

京雄城际铁路上跨既有线路连续梁 转动体不平衡称重试验分析

杨英迪

(唐山学院 土木工程学院, 河北 唐山 063000)

摘要:京雄城际铁路上跨南水北调天津干渠连续梁桥的上部结构采用(72+128+72) m 连续梁,此连续梁与南水北调天津干渠交叉角度为 $31^{\circ}54'24''$,梁体为单箱单室、变高度、变截面箱梁,152#墩和 153#墩上部采用球铰法进行转体施工。为确保转体过程的安全和转体施工的顺利进行,需要在转体前对转动体进行不平衡称重试验,对转动体不平衡力矩、摩擦力矩、偏心距及转动球铰静摩擦系数进行测试和分析。试验结果表明,根据不平衡力矩对桥梁进行配重,将该桥 152#墩和 153#墩的竖向不平衡力矩分别设置为 0 和 0.001 m,可以确保转体施工过程中主桥的安全。

关键词:连续梁桥;转体施工;球铰;称重试验

中图分类号:TU606;U445.4 **文献标志码:**A **文章编号:**1672-349X(2023)03-0021-06

DOI:10.16160/j.cnki.tsxyxb.2023.03.004

Analysis of Unbalanced Weighing Test for the Continuous Beam Swivels Across the Present Lines on Beijing-Xiong'an Intercity Railway

YANG Ying-di

(School of Civil Engineering, Tangshan University, Tangshan 063000, China)

Abstract: The superstructure of the continuous beam across the Tianjin trunk canal of the south-to-north water diversion project on Beijing-Xiong'an intercity railway adopts (72+128+72) m beam, with the intersection angle of the canal and the beam $31^{\circ}54'24''$, where the beam uses a single box single chamber, variable height, variable section box girder, and the upper parts of the 152# and 153# piers are rotated by ball hinge method. In order to ensure the process safety and the smooth construction of the swivel, the unbalanced weighing test for the swivel is carried out before the turning, where the unbalanced torque, frictional torque, eccentric distance and static friction coefficient of the rotating ball hinge are tested and analyzed. The results show that, the bridge is counterweighted according to the unbalanced torque. When the vertical torques of the 152# and the 153# piers are set to 0 and 0.001 m respectively, the safety of the main bridge can be ensured during the swivel construction.

Key Words: continuous girder; swivel construction; ball hinge; weighing test

作者简介:杨英迪(1994—),女,河北秦皇岛人,助教,硕士,研究方向为土木工程。

0 引言

随着交通体系的不断完善,需要跨越既有铁路和公路等线路的桥梁越来越多,为了保证在建桥梁的顺利施工和既有线路的正常通行,采用转体施工是一种合理的施工方案。经过不断应用与创新,桥梁转体技术已经应用到连续梁桥、连续刚构桥、斜拉桥、箱型拱桥等各类桥梁施工中,施工过程简单、不影响交通等优势使其发展与应用前景广阔。

本文以京雄城际铁路上跨南水北调天津干渠连续梁桥为依托,对连续梁转动体的不平衡称重原理进行说明,并对其进行称重计算与分析,以期为同类型施工提供有力参考。

1 工程概况

京雄城际铁路上跨南水北调天津干渠连续梁桥位于河北省廊坊市固安县王铺头村,起讫里程为 DK88+233.3~DK88+507.3,全长 274 m,中心里程为 DK88+370.3。连续梁桥于 DK88+379.09 处跨越既有线路南水北调天津干渠,其上部结构采用(72+128+72) m 连续梁,此连续梁与南水北调天津干渠交叉角度为 $31^{\circ}54'24''$,位于霸雄特大桥 152#墩和 153#墩之间。

