DOI:10.20035/j.issn.1671-2668.2024.06.020

**引用格式:**蒋田勇,罗辉,王泽胤.矮墩刚构-连续组合桥中跨合龙顶推力解析公式法计算实例[J].公路与汽运,2024,40(6): 103-109.

**Citation**:JIANG Tianyong,LUO Hui,WANG Zeyin.Calculation example of the analytic formula method for the top thrust of the middle span closure of rigid structure-continuous composite bridge with low pier[J].Highways & Automotive Applications, 2024,40(6):103-109.

# 矮墩刚构-连续组合桥中跨合龙顶推力解析 公式法计算实例\*

# 蒋田勇<sup>1</sup>,罗辉<sup>1</sup>,王泽胤<sup>2</sup>

(1.长沙理工大学 土木工程学院,湖南 长沙 410114;2.湖南省官新高速公路建设开发有限公司,湖南 娄底 417607)

摘要:以某四跨矮墩刚构-连续组合梁桥为工程背景,考虑支座摩阻力对桥墩纵向水平位移的 影响,基于力法原理推导中跨合龙顶推力与顶推位移之间的关系,提出矮墩刚构-连续组合桥合龙 顶推力解析公式。先建立有限元数值模型,通过有限元模拟得到不同合龙温差下所需墩顶水平位 移;然后将不同合龙温差下墩顶水平位移数值解代入解析公式,确定预定的合龙顶推力,并与有限 元模型计算所得合龙顶推力进行对比,基于实测数据验证解析公式的可行性。结果表明,不同合 龙温差下,解析公式法的合龙顶推力计算值与有限元模型计算值的误差均小于 3%,与墩顶水平位 移实测值的吻合度较高,解析公式法具有适用性和可靠性,利用该公式能快速得到施工过程中墩 顶纵向水平位移,不需要复杂的有限元计算分析。

关键词:桥梁;刚构-连续组合桥;矮墩;合龙顶推力;解析公式法

<b>中图分类号:</b> U445.46	文献标志码:A	文章编号:1671-2668(2024)06-0103-07

预应力连续刚构桥具有行车舒适、施工便捷、适 应性强等优势,能适应现代发展的快节奏<sup>[1]</sup>。多跨 矮墩刚构-连续组合桥的墩-梁固结、主墩抗推刚度 大及高次超静定的结构特点,使其在合龙后一段时 间内无法通过桥墩的柔性来调节由混凝土收缩徐 变、温度引起的梁体变形,导致主梁和桥墩产生较大 附加应力。工程中常采用合龙段顶推施工工艺来改 善桥墩的受力状态,即在劲性骨架刚性锁定前对合 龙段两侧施加水平顶推力,使主墩发生预偏,以抵消 部分水平位移,确保运营阶段桥梁总体受力状态和 变形在安全、合理范围内<sup>[2]</sup>。

渠述锋等提出一种调整合龙顶推力的计算方法,使桥梁结构的成桥状态接近设计基准状态<sup>[3]</sup>。 赵永华等探究六跨预应力混凝土连续刚构桥顶推力 的影响因素,验证了通过有限元软件 MIDAS/Civil 计算顶推位移的可行性<sup>[4]</sup>。Shan R. X.等推导了连 续刚构桥中跨合龙口顶推力与墩顶位移的解析公 式<sup>[5]</sup>。任翔等基于力法原理建立了非对称高墩连续 刚构桥合龙顶推力解析公式<sup>[6]</sup>。李军等总结了大跨 度连续刚构桥合龙段施工的影响因素及中跨合龙顶 推力计算方法,结合有限元分析得到了连续刚构桥 的顶推力及顶推位移<sup>[7]</sup>。余钱华等分析了合龙顶推 对大跨度连续刚构桥力学性能和位移的影响及合龙 温差对墩顶水平位移的影响,分析和推导了顶推力 与合龙温差的关系<sup>[8]</sup>。申亚洲研究合龙顶推对桥梁 线形及应力分布的影响,结果表明,成桥远期顶推施 工对主梁应力影响不大,对靠近顶推梁段线形有利, 对主墩偏心受压及墩顶水平偏移病害有明显改善作 用<sup>[9]</sup>。目前,针对矮墩刚构-连续组合桥合龙顶推力 的研究较少,且缺乏在顶推施工过程中快速计算墩 顶水平位移的简便方法。本文以某四跨矮墩刚构-连续组合梁桥为工程背景,推导适合矮墩刚构-连续

