

DOI: 10.11779/CJGE201809008

# 基于 Timoshenko 梁理论的车辆荷载下沉管隧道振动预测

陆世杰<sup>1, 2</sup>, 魏 纲<sup>\*1</sup>

(1. 浙江大学城市学院土木工程系, 浙江 杭州 310015; 2. 浙江大学建筑工程学院, 浙江 杭州 310058)

**摘 要:** 考虑车辆荷载影响, 将沉管隧道管节等效为置于黏弹性地基上的 Timoshenko 梁, 改进传统柔性接头等效模型, 考虑接头阻尼作用, 建立沉管隧道管节动力响应计算模型。依据 Timoshenko 梁理论, 推导管节竖向振动微分方程, 采用数值方法对管节位移响应进行求解。依托宁波甬江沉管隧道工程, 分析车辆荷载下沉管隧道管节中点和端部的竖向位移响应情况, 计算接头两端最大竖向位移差, 并进行单因素影响分析。研究表明: 江中段管节竖向位移较岸边段大, 管节中点竖向位移较管节端部大, 最大竖向位移达到 3.7 mm; 各接头参数相同的情况下, 岸边接头的竖向位移差较中间接头大, 最大竖向位移差达到 1 mm; 地基分布弹簧系数、接头刚度和车速对管节竖向位移幅值影响较大, 而在安全车距范围内, 车流密度对管节竖向位移幅值影响不大。

**关键词:** 沉管隧道; 车辆荷载; 位移响应; 接头

中图分类号: TU435; U459.5

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2018)09-1627-08

**作者简介:** 陆世杰(1992-), 男, 硕士, 主要从事地下隧道运营对周边环境影响及风险评估与控制等方面的研究。E-mail: sjlu88@163.com。

## Vibration prediction of immersed tube tunnels under vehicle loads based on Timoshenko beam theory

LU Shi-jie<sup>1, 2</sup>, WEI Gang<sup>1</sup>

(1. Department of Civil Engineering, Zhejiang University City College, Hangzhou 310015, China; 2. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

**Abstract:** Considering the influences of vehicle loads, the element of immersed tunnels is equivalent to the Timoshenko's beam, and the traditional model for flexible joints is improved, which can bring their damping into play. According to the above improvement, this research presents a theoretical model for the analysis of the dynamic response of immersed tunnel elements under vehicle loads. On the basis of the Timoshenko's beam theory, the differential equation for the vertical vibration of the element is established, and the numerical method is used to derive the displacement response of the element. Based on the Yongjiang Immersed Tunnel in Ningbo, the responses of vertical displacement in the middle and at the ends of elements under vehicle loads are analyzed, the difference of the vertical displacement at the two ends of joint is calculated, and the influences of changing any single factor are analyzed. The results show that the vertical displacement of the element near the middle of the river is larger than that near the bank sides, and the vertical displacement in the middle of the element is larger than that at the ends of the element. The maximum vertical displacement is 3.7 mm. Under the same joint parameters, the difference of vertical displacement of side joints is larger than that of middle joints. The difference of the maximum vertical displacement is 1 mm. The spring coefficient of foundation, joint stiffness and vehicle speed have a large effect on the vertical displacement of the element, while the density of traffic flow has little effect on the vertical displacement of the element if the safety space between two vehicles is enough.

**Key words:** immersed tube tunnel; vehicle load; displacement response; joint

## 0 引 言

沉管隧道是一种能跨越大江、大河及海峡等水域

基金项目: 国家自然科学基金项目(51178428); 浙江省自然科学基金项目(LZ12E08001)

收稿日期: 2017-06-08

\*通讯作者 (E-mail: weig@zucc.edu.cn)

的水底隧道, 由于其在造价和技术上具有诸多优点, 目前在工程界广受青睐。现有国内外有关沉管隧道研究主要集中在管节静力分析<sup>[1-3]</sup>, 动力方面主要集中在管节地震响应分析<sup>[4-7]</sup>。国内外已有和在建的沉管隧道大多为公路隧道, 由于地基软弱且常年受到车辆循环荷载的作用, 而管节尤其接头部位对沉降较为敏感, 故研究车辆荷载下沉管隧道管节位移响应对于管节竖向位移及接头竖向位移差控制有着重要意义。

目前国内外沉管隧道结构设计中, 车辆荷载大多采用拟静力法计算<sup>[8-10]</sup>, 有关车辆荷载引起管节位移响应研究较少。高峰等<sup>[11]</sup>根据弹性地基梁原理, 采用三维有限元法分别对刚性、柔性和半柔半刚性接头管节在列车荷载下的动力响应进行分析。魏纲等<sup>[12]</sup>将车辆荷载等效为随时间变化的波动荷载, 将管节等效为置于黏弹性地基上的 Euler 梁, 对管节中点位移和弯矩进行计算, 但未考虑接头作用。梁禹<sup>[13]</sup>对广州地铁越江沉管隧道运营期变形进行长期监测, 但未对监测结果进行深入分析。综上所述, 现有沉管隧道结构受力及变形研究中, 多将管节视为 Euler 梁, 不考虑其剪切变形。此外, 管节所受车辆荷载多被等效为静力, 且接头作用往往被忽略。因此, 车辆荷载引起管节竖向位移响应有待进一步深入探究。

