

预制大悬臂预应力 UHPC 薄壁盖梁 抗弯性能的试验研究

李立峰^{1,2} 叶萌¹ 胡方健³ 廖瑞³ 唐金良¹ 邵旭东^{1,2}

(1. 湖南大学土木工程学院, 湖南长沙 410082; 2. 湖南大学风工程与桥梁工程湖南省重点实验室, 湖南长沙 410082;
3. 上海市城市建设设计研究总院(集团)有限公司, 上海 200125)

摘要:为解决传统混凝土盖梁自重大、难以实现全预制拼装的技术难题,文章提出一种全预制轻型预应力超高性能混凝土(UHPC)大悬臂薄壁盖梁结构,自重减轻40%左右。为探究该结构的正截面抗弯及抗裂性能,结合实际工程,设计一片1:2大比例缩尺模型并完成全过程加载测试,获得结构的变形、应变、裂缝分布特征及开裂荷载、破坏荷载等关键结果;基于试验结果、UHPC材料的应变硬化特性及法国和瑞士UHPC规范,深入研究结构的初裂弯矩、名义开裂弯矩及抗弯承载力的计算方法。同时,采用ABAQUS软件中的塑性损伤(CDP)模型进行仿真分析,结果表明:新型UHPC盖梁具有良好的受力和变形性能,抗裂性能良好、裂缝具有多元分布特征;根据本文方法计算得到的抗弯承载力和开裂弯矩与试验结果吻合良好,且偏于安全,建议计算初裂弯矩和名义开裂弯矩时塑性影响系数分别取为1.0和2.0;实际工程中适当增加预应力钢筋、减少普通钢筋,有助于提高结构受力性能。

关键词:桥梁工程;预应力大悬臂盖梁;抗弯性能;抗裂性能;超高性能混凝土

中图分类号: U448.35 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-131X(2020)02-0092-13

Experimental study on the flexural behavior of a prefabricated large-cantilevered prestressed UHPC thin-walled bent cap

Li Lijiang^{1,2} Ye Meng¹ Hu Fangjian³ Liao Rui³ Tang Jinliang¹ Shao Xudong^{1,2}

(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. Shanghai Urban Construction Design & Research Institute, Shanghai 200125, China)

Abstract: In order to reduce the excessive self-weight and solve the difficulty of precast and assembly for conventional concrete bent caps, a fully prefabricated light-weight prestressed ultra-high performance concrete (UHPC) large-cantilevered thin-walled bent cap was proposed. The self-weight can be reduced by about 40%. A 1:2 scaled bent cap was designed and tested to investigate the crack resistance and the flexural behavior. Some parameters, such as deformation, strain, crack distribution, cracking and failure load were obtained. Based on the test results, the strain hardening characteristic of UHPC, French UHPC code and Swiss UHPC code, the calculation methods for cracking and the ultimate bending moment were investigated. Meanwhile, the concrete damage plasticity (CDP) model in ABAQUS was used to simulate the loading process of the UHPC bent cap. It is concluded that the new UHPC bent cap possesses excellent deformation capacity and anti-cracking behavior with fine and closely spaced cracks. The cracking and ultimate bending moment obtained by the proposed calculation method are in good agreement with the test results. It is recommended that the plastic influence coefficient be 1.0 and 2.0 respectively to calculate the initial cracking moment. The flexural behavior and placing space can be effectively improved by increasing the prestressing tendons and decreasing the reinforcements properly. The research results can provide reference for the design and application of the UHPC bent cap.

基金项目: 国家自然科学基金(51978257)、陕西省交通厅科研课题(17-19K)和云南省交通厅科研课题(2017-17)

作者简介: 李立峰, 博士, 教授

收稿日期: 2019-05-14

Keywords: bridge engineering; prestressed large-cantilevered bent cap; flexural behavior; crack resistance; ultra-high performance concrete

E-mail: lilifeng@hnu.edu.cn

引 言

我国基础设施建设规模巨大, 每年消耗约全球 50% 的钢铁和水泥, 建设行业绿色化升级转型是当前中国的重大战略发展方向。预制拼装技术在不增加基础建设投资的前提下, 满足节能、环保、快速、安全、高效、美观的建设要求, 是我国建设行业绿色化升级转型的重要施工工艺。

目前, 国内桥梁预制拼装技术广泛应用于上部结构和桥墩等。城市桥梁大悬臂盖梁自重可达 200~400t, 自重明显过大, 导致运输不便、安装困难, 其装配化难题一直未解决, 但若盖梁现浇则会对交通造成严重影响, 因此城市桥梁盖梁的装配化施工极为重要。此外, 普通混凝土盖梁易开裂、耐久性差, 极大地影响了桥梁的使用寿命^[1]。针对上述问题, 寻求一种新型预制盖梁结构显得尤为迫切。超高性能混凝土 (UHPC) 作为最新的土木工程材料, 具有超高抗压和抗拉强度、超高韧性、超强耐久性等突出优点^[2]。本文从实现盖梁的轻型化、快速施工、强度高、耐久性好的工程需求出发, 采用 UHPC 替代普通混凝土, 提出一种全新的预制轻型预应力 UHPC 薄壁盖梁结构。

本文拟对新型 UHPC 盖梁的抗弯性能进行研究, 迄今为止, 国内外学者针对 UHPC 结构的抗弯性能进行了较多研究。Yoo^[3-4]、Yang^[5] 等研究了钢纤维类型、钢纤维含量、浇筑方式等因素对 UHPC 梁抗弯性能的影响。Graybeal 等^[6-7] 研究了预应力 UHPC-I 形和 π 形梁的抗弯性能。国内学者杨剑^[8]、徐海滨^[9]、李立峰^[10] 等对预应力 UHPC 梁的抗弯性能也展开了研究。随着理论研究的成熟, 全世界范围内 UHPC 在桥梁工程的应用日益广泛^[11]。

本文首先提出预应力轻型 UHPC 薄壁盖梁的设计理念, 结合一片 1:2 大比例缩尺模型试验, 重点对 UHPC 盖梁的受力和变形性能、裂缝分布模式、正截面抗裂性能和抗弯承载力计算模式等展开研究; 同时采用 ABAQUS 软件建立有限元模型进行了加载全过程分析, 并依此提出结构设计的建议, 以进一步推广 UHPC 在桥梁工程中的应用, 促进桥梁预制拼装技术的完善。

1 UHPC 盖梁设计与试验

1.1 模型设计

1.1.1 盖梁受力特点

城市高架桥为减少城市用地, 通常采用大悬臂盖梁, 如图 1 所示。传统混凝土盖梁一般采用实心结构, 其施工过程中的主要受力特点是: 盖梁架设后其自重效应较小; 上部结构架设就位后, 盖梁需要承担主梁的全部自重、二期恒载及活载, 此部分作用效应非常大。这些特点决定了盖梁自身架设阶段不能施加过多的预应力, 以避免盖梁下缘开裂; 而随着上部结构的架设, 逐步施加预应力会导致工序复杂、难以实现全预制拼装。

本文的设计理念是: 根据长沙市湘府路改造工程的盖梁原结构形式, 采用变截面薄壁箱梁结构, 六边形截面。采用 UHPC 材料, 充分利用其超高的强度、优异的耐久性, 维持传统混凝土盖梁结构外形, 将实心结构改为薄壁结构 (壁厚控制在 20~30cm), 较大的挖空率可以减少自重 40% 以上, 可实现一次性吊装到位; 并布置少量的预应力筋, 实现一次张拉完成, 极大地减少现场施工工序, 从而实现全预制拼装的工艺要求。具体的结构布置结合模型设计尺寸进行说明。