<sup>\*</sup>基金项目:国家重点研发计划项目(2019YFC1511002);国家自然科学基金资助项目(52078058);湖南省自然科学基金创新研究群体项目(2020JJ1006);湖南省教育厅科学研究项目重点项目(21A0196);长沙市自然科学基金资助项目(kq2202209)

组合桥的合龙顶推力解析公式。

## 1 工程概况

某四跨刚构-连续组合梁桥的跨径组合为 42.5 m+2×73.0 m+42.5 m,主桥立面布置见图1。 主桥全长231.0 m,箱梁截面形式为单箱单室,上部 结构采用挂篮悬臂浇筑施工。悬臂段共划分为9个 节段,其中0\*节段长11 m,从根部至中跨的梁段 数×梁段长分别为5×3.0 m、2×3.5 m、2×4.0 m。 边跨现浇段长度为4.9 m,边跨、中跨合龙段长度均 为2.0 m。GX05\*墩为连续梁桥的主墩,GX06\*墩、 GX07\*墩为刚构桥的主墩,墩高分别为16.5 m、 14.5 m,采用直径为3 m的圆形截面,截面面积为 7.069 m<sup>2</sup>。



图1 某四跨刚构-连续组合梁桥主桥立面布置示意图(单位:m)

# 2 合龙顶推力解析公式理论推导

基于数值模型研究恒载、10 年收缩徐变及合龙 温差等对墩顶水平位移的影响,得到所需合龙顶推 位移量,基于力法原理并考虑边墩支座摩阻力的影 响,推导矮墩刚构-连续组合梁桥的合龙顶推力解析 表达公式,从而依据合龙顶推位移量得到矮墩刚构-连续组合梁桥的合龙顶推力。

建立图 2 所示有限元模型,主桥和桥墩采用梁

单元模拟,全桥共 126 个节点、104 个单元,主梁单 元长度按悬臂浇筑施工节段划分。不考虑桩基-土 之间的相互作用,桥墩底部固结,边跨现浇段的边界 条件按仅受压支承进行模拟,边跨支座与次中跨支座 只受 DZ 和 DY 方向约束。模型材料参数见表 1。



图 2 某四跨刚构-连续组合梁桥的有限元模型

	表 1	有限	元模型	的材	料参数
--	-----	----	-----	----	-----

主要材料	结构	弹性模量/GPa	重度/(kN•m <sup>-3</sup> )	线膨胀系数/10-5	泊松比
C50 混凝土	主梁、GX06 <sup>#</sup> 墩、GX07 <sup>#</sup> 墩	35.5	26	1	0.2
C40 混凝土	GX05 <sup>#</sup> 墩	34.0	26	1	0.2

## 2.2 顶推位移的确定

2.1 有限元模型

为抵消成桥状态下累积墩顶纵向水平位移  $\delta_1$ 、 中跨合龙时合龙温差所需墩顶纵向水平位移  $\delta_2$  和 运营阶段混凝土长期收缩徐变导致的墩顶纵向水平 位移  $\delta_3$ ,在合龙前对合龙口施加顶推力使桥墩产生 相反的水平预偏量<sup>[10-12]</sup>。在确定墩顶位移  $\delta_1$ 、 $\delta_2$  和  $\delta_3$ 时,考虑收缩徐变和合龙温差对顶推位移的 影响。

2.2.1 收缩徐变对顶推位移的影响

在确定运营阶段混凝土收缩徐变引起的墩顶水 平位移 δ<sub>3</sub> 时,考虑以下因素:

(1)有限元计算模型中支座无顺桥向约束,而 实际工程中支座存在一定的摩阻力。根据计算支座 摩阻力的实际工程经验与相关设计规范,参考文 献[13],GX06<sup>#</sup> 墩  $\delta_3$  的实际取值应为理论计算值的 80%,GX07<sup>#</sup> 墩  $\delta_3$  的实际取值应为理论计算值的 90%。

