间组合对应力影响不明显; 地基沉降过程中, 水平剪力键应力值相对较小; 中墙剪力键下部端角先于侧墙剪力键下部端角与剪力键槽挤压, 且前者量值大于后者, 中墙剪力键下部端角最先受压破坏; 接头内剪力键根部剪力分布与剪力键布设方向关系紧密, 节段横断面一侧地基下沉对另一侧节段产生横拉效应; 同时提出了接头内最大剪力与地基沉降关系方程和各竖向剪力键的竖向剪力承担比例。

**关键词:** 沉管隧道; 大比例尺物理模型试验; 有限元; 地基沉降; 剪力

中图分类号: TU433 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2015)12-2235-10

**作者简介:** 刘禹阳(1989-), 男, 陕西宝鸡人, 博士研究生, 主要从事公路隧道结构方面研究。E-mail: liuyuyang19891117@yeah.net。

## Influence of foundation settlement on mechanical performance of shear keys of segment joints in immersed tube tunnels

LIU Yu-yang, XIE Yong-li, LAI Hong-peng, ZHANG Hong-guang

(Key Laboratory for Bridge and Tunnel of Shaanxi Province, Chang'an University, Xi'an 710064, China)

**Abstract:** In order to have a more comprehensive understanding of the influence of foundation settlement on mechanical performance of shear keys of segment joints in immersed tube tunnels, based on the5 immersed tube tunnel project of Hong Kong-Zhuhai-Macao Bridge, large-scare model tests with geometric similarity ratio of 1:4.69 under two different settlement working conditions are systematically carried out. A finite element numerical simulation on segments of the real immersed tube tunnel is made simultaneously. The mechanical properties of shear key of segment joints and the distribution of shear force are studied. The experimental results show that: (1) The dominant influence on change of stress in the shear keys is induced by the foundation settlement. (2) In the process of foundation settlement, the stress value of the horizontal shear keys is relatively small; (3) The lower end of the angle of shear keys in middle walls is compressed earlier than the same position in side walls, and the former is larger than the latter one in the value of stress, so the shear keys in the middle wall is crushed firstly; (4) The deformation trend of vertical shear keys is that the lower part is being compressed and the upper part is moving apart with shear key trough, the shear force distribution of the roots of shear keys among a joint relates closely with the setting position of shear keys, and in a cross section the foundation subsidence at one side leads to horizontal pull effect on the linings of immersed tube at the other side; (5) The equations for the maximum shear force and foundation settlement in a joint are put forward as well as the vertical shear ratio among the vertical shear force in the joint.

**Key words:** immersed tube tunnel; large-scale physical model test; finite element; foundation settlement; shear force

## 0 引言

如今沉管隧道节段接头剪力键的设计施工主要参考管节接头剪力键, 但两者的结构、数目、布置位置均不同, 未来工程中仅仅依靠管节接头剪力键的相关理论与经验指导节段接头剪力键设计施工无法满足越来越长的沉管隧道要求。关于沉管节段接头的研究早

有开展, 丁文其等<sup>[1]</sup>通过建立港珠澳沉管隧道模型, 对初始地应力平衡效果、隧道沉降变形以及接头相对

基金项目: 国家科技支撑计划项目(2011BAG07B00); 国家自然科学基金项目(51008029, 51378071); 陕西省科学技术研究发展计划项目(2014KJXX-53); 陕西省自然科学基金项目(2013JQ7030)

收稿日期: 2014-12-11

变形进行分析,得到如下结论:地应力平衡后的土体应力场与土层埋深近似成正比,位移场基本为0;20 m回淤土荷载引起港珠澳沉管隧道最大沉降增量约为9.6 cm,航道处清淤会产生明显的回弹变形,对沉降变形的影响范围约超出清淤范围一个管节左右。魏纲等<sup>[2]</sup>对现有沉管隧道竖向沉降计算中采用的弹性地基梁法的半柔半刚性接头的约束方式进行了改进,并修正了该方法,提出了地基弹性抗力系数K的计算方法;建立了砂基础层的沉降计算方法,并提出采用土体回弹模量计算地基土层沉降。Anastasopoulos等<sup>[3]</sup>利用有限元分析了埋深70 m的沉管隧道在准静态的正断层地基上的力学行为,研究表明合理的接头内垫层设计可以避免隧道节段间的过度拉伸和压缩。Thomas等<sup>[4]</sup>以港珠澳沉管隧道为工程背景,介绍了一种剪力键结构的概率设计方法,本设计方法基于可靠性理论,以剪力键应力的95%特征分位数为剪力键结构设计的基础。刘鹏等<sup>[5]</sup>依据沉管隧道接头的构造特征,分析了接头内各部件的作用机理,利用端钢壳等材料的应力-变形关系,在接头几何变形协调的基础上,对沉管隧道接头进行受力分析,建立了沉管隧道接头刚度计算模型。刘鹏等<sup>[6]</sup>还建立了沉管隧道接头力学模型.计算了接头轴向位移、切向位移以及转角,识别与划分了剪力键的不同工作模式,得到了沉管隧道接头的位移和力的关系变化曲线,并对沉管隧道接头处不同构件的材料选取给出了建议。刘建飞等<sup>[7]</sup>利用三维实体单元,对沉管隧道结构在静力作用下的受力、位移,特别是接头受力情况进行了详细的模拟分析。Ding等<sup>[8]</sup>采用LS-DYNA软件对地震荷载下沉管结构和薄弱接头的变形与受力进行模拟,节段、单元总数均超过一

百万,研究结果对沉管结构和接头的设计提供了参考。唐英等<sup>[9]</sup>对沉管隧道接头的设计与理论计算进行了阐述,提出了一种较为通用的中间接头的设计方案。

以上研究成果都是基于有限元模拟和理论计算方法,而通过物理模型试验方法对沉管接头工作和力学机理进行研究是很有必要的。本文利用大比例尺沉降实验平台,系统开展了两种不同沉降工况下几何相似比为1:4.69的大型模型试验,并利用有限元对实际沉管节段进行数值模拟,研究了地基沉降下节段接头剪力键力学性状、剪力键根部剪力峰值变化和剪力的分布情况。

## 1 工程概况

港珠澳大桥跨越珠江口伶仃洋海域，是连接香港特别行政区、广东省珠海市、澳门特别行政区的大型跨海通道，主体工程长约 29.6 km，其中海底沉管隧道长度约 5990 m，由 33 节管节组成，每节管节由 8 个或 5 个节段拼装而成，总计 252 个节段，均采用矩形钢筋混凝土节段式管节，采用 C50 钢筋混凝土，单节管节的长度为 180 m，最大埋深约为 43.6 m。节段长度为 22.5 m，宽 37.95 m，高 11.4 m，衬砌厚度为 1.5 m<sup>[10]</sup>，沉管节段接头横断面图如图 1 所示。

