

# 底部开口悬挂式单轨交通轨道梁 扭转性能的计算与分析\*

朱尔玉 秦祯秋 白正伟

(北京交通大学土木建筑工程学院, 100044, 北京//第一作者, 教授)

**摘 要** 目的: 在国内外对底部开口悬挂式单轨线路的研究中, 尚缺少针对轨道梁扭转性能的研究及对曲线轨道梁竖向荷载作用下截面变形的影响分析, 需对单轨线路轨道梁的扭转性能进行深入分析。方法: 在结合我国悬挂式单轨和日本单轨设计经验的基础上, 介绍了悬挂式单轨 PC(预应力混凝土) 轨道梁的结构, 对结构梁所承受的竖向列车荷载进行分析。阐述了传统符拉索夫开口薄壁梁扭转理论存在的问题, 推导了考虑跨中截面剪切应变情况下轨道梁约束扭转时的初参数解。结合有限元软件建立了曲线梁模型, 对不同曲线半径及顶板厚度取值时竖向荷载作用跨中截面的竖向位移及扭矩变化情况进行了分析。在跨中截面处施加集中扭矩, 对轨道梁跨中右侧区段各截面的受力情况进行分析, 并将理论计算值与模型模拟值进行对比。结果及结论: 两端固定约束下底部开口箱型 PC 轨道梁在跨中处承受集中扭矩时, 不应忽略其剪切变形, 该类轨道梁设计时应考虑剪切应变的影响; 加大曲线轨道梁顶板厚度, 可提高梁截面的整体抗扭性能; 在竖向静活载作用下, 跨中截面处的扭转角随着曲线半径的减小而增大。

**关键词** 单轨交通; 底部开口薄壁梁; 预应力混凝土箱型轨道梁; 扭转性能

**中图分类号** U441; U232

**DOI:**10.16037/j.1007-869x.2023.07.004

## Calculation and Analysis of Bottom-opening Suspended Monorail Transit Track Beam Torsional Performance

ZHU Eryu, QIN Zhenqiu, BAI Zhengwei

**Abstract** Objective: In the research on bottom-opening suspended monorail lines in China and abroad, there is a lack of studies on track beam torsional performance and analysis of curved track beam profile deformation under vertical loads. It is necessary to conduct an in-depth analysis of monorail line track beam torsional performance. Method: Based on the design experiences of suspended monorails in China and mono-

rails in Japan, the structure of suspended monorail PC (pre-stressed concrete) track beam is introduced, and the vertical train loads on structural beams is analyzed. The problems existing in the conventional Vlasov thin-walled beam theory are discussed, and the primary parametric solution for track beam restrained torsion considering the shear strain of the mid-span cross-section is derived. A curved beam model is established using finite element software to analyze the vertical displacement and torque variation at the mid-span cross-section caused by vertical load action when taking values of different curve radius and top plate thickness. Concentrated torsion is applied at the mid-span cross-section, and the stress distribution of various sections in the mid-span right segment of the track beam is analyzed, comparing theoretical calculation and model simulation values. Result & Conclusion: For bottom-opening box-shaped PC track beams with fixed constraints at both ends, the shear deformation should not be neglected when subjected to concentrated torsion at the mid-span cross-section. The influence of shear strain should be considered in the design of such track beams. Increasing the top plate thickness of curved track beams can enhance the overall torsional resistance performance of the beam cross-section. Under vertical static live loads, the torsional angle at the mid-span cross-section increases as the curve radius decreases.

**Key words** monorail transit; bottom-opening thin-walled beam; pre-stressed concrete box-shaped track beam; torsional performance

**Author's address** School of Civil Engineering, Beijing Jiaotong University, 100044, Beijing, China

底部开口的混凝土悬挂式轨道梁属于开口薄壁箱型梁, 其约束扭转时会产生翘曲扭转角。在传统符拉索夫扭转理论中, 忽略开口薄壁梁跨中截面的剪应变而得出其扭转角的初参数解<sup>[1]</sup>, 该解与实

\* 国家自然科学基金项目(52172335)

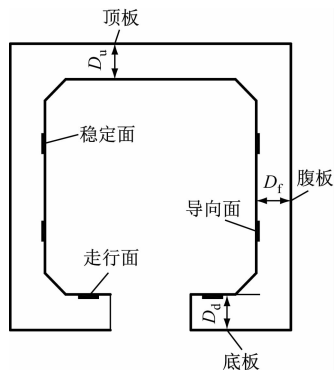
际试验值间存在一定的误差。曲线轨道梁在竖向荷载作用下,在产生竖向弯曲的同时也产生了截面的扭转,截面处的扭转作用不应被忽视。本文采用 Ansys 软件对混凝土轨道梁的纯扭性能进行有限元模拟,分析轨道梁在纯扭矩作用和列车竖向荷载作用两种工况下的截面扭转和变形规律,并分析不同轨道梁厚度尺寸对轨道梁扭转效应的影响,以期对悬挂式开口箱型轨道梁的设计提供参考。