(2)由于混凝土收缩徐变周期较长,如果按照 δ<sub>3</sub>计算值的100%进行顶推,成桥后桥墩会产生过 大反向位移,使桥墩底部产生较大弯矩,导致混凝土 拉应力超限而开裂。由于矮墩刚构-连续组合桥墩 身较矮,桥墩刚度较大,设计时容许的墩顶纵向水平 位移较小。因此,δ<sub>3</sub>的实际取值为理论计算值 的60%。

GX06<sup>#</sup> 墩的顶推位移表达式为:

$\Delta_1 = \delta_1 + \delta_2 + \delta_3 \times 80 \% \times 60 \%$	(1)
GX07 <sup>#</sup> 墩的顶推位移表达式为:	
$\Delta_2 = \delta_1 + \delta_2 + \delta_3 \times 90\% \times 60\%$	(2)

## 2.2.2 合龙温差对顶推位移的影响

实际合龙温度大于设计合龙温度时,墩顶将产 生偏向跨中的水平位移,需增大顶推力来抵消这部 分位移。本文以设计合龙温度 20 ℃为基准温度,考 虑 10 年混凝土收缩徐变,分析 6 种合龙温差(分别 为 2 ℃、4 ℃、6 ℃、8 ℃、10 ℃、12 ℃)对墩顶水平位 移的影响。从有限元模型中提取  $\delta_1$ 、 $\delta_2$ 、 $\delta_3$  值,代入 式(1)、式(2),计算所得墩顶顶推位移见表 2、表 3。

工况 编号	合龙温差 Δ <i>T</i> /℃	$\delta_1/$ mm	$\delta_2/$ mm	$\delta_3/$ mm	$\delta_3  imes 48 \% /$ mm	$\Delta_1/$ mm	
工况一	2	5.0	0.7	6.8	3.3	9.0	
工况二	4	5.0	1.4	6.8	3.3	9.7	
工况三	6	5.0	2.1	6.8	3.3	10.4	
工况四	8	5.0	2.8	6.8	3.3	11.1	
工况五	10	5.0	3.5	6.8	3.3	11.8	
工况六	12	5.0	4.2	6.8	3.3	12.5	

表 2 GX06<sup>#</sup> 墩顶顶推位移

注: Δ 的正负号表示墩顶顶推位移方向,正号表示指向 边跨 GX08<sup>#</sup> 墩的方向,负号表示指向边跨 GX04<sup>#</sup> 墩的方 向。下同。

工况	合龙温差 <i>ΔT/</i> ℃	$\delta_1/$ mm	$\delta_2/$ mm	$\delta_3/$ mm	$\delta_3 \times 54 \% / mm$	$\Delta_2$ / mm
工况一	2	-3.6	-0.5	-5.3	-2.9	-7.0
工况二	4	-3.6	-1.0	-5.3	-2.9	-7.5
工况三	6	-3.6	-1.5	-5.3	-2.9	-8.0
工况四	8	-3.6	-2.0	-5.3	-2.9	-8.5
工况五	10	-3.6	-2.5	-5.3	-2.9	-9.0
工况六	12	-3.6	-3.0	-5.3	-2.9	-9.5

表 3 GX07<sup>#</sup> 墩顶顶推位移

由表 2 和表 3 可知:合龙温差与墩顶顶推位移 呈线性关系。合龙温差为 2 ℃时,GX06<sup>#</sup>墩顶水平 位移增大 0.7 mm,GX07<sup>#</sup>墩顶水平位移增大 0.5 mm,即合龙顶推总位移增大 1.2 mm,为设计合 龙温度下合龙顶推总位移的 8.1%;合龙温差为 4 ℃ 时,合龙顶推总位移增大 2.4 mm,为设计合龙温度 下合龙顶推总位移的 16.2%。可见,在顶推过程中, 合龙温差过大时不可忽略合龙温度对墩顶水平位移 的影响。

## 2.3 解析公式推导

矮墩刚构-连续组合梁桥的合龙顺序为合龙边 跨→合龙次边跨→合龙中跨。中跨合龙前,可将结 构近似为二次超静定结构与一次超静定结构的组 合(见图 3、图 4)。顶推力 F 施加位置与截面中性 轴不重合,向截面中性轴简化受力时会产生一个附 加弯矩 Fd(d 为顶推力 F 到 0<sup>#</sup> 块截面中性轴的竖 直距离)。



