

复杂约束条件下简支转连续梁桥墩顶负弯矩区的力学性能

张成明¹,周国涛¹,张景全¹,李梦轲¹,宋涛²

1. 山东省公路桥梁建设集团有限公司, 山东 济南 250021; 2. 山东交通学院交通土建工程学院, 山东 济南 250357

摘要:为研究简支转连续体系梁桥的墩顶负弯矩区力学性能,以墩顶支点处转角连续为变形协调条件,采用双线性法和龄期调整有效弹性模量法推导墩顶负弯矩区约束弯矩的解析表达式,将约束弯矩的理论结果与试验结果及美国波特兰水泥协会法、施工技术实验室法的计算结果进行对比。研究表明:简支转连续过程中,预应力筋张拉对墩顶负弯矩区影响最大;本文提出的墩顶负弯矩计算方法得到的约束弯矩与试验实测结果及其他两种计算方法的结果基本吻合,表明本文所提方法的精确性较好,能初步估算墩顶负弯矩区是否存在开裂的风险。

关键词:简支转连续梁;负弯矩区;约束弯矩;双线性法;龄期调整有效弹性模量法

中图分类号:U448.21⁺7

文献标志码:A

文章编号:1672-0032(2026)01-0055-08

引用格式:张成明,周国涛,张景全,等.复杂约束条件下简支转连续梁桥墩顶负弯矩区的力学性能[J].山东交通学院学报,2026,34(1):55-62.

ZHANG Chengming, ZHOU Guotao, ZHANG Jingquan, et al. Mechanical performance of the negative bending moment zone at the top of continuous beam bridge piers under complex constraints[J]. Journal of Shandong Jiaotong University, 2026, 34(1): 55-62.

0 引言

预制箱梁具有工程质量高、施工效率高、工期短、经济效益显著、安全性与环保性突出、结构性能优越等优点,在新建高速公路及城市桥梁中应用广泛。预制箱梁中,简支转连续体系梁桥因施工便利、结构优越、行车舒适等特点应用广泛,体系转换过程中墩顶负弯矩区是简支转连续体系梁桥的薄弱之处,在施工中受力复杂,处于复杂约束条件下,成桥后受混凝土收缩徐变、预应力筋及其他荷载的影响,研究墩顶负弯矩区的力学性能具有重要的现实意义和理论价值^[1]。

简支转连续梁桥墩顶负弯矩区的力学性能受到研究人员的关注。Peterman等^[2]对预应力空心板梁桥墩顶负弯矩区的承载能力进行现场测试并与规范推荐方法进行比较;Menkulasi等^[3]在考虑预制梁跨径及间距的前提下,对混凝土预制梁进行参数化分析,发现墩顶负弯矩区的承载力与混凝土收缩徐变的模型有关;Azizinamini^[4]采用试验、数值分析和理论分析的方式进行恒载简支活载连续的钢桥设计、制造、安装和施工;Lampe等^[5]为识别和研究恒载简支活载连续梁桥系统内部链接的基本特性,通过反复加载测试,模拟长期卡车交通荷载和极限荷载两种加载方式,测试确定系统的极限承载能力,以及不同连接方式的全尺度试件,试验表明将梁端嵌入混凝土隔板中的试件使用寿命较长。Farimani等^[6]提出4种不同形式的墩顶负弯矩连接形式,采用有限元仿真分析,并推导墩顶负弯矩的计算方法;Yakel等^[7]通过简

收稿日期:2024-12-06

基金项目:山东省交通运输科技项目(2018B61,2021B119)

第一作者简介:张成明(1989—),男,山东滕州人,高级工程师,主要研究方向为桥梁施工管理,E-mail:11451783@qq.com。

支构造优化恒载受力,同时采用连续设计提高活载分布效率,显著增强桥梁的耐久性与经济性;Javidi等^[8]提出一种墩顶负弯矩区构造形式,进行足尺试验,并进行反复加载及极限承载力试验,结果表明该构造具有良好的位移延性,在纵向钢筋屈服后达到极限承载力;Taghinezhadbilondy等^[9]研究地震作用下的恒载简支活载连续桥面板连接构造,提出在地震作用下该结构的极限承载力;Abbiati等^[10]进行钢结构-混凝土组合梁桥面板连接构造试验,提出相应的设计准则;Xu等^[11]、Zhang等^[12-13]通过空间精细化分析研究混凝土墩顶负弯矩区的受力;Motwani等^[14]对玄武岩纤维增强复合材料(basalt fiber reinforced polymer, BFRP)筋预应力混凝土梁体系转化阶段的参数进行试验研究,确定黏结长度和滑移位移等;Kytölä等^[15]对简支转连续体系梁桥进行钢筋屈服前的墩顶负弯矩重分布试验;成子满^[16]、王荣霞等^[17]进行简支转连续钢结构-混凝土组合梁负弯矩区连接构造试验,对负弯矩区裂缝提出处治措施。研究成果大多集中于采用试验研究墩顶负弯矩区的力学性能,未形成有效理论体系,不能有效指导实际工程施工。

