

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2023.078



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



基于支座强迫位移法的钢主梁桥合龙控制理论

赵智航^{1a}, 周世军^{1a,1b}, 周操^{1a}, 陈增顺^{1a,1b}, 何盈盈²

(1. 重庆大学 a. 土木工程学院; b. 山地城镇建设与新技术教育部重点实验室, 重庆 400045;
2. 重庆人文科技学院, 重庆 401524)

摘要:支座强迫位移法是一种在钢主梁桥合龙施工中使用的控制方法, 可以大范围调整桥梁合龙口的位置和转角, 然而对于该方法在结构体系转换前后对桥梁线形和内力的影响, 目前尚未有详尽的理论研究。针对这一问题, 以均布荷载下悬臂施工的三跨连续梁桥为研究对象, 基于欧拉梁挠曲微分方程, 采用积分法分别求解支座强迫位移法分步合龙成桥和一次成桥两种状况下三跨连续梁桥的挠曲线闭合解。结果表明, 两种状况下得到的梁挠曲函数完全相同, 证明在弹性状态下采用强迫位移法合龙的梁式桥梁可以实现理想的一次成桥效果。同时, 结合某三跨连续钢桁梁桥合龙的工程实例, 对比应用支座强迫位移法合龙前后实测的桥梁线形数据和施工过程有限元计算结果发现, 二者吻合良好, 验证了支座强迫位移法的实桥合龙控制效果和工程应用价值。

关键词:钢桥; 强迫位移法; 结构体系转换; 合龙控制; 挠曲微分方程

中图分类号:U441.5; U445.4 文献标志码:A 文章编号:2096-6717(2025)05-0199-09

Closure control theory for steel girder bridge based on bearing forced displacement method

ZHAO Zhihang^{1a}, ZHOU Shijun^{1a,1b}, ZHOU Cao^{1a}, CHEN Zengshun^{1a,1b}, HE Yingying²

(1a. School of Civil Engineering; 1b. Key Laboratory of New Technology for Construction of Cities in Mountain Area, Ministry of Education, Chongqing University, Chongqing 400045, P. R. China; 2. Chongqing College of Humanities, Science & Technology, Chongqing 401524, P. R. China)

Abstract: The method of bearing forced displacement is a control method used in the construction of steel girder bridges, which can largely adjust the position and angle of the bridge closure joint. However, there is currently no detailed theoretical study on the application of this method to the structural system before and after the transformation. In view of this, this paper takes a three-span continuous beam bridge under uniform load as the

收稿日期:2023-04-01

基金项目:重庆市永川区技术创新与应用发展(重点)项目(021yc-cxfz20004);重庆市教育委员会科学技术研究计划项目(KJQN202201805、KJQN202301801);重庆人文科技学院科学技术研究项目(CRKZK2023007、JSJGC202201)

作者简介:赵智航(1995-),男,博士生,主要从事大跨度桥梁施工控制理论研究,E-mail:20135542@cqu.edu.cn。

周世军(通信作者),男,博士,教授,E-mail:sjzhou8@163.com。

Received: 2023-04-01

Foundation items: Chongqing Yongchuan District Technological Innovation and Application Development (Key) Project (No. 021yc-cxfz20004); The Science and Technology Research Program of Chongqing Municipal Education Commission (Nos. KJQN202201805, KJQN202301801); The Science and Technology Research Program of Chongqing College of Humanities, Science & Technology (Nos. CRKZK2023007, JSJGC202201)

Author brief: ZHAO Zhihang (1995-), PhD candidate, main research interest: construction control theory for long-span bridge, E-mail: 20135542@cqu.edu.cn.

ZHOU Shijun (corresponding author), PhD, professor, E-mail: sjzhou8@163.com.

research object and, based on the Euler-Bernoulli beam bending differential equation, uses the integration method to solve the closed-form solution of the three-span continuous beam bridge under uniform load by using the bearing forced displacement method in two different conditions: the bridge constructed and closed step-by-step and the bridge constructed at one-time. The theoretical calculation results show that the obtained beam deflection functions under the two conditions are completely the same, indicating that under the elastic state, the three-span bridge with the bearing forced displacement method can achieve the ideal effect of one-step construction. Furthermore, this paper combines the practical application of the bearing forced displacement method in the construction of a three-span continuous steel truss bridge with the measured bridge deflection data and finite element calculation results before and after the application of the method, and the two are in good agreement, verifying the practical control effect and engineering application of the proposed method.

Keywords: steel bridge; forced displacement method; structural system transformation; closure control; flexural differential equation

非一次成桥的钢主梁桥合龙是桥梁施工过程中最关键的步骤^[1-2],合龙精度的高低直接关系到桥梁成桥线形质量和后续运营安全^[3-4]。然而,受到施工过程中各种不利因素的影响,合龙口常常存在较大的位置和转角偏差^[5]。因此,必须采取一定措施对合龙口进行位置调整,以实现顺利合龙^[6]。支座强迫位移法是一种通过在桥梁支座处施加强迫位移以实现大范围调整桥梁线形的施工控制方法,常用于钢主梁桥的合龙控制^[7],可同时实现合龙口位置和转角的大范围精细调整^[8]。

支座强迫位移法虽已在各种钢主梁桥的施工控制中广泛应用,但关于该方法的研究^[9-11]主要集中于案例分析、施工过程仿真和技术报道,对于其施工控制过程的理论研究基本处于空白。大多数研究者仅仅将支座强迫位移法作为一种施工技术进行报道,没有深入探究合龙过程中结构体系转换前后桥梁内力和变形的变化情况^[12]。

因此,笔者以均布荷载下悬臂施工的三跨连续梁为研究对象,从基本的梁挠曲微分方程^[13]出发,通过严格的理论推导,求解基于支座强迫位移合龙与一次成桥两种状况下三跨连续梁的挠曲闭合解。两种状况下所求得的梁挠曲函数完全一致,证明在弹性状态下基于强迫位移法合龙的桥梁结构可以实现理想的一次成桥效果。最后结合某三跨连续钢桁梁桥合龙施工实例,验证强迫位移法在实桥合龙线形控制中的应用效果。