 $l_h$ 为边跨计算长度; $l_c$ 为连续梁桥与刚构桥连接段中跨计算长度;  $l_b$ 为顶推处中跨计算长度;Fd为顶推力F产生的附加弯矩;d为 顶推力F到梁截面中性轴的垂直距离; $f_1$ 为顶推时连续梁段中墩 支座和边跨支座产生的水平方向总摩阻力; $E_b$ 为主梁混凝土弹性 模量; $I_b$ 为边跨主梁的抗弯惯性矩; $I_c$ 为连续梁桥与刚构桥连接段 中跨主梁的抗弯惯性矩; $I_b$ 为顶推处中跨主梁的抗弯惯性矩; $E_a$ 为

桥墩混凝土弹性模量;I。为桥墩抗弯惯性矩;l。为墩高

图 3 二次超静定结构示意图



*l*<sub>k</sub>为桥墩高;*I*<sub>k</sub>为桥墩抗弯惯性矩;*f*<sub>2</sub>为顶推时边跨支座产生的 水平方向摩擦力

#### 图 4 一次超静定结构示意图

2.3.1 二次超静定结构解析公式推导

图 5 为二次超静定结构的力法基本结构图,其 力法基本方程为:

$$\begin{cases} \delta_{11}X_1 + \delta_{12}X_2 + \Delta_{1F} = 0\\ \delta_{21}X_1 + \delta_{22}X_2 + \Delta_{2F} = 0 \end{cases}$$
(3)





图 6 为 X<sub>1</sub>、X<sub>2</sub> 和顶推力 F 作用下二次超静定 结构的基本结构弯矩图。由图乘法得到力法基本未

式

知量为:

$$\delta_{11} = \sum \int \frac{\bar{M}_{1}^{2}}{EI} ds + \sum \frac{\bar{F}_{N1}^{2} l_{a}}{EA} = \frac{l_{a} (l_{c} + l_{h})^{2}}{E_{a} l_{a}} + \frac{l_{h}^{3}}{3E_{b} l_{h}} + \frac{3l_{h}^{2} l_{c} + 3l_{h} l_{c}^{2} + l_{c}^{3}}{3E_{b} l_{c}} + \frac{l_{a}}{E_{a} A}$$
(4)

$$\delta_{22} = \sum \int \frac{M_2^2}{EI} ds + \sum \frac{F_{N2}^2 l_a}{EA} = \frac{l_c^2 l_a}{E_a I_a} + \frac{l_c^3}{3E_b I_c} + \frac{l_a}{E_a A}$$
(5)

$$\delta_{12} = \delta_{21} = \sum \int \frac{\bar{M}_{1} \bar{M}_{2}}{EI} ds + \sum \frac{\bar{F}_{N1} \bar{F}_{N2} l_{a}}{EA} = \frac{l_{c} l_{a} (l_{c} + l_{h})}{E_{a} I_{a}} + \frac{l_{c}^{2} (3l_{h} + 2l_{c})}{6E_{b} I_{c}} + \frac{l_{a}}{E_{a} A}$$
(6)

$$\Delta_{1F} = \sum \int \frac{\bar{M}_{1}M_{F}}{EI} ds = -\frac{l_{a}(l_{c}+l_{h})}{2E_{a}I_{a}} [(F - f_{1})l_{a}+2Fd]$$
(7)

$$\Delta_{2F} = \sum \int \frac{M_2 M_F}{EI} ds = -\frac{l_a l_c}{2E_a I_a} [(F - f_1) l_a + 2Fd]$$
(8)

式中:E 为混凝土弹性模量;A 为桥墩截面面积; $A_x$ 为主梁各块段的截面面积; $l_x$ 为各块段长度; $I_x$ 为各 节段截面面积为 $A_x$ 时的抗弯惯性矩;顶推力F 到 梁截面中性轴的垂直距离d=2.209 m。





由于悬臂施工所用挂篮底模为直线,每个节段 的梁高近似呈直线变化,可根据等效系统法近似求 解每节段抗弯惯性矩<sup>[14]</sup>。楔形梁段的计算见图 7。