节段接头剪力键分为竖向剪力键和水平剪力键，布设于隧道外缘壁和内部隔墙的断面上，如图 2 所示，水平剪力键左右两端面设橡胶支座，竖向剪力键上下端面设橡胶支座。

竖向剪力键宽度为 80 cm, 伸出长度 60 cm, 边墙剪力键高度为 250 cm, 中墙剪力键高度为 210 cm, 水平剪力键高度为 80 cm, 宽度为 71 cm, 长度为 250 cm。

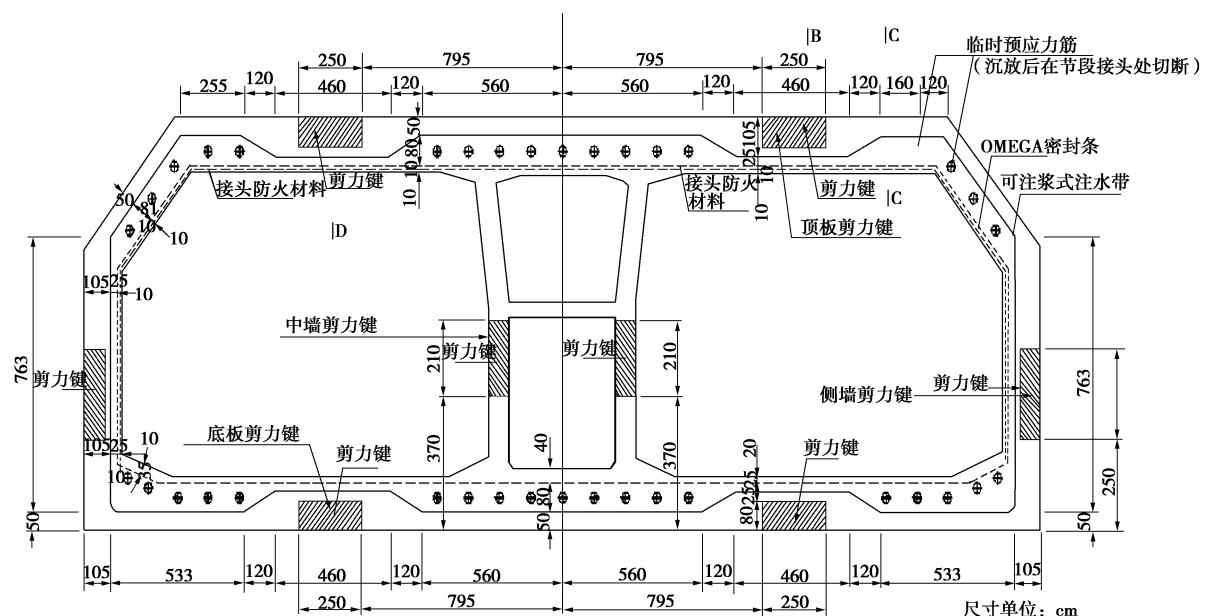


图 1 沉管隧道节段接头横断面图

Fig. 1 Cross section of segment joint of immersed tube tunnel

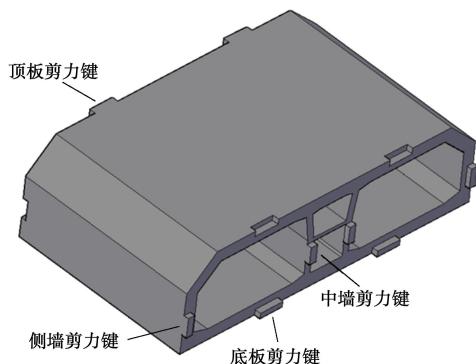


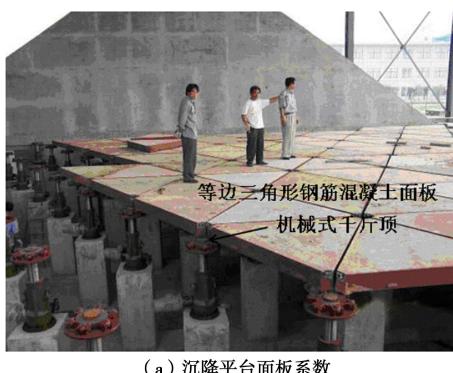
图 2 沉管隧道节段接头剪力键位置

Fig. 2 Positions of shear keys of segment joints in immersed tube tunnel

## 2 大比例尺沉管隧道节段接头模型试验

### 2.1 试验平台简介

沉降试验平台宽 16.4 m, 长 20.8 m, 总面积 342 m<sup>2</sup>, 如图 3 所示。沉降台最大沉降量为 30 cm, 底部千斤顶单次最小沉降量为 1 mm, 最大下沉量为 4 mm。由 14 根地基板梁、4 侧坑壁挡墙和 138 台钢筋混凝土立柱组成平台支撑系统; 由具有 6 个支撑点的支座和边长为 180 cm, 厚度为 15 cm 的等边三角形钢筋混凝土面板组成面板系统, 面板数量总共 230 块; 由 138 台电控机械式千斤顶组成沉降系统, 单个千斤顶额定承载能力为 100 t, 主机控制千斤顶沉降可模拟各种沉降曲面; 一台工控电子计算机和两台 PLC 下位机组成控制系统, 实现对每一台千斤顶的控制。



(a) 沉降平台面板系统



图 3 沉降模拟试验平台

Fig. 3 Settlement simulation test platform

### 2.2 相似比与相似材料

考虑到单节沉管节段两端两接头上既有剪力键也有剪力键槽, 为了最大程度地使单节节段的变形受力条件与实际相符, 所以试验中至少需要满足有一节节段的所有剪力键均在剪力键槽内, 同时该节段的所有剪力键槽均有剪力键插入, 因此至少需要 3 节沉管节段作为物理模型试验研究对象, 兼顾经济成本, 本物理模型试验选取 3 节管节作为研究对象。

为最大发挥沉降平台尺寸大和承重大的优势, 同时考虑试验可操作性和试验平台千斤顶沉降点与沉管节段端头的纵向重合, 最终模型相似比定为 1:4.69, 模型尺寸为长 14.4 m, 宽 8.10 m, 高 2.43 m。单节段长 4.80 m, 单节质量约为 69.5 t。如图 4 所示。