1 理论推导

1.1 合龙前结构的挠曲变形

支座强迫位移法在钢结构连续梁桥中应用最广泛,因此,以均布荷载 q 作用下悬臂施工等截面三跨连续梁为研究对象进行分析。假定桥梁已经对称施工至合龙阶段。合龙前,桥梁结构状态为静定的简支悬臂梁结构,支座处仅约束相应的线位移,

未约束角位移,边跨和悬臂长度分别为 l_1 和 l_2 ,桥梁截面弯曲刚度 EI 沿长度方向保持不变,计算简图如图 1 所示。

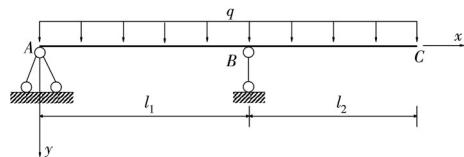


图 1 等截面简支悬臂梁计算简图

Fig. 1 Simple calculation diagram of equal-section simply supported cantilever beam

其中,坐标系以左端点 A 点为原点,挠度取向下为正。该结构为静定结构,求得其弯矩方程为

$$M_1(x) = -\frac{1}{2}qx^2 + \frac{qx}{2l_1}(l_1^2 - l_2^2), \quad x \in [0, l_1] \quad (1a)$$

$$M_2(x) = -\frac{1}{2}qx^2 + \frac{qx}{l_1}(l_1^2 + l_1l_2) - \frac{q}{2}(l_1 + l_2)^2, \\ x \in [l_1, l_1 + l_2] \quad (1b)$$

其弯矩图如图 2 所示。

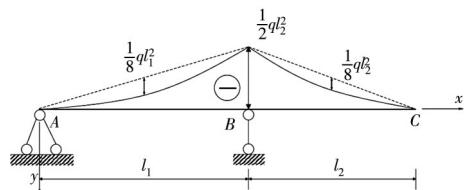


图 2 简支悬臂梁弯矩图

Fig. 2 Bending moment diagram of simply supported cantilever beam

对于均布荷载的简支悬臂梁和三跨连续梁,受力特征主要以弯曲变形为主,结构挠曲变形对弯矩计算的影响较小。因此,假定在桥梁施工过程中几何非线性效应的影响可以忽略,结构的荷载和变形符合线性关系。根据欧拉梁理论,结构曲率 $\kappa(x) \approx y''(x)$,主梁的挠曲微分方程可表示为

$$EIy''(x) = -M(x) \quad (2)$$

简支悬臂梁的弯矩方程(式(1))对 x 积分一次可分别得到转角方程

$$\theta_1(x)=\frac{q}{6EI}x^3-\frac{q(-l_1^2+l_1^2)x^2}{4EI l_1}+C_1, \quad x\in[0, l_1] \quad (3a)$$

$$\theta_2(x)=\frac{qx^3}{6EI}-\frac{q(l_1^2+l_1 l_2)x^2}{2EI l_1}+\frac{q(l_1+l_2)^2 x}{2EI}+C_2, \quad x\in[l_1, l_1+l_2] \quad (3b)$$

对转角函数再次积分,可得到挠度

$$y_1(x)=\frac{qx^4}{24EI}-\frac{qx^3(l_1^2-l_2^2)}{12EI l_1}+C_1 x+D_1, \quad x\in[0, l_1] \quad (4a)$$

$$y_2(x)=\frac{qx^4}{24EI}-\frac{q(l_1^2+l_1 l_2)x^3}{6EI l_1}+\frac{q(l_1+l_2)^2 x^2}{4EI}+C_2 x+D_2, \quad x\in[l_1, l_1+l_2] \quad (4b)$$

其中 C_1, D_1, C_2, D_2 为积分常数,需要通过边界条件求解。此时简支悬臂梁的边界条件为

$$\begin{cases} y_1(0)=0 \\ y_1(l_1)=0 \\ y_2(l_1)=0 \\ \theta_2(l_1)=\theta_1(l_1) \end{cases} \quad (5)$$

将以上边界条件代入式(5)中,可解得待定常数

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{ql_1}{24EI}(l_1^2-2l_2^2), \\ C_2 &= -\frac{ql_1}{24EI}(5l_1^2+12l_1l_2+8l_2^2), \\ D_1 &= 0, \\ D_2 &= \frac{ql_1^2}{12EI}(l_1^2+2l_1l_2+l_2^2) \end{aligned} \quad (6)$$

将以上待定常数代入式(3)和式(4)中,可得到完整的转角函数和挠度函数表达式。

$$\theta_1(x)=\frac{qx^3}{6EI}-\frac{q(l_1^2-l_2^2)x^2}{4EI l_1}+\frac{ql_1(l_1^2-2l_2^2)}{24EI} \quad (7a)$$

$$\theta_2(x)=\frac{qx^3}{6EI}-\frac{q(l_1^2+l_1 l_2)x^2}{2EI l_1}+\frac{q(l_1+l_2)^2 x}{2EI}-\frac{ql_1(5l_1^2+12l_1l_2+8l_2^2)}{24EI} \quad (7b)$$

$$y_1(x)=\frac{qx^4}{24EI}-\frac{qx^3(l_1^2-l_2^2)}{12EI l_1}+\frac{ql_1(l_1^2-2l_2^2)x}{24EI} \quad (8a)$$

$$y_2(x)=\frac{qx^4}{24EI}-\frac{q(l_1^2+l_1 l_2)x^3}{6EI l_1}+\frac{q(l_1+l_2)^2 x^2}{4EI}-\frac{ql_1(5l_1^2+12l_1l_2+8l_2^2)x}{24EI}+\frac{ql_1^2(l_1^2+2l_1l_2+l_2^2)}{12EI} \quad (8b)$$