 $I_{a}$ 、 $I_{b}$ 为楔形梁段两侧抗弯惯性矩;l为所求梁段长度;

x 为所求梁段长度中一段微小长度

图 7 楔形梁段计算示意图

楔形梁段的变化规律可近似表示为:

$$I(x) = I_a f(x) \tag{9}$$

$$f(x) = \frac{1}{1 + (n-1)(1 - x/l)^2}$$
(10)

中:
$$n = I_a/I_b$$
。  
对  $I(x)$ 进行积分,得:  

$$\int_0^t I(x) dx = \int_0^t \frac{I_a}{1 + (n-1)(1 - x/l)^2} dx = \frac{I_a l}{1 + (n-1)(1 - x/l)^2} dx = \frac{I_a l}$$

$$\frac{T_{at}}{\sqrt{n-1}} \arctan \sqrt{n-1} \tag{11}$$

楔形梁段的等效抗弯惯性矩为:

$$\bar{I} = \frac{I_{a}}{\sqrt{n-1}} \arctan \sqrt{n-1}$$
(12)

如图 8 所示,将二次超静定结构按照施工节段 划分为 14 个计算部分,各节段抗弯惯性矩计算参数 见表 4。



图 8 二次超静定结构抗弯惯性矩计算节段划分示意图

表 4 二次超静定结构各节段抗弯惯性矩计算参数

节段 号	梁段长度或 桥墩高度/m	抗弯惯性 矩/m <sup>4</sup>	节段 号	梁段长度或 桥墩高度/m	抗弯惯性 矩/m <sup>4</sup>
0	5.5	39.972 3	7	3.5	6.978 0
1	3.0	25.952 1	8	4.0	5.782 0
2	3.0	20.761 4	9	4.0	5.118 1
3	3.0	16.632 0	10	2.0	4.904 3
4	3.0	13.379 8	11	4.4	5.740 7
5	3.0	10.851 7	12	1.0	4.904 3
6	3.5	8.755 6	13	16.5	3.936 0

对表 4 所示 0<sup>#</sup> ~ 12<sup>#</sup> 节段抗弯惯性矩计算值 进行加权平均,得顶推处中跨主梁的抗弯惯性矩  $I_b=16.373$  1 m<sup>4</sup>,连续梁桥与刚构桥连接段中跨主 梁的抗弯惯性矩  $I_{c} = 16.058 9 \text{ m}^{4}$ ,边跨主梁的抗弯 惯性矩  $I_{h} = 14.709 2 \text{ m}^{4}$ 。

将式(4)~(8)代入式(3),得:

$$\begin{cases} X_{1} = \frac{\delta_{12} - \delta_{22}}{\delta_{11}\delta_{22} - \delta_{12}\delta_{21}} \\ X_{2} = \frac{\delta_{21} - \delta_{11}}{\delta_{11}\delta_{22} - \delta_{12}\delta_{21}} \end{cases}$$
(13)  
 $\Leftrightarrow U = \delta_{11}\delta_{22} - \delta_{12}\delta_{21},$ 得:

$$U = \left(\frac{l_{a}}{E_{a}A} + \frac{l_{a}l_{c}^{2}}{E_{a}I_{a}} + \frac{l_{a}^{3}}{3E_{b}I_{c}}\right) \times \left[\frac{l_{a}}{E_{a}A} + \frac{l_{h}^{3}}{3E_{b}I_{h}} + \frac{l_{a}(l_{c}+l_{h})^{2}}{E_{a}I_{a}} + \frac{l_{c}(l_{c}^{2}+3l_{c}l_{h}+3l_{h}^{2})}{3E_{b}I_{c}}\right] - \left[\frac{l_{a}}{E_{a}A} + \frac{l_{c}l_{a}(l_{c}+l_{h})}{E_{a}I_{a}} + \frac{l_{c}^{2}(2l_{c}+3l_{h})}{6E_{b}I_{c}}\right]^{2}$$
(14)

$$X_{1} = \frac{l_{a}l_{h}}{U \times 2E_{a}I_{a}} \left(\frac{l_{a}}{E_{a}A} - \frac{l_{c}^{3}}{6E_{b}I_{c}}\right) \left[(F - f_{1})l_{a} + 2Fd\right]$$
(15)

$$X_{2} = \frac{l_{a}l_{h}}{U \times 2E_{a}I_{a}} \left[ \frac{l_{h}^{2}l_{c}}{3E_{b}I_{h}} + \frac{l_{c}^{2}(3l_{h}+l_{c})}{6E_{b}I_{c}} - \frac{l_{a}}{E_{a}A} \right] \times \left[ (F - f_{1})l_{a} + 2Fd \right]$$
(16)