为研究桥面连续墩顶负弯矩区的力学性能。以墩顶处转角连续为基本变形条件,采用双线性法(bilinear method, BM)和龄期调整有效弹性模量(age-adjusted effective modulus, AAEM)法,提出一种预测墩顶负弯矩区抗弯承载力的简便计算方法 BM-AAEM法,以期能有效预测墩顶负弯矩区的抗裂性能。

1 试验概况及试验结果

1.1 工程背景

某新建高速公路匝道桥的桥跨为 3×35 m,断面尺寸如图1所示。该桥共有5片预制箱梁,其中,边、中梁宽分别为2.85、2.40 m,梁高均为1.80 m。为研究墩顶负弯矩处的力学性能,采用梁格法建立Midas/Civil有限元模型并按设计文件施加约束,如图2所示。

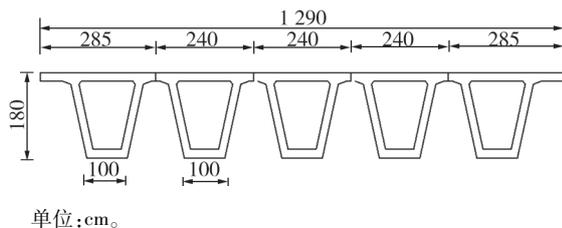


图1 断面尺寸

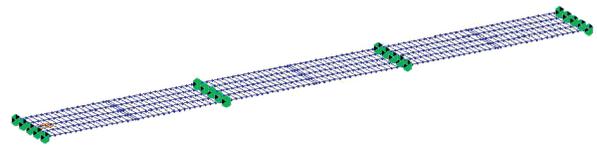


图2 全桥有限元模型

因墩顶负弯矩区现浇混凝土与预制箱梁的龄期存在较大差异,在梁格模型中计入混凝土收缩徐变效应,由同批次混凝土早期试验获得其收缩徐变。设计10组试验,每组24个试件,共计240个试件,试件为边长150 mm的正方体,在标准试验条件(温度为 $20 \text{ }^\circ\text{C} \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$ 、相对湿度90%以上)下进行相关试验,试验过程如图3所示。

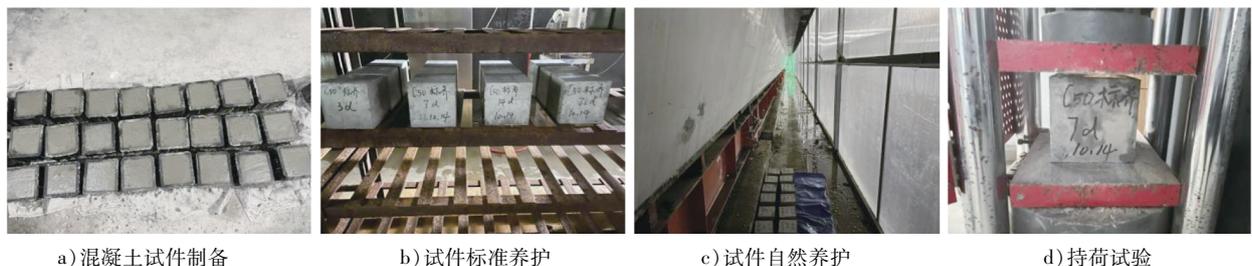


图3 试验过程

混凝土试件配合比参数为:水泥490.0 kg,沙子700.0 kg,粒径为 $>15 \sim 25$ mm的骨料419.6 kg,粒径为 $5 \sim 15.0$ mm的骨料629.4 kg,减水剂7.35 kg,水158.0 kg。混凝土试件实测抗压强度及实测弹性模量

如表1所示,混凝土试件实测收缩应变曲线如图4所示,实测徐变系数曲线如图5所示。

表1 混凝土试件力学指标

养护时间/d	抗压强度/MPa		弹性模量/GPa	
	实测	规范	实测	规范
7	48.40	35.00	38.3	34.5
28	60.50	50.00	41.4	34.5

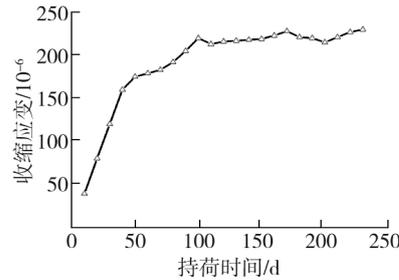


图4 试件实测收缩应变曲线

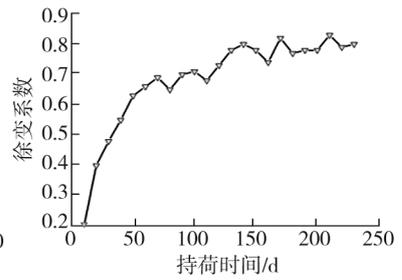


图5 试件实测徐变系数曲线

1.2 试验概况

为明确简支转连续施工过程中墩顶负弯矩区的力学性能变化规律,在墩顶负弯矩区处设置传感器,测试断面及测点布设分别如图6、7所示, $P_0、P_1、P_2、P_3$ 为4个支点。每片梁的上顶板、底板共布设4个测点,本试验梁共布设12个测点。