## 1 轨道梁结构选型

### 1.1 底部开口轨道梁结构

悬挂式单轨 PC(预应力混凝土)轨道梁作为第三代刚性悬挂式轨道梁,具有刚度大、噪声小及运行平顺等优点。PC 轨道梁的跨中挠度远远小于钢轨道梁的跨中挠度,列车在 PC 轨道梁上运行时的平顺性也较钢轨道梁好<sup>[2-3]</sup>。此外,PC 结构能够减少钢轨道梁所带来的噪声。

PC 轨道梁结构主要由顶板、两侧腹板及底板组成,其中:稳定面和导向面分布在两侧腹板内侧,走行面分布在底板内侧,其截面设计如图 1 所示。其内轮廓高度为 1 510 mm,宽度为 1 524 mm,底部开口处宽度为 560 mm。



注:  $D_u$ —顶板厚度;  $D_f$ —腹板厚度;  $D_d$ —底板厚度。

图 1 PC 轨道梁截面示意图

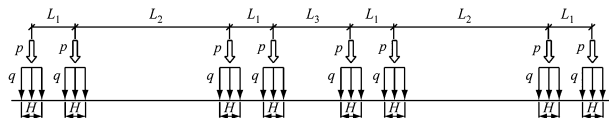
Fig. 1 Diagram of PC track beam profile

本文分别对梁跨曲线半径为 100 m、单跨跨度为 30 m 的三跨曲线轨道梁及梁跨 30 m 两端固结的直线轨道梁结构进行有限元分析,以探讨结构恒载、车辆静活载作用下小半径曲线轨道梁的作用效应,并研究截面扭转和跨中集中扭矩作用下开口薄壁轨道梁的扭转特性。

### 1.2 列车荷载分析

悬挂式单轨线路为小运量运输系统。本文研究的悬挂式单轨车辆在现有日本千叶县悬挂式单

轨车辆基础上进行了改进,转向架采用横向晃动较小的悬挂式车辆转向架。车辆荷载分析主要考虑轨道梁恒载及活载作用下曲线轨道梁的扭转情况,其中:恒载包括轨道梁自重及预应力荷载;活载主要采用车辆竖向静活载。参照日本千叶县悬挂式单轨交通的设计经验,本文选取 2 节编组的悬挂式单轨列车,对其通过小半径曲线轨道梁的扭转进行分析。列车受到的竖向活载如图 2 所示。悬挂式单轨车辆通过转向架走行轮将垂向荷载传递到轨道梁的走行面上,轨道梁的受力为面荷载分布。分析过程中,假定面荷载在走行轮和轨道梁上的接触面积不发生变化,且长度和宽度固定不变。



注:  $p$ —各种竖向荷载组合下轨道梁所受的竖向作用力;  $q$ —荷载组合效应下轨道梁所受的竖向等效均布荷载;  $H$ —车辆走行轮的纵向长度;  $L_1$ —同转向架上前后轮距;  $L_2$ —同车辆前后转向架之间的轮距;  $L_3$ —2 节车辆前后转向架之间的轮距。

图 2 悬挂式单轨列车竖向活载示意图

Fig. 2 Diagram of suspended monorail train vertical live load

将  $p$  以均布荷载  $q$  的形式平均分配到各走行轮作用的区域内,  $q$  的计算式为:

$$q = \frac{p(1 + \mu)}{2BH} \quad (1)$$

$$\mu = a/(b + L) \quad (2)$$

$$L = 4L_1 + 2L_2 + L_3 \quad (3)$$

式中:

$B$ ——车辆走行轮接触面的横向宽度,单位 m;

$\mu$ ——列车冲击系数;

$a$ 、 $b$ ——因桥梁种类不同而采用的常数,单位 m;

$L$ ——单轨列车长度,单位 m。

接触矩形面一般取  $B = 0.23$  m,  $H = 0.41$  m,  $p = 75$  kN; 根据悬挂式单轨桥梁的结构形式,取  $a = 20.00$  m,  $b = 45.00$  m; 由  $L_1 = 1.65$  m,  $L_2 = 7.85$  m,  $L_3 = 3.95$  m, 可得  $L = 26.25$  m, 进而求得  $\mu = 0.28$ ,  $q = 0.51$  MPa。