图 4 沉管模型

Fig. 4 Immersed tube model

由相似定理量纲分析可得:  $C_E = C_L C_\gamma$ ,  $C_{F_s} = C_E$ 。几何相似比  $C_L = 4.69$ , 模型重度相似比  $C_\gamma = 1.0$ , 计算得到弹性模量相似比  $C_E$  和面荷载相似比  $C_{F_s}$  均为 4.69。实际工程采用 C50 混凝土, 弹性模量为  $3.55 \times 10^4$  MPa, 则模型混凝土的弹性模量为 7570 MPa。考虑到试验过程中模型强度低易导致模型损坏等问题, 本试验采用了强度较高的模型材料, 通过降低骨料弹性模量, 提高砂率, 调节水灰比, 掺入引气剂、减水剂、膨润土、粉煤灰、纤维等方法配置出强度 9.6 MPa, 弹性模量为 7.35 MPa 的混凝土<sup>[11-13]</sup>。

### 2.3 模型相似方案

试验模型单节节段质量约为 69.5 t, 而强度低于 10 MPa, 考虑到沉管衬砌在移动、抬升、对接过程中很容易发生破坏, 而浇筑模型的周期长, 费用大, 一旦模型发生破损会对试验进展带来很大困难, 同时考虑到试验过程中测量人员安全问题, 故不能采取完全相似方案。

最终采用局部相似的“装配式剪力键”方案, 如图 5 所示。衬砌整体采用标号较高的混凝土, 保证模型在试验过程中的强度, 剪力键采用较高强度、低弹

性模量相似材料进行浇注。该方案解决了上述沉管衬砌与剪力键极易破损和试验过程人员安全问题, 对剪力键装配与否和材料变化前后的剪力键受力情况进行对比, 同时确定装配式剪力键尺寸, 研究表明: 在剪力键处采用相似材料, 衬砌采用 C30 混凝土的物理模型与完全采用相似材料的物理模型在受力上有一定的相似度, “装配式剪力键”方案可行, 同时装配式剪力键的长度为剪力键长度的 0.5 倍。

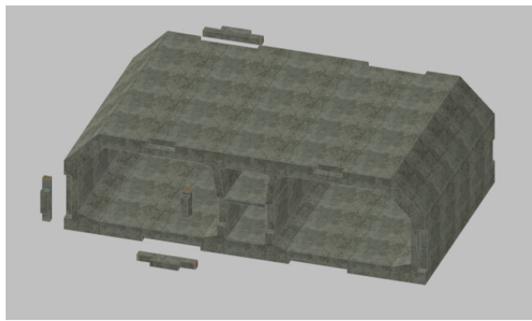


图 5 “装配式剪力键”方案示意图

Fig. 5 Schematic diagram of “fabricated shear key”

## 2.4 荷载施加

本试验利用陆域环境模拟海相环境, 以堆载土完全相似模拟水土荷载, 试验平台面板反力模拟实际工程中沉管底部水压力和基地反力的共同作用。试验堆载土体选取中细砂, 中细粒砂性土具有黏聚力较低, 流动性较高特性, 试验中便于装载和卸载。实际工程沉管节段顶部距离水面最大深度为 28.6 m, 其中上覆土层厚度 8.6 m。近似水土综合重度  $\gamma$  为 13 kN/m<sup>3</sup>, 通过水土分算与水土合算得到的沉管顶面最大应力值分别为 354.8, 371.8 kPa, 取水土合算结果为沉管顶面最大应力值, 沉管底面单位面积力为 77.26 kN, 沉管自重产生的应力为 101.09 kPa, 沉管所受浮力为 110.55 kPa。中细砂平均重度为 17 kN/m<sup>3</sup>, 沉管上覆土层和水荷载的水土合算结果减去沉管浮力, 值为 261.25 kPa, 由此值得到物理模型试验上覆土层厚度为 3.28 m。沉管模型高 2.43 m, 沉管下垫砂层 0.4 m, 故整个试验模型高 6.11 m, 如图 6 所示。



图 6 模型堆载

Fig. 6 Stack of model

## 2.5 试验元件布置

为得到剪力键端角与衔接处应力值, 在剪力键表面布设三片直角形电阻应变花, 如图 7 所示, 三片直角形电阻应变花布设方式的主应力公式为

$$\left( \frac{\sigma_1}{\sigma_3} \right) = \frac{E}{2} \left[ \frac{\varepsilon_0 + \varepsilon_{90}}{1 - \mu} (\pm) \frac{\sqrt{2}}{1 + \mu} \sqrt{(\varepsilon_0 + \varepsilon_{45})^2 + (\varepsilon_{45} + \varepsilon_{90})^2} \right] \quad (1)$$

式中  $E$ ,  $\mu$  分别为材料的弹性模量与泊松比;  $\sigma_1$ ,  $\sigma_3$  分别为第一主应力与第三主应力;  $\varepsilon_0$ ,  $\varepsilon_{45}$ ,  $\varepsilon_{90}$  分别为  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  时的应变片应变值。

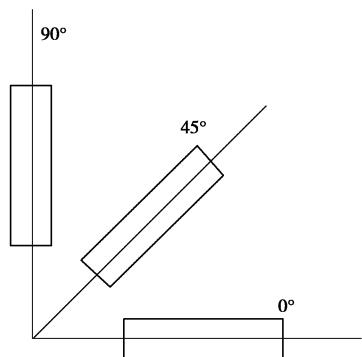


图 7 三片直角形电阻应变花

Fig. 7 Three rectangular resistance strain rosettes

剪力键上布设 8 个或 10 个应变花, 由于中墙剪力键贯穿中墙两壁, 试验中利用两块钢板将其固定, 钢板覆盖了 #9 与 #10 应变花位置, 故中墙剪力键未布设 #9 与 #10 应变花, 如图 8 所示。侧墙剪力键应变花、顶板剪力键应变片和底板剪力键应变片布置在剪力键外表面, 中墙剪力键应变花布设在巷道一侧。

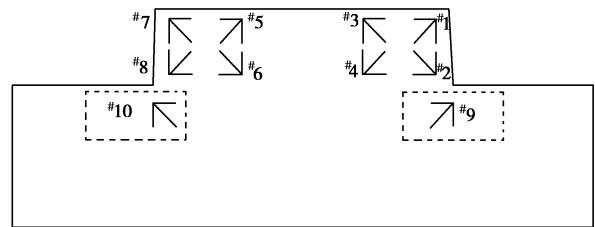


图 8 剪力键应变花布设

Fig. 8 Layout of shear key strain rosettes

## 2.6 试验工况

试验工况分为纵向中间下弯工况和中间节段扭转工况, 如图 9, 10 所示。纵向中间下弯工况具体为中间沉管节段中心千斤顶沉降量由 0 mm 增至 9 mm, 两侧沉管端头千斤顶沉降量始终为 0 mm, 中心千斤顶与端头千斤顶之间的千斤顶沉降量线性过渡; 中间节段扭转工况具体为中间沉管节段横向一侧边缘千斤顶沉降量由 0 mm 增至 5 mm, 另一侧边缘千斤顶沉降量始终为 0 mm, 两侧边缘之间千斤顶沉降量线性过渡。