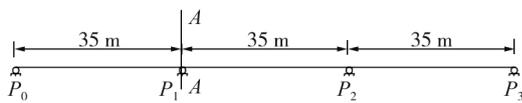


图6 测试断面示意图

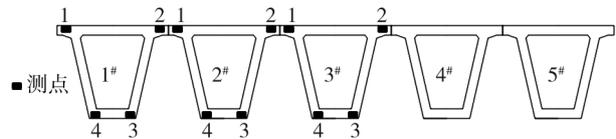


图7 测点布设示意图

为研究简支转连续施工过程中墩顶负弯矩区力学性能,将主要施工阶段划分为架梁、墩顶负弯矩区浇筑、混凝土养护3 d、混凝土养护7 d、箱梁横向联系、墩顶负弯矩预应力张拉、桥面铺装、混凝土养护14 d、混凝土养护21 d、混凝土养护28 d等。按上述施工阶段进行相关测试。

1.3 试验结果及验证

将试验梁截面A-A各测点的试验结果与理论结果对比,如图8所示。图中A-1-1为截面A1#梁测点1。

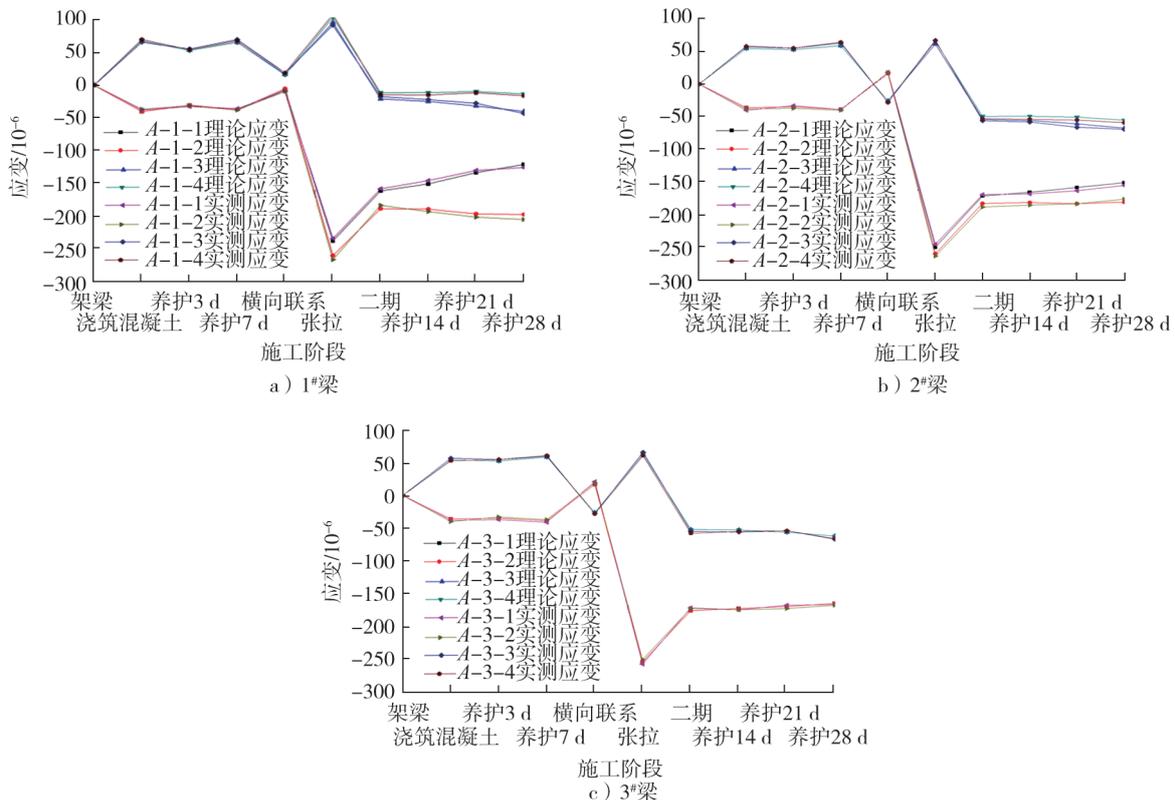


图8 不同梁各测点实测结果与理论结果对比

由图8可知:试验结果与理论结果的变化规律基本一致,误差主要来源于混凝土材料的不确定性、现场测试环境及施工干扰等。简支转连续施工过程中,负弯矩区的预应力筋张拉对湿接缝影响最大,其次是二期铺装,体系转换影响较小。

2 基于 BM-AAEM 法的墩顶负弯矩区抗弯性能

为研究墩顶负弯矩区抗弯承载能力随时间变化的规律,提出一种预测墩顶负弯矩区抗弯承载力的计算方法。采用 AAEM 法计算组合截面梁跨中的曲率^[18-19],与 BM 法联合可避免截面曲率以及沿梁数值积分计算,大大简化计算流程,提高计算效率。其具体推导过程如下。