## 2 考虑跨中截面剪应变的梁扭转理论

本文研究的悬挂式底部开口轨道梁属于开口薄壁箱型梁,因此按开口薄壁梁的约束关系进行扭转分析。两端固定约束、底部开口的轨道梁发生扭

转时,不仅产生自由扭转,还会由于梁端的纵向约束产生翘曲扭转<sup>[4-6]</sup>。传统的符拉索夫开口薄壁梁约束扭转分析中忽略了截面翘曲扭矩产生的剪切变形,但文献[7-8]表明:在混凝土开裂后扭转刚度下降阶段,轨道梁截面的扭矩扭转角曲线处于非线性阶段,此时翘曲扭矩带来的剪切变形作用不可忽略。

在薄壁结构力学中,通常采用沿薄壁中心线的自然坐标系,如图3所示。图3中: $z$ 轴为梁长方向, $x$ 轴和 $y$ 轴为截面位置处的主惯性轴; $s$ 为沿薄壁结构横截面曲线方向。

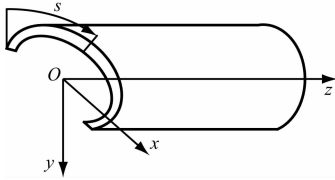
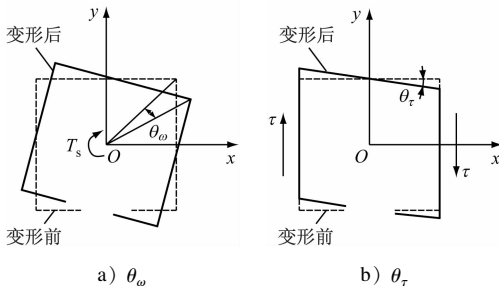


图3 薄壁结构力学自然坐标系

Fig. 3 Natural coordinate system for thin-walled structures mechanics

跨中截面发生剪切变形后,轨道梁的截面扭转角 $\theta$ 由剪切变形角 $\theta_\tau$ 和自由扭转角 $\theta_\omega$ 两部分组成,如图4所示。三者的关系为 $\theta = \theta_\tau + \theta_\omega$ 。



注: $\tau$ —轨道梁横截面剪力; $T_s$ —轨道梁横截面扭矩。

图4 轨道梁截面扭转角的组成

Fig. 4 Composition of track beam profile torsion angle

设 $B(z)$ 为沿 $z$ 轴的考虑剪切变形时的双力矩, $M_\omega$ 为截面的翘曲扭矩,则 $M_\omega$ 和 $B(z)$ 的计算式分别为:

$$M_\omega = -EJ_\omega \theta_\omega''(z) = B'(z) \quad (4)$$

$$B(z) = -EJ_\omega \theta_\omega''(z) \quad (5)$$

式中:

$E$ ——混凝土弹性模量;

$J_\omega$ ——截面的主扇性惯性矩;

$\theta_\omega(z)$ ——沿 $z$ 轴剪切变形产生的扭转角。

设沿 $z$ 轴自由变形产生的扭转角为 $\theta_\tau(z)$ ,则根

据虚功原理可得到 $\theta_\tau(z)$ 的计算式为:

$$\theta_\tau(z) = \int_V \left( \frac{S_\omega(s)}{J_\omega t} \frac{M_\omega S_\omega(s)}{GJ_\omega t} \right) ds dz \quad (6)$$

$$J_s = \frac{J_\omega^2}{\int_A [S_\omega(s)/t(s)]^2 dA} \quad (7)$$

式中:

$V$ ——结构在 $sOz$ 面上的投影面积;

$S_\omega(s)$ ——主扇性静面矩;

$t$ ——计算模型的薄壁厚度;

$G$ ——剪切弹性模量;

$J_s$ ——与 $M_\omega$ 对应定义的扭转惯性矩;

$A$ ——断面的剪切面积;

$t(s)$ ——薄壁沿 $s$ 方向的厚度函数。

进而得到 $\theta_\omega(z)$ 和 $\theta_\tau(z)$ 间的关系为:

$$\theta_\tau'(z) = -\frac{EJ_\omega}{GJ_s} \theta_\omega'''(z) \quad (8)$$

$$\theta_\tau'(z) = \theta_\omega'(z) - \frac{EJ_\omega}{GJ_s} \theta_\omega'''(z) \quad (9)$$

在约束扭转中,杆件断面的扭矩 $M_z$ 等于 $M_\omega$ 与 $M_f$ (自由扭转扭矩)之和。联立式(4)一式(9),当扭矩为集中扭矩作用时记为 $T$ , $T(z)$ 为沿 $z$ 向的集中扭矩,且 $T'(z)=0$ ,对 $z$ 求导可得:

$$\theta^{(4)}(z) - k^2 v^2 \theta''(z) = -\frac{v}{EJ_\omega} T'(z) \quad (10)$$

$$v^2 = \frac{1}{1 + J_d/J_s} \quad (11)$$

$$k^2 = \frac{GJ_d}{EJ_\omega} \quad (12)$$

式中:

$J_d$ ——抗扭惯性矩;

$v$ ——扭转常数比值( $J_d/J_s$ )的系数;

$k$ ——自由扭转刚度。

令轨道梁最左端( $z=0$ )处的总扭转角为 $\theta_0$ ,自由扭转角为 $\theta_{0\omega}$ ,自由扭率为 $\theta_{0\omega}'$ ,双力矩为 $B_0$ ,外扭矩为 $M_{0\omega}$ 。设 $l$ 为轨道梁全长,令轨道梁最右端( $z=l$ )处的总扭转角为 $\theta_l$ ,自由扭转角为 $\theta_{l\omega}$ ,自由扭率为 $\theta_{l\omega}'$ ,双力矩为 $B_l$ 。当轨道梁两端固定时,式(10)的初始条件和边界条件为: $\theta_0=0, \theta_{0\omega}'=0, \theta_l=0, \theta_{l\omega}'=0, \theta_l'=0$ 。符拉索夫方程采用初参数法,可得到其通解为:

$$\begin{cases} \theta_\omega(z) = C_1 + C_2 z + C_3 \sinh kz + C_4 \cosh kz \\ \theta_\omega'(z) = C_2 + C_3 k \cosh kz + C_4 k \sinh kz \\ \theta_\tau(z) = -\frac{EJ_\omega}{GJ_s} (C_3 k^2 \sinh kz + C_4 k^2 \cosh kz) + C_5 \end{cases} \quad (13)$$

式(13)中:  $C_1—C_5$  均为常系数;其计算式分别为:  $C_1 = \frac{B_0}{GJ_d}$ ,  $C_2 = \frac{M_{0\omega}}{GJ_d}$ ,  $C_3 = -\frac{M_{0\omega}}{GJ_d k}$ ,  $C_4 = -\frac{B_0}{GJ_d}$ ,  $C_5 = -\frac{B_0}{GJ_s}$ 。

由此可知  $\theta$  是关于  $z$  的函数,记为  $\theta(z)$ ,其计算式为:

$$\theta(z) = \theta_\omega(z) + \theta_\tau(z) = C_1 + C_2 z + C_3 \sinh kz + C_4 \cosh kz - \frac{EJ_\omega}{GJ_s} (C_3 k^2 \sinh kz + C_4 k^2 \cosh kz) + C_5 \quad (14)$$

为方便计算,令  $\rho = 1 - \frac{J_d}{J_s}$ ,并将  $z=0$  时的  $B(z)$  记为  $B_0$ ,  $T(z)$  记为  $T_0$ 。根据上述边界条件可以得到符拉索夫方程的通解为:

$$\begin{cases} \theta(z) = \frac{B_0}{GJ_d} \rho (1 - \cosh kz) + \frac{M_{0\omega}}{GJ_d} \left( z - \frac{\rho}{k} \sinh kz \right) \\ \theta_\omega(z) = \frac{B_0}{GJ_d} (1 - \cosh kz) + \frac{M_{0\omega}}{GJ_d} \left( z - \frac{1}{k} \sinh kz \right) \\ \theta'_\omega(z) = -\frac{B_0}{GJ_d} k \sinh kz + \frac{M_{0\omega}}{GJ_d} (1 - \cosh kz) \\ B(z) = B_0 \cosh kz + M_{0\omega} \frac{1}{k} \sinh kz \end{cases} \quad (15)$$

### 3 有限元模型的建立

采用 Ansys 软件对底部开口悬挂式轨道梁进行建模分析,混凝土单元采用 solid185,钢筋单元采用 link8,假定混凝土和钢筋之间没有滑移,钢筋和混凝土之间通过 CEINTF 命令建立约束方程。建模过程中忽略钢筋面积在截面面积中的占比情况,钢筋采用线条形式,通过 SECTYPE 命令给钢筋赋予截面,以确定模拟钢筋的面积。选择 Mass21 单元类型,并施加扭矩。在进行非线性分析时,为了防止因梁端加载造成梁端过早被破坏从而影响数值收敛的情况,将轨道梁端的单元设置为弹性材料<sup>[9]</sup>。

混凝土本构关系采用“DPC + Rankine + HSD2”模型,即本构模型只设置上升段及水平段,不设置下降段,其极限压应变为 0.003 3,强度峰值对应的应变为 0.002,泊松比取 0.2。钢筋采用 BKIN(双线性随动强化)模型,极限应变取 0.01,强化阶段割线模量取 0.1  $E$ ,泊松比取 0.3。混凝土单元尺寸设置为 150 mm,钢筋单元尺寸设置为 100 mm,采用 SWEEP(扫掠)方法进行网格划分。