图 1 大悬臂盖梁

Fig. 1 A large-cantilevered bent cap

1.1.2 模型设计

为研究结构受力和变形性能, 设计一片相似比 1:2 的大比例缩尺模型进行试验, 其尺寸如图 2 所示。为方便模型制作, 偏保守地将六边形截面缩简为四边形, 作为安全储备。模型全长 12.1m, 两侧悬

臂长均为 4.35m；梁高从悬臂端部的 0.515m 线性变化至根部的 1.05m；顶板宽 1m、厚 0.125m；底板宽 0.902m、标准段厚 0.125m；腹板标准段厚度为 0.1m。盖梁顶面设置 2% 横坡。因上部结构为 11 片钢-混凝土组合梁，盖梁上部设置了 11 块支座垫石，盖梁内部设置了 13 个隔板。

盖梁参考瑞士规范选用 UA 型 UHPC 材料，抗压强度标准值为 120MPa，弹性抗拉强度标准值和极限值分别为 7MPa 和 7.7MPa。

试验盖梁为部分预应力 UHPC 构件，采用后张法施工，张拉控制应力为 1209MPa。预应力筋采用缓黏结预应力钢绞线 1×19S 型，无平弯。顶板按 0.2m 间隔等间距布置 9 根预应力束，两侧腹板各布置 5 根。该类型预应力筋可经受高温蒸养，在施工阶段为无黏结状态，之后由于黏合剂的固化作用而缓慢转化为有黏结状态。本文试验过程中，预应力筋始终保持为无黏结状态。

UHPC 盖梁的普通钢筋布置为：纵向抗弯主筋采用直径 32mm 的 HRB500 钢筋，顶板布置 13 根，底板布置 9 根；箍筋采用直径 8mm 的 HRB400 钢筋，箍筋间距为 50~100mm。

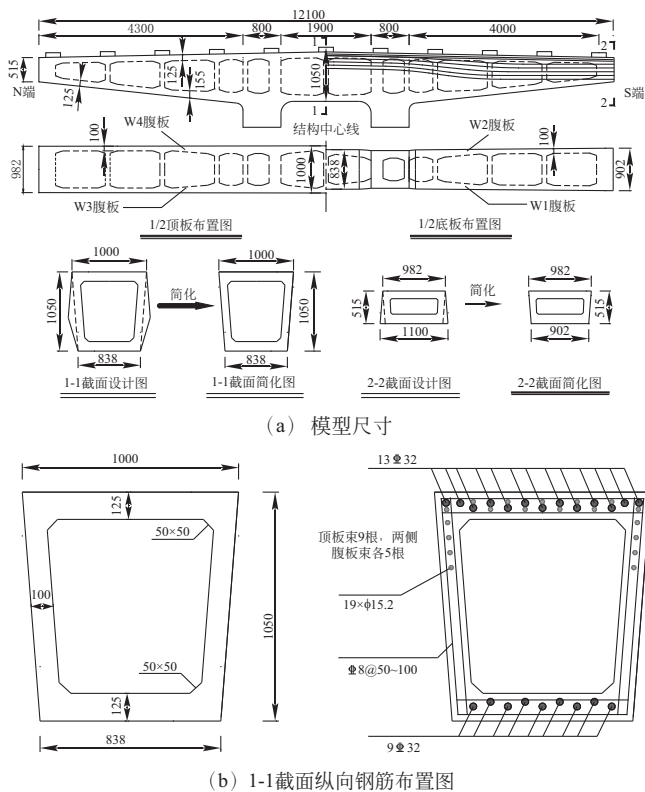


图 2 试验梁整体布置图 (单位: mm)
Fig. 2 The overall layout of the experiment beam (unit: mm)

1.2 模型制作

盖梁模型 UHPC 材料基体配合比如表 1 所示。基体中掺入长 13mm、直径 0.2mm 的镀铜光面圆直型钢纤维，体积掺量为 2%。浇注试验梁时，充分利用了 UHPC 良好的流动性和自密实性能，从盖梁的中间向两悬臂端浇注，并通过适当振捣让其均匀流动并充满整个模板。

表 1 UHPC 基体配合比

Table 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	0.02	0.20

试验梁浇注完成后，立即用塑料薄膜覆盖保湿；室温下常规养护 48h 后拆除腹板钢模，随即在高温 (90±2℃) 下蒸汽养护 82h。蒸养结束后，拆除底板钢模并在室温下存放，7d 之后对预应力筋进行单端张拉，之后进行加载试验。

1.3 加载方案

根据分析结果，两悬臂根部之间纯弯段较悬臂根部截面小，因此纯弯段跨中截面为最不利截面，根据相似比换算，得到缩尺模型该截面设计荷载为 5284kN·m。

依托工程通过 11 个支座把上部结构荷载传递至盖梁，若对此进行模拟，则模型试验过于复杂，且同步性难以实现。考虑到盖梁为大悬臂结构，且本文主要研究其抗弯性能，因此，对加载过程进行适当简化，仅在两侧悬臂端部单点加载。

采用 5000kN 液压千斤顶通过分配梁施加荷载，加载点距离悬臂根部 4m，如图 3 所示。试验加载采用单调分级加载方式，荷载等级采用 100~150kN。

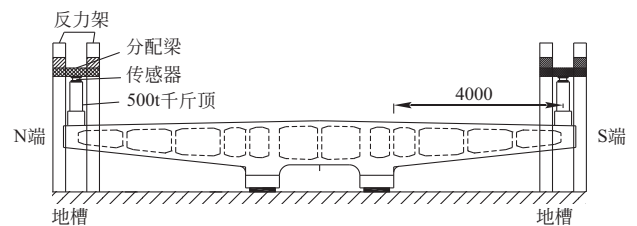


图 3 加载布置图 (单位: mm)
Fig. 3 Loading configuration (unit: mm)

1.4 量测方案

本文量测内容包括预应力、试验荷载、竖向位移、纵向应变、裂缝开展情况等，测点布置如图 4 所示。

通过在锚下布置穿心式传感器，测量预应力筋张拉应力和永存应力；在液压式千斤顶上布置 500t

压力传感器测量试验荷载。沿梁纵向共布置了 13 个竖向位移传感器；选取全梁多个典型截面测试 UHPC 应变，包括跨中截面、两悬臂根部截面等；沿梁纵向在顶、底板各布置 1 排应变片，顶板应变片间隔 0.5m，底板应变片间隔 1m；各腹板斜向布置 3 排

45°倾角的应变片，用以研究腹板应变的分布情况；并在截面 I ~ V 测量主筋应变，每个截面钢筋编号为 S1~S3，分别表示顶板第一、二层钢筋和底板钢筋。试验中，同步观察并记录各级荷载下裂缝发展情况。