参考 17T102《城市轨道交通桥梁球型钢支 座(CGQZ)选用与安装》进行球形钢支座摩阻力计 算,取  $f_1=0.1(X_1+X_2)$ ,代人式(15)、式(16),得:  $X_1=-0.056$  9F, $X_2=0.198$  5F。在顶推力 F、附 加弯矩 Fd 和多余未知力 $X_1$ 、 $X_2$  作用下,二次超静 定结构的弯矩和墩顶水平位移分别为:

$$M = \bar{M}_1 X_1 + \bar{M}_2 X_2 + M_{\rm F} \tag{17}$$

$$\Delta_{1} = \sum \int \frac{M\bar{M}_{d1}}{EI} = \frac{l_{a}^{2}}{4E_{a}I_{a}} \left[ 2Fd + \frac{4}{3}(F - f_{1})l_{a} \right] - \frac{l_{a}^{2}}{2E_{a}I_{a}} \left[ (l_{c} + l_{b})X_{1} + l_{c}X_{2} \right] = 5.69 \times 10^{-6}F$$
(18)

按照上述原理,解得一次超静定结构在顶推 力F、附加弯矩 Fd 和多余未知力X<sub>1</sub>作用下墩顶水 平位移为:

$$\Delta_2 = \sum \int \frac{M M_{\rm d2}}{EI} {
m d}s =$$

$$\frac{l_{\rm k}^2}{4E_{\rm a}I_{\rm k}} \left[ 2Fd + \frac{4}{3}(F - f_2)l_{\rm k} \right] - \frac{l_{\rm k}^2l_{\rm h}}{2E_{\rm a}I_{\rm k}} X' = 3.556 \times 10^{-6}F$$
(19)

式中:X'为一次超静定结构未知变量。

2.3.3 两侧墩顶相对水平位移△与顶推力F的 关系

综上所述,两侧墩顶相对水平位移 △ 与顶推力 F 的关系式为:

$$\Delta = \Delta_{1} + \Delta_{2} = \frac{l_{a}^{2}}{4E_{a}I_{a}} \left[ 2Fd + \frac{4}{3}(F - f_{1})l_{a} \right] - \frac{l_{a}^{2}}{2E_{a}I_{a}} \left[ (l_{c} + l_{h})X_{1} + l_{c}X_{2} \right] + \frac{l_{k}^{2}}{4E_{a}I_{k}} \left[ 2Fd + \frac{4}{3}(F - f_{2})l_{k} \right] - \frac{l_{k}^{2}l_{h}}{2E_{a}I_{k}} X'$$
(20)

根据上述计算结果,顶推力  $F 与 \Delta$  的关系 式为:

$$F = 1.081 \ 6 \times 10^{5} (\Delta_{1} + \Delta_{2}) = 1.081 \ 6 \times 10^{5} \Delta$$
(21)

## 3 理论解析公式验证

对于非对称桥梁结构,两侧墩顶所需水平位 移 Δ 不同,合龙口两侧所需顶推力的理论值也不同, 而实际工程中合龙口两侧所施加的合龙顶推力相 同。因此,根据合龙口两端墩顶水平总位移来确定 顶推力。将表 2、表 3 中不同合龙温差下墩顶总位 移 Δ 代入式(20),并反向施加到有限元模型中,分 别采用解析公式法和有限元法计算合龙顶推力。不 同合龙温差下解析公式法和有限元法计算所得顶推 力见图 9。



图 9 解析公式法和有限元法计算所得合龙顶推力对比

对图 9 中数据进行拟合,得到解析公式法拟合

结果如下:

$F_1 = 1\ 599.60 + 64.77 \Delta T$	(22)
有限元法拟合结果如下:	
$F_2 = 1549.87 + 64.69 \Delta T$	(23)