### 4 有限元模型结果分析

图 5 为三跨连续轨道梁模型控制截面布置图。对上文所述的理论计算值和有限元模型模拟值进行对比和误差分析,以验证有限元模型的正确性。先对轨道梁施加竖向的列车静荷载和恒载,分析竖向荷载作用下轨道梁的变形及影响因素。再对轨道梁跨中施加集中扭矩,分析跨中扭矩作用下不考虑恒载时的扭矩-扭转角曲线。



注:L1—左跨左支点右侧截面;L2—左跨左侧 1/4 截面;L3—左跨跨中截面;L4—左跨右侧 1/4 截面;L5—左跨右支点左侧截面;M6—中跨左支点右侧截面;M7—中跨左侧 1/4 截面;M8—中跨跨中截面;M9—中跨右侧 1/4 截面;M10—中跨右支点左侧截面;R11—右跨左支点右侧截面;R12—右跨左侧 1/4 截面;R13—右跨跨中截面;R14—右跨右侧 1/4 截面;R15—右跨右支点左侧截面。

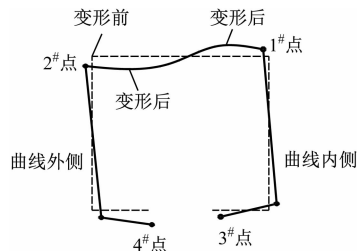
图 5 连续轨道梁模型控制截面布置图

Fig. 5 Diagram of continuous track beam model control profile

#### 4.1 竖向荷载作用分析

##### 4.1.1 竖向位移结果分析

建立有限元模型时,顶板厚度取值分别为 250 mm、300 mm 和 400 mm,腹板和底板厚度均取 250 mm。分析竖向荷载的作用下曲线半径分别为 100 m、150 m、200 m 时 PC 轨道梁跨中处的应力和扭转状况,轨道梁跨中截面的 4 个测点布置如图 6 所示。



注:1#点—曲线内侧顶板上缘点;2#点—曲线外侧顶板上缘点;3#点—曲线内侧底板下缘点;4#点—曲线外侧底板下缘点。

图 6 竖向荷载作用下轨道梁跨中截面 4 个控制点的布置

Fig. 6 Layout of 4 control points on track beam mid-span profile under vertical load

当轨道梁的顶板厚度取 250 mm 时,由计算结果可知:①若曲线半径为 100 m,1#点和 2#点的整体变形的竖向挠度差为 24.1 mm;②若曲线半径为 150 m,其跨中截面(M8)处 1#点和 2#点整体变形的

竖向挠度差为 15.6 mm。

为进一步分析不同顶板厚度和不同曲线半径下 M8 截面整体变形的竖向挠度差,将 1<sup>#</sup>点至 4<sup>#</sup>点竖向位移变化的计算结果进行汇总,如表 1 所示。

表 1 不同曲线半径及顶板厚度下 M8 截面 4 个控制点竖向位移的计算结果

Tab.1 Calculation results of vertical displacements at 4 control points on profile M8 under different curve radii and top plate thicknesses

曲线半径/m	顶板厚度/mm	竖向位移/mm			
		1 <sup>#</sup> 点	2 <sup>#</sup> 点	3 <sup>#</sup> 点	4 <sup>#</sup> 点
100	250	6.5	-17.6	-3.2	-10.2
	300	6.1	-17.2	-4.7	-11.8
	400	-1.7	-15.2	-11.4	-15.2
150	250	3.5	-12.1	-1.1	-8.1
	300	2.9	-13.2	-2.3	-8.6
	400	-0.9	-13.1	-7.9	-11.3

由表 1 可知:① 曲线半径不变时,随着顶板厚度的增加,1<sup>#</sup>点和 2<sup>#</sup>点的竖向位移在减小,3<sup>#</sup>点和 4<sup>#</sup>点的竖向位移在增大。1<sup>#</sup>点和 2<sup>#</sup>点的竖向位移减小说明增加顶板厚度后,轨道梁截面整体刚度有所提高,M8 截面内外侧竖向位移减小,这有利于减小轨道梁的扭转角。② M8 截面两侧底板下缘点竖向位移的变化对列车运行平顺性的影响很大。在正常的列车竖向荷载下,由于曲线梁外侧尺寸大于内侧尺寸,因此外侧底板的挠度变形大于内侧底板的挠度变形,内外侧挠度竖向变形差值在 4 ~ 10 mm 范围内。③ 曲线半径减小时,曲率的变化使得曲线外侧的整体竖向位移增大,内外侧整体竖向位移间的差值也随之增大,但是该变形差值在允许范围内。