本文改进传统的柔性接头等效模型, 并考虑管节剪切变形, 建立车辆荷载下沉管隧道管节竖向位移响应计算模型。以宁波甬江沉管隧道为算例, 求解车辆荷载引起管节中点及端部竖向位移, 计算接头两端最大位移差, 并对单因素影响进行研究。

## 1 管节动力模型建立

### 1.1 本文研究思路及创新点

(1) 对传统柔性接头进行改进, 限制管节相邻端面竖向位移及转角, 并考虑接头部件的黏弹性, 建立新的柔性接头模型。

(2) 假设车辆荷载为点源移动恒荷载, 同时考虑管节弯曲变形和剪切变形, 将管节等效为置于黏弹性

地基上的 Timoshenko 梁。

(3) 依托宁波甬江沉管隧道工程, 对车辆荷载下管节及接头竖向位移响应规律进行总结, 对管节竖向位移进行单因素影响研究, 并提出若干建议。

### 1.2 模型建立

根据现有研究, 传统接头模型主要有铰接模型<sup>[8]</sup>、定向连接模型<sup>[14]</sup>、定向约束模型<sup>[15]</sup>等。为保证接头处的密水性并防止应力集中, 实际沉管隧道管节接头一般采用柔性接头或半柔半刚性接头<sup>[8]</sup>, 其部件主要有端钢壳、GINA 止水带、OMEGA 止水带、垂直和水平剪切键、波形连接件等。接头刚度小于管节刚度, 并允许相邻管节端面产生相对位移或转角, 但随着相对位移或转角的增大, 接头约束作用表现明显。现有接头等效模型均不能完全反映上述性能。本文考虑接头黏弹性, 采用抗剪单元与抗弯单元并联来模拟柔性接头 (抗剪单元和抗弯单元均由弹簧和阻尼并联组成), 如图 1 所示。图 1 为宁波甬江沉管隧道沉管段模型, 其中, 管节 E3、E4 和接头 J3~J5 已省略。

已有研究大多将管节等效为弹性或黏弹性地基上的 Euler 梁<sup>[5, 7-8]</sup>。该模型忽略了梁弯曲变形引起的转动惯量和梁的剪切变形, 实际管节结构形式更接近空腹梁, 其剪切变形不可忽略。本文采用更为精确的 Timoshenko 梁来模拟管节, 将地基等效为并联的纵向分布弹簧和阻尼, 并假设管节基床系数沿横向均匀分布, 如图 1 所示。

管节沿纵向产生不均匀沉降时, 接头垂直剪切键间的橡胶支座受到挤压变形, 起到抗剪切作用, 波形连接件受力产生转角, 起到抗弯曲作用, 相邻管节端面变形协调。本文将所有管节的边界条件等效为两端自由, 并考虑接头作用, 在管节端部添加随时间变化的集中力和集中弯矩, 如图 2 所示。其中, 接头力大小与相邻管节端面竖向位移差及转角差成正比, 相邻端面所受集中力和集中弯矩大小相等, 方向相反。

## 2 管节竖向位移响应计算

### 2.1 管节模态函数求解

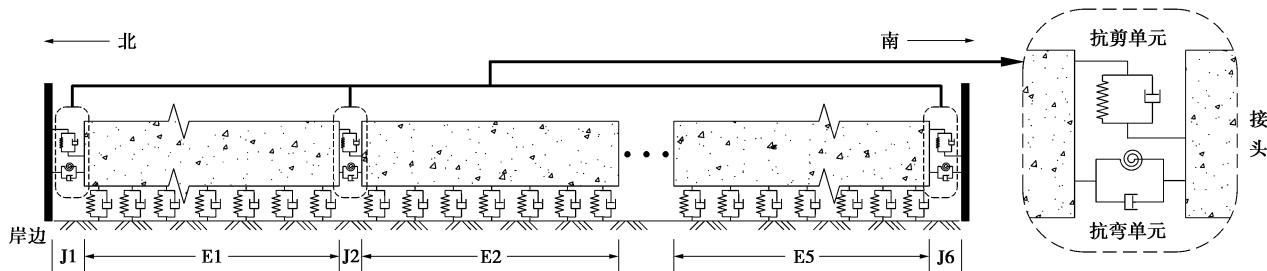


图 1 管节-接头模型示意图

Fig. 1 Theoretical model for element-joint

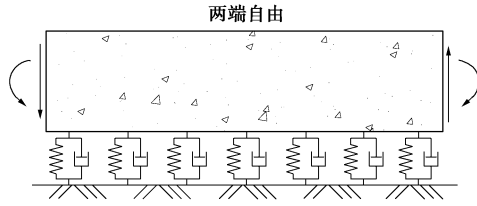


图2 管节竖向位移计算模型

Fig. 2 Theoretical model for calculating vertical displacement

根据 Timoshenko 梁理论, 建立管节自由振动控制方程<sup>[16]</sup>:

$$\left. \begin{aligned} \kappa AG \left( \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial x^2} - \frac{\partial \phi(x,t)}{\partial x} \right) &= \rho A \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2}, \\ EI \frac{\partial^2 \phi(x,t)}{\partial x^2} + \kappa AG \left( \frac{\partial v(x,t)}{\partial x} - \phi(x,t) \right) &= \rho I \frac{\partial^2 \phi(x,t)}{\partial t^2} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中  $\kappa$  为管节剪切系数;  $A$  为管节截面面积;  $G$  为管节剪切模量;  $v$  为管节竖向位移;  $\phi$  为管节转角;  $\rho$  为管节密度;  $E$  为管节弹性模量;  $I$  为管节惯性矩;  $x$  为距离管节端部的长度;  $t$  为时间。

采用模态叠加法, 假定管节竖向位移及转角表达式为

$$\left. \begin{aligned} v(x,t) &= \sum_{n=1}^{me} v_n(x) e^{i\omega_n t}, \\ \phi(x,t) &= \sum_{n=1}^{me} \phi_n(x) e^{i\omega_n t} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中  $n$  为管节振动模态阶数;  $\omega_n$  为管节振动固有频率;  $i$  为虚数单位。

将式 (2) 代入式 (1), 并进行正交化解耦, 令  $v_n(x) = B e^{i\lambda_n x}$  后整理得到

$$EI \lambda_n^4 + \omega_n^4 \left( \frac{EI \rho}{\kappa G} + \rho I \right) \lambda_n^2 + \left( \omega_n^4 \frac{\rho^2 I}{\kappa G} - \omega_n^2 \rho A \right) = 0. \quad (3)$$

求解上述方程得到  $\omega_n$  和  $\lambda_n$  之间的关系, 并代入位移和转角函数得到第  $n$  阶模态函数表达式:

$$\left. \begin{aligned} v_n(x) &= c_{1n} \text{ch}(\lambda_{1n} x) + s_{1n} \text{sh}(\lambda_{1n} x) + c_{2n} \cos(\lambda_{2n} x) + \\ &\quad s_{2n} \sin(\lambda_{2n} x), \\ \phi_n(x) &= c_{1n} g_{1n} \text{sh}(\lambda_{1n} x) + s_{1n} g_{1n} \text{ch}(\lambda_{1n} x) - \\ &\quad c_{2n} g_{2n} \sin(\lambda_{2n} x) + s_{2n} g_{2n} \cos(\lambda_{2n} x). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中  $g_{1,2n} = \frac{\kappa G \lambda_{1,2n}^2 \pm \rho \omega_n^2}{\kappa G \lambda_{1,2n}}$ ;  $c_{1n}$ ,  $c_{2n}$ ,  $s_{1n}$ ,  $s_{2n}$  为模态函数系数。

管节两端自由的边界条件:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\phi(x)}{dx} \Big|_{x=0} &= 0, \quad \left[ \frac{dv(x)}{dx} - \phi(x) \right] \Big|_{x=0} = 0, \\ \frac{d\phi(x)}{dx} \Big|_{x=l} &= 0, \quad \left[ \frac{dv(x)}{dx} - \phi(x) \right] \Big|_{x=l} = 0, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中,  $l$  为管节长度。

满足模态函数系数  $c_{1n}$ ,  $c_{2n}$ ,  $s_{1n}$ ,  $s_{2n}$  不同时等于 0, 求解管节振动固有频率  $\omega_n$ , 从而得到管节模态振型, 具体采用 Matlab 编程求解。上述方法适用于弹性体模态求解, 而根据相关研究<sup>[17]</sup>, 自由边界条件下 Timoshenko 梁前两阶模态为刚体模态, 其模态函数及频率为

$$\left. \begin{aligned} v_1(x) &= 1, \quad \phi_1(x) = 0, \quad \omega_1 = 0, \\ v_2(x) &= \sqrt{3}(1 - 2x/l), \quad \phi_2(x) = 0, \quad \omega_2 = 0. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

## 2.2 管节动力方程建立及求解

建立管节受迫振动控制方程:

$$\left. \begin{aligned} \kappa AG \left( \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial x^2} - \frac{\partial \phi(x,t)}{\partial x} \right) &= \rho A \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2} + F(x,t), \\ EI \frac{\partial^2 \phi(x,t)}{\partial x^2} + \kappa AG \left( \frac{\partial v(x,t)}{\partial x} - \phi(x,t) \right) &= \rho I \frac{\partial^2 \phi(x,t)}{\partial t^2} + M(x,t). \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中,  $F(x,t)$  和  $M(x,t)$  分别为管节所受外力和弯矩。

采用模态叠加法, 假定梁的竖向位移及转角表达式为

$$\left. \begin{aligned} v(x,t) &= \sum_{n=1}^{me} v_n(x) q_n(t), \\ \phi(x,t) &= \sum_{n=1}^{me} \phi_n(x) q_n(t). \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

