

负弯矩作用下全宽预应力预制桥面板组合梁力学性能研究

陈娟^{1*}, 严锴², 李懿峰¹, 吴浩¹, 李枝军³

(1. 南京航空航天大学 民航学院, 南京 211106; 2. 苏州市港航事业发展中心, 江苏 苏州 215007;
3. 南京工业大学 土木工程学院, 南京 211800)

摘要: 相较于分块预制桥面板, 横向全宽预应力预制桥面板的整体性更好, 施工更快捷, 因此在装配式组合梁桥中具有较好的应用前景。负弯矩作用下预制桥面板的湿接缝连接是受力的关键部位, 因此对负弯矩作用下全宽预应力预制桥面板组合梁的力学性能进行研究, 考察了横向预应力筋数量、预应力筋布置方式、剪力连接程度、接缝处材料对结构破坏模式、开裂荷载、抗弯承载力、荷载-位移曲线等力学特性的影响, 揭示了预制板接缝处的应力分布规律; 针对完全剪力连接的预制桥面板组合梁, 提出了负弯矩作用下挠度计算的改进有效惯性矩叠加法, 该方法考虑了纵横向预应力的影响, 与数值分析结果吻合较好; 针对部分剪力连接组合梁, 对比了国内外相关规范, 发现我国《钢结构设计标准》的适用性更强。

关键词: 横向全宽预制桥面板; 组合梁; 预应力; 负弯矩; 精细化有限元模拟; 改进有效惯性矩叠加法

中图分类号: TU398⁺.9

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)04-0035-12

DOI: 10.13969/j.jzgjz.20231018001

Mechanical Property of Full-Width Prestressed Precast Bridge Deck Composite Beams Under Negative Bending Moment

CHEN Juan^{1*}, YAN Kai², LI Yifeng¹, WU Hao¹, LI Zhijun³

(1. College of Civil Aviation, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 211106, China;

2. Suzhou Port and Shipping Development Center, Suzhou 215007, China; 3. College of Civil

Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 211800, China)

*Corresponding author: chenjuan@nuaa.edu.cn

Abstract: Compared with block precast bridge deck, transverse full-width prestressed precast bridge deck has better integrity, faster construction, and a better application prospect in assembled composite beam bridge. The wet joint connection of the precast bridge deck under negative bending moment is the key part of the composite beam. Therefore, the mechanical properties of full-width prestressed precast bridge deck composite beam under negative bending moment are studied, the influence of the number of transverse prestressed bars, the arrangement of prestressed bars, the degree of shear connection and the materials at the joints on the mechanical properties such as structural failure mode, cracking load, bending bearing capacity and load-displacement curve is made clear, and the stress distribution at the joints of precast slabs is revealed. An improved effective moment of inertia superposition method for deflection calculation of precast bridge deck composite beams with complete shear connection is proposed, which considers the influence of longitudinal and transverse prestress and is in good agreement with the numerical results. For composite

收稿日期: 2023-10-18

基金项目: 国家自然科学基金(52078249), 南京航空航天大学研究生教育教学改革研究项目(2022YJXGG23)

作者简介:

陈娟(1982—), 女, 博士, 副教授, 主要从事钢-混凝土组合结构方面的研究。E-mail: chenjuan@nuaa.edu.cn。(通信作者)

严锴(1982—), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事钢结构桥梁方面的研究。

beams with partial shear connection, the domestic and foreign codes are compared, and it is concluded that the *Standard for Design of Steel Structures* in China is more applicable.

Keywords: transverse full-width precast bridge deck; composite beam; prestress; negative bending moment; refined finite element simulation; improved effective moment of inertia superposition method

预制混凝土桥面板具有施工方便、安装快速、成本相对较低、重量轻等优点,符合当前桥梁工业化的发展趋势,在装配式组合梁桥中的应用越来越广泛。预制桥面板通常为分块预制,存在纵横向接缝。近年来越来越多的桥梁开始采用横向全宽预应力预制桥面板,其只存在横向接缝,结构整体性较好。

预制桥面板接缝的力学性能关系到组合梁的整体性能,研究人员主要对湿接缝连接预制板在正弯矩或拉力作用下的力学性能进行了研究。苏庆田等^[1]对预制板湿接缝进行了受拉试验,采用弧形钢筋连接、直钢筋连接与U形筋连接等接缝形式,探究湿接缝处钢筋的最优布置形式。贺耀北等^[2]开展了多种类型超高性能混凝土(ultra-high performance concrete, UHPC)接缝的抗裂性能试验研究与对比分析。ABDELNABY等^[3]研究了墨西哥城地铁立交桥预制桥面板组合梁的坍塌事故,指出桥梁坍塌的原因是桥面板接缝劣化导致组合梁组合作用丧失。为了改善接缝的受弯性能,研究人员研发了多种新型接缝连接方式^[4-8]。

连续梁的混凝土桥面板在负弯矩作用下容易受拉开裂,然而目前关于负弯矩作用下桥面板接缝的力学性能研究还相对较少。WELLS等^[9]对采用后张法曲线预应力连接的预制桥面板体系进行了负弯矩试验,研究表明曲线预应力可以达到标准预应力的效果。LU等^[10]对采用接缝连接的预制桥面板进行了负弯矩作用下的疲劳试验,研究了养护方法和应力水平对预制UHPC桥面疲劳性能的影响。岳秀鹏等^[11]针对UHPC桥面板的湿接缝进行了足尺模型试验,研究了正、负弯矩区湿接缝的受力性能。邵旭东等^[12]提出了一种新型钢-UHPC轻型组合桥面结构,并对其预制板及横向接缝进行了正、负弯矩试验。

目前对于负弯矩作用下预制板组合梁受力性能的研究较少,而关于横向全宽预应力预制桥面板组合梁的研究尚未见专门报道。为此,本文对横向全宽预应力预制桥面板组合梁进行数值模拟,研究其在负弯矩作用下的受力特点,探究预应力布置方式、预应力筋数量、接缝材料和剪力连接程度对其受力性能的影响,并提出了适用于负弯矩作用下全宽预应力预制桥面板组合梁的挠度计算方法。

1 模型建立

1.1 有限元模型的验证

1.1.1 试验概况

为了验证本文对预应力桥面板组合梁建模方法的正

确性,将分析结果与苏庆田等^[13]完成的预应力桥面板组合梁负弯矩抗弯性能试验结果进行对比。试件的截面尺寸、加载方式如图1所示。

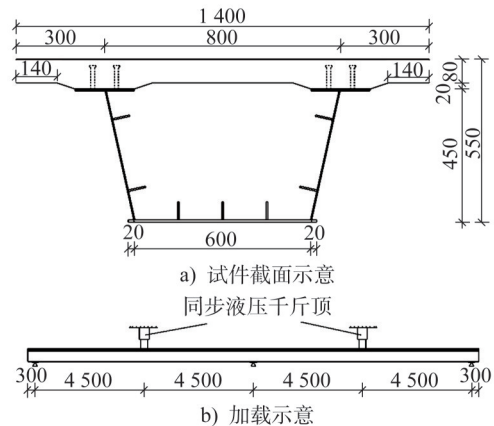


图1 试件截面及加载示意^[13](单位:mm)

Fig. 1 Schematic diagrams of specimen section and loading^[13] (unit: mm)