以上的转角函数和挠度函数均为分段函数,其定义域为

$$\theta(x)=\begin{cases} \theta_1(x), & x\in[0, l_1] \\ \theta_2(x), & x\in[l_1, l_1+l_2] \end{cases} \quad (9)$$

$$y(x)=\begin{cases} y_1(x), & x\in[0, l_1] \\ y_2(x), & x\in[l_1, l_1+l_2] \end{cases} \quad (10)$$

1.2 合龙前支座强迫位移产生的刚体转动

如果此时对结构支座处施加强迫位移,由于简支悬臂梁属于静定体系,根据结构力学原理,静定体系下发生的支座位移并不会影响结构的内力和变形状态,而是仅仅使结构发生刚体转动。当挠曲线 $y=y(x)$ 上的点 (x, y) 以点 (a, b) 为轴心逆时针转动角度 α 时(如图3所示),转动后的挠曲线坐标 (x_r, y_r) 满足

$$x_r=a+(x-a)\cos\alpha-(y-b)\sin\alpha \quad (11a)$$

$$y_r=b+(x-a)\sin\alpha+(y-b)\cos\alpha \quad (11b)$$

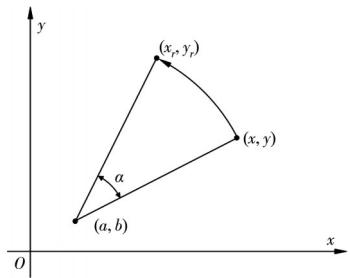


图3 结构刚体转动坐标变换

Fig. 3 Coordinate transformation induced by structural rigid body rotation

从式(11)中可以求解出原始坐标 x, y 的表达式

$$x=a+(x_r-a)\cos\alpha+(y_r-b)\sin\alpha \quad (12a)$$

$$y=b-(x_r-a)\sin\alpha+(y_r-b)\cos\alpha \quad (12b)$$

由于支座强迫位移产生的转动角度 α 很小,可认为 $\alpha\rightarrow 0$,故有近似关系

$$\sin\alpha\cong\alpha, \cos\alpha\cong 1 \quad (13)$$

$$x=a+(x_r-a)+(y_r-b)\alpha \quad (14a)$$

$$y=b-(x_r-a)\alpha+(y_r-b) \quad (14b)$$

将发生转动后的坐标表达式(式(14))代入挠曲线方程 $y=y(x)$,即

$$b-(x_r-a)\alpha+(y_r-b)=y\left(a+(x_r-a)+(y_r-b)\alpha\right) \quad (15)$$

从式(15)中可求解出绕点 (a, b) 逆时针旋转微小角度 α 后的挠曲线表达式 $y_r=y_r(x_r)$,然后确定需要转动的角度 α 和转动的中心 (a, b) ,并求解出挠曲线的表达式 $y_r=y_r(x_r)$ 。

由于假定合龙前两侧结构对称施工,因此,悬臂端的挠度和转角也必须对称,合龙口理论上不存在位置偏差,但仍然存在相对转角。为了保证桥梁合龙后线形连续,必须将悬臂端的转角调整到水平,即 $\theta_{\text{悬臂端}}=0$,以保证合龙口杆件的顺利安装和合龙后桥梁线形的平顺。

此时中支座 B 顶升与边支座 A 下降都能将合龙口的转角调整至 0, 为简便起见, 仅采用中支座 B 顶升调整合龙口转角。假设中支座向上施加了强迫位移 δ , 使得悬臂端的转角变为 0, 此时原有的挠度函数相当于绕支座 A 逆时针旋转角度 α , $\alpha = \delta \cdot l_1$ 。也就是说, 如果要求得需要上顶的位移 δ , 就必须先求得旋转角度 α 。由于仅上顶中支座, 此时悬臂简支梁的实际旋转过程为以原点 A(0, 0) 为轴心, 逆时针旋转角度 α 。将以上数据代入坐标变换方程式式(15), 可得到旋转后的悬臂简支梁挠度函数, 需满足的方程为

$$-x \cdot \alpha + y_r = y(x_r + y_r \cdot \alpha) \quad (16)$$

然而, 要从式(16)中求解旋转后的挠度函数表达式非常困难, 原因在于挠曲函数 $y = y(x)$ 为一个自变量为 x 的 4 次多项式, 因此式(16)也为一个关于 y_r

$$y_{1r}(x) = \frac{qx^4}{24EI} + \frac{(-2l_1^2q + 2l_2^2q)x^3 + (l_1^4q - 2l_1^2l_2^2q - 24EI\alpha l_1)x}{24l_1EI} \quad (19a)$$

$$y_{2r}(x) = \frac{qx^4}{24EI} - \frac{q(l_1^2 + l_1l_2)x^3}{6l_1EI} + \frac{q(l_1 + l_2)^2x^2}{4EI} + \left(-\alpha - \frac{ql_1(5l_1^2 + 12l_1l_2 + 8l_2^2)}{24EI} \right)x + \frac{ql_1^2(l_1^2 + 2l_1l_2 + l_2^2)}{12EI} \quad (19b)$$

式中: $y_{1r}(x)$ 、 $y_{2r}(x)$ 分别为在 B 支座施加强迫位移后的挠曲线函数。根据悬臂端转角为 0 的目标, 可得到悬臂端的边界约束条件

$$\theta_{2r} \Big|_{x=l_1+l_2} = 0 \quad (20)$$

将约束条件回代入转角方程就可以解得旋转角度 α 及上顶高度 δ 。

$$y_{1r}(x) = \frac{qx^4}{24EI} + \frac{q(-2l_1^2 + 2l_2^2)x^3}{24EI l_1} + \frac{q(2l_1^4 - 6l_1^2l_2^2 - 4l_1l_2^3)x}{24EI l_1} \quad (23a)$$

$$y_{2r}(x) = \frac{qx^4}{24EI} + \frac{q(-4l_1 - 4l_2)x^3}{24EI} + \frac{q(l_1 + l_2)^2x^2}{4EI} - \frac{q(l_1 + l_2)^3x}{6EI} + \frac{ql_1^2(l_1 + l_2)^2}{12EI} \quad (23b)$$