4.1.2 扭矩分布

顶板厚度为 250 mm 时,不同曲线半径下的轨道梁各控制截面的扭矩分布如图 7 所示。由图 7 可知:① 跨中位置(L3、M8 及 R13)的扭矩远小于支点左右侧(L1、L5、M6、M10、R11 及 R15)的扭矩,1/4 梁跨处(L2、L4、M7、M9、R12 及 R14)的扭矩较跨中处(L3、M8 及 R13)略大,但也远小于支点左右侧的扭矩。曲线轨道梁在列车静活载和恒载作用下,支座左右两侧到 1/4 梁跨区段轨道梁承载了曲线梁 80% 的扭转效应。② 随着曲线半径的增大,支座端扭矩大幅度减小,1/4 梁跨处到梁跨中截面扭矩小幅增加(即除了支座左右两侧到 1/4 梁跨区段

的其他区段),但总体上扭矩分布随着半径增大而偏向于均匀分布,轨道梁沿纵向(z 轴方向)的受力分布更均衡。

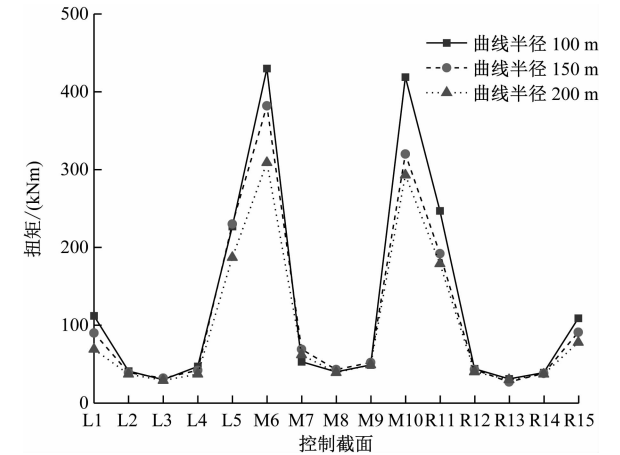


图 7 顶板厚度为 250 mm 时不同曲线半径下轨道梁各测点截面的扭矩分布  
Fig. 7 Torque distribution on profile at each track beam measurement point for different curve radii with top plate thickness of 250 mm

曲线半径为 100 m 时,不同顶板厚度下的轨道梁各控制截面的扭矩分布如图 8 所示。由图 8 可知:随着顶板厚度的增大,曲线轨道梁因内外侧尺寸差造成截面受扭的扭矩值有所减小。顶板厚度的增加意味着梁高的增大,其总体扭转效果虽然有利于扭转剪应力的分布<sup>[10]</sup>,但收效不大。由此可见,增加顶板厚度,对降低曲线轨道梁在列车静活

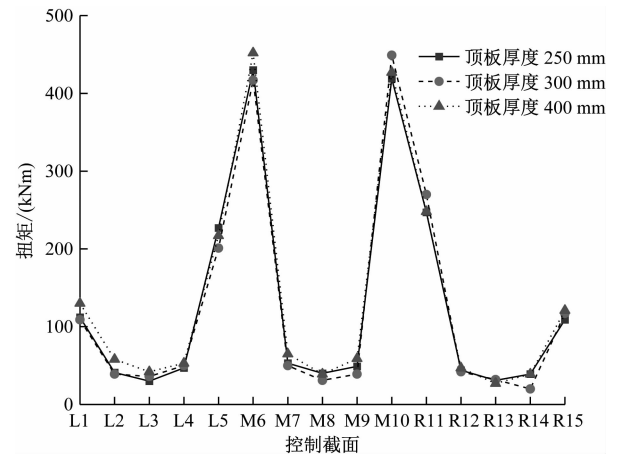


图 8 曲线半径为 100 m 时不同顶板厚度下的轨道梁各测点截面的扭矩分布  
Fig. 8 Torque distribution on each measurement point profile of track beam for different top plate thicknesses with curve radius of 100 m

载和恒载作用下的轨道梁扭矩分布影响不大。

## 4.2 纯扭矩作用下跨中截面受力分析

采用 Ansys 软件建立的实体单元,在跨中截面的扭转中心赋予 mass21 单元,使之与截面的其他节点形成刚性耦合。在扭矩的研究中,现有技术多是通过单元体施加纵向扭矩或在跨中截面处施加两侧反向的集中力,以模拟扭矩作用。同时,以往经验表明采用 mass21 单元施加集中扭矩方式得当的模拟结果更精准。因此,本文研究了特定情况下跨中截面在纯扭作用下的受力,特定情况即是指两端固定约束下,对跨度为 30 m 的单跨曲线轨道梁进行受力分析,并在跨中处施加集中扭矩  $T$ 。