由弯矩 M 引起的曲率

$$\kappa = (1 - \zeta) \kappa^I + \zeta \kappa^{II},$$

式中: ζ 为差值系数, $\zeta = 1 - \beta_1 \beta_2 (M_{cr}/M)^2$,其中, β_1 、 β_2 为修正系数,当钢筋为光面钢筋时, $\beta_1 = 0.5$,当荷载为短期荷载时, $\beta_2 = 1.0$,当荷载为长期荷载或循环荷载时, $\beta_2 = 1.0$, M_{cr} 为开裂弯矩; κ^I 、 κ^{II} 分别为未开裂截面及开裂截面的曲率。

通常采用 BM 法预测梁单元挠度,其差值系数

$$\zeta_b = 1 - \beta_1 \beta_2 (M_{cr,D}/M_D),$$

式中: $M_{cr,D}$ 为控制截面的开裂弯矩, M_D 为控制截面的弯矩。

未开裂状态和开裂状态下曲率间的线性插值适用于间接估计整个梁体的有效弯曲刚度。采用 BM 法计算简支梁支点截面转动,其转角表达式为:

$$\Delta\varphi_0(t - t_c) = (1 - \zeta_\varphi) \Delta\varphi_0^I(t - t_c) + \zeta_\varphi \Delta\varphi_0^{II}(t - t_c), \quad (1)$$

式中: t 为计算徐变的龄期, t_c 为持荷时间, $\Delta\varphi_0(t - t_c)$ 为支点截面处的转角增量, $\Delta\varphi_0^I(t - t_c)$ 、 $\Delta\varphi_0^{II}(t - t_c)$ 分别为支点截面处于未开裂或开裂时的转角增量, ζ_φ 为转角差值系数。

约束弯矩 M_R 引起的转角

$$\Delta\varphi_{M_R}(t - t_c) = M_R \Delta\varphi_{\bar{M}}(t - t_c) = M_R [(1 - \zeta_\varphi) \Delta\varphi_{\bar{M}}^I(t - t_c) + \zeta_\varphi \Delta\varphi_{\bar{M}}^{II}(t - t_c)], \quad (2)$$

式中: \bar{M} 为单位弯矩, $\Delta\varphi_{M_R}(t - t_c)$ 为约束弯矩引起的转角增量, $\Delta\varphi_{\bar{M}}(t - t_c)$ 为单位弯矩引起的转角增量, $\Delta\varphi_{\bar{M}}^I(t - t_c)$ 为截面未开裂时单位弯矩引起的转角增量, $\Delta\varphi_{\bar{M}}^{II}(t - t_c)$ 为截面开裂时单位弯矩引起的转角增量。

在墩顶支点处,墩顶截面转角增量 $\Delta\varphi(t - t_c) = 0$,即

$$\Delta\varphi(t - t_c) = \Delta\varphi_0(t - t_c) + \Delta\varphi_{M_R}(t - t_c) = \Delta\varphi_0(t - t_c) + M_R \Delta\varphi_{\bar{M}}(t - t_c) = 0. \quad (3)$$

假设 $\frac{\Delta\varphi^I}{\Delta\varphi^{II}} \approx \frac{I^{II}(t - t_c)}{I^I(t - t_c)}$,其中 $\Delta\varphi^I$ 、 $\Delta\varphi^{II}$ 分别为截面未开裂和开裂时的转角增量, I^I 、 I^{II} 分别为截面未开裂和开裂时的惯性矩,则

$$M_R = (1 - \zeta_M) M_R^I + \zeta_M M_R^{II}, \quad (4)$$

式中: M_R^I 为开裂截面的弯矩, M_R^{II} 为未开裂截面的弯矩, ζ_M 为约束弯矩的差值系数。

联立式(1)~(4),可得

$$\zeta_M = \frac{\zeta_\varphi}{\frac{1 - \zeta_\varphi}{\zeta_\varphi} \frac{I^{II}(t, t_c)}{I^I(t, t_c)} + \zeta_\varphi}. \quad (5)$$

式(5)采用 BM 法计算挠度,即将 ζ_b 作为 ζ_M 的初值,因此约束弯矩

$$M_R = (1 - \zeta_b) M_R^I + \zeta_b M_R^{II}.$$

各转角增量 $\Delta\varphi_0^I(t - t_c)$ 、 $\Delta\varphi_0^{II}(t - t_c)$ 、 $\Delta\varphi_{\bar{M}}^I(t - t_c)$ 、 $\Delta\varphi_{\bar{M}}^{II}(t - t_c)$ 的表达式分别为:

$$\Delta\varphi_0^I(t-t_c) = \int_l \bar{M}\Delta\kappa_0^I(t-t_c) dx, \quad (6)$$

$$\Delta\varphi_M^I(t-t_c) = \int_l \bar{M}\Delta\kappa_M^I(t-t_c) dx, \quad (7)$$

$$\Delta\varphi_0^{II}(t-t_c) = \int_M \Delta\kappa_0^{II}(t-t_c) dx, \quad (8)$$

$$\Delta\varphi_M^{II}(t-t_c) = \int_l \bar{M}\Delta\kappa_M^{II}(t-t_c) dx, \quad (9)$$

