

半预制预应力 UHPC-S-NC 盖梁静力性能试验及理论分析

李立峰^{1,2†}, 谢坤¹, 刘慈军³, 邵旭东^{1,2}, 陈涛³, 唐嘉豪¹

[1. 湖南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410082;

2. 风工程与桥梁工程湖南省重点实验室(湖南大学), 湖南 长沙 410082;

3. 宁波市高等级公路建设管理中心, 浙江 宁波 315192]

摘要:为解决大悬臂盖梁吊装重量大且难以实现预制拼装的技术难题,利用超高性能混凝土(Ultra-High Performance Concrete, UHPC)优异的力学性能,提出了采用由 UHPC、钢板和型钢(Steel, S)制作的槽形组合结构作为永久模板,架设就位后浇筑普通混凝土(Normal Concrete, NC)的新型半预制预应力 UHPC-S-NC 盖梁。为研究其抗裂性能、刚度并对其安全性进行评估,结合实际工程,设计一片 1:2.5 的大比例缩尺模型并进行全过程静力加载测试,获得了试验梁的变形特征、开裂荷载、裂缝开展、分布规律和应变等关键试验数据。分析了试验梁裂缝分布和应变发展规律;考虑材料塑性应力-应变关系,提出了结构 UHPC 层和 NC 层的开裂弯矩计算模式和计算方法;并根据截面平衡条件提出了组合结构的抗弯承载力计算模式,同时,依据规范对结构抗剪承载力的计算模式进行了探究。结果表明:新型组合盖梁结构具有施工快捷、装配化程度高等特点;开裂弯矩的计算结果与试验值吻合较好;采用平衡条件和叠加法评估结构的承载力,新型盖梁结构具有足够的承载能力,结果偏于安全;针对实际工程提出了一些具体的结构设计和施工的建议。研究成果可为半预制盖梁的应用提供参考。

关键词:桥梁;盖梁;半预制;免拆模;抗裂性能;承载力

中图分类号:TU398

文献标志码:A

Static Test and Theoretical Analysis of Semi-precast Prestressed

LI Lifeng^{1,2†}, XIE Kun¹, LIU Cijun³, SHAO Xudong^{1,2}, CHEN Tao³, TANG Jiahao¹

[1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

2. Key Laboratory for Wind and Bridge Engineering of Hunan Province (Hunan University), Changsha 410082, China;

3. Ningbo High-grade Highway Construction Management Center, Ningbo 315192, China]

Abstract: To solve the technical problems of large lifting weight and difficulty to realize prefabrication and assembling of cantilevered bent caps, using the excellent mechanical properties of UHPC, a new type of semi-precast prestressed UHPC-S-NC non-demolition molded bent caps, with the use of groove-type combination structure made of UHPC, steel plate and steel section (S) as the permanent formwork, and the pouring of normal concrete (NC) after erection, were put into position. In order to study its crack resistance and stiffness and evaluate

* 收稿日期:2023-08-11

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51978257,52278176), National Natural Science Foundation of China(51978257,52278176)

作者简介:李立峰(1971—),男,湖南沅江人,湖南大学教授,博士

† 通信联系人, E-mail: lilifeng@hnu.edu.cn

its safety, a 1:2.5 large-scale scaled model was designed and loaded in the whole process in conjunction with the actual project, and key experimental datas such as the deformation characteristics of the test beams, the magnitude of the cracking and ultimate loads, and the pattern of crack development and distribution were obtained. The crack distribution and strain development law of the test beams were analyzed; considering the plastic stress-strain relationship of the NC material, the cracking moment calculation mode and calculation method of the structural UHPC layer and NC layer were proposed; and the bending capacity calculation mode of the combined structure was proposed based on the cross-section equilibrium condition, while the calculation mode of the structural shear capacity was explored based on the code. The results show that: the new type of bent cap structure has the characteristics of fast construction and a high degree of assembly; the calculation results of cracking bending moment are in good agreement with the test values; the new type of bent cap structure has sufficient load carrying capacity, and so it is suggested to use the equilibrium conditions and superposition method to evaluate the load carrying capacity of the structure, and the results are biased towards safety; some specific suggestions for the design and construction of the structure are put forward for the actual project. The research results can provide a reference for the application of semi-precast bent caps.

Key words: bridges; bent cap; semi-precast; no-demolition mould; crack resistance; load capacity

盖梁的主要作用是将上部结构恒载、汽车作用等传递至桥墩和基础,是桥梁结构的关键受力部位。城市高架通常采用大悬臂盖梁以解决用地面积紧张和原有道路拓宽困难等问题。传统普通混凝土盖梁较多采用现场浇筑的施工方式,严重影响既有道路交通,粉尘、噪声污染严重,施工工期长,现场工作量大^[1],施工质量难以保证;而预制拼装技术具有经济、绿色、高效等突出特点,可减少对原有地面交通的干扰、加快施工进度,被广泛应用在城市桥梁建设中。随着城市的发展,城市高架呈现宽幅、大跨等新特点,致使盖梁规模越来越大^[2],一些超大悬臂混凝土盖梁重量甚至可达400~600 t,导致运输不便、吊装困难和难以实现装配化施工。

为解决其装配化问题,各国学者从整体预制、分段预制和部分预制等方面提出了多种预制拼装盖梁方案。Billington等^[3]提出一种预应力混凝土空心倒T型盖梁,可实现工厂化预制、现场一次吊装到位。李立峰等^[2,4]利用UHPC的超高强度、韧性^[5]和优异的耐久性,提出一种全预制薄壁箱型UHPC盖梁,可减轻40%~60%的吊装重量并显著提高结构的开裂荷载。徐栋等^[6]、卓卫东等^[7]的研究表明,采用胶接缝、键齿和牛腿的分段预制拼装盖梁的力学性能均不如整体现浇盖梁。Chung等^[8]提出一种侧壁设置键齿和钢筋的预制U形混凝土外壳与后浇部分结合的半预制盖梁方案并进行了加载测试,结果表明,组合盖梁

的整体力学性能与整体预制盖梁相差较小。孙明松等^[9]和李嘉维等^[10]采用UHPC预制外壳并对组合盖梁抗剪强度进行了测试,试验表明UHPC壳膜提高了盖梁的开裂荷载和极限承载力。新加坡大士西延长线项目盖梁^[11]采用分段预制壳模现场拼装后浇混凝土方案,壳模采用纤维混凝土分三段预制,采用湿接缝悬拼成整体。

已有研究在一定程度上解决了盖梁的装配化问题,但是普通混凝土预制构件规模一般较小,且材料抗拉强度低、收缩和徐变较大的特性使其结构表面易开裂,极大地影响了结构的耐久性。而全预制UHPC盖梁造价较高,且随着盖梁长度增加,吊装重量无法有效降低。节段拼装盖梁的接缝为盖梁受力的薄弱部位,施工质量难以保证。上述半预制方案界面连接处构造复杂、易开裂^[10],壳膜内部内侧模板开孔较多,不易拆除,经济上相较于现浇盖梁并无明显优势^[12]。对于超大规模盖梁的装配化需求,亟须提出一种结构合理、经济适用、安全性高的新型盖梁结构。为此,本文提出一种先预制UHPC-S槽形组合结构作为永久模板,后浇NC形成半预制预应力盖梁结构设计方案。其中槽形组合结构内模为免拆钢板,施工方便且可以作为结构的一部分参与受力。

国内外学者对采用永久模板的组合梁进行了一些研究。吴方伯等^[13]验证了采用相同混凝土材料的永久模板叠合梁与现浇梁的承载力无明显差异。

Fahmy等^[14]、梁兴文等^[15]分别采用水泥和UHPC制作U形永久模板,并通过试验研究其与混凝土组合梁的抗弯性能,结果表明组合梁正截面符合平截面假定,并根据截面平衡条件对组合梁的抗弯承载力进行了理论分析,计算结果与试验结果吻合良好. Wirojjana-pirom等^[16]研究了超高性能纤维增强混凝土永久模板-钢筋混凝土组合梁的抗剪承载力,研究结果表明,该类结构的抗剪承载力可按叠加法计算. 若将免拆模板视为内芯混凝土的U形加固构件,AL-Osta等^[17]、Bahraq等^[18]、Fayed等^[19]对采用UHPC加固的钢筋混凝土梁进行抗弯和抗剪承载力试验分析,得到与上述永久模板组合梁相似的结论. 另一种与本文盖梁结构类似的是型钢外包混凝土梁,即型钢梁,郑山锁等^[20]基于10榀型钢梁的抗剪承载力试验,采用叠加法建立了型钢梁抗剪承载力计算公式.

由于目前国内外尚无此类大悬臂组合盖梁的研究先例,本文拟通过模型试验和理论分析来验证新型组合盖梁方案的可行性和安全性,重点关注其加载过程中变形和开裂情况,并通过理论分析对其开裂弯矩、截面抗弯和抗剪承载力展开研究,据此提出该结构的合理化设计方案和施工建议,为半预制预应力UHPC-S-NC盖梁的应用推广提供参考,进一步促进桥梁预制拼装技术的发展.

1 新型组合盖梁的结构设计

本文依托工程预应力普通混凝土盖梁总长33.05 m、宽2.5 m,墩柱中心间距7.5 m,悬臂长度11.775 m,根部高3.2 m、端部高1.7 m,盖梁重约620 t,采用C50混凝土现场浇筑.

为减少对桥下交通的影响,实现盖梁的装配化施工,结合依托工程,利用UHPC优异的力学性能,本文提出新型半预制预应力UHPC-S-NC盖梁方案,包括预制UHPC-S槽形组合模板和NC内芯,其中槽形模板由UHPC、钢板及内部横隔板和钢框架组成(图1).施工时先在工厂加工钢模板,焊接钢框架和剪力钉,浇筑UHPC并进行养护,待槽形模板制作完成后拆除外模并张拉体外预应力束.然后吊装至桥位现场安装,浇筑NC内芯,最后分批张拉预应力,进行上部结构施工和成桥运营.