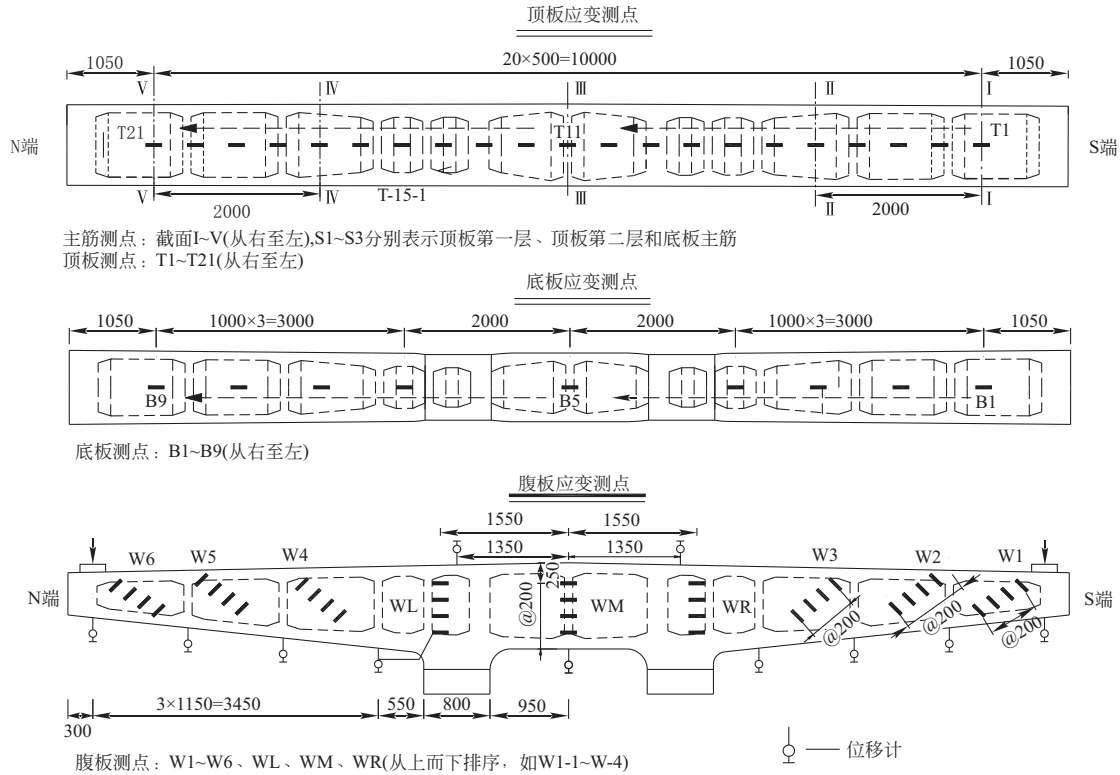


图 4 测点布置图 (单位: mm)
Fig. 4 Instrumentation plan (unit: mm)

2 试验结果与分析

2.1 材性试验与力学性能

所有材性试验的试件与模型梁在相同条件下养护，并按照法国 UHPC 规范^[12]方法进行测试，基本力学性能测试结果如表 2 所示。

表 2 UHPC 材料特性

Table 2 Material properties of UHPC MPa

参数	弹性模量	立方体抗压强度	棱柱体抗压强度	抗折强度	抗拉强度 (换算值)
结果	47257	168	165	24	7.6

2.2 预应力张拉阶段结果

所有预应力筋采用单端张拉方式进行张拉。张拉完成后，6 根预应力筋有效预应力平均值实测为 1195MPa。张拉结束后，梁体变形结果与相应的 Midas 有限元分析结果对比如图 5 和表 3 所示，两者吻合较好。可以看出张拉阶段，盖梁变形较小。

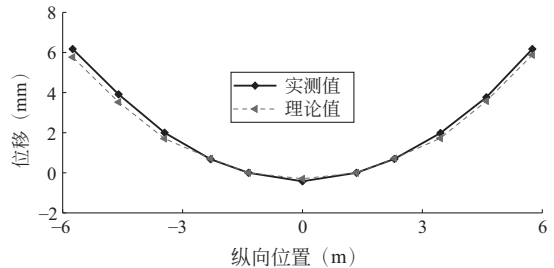


图 5 张拉后变形实测值与理论值对比
Fig. 5 Comparison of theoretical and test results of deformation in prestressing stage

表 3 张拉阶段理论与试验结果对比

Table 3 Theoretical and test results of deformation in prestressing stage

参数	实测值	理论值	相对差值
端部位移(mm)	6.17	5.88	0.29

2.3 正式加载的测试结果

通过对模型进行加载测试，得到初裂荷载为 850kN，名义开裂荷载（对应裂缝宽度为 0.05mm）为 1150kN，极限荷载为 2650kN（测量时只记录到 2450kN 及其之前的数据）。极限荷载对应的弯矩为 10600kN·m，是设计值的 2 倍，安全度较高。试验盖梁概况如图 6 所示，破坏细节如图 7 所示。

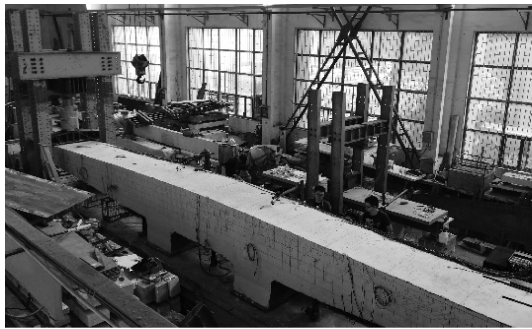


图 6 试验照片
Fig. 6 Tested beam

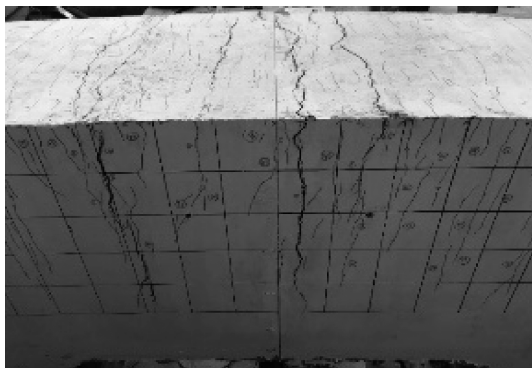


图 7 纯弯段破坏细节
Fig. 7 Detail of failure mode

2.3.1 荷载-位移曲线和试验全过程

加载点荷载-位移曲线如图 8 所示，各荷载步下的盖梁变形图如图 9 所示，极限荷载作用下的裂缝分布图如图 10 所示。试验梁开裂荷载、峰值荷载及其相应的位移汇总于表 4。

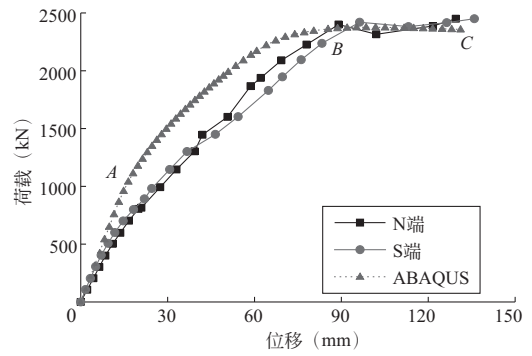


图 8 加载点荷载-位移曲线

Fig. 8 Load-deflection curve of the loading point

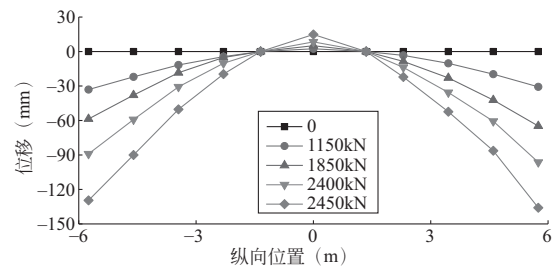


图 9 竖向变形图

Fig. 9 Deformation along the beam

表 4 开裂荷载和峰值荷载试验结果

Table 4 Testing result at cracking and peak load

	初裂	名义开裂	峰值点
荷载(kN)	850	01150	2450
加载点位移(mm)	19.8	27.4	136.0

由图 8 可以发现，加载点荷载-位移曲线存在较为明显的 2 个特征点，开裂点 (A)、普通钢筋屈服点 (B)。据此，可将整个试验过程大致划分为 3 个阶段。

(1) 线弹性阶段 (OA 段)。

试验初期 (荷载 0~850kN)，加载点荷载与位移呈正比例关系增长，各测点应变也与荷载呈线性关系，结构刚度基本保持不变，试件表面未出现裂缝，试验盖梁处于线弹性受力阶段。