式中: $\Delta\kappa_0^I$ 、 $\Delta\kappa_0^{II}$ 分别为混凝土收缩徐变引起的未开裂截面和开裂截面的曲率增量, $\Delta\kappa_M^I$ 、 $\Delta\kappa_M^{II}$ 分别为单位弯矩引起的未开裂截面和开裂截面的曲率增量, l 为跨长。

因解除支点多余约束引起基本结构的曲率变化量

$$\Delta\kappa_0(t-t_c) = \Delta\kappa_{sw,P}(t-t_c) + \Delta\kappa_{sw,C}(t-t_c) + \Delta\kappa_{sh,P,(t_c,t_0)}(t-t_c) + \Delta\kappa_{sh,P,(t,t_c)}(t-t_c) + \Delta\kappa_{sh,C,(t,t_c)}(t-t_c), \quad (10)$$

式中: $\Delta\kappa_{sw,P}(t-t_c)$ 为预制梁自重引起的曲率变化量, $\Delta\kappa_{sw,C}(t-t_c)$ 为现浇混凝土自重引起的曲率变化量, $\Delta\kappa_{sh,P,(t_c,t_0)}(t-t_c)$ 为预制梁收缩引起的曲率变化量, $\Delta\kappa_{sh,P,(t,t_c)}(t-t_c)$ 为预制梁在时间 $(t-t_c)$ 内收缩引起的曲率变化量, $\Delta\kappa_{sh,C,(t,t_c)}(t-t_c)$ 为现浇混凝土部分在时间 $(t-t_c)$ 内收缩引起的曲率变化量。P 为预制梁, C 为现浇梁。

若截面几何特性为常量, 荷载引起的弯矩与截面曲率成正比, 式(7)可改写为:

$$\Delta\kappa_0(t-t_c) = M_{sw,P}a + M_{sw,C}b + \varepsilon_{sh,P}(t_c, t_0)c_1 + \varepsilon_{sh,P}(t, t_c)c_2 + \varepsilon_{sh,C}(t, t_c)c_3, \quad (11)$$

式中: $M_{sw,P}$ 为预制简支梁自重引起的弯矩; $M_{sw,C}$ 为支点处现浇混凝土自重引起的弯矩; a 、 b 、 c_1 、 c_2 、 c_3 为常数; $\varepsilon_{sh,P}(t_c, t_0)$ 为预制梁混凝土从 t_0 到 t_c 的应变, t_0 为加载龄期; $\varepsilon_{sh,P}(t, t_c)$ 为预制梁混凝土从 t_c 到 t 的应变; $\varepsilon_{sh,C}(t, t_c)$ 为现浇梁混凝土从 t_c 到 t 的应变。

将式(6)~(9)与式(11)联立, 可得

$$\Delta\varphi_0(t-t_c) = a \int_l \bar{M}M_{sw,P} dx + b \int_l \bar{M}M_{sw,C} dx + [\varepsilon_{sh,P}(t_c, t_0)c_1 + \varepsilon_{sh,P}(t, t_c)c_2 + \varepsilon_{sh,C}(t, t_c)c_3] \int_l \bar{M} dx,$$

墩顶负弯矩区处(即湿接缝)的转角增量 $\Delta\varphi_{M_R}(t-t_c)$ 可采用龄期调整有效弹性模量法(AAEM)计算得到, 其表达式为:

$$\Delta\varphi_{M_R}(t-t_c) = M_R \Delta\varphi_M(t-t_c) = M_R \int_l \frac{\bar{M}^2 (1 + \chi\varphi_P(t-t_c)) A(t, t_c)}{E_P(t_c) (A(t, t_c) I(t, t_c) - B^2(t, t_c))} dx = \frac{l}{3} M_R \frac{1 + \chi\varphi_P(t-t_c)}{E_P(t_c)} \frac{A(t, t_c)}{A(t, t_c) I(t, t_c) - B^2(t, t_c)} dx。$$

式(5)中的约束弯矩 M_R 可表示为:

$M_R = \alpha_{sw,P} M_{sw,P}^0 + \alpha_{sw,C} M_{sw,C}^0 - 1.5 [\alpha_{sh,P}(t_c, t_0) \varepsilon_{sh,P}(t_c, t_0) + \alpha_{sh,P}(t, t_c) \varepsilon_{sh,P}(t, t_c) + \alpha_{sh,C}(t, t_c) \varepsilon_{sh,C}(t, t_c)]$, 式中: $\alpha_{sw,P}$ 为预制梁自重对弹性模量的修正系数, $M_{sw,P}^0$ 为连续梁自重产生的支点处的负弯矩, $\alpha_{sw,C}$ 为现浇混凝土自重对弹性模量修正系数, $M_{sw,C}^0$ 为连续梁支点处现浇混凝土自重产生的弯矩, $\alpha_{sh,P}(t_c, t_0)$ 、 $\alpha_{sh,P}(t, t_c)$ 分别为预制梁从 t_0 到 t_c 、从 t_c 到 t 的收缩对弹性模量修正系数, $\alpha_{sh,C}(t, t_c)$ 为预制混凝土部分从 t_c 到 t 的收缩对弹性模量的修正系数。