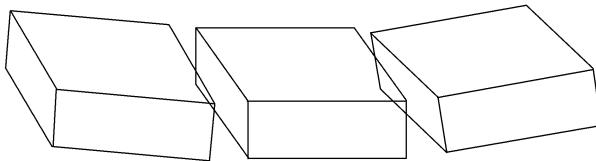


图 9 纵向中间下弯工况

Fig. 9 Longitudinal bending of middle segment

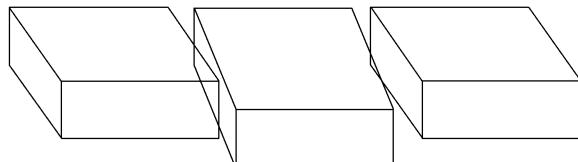


图 10 中间节段扭转工况

Fig. 10 Torsion of middle segment

### 3 数值模拟

#### 3.1 模型构建

本文利用 ANSYS 有限元分析软件进行模拟试验, 数值模型采用三维实体单元 solid45 模拟沉管结构和周边土体, 该单元具有塑性、蠕变、膨胀、应力强化、大变形和大应变的特征, 定义沉管结构和周边土体为线性弹性材料, 将混凝土弹性模量增大 1.2 倍来模拟钢筋混凝土材料。由于剪力键上贴附的橡胶垫只受压不受拉, link10 单元独一无二的双线性刚度矩阵特性使其成为一个轴向仅受拉或仅受压杆单元, 采用只受压不受拉的双向性杆单元 link10 单元模拟橡胶垫层, 沉管管节之间需要达到分离且接触的效果, 采用 contact170 单元和 contact174 实现管节之间接触效果<sup>[14]</sup>, 数值模型见图 11, 12。模型中将沉管每节段地基土层划分为 8 块, 左右两侧各 4 块, 共 24 块, 通过有规律的调节 24 块土体沉降量达到模拟不同沉降工况的效果, 底层土体编号如图 13。

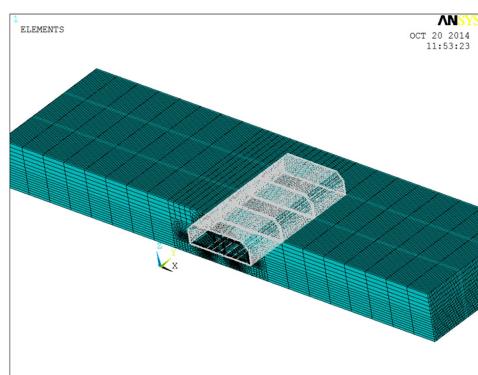


图 11 沉管节段、地基及周围土体

Fig. 11 Immersed tube joint section, the foundation and the surrounding soil

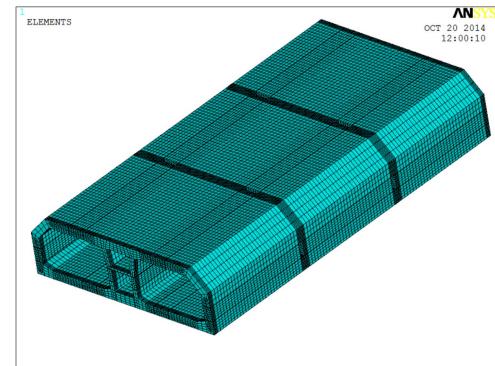


图 12 三沉管节段

Fig. 12 Section of three immersed tube joints

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24

图 13 地基土体编号

Fig. 13 Number of foundation soils

#### 3.2 边界条件及模型参数

数值模型土体宽度取沉管宽度的 3 倍 (113.85 m), 沉管上部土层厚度为 7.8 m, 下部土层厚度为 5 m。整个模型高度为 25 m, 模型长度为 67.5 m。模型底部固定, 四周侧面约束垂直于该面方向的位移, 同时约束沉管纵向位移。

实际工程中沉管覆盖层与地基土层都为透水层, 重度选择浮重度。水荷载将以面荷载形式施向沉管。沉管节段为 C50 混凝土, 沉管及地层计算参数如表 1 所示。

表 1 数值模型参数表

Table 1 Parameters of numerical model

类别	弹性模量 $E/\text{Pa}$	泊松比 $\nu$	重度/ $(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$
覆盖层	$2.5 \times 10^7$	0.32	11.00(浮重度)
海水	—	—	10.06
衬砌	$3.45 \times 10^{10}$	0.20	25.82
地基土块	$2.5 \times 10^7$	0.32	11.00(浮重度)

#### 3.3 计算工况

数值模拟计算工况与物理模型试验一致, 同为纵向中间下弯和中间节段扭转工况, 如图 9, 10, 模型地基土体编号如图 13 所示, 纵向中间下弯工况中, 沉管模型 24 块地基土中间的 #6, #7, #18, #19 土块沉降量按照 1.5, 3.0, 4.5, 6.0, 9.0 mm 顺序调节, 纵向两端 #1, #12, #13, #24 土体沉降量始终为 0 mm, 两者中间土块沉降量线性过渡, 并沿中轴线对称; 中间节段扭转工况中, 中间沉管节段一侧 #5, #6, #7, #8 土体沉降量按照 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0 mm 顺序调节, 不强迫其他土块位移。

## 4 结果对比分析

### 4.1 剪力键应力与地基沉降关系

将物理模型试验结果换算成为原型结果,选取数值模型剪力键上端角和衔接处 4 个典型位置为研究点,该四点典型位置与物理模型试验中剪力键上<sup>#1</sup>,<sup>#2</sup>,<sup>#7</sup>,<sup>#8</sup>应变花位置一致。

#### (1) 纵向中间下弯工况

纵向中间下弯工况下,节段接头内 8 个剪力键中中墙剪力键压应力值最大,次之为侧墙剪力键,中墙与侧墙剪力键属受力最不利剪力键,故重点分析中墙和侧墙剪力键受力情况。

将数值模拟和物理模型试验剪力键第三主应力结果联合对比分析,由图 14,15 可知,物理模型试验与数值模拟在沉降发展过程中同一观测点应力变化走势一致,同时应力水平相当。

随沉降发展,中墙剪力键上下端角、上下衔接处 4 个位置压应力基本都呈线性增长,其中下端角压应力增速和量值始终最大,如图 14,物理模型试验中,中墙剪力键下端角最先破坏,与上述应力趋势发展一致,这是由于中间节段下沉过程中,中墙剪力键下部端角与剪力键槽互相挤压造成,下端角的破坏属受压破坏。由图 16 可知,压应力从下部端角向上部端角逐渐减小,可推知剪力键变形的趋势为下部端角压缩同时上部端角与剪力键槽有相背移动趋势,下端角为受力最不利位置。