(2) 裂缝开展阶段 (AB 段)。

当荷载达到 850kN，纯弯段首先出现数条裂缝，裂缝宽度小于 0.02mm；加载到 1150kN 时，相应的加载点位移分别为 27.43mm 和 24.52mm，此时，跨中纯弯段及悬臂根部裂缝数量增加，但裂缝宽度较小、仅 0.05mm。这一阶段裂缝数量增加较快，但宽度扩展较慢。

(3) 持荷破坏阶段 (BC 段)。

当荷载超过 2250kN 后, 裂缝数量趋于稳定, 纯弯段中间的数条主裂缝 (如图 10 所示) 发展迅速, 裂缝宽度超过 2mm, 并不断伴随有钢纤维拔出的“嘶嘶”声。弯剪段形成了较多的细长斜裂缝, 裂缝与盖梁纵向夹角越靠近纯弯段越大, 从加载点到纯弯段裂缝角度逐渐从 20° 向 90° 变化。试验荷载加载到 2650kN, 瞬间回落至 2450kN, 最大裂缝宽度接近 1cm, 主裂缝急剧发展直到梁底, 距梁底部仅 9cm。千斤顶继续施压、但试验荷载无法增加, 加载点位移持续增加, 已产生较大转角, 预示着试件接近破坏, 但此时预应力筋并没有屈服, 考虑到安全因素, 停止加载。

2.3.2 试验现象观察与破坏形态

试验过程中, 盖梁纯弯段首先出现弯曲裂缝, 随着荷载增加, 弯剪段出现细微斜裂缝, 最后纯弯段弯曲裂缝发展为主裂缝, 最终发生弯曲破坏。盖梁的裂缝开展可分为 2 个阶段: 在初裂后继续加载, 裂缝数量持续增加; 随后裂缝数量趋于稳定, 裂缝宽度与长度不断增长。由于钢纤维的桥联作用, UHPC 构件裂缝发展受限, 裂缝分布较为均匀, 裂缝间距在 30~80mm。试验盖梁加载点的极限位移达到其悬臂端长度的 1/29.4, 表现出良好的极限变形能力。

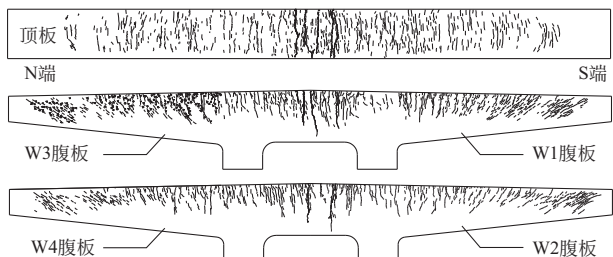


图 10 裂缝分布示意图
Fig. 10 Crack pattern

2.3.3 荷载-预应力增量关系

图 11 为荷载-预应力增量曲线。结构为无黏接预应力体系, 由图可知: ①荷载在 0~850kN 时, 各预应力筋的预应力基本无变化。②荷载在 850~1150kN 时, 曲线出现第 1 个转折点, 顶板束有较小增幅; 随着裂缝开展, 预应力持续上升。③当荷载达到 2250kN 时, 顶板普通钢筋屈服, 曲线出现第 2 个转折点, 变形不断增大, 预应力也迅速增加。其中, 越靠近顶板的预应力筋, 预应力变化幅度越大。

此外, 在最大荷载时, 预应力筋均未屈服, 顶板束预应力荷载增量为 63.0kN, 相应应力达到 1635.3MPa, 接近屈服。

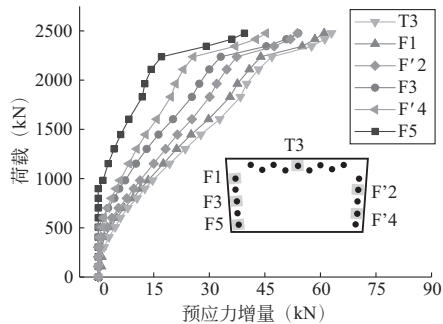


图 11 荷载-预应力增量关系曲线

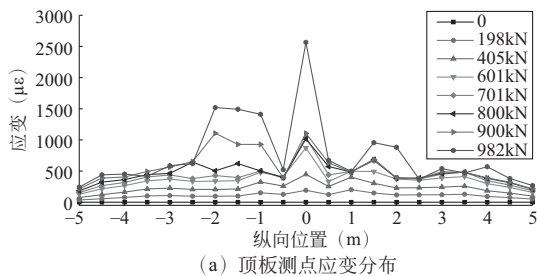
Fig. 11 Load-prestressing force increment curve

2.3.4 典型荷载-应变响应

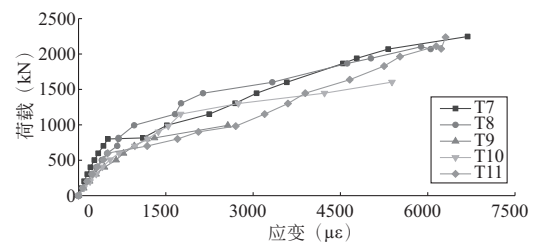
加载过程中, 顶板、底板、腹板、钢筋实测应变随荷载大小的发展过程如下。

(1) 顶板应变。

图 12 (a) 给出了顶板的应变实测结果, 荷载超过 850kN 后, 纯弯段跨中区域首先开裂, 测点应变突然增大; 当荷载达到 982kN 时, 纯弯段跨中最大拉应变为 2566 $\mu\epsilon$, 且应变值随裂缝扩展而持续增大, 纯弯段 UHPC 测点的荷载-应变关系如图 12 (b) 所示。



(a) 顶板测点应变分布



(b) 纯弯段顶板测点荷载-应变关系

图 12 顶板应变测试结果

Fig. 12 Strain at the top surface

从图 12 (b) 看出, 在加载初期, 梁纵向位置应变基本呈均匀增加的趋势, 从 850kN 左右开始, 随着纯弯段和悬臂根部附近逐渐出现裂缝, 该位置应变增量突然增大, 且越靠近跨中位置, 应变增长越快。

(2) 腹板应变。

图 13 为截面 III 腹板在不同荷载作用下沿梁高方向的应变实测结果。可以看出: 在加载前期, 梁高

方向的应变基本保持较好的直线关系；随着荷载增加截面开裂，跨裂缝的测点应变增加迅速，而未跨裂缝的测点应变增加较小。随着荷载的增加，梁的中性轴下降。

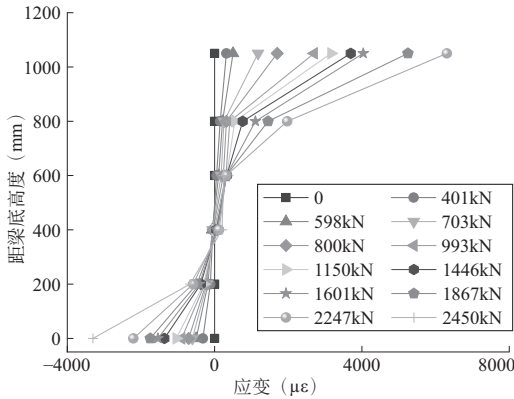


图 13 跨中截面腹板纵向应变沿梁高分布情况
Fig. 13 Strain distribution of cross-section III

(3) 底板应变。

各级荷载作用下，底板纵向应变分布如图 14 (a) 所示。纯弯段跨中测得 UHPC 最大压应变为 $-3305\mu\epsilon$ ，未出现 UHPC 压碎迹象。两悬臂段的应变基本呈对称分布，越靠近纯弯段跨中压应变越大。底板几个关键测点的荷载-应变曲线如图 14 (b) 所示，可以看出底板荷载-应变曲线基本呈线性变化，只有 B5 测点在最后几级荷载作用下呈现塑性趋势。