选取 1 个跨径为 30 m 的轨道梁,对跨中至右支点区段(跨度为 15 m)各截面的扭转角进行分析,各截面处的扭转角分布如图 9 所示。由图 9 可知:改变曲线半径对跨中位置处扭转角分布曲线的影响较为明显;随着曲线半径的增大,扭转角在跨中截面处有所下降,但在靠近梁端的区段基本没有变化。总体来看,扭转角沿着梁长方向逐渐上升,跨中截面处扭转角达到最大值。

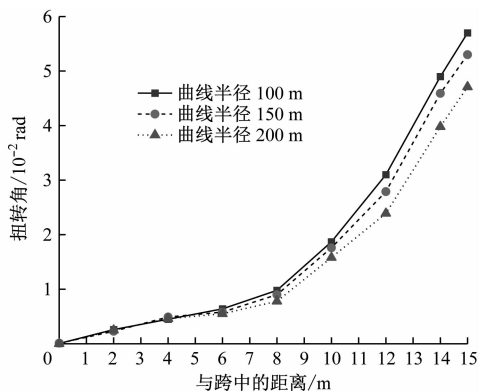


图9 轨道梁跨中至右支点区段各截面处的扭转角分布

Fig.9 Torsion angle distribution on each profile from track beam mid-span to right pivot segment

将上文理论公式计算得到的跨中截面处扭矩-扭转角理论曲线与模型计算得到的模拟曲线进行对比,其结果如图 10 所示。由图 10 可知:在理论计算时,向跨中施加的  $T = 100$  kNm,跨中截面处  $M_f$  约为 2.2 kNm,而  $M_\omega$  约为 97.8 kNm,即:随着扭矩和扭转角的增大,开口薄壁箱型轨道梁约束扭转时的翘曲扭矩远远大于自由扭矩。

在跨中截面扭转角的计算中,自由扭转角  $\theta_\omega$  的理论计算值为  $3.56 \times 10^{-2}$  rad,剪切变形角  $\theta'$  的理论计算值  $0.96 \times 10^{-2}$  rad。跨中截面扭转角  $\theta'$  的理论

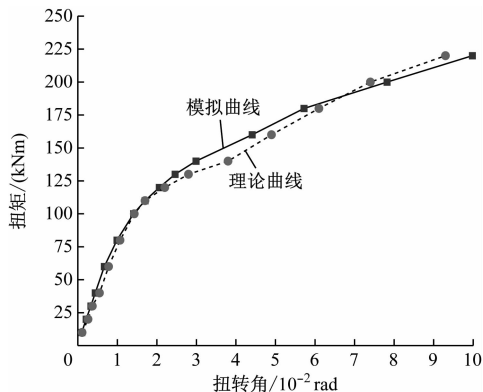


图10 跨中截面处扭矩-扭转角理论曲线与模拟曲线对比

Fig.10 Comparison of theoretical and simulated torque-torsion angle curves on mid-span profile

计算值  $4.52 \times 10^{-2}$  rad,有限元模拟值  $\theta'$  为  $4.43 \times 10^{-2}$  rad,理论值和模拟值的误差约为 2%。

## 5 结语

曲线梁扭转变形的增大会导致轨道梁的应力增加,进而影响列车运行安全。本文通过对曲线薄壁开口梁进行约束扭转分析,建立了小半径曲线轨道梁的有限元模型,并对悬挂式单轨 PC 轨道梁顶板采用不同尺寸时对结构的整体抗扭影响进行了分析,得出以下结论:

1) 悬挂式单轨的 PC 轨道梁属于开口薄壁箱梁结构,考虑中跨轨道梁跨中右侧区段横截面剪切变形后的轨道梁扭矩-扭率理论计算曲线与有限元模拟曲线较为符合,开口薄壁箱梁的扭转不应忽略该处的剪切变形。

2) 增加曲线轨道梁顶板厚度,有利于提高梁截面的抗扭转性能,降低因列车静活载和恒载引起的扭转效应,但增加顶板厚度对竖向荷载下曲线梁的扭矩分布影响并很大,且顶板厚度增大后其自重随之增加增大,导致由恒载引起的正应力增大。因此,通过增加顶板厚度来保持全桥的受力性能,效果不明显。

3) 曲率是影响曲线梁扭转的重要因素。在竖向静活载作用下,梁体跨中截面处的扭转角随着曲线半径的减小而增大。

## 参考文献

- [1] 潘西湘. 悬挂式单轨系统轨道梁结构优化设计研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2014.