如图2所示,新型盖梁立面长度方向与原设计保持一致,根部高2.8 m,端部高1.5 m,梁宽缩短为2.25 m(图3).槽形模板UHPC腹板厚70 mm,底板由端部的100 mm线性变化至根部的160 mm;内模钢

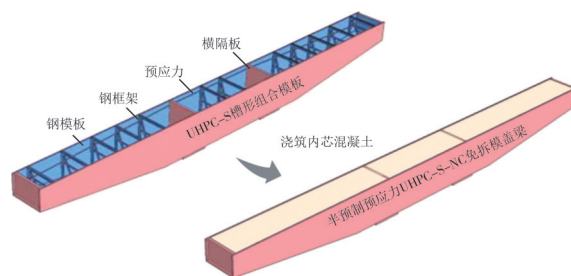


图1 新型组合盖梁示意图

Fig.1 Diagram of the new bent cap

板厚6 mm,内侧沿纵向共布置12道由型钢焊接的钢框架和2道横隔板.体外预应力沿槽形模板内缘布置,后续体内预应力分两期张拉.纵筋布置与原设计相同,未布置箍筋.槽形模板吊装重量仅110 t左右,约为原设计的1/6.

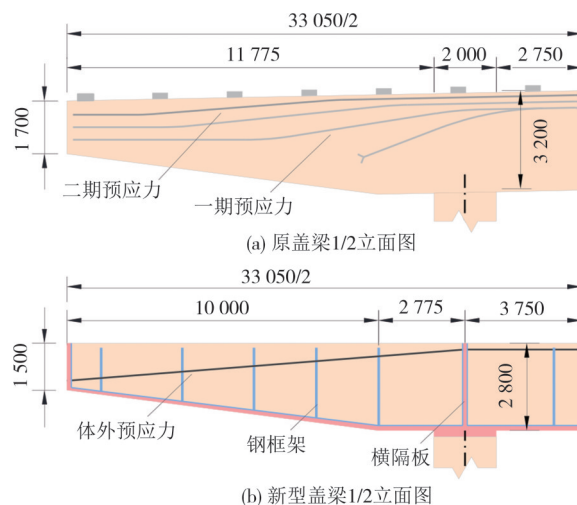


图2 盖梁立面布置图(单位:mm)

Fig.2 The elevation layout of the bent cap (unit: mm)

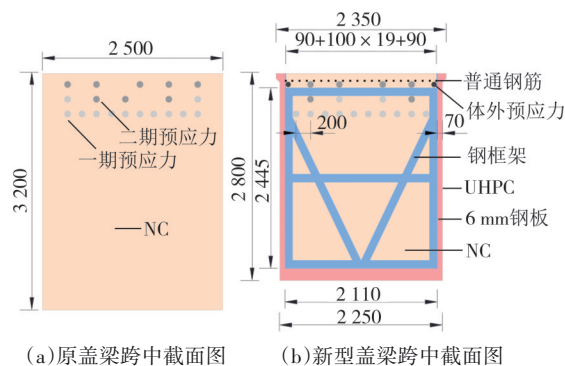


图3 盖梁截面布置图(单位:mm)

Fig.3 The section layout of the bent cap (unit: mm)

相较于传统普通混凝土盖梁,新型盖梁结构无须拆模,施工快速,其中无须拆模具有两层含义:一是槽形模板作为浇筑NC内芯的永久模板并参与结构共同受力,二是采用钢板作为浇筑UHPC的内侧

模板,避免了同类永久模板结构复杂的内模拆除工作,同时也方便通过剪力连接件连接两侧UHPC和NC,增强其界面黏结性能.此外,槽形模板为半开口空间薄壁结构,钢板内侧的横隔板和钢框架可以增强其面外刚度,限制浇筑NC时腹板的侧向变形,还可增强其抗扭性能,并防止张拉体外预应力束时模板失稳.钢板和钢框架还可提供一定的抗剪承载力,可减少或取消箍筋布置,简化施工工艺,加快施工进度.

该组合盖梁钢筋、模板工程量少,经济性好,施工效率高,总工期短,可实现超大规模盖梁的装配化施工.显然,此类钢板、UHPC、NC分期受力的三层横向组合结构的开裂和破坏机理十分复杂,其抗裂性能和承载力对结构的耐久性和安全性十分重要,需要开展深入研究.

2 新型组合盖梁的试验模型设计

2.1 模型设计

为研究其受力性能,本文设计缩尺比为1:2.5的缩尺模型进行盖梁全过程静力加载测试.取原结构单侧悬臂及中段,如图4所示,试验梁总长8.57 m,悬臂长4.77 m,梁高由端部的0.6 m线性变化至根部的1.12 m,截面宽0.9 m,上缘设置50 mm×50 mm倒角,方便浇筑UHPC.考虑到浇筑工艺限制,若腹板过薄,则UHPC密实性难以保证,因此槽形模板腹板和底板厚度均设计为70 mm.

槽形模板内模为Q355钢板,厚6 mm,外侧为

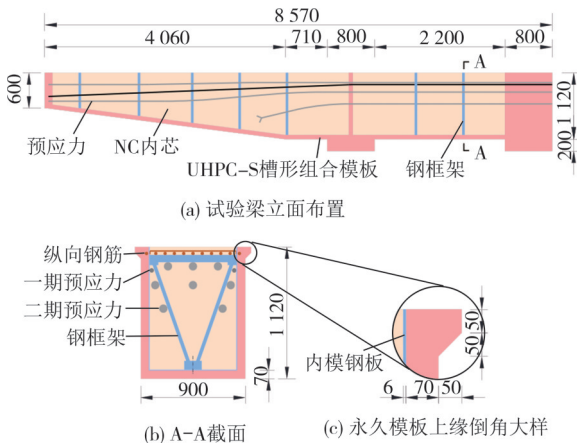


图4 试验梁结构布置图(单位:mm)

Fig.4 The overall layout of the test beam (unit: mm)

M13×50剪力钉,内侧为M13×70和M13×100剪力钉,梅花形布置.钢板内部内布置7道由Q355的T形型钢和角钢制作的钢框架.

根据截面上下缘应力等效原则,模型梁设置二期预应力,一期预应力为2束 $\phi 15.24$ -4体外预应力,在侧模内缘对称布置;二期预应力为8束 $\phi 15.24$ -7预应力钢绞线,其中2束为P锚,锚于NC内芯.两期预应力分别于槽形模板养护完成后和NC内芯养护完成后张拉.

普通钢筋为沿顶板布置11根直径28 mm的HRB400钢筋,未布置箍筋.槽形模板UHPC内布置直径6 mm的100 mm×100 mm防裂钢筋网.

2.2 模型制作

UHPC的基体配合比见表1,镀铜钢纤维长13 mm、直径0.2 mm,体积掺量为2.2%.

表1 UHPC基体配合比

Tab.1 Composition ratio of UHPC matrix

组分	水泥	硅灰	石英砂	石英粉	减水剂	水
质量比	1.00	0.25	1.10	0.40	0.03	0.24

制作槽形模板时,首先焊接钢板及其内部钢框架,再焊接钢板两侧剪力钉,布置防裂钢筋网,然后搭设外侧模板并加固.由于试验梁底模较薄,为保证其密实性,采用整体倒置的方式浇筑并适当振捣,每浇筑一段立即用钢模板封顶,墩柱底面待其表面失水后用塑料薄膜覆盖保湿.试验梁在室温下养护72 h后拆除外模,随即在90℃以上高温下蒸汽养护60 h.

蒸养结束后,在室温下存放14 d后张拉模板一期预应力,其后布置内部预应力管道和主筋,浇筑NC内芯.自然养护28 d后进行二期预应力张拉、压浆,然后进行静力加载试验.试验梁制作过程见图5.

2.3 加载方案

杆系分析结果表明悬臂根部为抗剪和抗弯最不利截面^[4].本次试验的目的是探究组合盖梁的抗裂性能和破坏模式,如完全模拟实际情况,则加载点过多且难以保证加载同步,故试验时简化了加载方案,如图6所示,采用悬臂加载的方式在梁端单点单调分级加载,荷载步为50 kN.试验梁中墩下设800 mm×800 mm×100 mm橡胶支座,锚固点采用压板塞紧,加载点和锚固点各采用2台反力架并联提供反力.



图 5 试验梁制作过程

Fig.5 Fabrication Process of the Test Beam

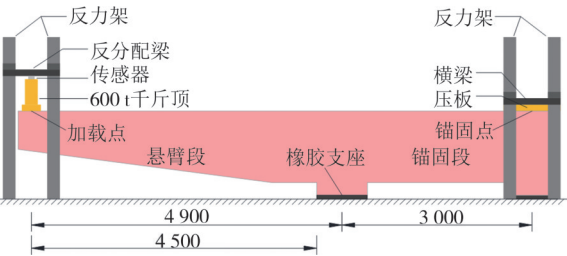


图 6 加载布置图(单位:mm)

Fig.6 Loading set up (unit: mm)

试验梁锚固点约束了转角,锚固段边界条件与原结构有所区别.悬臂段和锚固段均为弯剪共同作用区段,其中悬臂段主要受弯,悬臂长度 4.5 m,锚固段主要受剪,剪跨比为 1:2.8.

2.4 测试方案

为全面把握结构的受力及变形性能,试验过程中对预应力荷载、加载、应变、变形、裂缝等参数进行测试,测点布置图见图 7.