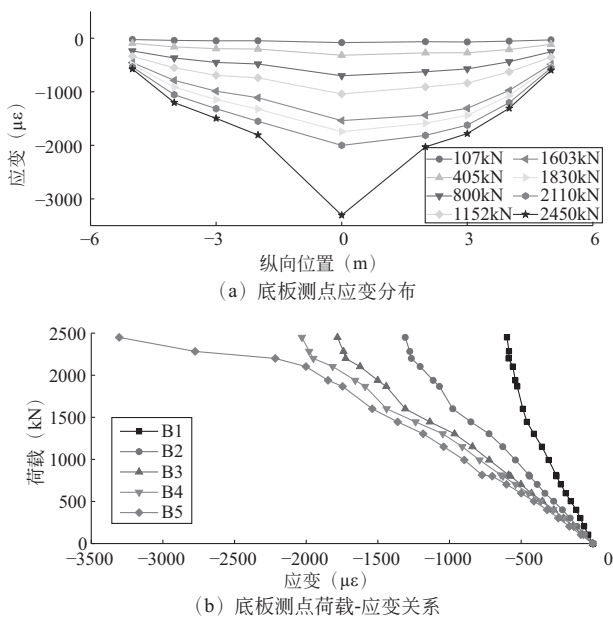


图 14 底板应变测试结果
Fig. 14 Strain at the bottom surface

(4) 主筋应变。

截面 I ~ III 主筋应变结果如图 15 所示，S1 ~ S3

分别表示顶板第一、二层主筋和底板主筋测点。由图可知，受拉主筋最大应变为 $3156\mu\epsilon$ ，已达到屈服应变，受压主筋最大应变为 $-1195\mu\epsilon$ 。当荷载达到 2000kN 左右时，跨中截面（截面 III）顶板第一层主筋首先屈服，随后截面 II 也达到屈服应变；截面 I 靠近加载点，应变较小。此外，越靠近跨中裂缝宽度越大，故越靠近跨中钢筋应变值也越大。

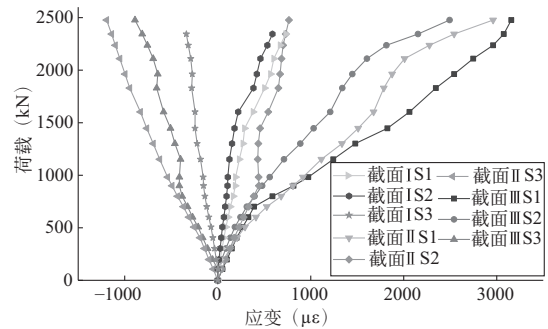


图 15 荷载-主筋应变曲线

Fig. 15 Load-longitudinal reinforcement strain curve

3 抗裂性能分析

本文 UHPC 盖梁上缘预应力筋布置较少，属于部分预应力构件，最不利状态下，上缘拉应力达到了 18.7MPa，远远超出 UHPC 抗拉设计强度。从图 16 可以看出，在最不利状态下，结构拉应变将超出初裂应变值，进入应变硬化阶段，这一阶段 UHPC 呈现多元开裂特征。显然，正截面的抗裂性能是 UHPC 构件设计应用中的一个关键问题。对于该类型结构的抗裂性能评估方法和开裂弯矩计算模式研究较少，亟待进一步深入探讨。

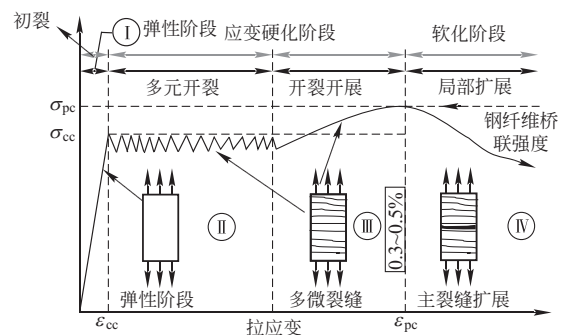


图 16 UHPC 典型轴拉应力-应变关系

Fig. 16 Typical axis tensile stress-strain relation of UHPC

3.1 抗裂性能评估方法及试验结果

德国学者 Rafiee^[13] 研究表明，如果 UHPC 结构表面的最大裂缝宽度不超过 0.05mm，裂缝不会对

UHPC 的耐久性造成影响。因此,工程上通常将 0.05mm 作为 UHPC 结构抗裂设计的界限^[14]。为了充分对 UHPC 盖梁的抗裂性能进行评估,本文中引入名义开裂弯矩的概念,这里名义开裂弯矩是指 UHPC 结构裂缝宽度等于 0.05mm 时对应的弯矩。为区别名义开裂弯矩,将出现可视裂缝对应的弯矩定义为初裂弯矩。

根据试验结果,加载点距悬臂根部 4m,初裂弯矩为 3400kN·m,对应荷载为 850kN;名义开裂弯矩为 4600kN·m,对应荷载为 1150kN。名义拉应力是通过将不同裂缝宽度对应的荷载施加在未开裂截面所得到的理论拉应力值,不同裂缝宽度对应的名义拉应力列于表 5,可以看出:当裂缝达到 0.05mm 时,结构的名义拉应力为 29.96MPa,远大于最不利状态下结构的最大拉应力 18.7MPa;最不利状态下,结构的裂缝宽度小于 0.05mm,不会对耐久性产生影响,满足要求。

表 5 预应力 UHPC 盖梁名义拉应力

Table 5 The nominal tension stress of prestressed UHPC bent cap (MPa)

裂缝宽度	0.05mm	0.1mm	0.15mm	0.2mm
名义拉应力	29.96	41.00	46.52	49.73

3.2 抗裂弯矩计算模式研究

本文将抗裂弯矩分为初裂弯矩与名义开裂弯矩 2 个概念进行讨论,预应力 UHPC 盖梁的抗裂弯矩主要由 2 部分决定:①预应力筋对构件的预压应力;②UHPC 材料的抗拉性能,同时,需要考虑 UHPC 受拉开裂过程中产生的塑性应变。国内规范及文献^[15]主要按式(1)计算预应力 UHPC 构件的开裂弯矩:

$$M_{cr} = (\sigma_p + \gamma_m f_t) W_0 \quad (1)$$

式中: σ_p 为预应力在构件抗裂边缘产生的预压应力。 γ_m 为截面抵抗矩塑性影响系数, $\gamma_m = W_s / W_0$; W_0 为换算截面对截面受拉边缘的弹性抵抗矩, W_s 为截面对受拉边缘的塑性抵抗矩。 f_t 为抗拉强度。