1.1.2 文献[13]试件的有限元模型

本文采用有限元软件ANSYS进行分析,建立文献[13]试件的有限元模型,如图2所示。模型的材性数据来自文献[13]试验结果。

(1) 混凝土桥面板

选取Solid65实体单元模拟加筋桥面板,选取多线性等向强化模型模拟混凝土应力-应变关系,屈服准则选用von Mises准则,材料属性设置为Concrete以模拟混凝土的压碎和开裂,选择W-W破坏准则作为破坏准则。

(2) 钢箱梁

本文选取Solid45实体单元模拟钢箱梁,钢材的应力-应变关系选取双线性等向强化模型。

(3) 剪力连接件

本文选用弹簧单元来模拟剪力连接件,通过定义弹簧单元纵向与竖向的黏结力-滑移关系曲线来模拟实际受力情况。

(4) 预应力筋

本文采用Link180单元模拟预应力筋,其应力-应变关系选取双线性等向强化模型。选用等效降温法模拟预应力,通过设置线膨胀系数来模拟预应力效果,其计算方法如式(1)所示。模型的等效温度值为498℃,模拟时考虑了预应力损失。

$$\Delta T = \frac{\sigma_{con}}{E_p \alpha} \quad (1)$$

式中： ΔT 为预应力对应的温度变化值； E_p 为预应力筋弹性模量，取为 1.95×10^5 MPa； σ_{con} 为预应力筋的张拉控制应力； α 为线膨胀系数，取为 $1.2 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 。

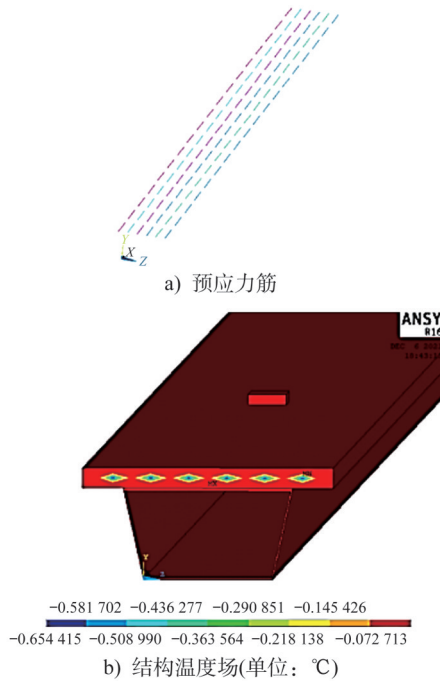


图2 有限元模型
Fig. 2 Finite element model

为模拟连续梁的边界条件，对有限元模型一端施加可转动约束，一端施加全约束，跨中施加可转动约束，在加载处设置刚性垫块，并在垫块的中心节点施加竖向荷载。

1.1.3 有限元与试验结果对比

混凝土桥面板开裂后，模型会出现红色的裂缝，当出现第1条裂缝时，对应的荷载为开裂荷载。通过有限元计算得到的最大荷载即为破坏荷载。开裂荷载与破坏荷载的对比如表1所示。将有限元分析得到的荷载-位移曲线与试验结果进行对比，如图3所示。可以看出承载力的有限元模拟值与试验值较为吻合，试验得到的位移值比有限元得到的位移值稍大，这与试验中存在的滑移现象以及混凝土开裂后结构变形的增大有关。

表1 开裂荷载与破坏荷载对比
Table 1 Comparison of cracking loads and failure loads

荷载类型	试验值/kN	有限元值/kN	有限元值/试验值
开裂荷载	310	335	1.08
破坏荷载	1 032	1 095	1.06

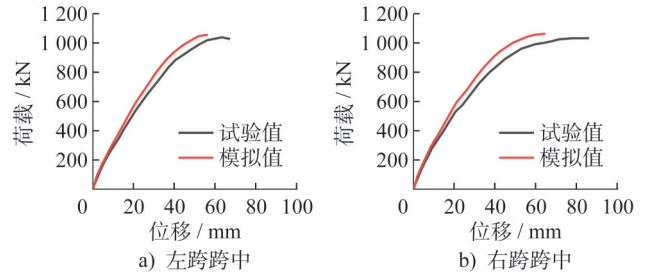


图3 荷载-位移曲线对比

Fig. 3 Comparison of load-displacement curves

桥面板板顶裂缝分布对比结果如图4a)、b)所示，有限元模拟结果为中支点负弯矩区裂缝最密且裂缝密度向两侧逐渐递减，与试验结果相吻合。钢梁破坏模式对比结果如图4c)、d)所示，从有限元分析结果可以看出，破坏时中支点处钢梁上翼缘受到混凝土板的约束因此未出现局部屈曲变形，而腹板和下翼缘出现了局部屈曲变形，最大应力值也出现在该位置，这与试验中该位置发生屈曲而导致结构破坏的现象一致。

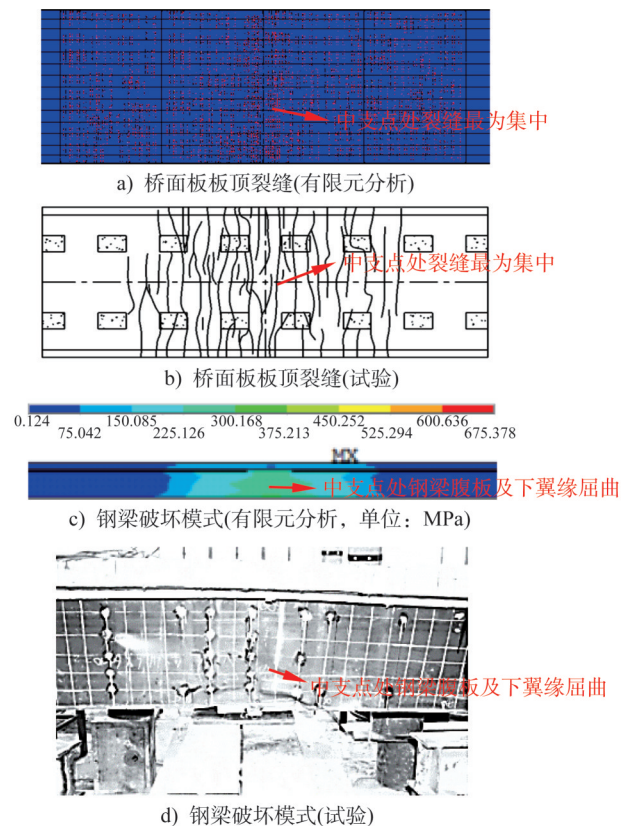


图4 组合梁破坏模式对比

Fig. 4 Failure mode comparison of composite beams

综上所述，有限元方法得到的荷载-位移曲线、开裂荷载、破坏荷载和破坏模式均与试验结果吻合良好，说明本文的有限元方法可以较为准确地模拟预应力组合梁的受弯性能。

1.2 全宽预应力预制桥面板组合梁模型建立

1.2.1 工程背景和有限元模型

本文以安徽省北沿江高速公路桥为项目背景^[14],该桥为4跨、跨径为35 m的横向全宽预制桥面板钢-混凝土组合梁桥,如图5a)所示。预制桥面板采用C50混凝土,纵向配筋率为1.75%,横向配筋率为1.06%。横向预应力采用间距为50 cm、型号为1×7-15.2-1860的钢绞线。桥面板湿接缝宽50 cm,采用C50补偿收缩混凝土,接缝内纵向配筋率为2.63%,横向配筋率为1.68%。主梁结构为双工字型钢,钢材牌号为Q345D。预制桥面板和钢梁之间采用剪力连接件连接。选取北沿江高速公路桥中的一跨建立有限元模型,如图5b)、c)所示。