其中:①锚下布置穿心式传感器测量张拉力和永存应力;②加载位置布置量程为 5 000 kN 的压力传感器测量试验荷载;③沿梁设置 7 个截面(其中 S3 为变截面、S4 为悬臂根部截面),在顶板、腹板和底板粘贴应变片,在锚固段腹板布置应变花测量结构表面应变;④在支座上方中间主筋布置 9 个应变片测量钢筋应变;⑤沿梁布置 10 个电子位移计和 2 个千分表测试梁的纵向变形;⑥加载过程中,使用裂缝观

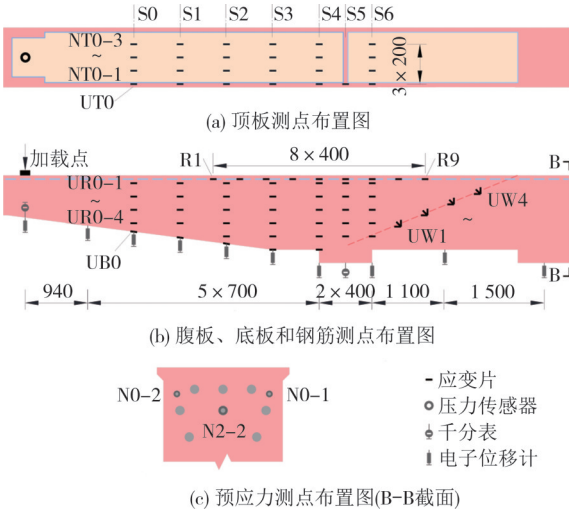


图 7 测点布置图(单位:mm)

Fig.7 Overall layout of measure points (unit: mm)

测仪测量裂缝随荷载的变化情况.

3 试验结果与分析

本节首先进行材料力学性能测试,然后对试验梁进行全过程测试,包括一期和二期预应力张拉测试、静力加载试验.

3.1 材性试验及结果

制作试验梁的同时,根据法国规范 NF P 18-710 National addition to eurocode 2—design of concrete structures: specific rules for ultra-high performance fibre-reinforced concrete (UHPRC)^[21](简称 NF P 18-710)和规范《混凝土物理力学性能试验方法标准》(GB/T 50081—2019)^[22](简称 GB/T 50081—2019)浇筑了一批 UHPC 和 NC 材性试件,所有试件与试验梁在同等条件下养护,并按规范进行试验,获得 UHPC 和 NC 的材料性能结果如表 2 所示.

表 2 材性试验结果					
Tab.2 The results of material tests					MPa
材料	弹性模量	立方体抗压强度	棱柱体抗压强度	抗折强度	轴拉强度
UHPC	48 500	137.9	140.2	—	9.04
NC	42 300	61.2	60.3	5.21	—

3.2 一期预应力张拉结果

一期预应力采用左右两侧同步单端张拉的方式,张拉控制应力为 1 339 MPa,分 4 次张拉到位. N0-1 和 N0-2 的实测有效预应力分别为 1 192.4 MPa、

1 225.0 MPa. 槽形模板竖向变形见图 8, 由图可知, 试验梁槽形模板变形实测值与理论值基本一致.

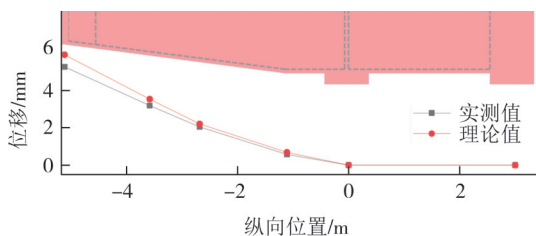


图 8 一期预应力试验梁竖向变形

Fig.8 Vertical deformation of test beam in 1st prestressing stage

3.3 二期预应力张拉结果

二期预应力采用“先中间,后两边”的方式进行单端张拉,张拉控制应力为 1 004 MPa. 最先张拉的 N2-2 在其张拉完成后和全部二期预应力张拉完成后,有效预应力分别为 930.4 MPa 和 892.2 MPa. 试验梁竖向变形见图 9, 由图可知, 试验梁变形实测值与理论值较接近.

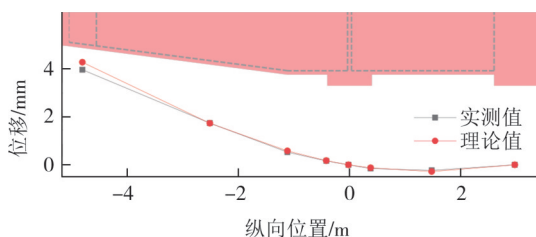


图 9 二期预应力试验梁竖向变形

Fig.9 Vertical deformation of test beam in 2nd prestressing stage

3.4 正式加载测试结果

按照拟定加载程序对试验梁进行了全过程静力加载测试,得到顶板 NC 开裂荷载为 597.3 kN, UHPC 初裂荷载为 999.1 kN. 试验至 2 730.1 kN 时反力架出现较大声音,考虑试验安全停止加载,此时对应梁根部截面弯矩为 12 285.5 kN·m, 锚固段剪力为 4 459.2 kN, 且此时试验梁最大裂缝宽度 8.3 mm、主筋应变 1 800 $\mu\epsilon$ 左右,破坏特征不明显,说明仍有承载力未发挥出来,表明试验梁具有较高的承载力. 试验现场如图 10 所示.

梁端加载点的荷载-位移曲线如图 11 所示,试

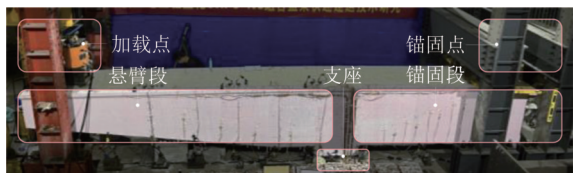


图 10 试验现场照片

Fig.10 Tested Beam

验梁各荷载步梁端变形如图 12 所示. 至终止加载时,梁端相对位移为 117.534 mm,试验梁的最大挠度达到计算跨径的 1/41,这说明试验梁具有良好的极限变形性能.

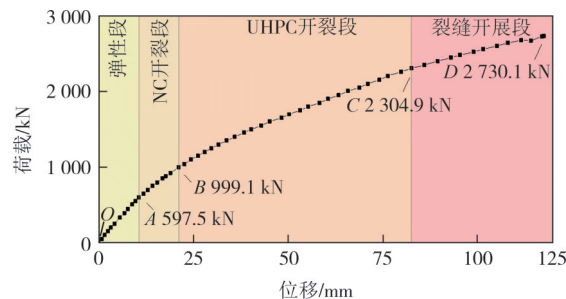


图 11 加载点荷载-位移曲线

Fig.11 Load-deflection curve of the load point

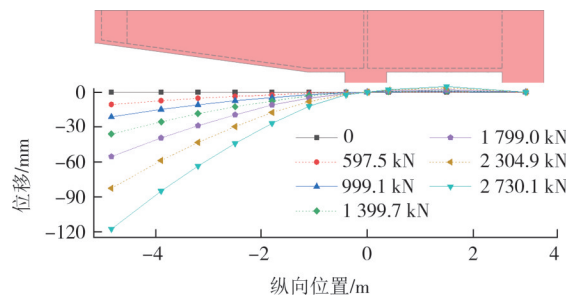


图 12 竖向变形图

Fig.12 Deformation along the beam

试验梁在极值荷载时的裂缝分布图如图 13 所示. 从图中可以看出,裂缝分布于整个试验梁的顶面和侧面,NC 区域裂缝沿梁顶板横向分布,裂缝宽而稀疏.UHPC 腹板裂缝分为弯曲裂缝、弯剪型斜裂缝和腹剪型斜裂缝,裂缝细小且密集.典型裂缝分布如图 14 所示.

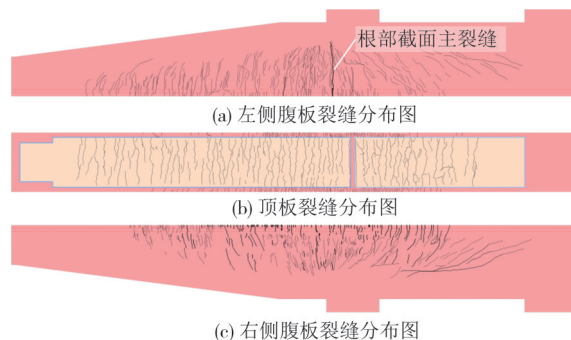


图 13 裂缝分布图

Fig.13 Crack pattern

3.4.1 试验过程描述

根据试验现象和图 11 的荷载-位移曲线,试验加载过程可大致分为以下 4 个阶段:弹性段、NC 开裂段、UHPC 开裂段、裂缝开展段.

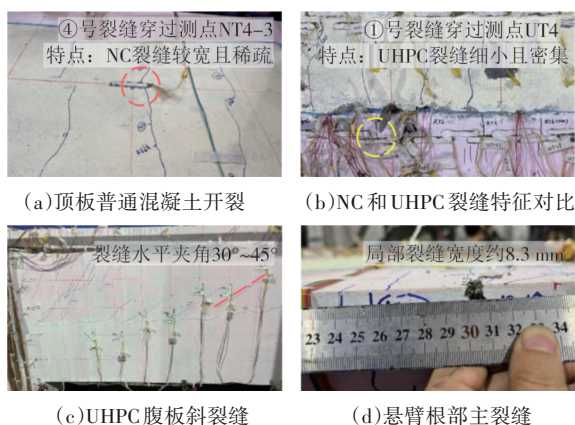


图14 典型裂缝分布

Fig.14 Typical crack distribution

1)弹性段(A段). 加载初期,试验梁处于弹性阶段,加载点位移和各测点应变均随荷载近似线性增长,同一高度处UHPC、钢板和NC应变一致,试件表面无裂缝产生.

2)NC开裂段(AB段). 当荷载增加至597.5 kN时,梁顶NC区域出现多条横向裂缝,裂缝宽度在0.02~0.03 mm之间,长度约30 cm,间距约25 cm,此时梁端相对位移10.607 mm. 随着荷载逐渐增加,梁顶NC区域的裂缝不断扩展,同一截面的多条横向裂缝逐渐贯通合并成为一条裂缝,同时裂缝数量增多,裂缝趋于密集,间距约15 cm. 当荷载达到999.1 kN时,梁顶NC区域遍布裂缝,此后新出裂缝减少,原有裂缝宽度持续增加.