从式(1)可以看出,在截面一定的情况下,开裂弯矩主要与 σ_p 、 γ_m 和 f_t 有关。分别讨论如下。

3.2.1 预应力对抗裂性能的影响

根据文献[10],预应力筋对开裂弯矩贡献比重较大,而 σ_p 主要与预应力筋配筋率和张拉应力有关。因此,在合理范围内增大预应力筋配筋率和提高张拉应力是改善结构抗裂性能的有效措施。

3.2.2 UHPC 材料类型对抗裂性能的影响

法国规范根据极限抗拉强度是否大于初裂强度

将 UHPC 划分为:T1*(应变软化)、T2*(低应变强化)和 T3*(高应变强化)3 种类型。瑞士规范根据初裂强度、极限抗拉强度与初裂强度比值、强化极限应变这 3 个指标将 UHPC 分为:UO(应变软化)、UA(强化极限应变大于 1500 $\mu\epsilon$)和 UB(强化极限应变大于 2000 $\mu\epsilon$)3 个等级。本文试验盖梁采用的 UHPC 材料属于 T2* 或 UA 等级,即低应变强化 UHPC。

王俊颜等^[16]对 3 种 UHPC 的抗拉性能及裂缝宽度控制能力进行了试验研究,其研究表明:应变软化 UHPC、低应变强化 UHPC 及高应变强化 UHPC 的弹性极限应变(初裂应变)分别为 180 $\mu\epsilon$ 、200 $\mu\epsilon$ 、250 $\mu\epsilon$;极限应变分别是 0.018%、0.11% 和 0.42%;低应变强化和高应变强化的名义开裂应变分别为 1000 $\mu\epsilon$ 和 4000 $\mu\epsilon$,应变软化 UHPC 的极限拉伸应变与弹性极限应变基本相等。本文测得的初裂应变为 233 $\mu\epsilon$ 、名义开裂应变为 904 $\mu\epsilon$,与王俊颜的试验结果十分接近,说明本文测试结果可靠。采用应变强化能力较高的 UHPC 有助于提高 UHPC 结构的抗裂性能及裂缝控制能力。

3.2.3 塑性影响系数 γ_m 的确定

根据以往的研究成果^[8,17], γ_m 的大小主要与截面形状,配筋率以及所采用的 UHPC 应力-应变关系等有关, γ_m 的推导过程见文献[10]。开裂荷载作用下,受压区 UHPC 处于弹性阶段。UHPC 受拉应力应变关系采用张哲等^[18-19]的研究结果,如图 17 所示。A 点对应受拉应力应变关系弹性阶段的终点,之后 UHPC 进入应变硬化阶段(AB 段)。B 点之后,UHPC 进入应力软化段。受拉边缘 UHPC 拉应变达到 A 点时,UHPC 基体未出现可视裂缝,可视初裂缝对应的应变(C 点)位于 A、B 点之间;而根据 0.05mm 裂缝宽度定义的名义开裂应变,即 D 点,位于 C、B 点之间。根据本文试验梁的实际情况及式(1),可以得到开裂时截面应力和应变分布如图 18 所示。

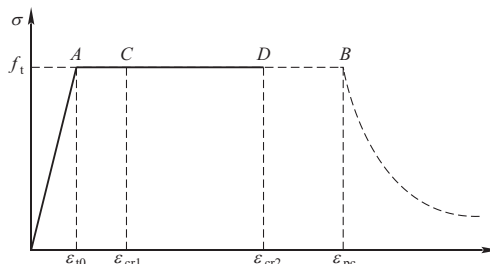


图 17 UHPC 受拉本构模型

Fig. 17 Tensile constitutive model of UHPC

3.3 抗裂弯矩计算结果

UHPC 盖梁由预应力效应产生的预压应力直接采

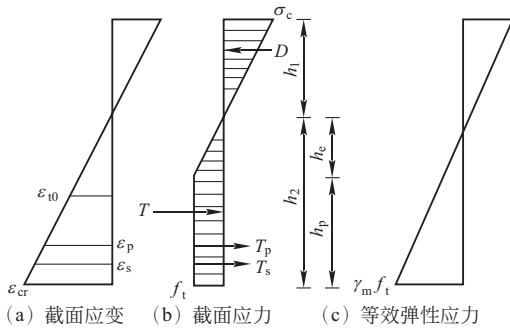


图 18 开裂时截面应力应变分布图

Fig. 18 Stress and strain distributions on a cracked section

用弹性方法计算，可得盖梁顶缘预压应力为 13.1MPa。考虑预应力钢筋和普通钢筋的换算截面对梁顶缘的弹性抵抗矩 $W_0 = 0.1475\text{m}^3$ ，则预应力筋提供的开裂弯矩为 1915.0kN·m。

对于由 UHPC 抗拉性能提供的开裂弯矩，截面抵抗矩塑性影响系数与 h_e/h_p 的值有关，即与 ϵ_{10} 和 ϵ_{cr} 的取值有关^[10]。本文试验梁的实测结果为： $f_t = 7.0\text{MPa}$ ， $\epsilon_{10} = f_t/E_c = 163\mu\epsilon$ ；初裂弯矩作用下，试验盖梁纯弯段受拉顶缘平均应变实测为 $\epsilon_{cr1} = 233\mu\epsilon$ ，则 $h_e/h_p \approx 1.8$ ；名义开裂弯矩作用下，纯弯段受拉顶缘平均应变实测为 $\epsilon_{cr2} = 904\mu\epsilon$ ，则 $h_e/h_p \approx 0.22$ 。可以看出，名义开裂应变大概是初裂应变的 3.5 倍，UHPC 受拉提供的抵抗矩增大。为了研究 h_e/h_p 对初裂弯矩及名义开裂弯矩结果的影响，本文分别对 9 种不同 h_e/h_p 下的开裂弯矩进行了计算分析，并汇总列于表 6。

表 6 预应力 UHPC 盖梁抗裂弯矩

Table 6 Cracking moment

(kN·m)

计算模式	h_e/h_p	γ_m	计算值 M_{cr}^c	试验值 M_{cr}^t	M_{cr}^c/M_{cr}^t
考虑 UHPC 受拉塑性	0.1	3.849	5853.5		1.27(1.72)
	0.2	2.651	4628.0		1.00(1.36)
	0.3	2.228	4194.5		0.91(1.23)
	0.4	2.004	3965.4	4600.0	0.86(1.17)
	0.5	1.863	3820.9	(3400.0)	0.83(1.12)
	1	1.551	3502.5		0.76(1.03)
	2	1.367	3314.3		0.72(0.97)
	3	1.298	3243.1		0.71(0.95)
	按弹性阶段计算	$h_p=0$	1	3078.3	
按实测初裂应变计算	1.8	1.587	3539.2		0.77(1.04)
按实测名义应变计算	0.22	2.677	4654.1		1.01(1.37)

注：括号中为初裂弯矩和对应比值。

根据实测应变和图 18 进行计算，获得初裂弯矩对应的 γ_m 为 1.587，名义开裂弯矩对应的 γ_m 为 2.677，计算值与试验值吻合良好，说明该计算方法同时适用于初裂与名义开裂弯矩的计算。名义开裂弯矩大概是初裂弯矩的 1.3 倍以上，因此若将名义开裂弯矩的概念引入工程设计中，可以更有效全面地对 UHPC 结构的抗裂性能进行评估，为结构预应力度的选取和预应力筋数量的确定提供参考。

综合这些分析，建议计算初裂弯矩可以偏安全取 $\gamma_m = 1$ ，计算名义开裂弯矩偏安全地取 $\gamma_m = 2$ 。各种因素对于 γ_m 的影响还需进一步深入研究和分析。