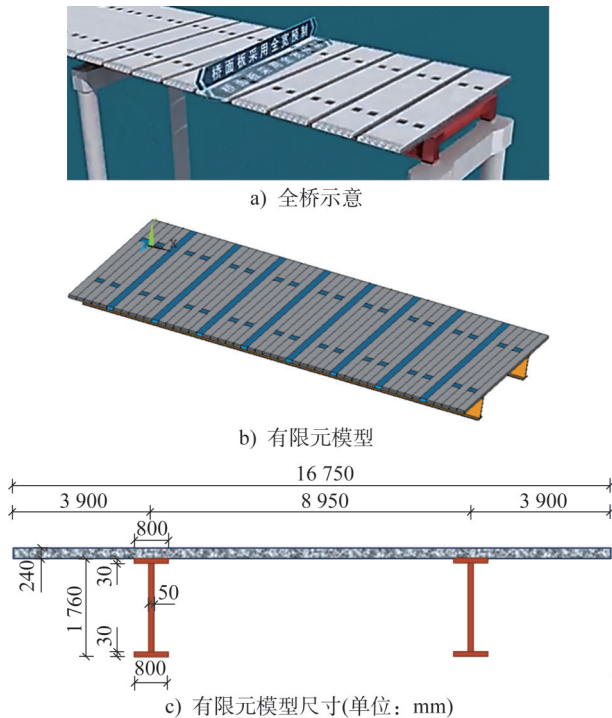


图5 安徽省北沿江高速公路桥

Fig. 5 Beiyangjiang expressway bridge in Anhui Province

1.2.2 桥面板预应力和剪力连接件的模拟

桥面板的纵、横向预应力均通过后张法施加,即先灌注剪力槽混凝土,再张拉预应力筋。有限元模拟时,先进行桥面板和钢梁之间的剪力连接,再通过温度荷载模拟预应力。

对于桥面板和钢梁间的剪力连接件,选用弹簧单元进行模拟,通过定义弹簧单元纵向与竖向的黏结力-滑移关系曲线来模拟完全剪力连接和部分剪力连接。

1.2.3 参数设计

共设置4组分析参数,包括预应力筋布置方式、预

应力筋数量、接缝处材料和剪力连接程度,并建立相应有限元模型,如表2所示,进行负弯矩作用下的全宽预制桥面板组合梁抗弯性能分析,以探究各参数的影响规律。表2中模型编号规则为:第1组字母中Nn表示无预应力筋且接缝处采用C50混凝土,NUn表示无预应力筋且接缝处采用UHPC,Tn表示只布置横向预应力筋且接缝处采用C50混凝土,TUn表示只布置横向预应力筋且接缝处采用UHPC,Bn表示布置纵横向预应力筋且接缝处采用C50混凝土;第2组数字表示剪力连接程度 n_r/n_t 的取值,其中 n_r 为部分剪力连接的栓钉连接件数量, n_t 为完全剪力连接的栓钉连接件数量;第3组数字表示横向预应力筋数量。

1.2.4 边界条件和加载方式

为便于建模和分析,将模型边界条件设置为简支,通过反向施加荷载来模拟组合梁在负弯矩作用下的受力性能。为了防止集中力作用下混凝土板局部过早开裂,对其施加均布荷载,如图6所示。

2 负弯矩作用下抗弯性能分析

2.1 破坏模式与裂缝特征

负弯矩作用下组合梁的破坏以桥面板破坏和钢梁屈服为特征。桥面板的裂缝分布特征与预应力筋的布置方式关系不大,而主要与接缝材料有关,可据此分为两类,如图7所示。一类是接缝处使用UHPC的组合梁,破坏模式为桥面板整体受弯破坏,裂缝未集中分布在横向接缝处。另一类是接缝处使用C50混凝土的组合梁,破坏模式为跨中负弯矩最大处横向接缝破坏,支座处出现少量斜裂缝。可以看出,组合梁承受负弯矩作用时,接缝处材料的受拉性能很重要,普通混凝土接缝极易开裂,而UHPC接缝因混凝土的抗拉性能良好而不易开裂。因此接缝处使用UHPC可极大地减少负弯矩区桥面板的开裂。

2.2 荷载-位移曲线

负弯矩作用下组合梁的荷载-位移曲线如图8所示。对比图8a)、c)可以看出,对于横向预应力组合梁,与完全剪力连接模型Tn-1.0相比,部分剪力连接模型Tn-0.6的刚度降低了约45%。对比图8d)、e)可以看出,对于双向预应力组合梁,与完全剪力连接模型Bn-1.0相比,部分剪力连接模型Bn-0.6的刚度降低了约24%。可以看出,桥面板只布置横向预应力筋时,剪力连接程度的降低对其抗弯刚度的影响较大;桥面板布置双向预应力筋时,剪力连接程度的降低对其抗弯刚度的影响并不显著。由图8g)可以看出,相较于模型Nn-1.0,当在接缝处使用UHPC时,

表2 组合梁分析参数
Table 2 Analysis parameters of composite beams

模型编号	预应力筋布置方式	接缝处材料	剪力连接程度 n_t/n_l	横向预应力筋数量	纵向预应力筋数量
Nn-1.0	无	C50混凝土	1.0	—	—
NUn-1.0	无	UHPC	1.0	—	—
TUn-1.0-3	横向	UHPC	1.0	3×5×9	—
Tn-0.6-2			0.6	2×5×9	
Tn-0.6-3			0.6	3×5×9	
Tn-0.6-4			0.6	4×5×9	
Tn-0.8-2			0.8	2×5×9	
Tn-0.8-3	横向	C50混凝土	0.8	3×5×9	—
Tn-0.8-4			0.8	4×5×9	
Tn-1.0-2			1.0	2×5×9	
Tn-1.0-3			1.0	3×5×9	
Tn-1.0-4			1.0	4×5×9	
Bn-0.6-2			0.6	2×5×9	
Bn-0.6-3			0.6	3×5×9	
Bn-0.6-4			0.6	4×5×9	
Bn-0.8-2			0.8	2×5×9	
Bn-0.8-3	纵横向	C50混凝土	0.8	3×5×9	5×32
Bn-0.8-4			0.8	4×5×9	
Bn-1.0-2			1.0	2×5×9	
Bn-1.0-3			1.0	3×5×9	
Bn-1.0-4			1.0	4×5×9	