3)UHPC开裂段(BC段). 梁顶UHPC区域出现裂缝的时间比NC区域晚,总体看来,本阶段UHPC区域每加载一级都有大量裂缝出现,裂缝密度约为NC区域的2倍,裂缝宽度约为NC区域的1/2.

当荷载增加至999.1 kN时,在支座上方梁顶区域的UHPC表面发现数条微小横向裂缝,宽度约为0.02 mm,间距约25 cm. 随后加载时隐约可以听到钢纤维拔出的“噼啪”声,部分梁顶裂缝开始向腹板延伸,表现为竖向弯曲裂缝,原有裂缝宽度几乎没有变化. 至1304.2 kN时,支座上方梁顶横向裂缝已十分密集,平均间距约5 cm,UHPC表面呈现多元开裂特征,最初出现的裂缝大部分已延伸至UHPC腹板,竖向弯曲裂缝宽度在0.05 mm左右,长度约20 cm. 随着荷载的增加,梁顶横向裂缝持续增加并向腹板扩展,腹板竖向弯曲裂缝越来越密集,当荷载达到1498.1 kN时,伴随着“窸窣窸窣”的撕裂声,锚固段UHPC腹板出现数条指向支座中线的弯剪型斜裂缝,

裂缝倾角在60°~90°之间,裂缝长度约30 cm. 当荷载达到2003.3 kN时,锚固段支座和锚固点连线区域的UHPC表面出现了腹剪型斜裂缝,裂缝呈弯钩状,上半部分斜裂缝水平夹角30°~45°,下半部分接近水平向支座方向延伸[图14(c)],腹剪型斜裂缝较弯曲裂缝稀疏,且裂缝出现时宽度已达0.1 mm.

4)裂缝开展段(CD段). 随着荷载增加,梁顶横向裂缝、竖向弯曲裂缝、弯剪型斜裂缝、腹剪型斜裂缝逐次出现并发展,特点为裂缝长度逐渐延伸,裂缝宽度缓慢增长,裂缝数量持续增加. 当荷载达到2304.9 kN时,这种情况发生了改变,悬臂根部截面处的裂缝开始扩展,裂缝内已经可以看到被拔出和拉断的钢纤维,而其余裂缝仍发展缓慢,且几乎无新裂缝出现.

出于安全考虑,试验至2730.1 kN时终止加载,此时悬臂根部裂缝已延伸至距梁底约30 cm的位置,裂缝最宽处达8.3 mm,梁端相对位移为117.534 mm. 可以预测:如继续加载,试验梁根部裂缝将持续发展形成主裂缝,梁体受压区高度减小,梁端挠度持续增加,主筋大范围屈服,进而预应力钢绞线屈服,梁底UHPC压碎,荷载减少,试验梁最终将发生弯曲破坏.

3.4.2 荷载-应变曲线

试验过程中顶板混凝土、UHPC、腹板UHPC和主筋应变随荷载变化如下.

1)顶板NC荷载-应变曲线(图15).

从图中可以看出:加载前期,顶板NC应变与荷载大致呈线性关系;当荷载达到597.5 kN时,梁顶NC表面首次出现裂缝[图14(a)],此截面测点平均应变为355 $\mu\epsilon$. 此后位于裂缝处的测点应变迅速增大,而裂缝旁边的测点应变回落.

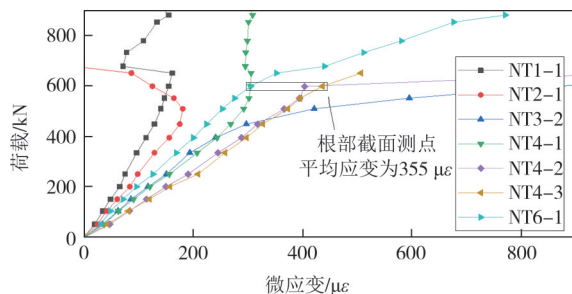


图15 顶板NC荷载-应变曲线

Fig.15 Load-strain curve of NC in roof

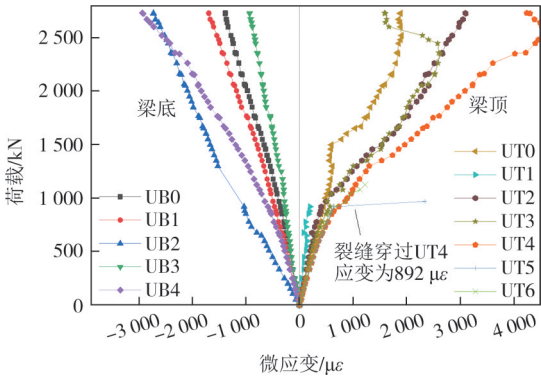
2)UHPC底板荷载-应变曲线[图16(a)].

从图中可以看出,各测点应变基本随荷载线性增加,试验结束时,位于根部截面的UB4测点压应变

达到了 $3\,000\ \mu\epsilon$, 此时底板未出现压碎迹象.

3) UHPC 顶板荷载-应变曲线[图 16(b)].

从图中可以看出: 加载前期的应变近似随荷载线性增加, 当荷载加至 $999.1\ \text{kN}$ 时, 测点 UT4 出现裂缝, 应变为 $892\ \mu\epsilon$. 截面开裂后, 曲线发生突变, 呈现非线性特征. 与 NC 测点开裂后不久就失效不同, UHPC 的极限应变更大, 试验结束时最大拉应变甚至达到了 $4\,000\ \mu\epsilon$.



(a) 底板 UHPC 荷载-应变曲线 (b) 顶板 UHPC 荷载-应变曲线

图 16 底板、顶板 UHPC 荷载-应变曲线

Fig.16 Load-strain curve of UHPC in floor and roof

4) 根部截面腹板 UHPC 应变分布(图 17).

从腹板应变分布图可以看出, 在加载前期, 剪切变形对截面的影响较小, 根部截面应变沿梁高方向近似为线性分布, 中性轴距梁底约 $580\ \text{mm}$, 与理论值 $568.7\ \text{mm}$ 较为接近; 随着顶板 NC 和 UHPC 相继开裂, 出现裂缝的测点应变迅速增加, 截面中性轴也随之明显下降.

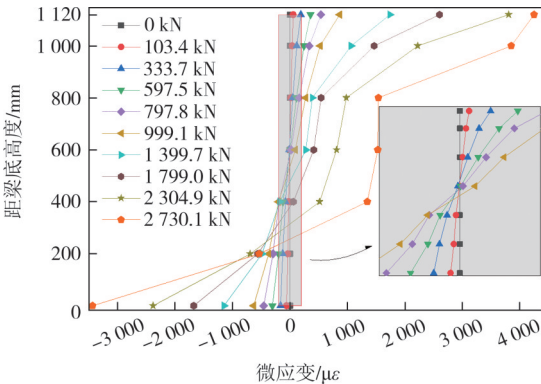


图 17 根部截面腹板 UHPC 应变分布

Fig.17 Strain distribution of UHPC web in root section

5) 主筋荷载-应变曲线(图 18).

从图 18 可以看出: 加载前期, 主筋应变与荷载近似呈线性关系. 截面开裂后, 裂缝处钢筋应变持续

增大, 如 R8 测点应变甚至达到了 $3\,013\ \mu\epsilon$, 非裂缝处测点应变回落, 波动较大. 试验结束时, 大部分主筋应变在 $1\,800\ \mu\epsilon$ 左右, 接近屈服.

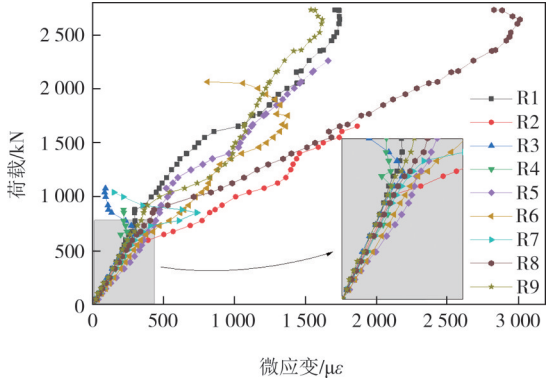


图 18 主筋荷载-应变曲线

Fig.18 Load-strain curve of main reinforcement

4 抗裂性能分析

裂缝会降低结构的抗渗能力, 引起钢筋锈蚀、混凝土碳化, 影响结构的耐久性. 下面结合试验结果通过理论分析对组合结构的开裂弯矩计算方法进行探讨.

由于试验梁开裂截面存在剪力, 本文所述开裂弯矩指悬臂根部开裂时该截面的弯矩. 试验梁 NC 表面先于 UHPC 开裂, 一方面由于 NC 抗拉强度和极限拉应变较 UHPC 低, 另一方面因为经过两次预应力张拉的槽形模板具有较高的预应力. 本节首先对 NC 和 UHPC 的开裂弯矩计算模式进行分析, 在此基础上提出提高截面整体开裂弯矩的预应力设计方法.

4.1 NC 开裂弯矩

4.1.1 开裂弯矩计算模式

与普通混凝土盖梁类似, UHPC-S-NC 盖梁抗裂性能由预应力对结构的预压应力和材料本身的抗拉强度构成. 根据以往的研究成果^[23], 截面的开裂弯矩可按式(1)确定:

$$M_{cr} = M_{cr}^P + M_{cr}^M = \sigma_p W_0 + f_{ct} W_1 = (\sigma_p + \gamma_m f_{ct}) W_0 \quad (1)$$

式中: M_{cr}^P 、 M_{cr}^M 分别为预应力和扣除预应力提供的开裂弯矩; σ_p 为预应力在截面抗裂边缘 NC 区域产生的预压应力; W_0 为换算截面对受拉边缘的弹性抵抗矩; W_1 为截面对受拉边缘的塑性抵抗矩; γ_m 为截面抵抗矩塑性影响系数; f_{ct} 为材料的抗拉强度.