4 抗弯承载力计算与分析

4.1 计算模式

UHPC 预应力构件的承载力计算模式也是基于平截面假定，由于 UHPC 材料具有较高的抗拉强度，现有 UHPC 设计规范、指南以及研究成果中，均考虑 UHPC 抗拉强度的贡献，但所采用的 UHPC 材料的应力应变关系不尽相同，其计算模式如图 19(a)、图 19(b) 所示。

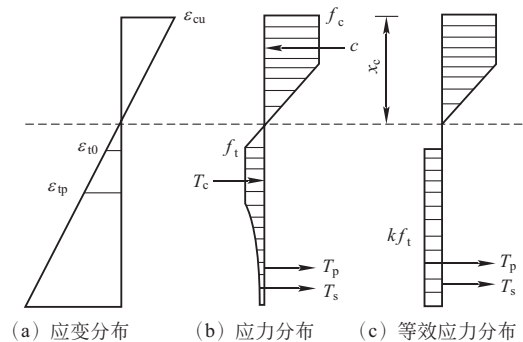


图 19 极限状态截面等效应力应变分布图

Fig. 19 Adjusted stress and strain distributions at the ultimate bending limit state

根据力平衡条件，有：

$$\int_c \sigma_c b dx = \int_t \sigma_t b dx + A_p f_p + A_s f_y \quad (2)$$

构件极限承载力 M_u 为：

$$M_u = \int_c \sigma_c y_c b dx + \int_t \sigma_t y_t b dx + A_p f_p y_p + A_s f_y y_s \quad (3)$$

式中： b 为截面宽度； A_p 为预应力筋截面面积； A_s 为钢筋截面面积。

4.2 按规范计算极限承载力

法国^[12]、瑞士^[20]、澳洲、德国、美国 UHPC 规范或指南均给出了用于抗弯设计的应力-应变关系或计算图示。这里仅就应用较广的法国及瑞士规范进

进行讨论。法国规范所采用的 UHPC 应力-应变关系如图 20 所示，瑞士规范给出的截面承载力计算图示如图 21 所示。关于 UHPC 的抗拉性能，法国规范建议的受拉应力-应变关系为多折线形式，较为复杂；瑞士规范则是直接简化为等效应力，更为简明。关于 UHPC 的受压性能，法国规范考虑了 UHPC 的受压塑性，采用了平直段；瑞士规范则认为 UHPC 构件受压区域呈弹性。图 20、图 21 中符号含义见文献[12, 20]。

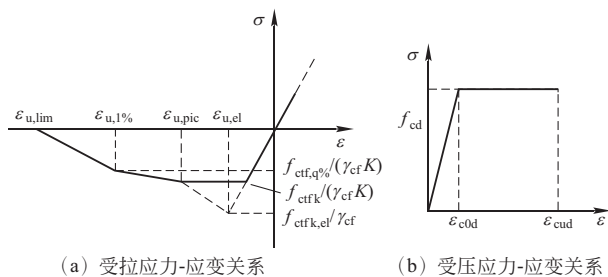


图 20 法国规范 UHPC 本构关系

Fig. 20 Constitutive relationship of UHPC in French code

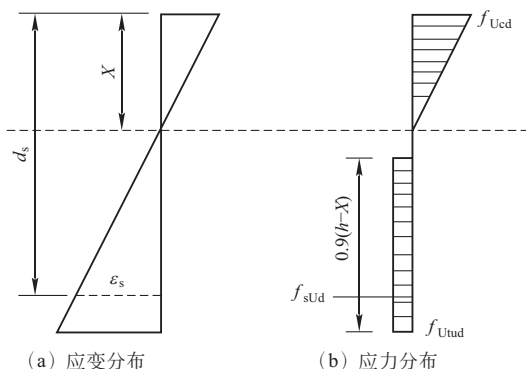


图 21 瑞士 UHPC 规范承载力计算图示

Fig. 21 Calculation icon of flexural capacity of UHPC in Swiss code

根据这 2 个规范，对 UHPC 盖梁的抗弯承载力进行计算分析。试验的极限荷载 $M_u^t = 10600 \text{ kN} \cdot \text{m}$ ，计算结果如表 7 所示。

表 7 极限承载力计算结果对比

Table 7 Predicted result of flexural capacity (kN · m)

计算模式	M_u^c	M_u^c / M_u^t
法国规范	10077	0.95
瑞士规范	10675	1.01
法国规范、不计受拉	9950	0.94
瑞士规范、不计受拉	9962	0.94

结果表明：计入 UHPC 抗拉强度时，法国规范较试验值小，瑞士规范较试验值大，但差距均在 5% 以

内；不计 UHPC 抗拉强度时，按照法国和瑞士规范计算抗弯承载力，较试验结果低 6% 左右。说明 UHPC 抗拉强度对于构件抗弯承载力具有贡献，但比重较小。

4.3 关于极限承载力计算方法的分析

从法国、瑞士规范的计算模式可知，二者本质区别是采用了不同的 UHPC 受压、受拉应力-应变关系。

(1) 受压应力-应变关系。

UHPC 具有超高的抗压强度，一般来说，UHPC 受压应力应变关系有两种：一种是将 UHPC 受压视为弹性，许多相关研究发现，UHPC 构件在受压过程中基本处于弹性阶段；另一种是将 UHPC 视为理想弹塑性，这是根据许多材性试验的研究结果简化得到。UHPC 超高的抗压强度决定了构件抗弯承载力的上限，配筋率（包括预应力筋和普通钢筋）决定了抗弯承载力。极限状态下，UHPC 结构的受压区高度较小，受压应力应变关系的改变对承载力影响很小。

(2) 受拉应力-应变关系。

UHPC 受拉性能存在应变硬化特性，与普通混凝土差异较大。目前，对于 UHPC 构件的抗弯极限承载力的研究主要是围绕受拉应力-应变关系展开，基本思路是：采用不同的受拉应力-应变关系，将受拉区应力也等效于矩形应力分布。如图 21 所示，通过与试验数据对比得到不同的受拉区均匀应力分布换算系数 k 。通过试验研究，杨剑等^[8]得到 $k=0.5$ ，李立峰等^[10]得到 $k=0.238$ 。本文主要讨论受拉应力应变对抗弯承载力计算的影响，不单独研究某一种 UHPC 受拉应力-应变关系，而是通过将受拉区等效为矩形应力分布，分别研究当 UHPC 受压应力-应变关系为弹性和塑性时，不同 k 值对极限抗弯承载力的影响，以得到适合不同受压应力应变关系的换算系数 k 的取值范围。

根据瑞士规范得到 UHPC 的受压弹性应力-应变关系，根据法国规范得到 UHPC 的受压弹塑性应力-应变关系，通过计算得到不同的 k 值对应的极限承载力结果汇于表 8。

表 8 极限承载力结算结果对比

Table 8 Comparison of the calculation results of the ultimate bending moment (kN · m)

k	受压弹性应力-应变关系极限承载力	受压弹塑性应力-应变关系极限承载力
0.2	10525 (1.1%)	10160 (1.6%)
0.238	10531 (1.3%)	10200 (1.9%)
0.3	10541 (1.7%)	10265 (2.4%)
0.4	10556 (2.2%)	10369 (3.2%)