挠曲线函数式(23)即为通过支座强迫位移调整后的桥梁挠曲线 $y_r(x)$ 。在此状况下, 跨中的位置偏差和转角偏差都已被消除, 可顺利实施合龙。

1.3 合龙后支座强迫位移对桥梁线形的影响

完成合龙后, 结构体系从静定的简支悬臂体系转变为超静定的三跨连续梁体系, 前期为了调整合龙后位置施加的支座强迫位移需要回调, 此时发生的支座强迫位移将使结构内力和线形状态发生变化。按照相似思路, 首先通过结构力学中的位移法求解支座移动后的结构弯矩方程, 然后同样按照梁的挠曲微分方程对弯矩方程进行两次积分, 并根据边界条件求得最终的挠曲函数。计算简图如图 4 所示。

由于该结构为对称结构, 以 A、B 支座处发生向下的单位强迫位移为例介绍挠曲函数的求解过程。

的 4 次方程, 所以严格求解 y_r 的表达式非常困难。

由于实际工程中上顶的位移量相对于全桥长度非常小, 有 2~3 个数量级的差距^[5](一般上顶量约数厘米至数十厘米, 而桥梁长度常常高达数十米至数百米), 因此支座上顶引起的转角也非常小, 完全可以忽略旋转引起的 x 坐标的变换, 仅考虑旋转引起的 y 坐标的变换, 即式(16)变为

$$-x \cdot \alpha + y_r = y(x) \quad (17)$$

则旋转后的挠度方程为(由于结构坐标 y 轴以向下为正, 因此这里需要在旋转角度之前加一个负号)

$$y_r = y(x) - x \cdot (-\alpha) \quad (18)$$

将悬臂简支体系下的挠曲线函数式式(8)代入式(18)可得

$$\alpha = -\frac{q(l_1^3 - 4l_2^2l_1 - 4l_2^3)}{24EI} \quad (21)$$

$$\delta = \alpha \cdot l_1 = -\frac{ql_1(l_1^3 - 4l_2^2l_1 - 4l_2^3)}{24EI} \quad (22)$$

将 α 值回代入式(19), 可求得旋转后的挠度方程

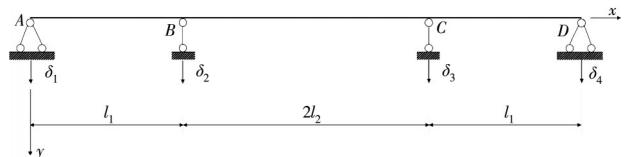


图 4 对称三跨连续梁发生支座位移计算简图

Fig. 4 Schematic diagram of a symmetrical three-span continuous beam under forced displacement of bearings

当 A、B 支座处发生向下的单位位移 $\delta_1 = 1$ 、 $\delta_2 = 1$ 时, 连续梁的弯矩图如图 5、图 6 所示。

A 支座和 B 支座发生单位位移后的弯矩函数 $M_A(x)$ 、 $M_B(x)$ 为一个三段的分段函数, 其分界点分别为 $x = l_1$ 和 $x = l_1 + l_2$, 具体表达式为

$$M_{A1}(x) = -\frac{3EI(l_1 + 2l_2)x}{(l_1 + 3l_2)(l_1 + l_2)l_1^2} \quad (24a)$$

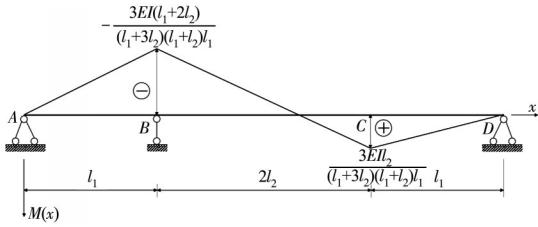


图5 A支座发生单位位移后的弯矩图

Fig. 5 Bending moment diagram for A bearing unit displacement

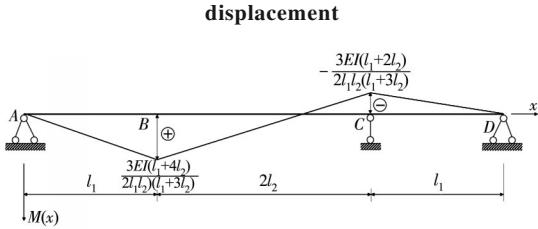


图6 B支座发生单位位移后的弯矩图

Fig. 6 Bending moment diagram for B bearing unit displacement

$$M_{A2}(x) = \frac{3xEI}{2l_2l_1(l_1+l_2)} + \frac{3EI(-l_1^2 - 5l_1l_2 - 4l_2^2)}{2(l_1+3l_2)(l_1+l_2)l_1l_2} \quad (24b)$$

$$M_{A3}(x) = -\frac{3EI l_2(x - 2l_1 - 2l_2)}{(l_1+3l_2)(l_1+l_2)l_1^2} \quad (24c)$$

$$M_{B1}(x) = \frac{3EI(l_1+4l_2)x}{2l_1^2l_2(l_1+3l_2)} \quad (25a)$$

$$M_{B2}(x) = -\frac{3xEI}{2l_1l_2^2} - \frac{3EI(-l_1^2 - 4l_1l_2 - 4l_2^2)}{2l_2^2l_1(l_1+3l_2)} \quad (25b)$$

$$M_{B3}(x) = -\frac{3EI(l_1+2l_2)(-x + 2l_1 + 2l_2)}{2l_1^2l_2(l_1+3l_2)} \quad (25c)$$