连续梁梁体为单箱单室、变高度、变截面箱

梁(主要技术参数见表 1),端支座处及边跨直线段的截面梁高为 5.615 m,中支座处的截面梁高为 9.615 m,梁底下边缘按二次抛物线变化;箱梁顶宽为 12.6 m,底宽为 7 m;箱梁两侧腹板与顶、底板相交处采用圆弧倒角过渡,顶板厚度为 46.5~66.5 cm,底板厚度从 52 cm 至 120 cm 按抛物线变化。主梁共分 11 个节段(见图 1),其中 A0 节段长度为 38 m,重 3 624.79 t;A1 节段和 A1'节段长度为 44 m,分别重 2 121.81 t;A2 节段长度为 2.0 m,重 83.34 t;A3 节段长度为 7.85 m,重 442.26 t;A4 节段(合龙段)长度为 2 m,重 275.28 t。

表 1 上跨南水北调天津干渠

连续梁主要技术参数

指标内容	单位	主要技术参数	备注
桥跨布置	m	72+128+72	—
梁高	cm	561.5~961.5	—
梁顶宽	cm	1 260	—
梁底宽	cm	700	—
腹板厚度	cm	64~130	—
顶板厚度	cm	46.5~66.5	—
底板厚度	cm	52~120	—
最大梁段长	cm	4 400	A1 节段、A1'节段
最大梁段重	t	3 624.79	A0 节段

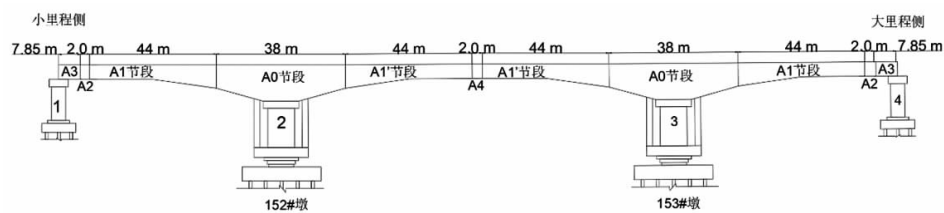


图 1 T 构梁节段关系划分图

2 桥梁转体施工不平衡称重试验原理

按转体结构的球铰设置位置,可将平转转体方式划分为墩顶转体和墩底转体。墩顶转体即将球铰设置在桥墩顶部,只需对主梁进行旋转,转体重量相对较轻,适用于重量较大的桥梁。但球铰通常在高空,需要高空作业,对施工机械设备和施工工艺要求都很高,难度较大。本工程采用墩底转体方式,即球铰设置在桥墩底部,主梁和桥墩都需要旋转,相对于墩顶转体来说转体

重量相对较大,但可避免高空作业,施工简便。

为了在转体过程中保持体系平稳,需要预先调整体系的质量分布,使 T 构梁处于平衡状态。按照理论设计值来说,转体悬臂两端的跨径长度应相等,重量也应相同。但是在实际工程中常因存在施工误差导致梁体两侧的质量分布不均,从而产生不平衡力矩^[1]。因此在转体前需要进行一系列的测试,来确定梁两侧的重量偏差,然后进行合理配重并确定转体过程中

需要的有关参数,以保证梁体转动过程的稳定性,可以顺利合龙成桥。

不平衡测试计算力矩的方法有挠度估算法、应变法、球铰测试法等。本工程采用球铰测试法来进行计算。

2.1 受力分析

当梁体支架被拆除后,转动体系所处的状态大致可分为两种^[2]:一种为球铰所受摩阻力矩(M_Z)大于转动体所受的不平衡力矩(M_G),转动体系因在球铰处所受的摩阻力而保持稳定,不发生转动;另一种为球铰所受摩阻力矩

(M_Z)小于转动体所受的不平衡力矩(M_G),此时梁体发生转动产生刚体旋转位移,需要使用撑脚进行支撑使摩阻力矩大于不平衡力矩,从而保证转动体系稳定,不发生转动。

2.1.1 当摩阻力矩(M_Z)大于不平衡力矩(M_G)时

当摩阻力矩大于不平衡力矩时,转动体系不发生转动,体系稳定,为自平衡状态。这时,大里程侧和小里程侧均发生转动,小里程侧的百分表向逆时针方向发生转动,大里程侧的百分表向顺时针方向发生转动(见图2)。