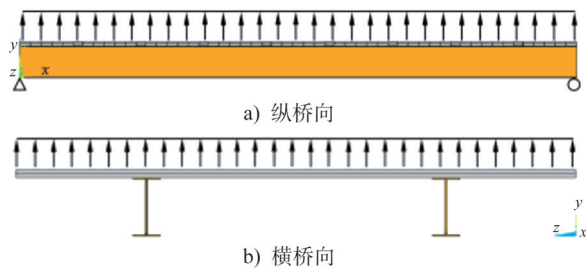


图6 负弯矩作用下边界条件和加载方式

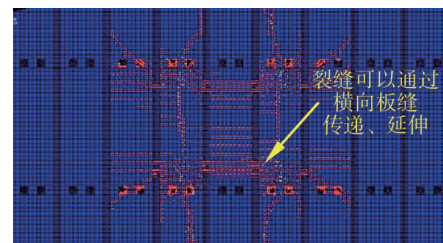
Fig. 6 Boundary condition and load method under negative bending moment

模型NUn-1.0的抗弯刚度提高了约21%，布置横向预应力筋后，模型TUn-1.0-3的刚度进一步提高了约20%。

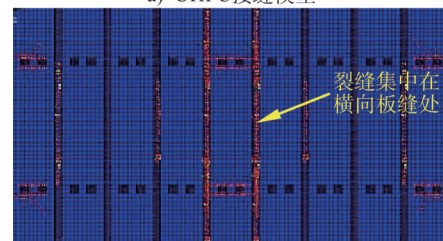
2.3 承载力

将出现第1条裂缝时的荷载定义为开裂荷载 F_{cr} ，对应的位移为开裂位移 Δ_{cr} ，将出现横向接缝贯穿裂缝时的荷载定位为破坏荷载 F_u ，对应的位移为开裂位移 Δ_u 。利用破坏荷载计算出组合梁在负弯矩作用下的抗弯承载力 M_u ，如表3所示。

对于只布置横向预应力筋的Tn系列组合梁，随着剪



a) UHPC接缝模型



b) C50混凝土接缝模型

图7 负弯矩作用下桥面板的裂缝分布

Fig. 7 Crack distribution of bridge deck under negative bending moment

力连接程度的提高、横向预应力筋数量的增加，组合梁开裂荷载增大，对应的跨中挠度不断减小，且小于正常使用极限状态下的挠度限值。当剪力连接程度相同时，增加

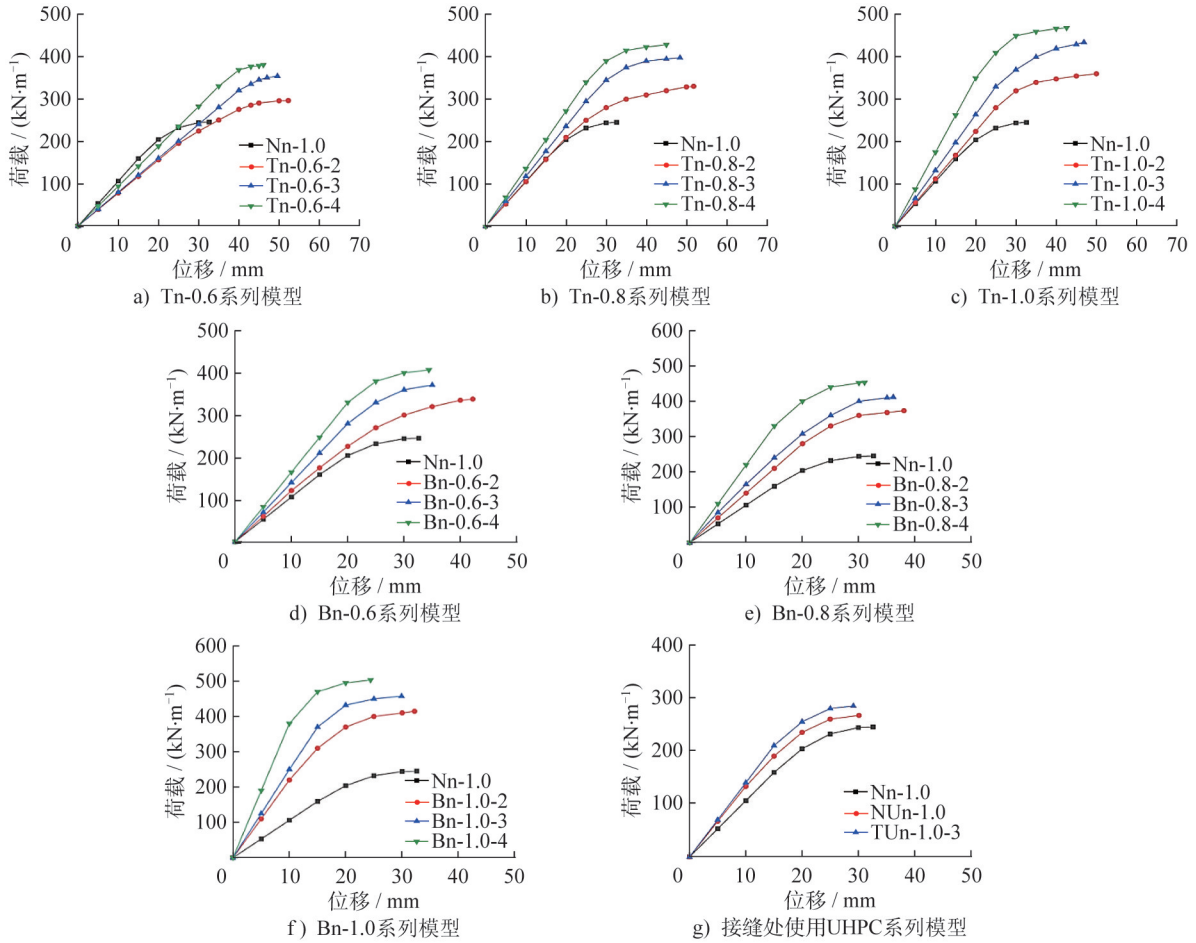


图8 负弯矩作用下组合梁荷载-位移曲线

Fig. 8 Load-displacement curves of composite beams under negative bending moment

表3 负弯矩作用下组合梁的承载力

Table 3 Bearing capacity of composite beams under negative bending moment

模型 编号	$F_{cr}/$ ($kN \cdot m^{-1}$)	$\Delta_{cr}/$ mm	$F_u/$ ($kN \cdot m^{-1}$)	$\Delta_u/$ mm	$M_u/$ ($kN \cdot m$)	模型 编号	$F_{cr}/$ ($kN \cdot m^{-1}$)	$\Delta_{cr}/$ mm	$F_u/$ ($kN \cdot m^{-1}$)	$\Delta_u/$ mm	$M_u/$ ($kN \cdot m$)
Nn-1.0	159.2	15.1	245.2	32.6	30 404.8	Tn-1.0-4	195.2	11.4	469.7	42.6	57 908.1
NUn-1.0	175.3	13.4	267.0	30.1	33 108.3	Bn-0.6-2	171.9	12.4	337.9	42.2	41 899.6
TUn-1.0-3	184.9	11.7	284.9	29.1	35 327.6	Bn-0.6-3	175.6	11.8	371.3	35.6	46 041.2
Tn-0.6-2	139.4	19.2	295.5	52.3	36 643.1	Bn-0.6-4	178.2	10.7	407.1	34.4	50 480.4
Tn-0.6-3	143.9	18.4	353.6	49.6	43 846.4	Bn-0.8-2	180.6	11.8	373.3	38.0	46 289.2
Tn-0.6-4	146.1	18.1	380.1	46.1	47 132.4	Bn-0.8-3	184.7	11.3	411.8	36.1	51 063.2
Tn-0.8-2	150.6	14.2	330.4	51.8	40 969.6	Bn-0.8-4	186.3	11.2	453.1	31.0	56 183.8
Tn-0.8-3	157.7	13.6	397.9	48.4	49 339.6	Bn-1.0-2	198.5	11.1	414.7	32.2	51 426.1
Tn-0.8-4	160.6	13.2	428.5	45.2	53 134.1	Bn-1.0-3	200.5	10.0	457.5	29.9	56 735.3
Tn-1.0-2	165.5	12.4	360.3	50.1	44 677.2	Bn-1.0-4	203.3	9.8	503.4	24.4	62 426.6
Tn-1.0-3	181.3	12.3	434.8	44.9	53 915.2						