同样对弯矩方程积分两次,并结合边界条件求出待定系数,即可求解出相应的挠曲线表达式。当A支座发生向下的单位位移后,挠曲线方程 $y_A(x)$ 为

$$y_{A1}(x) = \frac{(l_1+2l_2)x^3}{2(l_1+3l_2)(l_1+l_2)l_2^2} - \frac{(l_1^4 + 2l_1^3l_2 + 2l_1^2l_2^2 + 8l_1l_2^3 + 6l_2^4)x}{2l_1l_2^2(l_1^2 + 4l_1l_2 + 3l_2^2)} + 1 \quad (26a)$$

$$y_{A2}(x) = -\frac{x^3}{4l_1l_2(l_1+l_2)} - \frac{3(-l_1^2 - 5l_1l_2 - 4l_2^2)x^2}{4(l_1+3l_2)(l_1+l_2)l_1l_2} - \frac{(3l_1^3 + 21l_1^2l_2 + 32l_1l_2^2 + 12l_2^3)x}{4l_2l_1(l_1^2 + 4l_1l_2 + 3l_2^2)} + \frac{l_1^2 + 8l_1l_2 + 12l_2^2}{4l_2(l_1+3l_2)} \quad (26b)$$

$$y_{A3}(x) = \frac{x^3l_2}{2(l_1+3l_2)(l_1+l_2)l_1^2} + \frac{3l_2(-l_1 - l_2)x^2}{(l_1+3l_2)(l_1+l_2)l_1^2} + \frac{l_2(11l_1^2 + 24l_1l_2 + 12l_2^2)x}{2l_1^2(l_1^2 + 4l_1l_2 + 3l_2^2)} - \frac{(3l_1^2 + 8l_1l_2 + 4l_2^2)l_2}{l_1^2(l_1+3l_2)} \quad (26c)$$

当B支座发生向下的单位位移时,其挠度函数 $y_B(x)$ 为

$$y_{B1}(x) = -\frac{(l_1+4l_2)x^3}{4l_1^2l_2(l_1+3l_2)} + \frac{(l_1^2 + 8l_1l_2 + 12l_2^2)x}{4l_2l_1(l_1+3l_2)} \quad (27a)$$

$$y_{B2}(x) = \frac{x^3}{4l_1l_2^2} + \frac{3(-l_1^2 - 4l_1l_2 - 4l_2^2)x^2}{4l_2^2l_1(l_1+3l_2)} + \frac{(3l_1^3 + 13l_1^2l_2 + 20l_1l_2^2 + 12l_2^3)x}{4l_2^2l_1(l_1+3l_2)} - \frac{(l_1^2 + 4l_1l_2 + 4l_2^2)l_1}{4l_2^2(l_1+3l_2)} \quad (27b)$$

$$y_{B3}(x) = -\frac{x^3(l_1+2l_2)}{4l_1^2l_2(l_1+3l_2)} + \frac{3(l_1+2l_2)(l_1+l_2)x^2}{2l_1^2l_2(l_1+3l_2)} - \frac{(11l_1^3 + 46l_1^2l_2 + 60l_1l_2^2 + 24l_2^3)x}{4l_1^2l_2(l_1+3l_2)} + \frac{3l_1^4 + 17l_1^3l_2 + 34l_1^2l_2^2 + 28l_1l_2^3 + 8l_2^4}{2l_1^2l_2(l_1+3l_2)} \quad (27c)$$

由于支座回落时的结构状态仍处于线弹性状态,因此,可以利用叠加原理将各个支座单独发生强迫位移时的挠曲线分别叠加到合龙后的挠曲线上,以求得按照调梁-合龙-落梁顺序施工后的三跨连续梁挠曲函数。

由于在考虑合龙前强迫位移调梁时仅上顶了

$$y_{1c}(x) = \frac{q(2l_1^2 + 6l_1l_2)x^4}{48l_1(l_1+3l_2)EI} + \frac{q(-3l_1^3 - 12l_1^2l_2 + 8l_2^3)x^3}{48l_1(l_1+3l_2)EI} + \frac{q(l_1^5 + 6l_1^4l_2 - 8l_1^2l_2^3)x}{48l_1(l_1+3l_2)EI} \quad (28a)$$

$$y_{2c}(x) = \frac{qx^4}{24EI} - \frac{x^3(l_1+l_2)q}{6EI} + \frac{5x^2\left(l_1^2 + 2l_1l_2 + \frac{4}{5}l_2^2\right)(l_1+2l_2)q}{16(l_1+3l_2)EI} -$$

中支座,因此只需要把 $y_B(x)$ 和 $y_C(x)$ 乘以相应的位移量,叠加到旋转后的桥梁挠度函数上即可。中支座上顶的位移量在上一小节中已经求得,即

$$\delta_B = \delta_C = -\frac{ql_1(l_1^3 - 4l_2^2l_1 - 4l_2^3)}{24EI}$$

则按照调梁-合龙-落梁顺序施工后的连续梁挠

度方程为

$$\frac{7l_1x(l_1+l_2)\left(l_1^2+\frac{20}{7}l_1l_2+\frac{16}{7}l_2^2\right)q}{24(l_1+3l_2)EI}+\frac{(l_1+2l_2)l_1^2q(5l_1^2+10l_1l_2+4l_2^2)}{48(l_1+3l_2)EI} \quad (28b)$$

式(28)仅表示 $[0, l_1+l_2]$ 区间内(即半幅桥长度内)的挠度曲线,另一半幅长度内的桥梁与之完全对称。

1.4 一次成桥状态下连续梁体系线形

求解一次成桥状况下三跨连续梁的挠曲线方程,计算简图如图7所示。

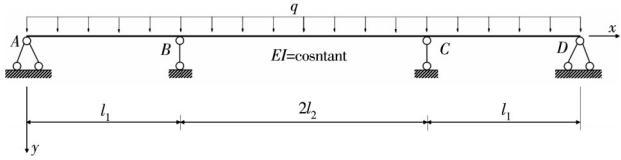


图7 均布荷载下三跨等截面连续梁

Fig. 7 Three-span continuous beam with equal section under uniform load

在均布荷载 q 作用下,连续梁的弯矩函数 $M(x)$ 分布如图8所示。

$$M(x)=\begin{cases} M_1(x), 0 \leq x \leq l_1 \\ M_2(x), l_1 \leq x \leq l_1+2l_2 \\ M_3(x), l_1+2l_2 \leq x \leq 2l_1+2l_2 \end{cases} \quad (29)$$

$$M_3(x)=-\frac{qx^2}{2}+\left[-\frac{ql_1}{2}+\frac{q(l_1^3+8l_2^3)}{8l_1^2+24l_1l_2}+2q(l_1+l_2)\right]x-\frac{5q(l_1+l_2)\left(l_1^2+2l_1l_2+\frac{4}{5}l_2^2\right)(l_1+2l_2)}{4l_1(l_1+3l_2)} \quad (30c)$$