由式(1)可以看出,在截面相同的情况下,开裂弯矩主要受 σ_p 、 γ_m 和 f_{ct} 影响.其中, σ_p 与截面预应力配筋和张拉应力有关,对开裂弯矩的贡献占比较大^[23-24],增加二期预应力可以有效提高截面的开裂弯矩.对于普通混凝土构件, γ_m 可按规范《公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范》(JTG 3362—2018)^[25](简称JTG 3362)计算;对于本文三层横向组合结构,由于UHPC和钢板在NC开裂时仍处于线弹性阶段,截面塑性发展区域不一致,需综合试验结果进行分析.

4.1.2 γ_m 的确定

针对预应力UHPC梁,目前大多学者^[23-24]采用引入修正系数的方式以考虑钢纤维对 γ_m 提高的贡献,其中修正系数通过试验数据反算得出.本文试验梁为组合结构,下面通过规范和试验数据来确定截面抵抗矩塑性影响系数.

1) 按规范计算.

根据规范JTG 3362,截面抵抗矩塑性影响系数可按下式计算:

$$\gamma_m = 2S_0/W_0 \quad (2)$$

式中: S_0 为换算截面形心轴上或下部分对形心轴的面积矩.

将UHPC、内模钢板、钢筋和预应力筋换算为NC计算,由此得到对梁顶NC边缘的截面弹性抵抗矩 $W_0 = 0.2307 \text{ m}^3$,面积矩 $S_0 = 0.1676 \text{ m}^3$,由式(2)计算得 $\gamma_m = 1.453$.

2) 按平衡条件计算.

在开裂弯矩作用下,截面受压区和槽形模板受拉区处于弹性阶段,UHPC受压本构采用规范NF P18-710推荐的理想弹塑性模型[图19(a)];根据张哲等^[5]的研究成果,UHPC受拉本构模型如图19(b)所示;普通混凝土受压本构采用规范《混凝土结构设计规范(2015年版)GB 50010—2010》^[26](简称GB 50010)推荐的模型[图19(c)],并认为应变较小时,应力随应变线性增加;普通混凝土为脆性材料,为简化计算,认为其开裂后便不提供拉力,其受拉本构采用如图19(d)所示的简化模型^[27].由试验实测普通混凝土平均净开裂应变 $\varepsilon_{cr} = 150 \mu\varepsilon$,一般认为,普通混凝土弹性极限拉应变为开裂应变的一半^[27-29],即 $\varepsilon_{ctp} = 75 \mu\varepsilon$.

试验过程中未出现界面黏脱和滑移,假定试验梁各部分为理想黏结,截面各部分应变协调.另外由

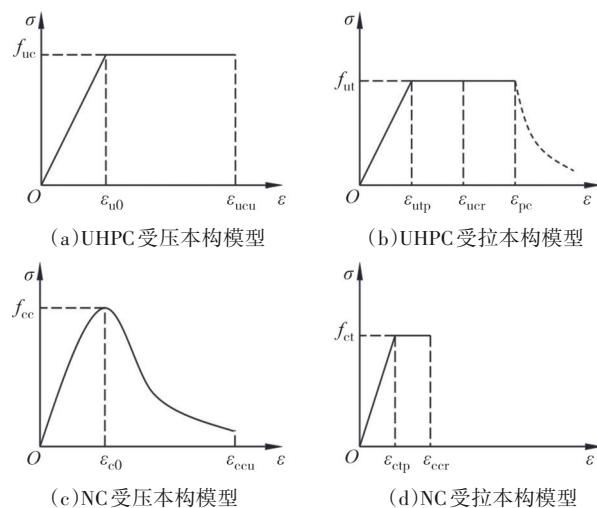


图19 UHPC和NC材料的本构模型

Fig.19 Constitutive model of UHPC and NC

图17可以看出,试验梁开裂前截面近似满足平截面假定,因此在计算开裂荷载时,忽略截面剪力的影响.

本文试验梁分期进行预应力张拉,组合结构同一截面各点真实应变并不相同.在上述假定下,试验梁从制作完成到加载至开裂的过程中,应变变化沿截面高度线性分布.试验梁顶面NC开裂时,截面受压区和槽形模板受拉区尚处于弹性阶段,应力分布为三角形分布,NC受拉区进入塑性阶段,截面应力应变分布见图20,由力平衡条件有:

$$T_p + T_r + T_s + T_u + T_c = C_c + C_u + C_s \quad (3)$$

式中: T_p 为预应力; T_r 、 T_s 、 T_u 、 T_c 分别为钢筋、钢板、UHPC和NC提供的拉力; C_c 、 C_u 、 C_s 分别为NC、UHPC和钢板提供的压力.

根据NC顶缘达到开裂应变,由式(3)得到组合截面受压区高度 $x_c = 548 \text{ mm}$,据此计算得到各部分合力对应的内力臂 y (力臂角标与力角标保持一致,“1”表示受拉一侧,“2”表示受压一侧,如 y_{u1} 表示 T_u 对应的力臂).按平衡条件即可计算出扣除预应力后的开裂弯矩 $M_{cr}^M = 1278.0 \text{ kN} \cdot \text{m}$.

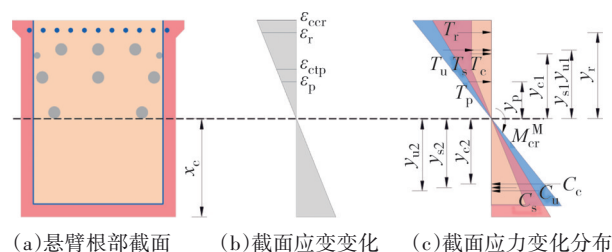


图20 NC开裂时截面应力应变分布

Fig.20 Stress and strain changes in NC cracking

根据 NC 开裂应变计算得到 $f_{ct} = \varepsilon_{ct} E_c = 3.2 \text{ MPa}$, 由式(1)得到 $\gamma_m = 1.746$, 略大于按截面平衡条件计算的结果. 这是由于 NC 区域开裂后, 槽形模板区域应力仍随应变线性增加, 结构上缘未完全进入塑性状态, 截面的塑性抵抗矩 W_l 较换算普通混凝土截面小, 因此计算的 γ_m 略大.

4.1.3 开裂弯矩计算结果

预应力对试验梁顶边缘产生的预压应力按弹性方法计算, 根据张拉预应力结果, $\sigma_p = 9.50 \text{ MPa}$. 由式(1)得到 $M_{cr}^p = 2\,000.5 \text{ kN}\cdot\text{m}$, 按平衡条件和按规范计算的开裂弯矩见表 3.

表 3 开裂弯矩计算结果

Tab.3 Cracking moment calculation result

计算方式	γ_m	试验值 M_{cr}^t ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	计算值 M_{cr}^c ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	M_{cr}^c/M_{cr}^t
按规范 JTG 3362 ^[25]	1.453	3\,075.9	3\,064.0	0.996
按平衡条件	1.746		3\,278.5	1.066

注: 为防止悬臂段倾覆, 正式加载前在悬臂端部增设支撑, 本文开裂弯矩考虑了结构和设备自重.

从表 3 可以看出: 按规范计算的 $\gamma_m = 1.453$, 对应的开裂弯矩计算结果是试验值的 99.6%; 根据实测应变计算得到的 $\gamma_m = 1.746$, 对应的开裂弯矩计算结果是试验值的 1.066 倍. 这说明 γ_m 受截面形状、配筋, 尤其是 NC 材料应力-应变关系的共同影响. 由于槽形模板腹板较薄, 其虽然提高了试验梁开裂弯矩但效果有限, 综合以上分析, 建议偏安全地按普通混凝土构件按规范计算 γ_m .

4.2 UHPC 开裂弯矩

试验梁 NC 区域开裂时, 顶板 UHPC 仍受压. 随后截面发生应力重分布现象, 梁顶因 NC 开裂卸载的拉应力将由钢筋、预应力、钢板和 UHPC 承担, 预应力和 UHPC 本身抗拉性能互相耦合, 无法按式(1)计算 UHPC 区域的开裂弯矩. 为探讨 UHPC 截面对应的截面抵抗矩塑性影响系数 γ_{um} , 本文在 NC 上缘截面消压的基础上, 按照平截面假定, 认为截面各部分无黏结滑移并忽略剪切变形影响, 根据截面平衡条件计算 UHPC 的开裂弯矩, 将式(1)改写为:

$$M_{ucr} = M_{cr}^p + M_{ucr}^M = (\sigma_{up} + \gamma_{um} f_{ut}) W_{u0} \quad (4)$$

式中: M_{ucr}^M 为顶缘 NC 截面消压后, 预应力和材料抗拉强度提供的开裂弯矩; σ_{up} 、 W_{u0} 、 $\gamma_{um} f_{ut}$ 分别为对应式(1)中关于 UHPC 的参数.

根部截面由 NC 区域消压至 UHPC 区域开裂, 截面应力变化如图 21 所示.

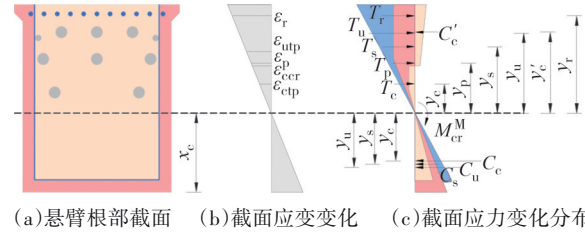


图 21 UHPC 开裂时截面应力应变变化

Fig.21 Stress and strain changes in UHPC cracking

根据截面平衡条件有

$$T_p + T_r + T_s + T_u + T_c = C_c - C'_c + C_u + C_s \quad (5)$$

式中: C'_c 为混凝土截面因开裂减小的拉力.

根据截面上缘 UHPC 达到其开裂应变 ε_{ucr} , 由式(5)得到组合截面受压区高度 $x_c = 458 \text{ mm}$, 据此计算得到各部分合力对应的内力臂 y . 按平衡条件即可计算得到 $M_{ucr}^M = 2\,649.2 \text{ kN}\cdot\text{m}$.