单根横向预应力筋可增大组合梁的开裂荷载,增幅约为1%~10%,且剪力连接程度越高,横向预应力筋数量的增加对组合梁开裂荷载的影响越大。组合梁破坏荷载和

负弯矩抗弯承载力均随着剪力连接程度的提高、横向预应力筋数量的增加而增大,且增幅较开裂荷载的增幅更大。

对于布置纵横向预应力筋的Bn系列组合梁,其开裂荷载随着剪力连接程度的提高、横向预应力筋数量的增加而增大,对应的跨中挠度不断减小。

对比Bn系列与Tn系列组合梁,可以看出双向预应力筋的布置能够有效增大其开裂荷载,最大增幅约为19.9%,对应的开裂挠度也相应减小,最大降幅约为54.8%,说明布置双向预应力筋可以有效提高桥面板的抗裂性能。此外,还可以看出向预应力梁的布置能够有效增大结构破坏荷载,最大增幅约为14.3%,破坏挠度最大降幅约为55.6%。但是随着剪力连接程度的提高,Bn和Tn系列组合梁的力学性能差异越来越小。

通过上述分析可以发现,增加横向和纵向预应力筋的布置及数量均能有效增大结构的负弯矩抗弯承载力,并减小跨中挠度。桥梁施工时可在结构负弯矩区,如连续梁墩顶等局部区域预制桥面板中布置横向和纵向预应力筋,以提升结构的负弯矩抗弯性能。

2.4 桥面板接缝应力

各组合梁破坏时的接缝应力分布与变化规律如图9~11所示。对比图9~11可以发现,所有影响因素中接缝材料对接缝处应力的影响最大。采用UHPC的组合梁的接缝应力明显更大,约为8 MPa,但仍小于UHPC的抗拉强度,故接缝并未开裂。对比模型NUn-1.0和TUn-1.0-3可以发现,横向预应力筋的布置对接缝处应力的影响并不显著。

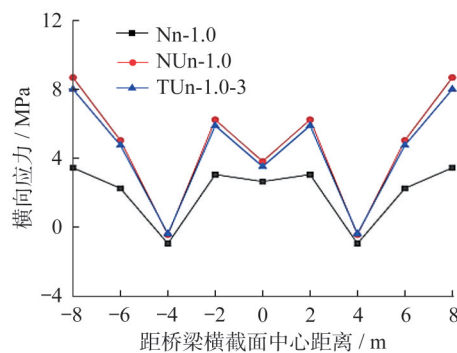


图9 采用不同接缝材料组合梁的接缝应力

Fig. 9 Joint stresses of composite beams with different joint materials

如图10所示,Tn系列组合梁接缝处的应力均大于C50混凝土的抗拉强度,因此其均出现了如图7b)所示的接缝开裂的问题。Tn系列组合梁模型接缝处的应力与无预应力模型Nn-1.0的相应值差异不大。

如图11所示,Bn系列组合梁接缝处的最大拉应力仍大于C50混凝土的抗拉强度,因此其破坏模式与Tn系列组合梁的破坏模式类似,为接缝破坏。对比Tn系列组合梁可以发现,布置双向预应力筋可以减小接缝处的应力,最大降幅约为37%。

结合以上分析可知,在负弯矩作用下,接缝处材料宜采用UHPC,桥面板双向预应力筋的布置可以一定程度减小接缝处的应力。

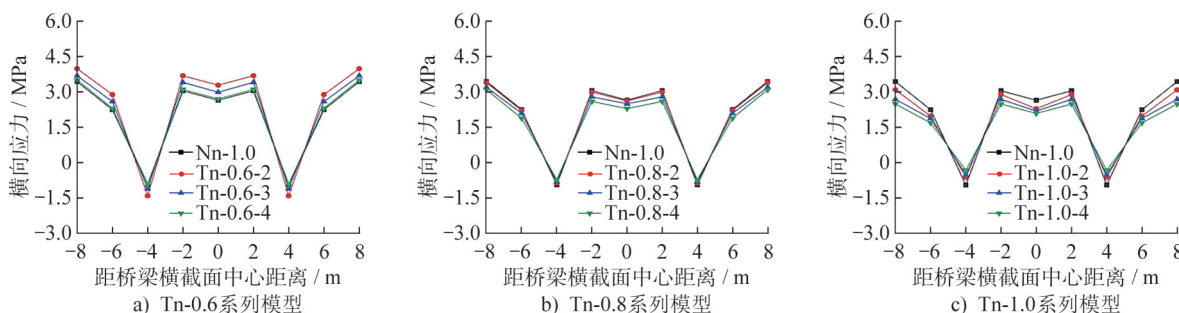


图10 Tn系列(横向预应力)的接缝应力

Fig. 10 Joint stresses of Tn series models with transverse prestressing

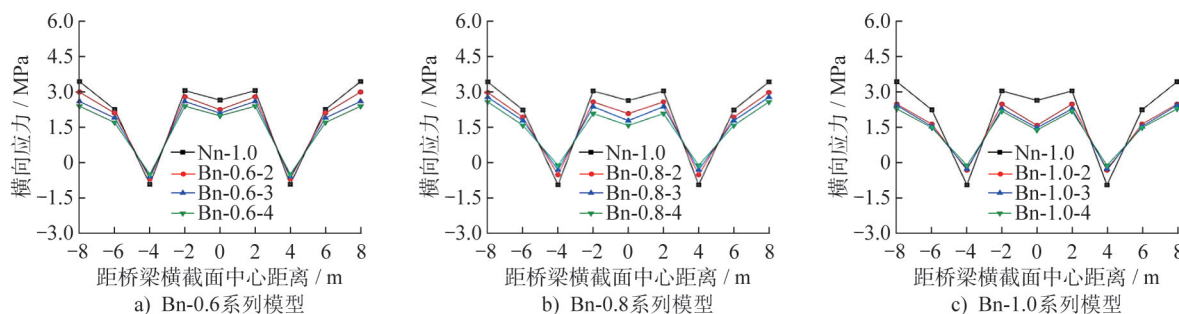


图11 Bn系列(双向预应力)的接缝应力

Fig. 11 Joint stresses of Bn series models with bidirectional prestressing

3 组合梁受弯挠度计算方法

《钢-混凝土组合桥梁设计规范》(GB 50917—2013)^[15]中规定“按持久状况设计时,应对钢-混凝土组合梁的截面应力、抗裂性、裂缝宽度和挠度进行计算”,为完善负弯矩作用下横向全宽预制桥面板组合梁挠度的计算方法,本文对现有的计算方法进行了对比,并提出了适用于该类组合梁的计算方法。