同样,对弯矩方程积分两次可得到三跨连续梁挠曲线方程。

$$y_1(x)=\frac{q(2l_1^2+6l_1l_2)x^4}{48l_1(l_1+3l_2)EI}+\frac{q(-3l_1^3-12l_1^2l_2+8l_2^3)x^3}{48l_1(l_1+3l_2)EI}+\frac{q(l_1^5+6l_1^4l_2-8l_1^2l_2^3)x}{48l_1(l_1+3l_2)EI} \quad (31a)$$

$$y_2(x)=\frac{((2l_2^2-8l_2x+x^2)l_1+3xl_2(x-2l_2))(-2l_2+x-l_1)q(x-l_1)}{24(l_1+3l_2)EI}+\frac{\left(\frac{5l_1^3}{2}+(-2x+5l_2)l_1^2\right)(-2l_2+x-l_1)q(x-l_1)}{24(l_1+3l_2)EI} \quad (31b)$$

$$y_3(x)=\frac{qx^4}{24EI}-\frac{q(13l_1^3+52l_1^2l_2+48l_1l_2^2+8l_2^3)x^3}{48l_1(l_1+3l_2)EI}+\frac{(5l_1^2+10l_1l_2+4l_2^2)(l_1+l_2)(l_1+2l_2)qx^2}{48l_1(l_1+3l_2)EI}-\frac{q(29l_1^5+174l_1^4l_2+444l_1^3l_2^2+584l_1^2l_2^3+384l_1l_2^4+96l_2^5)x}{48l_1(l_1+3l_2)EI}+\frac{5\left(l_1^2+2l_1l_2+\frac{4}{5}l_2^2\right)(l_1+2l_2)(l_1^2+2l_1l_2+4l_2^2)(l_1+l_2)q}{24l_1(l_1+3l_2)EI} \quad (31c)$$

1.5 强迫位移法与一次成桥理论线形比较

通过以上推导,得到通过调梁-合龙-落梁三大步骤形成的三跨连续梁挠曲线方程(式(28))和理想条件下一次成桥的挠曲线方程(式(31))。对桥梁施加强迫位移的目的是实现顺利合龙并改善桥梁的内力和线形状态,一次成桥状态下的三跨连续

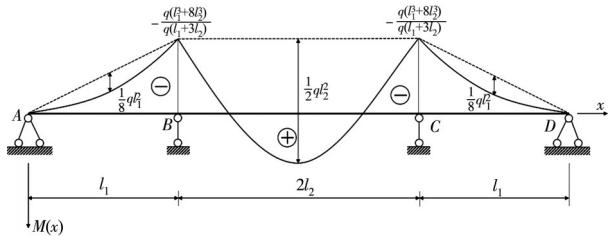


图8 三跨连续梁均布荷载下弯矩图

Fig. 8 Bending moment diagram of three-span continuous beam under uniform load

其中弯矩分段函数 $M_1(x)、M_2(x)、M_3(x)$ 分别为

$$M_1(x)=-\frac{qx^2}{2}+\left[\frac{ql_1}{2}-\frac{q(l_1^3+8l_2^3)}{8(l_1^2+24l_1l_2)}\right]x \quad (30a)$$

$$M_2(x)=-\frac{qx^2}{2}+q(l_1+l_2)x-ql_1(l_1+l_2)+\frac{ql_1^2}{2}-\frac{q(l_1^3+8l_2^3)}{8l_1+24l_2} \quad (30b)$$

$$M_3(x)=-\frac{qx^2}{2}+\left[-\frac{ql_1}{2}+\frac{q(l_1^3+8l_2^3)}{8l_1^2+24l_1l_2}+2q(l_1+l_2)\right]x-\frac{5q(l_1+l_2)\left(l_1^2+2l_1l_2+\frac{4}{5}l_2^2\right)(l_1+2l_2)}{4l_1(l_1+3l_2)} \quad (30c)$$

梁挠度曲线就是经过调梁-合龙-落梁施工过程的理想状态。比较式(28)与式(31)可以发现,将两者对应相减,合并同类项之后,结果为零。如果按照常见三跨连续梁桥边中跨比0.7取值,令以上公式中的 $l_1=7$ 、 $l_2=5$,可绘制式(28)与式(31)的无量纲挠曲线,如图9所示。

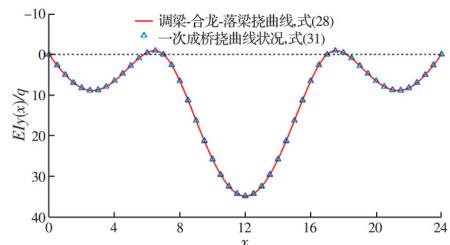


图9 调梁-合龙-落梁状况与一次成桥挠曲线计算数值比较

Fig. 9 Numerical deflection comparison of the two methods

对比式(28)和式(31)的计算结果可见,两者完全重合。也就是说,经过起落梁法调整的三跨连续梁线形与一次成桥连续梁线形完全一致,说明通过调梁-合龙-落梁过程可以实现一次成桥的效果。

2 实桥控制效果与工程应用价值

2.1 实桥合龙控制效果

为了说明强迫位移法合龙控制的实际效果,以华南地区某三跨公铁两用桥连续钢桁桥为工程案例进行介绍。该桥主桥全长381 m,跨径布置为102 m+175 m+102 m;上弦为双向六车道高速公路,设计时速100 km/h;下弦为双线I级电气化货运铁路,桥梁的立面布置如图10所示。