预制梁自重对弹性模量的修正系数

$$\alpha_{sw,P} = \frac{E_P(t_c)}{E_P(t_0)} \frac{\varphi_P(t_c, t_0) - \varphi_P(t, t_c)}{[1 + \chi\varphi_P(t_c, t_0)][1 + \chi\varphi_P(t, t_c)]} \frac{1}{A(t, t_c) [A(t_0) I(t_0) - B^2(t_0)] [A(t_c, t_0) I(t_c, t_0) - B^2(t_c, t_0)]} \cdot \{A_P^2 \chi\varphi_P(t_c, t_0) B(t_0) B(t, t_c) I(t_c, t_0) + I_P A(t_0) A(t, t_c) [A(t_c, t_0) (\chi\varphi_P(t_c, t_0) I_P + I(t_c, t_0) - B^2(t_c, t_0))] + A_P A(t_0) B(t_c, t_0) B(t, t_c) \chi\varphi_P(t_c, t_0) I_P + A_P B(t_0) [\chi\varphi_P(t_c, t_0) I_P A(t, t_c) B(t, t_c) + I(t_c, t_0) B(t, t_c) A(t_c, t_0) - B^2(t_c, t_0) B(t, t_c)]\},$$

式中: $E_P(t_c)$ 为持荷时间下预制梁的弹性模量; $E_P(t_0)$ 为加载龄期下预制梁的弹性模量; $\varphi_P(t_c, t_0)$ 、 $\varphi_P(t, t_c)$ 分别为预制混凝土梁从 t_0 到 t_c 、从 t_c 到 t 的徐变系数; χ 为龄期系数; $A(t, t_c)$ 、 $A(t_c, t_0)$ 分别为从 t_c 到 t 、

从 t_0 到 t_c 时刻的截面积; $B(t, t_c)$ 、 $B(t_c, t_0)$ 分别为从 t_c 到 t 、从 t_0 到 t_c 时刻的净距; $A(t_0)$ 、 $B(t_0)$ 、 $I(t_0)$ 分别为 t_0 时刻的截面积、净距、惯性矩; $I(t_c, t_0)$ 为从 t_0 到 t_c 时刻的惯性矩; A_p 、 I_p 分别为预制混凝土的截面积和惯性矩。

混凝土自重对弹性模量的修正系数

$$\alpha_{sw,c} = E_p(t_c) \frac{1}{1 + \chi\varphi_c(t, t_c)} \frac{A_p B(t_c) B(t, t_c) + I_p A(t_c) A(t, t_c)}{A(t, t_c) [A(t_c) I(t_c) - B^2(t_c)]},$$

式中: $E_p(t_c)$ 为持荷时刻 t_c 时的弹性模量, $B(t_c)$ 为持荷时刻 t_c 时的净距, $A(t_c)$ 为持荷时刻 t_c 时的截面积, $I(t_c)$ 为持荷时刻 t_c 时的惯性矩, $\varphi_c(t, t_c)$ 为现浇混凝土梁从 t_c 时刻到 t 时刻的徐变系数。

预制梁从从 t_0 到 t_c 时刻的收缩对弹性模量的收缩系数

$$\alpha_{sh,p}(t_c, t_0) = E_p(t_c) \frac{\chi [\varphi_p(t, t_0) - \varphi_p(t_c, t_0)]}{1 + \chi\varphi_p(t, t_c)} \frac{A_p \{B(t, t_c) [B^2(t, t_c) - A(t_c, t_0) I(t_c, t_0) + A_p I(t_c, t_0)] + I_p A(t, t_c) B(t_c, t_0)\}}{A(t, t_c) [A(t_c, t_0) I(t_c, t_0) - B^2(t_c, t_0)],}$$

$$\alpha_{sh,p}(t, t_c) = E_p(t_c) \frac{1}{1 + \chi\varphi_p(t, t_c)} \frac{A_p B(t, t_c)}{A(t, t_c)},$$

$$\alpha_{sh,c}(t, t_c) = E_p(t_c) \frac{1}{1 + \chi\varphi_c(t, t_c)} \frac{A_c B(t, t_c) - B_c A(t, t_c)}{A(t, t_c)},$$

式中: A_c 为现浇混凝土的截面积, B_c 为现浇混凝土的净距。

3 算例验证

为验证基于早期试验数据的墩顶负弯矩承载力计算方法的有效性,以实桥断面 A-A 为算例,将分别采用美国波特兰水泥协会 (Portland Cement Association, PCA) 法、施工技术实验室 (Construction Technology Laboratories, CTL) 法及 BM-AAEM 法计算得到的墩顶约束弯矩与实测弯矩对比,如图 9 所示。其中,龄期系数 $\chi = 0.8$; 考虑到混凝土材料的拉伸强化效应,系数 β_2 从 1.0 线性渐变为 0.5, 根据选取的计算时刻确定差值系数 ζ_0 和 ζ 。采用 EC2 法^[20]、ACI209 法^[21]、BM-AAEM 法计算得到的墩顶约束弯矩及实测弯矩如图 10 所示,验证不同徐变模型对墩顶约束弯矩的影响。