根据计算, 截面对梁顶 UHPC 边缘的截面弹性抵抗矩 $W_{u0} = 0.2012 \text{ m}^3$, 进而由式(4)得到 $\gamma_{um} = 1.495$. 最终计算得到的 UHPC 开裂弯矩 $M_{ucr} = 4\,649.7 \text{ kN}\cdot\text{m}$, 是试验值 $M_{ucr} = 4\,884.0 \text{ kN}\cdot\text{m}$ 的 95.2%.

值得指出的是, 本文得出的 γ_{um} 不是传统意义上的截面抵抗矩塑性影响系数, 其受槽形模板和 NC 内芯预应力的差异、截面 UHPC 占比、材料应力-应变关系等多种因素共同影响, 反映了截面塑性的平均发展深度.

4.3 提高截面整体开裂弯矩的预应力设计方法

上文仅对一种工况进行了分析, 即 NC 表面开裂时, 由于一期预应力较高, UHPC 仍处于弹性阶段. 对于组合结构而言, NC 截面开裂后, 结构的耐久性就已经下降, 合理地设置预应力可以使 UHPC 腹板与 NC 内芯抗裂性能更加“匹配”. 在上述分析的基础上, 根据截面上缘应变变化过程, 可建立如下方程:

$$\varepsilon_{u,P0} + \varepsilon_{u,G} + \varepsilon_{u,P1} + \varepsilon_{ucr} = \varepsilon_{c,P1} + \varepsilon_{cer} \quad (6)$$

式中: $\varepsilon_{u,P0}$ 、 $\varepsilon_{u,G}$ 、 $\varepsilon_{u,P1}$ 分别为一期预应力、组合梁自重和二期预应力对 UHPC 上缘产生的应变; $\varepsilon_{c,P1}$ 为二期预应力对 NC 上缘产生的应变.

假定截面应变协调, 有

$$\varepsilon_{u,P1} = \varepsilon_{c,P1} \quad (7)$$

则式(6)可化简为:

$$\varepsilon_{u,P0} = \varepsilon_{ucr} - \varepsilon_{cer} - \varepsilon_{u,G} \quad (8)$$

式(8)即NC和UHPC开裂弯矩相同的应变条件.在对槽形模板设计和优化时, $\varepsilon_{u,c}$ 可通过力平衡方程和物理方程得到, ε_{ucr} 、 ε_{ccr} 可采用材性试验值或经验值.计算出 $\varepsilon_{u,p0}$ 后,可反算出一期预应力的值大小,进而可以据此优化槽形模板的腹板厚度.需要指出的是,式(8)未考虑约束收缩和徐变对UHPC和NC截面应变的影响,为更精细化地计算 $\varepsilon_{u,p0}$,需要更多的模型试验和理论支撑.

5 结构抗弯和抗剪承载力分析

国内外学者对采用永久模板的组合梁的试验和理论分析表明,界面完好或仅在试验梁破坏时,界面发生剥离的永久模板组合梁的正截面符合平截面假定,抗弯承载力可按截面平衡条件进行计算,抗剪承载力可将结构各组成部分分开计算然后按“叠加法”叠加.因此,本文在上述研究基础上,对组合盖梁的抗弯和抗剪承载力进行探究.

5.1 抗弯承载力

5.1.1 基本假定

1)平截面假定.与上述永久模板组合梁不同,本文试验梁为三组合截面,且以大悬臂结构、承受负弯矩为主.规范JTG 3362中规定:当竖向力作用点距根部截面的距离大于截面高度时,仍可认为截面满足平截面假定计算截面的抗弯承载力.

2)忽略各构件界面与钢筋的黏结滑移.试验过程中界面未出现黏脱、滑移,为简化计算,本文忽略组合结构各部分的相对滑移,假定截面应变协调.

3)不考虑受拉区混凝土的抗拉作用.

5.1.2 按截面平衡条件计算抗弯承载力

各国学者对结构的抗弯承载力研究都是基于平截面假定,根据截面平衡条件对极限弯矩进行求解,其区别在于采用了不同的材料本构模型.本文将UHPC、钢筋和钢板视为理想的弹塑性材料,在保证计算精度的同时简化计算.取UHPC峰值压应变 $\varepsilon_{u0} = 0.0028$,极限压应变 $\varepsilon_{ucu} = 0.0039^{[21]}$;钢筋的屈服应变取 $\varepsilon_s = 0.002^{[26]}$;普通混凝土峰值压应变 $\varepsilon_{c0} = 0.002$,极限压应变 $\varepsilon_{ccu} = 0.0033^{[26]}$.为计算普通混凝土受压区压应力合力 C_c ,将压应力图形按式(9)等效为矩形应力图形^[26].

$$C_c = \alpha_1 f_{cc} \beta_1 A_{cc} \quad (9)$$

式中: α_1 、 β_1 为等效系数,分别取0.87、0.80, A_{cc} 为受压

区混凝土截面面积, f_{cc} 为混凝土抗压强度.

根据上述计算模式,假定极限状态下载面底缘UHPC达到极限应变 ε_{ucu} ,组合盖梁抗弯承载力计算示意图见图22.根据力平衡条件,有:

$$T_p + T_r + T_s + T_u = C_c + C_u + C_s \quad (10)$$

由式(10)得到组合截面受压区高度 $x_c = 300$ mm,进而计算得到各部分合力对应的内力臂 y .按平衡条件即可计算出悬臂根部截面的抗弯承载力 M_u :

$$M_u = T_p y_p + T_r y_r + T_s y_{s1} + T_u y_{u1} + C_c y_c + C_u y_{u2} + C_s y_{s2} \quad (11)$$

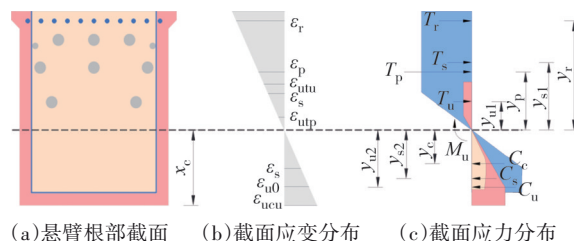


图22 抗弯承载力计算示意图

Fig.22 Schematic of flexural capacity

由上计算得到试验梁根部截面的抗弯承载力 $M_u = 15\ 939.5$ kN·m.由于UHPC材料的抗拉强度较高,截面开裂后纤维存在“桥联”作用,因此各国规范和现有研究工作大多推荐考虑UHPC抗拉强度对承载力的贡献.然而,本文盖梁结构为组合结构,UHPC腹板厚仅为70 mm,极限状态下,大部分钢纤维被拉断或从基体拔出,截面有效受拉高度只有198 mm,UHPC抗拉对组合结构承载力的贡献仅占0.15%.因此,建议对于此类槽形模板组合结构,计算结构的抗弯承载力时可不考虑UHPC的抗拉作用.

5.1.3 槽形模板对结构抗弯承载力的提高作用

普通混凝土盖梁抗弯承载力简化计算示意图见图23.为计算槽形模板对结构抗弯承载力的提高作用,现将试验梁根部截面UHPC和钢板简化为同面积的普通混凝土,按式(9)将受压区混凝土应力图简化为等效的矩形应力图,计算得到 $x_c = 400$ mm,简化后的试验梁根部截面的抗弯承载力为11 857 kN·m.

按三组合截面计算的承载力比单一混凝土截面承载力提高了35%,主要原因是UHPC抗压强度高,截面塑性中和轴靠下,增大了钢筋和预应力力臂,从而提高了截面抗弯承载力.

5.2 抗剪承载力

混凝土结构抗剪承载力受剪跨比、基体强度、配筋形式和配筋率等因素的综合影响,现有的抗剪承

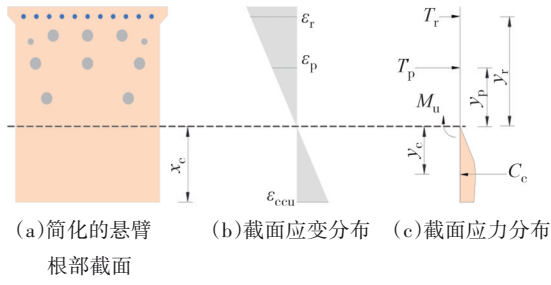


图 23 抗弯承载力简化计算示意图

Fig.23 Simplified schematic of flexural capacity

载力计算理论如极限平衡理论、桁架理论、塑性理论和压力场理论等都存在一定的局限性. 由于学界对其抗剪机理的认识尚未统一, 各国规范中大多采用依靠统计分析方法建立的具有一定可靠度的经验公式来计算结构的抗剪承载力.

本文试验梁仅一根, 难以通过分析较多样本以对该组合结构的抗剪承载力进行理论推导. 因此, 本文采用“叠加法”, 利用我国和法国规范对试验梁锚固段截面的抗剪承载力 V_u 进行计算, 并分析 UHPC、钢板、NC 部分对抗剪承载力的贡献比例.

5.2.1 按规范计算截面抗剪承载力

按规范分别计算截面各部分的抗剪承载力, 忽略钢板的约束作用及各部分的相互影响, 然后采用“叠加法”^[16] 将其叠加, 即

$$V_u = V_{us} + V_s + V_{cs} \quad (12)$$

式中: V_{us} 、 V_s 、 V_{cs} 分别为 UHPC、钢板、普通混凝土和钢框架的抗剪承载力.

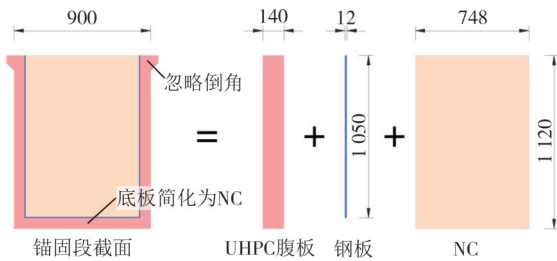


图 24 截面分解示意图(单位:mm)

Fig.24 Schematic of section decomposition(unit: mm)

1) 槽形模板 UHPC 腹板抗剪承载力.