式中,  $q_n(t)$  为时间系数。

将式 (8) 代入式 (7), 进行正交化解耦得到第  $i$  段管节的第  $n$  阶振动常微分方程为

$$\begin{aligned} \int_0^{l_i} (\rho A v_n^{i2}(x) + \rho I \phi_n^{i2}(x)) dx \cdot \ddot{q}_n^i(t) + \omega_n^{i2} \int_0^{l_i} (\rho A v_n^{i2}(x) + \\ \rho I \phi_n^{i2}(x)) dx \cdot q_n^i(t) = \int_0^{l_i} v_n^i(x) F^i(x,t) dx + \\ \int_0^{l_i} \phi_n^i(x) M^i(x,t) dx, \end{aligned} \quad (9)$$

式中,  $l_i$  为第  $i$  段管节长度。

由于车辆质量相对管节质量较小, 本文将车辆前后轴荷载等效为两个点源移动恒载<sup>[18]</sup>:

$$P(t) = \sum P_m \delta(x - (ut + x_m)) \delta(y). \quad (10)$$

式中  $P_m$  为第  $m$  辆车作用在管节上的点荷载;  $\delta(\cdot)$  为 Dirac 函数;  $u$  为车辆行驶速度;  $x_m$  为车辆初始位置。

假设车辆沿隧道轴线方向行驶, 忽略车辆横向移动, 考虑车辆荷载、地基反力和接头作用,  $F^i(x,t)$  和  $M^i(x,t)$  的具体表达式为

$$\begin{aligned} F^i(x,t) &= \sum P_{mj} \delta[x - (ut + x_m)] - k v^j(x,t) - c \dot{v}^j(x,t) + \\ &\quad c_j \{ [\dot{v}^{j-1}(l_{i-1}, t) - \dot{v}^j(0, t)] \delta(x) + [\dot{v}^{j+1}(0, t) - \\ &\quad \dot{v}^j(l_i, t)] \delta(x - l_i) \} + k_j \{ [v^{j-1}(l_{i-1}, t) - v^j(0, t)] \cdot \\ &\quad \delta(x) + [v^{j+1}(0, t) - v^j(l_i, t)] \delta(x - l_i) \}, \end{aligned} \quad (11)$$

式中,  $k_j$ ,  $c_j$  分别为接头抗剪弹簧系数和阻尼系数;  $k$ ,



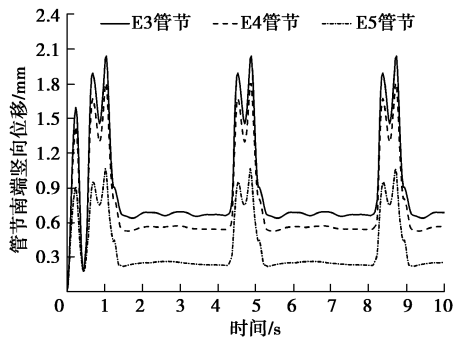


图4 管节南端竖向位移

Fig. 4 Vertical displacements at south end of elements

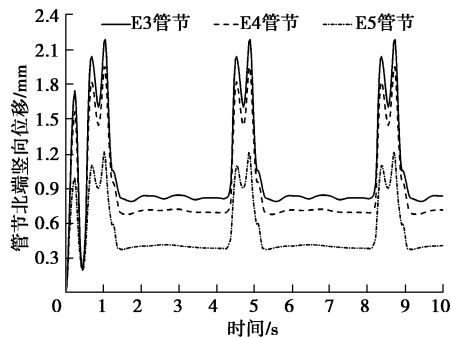


图5 管节北端竖向位移

Fig. 5 Vertical displacements at north end of elements

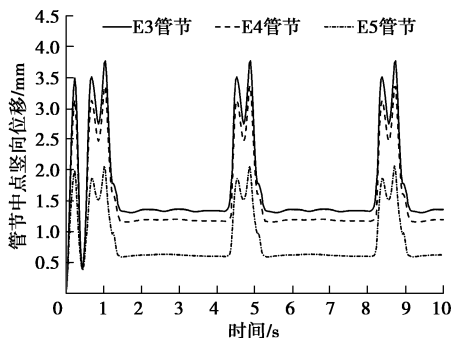


图6 管节中点竖向位移

Fig. 6 Vertical displacements at middle point of elements

图4~6结果表明,当车流量稳定时,车辆荷载引起管节端部向下最大位移为1.1~2.2 mm,振幅范围为0.9~1.4 mm。车辆荷载引起管节中点向下最大位移为2.1~3.7 mm,且振幅范围为1.5~2.4 mm。当管节两端边界条件视为自由且无外力作用时,管节端部竖向位移理应大于中点,然而本文模型中考虑了接头作用,端部竖向位移受到相邻管节约束,因此出现了中点竖向位移大于端部的情况。通过分析还得到,不同管节的端部或中点,越靠近江中段的管节竖向位移幅值越大,且同一管节中,北端竖向位移幅值稍大于南端,由此可知车辆荷载对远离岸边的管节竖向位移响应影响较大。

文献[12]采用 Euler 梁等效管节模型,假定管节两端简支,对车辆荷载引起管节中点竖向位移响应进行分析。由于该模型仅对单一管节进行研究,不考虑管节间的相互影响,因此得到的各管节中点竖向位移响