3.1 完全剪力连接组合梁

本文建立的有限元模型通过设置弹簧单元来考虑两种材料之间的相对滑移,能够有效反映相对滑移对组合梁挠度的影响。为了评估现行计算方法对全宽预制桥面板组合梁的适用性,将现有4种组合梁挠度计算方法的计算结果与数值模拟结果进行对比,以验证各方法的适用性。

(1) 换算截面法

我国《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)^[16]中忽略了相对滑移的影响,将结构看作整体,计算方法如式(2)所示。

$$w(x) = \frac{qx(l^3 - 2l^2x + x^3)}{24(E_s I_s + E_c I_c)} \cdot \frac{I_c + \alpha_E I_s}{I_c + \alpha_E I_s + \frac{\alpha_E A_c A_s}{A_c + \alpha_E A_s} d_c} \quad (2)$$

式中: $w(x)$ 为跨中挠度; q 为均布荷载; x 为均布荷载长度; l 为结构跨径; E_s 、 I_s 、 A_s 分别为钢梁的弹性模量、截面惯性矩、截面面积; E_c 、 I_c 、 A_c 分别为混凝土的弹性模量、截面惯性矩、截面面积; α_E 为钢梁与混凝土弹性模量的比值; d_c 为混凝土的截面有效宽度。

(2) 折减刚度法^[17]

如式(3)所示,该方法考虑了结构相对滑移的影响,建立了相对滑移微分方程,但该方法计算部分剪力连接的组合梁,尤其是当剪力连接程度较低时,所得的结果并不准确。

$$w(x) = \frac{qx(l^3 - 2l^2x + x^3)}{24(E_s I_s + E_c I_c)} \cdot \frac{I_c + \alpha_E I_s}{I_c + \alpha_E I_s + \frac{\alpha_E A_c A_s}{A_c + \alpha_E A_s} d_c^2} + \frac{\beta q}{8} \left[\frac{l^2}{8} + \frac{2e^{\frac{al}{2}} - 1 - e^{al}}{\alpha^2(1 + e^{al})} \right] \quad (3)$$

其中: $\alpha^2 = \frac{KA_1}{E_s I_0 l_s}$, $\beta = \frac{hl_s}{2KA_1}$, $I_0 = I_s + I_c / \alpha_E$,

$$A_1 = \frac{I_0}{A_0} + d_c^2, \frac{1}{A_0} = \frac{1}{A_s} + \frac{\alpha_E}{A_c}, h = h_c + h_s$$

式中: K 为栓钉的刚度; l_s 为栓钉的间距; h 为截面高度; h_c 为预制桥面板高度; h_s 为钢梁高度。

(3) 经典变分法^[18]

该方法基于最小势能原理建立了结构挠度控制微分方程,通过求解得到了挠度计算公式:

$$w(x) = -\frac{q}{EI} \left(\frac{lx^3}{12} - \frac{x^4}{24} - \frac{l^3}{24} x \right) - \frac{q \overline{ES} k_2}{k_1^2 \overline{EI}} \left[\left(\frac{x^2}{2} - \frac{l}{2} x \right) + \frac{1}{k_1^2} (1 - \operatorname{ch} k_1 x + \operatorname{th} \frac{k_1 l}{2} \cdot \operatorname{sh} k_1 x) \right] \quad (4)$$

其中: $k_1^2 = \frac{K \overline{EI}}{EA \overline{EI} - \overline{E_s}^2}$, $k_2 = \frac{\overline{E_s}}{EA \overline{EI} - \overline{E_s}^2}$,
 $\overline{EI} = f_c^2 E_c A_c + f_s^2 E_s A_s$,
 $\overline{ES} = f_c E_c S_c + f_s E_s S_s$

式中: f_c 为混凝土强度; f_s 为钢梁强度; S_c 为混凝土滑移量; S_s 为钢梁滑移量。

(4) 改进有效惯性矩叠加法

有效惯性矩叠加法忽略了抗剪连接件的刚度,认为结构刚度为预制桥面板与钢梁刚度的叠加。在负弯矩作用下,预制桥面板的抗拉性能较差,开裂后可以忽略其刚度,结构刚度等效为钢梁与钢筋刚度的叠加,基于此,挠度的计算方法为:

$$w(x) = \frac{qx(l^3 - 2l^2x + x^3)}{24E_s I} \quad (5)$$

式中: I 为结构有效抗弯惯性矩。

实际上结构开裂后,混凝土并未全部退出工作,故计算刚度值比实际值小。针对这一问题,ACI规范^[19]提出了有效惯性矩法,对结构惯性矩进行修正计算,从而修正结构刚度,计算公式如式(6)所示。

$$I = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^m I_0 + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^m \right] I_{cr} \quad (6)$$

式中: M_{cr} 为截面开裂弯矩; M_a 为构件纯弯段截面弯矩; I_0 为构件全截面抗弯惯性矩; I_{cr} 为开裂截面抗弯惯性矩; m 为经验系数, $m=3$ 。

由于该公式并未考虑预应力对结构刚度的影响,因此根据本文数值模拟结果对公式进行了修正,得出适用于施加横向预应力以及施加纵横向预应力的预制板组合梁有效惯性矩的计算公式。

将 m 值分别用 k_1 、 k_2 来表示,对于只布置横向预应力的模型, $k_1=3.1$, $k_2=6.5$,得到的计算式如下:

$$I = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^{3.1} I_0 + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^{6.5} \right] I_{cr} \quad (7)$$

对于布置纵横向预应力筋的模型, $k_1=3.2$, $k_2=6.2$,得到的计算式如下:

$$I = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^{3.2} I_0 + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^{6.2} \right] I_{cr} \quad (8)$$

以上挠度计算方法的适用对象为完全剪力连接组合

梁,故选取模型 Tn-1.0-3 与 Bn-1.0-3 的模拟值与计算值进行对比,如表 4~5 所示。可以发现,无论是开裂前还是开裂后,相较于其他几种方法,本文提出的改进有效惯性矩叠加法的计算值均与模拟值吻合最好。

表 4 模型 Tn-1.0-3 计算值与模拟值的对比

Table 4 Comparison of model Tn-1.0-3 between calculated and simulated results

荷载阶段	荷载/ (kN·m ⁻¹)	跨中挠度/mm					w ₁ /w ₅	w ₂ /w ₅	w ₃ /w ₅	w ₄ /w ₅
		换算截面 法 w ₁	折减刚度 法 w ₂	经典变分 解法 w ₃	改进有效惯性 矩叠加法 w ₄	模拟 结果 w ₅				
开裂前	50.0	2.9	3.1	5.2	4.7	4.1	0.70	0.76	1.23	1.15
	100.0	6.0	6.1	9.3	8.7	8.2	0.73	0.74	1.07	1.06
	150.0	8.2	8.3	12.5	11.5	11.1	0.74	0.75	1.13	1.04
开裂后	200.0	15.3	15.5	18.5	17.9	17.6	0.87	0.88	1.05	1.02
	250.0	18.9	19.1	23.7	22.9	22.2	0.85	0.86	1.08	1.03
	300.0	23.6	24.0	32.4	31.5	28.1	0.84	0.85	1.15	1.12
	350.0	30.1	30.2	39.6	38.8	35.5	0.85	0.85	1.12	1.09
	400.0	38.1	38.3	46.1	44.9	42.1	0.90	0.91	1.10	1.07
	434.8	40.0	40.2	47.5	45.6	44.9	0.89	0.90	1.08	1.02
均值							0.79	0.80	1.11	1.07
方差							0.02	0.02	0.03	0.01