空间占用及景观影响。且针对不同的联通线设置和停站方案,进行了典型案例互联互通能力计算,并根据计算结果给出了不同互通需求下的停站方案建议,希望可为未来导轨式胶轮系统在实际工程中的互联互通设计和运营提供有益参考。

## 参考文献

- [1] 程樱. 现代有轨电车的典型道岔型式[J]. 城市轨道交通研究, 2018, 21(4): 144.  
CHENG Ying. Study on the typical style of turnouts in modern tram[J]. Urban Mass Transit, 2018, 21(4): 144.
- [2] 比亚迪汽车工业有限公司. 比亚迪胶轮有轨电车系统总体设计原则及技术规范[Z]. 上海: 比亚迪汽车工业有限公司, 2019.  
BYD Auto Industry Co., Ltd. Overall design principles and technical specifications of BYD rubber-tired tram system[Z]. Shanghai: BYD Auto Industry Co., Ltd., 2019.

- [3] 左飞. 云巴胶轮有轨电车信号系统方案研究[J]. 铁路技术创

(上接第25页)

- PAN Xixiang. Research on suspended monorail design of the system guide way structure[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2014.
- [2] 张元海, 何嘉祥, 王晨光, 等. 开闭混合断面薄壁梁约束扭转分析[J]. 建筑结构学报, 2020, 41(2): 166.  
ZHANG Yuanhai, HE Jiaxiang, WANG Chenguang, et al. Analysis on restrained torsion of thin-walled beams with open-closed mixed section[J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(2): 166.
- [3] 康兴东, 徐崇, 张国栋, 等. 日本悬挂式单轨系统的应用与发展[J]. 国外铁道车辆, 2019, 56(5): 1.  
KANG Xingdong, XU Chong, ZHANG Guodong, et al. Application and development of suspended monorail system in Japan[J]. Foreign Rolling Stock, 2019, 56(5): 1.
- [4] 陈圣刚, 谢群, 郭全全, 等. 小跨高比RC开口梁弹性扭转性能计算方法[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2020, 52(8): 96.  
CHEN Shenggang, XIE Qun, GUO Quanquan, et al. Calculation method for elastic torsional performance of open RC beams with small span-height ratio[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2020, 52(8): 96.
- [5] CHEN S, DIAO B, GUO Q, et al. Experiments and calculation of U-shaped thin-walled RC members under pure torsion[J]. Engineering Structures, 2016, 106: 1.
- [6] 陈圣刚, 许见超, 郭全全, 等. 混凝土U形薄壁梁纯扭及弯

新, 2019(6): 111.

ZUO Fei. Study on signal system scheme of Yunba Rubber-tired Tram[J]. Railway Technical Innovation, 2019(6): 111.

- [4] 周立新, 丛聪. 城市轨道交通接轨站布置图型探讨[J]. 铁道标准设计, 2006, 50(增刊1): 110.  
ZHOU Lixin, CONG Cong. Discussion on layout graphics of connecting stations in urban rail transit[J]. Railway Standard Design, 2006, 50(S1): 110.
- [5] 顾海艇, 吕永波, 刘朝阳. 城市轨道交通互联互通车站配线设计能力计算[J]. 都市快轨交通, 2019, 32(2): 29.  
GU Haiting, LYU Yongbo, LIU Zhaoyang. Design and capacity calculation of inter-connected station in urban rail transit[J]. Urban Rapid Rail Transit, 2019, 32(2): 29.
- [6] 严静星. 城市道路信号交叉口的交通工程优化设计[D]. 南京: 东南大学, 2011.  
YAN Jingxing. Traffic engineering optimization design of urban signalized intersections[D]. Nanjing: Southeast University, 2011.

(收稿日期: 2021-03-24)

扭承载力计算[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(2): 99.

CHEN Shenggang, XU Jianchao, GUO Quanquan, et al. Ultimate bearing capacity of U-shaped thin-walled RC beams under pure torsion and bending-torsion interaction[J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(2): 99.

- [7] 徐玉野, 郑顺盈, 董毓利, 等. 薄壁U形钢板加固受火后钢筋混凝土梁受力性能研究[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(3): 58.  
XU Yuye, ZHENG Shunying, DONG Yuli, et al. Mechanical performance of reinforced concrete beams after fire and strengthened with thin-walled U-shaped steel plate[J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(3): 58.
- [8] AMINBAGHAI M, MURIN J, HRABOVSKY J, et al. Torsional warping eigenmodes including the effect of the secondary torsion moment on the deformations[J]. Engineering Structures, 2016, 106: 299.
- [9] 吴宏业. 开口截面薄壁组合梁简化设计应用研究[J]. 北方交通, 2020(8): 17.  
WU Hongye. Application research on simplified design of thin-walled composite beam with open section[J]. Northern Communications, 2020(8): 17.
- [10] WANG H, ZHU E. Dynamic response analysis of monorail steel-concrete composite beam-train interaction system considering slip effect[J]. Engineering Structures, 2018, 160: 257.

(收稿日期: 2021-02-26)

欢迎访问《城市轨道交通研究》网站

www.umt 1998.tongji.edu.cn