应曲线一致,见图7。该方法计算结果表明,当车流稳定时管节中点竖向振幅约为0.7 mm,与本文计算结果比较,振幅偏小,但两者在量级上接近。分析产生偏差的原因:①文献[12]所采用的 Euler 梁模型仅考虑了管节弯曲变形,而本文所采用的 Timoshenko 梁模型还考虑了管节剪切变形;②本文建立隧道沉管段模型,并引入柔性接头,增大了模型整体柔度;③本文对文献[12]两端简支的边界条件进行改进,在假定两端自由的基础上考虑端面受力情况,使模型更趋近实际工况,从而产生管节端部竖向位移。对于两种结果在振动频率上的差异,主要是由于文献[12]采用的车辆波动荷载在荷载作用周期上取值过小,与实际工况存在偏差。综上分析,笔者认为本文提出的管节动力模型和竖向位移响应计算方法较为合理,计算结果更为准确。

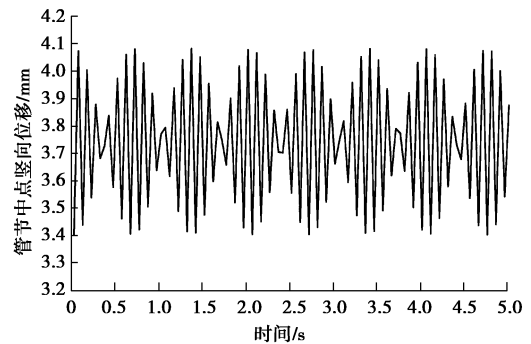


图7 文献[12]方法得到管节中点竖向位移

Fig. 7 Vertical displacements at middle point of elements from Reference [12]

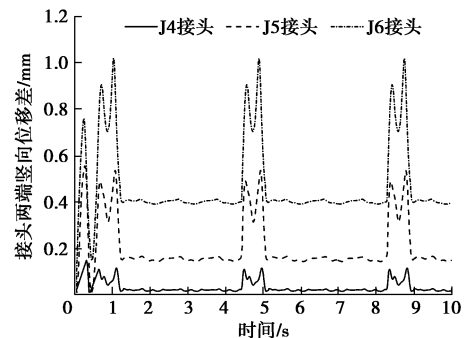


图8 接头两端竖向位移差

Fig. 8 Difference of vertical displacements at two ends of joints

为保证沉管隧道接头防水性和接头附近行车舒适性,管节相邻端面的竖向位移差需要严格控制。本文对车辆荷载引起 J4~J6 接头两端竖向位移差(绝对值)进行计算,结果如图8所示。其中, J6 接头为岸边接头,在不考虑岸边位移的情况下其两端竖向位移差仅由 E5 管节南端竖向位移引起。图8结果表明,越靠近岸边的管节接头竖向位移差受车辆荷载影响越大,最大位移差出现在 J6 接头,大小为1 mm,且当车流稳定时的位移差变化幅度为0.6 mm。本算例考虑所有接头刚度取值相同,实际工程中应适当增大岸边接头刚度,控制岸边管节端部竖向位移。

## 4 管节竖向位移响应影响因素分析

上述算例分析结果表明, 管节接头竖向位移差实质是由相邻管节端面竖向位移响应引起, 而不同管节端部及中点的竖向位移响应规律基本一致。因此, 本文以 E4 管节南端和中点竖向位移响应为例, 进行影响因素分析, 无关参数取值与上述算例相同。

### 4.1 地基分布弹簧系数影响

计算模型中的地基分布弹簧系数实际取决于地基软硬程度和基础层填充材料的密实度。本文分别取地基分布弹簧系数  $k=1 \times 10^4 \sim 9 \times 10^4 \text{ kN/m}^2$ , 研究其对车辆荷载下管节竖向位移响应的影响, 计算结果如图 9 所示。

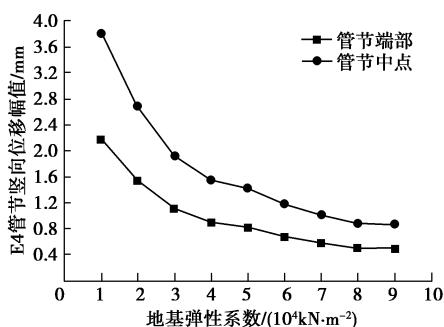


图 9 地基分布弹簧系数对管节竖向位移幅值影响

Fig. 9 Influences of foundation coefficient on vertical displacement of elements

图 9 结果表明, 随着地基分布弹簧系数增大, 管节端部和中点振幅减小速度先快后慢, 最后逐渐稳定。当地基分布弹簧系数从  $1 \times 10^4 \text{ kN/m}^2$  增大到  $9 \times 10^4 \text{ kN/m}^2$  时, 管节端部和中点竖向位移响应幅值减小到约为最初的 1/4, 可知地基分布弹簧系数对管节竖向位移影响较大。因此, 沉管隧道工程地基加固及基础处理过程中需保证管节下方持力层材料的密实度, 尤其是靠近江中段的管节。