对比图 15,17 可知,侧墙剪力键压应力发展趋势相似于中墙剪力键,但整体量值小于后者,这是由于中间节段下沉过程中,中墙剪力键与剪力键槽的相对位移大于侧墙剪力键,且中墙剪力键先于侧墙剪力键与剪力键槽挤压造成。对比图 14~17 可知,侧墙剪力键与中墙剪力键的变形趋势是一致的。

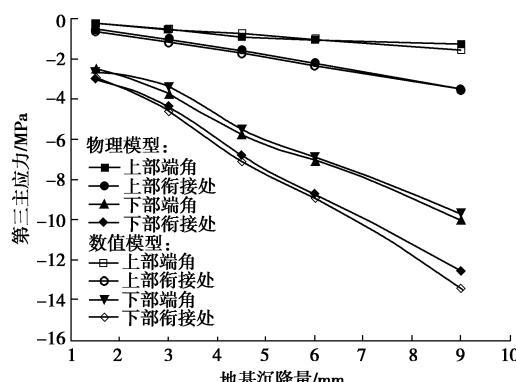


图 14 中墙剪力键沉降与第三主应力曲线

Fig. 14 Curves of shear key settlement in middle wall versus third principal stress

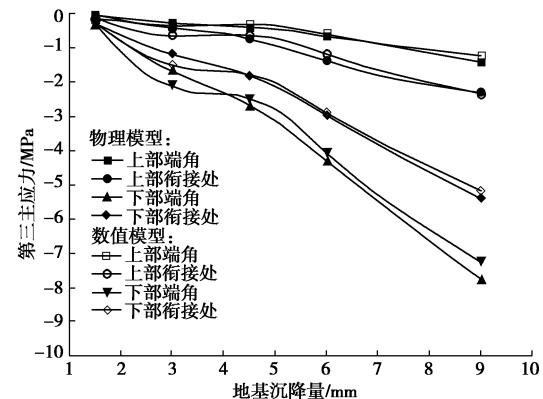


图 15 侧墙剪力键沉降与第三主应力曲线

Fig. 15 Curves of shear key settlement in side wall versus third principal stress

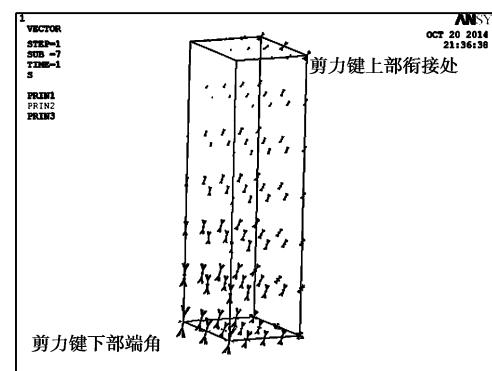


图 16 下弯 9 mm 中墙剪力键应力矢量图

Fig. 16 Vector diagram of shear key stress in middle wall under settlement of 9 mm

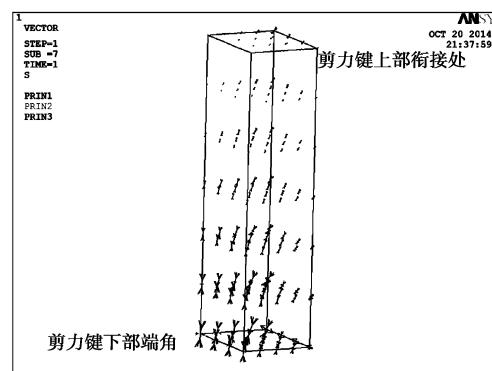


图 17 下弯 9 mm 侧墙剪力键应力矢量图

Fig. 17 Vector diagram of shear key stress in side wall under settlement of 9 mm

#### (2) 中间节段扭转工况

中间节段扭转工况下,沉降较大一侧中墙剪力键压应力值始终最大,侧墙剪力键次之,下面将两者压应力变化规律做以分析。

数值模拟和物理模型试验结果联合对比分析,如图 18,19,与纵向中间下弯工况一样,沉降发展过程

中同一观测点应力变化走势一致, 应力水平相当。

对比图 14~21 可知, 纵向中间下弯工况和中间节段扭转工况下节段接头相同剪力键位置的应力变化曲线相似, 变化规律在中间下弯工况中已有阐述, 不再赘述, 接头内 8 个剪力键在空间的变形和位移存在着相互影响, 而不同工况下 8 个剪力键的相互几何位移影响是不同的, 这说明剪力键的应力变化主要影响因素为地基沉降, 接头内剪力键间空间组合相互影响的效果不明显。

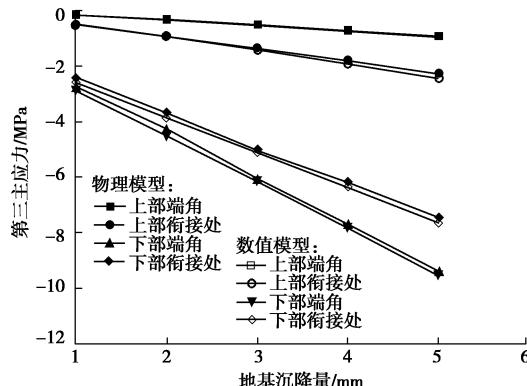


图 18 沉降较大一侧中墙剪力键沉降与第三主应力关系曲线

Fig. 18 Curves of shear key settlement in middle wall versus third principal stress at larger settlement side

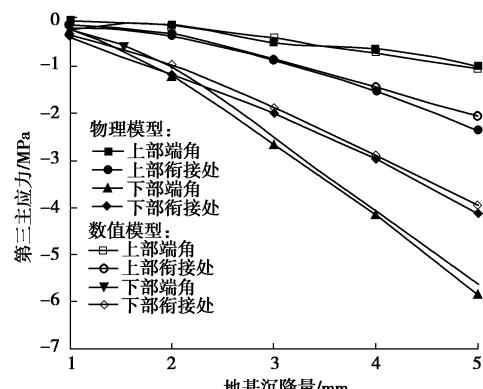


图 19 沉降较大一侧侧墙剪力键沉降与第三主应力关系曲线

Fig. 19 Curves of shear key settlement in side wall versus third principal stress at larger settlement side