主桥结构为带辅桁的平行弦连续钢桁梁结构,采用华伦形桁式结构,全桥划分为30个节间,主桁

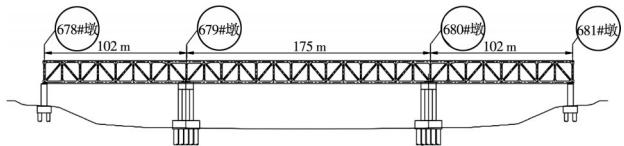


图10 某三跨连续钢桁梁桥跨径布置图

Fig. 10 Span layout of a three-span continuous steel truss bridge

高为16.4 m,边跨节间距为12.75 m,中跨节间距为12.5 m。主要承力结构为两片竖直主桁,主桁间距为15.0 m,上弦公路桥面设计有辅助桁架,上弦桥面宽度为33.52 m,整体钢桁梁断面呈倒梯形布置,横断面布置如图11所示。

进入合龙工况时,合龙口的位移统计如表1所示,位置偏差参数示意图如图12所示。

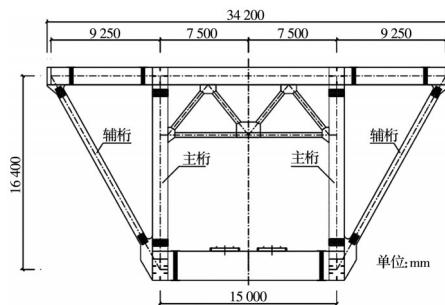


图11 钢桁梁横断面图

Fig. 11 Cross section diagram of steel truss beam

表1 合龙前工况节点变形参数统计表

Table 1 Statistical table of joint deformation parameters before closing

节点编号	参数	变形/mm	水平偏差	竖向偏差	转角偏差
1	Δx_1	39.5			
	Δz_1	-261.1	$\Delta X_1 = \Delta x_1 - \Delta x_2 = 56.1$	$\Delta Z_1 = \Delta z_1 - \Delta z_3 = 133.2$	$\theta_1 = \Delta X_1 / H = 3.42 \times 10^{-3} \text{ rad}$
	Δx_2	-16.6			
2	Δz_2	-260.7			
	Δx_3	-50.5	$\Delta X_2 = -\Delta x_3 + \Delta x_4 = 74.9$	$\Delta Z_2 = \Delta z_2 - \Delta z_4 = 133.9$	$\theta_2 = \Delta X_2 / H = 4.57 \times 10^{-3} \text{ rad}$
3	Δz_3	-394.3			
	Δx_4	24.4			
4	Δz_4	-394.6			

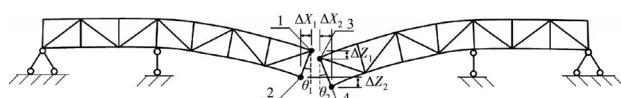


图12 合龙口偏差示意图

Fig. 12 Schematic diagram of closure deviation

采用基于支座强迫位移法的合龙施工方案,根据现场实测合龙口横向、纵向和竖向各个监测点的坐标插值以及合龙口的转角值,经过CSFB软件施工仿真模拟,采用以下强迫位移合龙参数:边支座下拉30 cm;中支座上顶5.6 cm;中跨E14#/E14'节点上顶30 cm,两边对称。

针对实际施工状况,基于重庆大学周世军教授研发的桥梁施工仿真有限元软件CSFB,对桥梁合龙每个施工步骤进行全过程有限元仿真计算,并对计算结果进行实测校核。限于篇幅,仅给出桥梁合龙调梁前、调梁后、合龙后、落梁后、成桥运营5个工况下钢桁梁下弦节点标高的理论计算值(如图13所示),并给出成桥后桥梁下弦节点的实测拱度和理论计算拱度(如图14所示),以证明方法的可行性和适用性。

对比实测拱度与有限元计算拱度(如图14所示),两者最大误差不超过5 mm,表明有限元计算

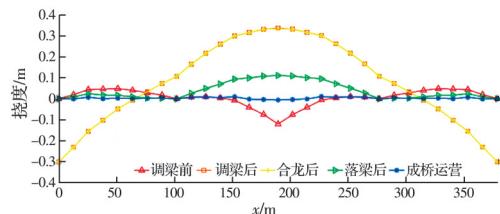


图 13 下弦节点拱度仿真计算结果

Fig. 13 Simulation results at the lower chord joint

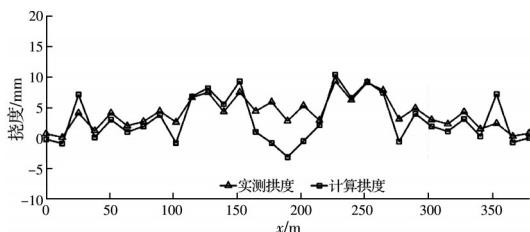


图 14 二次恒载后全桥拱度曲线对比图

Fig. 14 Comparison of arch curves of whole bridge after secondary dead load

结果精度较高。由图 13 可见,合龙前跨中合龙口处存在 0.120 5 m 的下挠和约 0.414° 的相对转角。通过边墩下落 0.3 m, 同时微调主墩顶升量的调梁操作, 顺利消除了桥梁合龙口的竖向偏差和转角偏差, 在上挠 0.3 m 的高度顺利完成合龙。可以看到, 调梁前后桥梁线形形状基本不变, 梁体仅发生刚体转动。当体系转换后, 支座落顶至指定位置, 边跨线形基本回落至水平, 中跨最大拱度降低至上挠 0.1 m 的位置。二期恒载加载后, 全桥线形接近水平, 基于强迫位移法的合龙施工控制达到了预期目标。