欧洲国家对 UHPC 研究较早, 相关规范、指南较为完善. 法国现行规范 NF P18-710 认为 UHPC 结构的抗剪承载力 V_{us} 由 UHPC 基体、纤维和箍筋三部分提供^[21], 将竖向防裂钢筋视为箍筋, 即:

$$\begin{cases} V_{us} = V_c + V_f + V_{sv}, \\ V_c = \frac{0.24}{\gamma_{cf}\gamma_E} (1 + 3 \frac{\sigma_{cp}}{f_{uck}}) f_{uck}^{1/2} 0.9h_0b_u, \\ V_f = 0.9h_0b_u\sigma_f\theta, \\ V_{sv} = \frac{A_{sw}}{s} 0.9h_0f_{rd}\cot\theta \end{cases} \quad (13)$$

式中: V_c 、 V_f 、 V_{sv} 分别为 UHPC 基体、纤维和箍筋的抗剪贡献; γ_{cf} 、 γ_E 为安全系数, 按 NF P18-710 规范取 1.5; σ_{cp} 为截面的平均预压应力; f_{uck} 为 UHPC 抗压强度标准值; h_0 、 b_u 分别为 UHPC 截面有效高度和宽度; σ_f 为残余抗拉强度, 本文按规范计算取 4.0 MPa; θ 为主压应力的水平夹角, 本文试验梁主压应力的水平夹角在 $30^\circ \sim 45^\circ$ 之间, 偏安全取 45° ; A_{sw} 、 s 、 f_{rd} 分别为箍筋的面积、间距和抗拉强度, 分别取 56.5 mm²、100 mm、400 MPa.

按上述方法计算得到 $V_c = 297.3$ kN, $V_f = 639.1$ kN, $V_{sv} = 216.6$ kN, 由此得到 $V_{us} = 1\,153.0$ kN.

2) 钢板抗剪承载力.

在钢结构中, 由于钢材构件纤细, 易发生屈曲, 因此规范[30]中对钢材的抗剪强度在抗拉强度的基础上进行了折减. 本文组合盖梁中钢板两侧被 UHPC 和 NC 约束, 此时钢板发生剪切屈曲的风险降低^[20], 因此按规范计算钢板的抗剪承载力是偏安全的. 规范[30]规定钢板的抗剪承载力 V_s 由钢板截面剪切面积 A_s 与钢材抗剪强度设计值 f_{vd} 的乘积得到, 即

$$V_s = A_s f_{vd} \quad (14)$$

由此式计算得到 $V_s = 2\,016.0$ kN.

3) 内芯混凝土抗剪承载力.

本文采用规范 GB 50010 中的方法, 按未配筋截面计算内芯混凝土抗剪承载力, 按平衡条件计算钢框架提供的抗剪效应, 最后将二者叠加, 即

$$V_{cs} = 0.7 \left(\frac{800}{h_0} \right)^{1/4} f_{td} b_c h_0 + f_{sd} A_{ss} \quad (15)$$

式中: b_c 为混凝土截面宽度; f_{td} 、 f_{sd} 分别为混凝土和钢材抗拉强度设计值; A_{ss} 为钢框架截面积.

由此式计算得到 $V_{cs} = 1\,822.4$ kN.

本文组合结构仅设置竖向钢框架, 未布置箍筋, 为对比规范 GB 50010 和规范 JTG 3362 的差异, 将本文试验梁内芯混凝土和其内部钢框架简化为同含钢量的普通混凝土构件, 按规范 JTG 3362 中的公式计算该部分承载力.

$$V_{cs}^* = 0.05\alpha_1\left(14 - \frac{l_b}{h_b}\right)b_c h_0 \sqrt{(2 + 0.6P)\sqrt{f_{ck}}\rho_{sv}f_{sd}}$$

(16)

式中： α_1 为异号弯矩影响系数，本文取 0.9； l_b/h_b 为盖梁中间部分的跨高比，本文取 3.0/1.12； P 为纵向配筋率； f_{ck} 为混凝土抗压强度标准值； ρ_{sv} 为配箍率。

由式 (16) 计算得到 $V_{cs}^* = 1\,365.9\text{ kN}$ ，小于按式 (15) 计算的结果，原因是规范 JTG 3362 忽略了混凝土抗拉强度对抗剪承载力的贡献，考虑了剪跨比的影响。此类三组合结构的抗剪机理尚不明确，因此本文偏保守地采用规范 JTG 3362 的结果。

5.2.2 各部分对抗剪承载力的贡献

综合三部分的抗剪承载力，采用“叠加法”得到的试验梁承载力 $V_u = 4\,534.9\text{ kN}$ 。

按“叠加法”计算的试验梁承载力各部分贡献见图 25，由图可知：UHPC、普通混凝土及其内部钢框架、钢板对试验梁抗剪承载力占比约为 2:3:4；钢板的承载力占比为 44%，说明设置钢板不仅可以避免复杂的永久模板内模拆除工作，还可以大幅提高盖梁的抗剪承载力，取消箍筋设置，减少人工成本。

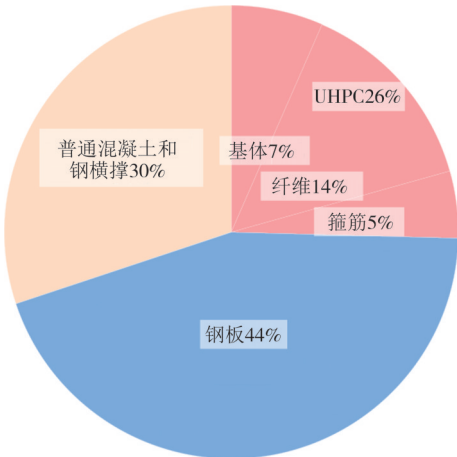


图 25 试验梁各部分抗剪承载力占比
Fig.25 Shear capacity ratio of each part of the test beam

5.3 结构安全性评估

综合上述分析，试验梁按相似比换算的效应值、理论承载力计算结果和试验值对比见表 4。

从表中可以看出：试验中试验梁根部最大弯矩和锚固段最大剪力比按相似比换算的效应值高 54% 和 46%，这说明试验梁具有足够的承载力；从理论计算也可以看出，槽形模板对盖梁结构的抗弯和抗剪能力均有较大提升。

表 4 理论承载力与试验值对比
Tab.4 Comparison of calculated capacity and test results

项目	效应值	试验值	计算值	试验值/效应值
抗弯/(kN·m)	7 963.1	12 285.5	18 084.4	1.54
抗剪/kN	3 048.1	4459.2	4 534.9	1.46

6 半预制盖梁设计和施工建议

本文首次提出新型半预制盖梁方案。综合试验和理论分析结果，提出以下几点设计和施工建议：

- 1) 截面形式。新型组合盖梁内部无须拆模，截面可设计成倒梯形，利于拆除外模、增加施工便利性和标准化生产；UHPC 厚度根据施工难度和受力要求可调整为 7~10 cm。
- 2) 预应力布置。盖梁自重效应较小，施工时一般需分批张拉预应力。由于 UHPC 抗拉强度大，可减小模板体外预应力，后续预应力可适当增加，以提高结构抗裂性能。
- 3) 纵筋和箍筋布置。试验和理论计算均表明新型组合盖梁抗剪承载力提高，可取消箍筋布置或少量布置，方便施工；应适当增加纵筋，提高截面开裂弯矩，限制 NC 裂缝发展，还能够提高结构的抗弯承载力。
- 4) 横隔板和钢框架。槽形模板为空间薄壁结构，横隔板和钢框架可以有效地增强其抗扭性能、减小模板变形并防止失稳。为增强槽形模板空间受力性能，可继续优化钢框架布置。
- 5) 施工工艺。盖梁槽形模板内钢模板较薄，在制作槽形模板时内模钢板的变形不容忽视，因此建议增设临时支撑措施；UHPC 的初凝时间较长，作为空心槽形结构，浇筑 UHPC 时内模钢板还承受较大的浮力，须采取严格的防上浮措施。

7 结论

本文根据超大盖梁的装配化需求，提出一种半预制盖梁结构形式，完成了一片 1:2.5 大比例模型试验，并结合理论分析对其力学性能展开了深入研究，得出如下结论：

- 1) 半预制盖梁采用无须拆除内模的 UHPC-S 槽形组合结构作为永久模板，对桥下既有交通、周边环境影响极小，大幅缩减现场施工工期，符合装配化发展需求。

2) 试验梁顶板 NC 区域裂缝宽而稀疏, UHPC 区域裂缝小而密集, 表现出多元开裂特征. 该结构具有优异的抗裂性能和极限变形能力.

3) 本文考虑材料的塑性应力-应变关系, 提出了此类横向组合截面的开裂弯矩计算模式, 建议可按普通混凝土构件计算截面抵抗矩塑性影响系数. 在设计槽形模板时, 可根据应变变化关系合理地设置预应力度使截面 NC 和 UHPC 开裂弯矩相同.

4) 新型组合盖梁具有优异的抗弯和抗剪能力, UHPC 抗拉性能对抗弯承载力贡献较小, 计算时可忽略 UHPC 抗拉作用. 盖梁的抗剪承载力主要由 UHPC、NC 及钢框架、钢板提供, 占比约为 2:3:4.

5) 半预制盖梁在结构布置、施工工艺上明显区别于现有的盖梁结构, 本文从整体受力性能上对其展开了试验和理论研究, 并提出了合理化设计、施工建议. 槽形模板的空间受力性能、结构最优布置、UHPC 和 NC 约束收缩和预应力设置对结构的抗裂性能影响, 以及更完善的承载力计算方法, 还需更多的模型试验和更为系统的理论研究.