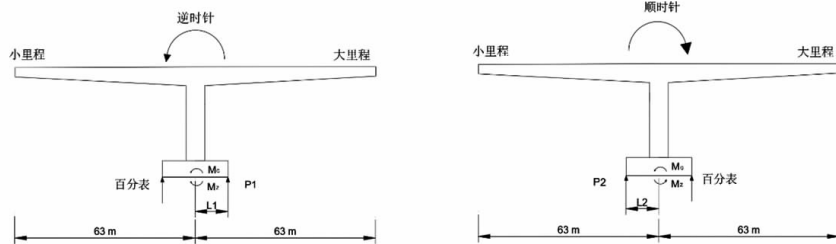


图2 摩阻力矩大于不平衡力矩时的称重模拟图

大里程侧千斤顶上升时:

$$M_G + P_1 L_1 = M_Z \quad (1)$$

小里程侧千斤顶上升时:

$$P_2 L_2 = M_G + M_Z \quad (2)$$

由式(1)和式(2)可得:

$$M_G = \frac{P_2 L_2 - P_1 L_1}{2}; M_Z = \frac{P_2 L_2 + P_1 L_1}{2} \quad (3)$$

式中, L_1 为大里程侧千斤顶支撑中心到转动中心的水平距离(m); L_2 为小里程侧千斤顶支撑中心到转动中心的水平距离(m); P_1 为转动体结构由静止发生转动位移那一时刻大里程侧

千斤顶的支反力(kN); P_2 为转动体结构由静止发生转动位移那一时刻小里程侧千斤顶的支反力(kN)。

2.1.2 当摩阻力矩(M_Z)小于不平衡力矩(M_G)时

当摩阻力矩比转动体所受不平衡力矩小时,梁体自动旋转,需要使用撑脚来保持转动体系的稳定。如果梁体偏向小里程侧,则将小里程侧的千斤顶加力,大里程侧千斤顶保持不变,当顶力达到一定临界数值时,转动体会发生微小变化(见图3)。

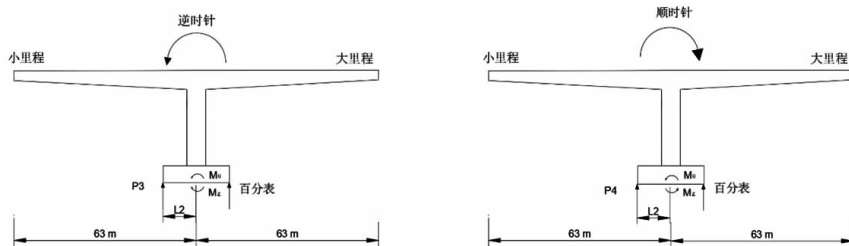


图3 摩阻力矩小于不平衡力矩时的称重模拟图

小里程侧千斤顶降落时:

$$P_3 L_2 + M_Z = M_G \quad (4)$$

小里程侧千斤顶上升时:

$$P_4 L_2 = M_Z + M_G \quad (5)$$

由式(4)和式(5)可得:

$$M_Z = \frac{P_4 L_2 - P_3 L_2}{2}, M_G = \frac{P_4 L_2 + P_3 L_2}{2}。 (6)$$

式中, P_3 为转体结构发生逆时针转动时小里程侧千斤顶的支反力(kN); P_4 为转体结构发生顺时针转动时小里程侧千斤顶的支反力(kN)。

2.2 球铰静摩阻系数与转动体偏心距

根据现有研究成果及工程实践,使用四氟乙烯片并填充黄油的球铰其静摩阻系数和转动体偏心距可按式(7)和式(8)计算。

球铰静摩阻系数:

$$\mu = \frac{M_Z}{0.98RN}。 (7)$$

转动体偏心距:

$$e = \frac{M_G}{N}。 (8)$$

式中, R 为球铰半径(m), N 为单个 T 构梁的转体重量(kN)。

2.3 转体配重方案

施工过程中产生的不平衡力矩要通过配重来尽量消除。在实际施工中,一般情况下无法实现偏心距为 0 的理想状态,根据桥梁转体配重的经验,配重后的偏心距在 15 cm 以内较为合理,且配重要尽量均匀分布在主梁上,同时要考虑配重弯矩对主梁的影响,尤其是对主梁根部受力的影响。