2.2 工程应用价值

理论推导和实桥应用已经充分说明支座强迫位移法在理论和实践中的可行性和适用性, 现从工程应用价值的角度对本文的理论研究进一步说明。

首先, 研究指明了三跨连续钢梁桥在合龙之前处于简支悬臂的静定状态, 此时在合龙前施加的支座位移对结构产生的影响为刚体转动, 在支座处施加的强迫位移不会影响结构的内力状态, 因此可以减轻施工计算校核的工作量。同时, 根据合龙口位置计算目标支座位移时, 可以根据刚体转动的方法进行估计; 相较于基于施工过程的有限元分析, 该方法更加快速简便, 可用于具体布置支座千斤顶型号和行程设计的计算。其次, 研究指明: 桥梁合龙完成后, 结构进入超静定的连续梁状态, 当支座回落到初始位置时, 结构的内力状态与一次成桥的状态一致, 不会产生附加的内力, 这为该方法的推广应用提供了理论依据。

3 结论

通过对应用于钢主梁桥合龙控制中的支座强迫位移法进行理论研究, 证明在弹性状态下, 基于强迫位移法合龙的桥梁结构可以实现理想的一次成桥效果。主要结论如下:

1) 基于支座强迫位移法合龙成桥的三跨连续梁结构, 可以实现理想的一次成桥效果, 两种状况下得到的梁挠曲函数完全一致。

2) 为实现一次成桥效果, 采用支座强迫位移法进行合龙时, 合龙口不仅需要消除位置偏差, 也需要消除两端的转角偏差。

3) 钢结构连续梁桥是最适合应用支座强迫位移法进行合龙控制的桥梁类型。实际工程应用效果表明, 该方法不仅能够很好地实现合龙口位置偏差和转角偏差的闭合, 还可以作为一种主动线形控制手段, 实现理想成桥线形。

参考文献

- [1] 雷雨恒, 任亮, 李宏男, 等. 基于逆有限元法的形状还原传感阵列及桥梁挠度监测试验[J]. 工程力学, 2022, 39(11): 89-96.
LEI Y H, REN L, LI H N, et al. Shape reduction sensor array and bridge deflection monitoring experiment based on inverse finite element method [J]. Engineering Mechanics, 2022, 39(11): 89-96. (in Chinese)
- [2] 刘金平, 翁杨, 任虹昌, 等. 波形钢腹板刚构-连续组合体系桥合龙关键技术研究[J]. 世界桥梁, 2022, 50(2): 84-89.
LIU J P, WENG Y, REN H C, et al. Study of key closure techniques for combined rigid-frame and continuous beam bridge with corrugated steel webs [J]. World Bridges, 2022, 50(2): 84-89. (in Chinese)
- [3] CHEN C A, WANG X Y, LIN Q D, et al. A closure jacking force calculation algorithm for curved prestressed concrete continuous rigid-frame bridges with asymmetric cantilevers and piers [J]. Mathematical Problems in Engineering, 2022, 2022: 1-13.
- [4] SHAN C L, YI Y H. Stress concentration analysis of an orthotropic sandwich bridge deck under wheel loading [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 122: 488-494.
- [5] 丁兆峰, 唐英, 曾子豪, 等. 钢桁连续梁桥合龙偏差分析及纠偏方法研究[J]. 铁道建筑, 2017, 57(3): 14-16, 25.
DING Z F, TANG Y, ZENG Z H, et al. Analysis on closure deviation of steel truss continuous girder bridge and its correction method [J]. Railway Engineering, 2017, 57(3): 14-16, 25. (in Chinese)

- [6] 刘明虎, 谭皓, 徐国平, 等. 鄂东大桥混合梁斜拉桥合龙技术[J]. 中国工程科学, 2011, 13(10): 99-104.
LIU M H, TAN H, XU G P, et al. Closure technique for the hybrid girder cable-stayed bridge of Edong Bridge [J]. Engineering Sciences, 2011, 13(10): 99-104. (in Chinese)
- [7] 沈大才, 马晓东. 平潭海峡公铁两用大桥钢梁架设关键技术[J]. 桥梁建设, 2018, 48(4): 6-11.
SHEN D C, MA X D. Key techniques for erection of steel girders of Pingtan Straits rail-cum-road bridge [J]. Bridge Construction, 2018, 48(4): 6-11. (in Chinese)
- [8] 赵智航, 吴道洪, 周世军. 连续钢桁梁桥墩顶起落梁法支座强迫位移影响研究[J]. 水利与建筑工程学报, 2020, 18(2): 225-229.
ZHAO Z H, WU D H, ZHOU S J. Analysis of the influence of bearing forced displacement by rising and falling beam on the pier top of continuous steel truss bridge [J]. Journal of Water Resources and Architectural Engineering, 2020, 18(2): 225-229. (in Chinese)
- [9] 李佳莉, 张谢东, 刘英燊, 等. 灌河特大桥平行弦合龙控制技术[J]. 铁道建筑, 2017, 57(9): 64-67.
LI J L, ZHANG X D, LIU Y Q, et al. Control technique in closure of parallel chords for guanhe river super-large bridge [J]. Railway Engineering, 2017, 57(9): 64-67. (in Chinese)
- [10] 苏剑南. 重庆市曾家岩嘉陵江大桥钢桁梁架设方案研究[J]. 世界桥梁, 2017, 45(2): 6-9.
SU J N. Study of steel truss girder erection schemes for zengjiayan Jialingjiang River bridge in Chongqing [J]. World Bridges, 2017, 45(2): 6-9. (in Chinese)
- [11] 陈涛, 袁建新. 宁波三官堂大桥主桥合龙控制关键技术[J]. 桥梁建设, 2021, 51(4): 141-146.
CHEN T, YUAN J X. Key closure control techniques for main bridge of Sanguantang bridge in Ningbo [J]. Bridge Construction, 2021, 51(4): 141-146. (in Chinese)
- [12] WANG X B. Optimization Design and Effect analysis of Closure Process of cantilever continuous beam bridge [J]. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2019, 490: 032011.
- [13] 杭子豪, 刘朵, 张建东, 等. 钢桁腹-混凝土组合梁桥受弯性能分析[J]. 应用力学学报, 2020, 37(4): 1564-1572, 1861.
HANG Z H, LIU D, ZHANG J D, et al. Analysis of bending behavior of steel truss-concrete composite girder bridge [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2020, 37(4): 1564-1572, 1861. (in Chinese)

(编辑 朱备)