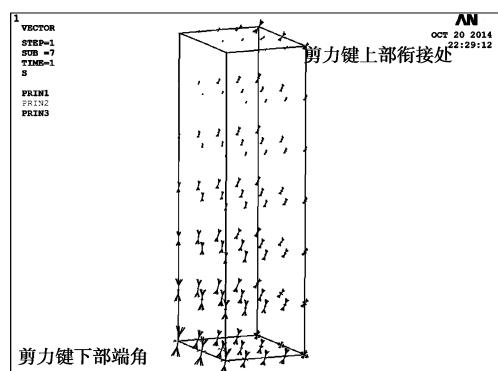


图 20 沉降较大一侧中墙剪力键应力矢量图

Fig. 20 Vector diagram of shear key stress in middle wall under larger settlement

对比图 18, 19 可知, 中间节段扭转中, 中墙剪力键先于侧墙剪力键与剪力键槽挤压, 同时中墙剪力键的挤压程度大于侧墙剪力键, 而剪力键的变形趋势与纵向中间下弯工况相同, 不同的是中间节段扭转时沉降较大一侧侧墙剪力键下部端角内侧挤压程度大于外侧, 如图 21。

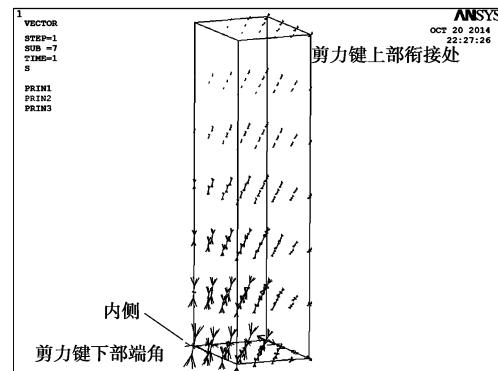


图 21 沉降较大一侧侧墙剪力键应力矢量图

Fig. 21 Vector diagram of shear key stress in side wall under larger settlement

#### 4.2 剪力键剪力分布

在剪力键应力与地基沉降关系分析中已证实数值模型的正确性, 下面将提取数值模型中剪力键根部剪力值加以分析研究。

##### (1) 纵向中间下弯工况

图 22 给出了剪力键竖向剪力随地基沉降变化曲线, 由图 22 可知, 纵向中间下弯工况中接头内竖向剪力主要由竖向剪力键承受, 竖向剪力键在地基沉降增大过程中竖向剪力值也一直增大; 水平剪力键竖向剪力值较小且在地基沉降过程中剪力值基本无变化; 竖向剪力值呈现上述分布是因为水平剪力键水平布置且与沉管衬砌的外缘面相通, 节段下沉过程中, 水平剪力键在下沉方向与周围土体接触, 水平剪力键对土体的挤压变形释放了水平剪力键内部部分应力。相比竖向剪力键在节段下沉方向势必与剪力键槽发生剪切作用。

中墙剪力键剪力一直大于侧墙剪力, 即中墙比侧墙承受更多竖向剪力, 根据发展趋势可知中墙剪力键最先破坏, 这与物理模型试验观察到的破坏现象一致。接头内竖向剪力左右车道对称分布, 整个接头剪力键竖向剪力呈 W 型分布。

图 23 给出了接头内水平剪力随地基沉降的变化曲线, 与竖向剪力地基沉降变化曲线比较易知, 接头内水平剪力值较小, 仍延沉管中线对称分布; 水平剪力主要由水平剪力键承担, 竖向剪力键几乎不承担水平剪力, 特别是由于中墙剪力键贯穿衬砌, 其所承担的水平剪力值最小。

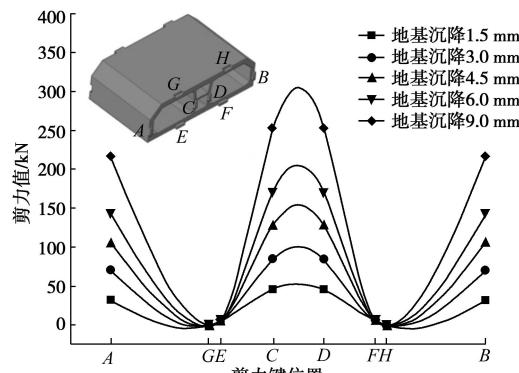


图 22 剪力键竖向剪力随地基沉降变化曲线

Fig. 22 Curves of vertical shear versus foundation settlement

综合以上分析可知, 剪力的分布和接头内剪力键的布设方向有着较为紧密的相关关系。

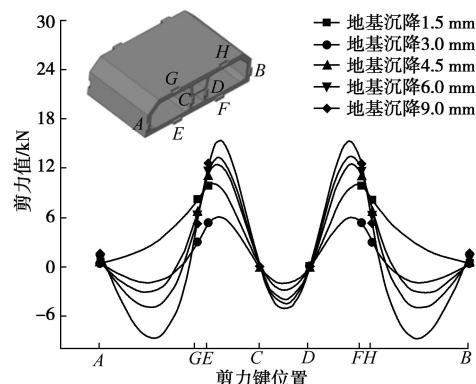


图 23 剪力键水平剪力随地基沉降变化曲线

Fig. 23 Curves of horizontal shear versus foundation settlement

纵向中间下弯工况下, 中墙剪力键竖向剪力值始终大于其他剪力键的竖向剪力和水平剪力, 该剪力键竖向剪力与地基沉降之间的线性方程具有指导控制接头剪力键根部破坏的意义, 其变化曲线拟合优度达 0.99991, 如图 24 所示。线性方程如下:

$$y = 27661x + 3632, \quad (2)$$

式中,  $y$  为剪力键根部最大剪力值 (N),  $x$  为地基沉降量 (mm)。

表 2 竖向剪力键的竖向剪力承担比

Table 2 Vertical shear bearing ratios of vertical shear keys

剪力键位置	剪力承载比					平均剪力承载比
	沉降 1.5 mm	沉降 3.0 mm	沉降 4.5 mm	沉降 6.0 mm	沉降 9.0 mm	
侧墙 A	0.20	0.23	0.23	0.23	0.23	0.22
中墙 C	0.30	0.27	0.27	0.27	0.27	0.28
中墙 D	0.30	0.27	0.27	0.27	0.27	0.28
侧墙 B	0.20	0.23	0.23	0.23	0.23	0.22

表 3 竖向剪力键的竖向剪力承担比

Table 3 Vertical shear bearing ratios of vertical shear keys

剪力键位置	沉降 1.0 mm	沉降 2.0 mm	沉降 3.0 mm	沉降 4.0 mm	沉降 5.0 mm	平均剪力承载比
侧墙 A	0.40	0.43	0.44	0.45	0.45	0.43
中墙 C	0.48	0.44	0.43	0.43	0.43	0.44
中墙 D	0.11	0.12	0.12	0.12	0.12	0.12
侧墙 B	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00	0.01