转动体系为一点支撑,要在中心偏离的相反侧进行配重,使梁体的重心线尽可能和球铰的中心竖轴重合^[3]。重合时,配重大小可按式(9)计算。

$$W' = \frac{Ne}{I}。 (9)$$

式中, W' 为所需配重重量; I 为配重与球铰中心的距离。

配重后体系新的偏心距为:

$$e' = \frac{W'I - Ne}{N + W'}。 (10)$$

式中, e' 为配重后的偏心距。

3 称重试验结果分析

连续梁转体采用千斤顶拉动钢绞线带动转

盘旋转的方式进行,牵引系统分为主牵引系统和辅助牵引系统^[4],采用 152 # 墩和 153 # 墩同时转动的方法,因此两 T 构梁均需要进行精准的不平衡配重,以保证转体过程的误差保持在规范要求范围内,使桥梁转体平稳进行。本工程 T 构梁横向所受不平衡力矩较小,只需要对竖向不平衡力矩进行配重。

本工程单个 T 构梁的转体重量为 12 000 t,即 $N = 120\,000$ kN;球铰半径 $R = 8$ m;理论静摩阻系数 $\mu = 0.1$,由式(7)可得设计静摩阻力矩^[5]:

$$M_Z = 0.98\mu NR = 0.98 \times 0.1 \times 120\,000 \times 8 = 94\,080 \text{ kN} \cdot \text{m}。$$

3.1 152 # 墩配重分析

拆架后,152 # 墩撑脚未接触滑道,球铰摩阻力矩大于转动体所受不平衡力矩。

称重试验结果:在 152 # 墩小里程侧,当千斤顶顶力小于 3 823 kN 时,荷载与位移关系曲线呈线性上升变化;当顶力大于 3 823 kN 时,千斤顶顶力逐渐下降,由此可得转动体由静止发生转体位移的那一时刻小里程侧千斤顶的支反力 $P_2 = 3\,823$ kN。在 152 # 墩大里程侧,当千斤顶顶力小于 2 780 kN 时,荷载与位移关系曲线大致呈线性上升趋势;当顶力大于 2 780 kN 时,千斤顶顶力突然下降,由此可以得知转动体由静止发生转体位移的那一时刻大里程侧千斤顶的支反力 $P_1 = 2\,780$ kN(具体试验数据见表 2)。

表 2 152 # 墩称重试验数据

纵向小里程侧施加顶力		纵向大里程侧施加顶力	
百分表读数/mm	顶力/kN	百分表读数/mm	顶力/kN
0	28	0	27
0.06	151	0.1	200
0.42	969	0.49	865
0.92	2 027	1.04	1 881
1.67	3 026	3.94	2 780
6.62	3 823	4.02	2 208
6.68	2 897	4.07	1 888
6.79	3 099	3.85	1 507
6.47	2 160	3.71	1 109
6.01	1 093	3.52	314
5.5	188	3.13	30
5.47	27	3.11	27

摩阻力矩:

$$M_G = \frac{P_2 L_2 - P_1 L_1}{2} = \frac{3\,823 \times 5.5 - 2\,780 \times 5.5}{2} = 2\,868.25 \text{ kN} \cdot \text{m}。$$

不平衡力矩:

$$M_Z = \frac{P_2 L_2 + P_1 L_1}{2} = \frac{3\,823 \times 5.5 + 2\,780 \times 5.5}{2} = 18\,158.25 \text{ kN} \cdot \text{m}。$$