### 4.2 接头刚度和阻尼影响

沉管隧道接头的抗弯和抗剪性能主要由波形连接件(或预应力钢索)和剪切键性能体现。实际工程中采用的柔性接头由于部件性能不同, 导致刚度差异较大。本文分别取接头抗剪刚度变化范围为  $1 \times 10^3 \sim 1 \times 10^8 \text{ kN/m}$ , 抗弯刚度变化范围为  $1 \times 10^5 \sim 1 \times 10^{10} \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$ , 研究车辆荷载引起管节竖向位移幅值随接头刚度变化规律, 结果如图 10, 11 所示。其中, 当  $k_j=1 \times 10^8 \text{ kN/m}$ , 且  $k_w=1 \times 10^{10} \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$  时, 接头刚度接近管节刚度。

图 10, 11 结果表明, 接头抗剪刚度和抗弯刚度对管节竖向振幅影响曲线基本一致。当接头刚度较小时, 一般  $k_j < 1 \times 10^5 \text{ kN/m}$ ,  $k_w < 1 \times 10^6 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$ , 管节竖向振幅稳定在较大值; 当接头刚度增大时, 一般

$1 \times 10^5 < k_j < 1 \times 10^7 \text{ kN/m}$ ,  $1 \times 10^6 < k_w < 1 \times 10^8 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$ , 管节竖向振幅随着接头刚度增大迅速减小; 当接头刚度较大时, 一般  $k_j > 1 \times 10^7 \text{ kN/m}$ ,  $k_w > 1 \times 10^8 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$ , 管节竖向振幅较小, 且趋于稳定。研究结果表明, 接头刚度大小对管节竖向位移控制较为重要, 当柔性接头抗剪刚度取值范围为  $1 \times 10^5 < k_j < 1 \times 10^7 \text{ kN/m}$ , 且抗弯刚度取值范围为  $1 \times 10^6 < k_w < 1 \times 10^8 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$  时, 管节竖向振幅对接头刚度变化较为敏感。

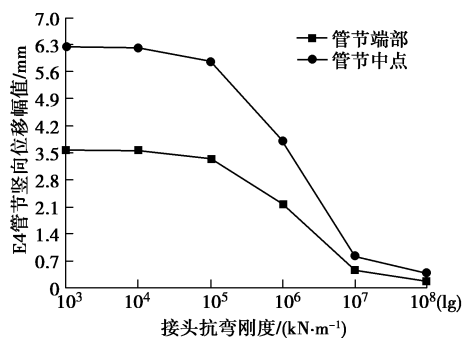


图 10 接头抗剪刚度对管节竖向位移幅值影响

Fig. 10 Influences of shear stiffness of joints on vertical displacement of elements

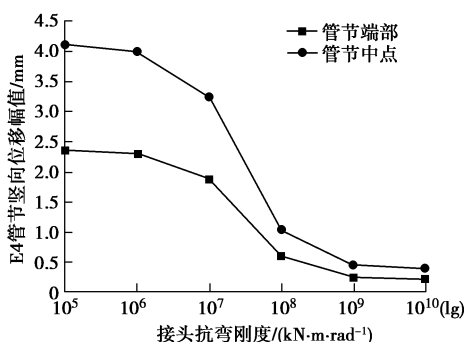


图 11 接头抗弯刚度对管节竖向位移幅值影响

Fig. 11 Influences of bending stiffness of joints on vertical displacement of elements

管节竖向振幅随接头阻尼变化规律与随刚度变化规律类似。当阻尼在较小值范围内变化时, 管节竖向振幅基本稳定, 而实际接头中波形连接件和剪切键间橡胶支座的阻尼系数较小, 因此接头阻尼系数对管节位移影响可忽略不计。

### 4.3 车速影响

隧道设计车速为  $60 \text{ km/h}$ , 考虑到甬江沉管隧道位置靠近市区, 早晚高峰车速较慢, 本文设置  $v=30, 35, 40, 45, 50, 55, 60 \text{ km/h}$  共 7 种工况, 在保持前后车距  $60 \text{ m}$  不变的情况下, 研究车速对管节竖向位移响应影响, 结果如图 12 所示。计算结果表明, 随着车速增大, 管节竖向振动幅度加剧。当车速从  $30 \text{ km/h}$  增大到  $60 \text{ km/h}$  时, 管节最大竖向位移增幅约为 40%。尤其当车速大于  $50 \text{ km/h}$  时, 管节竖向位移振幅增速明显变快。因此, 在不考虑路面不平顺度的情