对比式(22)、式(23),解析公式法和有限元法计 算所得顶推力随合龙温差的变化趋势一致。合龙温 差  $\Delta T = 0$ (设计合龙温度),解析公式法计算值与有 限元法计算值分别为1599.60 kN、1549.87 kN,与 顶推力设计值1500 kN 较吻合; $\Delta T$  每升高1 °C, 解析公式法计算顶推力增大 64.77 kN,有限元法计 算顶推力增大 64.69 kN。不同合龙温差条件下,两 种方法计算所得顶推力的偏差均小于 3%,证明本 文提出的顶推力计算公式可适合该类型桥梁顶推力 计算。

## 4 现场监测与结果分析

该矮墩刚构-连续组合梁桥中跨合龙时,大气实 测温度为 21 ℃,比设计合龙温度高 1 ℃。根据 表 2、表 3,合龙温差为 1 ℃时,合龙顶推力产生的墩 顶水平总位移未超过 1 mm,对实际施工影响不大。 设计合龙温度为 20 ℃时,设计顶推力为 1 500 kN。 结合合龙顶推力设计值和现场实际施工条件,确定 合龙顶推力为 1 500 kN。在顶推过程中分级施加 顶推力,依次测量并记录各级顶推力下测点坐标,分 别计算各级加载下墩顶纵向水平位移,顶推力加载 到最终确定值时立刻锁定合龙段劲性骨架。墩顶水 平位移实测值与理论计算值的对比见图 10、图 11。



图 10 GX06<sup>#</sup> 墩顶水平位移实测值与理论计算值对比

由图 10、图 11 可知:1) 墩顶水平位移实测值、 解析公式法计算值和有限元法计算值三者较吻合, 且随着顶推力的增加,GX06<sup>\*</sup>墩和 GX07<sup>\*</sup>墩墩顶纵 向水平位移增大,两者之间为正相关关系;解析公式 法和有限元法计算所得墩顶水平位移与顶推力呈线 性变化,实测墩顶水平位移与顶推力之间存在一定



图 11 GX07<sup>#</sup> 墩顶水平位移实测值与理论计算值对比

非线性关系。导致 GX07<sup>#</sup> 墩顶实测水平位移与顶 推力呈非线性变化的原因与顶推力作用位置及顶推 位移的测量方法有一定关系。2)各墩墩顶水平位 移的理论值与实测值存在一定偏差,实际顶推力为 1 500 kN时,GX06<sup>#</sup> 墩和GX07<sup>#</sup> 墩墩顶水平位移 实测值均小于有限元法和解析公式法计算值。这是 由于有限元模型和解析公式未考虑普通钢筋对桥墩 抗弯刚度的加强效应。由于解析公式法和有限元法 在主梁抗弯惯性矩 I 计算上有差异,解析公式法采 用等效系统法近似求解主梁抗弯惯性矩 I,导致每 个悬浇节段的近似计算值比实际值大,而有限元法 计算变截面梁时通常将主梁分为若干等截面梁单元 反复迭代进行近似求解,等效系统法求解的 I 值比 有限元法求解的 I 值大,解析公式法计算所得墩顶 水平位移比有限元法的小。综上,通过解析公式法 计算顶推位移可行,其精度满足工程要求。

# 5 结论

(1)合龙温差对矮墩刚构-连续组合梁桥墩顶 水平位移的影响较大。合龙温差为2℃时,合龙顶 推力为设计顶推力的8.7%,合龙顶推总位移为设计 合龙温度下合龙顶推总位移的8.1%,可忽略合龙温 差对墩顶水平位移的影响;合龙温差大于2℃时, 需调整顶推力来弥补合龙温差对墩顶水平位移的 影响。

(2)考虑支座摩阻力的连续-刚构组合桥合龙 顶推力解析计算公式能较准确地反映实际桥梁顶推 力与墩顶水平位移之间的关系,在顶推施工过程中, 利用该公式能快速计算得到墩顶水平位移,有利于 根据顶推力和顶推位移实施双控来确保施工安全。

(3)解析公式利用等效系统法求解主梁抗弯刚 度,比有限元法求解的主梁抗弯刚度大,其合龙顶推 力计算结果也比有限元法计算结果大。但在不同合 龙温差条件下,通过解析公式法和有限元法计算所 得顶推力的偏差均小干3%,解析公式法作为一种 简便的力学计算方法是可行的,可为同类型桥梁合 龙顶推施工提供理论参考和简便计算。