球铰静摩阻系数:

$$\mu = \frac{M_Z}{0.98RN} = \frac{18\,158.25}{0.98 \times 8 \times 120\,000} = 0.019。$$

转动体偏心距:

$$e = \frac{M_G}{N} = \frac{2\,868.25}{120\,000} = 0.024 \text{ m}。$$

通过对京雄城际铁路上跨南水北调天津干渠连续梁桥 152# 墩的不平衡称重试验结果及计算分析可得:球铰的摩擦阻力力矩 $M_G = 2\,868.25 \text{ kN} \cdot \text{m}$, 静摩阻系数 $\mu = 0.019$, 不平衡力矩 $M_Z = 18\,158.25 \text{ kN} \cdot \text{m}$, 偏心距 $e = 0.024 \text{ m}$, 偏向大里程侧。

配重大小:

$$W' = \frac{120\,000 \times 0.024}{I} = \frac{2\,880}{I}。$$

在距离球铰中心 60 m 处配重 48 kN 钢绞线。配重后理论偏心距:

$$e' = \frac{60 \times 48 - 120\,000 \times 0.024}{120\,000 + 48} = 0。$$

3.2 153# 墩配重分析

拆架后,153# 墩撑脚未接触滑道,球铰摩阻力矩大于转动体所受不平衡力矩。

称重试验结果:在 153# 墩小里程侧,当千斤顶顶力小于 5 480 kN 时,荷载与位移关系曲线大致呈线性上升变化;当顶力大于 5 480 kN 时,千斤顶顶力逐渐下降,由此可得转动体由静止发生转体位移的那一时刻小里程侧千斤顶的支反力 $P_2 = 5\,480 \text{ kN}$ 。在 153# 墩大里程侧,当千斤顶顶力小于 2 823 kN 时,荷载与位移关系曲线大致呈线性上升趋势;当顶力大于 2 823 kN 时,千斤顶顶力突然下降,由此可以得知转动体由静止发生转体位移的那一时刻大里程侧

千斤顶的支反力 $P_1 = 2\,823 \text{ kN}$ (具体试验数据见表 3)。

表 3 153# 墩称重试验数据

纵向小里程侧施加顶力		纵向大里程侧施加顶力	
百分表读数/mm	顶力/kN	百分表读数/mm	顶力/kN
0	0	0	0
0.03	108	0.12	151
0.29	839	0.62	1 004
0.64	1 927	1.67	2 116
1.02	2 883	20.77	2 823
1.43	3 972	20.83	2 700
2.13	5 058	20.24	1 102
4.53	5 480	19.77	18
3.43	2 108	—	—
2.93	1 009	—	—
1.63	21	—	—

摩阻力矩:

$$M_G = \frac{P_2 L_2 - P_1 L_1}{2} = \frac{5\,480 \times 5.5 - 2\,823 \times 5.5}{2} = 7\,306.75 \text{ kN} \cdot \text{m}。$$

不平衡力矩:

$$M_Z = \frac{P_2 L_2 + P_1 L_1}{2} = \frac{5\,480 \times 5.5 + 2\,823 \times 5.5}{2} = 22\,833.25 \text{ kN} \cdot \text{m}。$$

球铰静摩阻系数:

$$\mu = \frac{M_Z}{0.98RN} = \frac{22\,833.25}{0.98 \times 8 \times 120\,000} = 0.024。$$

转动体偏心距:

$$e = \frac{M_G}{N} = \frac{7\,306.75}{120\,000} = 0.061 \text{ m}。$$

通过对 153# 墩的不平衡称重试验结果及计算分析可得:球铰的摩阻力矩 $M_G = 7\,306.75 \text{ kN} \cdot \text{m}$, 静摩阻系数 $\mu = 0.024$, 不平衡力矩 $M_Z = 22\,833.25 \text{ kN} \cdot \text{m}$, 偏心距 $e = 0.061 \text{ m}$, 偏向大里程侧。