况下, 车速对管节竖向位移幅值有一定影响, 说明限制隧道内行车速度能有效减小管节振动。

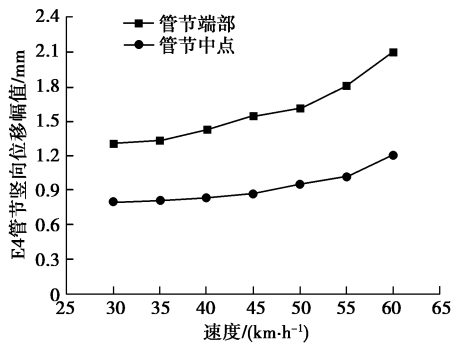


图 12 车速对管节竖向位移幅值影响

Fig. 12 Influences of vehicle speed on vertical displacement of elements

#### 4.4 车流密度影响

甬江沉管隧道建造前设计日平均交通量为 5500 辆, 但随着车流量的增加, 设计交通量明显偏离了实际情况, 而后在 2007 年隧道大修时改为 15745 辆。根据监测, 隧道高低峰时段车流密度差异巨大。为研究车流密度对管节位移响应的影响, 本文保持车速  $v=60$  km/h 不变的情况下, 考虑车距  $l_c=50, 55, 60, 65, 70, 75, 80$  m 共 7 种工况, 计算结果如图 13 所示。计算结果表明, 随着车距增大, 管节端部和中点的竖向位移幅值变化均较小。该结果说明, 在安全车距范围内, 车流密度对管节竖向位移幅值影响不大。

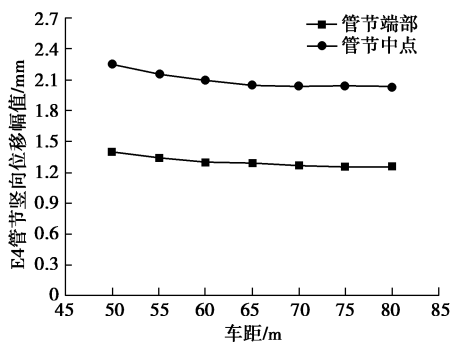


图 13 车距对管节竖向位移响应影响

Fig. 13 Influences of vehicle distance on vertical displacement of elements

## 5 结 论

(1) 本文同时考虑管节的弯曲变形和剪切变形, 将管节视为置于黏弹性地基上的 Timoshenko 梁, 考虑接头部件的黏弹性, 建立管节动力响应计算模型。通过宁波甬江沉管隧道算例验证了该模型可应用于车辆荷载引起管节竖向位移响应计算。

(2) 算例分析结果表明, 同一管节中, 中点竖向位移较端部竖向位移大。不同管节中, 江中段竖向位移较岸边段竖向位移大。当车流量稳定时, 管节最大竖向位移达到 3.7 mm, 最大振幅为 2.4 mm。

(3) 各接头参数相同的情况下, 岸边接头的位移差较中间接头位移差大, 最大竖向位移差达到 1 mm, 且当车流量稳定时的位移差变化幅度为 0.6 mm。

(4) 地基分布弹簧系数、接头刚度和车速对管节竖向位移幅值影响较大, 而在安全车距范围内, 车流密度对管节竖向位移幅值影响不大。

本文在分析中做了较多假设, 如未考虑管节坡度和基床系数沿横向分布等对管节竖向位移响应的影响, 因此, 理论计算结果会存在一定误差, 今后可在本文基础上做进一步研究。

#### 参考文献:

- [1] 魏 纲, 裘慧杰, 杨泽飞, 等. 考虑回淤的沉管隧道基础层压缩模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(8): 1544 - 1552. (WEI Gang, QIU Hui-jie, YANG Ze-fei, et al. Model tests on compression of base layer of immersed tube tunnels considering siltation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(8): 1544 - 1552. (in Chinese))
- [2] XIAO W H, YU H T, YUAN Y, et al. Compression-bending behavior of a scaled immersion joint[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2015, 49: 426 - 437.
- [3] LI W, FANG Y G, MO H H, et al. Model test of immersed tube tunnel foundation treated by sand-flow method[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2014, 40(2): 102 - 108.
- [4] OORSOUW R S V. Behaviour of segment joints in immersed tunnels under seismic loading[D]. Delft: Delft University of Technology, 2010.
- [5] ANASTASOPOULOS I, GEROLYMOS 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.
- [6] KIYOMIYA O. Earthquake-resistant design features of immersed tunnels in Japan[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 1995, 10(4): 463 - 475.
- [7] ANASTASOPOULOS I, GEROLYMOS N, DROSOS V, et al. Nonlinear response of deep immersed tunnel to strong seismic shaking[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(9): 1067 - 1090.
- [8] 陈韶章, 陈 越, 张 弥. 沉管隧道设计与施工[M]. 北京: 科学出版社, 2002. (CHEN Shao-zhang, CHEN Yue, ZHANG Mi. Design and construction of immersed tube tunnels[M]. Beijing: Science Press, 2002. (in Chinese))
- [9] 唐 英, 管敏鑫, 万晓燕. 高速铁路南京长江沉管隧道的结构设计与计算[J]. 中国铁道科学, 1999, 20(4): 88 - 96. (TANG Ying, GUAN Min-xin, WAN Xiao-yan. Structural design and calculation for immersed high-speed railway