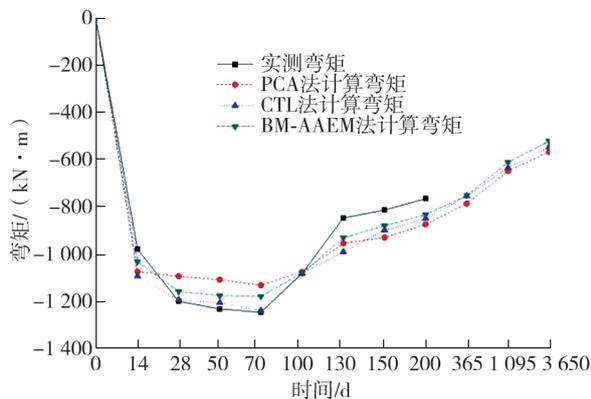


图 9 3 种方法得到的墩顶约束弯矩计算结果

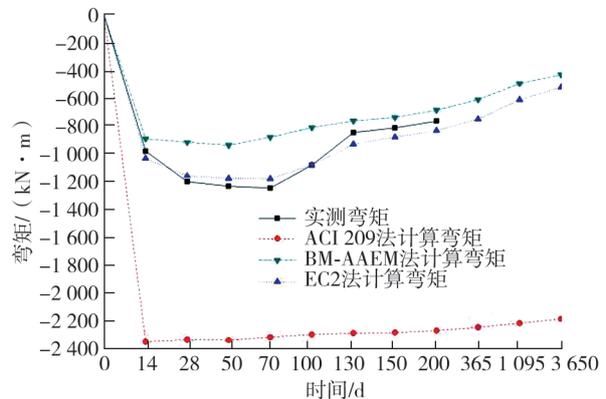


图 10 基于不同徐变模型的墩顶约束弯矩对比

由图 9 可知: BM-AAEM 法与 PCA 法、CTL 法及实测弯矩的吻合度较高,表明 BM-AAEM 法具有较高的预测精度; BM-AAEM 法所得弯矩与 PCA 法、CTL 法接近,主要原因是 PCA 法和 CTL 法均采用龄期调整法, CTL 法是基于 PCA 法修正而来; BM-AAEM 法在计算时修正了仅采用龄期调整法带来的误差,避免截面曲率以及沿梁数值积分计算,大大简化计算流程。约经 2 个月,墩顶约束弯矩达到峰值,后随时间延长弯矩逐渐减小。墩顶负弯矩区在施工期因混凝土收缩徐变导致约束弯矩较大。在整个试验过程中未观测到裂缝,表明墩顶负弯矩区顶缘的拉应力小于混凝土的抗拉强度。成桥后桥梁将受到恒活载作用,

墩顶负弯矩区的拉应力可能超限,应密切注意墩顶负弯矩区是否出现开裂病害。

由图 10 可知:实测弯矩及 BM-AAEM 法弯矩仅约为采用 ACI209 法计算墩顶负弯矩的 1/2。采用 ACI209 法提供的徐变模式大大高估了墩顶约束弯矩,采用 EC2 法提供的徐变模式低估了墩顶约束弯矩。

4 结论

1) 研究简支转连续墩顶负弯矩区在施工期间的力学性能,预应力筋张拉对墩顶负弯矩区力学性能影响最大,其次是二期铺装,体系转换对其影响较小。

2) 以墩顶支点处的转角连续为基本条件,采用双线性法和龄期调整有效弹性模量法(BM-AAEM 法),推导墩顶负弯矩处约束弯矩的解析表达式。算例表明 BM-AAEM 法具有较高的预测精度,能较好地预测墩顶处约束弯矩随时间变化的规律,能初步估算墩顶处是否存在开裂风险。

3) 以特定预制箱梁为研究对象,受混凝土材料不确定性影响,获得混凝土的徐变系数亦存在不确定性。应进行多组现场试验获取混凝土徐变系数,提高墩顶负弯矩区抗弯承载力长期性能预测精度。

参考文献:

- [1] MA Z J, HUO X M, TADROS M K, et al. Restraint moments in precast/prestressed concrete continuous bridges[J]. PCI Journal, 1998, 43(6):40-57.
- [2] PETERMAN R J, RAMIREZ J A. Restraint moments in bridges with full-span prestressed concrete form panels[J]. PCI Journal, 1998, 43(1):54-73.
- [3] MENKULASI F, PATEL A, BAGHI H. An investigation of AASHTO's requirements for providing continuity in simple span bridges made continuous[J]. Engineering Structures, 2018, 158:175-198.
- [4] AZIZINAMINI A. Simple for dead load; continuous for live load steel bridge systems[J]. Engineering Journal, 2014, 51(2):59-82.
- [5] LAMPE N, MOSSAHEBI N, YAKEL A, et al. Development and experimental testing of connections for the simple for dead load; continuous for live load steel bridge system[J]. Engineering Journal, 2014, 51(2):83-108.
- [6] FARIMANI R, JAVIDI S, KOWALSKI D, et al. Numerical analysis and design provision development for the simple for dead load; continuous for live load steel bridge system[J]. Engineering Journal, 2014, 51(2):109-126.
- [7] YAKEL A, AZIZINAMINI A. Field application case studies and long-term monitoring of bridges utilizing the simple for dead; continuous for live bridge system[J]. Engineering Journal, 2014, 51(3):155-176.
- [8] JAVIDI S, YAKEL A, AZIZINAMINI A. Experimental investigation, application and monitoring of a simple for dead load; continuous for live load connection for accelerated modular steel bridge construction[J]. Engineering Journal, 2014, 51(3):177-198.
- [9] TAGHINEZHADBILONDY R, YAKEL A, AZIZINAMINI A. Deck-pier connection detail for the simple for dead load and continuous for live load bridge system in seismic regions[J]. Engineering Structures, 2018, 173:76-88.
- [10] ABBIATI G, CAZZADOR E, ALESSANDRI S, et al. Experimental characterization and component-based modeling of deck-to-pier connections for composite bridges[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 150:31-50.
- [11] XU D, ZHANG Y, XU F Y, et al. Unified flexural design method for deep and shallow beams using non-linear grid model[J]. Structural Engineering International, 2017, 27(4):482-491.
- [12] ZHANG Y, XU D, LIU C. Behavior and stress check of concrete box girders strengthened by external prestressing[J]. Computers and Concrete, 2018, 22(2):133-142.
- [13] ZHANG Y, XU D. Application of the corresponding force matrix in analysis and reinforcement design of concrete box bridges[J]. Structural Engineering International, 2022, 32(2):175-182.
- [14] MOTWANI P, RATHER A I, LASKAR A. Transfer stage parameters for concrete beams prestressed with BFRP bars: experimental and finite element studies[J]. Construction and Building Materials, 2022, 315:125639.
- [15] KYTÖLÄ U, TOLONEN J, ASP O, et al. Experimental study of moment redistribution before yielding in precast prestressed concrete beams made continuous[J]. Structural Concrete, 2023, 24(6):6933-6952.

- [16] 成子满. 简支转连续钢-混组合梁负弯矩区连接构造受力性能试验研究[J]. 建筑结构, 2024, 54(1): 34-40.
- [17] 王荣霞, 陈中宇, 万田宝, 等. 简支转连续钢-混组合梁桥负弯矩区设计及工程应用[J]. 建筑结构, 2024, 54(1): 41-46.
- [18] BAŽANT Z. Prediction of concrete creep effects using age-adjusted effective modulus method[J]. Journal of the American Concrete Institute, 1972, 69: 212-217.
- [19] ZHANG Z J, LIU Y J, ZHANG T T, et al. Long-term behavior of the steel-concrete composite girder bridge with old and new concrete[J]. Structures, 2024, 70: 107887.
- [20] FIB. CEB-FIP model code 2010[S]. Lausanne, Switzerland: Thomas Thelford, 2010.
- [21] ACI. ACI 209 R-29: prediction of creep, shrinkage and temperature effects in concrete structures[R]. Detroit, USA: American Concrete Institute, 1992.

Mechanical performance of the negative bending moment zone at the top of continuous beam bridge piers under complex constraints

ZHANG Chengming¹, ZHOU Guotao¹, ZHANG Jingquan¹,
LI Mengke¹, SONG Tao²

1. Shandong Road & Bridge Construction Group Co., Ltd., Jinan 250021, China;

2. School of Civil Engineering, Shandong Jiaotong University, Jinan 250357, China

Abstract: To investigate the mechanical properties of the negative bending moment zone (NBMZ) at the pier top of a simply supported to continuous girder, the deformation coordination condition is taken as the continuous rotation angle at the pier top fulcrum. The analytical expression of the restraint bending moment in the NBMZ at the pier top is derived using bilinear method (BM) and age-adjusted effective modulus (AAEM) method. Theoretical analysis are carried out. The results of the proposed method are compared with that of the field experiments and Portland Cement Association (PCA) method and Construction Technology Laboratories (CTL) method. The research results indicate that the tensioning of prestressed reinforcement has the greatest impact on the negative bending moment zone at the pier top during the process of simple supported to continuous girder; The values of the proposed method are in good agreement with the measured experimental values and PCA method and CTL method. This indicates the proposed method BM-AAEM has the high accuracy, which can preliminarily estimate whether there is a risk of cracking in the NBMZ at the top of the pier.

Keywords: simply supported continuous beam; negative bending moment zone; constraint bending moment; bilinear method; age-adjusted effective modulus of elasticity method

(责任编辑:王惠)