# 参考文献:

- [1] 周军生,楼庄鸿.大跨径预应力混凝土连续刚构桥的现 状和发展趋势[J].中国公路学报,2000,13(1):31-37.
- [2] 方美平,陈欣韵,王旭燚,等.不对称小半径曲线连续刚 构桥合龙顶推效应分析[J].公路与汽运,2021(3):114-118.
- [3] 渠述锋,孟栋梁,杨孟刚.考虑桥墩实测刚度的墩梁固 结桥梁合龙顶推力调整简化算法[J].铁道科学与工程 学报,2020,17(11):2864-2872.
- [4] 赵永华,杨建荣,曾章波,预应力混凝土连续刚构桥中 跨合龙段顶推力计算与分析[J].施工技术(中英文), 2023,52(6):22-27.
- [5] SHAN R X, SHAN Y H. The confirmation of closure jacking force in continuous rigid frame bridge[J]. Applied Mechanics and Materials, 2014, 638:987-993.
- 「6〕 任翔,余兴,王璐,等.非对称高墩连续刚构桥跨中合龙 顶推力研究[J].公路工程,2022,47(1):1-6+19.
- [7] 李军,曾一帆,陈辉,等.大跨径连续刚构桥中跨合龙顶

(上接第102页)

达到最大值 9 MPa,非均匀收缩效应对箱形截面整 体应力的影响极大。

# 参考文献:

- [1] 许红胜,刘岐,颜东煌,等.连续刚构桥悬臂施工过程主 梁变形影响因素研究[J].公路与汽运,2021(6):102-105.
- [2] 黄海东,向中富,郑皆连.PC 箱梁桥非均匀收缩变形分 析[J].土木建筑与环境工程,2009,31(4):60-65+97.
- [3] 窦晓雪.预应力钢筒混凝土管早龄期温、湿度场及耦合 应力场分析[D].郑州:华北水利水电大学,2023.
- [4] 张文伟.早龄期混凝土温湿度场试验研究及数值模 拟[D].西安:西安理工大学,2022.

推力研究[J].铁道科学与工程学报,2015,12(2):335-341.

- [8] 余钱华,唐兵,高齐松.连续刚构桥合龙顶推力计算方 法研究[J].交通科学与工程,2023,39(4):62-69.
- [9] 申亚洲.合龙顶推对桥梁线形及应力分布的影响分 析[J].公路与汽运,2016(5):184-187.
- [10] 刘文强,徐岳,杨光,等.刚构-连续组合体系梁桥合龙 温度影响分析[J].公路,2020,65(9):96-101.
- 「11] 梁乾敏,邬晓光,邓淇元.多跨连续刚构桥合龙顶推力 的优化[J].铁道建筑,2020,60(11):36-39.
- [12] ZHANG F, WANG Y. Studies on closure jacking force and closure temperature of the continuous rigid frame bridge with V-shaped pier [C]/(2018 7 th International)Conference on Sustainable Energy and Environment Engineering (ICSEEE 2018). Atlantis Press, 2019; 280-285.
- [13] 万振江,安平和,殷任宏,等.基于裂缝控制的连续刚 构桥合理合龙顶推力[J].筑路机械与施工机械化, 2019,36(1):105-109.
- 「14〕 孟晓.运用等效系统法原理计算变刚度梁[J].盐城工 学院学报,2001,14(1):39-42.

收稿日期:2023-09-23

- [5] 李云峰,吴胜兴.基于湿度扩散理论的混凝土早期收缩 分析[J].水力发电,2005,31(12):31-33.
- [6] BAZANT Z P, YU Q, LI G H. Excessive long-time deflections of pre-stressed box girders. I : record-span bridge in palau and other paradigms [J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(6): 676-686.
- [7] 王永宝,贾毅,赵人达.基于 ANSYS 的混凝土内湿度场 计算方法[J].西南交通大学学报,2017,52(1):54-60.
- [8] 刘小洁.自密实混凝土梁长期变形性能研究[D].长沙: 中南大学,2007.
- 「9] 王家赫.普通与内养护混凝土湿度场及收缩应力研 究[D].北京:清华大学,2018.

收稿日期:2023-08-02