表 5 模型 Bn-1.0-3 计算值与模拟值的对比

Table 5 Comparison of model Bn-1.0-3 between calculated and simulated results

荷载阶段	荷载/ (kN·m ⁻¹)	跨中挠度/mm					w ₁ /w ₅	w ₂ /w ₅	w ₃ /w ₅	w ₄ /w ₅
		换算截面 法 w ₁	折减刚度 法 w ₂	经典变分 解法 w ₃	改进有效惯性 矩叠加法 w ₄	模拟 结果 w ₅				
开裂前	50.0	1.6	2.0	3.6	2.7	2.5	0.64	0.80	1.44	1.08
	100.0	3.0	3.2	6.2	5.3	5.1	0.59	0.63	1.22	1.04
	150.0	5.1	5.5	8.8	7.7	7.6	0.67	0.72	1.16	1.01
	200.0	7.4	7.6	11.1	10.2	9.9	0.75	0.75	1.12	1.03
开裂后	250.0	11.1	11.2	15.6	14.2	14.1	0.79	0.79	1.11	1.01
	300.0	15.8	16.1	20.9	19.6	19.5	0.81	0.83	1.07	1.01
	350.0	20.6	21.1	25.7	24.9	24.6	0.84	0.86	1.04	1.01
	400.0	25.0	25.6	29.6	28.6	28.2	0.89	0.91	1.05	1.01
	457.5	26.9	27.4	31.2	30.5	29.9	0.90	0.90	1.04	1.02
	均值							0.74	0.77	1.14
方差							0.02	0.01	0.01	0.01

3.2 部分剪力连接组合梁

对于部分剪力连接组合梁结构的挠度计算,目前主要有 3 种基于弹性理论的计算方法。

(1) 欧洲规范 EC4^[20]

该规范通过换算截面法对完全剪力连接的组合梁进行挠度计算,而后以完全剪力连接组合梁挠度的计算结

果为基础,计算部分剪力连接组合梁的变形程度,计算公式为:

$$\frac{w_r}{w_f} = 1 + 0.3(1 - \frac{n_r}{n_f})(\frac{w_a}{w_f} - 1) \quad (9)$$

$$w_a = \frac{w_f I_f}{I_s} \quad (10)$$

式中： w_r 为部分剪力连接组合梁挠度； w_f 为完全剪力连接组合梁跨中挠度； w_a 为瞬时荷载下的挠度； I_f 为完全剪力连接组合梁等效截面刚度。

(2) 美国规范 LFRD^[21]

该规范方法将混凝土的截面惯性矩等效为钢梁的截面惯性矩，忽略了不同材料间的滑移效应，计算结构挠度时，截面有效惯性矩的计算公式为：

$$I_{\text{eff}} = I_s + [1/(2n_r/n_f)](I_r - I_s) \quad (11)$$

式中： I_{eff} 为截面有效惯性矩； I_r 为换算组合截面惯性矩。

(3) 《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)^[16]

该规范方法考虑了组合梁的滑移，以折减刚度法为基础，截面刚度折减公式为：

$$B_r = EI_{\text{eq}}/(1 + \xi) \quad (12)$$

式中： B_r 为部分剪力连接组合梁折减后截面刚度； I_{eq} 为截面换算惯性矩，即翼缘板有效宽度除以钢梁与混凝土弹性模量的比值； ξ 为刚度折减系数。

选取部分剪力连接模型 Bn-0.8-3，验证各公式的适用性，计算结果如表6所示。可以看出：(1)欧洲规范与美国规范均忽略了材料间的相对滑移，计算方法均为换算截面法，计算结果均偏小，存在安全隐患；(2)中国规范因考虑了材料间的相对滑移，相较于其余两种计算方法，计算结果较为准确，但研究表明，其只适用于剪力连接程度较高的部分剪力连接组合梁^[22]，因此仍需进一步完善。

表6 模型 Bn-0.8-3 计算值与模拟值比较

Table 6 Comparison of model Bn-0.8-3 between calculated and simulated results

荷载/ (kN·m ⁻¹)	跨中挠度/mm				w_{r1}/w_{r4}	w_{r2}/w_{r4}	w_{r3}/w_{r4}
	欧洲规范 w_{r1}	美国规范 w_{r2}	中国规范 w_{r3}	模拟结果 w_{r4}			
50.0	2.1	2.1	3.5	4.4	0.51	0.51	0.80
100.0	4.1	3.9	7.3	8.9	0.46	0.44	0.82
150.0	6.3	5.8	12.0	13.1	0.48	0.44	0.92
200.0	8.4	7.6	16.1	17.2	0.49	0.44	0.94
250.0	13.5	12.1	22.2	23.6	0.57	0.51	0.94
300.0	18.4	16.2	27.9	29.2	0.63	0.55	0.96
350.0	23.3	21.0	33.1	34.8	0.67	0.60	0.95
400.0	26.6	24.3	35.6	36.0	0.75	0.68	0.99
411.8	29.7	26.3	36.0	36.1	0.82	0.73	0.99
均值					0.60	0.54	0.92
方差					0.01	0.01	0.01

4 结论

本文对横向全宽预应力预制桥面板组合桥梁在负弯矩作用下的受力性能开展了研究，主要研究结论如下：

(1) 桥面板布置预应力筋可以提高结构的负弯矩抗弯刚度，且布置双向预应力筋的提高效果比布置横向预应力筋的提高效果更好；结构负弯矩抗弯刚度随着横向预应力筋数量的增加而提高，且剪力连接程度越高，提高效果越显著；接缝处采用UHPC也可以提高结构的抗弯刚度。

(2) 接缝处采用UHPC可以改变桥面板的破坏模式，将其由板缝开裂转变为桥面板整体受弯破坏，增大了结构的开裂荷载并减小了对应的跨中挠度；双向预应力筋的布置也能够有效增大结构的开裂荷载，最大增幅约为19.9%，对应的开裂挠度也相应减小，最大降幅约为

54.8%。

(3) 组合梁的负弯矩极限承载力随着剪力连接程度的提高及预应力筋数量的增加而增大，双向预应力桥面板组合梁比横向预应力桥面板组合梁的承载力更大。

(4) 对比分析了现有完全剪力连接组合梁挠度的计算方法，所提出的改进有效惯性矩叠加法考虑了预应力对结构刚度的影响，且计算结果与数值模拟结果吻合良好。

(5) 对于部分剪力连接组合梁的挠度计算方法，欧洲规范EC4与美国规范LFRD忽略了材料间的相对滑移，误差较大；相较于其余两种计算方法，中国规范因考虑了材料间的相对滑移而得到了较为准确的结果，但其只适用于剪力连接程度较高的部分剪力连接组合梁。

参考文献:

- [1] 苏庆田,胡一鸣,田乐,等.用于组合梁桥面板湿接缝的弧形钢筋连接构造[J].中国公路学报,2017,30(9):86-92. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2017.09.011.
SU Qingtian, HU Yiming, TIAN Le, et al. Curved bar connection configuration used for wet joints of deck of composite girder [J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(9): 86-92. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2017.09.011. (in Chinese)
- [2] 贺耀北,樊健生,高泽亮,等.斜拉桥钢-UHPC组合桥面分次浇筑接缝抗裂性能[J].中国公路学报,2023,36(9):73-82. DOI:10.19721/j.cnki.1001-7372.2023.09.006.
HE Yaobei, FAN Jiansheng, GAO Zeliang, et al. Cracking resistance of segmented-casting joints in cable-stayed bridge with steel-UHPC composite deck [J]. China Journal of Highway and Transport, 2023, 36(9): 73-82. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2023.09.006. (in Chinese)
- [3] ABDELNABY A E, HASSAN M M. Performance of composite plate girder bridges with full-depth precast concrete deck systems [J]. Journal of Bridge Engineering, 2023, 28(12):05023009. DOI:10.1061/jbenf2.beeng-6190.
- [4] ZHAO C H, WANG K K, ZHOU Q F, et al. Full-scale test and simulation on flexural behavior of dovetail-shaped reactive powder-concrete wet joint in a composite deck system [J]. Journal of Bridge Engineering, 2018, 23(8): 04018051. DOI: 10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001265.
- [5] HABER Z B, GRAYBEAL B A. Lap-spliced rebar connections with UHPC closures [J]. Journal of Bridge Engineering, 2018, 23(6): 04018028. DOI: 10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001239.
- [6] 黄方林,孟宪冬,冯帆,等.预制桥面板方形剪力键湿接缝受力性能分析[J].铁道科学与工程学报,2023,20(6):2151-2164. DOI:10.19713/j.cnki.43-1423/u.t20221166.
HUANG Fanglin, MENG Xiandong, FENG Fan, et al. Analysis of the mechanical behavior of precast deck slab with square platform shear key wet joint [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2023, 20(6): 2151-2164. DOI: 10.19713/j.cnki.43-1423/u.t20221166. (in Chinese)
- [7] HUANG D, NIE X, ZENG J H, et al. Experimental and numerical analysis on flexural behavior of improved U-bar joint details for accelerated bridge construction [J]. Engineering Structures, 2023, 289: 116328. DOI: 10.1016/j.engstruct.2023.116328.
- [8] DENG E F, ZHANG Z, ZHANG C X, et al. Experimental study on flexural behavior of UHPC wet joint in prefabricated multi-girder bridge [J]. Engineering Structures, 2023, 275: 115314. DOI:10.1016/j.engstruct.2022.115314.
- [9] WELLS Z G, BARR P J, JAMES P H. Performance of posttensioned curved-strand connections in transverse joints of precast deck panels [J]. Journal of Bridge Engineering, 2013, 18(10): 1062-1073. DOI: 10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0000440.
- [10] LU K W, XU Q Z, DU L P, et al. Fatigue performance of prefabricated coarse aggregate ultrahigh-performance concrete deck subjected to negative bending moment [J]. Engineering Structures, 2023, 274: 115098. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.115098.
- [11] 岳秀鹏,肖靖林,甄倩倩,等.超高性能混凝土桥面板湿接缝受力性能试验研究[J].土木工程学报,2023,56(8):94-107. DOI:10.15951/j.tmgcxb.2203022.
YUE Xiupeng, XIAO Jinglin, ZHEN Qianqian, et al. Experimental study on mechanical behavior of wet joints in ultra-high-performance concrete decks [J]. China Civil Engineering Journal, 2023, 56(8): 94-107. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2203022. (in Chinese)
- [12] 邵旭东,蔡文涌,曹君辉,等.型钢-UHPC轻型组合桥面板及其抗弯性能研究[J].土木工程学报,2024,57(6):152-168. DOI:10.15951/j.tmgcxb.22111119.
SHAO Xudong, CAI Wenyong, CAO Junhui, et al. Research on flexural performance of section steel-UHPC light-weight composite bridge deck [J]. China Civil Engineering Journal, 2024, 57(6): 152-168. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.22111119. (in Chinese)
- [13] 苏庆田,杨国涛,吴冲.预制预应力混凝土板组合梁受力性能试验[J].同济大学学报(自然科学版),2012,40(7):996-1002. DOI:10.3969/j.issn.0253-374x.2012.07.006.
SU Qingtian, YANG Guotao, WU Chong. Experimental studies on mechanical behavior of continuous composite girder with prefabricate prestressed concrete slab [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2012, 40(7): 996-1002. DOI: 10.3969/j.issn.0253-374x.2012.07.006. (in Chinese)
- [14] 李绍华.全宽预制桥面板钢板组合梁工业化建造技术研究[J].工程技术研究,2019,4(22):79-80. DOI:10.19537/j.cnki.2096-2789.2019.22.037.
LI Shaohua. Study on industrial construction technology of full-width precast bridge deck steel plate composite beam [J]. Engineering and Technological Research, 2019, 4(22): 79-80. DOI: 10.19537/j.cnki.2096-2789.2019.22.037. (in Chinese)
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部,中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局.钢-混凝土组合桥梁设计规范:GB 50917—2013[S].北京:中国计划出版社,2013.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Code for Design of Steel and Concrete Composite Bridges: GB 50917—2013[S]. Beijing: China Planning Press, 2013. (in Chinese)
- [16] 中华人民共和国住房和城乡建设部,中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局.钢结构设计标准:GB 50017—2017[S].

- 北京:中国建筑工业出版社,2017.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Standard for Design of Steel Structures; GB 50017—2017[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017. (in Chinese)
- [17] 聂建国,沈聚敏,余志武. 考虑滑移效应的钢-混凝土组合梁变形计算的折减刚度法[J]. 土木工程学报,1995,28(6):11-17. DOI:10.15951/j.tmgcxb.1995.06.002.
- NIE Jianguo, SHEN Jumin, YU Zhiwu. A reduced rigidity method for calculating deformation of composite steel concrete beams[J]. China Civil Engineering Journal, 1995, 28(6): 11-17. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.1995.06.002. (in Chinese)
- [18] 吴衍. 考虑界面滑移效应的钢-混凝土组合梁刚度分析研究[D]. 广州:华南理工大学,2011.
- WU Xian. Analysis and research the stiffness of steel-concrete composite beams considering interface slip effect [D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2011. (in Chinese)
- [19] American Concrete Institute. Building Code Requirements for Structural Concrete And Commentary: ACI 318M-05 [S]. Farmington Hills: American Concrete Institute, 2005.
- [20] European Committee for Standardization. Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures—Part 2: General Rules and Rules for Bridges: BS EN 1994-2 [S]. London: European Committee for Standardization, 2005.
- [21] American Association of State Highway and Transportation Officials. AASHTO LRFD Bridge Design Specifications[S]. Washington, D. C.: American Association of State Highway and Transportation Officials, 2017.
- [22] 聂建国,沈聚敏. 滑移效应对钢-混凝土组合梁弯曲强度的影响及其计算[J]. 土木工程学报,1997,30(1):31-36. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.1997.01.006.
- NIE Jianguo, SHEN Jumin. Slip effect on strength of composite steel-concrete beams[J]. China Civil Engineering Journal, 1997, 30(1): 31-36. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.1997.01.006. (in Chinese)