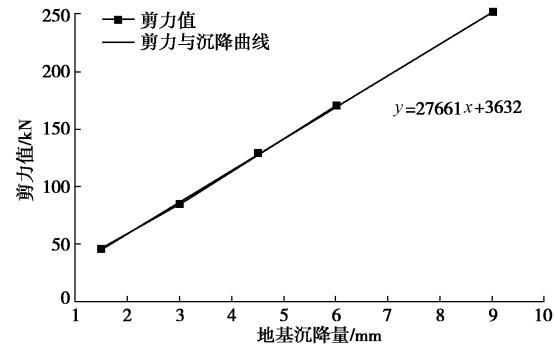


图 24 中墙 C 剪力键地基沉降与剪力曲线

Fig. 24 Curves of vertical shear versus foundation settlement of shear key C in middle wall

由于竖向剪力值远大于水平剪力值且竖向剪力键的剪力承担作用大于水平剪力键, 故将同沉降量下全部竖向剪力键的竖向剪力求和, 竖向剪力之和除各剪力键竖向剪力即可得到竖向剪力键竖向剪力承担比例, 各沉降量下竖向剪力键竖向剪力承担比如表 2 所示。

随沉降发展, 中墙剪力键承担的剪力始终大于侧墙剪力键, 中墙剪力键承担剪力的比重有所下降, 侧墙剪力键承担剪力的比重提高, 比值最终趋于平稳。对该工况接头内竖向剪力键的竖向剪力求平均得到竖向剪力平均承担比, 总竖向剪力设为 1, 那么中墙剪力键承担 0.56, 侧墙剪力键承担 0.44, 由左至右各竖向剪力键的承载比例为 0.22 : 0.28 : 0.28 : 0.22, 中墙剪力键承担剪力为侧墙的 1.27 倍。

## (2) 中间节段扭转工况

图 25 给出了中间节段扭转工况下的剪力键竖向剪力随地基沉降变化曲线, 由图可知, 接头内竖向剪力主要由沉降较大一侧竖向剪力键承担, 沉降较大一侧竖向剪力键竖向剪力值随沉降发展逐渐增大, 沉降较小一侧竖向剪力键竖向剪力值远小于沉降较大一侧

且沉降过程中变化较小; 水平剪力键竖向剪力值始终较小且基本无变化; 上述的竖向剪力分布原因有俩点, 一是节段横断面内两侧沉降量不同; 二是水平剪力键和竖向剪力键布设方向, 此原因在纵向中间下弯工况中已有详细阐述。

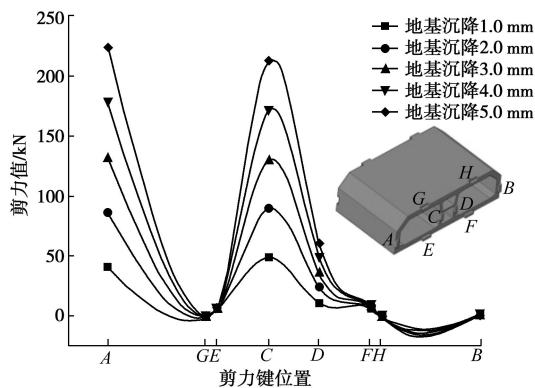


图 25 剪力键竖向剪力随地基沉降变化曲线

Fig. 25 Curves of vertical shear versus foundation settlement

图 26 为水平剪力随地基沉降的变化曲线, 易知水平剪力键承担绝大部分水平剪力值, 竖向剪力键水平剪力值靠近零值, 同时水平剪力值远小于竖向剪力。值得注意的是沉降较小一侧水平剪力键的水平剪力大于沉降较大一侧, 这与竖向剪力值分布正好相反, 这是由于节段沉降较大一侧竖向下沉造成沉降较小一侧节段产生横拉效应。

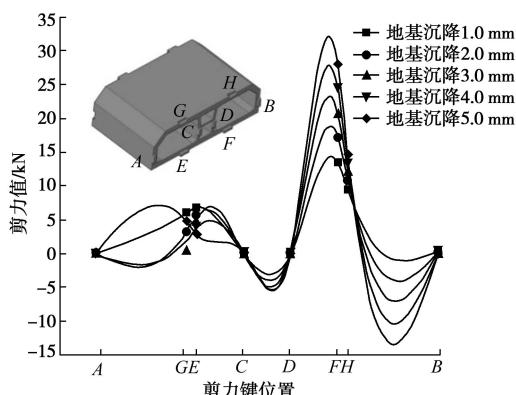


图 26 剪力键水平剪力随地基沉降变化曲线

Fig. 26 Curves of horizontal shear versus foundation settlement

沉降 2.0 mm 前中墙 C 剪力键剪力最大, 沉降达到 3.0 mm 后, 侧墙 A 剪力键剪力最大, 粗略估计剪力拐点在沉降 2.5 mm 附近, 由图 27 和图 28 可得中间节段扭转工况下竖向剪力控制方程为分段方程, 方程如下:

$$y = \begin{cases} 40958x + 7527 & (x < 2.5 \text{ mm}) \\ 45783x - 5284 & (x \geq 2.5 \text{ mm}) \end{cases}, \quad (3)$$

式中,  $y$  为剪力键根部最大剪力值 (N),  $x$  为地基沉降量 (mm)。

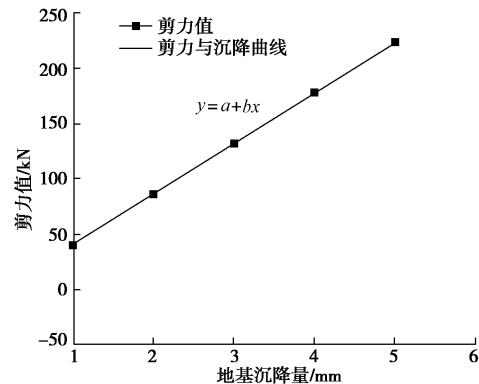


图 27 侧墙 A 剪力键地基沉降与剪力曲线

Fig. 27 Curves of vertical shear versus foundation settlement of shear key A in side wall

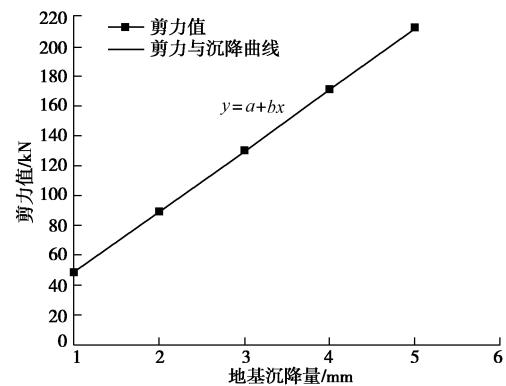


图 28 中墙 C 剪力键地基沉降与剪力曲线

Fig. 28 Curves of vertical shear versus foundation settlement of shear key C in middle wall