- tunnel crossing Yangtze River in Nanjing[J]. China Railway Science, 1999, **20**(4): 88 - 96. (in Chinese))
- [10] 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 static behavior of immersed tube tunnels[J]. Modern Tunnelling Technology, 2007, **44**(1): 5 - 9. (in Chinese))
- [11] 高峰, 关宝树. 列车荷载对长江沉管隧道的影响[J]. 铁道学报, 2001, **23**(3): 117 - 120. (GAO Feng, GUAN Bao-shu. Effects of train loads on immersed tunnel in Yangtze River[J]. Journal of the China Railway Society, 2001, **23**(3): 117 - 120. (in Chinese))
- [12] 魏纲, 苏勤卫. 车辆荷载对软土地区海底沉管隧道的影响分析[J]. 地震工程学报, 2015, **37**(1): 94 - 99. (WEI Gang, SU Qin-wei. Analysis of the impact of vehicle loads on submerged tunnels in areas of soft soil[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2015, **37**(1): 94 - 99. (in Chinese))
- [13] 梁禹. 广州地铁一号线越江隧道运营期结构变形监测[J]. 现代隧道技术, 2008, **45**(3): 84 - 87. (LIANG Yu. Structural deformation monitoring of the submerged tunnel on Guangzhou Metro Line 1 during operation[J]. Modern Tunnelling Technology, 2008, **45**(3): 84 - 87. (in Chinese))
- [14] 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 Tunnelling Technology, 2013, **50**(6): 58 - 65. (in Chinese))
- [15] 邢建见. 考虑临时支撑垫块的沉管隧道管段结构静力计算方法研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2016. (XING Jian-jian. Study of the static force calculation method of immersed tunnel structure considering temporary cushion block support[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2016. (in Chinese))
- [16] TIMOSHENKO S P. On the correction for shear of the differential equation for transverse vibrations of prismatic bars[J]. Philosophical Magazine, 1921, **41**(245): 744 - 746.
- [17] 翟婉明. 车辆-轨道耦合动力学[M]. 北京: 科学出版社, 2007. (ZHAI Wan-ming. Vehicle-track coupling dynamics[M]. Beijing: Science Press, 2007. (in Chinese))
- [18] GRUNDMANN H, LIEB M, TROMMER E. The response of a layered half-space to traffic loads moving along its surface[J]. Archive of Applied Mechanics, 1999, **69**(1): 55 - 67.
- [19] 谢雄耀, 王培, 李永盛, 等. 甬江沉管隧道长期沉降监测数据及有限元分析[J]. 岩土力学, 2014, **35**(8): 2314 - 2324. (XIE Xiong-yao, WANG Pei, LI Yong-sheng, et al. Monitoring data and finite element analysis of long term settlement of Yongjiang immersed tunnel[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, **35**(8): 2314 - 2324. (in Chinese))
- [20] MINDLIN R D. Influence of rotary inertia and shear on flexural motions of isotropic, elastic plates[J]. Journal of Applied Mechanics, 1951, **18**(1): 31 - 38.
- [21] 苏勤卫. 海底沉管隧道管段沉降与应变研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2015. (SU Qin-wei. Study on pipe settlement and strain of undersea immersed tube tunnel[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2015. (in Chinese))
- [22] 周玉民, 谈至明, 田波. 车-路耦合作用力特性及混凝土路面动态响应[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2012, **40**(6): 854 - 860. (ZHOU Yu-min, TAN Zhi-ming, TIAN Bo. Vehicle-road coupling force characteristics and dynamic response of concrete pavements[J]. Journal of Tongji University(Natural Science), 2012, **40**(6): 854 - 860. (in Chinese))
- [23] 李韶华, 杨绍普, 李皓玉. 汽车-路面-路基系统动态响应及参数分析[J]. 北京交通大学学报, 2010, **34**(4): 127 - 131. (LI Shao-hua, YANG Shao-pu, LI Hao-yu. Dynamical response and parameters analysis for vehicle-pavement-foundation system[J]. Journal of Beijing Jiaotong University, 2010, **34**(4): 127 - 131. (in Chinese))
- [24] 严松宏, 高波, 潘昌实. 地震作用下沉管隧道接头力学性能分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, **22**(2): 286 - 289. (YAN Song-hong, GAO Bo, PAN Chang-shi. Dynamic property analysis on joint for submerged tunnel under earthquake[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, **22**(2): 286 - 289. (in Chinese))
- [25] 胡指南. 沉管隧道节段接头剪力键结构形式与力学特性研究[D]. 西安: 长安大学, 2013. (HU Zhi-nan. Research on mechanic characteristics and structures of section joint shear keys on immersed tube tunnel[D]. Xi'an: Chang'an University, 2013. (in Chinese))
- [26] 萧文浩, 柴瑞, 禹海涛, 等. 沉管隧道接头非线性力学性能模拟方法[J]. 力学与实践, 2014, **36**(6): 757 - 763. (XIAO Wen-hao, CHAI Rui, YU Hai-tao, et al. Modeling of nonlinear behaviors of immersion joint[J]. Mechanics in Engineering, 2014, **36**(6): 757 - 763. (in Chinese))
- [27] 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))
- [28] 廖顺庠, 吴在辉, 金吉寅. 桥梁橡胶支座[M]. 北京: 人民交通出版社, 1988. (LIAO Shun-xiang, WU Zai-hui, JIN Ji-yin. Bridge rubber bearing[M]. Beijing: China Communications Press, 1988. (in Chinese))