参考文献

- [1] 张锐, 胡棚, 李晰, 等. U 形 UHPC 永久模板 RC 无腹筋组合梁抗剪性能试验[J]. 中国公路学报, 2021, 34(8): 145-156.
ZHANG R, HU P, LI X, et al. Shear behavior of reinforced concrete composite beams without stirrups using U-shaped UHPC permanent formwork[J]. China Journal of Highway and Transport, 2021, 34(8): 145-156. (in Chinese)
- [2] 李立峰, 唐金良, 胡方健, 等. 全预制轻型预应力 UHPC 薄壁盖梁抗剪性能试验[J]. 中国公路学报, 2020, 33(8): 144-158.
LI L F, TANG J L, HU F J, et al. Experimental on shear behavior of prefabricated light weight thin-walled UHPC bent cap [J]. China Journal of Highway and Transport, 2020, 33(8): 144-158. (in Chinese)
- [3] BILLINGTON S L, BARNES R W, BREEN J E. A precast segmental substructure system for standard bridges [J]. PCI Journal, 1999, 44(4): 56-73.
- [4] 李立峰, 叶萌, 胡方健, 等. 预制大悬臂预应力 UHPC 薄壁盖梁抗弯性能的试验研究[J]. 土木工程学报, 2020, 53(2): 92-104.
LI L F, YE M, HU F J, et al. Experimental study on the flexural behavior of a prefabricated large-cantilevered prestressed UHPC thin-walled bent cap[J]. China Civil Engineering Journal, 2020, 53(2): 92-104. (in Chinese)
- [5] 张哲, 邵旭东, 李文光, 等. 超高性能混凝土轴拉性能试验[J]. 中国公路学报, 2015, 28(8): 50-58.
ZHANG Z, SHAO X D, LI W G, et al. Axial tensile behavior test of ultra high performance concrete[J]. China Journal of Highway and Transport, 2015, 28(8): 50-58. (in Chinese)
- [6] 徐栋, 项海帆, 黄鼎业, 等. 装配式无粘结预应力混凝土盖梁模型试验[J]. 结构工程师, 1999, 15(1): 29-32.
XU D, XIANG H F, HUANG D Y, et al. Model test of segmental concrete coping with unbonded prestressing stands[J]. Structural Engineers, 1999, 15(1): 29-32. (in Chinese)
- [7] 卓卫东, 李长春, 孙作轩, 等. 分段预制拼装预应力混凝土盖梁静力性能试验[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2022, 50(12): 1752-1760.
ZHUO W D, LI C C, SUN Z X, et al. Experiment on static behavior of segmental precast PC cap beam [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2022, 50(12): 1752-1760. (in Chinese)
- [8] CHUNG C H, LEE J H, KWON S H. Proposal of a new partially precast pier cap system and experimental verification of its structural performance [J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2018, 22(7): 2362-2370.
- [9] 孙明松, 李嘉维, 夏坚, 等. 半预制 UHPC 外壳叠合盖梁试设计研究[J]. 水利与建筑工程学报, 2020, 18(4): 105-110.
SUN M S, LI J W, XIA J, et al. Trial-design of semi-prefabricated uhpc shell composite cap beam [J]. Journal of Water Resources and Architectural Engineering, 2020, 18 (4) : 105-110. (in Chinese)
- [10] 李嘉维, 夏樟华, 孙明松, 等. UHPC 模壳-RC 叠合盖梁受力性能试验[J]. 中国公路学报, 2021, 34(8): 157-167.
LI J W, XIA Z H, SUN M S, et al. Experimental study on mechanical performance of UHPC formwork-RC composite cap beam [J]. China Journal of Highway and Transport, 2021, 34(8): 157-167. (in Chinese)
- [11] 葛继平, 梅德磊, 闫兴非, 等. 预制拼装盖梁施工方式对比分析[J]. 应用技术学报, 2018, 18(1): 56-62.
GE J P, MEI D L, YAN X F, et al. Comparison and analysis of construction method of precast pier cap [J]. Journal of Technology, 2018, 18(1): 56-62. (in Chinese)
- [12] 刘永军, 丁文艺, 刘畅. 永久性模板的技术发展[J]. 水利与建筑工程学报, 2010, 8(6): 30-34.
LIU Y J, DING W Y, LIU C. Technical development of permanent template [J]. Journal of Water Resources and Architectural Engineering, 2010, 8(6): 30-34. (in Chinese)
- [13] 吴方伯, 左瑞, 文俊, 等. 免拆模混凝土梁受弯性能试验[J]. 建筑科学与工程学报, 2018, 35(2): 8-15.
WU F B, ZUO R, WEN J, et al. Experiment on bending performance of concrete beam without demoulding [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2018, 35 (2) : 8-15. (in Chinese)
- [14] FAHMY E H, SHAHEEN Y B I, ABDELNABY A M, et al. Applying the ferrocement concept in construction of concrete beams incorporating reinforced mortar permanent forms [J]. International Journal of Concrete Structures and Materials, 2014, 8(1): 83-97.
- [15] 梁兴文, 汪萍, 徐明雪, 等. 免拆 UHPC 模板 RC 梁受弯性能试验及承载力分析[J]. 工程力学, 2019, 36(9): 95-107.

- LIANG X W, WANG P, XU M X, et al. Flexural behavior and capacity analysis of RC beams with permanent uhpc formwork[J]. Engineering Mechanics, 2019, 36(9): 95-107. (in Chinese)
- [16] WIROJJANAPIROM P, MATSUMOTO K, KONO K, et al. Experimental study on shear behavior of rc beams using U-shaped UFC permanent formwork with shear keys and bolts[J]. Journal of Japan Society of Civil Engineers Ser. E2 (Materials and Concrete Structures), 2013, 69(1): 67-81.
- [17] AL-OSTA M A, ISA M N, BALUCH M H, et al. Flexural behavior of reinforced concrete beams strengthened with ultra-high performance fiber reinforced concrete[J]. Construction and Building Materials, 2017, 134: 279-296.
- [18] BAHRAQ A A, AL-OSTA M A, AHMAD S, et al. Experimental and numerical investigation of shear behavior of RC beams strengthened by ultra-high performance concrete [J]. International Journal of Concrete Structures and Materials, 2019, 13(1): 6.
- [19] FAYED S, EL-DIN A B, BASHA A, et al. Shear behavior of RC pile cap beams strengthened using ultra-high performance concrete reinforced with steel mesh fabric [J]. Case Studies in Construction Materials, 2022, 17: e01532.
- [20] 郑山锁, 胡义, 车顺利, 等. 型钢高强高性能混凝土梁抗剪承载力试验研究[J]. 工程力学, 2011, 28(3): 129-135.
- ZHENG S S, HU Y, CHE S L, et al. Experimental study on the shear capacity of srhshpc beams [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(3): 129-135. (in Chinese)
- [21] Director General of AFNOR.NF P 18-710: National addition to eurocode 2—Design of concrete structures: specific rules for ultra-high performance fibre-reinforced concrete (UHPFRC)[S]. Paris: Association Francaise de Normalisation, 2016: 32-54.
- [22] 混凝土物理力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2019[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2019: 8-29.
- Standard for test methods of concrete physical and mechanical properties: GB/T 50081—2019[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2019: 8-29. (in Chinese)
- [23] 李立峰, 范昕, 石雄伟, 等. 大比例预应力UHPC-T形梁抗弯性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2018, 51(5): 84-94.
- LI L F, FAN X, SHI X W, et al. Experimental study on flexural behavior of large-scale prestressed UHPC T-shaped beam [J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(5): 84-94. (in Chinese)
- [24] 徐海宾, 邓宗才. 预应力超高性能钢纤维混凝土梁受弯性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2014, 35(12): 58-64.
- XU H B, DENG Z C. Experimental research on flexural behavior of prestressed ultra-high performance steel fiber concrete beams[J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(12): 58-64. (in Chinese)
- [25] 公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范: JTG 3362—2018[S]. 北京: 人民交通出版社股份有限公司, 2018: 51-73.
- Specifications for design of highway reinforced concrete and prestressed concrete bridges and culverts: JTG 3362—2018[S]. Beijing: China Communications Press Co., Ltd., 2018: 51-73. (in Chinese)
- [26] 混凝土结构设计规范(2015年版): GB 50010—2010[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015: 34-100.
- Code for design of concrete structures (2015 edition): GB 50010—2010[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015: 34-100. (in Chinese)
- [27] 梁兴文, 汪洋, 徐明雪, 等. 免拆超高性能混凝土模板钢筋混凝土梁的受力性能及短期刚度研究[J]. 建筑结构学报, 2020, 41(7): 154-163.
- LIANG X W, WANG P, XU M X, et al. Mechanical behavior and immediate stiffness of RC beams with UHPC permanent formwork [J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(7): 154-163. (in Chinese)
- [28] 过镇海, 张秀琴. 砼受拉应力-变形全曲线的试验研究[J]. 建筑结构学报, 1988, 9(4): 45-53.
- GUO Z H, ZHANG X Q. Experimental investigation of complete stress-deformation curves of concrete in tension [J]. Journal of Building Structures, 1988, 9(4): 45-53. (in Chinese)
- [29] 王青, 王拓, 徐港, 等. 钢筋混凝土梁开裂弯矩不同计算方法对比分析[J]. 三峡大学学报(自然科学版), 2016, 38(6): 54-58+69.
- WANG Q, WANG T, XU G, et al. Contrastive analysis of different calculation methods of cracking moment for reinforced concrete beams [J]. Journal of China Three Gorges University (Natural Sciences), 2016, 38(6): 54-58+69. (in Chinese)
- [30] 公路钢结构桥梁设计规范: JTG D64—2015[S]. 北京: 人民交通出版社股份有限公司, 2015: 21-27.
- Specifications for design of highway steel bridge: JTG D64—2015 [S]. Beijing: China Communications Press Co., Ltd., 2015: 21-27. (in Chinese)