纵观表 3 不同沉降量下竖向剪力承担比, 沉降较大一侧竖向剪力键承担全部竖向剪力的 87%以上, 余下 12%~13% 剪力由沉降较小一侧竖向剪力键承担。设总竖向剪力为 1, 那么沉降较大一侧竖向剪力键承担 0.87, 沉降较小一侧竖向剪力键承担 0.13, 由左至右各竖向剪力键的承载比例为 0.43:0.44:0.12:0.01。

## 5 结 论

(1) 剪力键应力变化主要影响因素为地基沉降, 接头内剪力键的空间组合对应力影响不明显。

(2) 地基沉降过程中, 水平剪力键应力值相对较小; 中墙剪力键和侧墙剪力键下部端角与剪力键槽相互挤压, 前者先于后者挤压, 且前者量值大于后者, 中墙剪力键下部端角最先受压破坏, 下端角为受力最不利位置。

(3) 接头内剪力键根部剪力分布与剪力键布设方向关系紧密, 布置方向与沉管节段位移方向相同的剪力键承担该方向绝大部分剪力值; 节段横断面一侧地

基下沉对另一侧节段产生横拉效应。

(4) 分析得到节段接头内最大剪力与地基沉降关系方程, 见式(1)、(2); 节段纵向下沉中, 中墙剪力键大约承担 56% 的竖向总剪力, 节段横向一侧下沉中, 下沉一侧竖向剪力键大约承担总竖向剪力的 87%。

## 参考文献:

- [1] 丁文其, 朱令, 彭益成, 等. 基于地层-结构法的沉管隧道三维数值分析[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(增刊 2): 622 - 626. (DING Wen-qi, ZHU Ling, PENG Yi-cheng, et al. 3D numerical analysis of immersed tunnels based on stratum-structure method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(S2): 622 - 626. (in Chinese))
- [2] 魏纲, 朱昕光, 苏勤卫. 沉管隧道竖向不均匀沉降的计算方法及分布研究[J]. 现代隧道技术, 2013, 50(6): 58 - 65. (WEI Gang, ZHU Xin-guang, SU Qin-wei. Calculation and distribution of vertical differential settlement in immersed tunnels[J]. Modern Tunneling Technology, 2013, 50(6): 58 - 65. (in Chinese))
- [3] ANASTASOPOULOS I, GEROLYIMOS N, DROSOS V, et al. Behaviour of deep immersed tunnel under combined normal fault rupture deformation and subsequent seismic shaking[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2008, 6 (2): 213 - 239.
- [4] THOMAS K, ALBRECHT L, SUNE Y, et al. Probabilistic differential settlement design for direct foundations of the HZM link immersed tunnel[J]. Electronic Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 18: 1459 - 1476.
- [5] 刘鹏, 丁文其, 杨波. 沉管隧道接头刚度模型研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(增刊 2): 133 - 139. (LIU Peng, DING Wen-qi, YANG Bo. Model for stiffness of joints of immersed tube tunnel[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(S2): 133 - 139. (in Chinese))
- [6] 刘鹏, 丁文其, 金跃郎, 等. 沉管隧道接头三维非线性刚度力学模型[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2014, 42(2): 232 - 237. (LIU Peng, DING Wen-qi, JIN Yue-lang, et al. Three-dimension nonlinear stiffness mechanical model of immersed tunnel joints[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2014, 42(2): 232 - 237. (in Chinese))
- [7] 刘建飞, 贺维国, 曾进群. 静力作用下沉管隧道三维数值模拟[J]. 现代隧道技术, 2007, 44(1): 5 - 9. (LIU Jian-fei, HE Wei-guo, ZENG Jin-qun. Three-dimensional simulation for the behavior of immersed tube tunnels[J]. Modern Tunneling Technology, 2007, 44(1): 5 - 9. (in Chinese))
- [8] DING Jun-hong, JIN Xian-long, GUO Yi-zhi, et al. Numerical simulation for large-scale seismic response analysis of immersed tunnel[J]. Engineering Structures, 2006, 28(10): 1367 - 1377.
- [9] 唐英, 管敏鑫, 万晓燕. 沉管隧道接头的理论分析及研究[J]. 中国铁道科学, 2002, 23(1): 69 - 74. (TANG Ying, GUAN Min-xin, WAN Xiao-yan. The analysis and study of rail joints in immersed tunnel[J]. China Railway Science, 2002, 23(1): 69 - 74. (in Chinese))
- [10] 陈越. 港珠澳大桥岛隧工程建造技术综述[J]. 施工技术, 2013, 42(9): 1 - 5. (CHEN Yue. Review on construction technology of tunnel and artificial islands for Hongkong-Zhuhai-Macao bridge[J]. Construction Technology, 2013, 42(9): 1 - 5. (in Chinese))
- [11] 李金玉, 徐文雨, 曹建国, 等. 100 m 深地下防渗墙高强低弹性模量墙体材料的开发及生产性试验研究[J]. 混凝土与水泥制品, 2002(1): 39 - 41. (LI Jin-yu, XU Wen-yu, CAO Jian-guo, et al. The Experiment research on development and productive of high strength low elastic modulus diaphragm wall materials in 100 m deep underground[J]. China Concrete and Cement Products, 2002(1): 39 - 41. (in Chinese))
- [12] 潘超, 冯仲齐, 陈凯. 低弹性模量聚丙烯纤维混凝土本构模型及力学性能研究[J]. 混凝土与水泥制品, 2011(5): 36 - 39. (FAN Chao, FENG Zhong-qi, CHEN Kai. Research on low elastic modulus polypropylene fiber concrete constitutive model and the mechanical properties[J]. China Concrete and Cement Products, 2011(5): 36 - 39. (in Chinese))
- [13] 华伟南, 刘成栋. 坝体低弹性模量混凝土防渗墙最优配合比研究[J]. 水利规划与设计, 2010(6): 58 - 60. (HUA Nan-Wei, LIU Cheng-dong. Research on the optimal mixing proportion of low elastic modulus concrete about dam diaphragm wall[J]. Water Conservancy Planning and Design, 2010(6): 58 - 60. (in Chinese))
- [14] 刘正根, 黄宏伟, 张冬梅. 沉管隧道接头三维非线性数值模拟[J]. 地下空间与工程学报, 2011, 7(4): 691 - 694. (LIU Zheng-gen, HUANG Hong-wei, ZHANG Dong-mei. 3D nonlinear numerical simulation on immersed tunnel joint[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2011, 7(4): 691 - 694. (in Chinese))