配重大小:

$$W' = \frac{120\,000 \times 0.061}{I} = \frac{7\,320}{I}。$$

在距离球铰中心 40 m 处配重 180 kN 钢绞线。配重后理论偏心距:

$$e' = \frac{40 \times 180 - 120\,000 \times 0.061}{120\,000 + 180} \approx -0.001 \text{ m}。$$

4 结语

京雄城际铁路上跨南水北调天津干渠连续梁桥上部结构为(72+128+72) m 变截面连续梁,运用球铰测试法进行不平衡称重试验,得到 152#墩和 153#墩的摩阻力矩、不平衡力矩、球铰静摩阻系数以及转动体偏心距等相关参数。根据试验结果,对转动体进行配重,最终 152#墩竖向偏心距设置为 0,153#墩竖向偏心距设置为 0.001 m,保证了转体施工连续梁的顺利安全合龙,由此验证了配重方案的可行性及现有的不平衡称重试验原理计算方法的合理性。

参考文献:

- [1] 高庚元. 武汉市姑嫂树路跨铁路立交桥高位转体施工技术[J]. 铁道建筑, 2017(6): 44-48.
- [2] 徐飞. 大跨度连续梁桥转体施工监控及力学特性分析[D]. 兰州: 兰州交通大学, 2016.
- [3] 李秀东. 荣乌高速公路孤庄营跨线桥转体不平衡称重试验研究[J]. 铁道建筑技术, 2012(4): 25-29.
- [4] 王朝丰. 论转体桥施工关键技术[J]. 城市建设理论研究, 2012(9): 2095-2104.
- [5] 徐勋倩, 冯旭阳, 项宏亮, 等. MIDAS 仿真技术在桥梁工程虚拟实验教学中的应用[J]. 实验技术与管理, 2016, 33(10): 115-118.
- (责任编辑: 冯兆娜)
- [1] 高庚元. 武汉市姑嫂树路跨铁路立交桥高
- (上接第 20 页)
- [8] TIAN Z X, ZHAO Z H, DAI C G, et al. Experimental study on the properties of concrete mixed with iron ore tailings[J]. Advances in Materials Science and Engineering, 2016, 2016(42): 1-9.
- [9] 马卫华, 孟庆娟, 康洪震, 等. 铁尾矿砂混凝土梁受剪性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2021, 42(S1): 322-329.
- [10] 李庆斌, 卿龙邦, 管俊峰. 混凝土裂缝断裂全过程受黏聚力分布的影响分析[J]. 水利学报, 2012, 43(S1): 31-36.
- [11] JENG Y S, SHAH S P. Two parameter fracture model for concrete[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1985, 111(10): 1227-1241.
- [12] KARIHALOO B L, NALLATHAMBI P. An improved crack model for the determination of fracture effective toughness of concrete[J]. Cement and Concrete Research, 1989, 19(4): 603-610.
- [13] BAZANT, Z P, OH B H. Crack band theory for fracture of concrete. [J]. Materials and Structures, 1983, 16(93): 155-177.
- [14] HILLERBORG A, MODEER M, PETERSSON P E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements[J]. Cement and Concrete Research, 1976, 6(6): 773-782.
- [15] XU S L, REINHARDT H W. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle materials, Part II: analytical evaluating and practical measuring methods for three-point bending notched beams[J]. International Journal of Fracture, 1999, 98, 151-177.
- [16] XU S L, REINHARDT H W. A simplified method for determining double-K fracture parameters for three point bending tests[J]. International Journal of Fracture, 2000, 104: 181-209.
- [17] 吴瑶, 徐世娘, 吴建营, 等. 双 K 断裂准则在丹江口大坝安全性评定中的应用[J]. 水利学报, 2015, 46(3): 366-372.
- [18] DL/T 5332-2005 水工混凝土断裂试验规程[S]. 北京: 中国电力出版社, 2006.
- (责任编辑: 冯兆娜)