续表

k	受压弹性应力-应变关系极限承载力	受压弹塑性应力-应变关系极限承载力
0.5	10572(2.7%)	10473(3.9%)
0.6	10588(3.3%)	10576(4.6%)
0.7	10605(3.7%)	10680(5.3%)
0.8	10622(4.2%)	10783(6.0%)
0.9	10639(4.7%)	10885(6.6%)

注：括号中为 UHPC 受拉对承载力的贡献比例。

结果表明：总体而言，不同的 UHPC 受压应力应变关系对极限承载力影响较小。对于本试验盖梁，当 $k=0.6$ 时，2 种受压应力-应变关系计算得到的极限承载力与试验值误差在 1% 以内。UHPC 的抗拉性能对极限抗弯承载力的贡献在 5% 以内，在进行抗弯计算时是否考虑 UHPC 受拉，可视情况自行决定。采用弹性受压应力-应变关系计算承载力时，受拉区高度较小，抗拉性能对抗弯承载力贡献有限， k 的取值对承载力影响较小；采用弹塑性受压应力-应变关系计算承载力时，受拉区高度较大， k 的取值对承载力影响较大。在考虑 UHPC 受拉对承载力贡献时，建议 k 取为 0.6。

5 预应力 UHPC 盖梁有限元分析

5.1 有限元模型

为保证试验结果的可靠性，本文采用 ABAQUS 非线性有限元软件对盖梁模型进行受力全过程分析。由于模型较大，为提高计算效率，根据结构的对称性，建立 1/2 结构模型。其中，UHPC 采用十节点四面体单元(C3D10)模拟；普通钢筋和预应力筋采用三维两节点线性杆单元(T3D2)模拟，采用嵌入约束将钢筋骨架与 UHPC 实体进行连接。由此建立的试验梁有限元分析模型如图 22 所示。为便于计算收敛，通过位移控制加载。

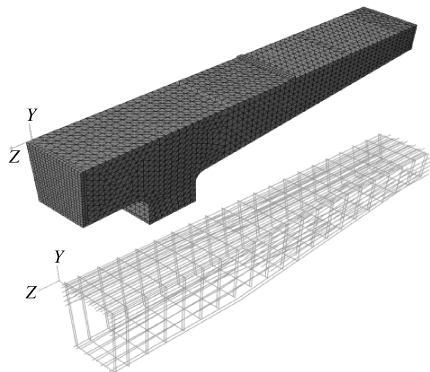


图 22 试验盖梁有限元模型及钢筋骨架

Fig. 22 Finite element model and reinforcement frame

根据现有研究成果^[21]，采用 ABAQUS 软件提供的混凝土损伤塑性(CDP)模型模拟 UHPC 构件的受压、受拉强度均根据材性试验进行取值，普通钢筋与预应力筋均采用理想弹塑性模型，UHPC 的受压应力-应变关系采用单波^[22]提出的公式，受拉应力-应变关系采用张哲^[18-19]提出的两阶段拉伸应力-应变模型，塑性破坏准则参数设置如表 9 所示。

表 9 UHPC 损伤塑性模型塑性破坏准则参数

Table 9 Plastic collapse criteria parameters for concrete damage plastic model for UHPC

膨胀角	偏心率	强度比 f	K_c	黏聚系数
30°	0.1	1.16	2/3	0.0005

根据文献[21]，将受拉损伤因子定义如下：

$$d_t = 1 - \frac{\sigma}{f_t} \quad (4)$$

其中： σ 为塑性阶段拉应力， f_t 为抗拉强度。

5.2 有限元结果分析

5.2.1 荷载-位移曲线

试验荷载-位移曲线计算值与试验值对比结果如图 8 所示，可以看出，试验曲线与计算曲线吻合较好，曲线上的特征点较为明显。这说明该有限元模型能较好地模拟预应力 UHPC 盖梁的弯曲受力全过程。

5.2.2 裂缝分布

CDP 模型无法模拟混凝土的开裂，但可通过定义拉伸损伤因子得到结构的拉伸损伤云图。图 23 为拉伸损伤云图与盖梁实际裂缝分布的对比图，可以看出，模型计算的拉伸损伤分布与实测裂缝分布规律及模式十分接近。因此，可以通过定义 CDP 模型的拉伸损伤对结构的裂缝分布进行预测。

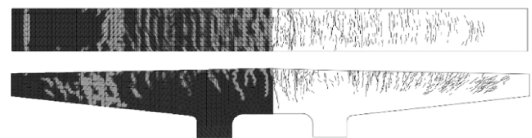


图 23 拉伸损伤云图与裂缝分布对比图

Fig. 23 Comparison of contour plot of tension damage and crack pattern

5.2.3 应变结果

图 24 给出了典型的 UHPC 应变结果对比，可以看出：底板应变实测值与理论值几乎完全重合，底板一直处于弹性阶段；顶板以及腹板应变实测值与理论值略有差别，可能是 UHPC 开裂后应变测试不稳定导致，但总体发展趋势相近。

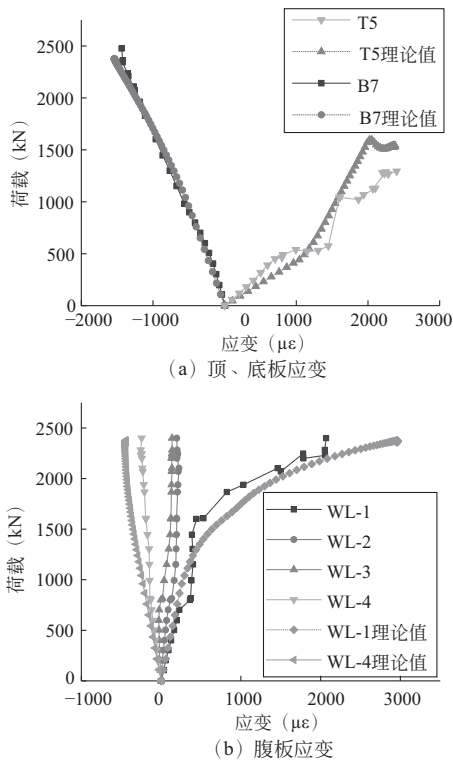


图 24 UHPC 应变结果对比

Fig. 24 Comparison of FEA and test results of UHPC

图 25 给出了主筋与预应力筋的结果：在加载初期（未开裂之前），应变实测值与理论值基本重合；

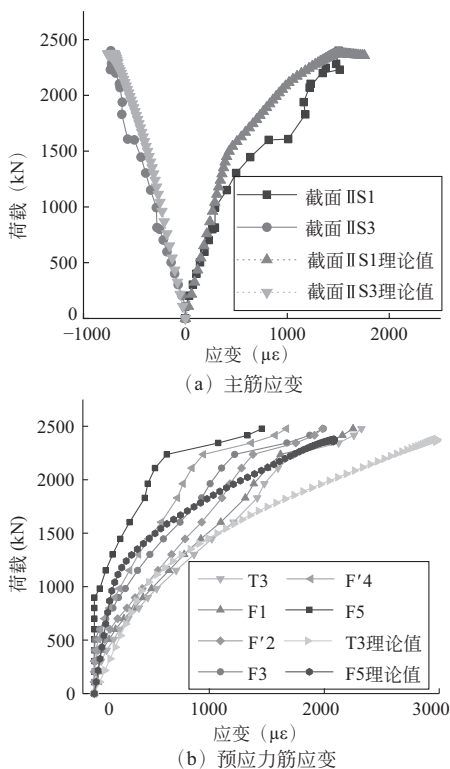


图 25 主筋及预应力筋应变结果对比

Fig. 25 Comparison of FEA and test results of reinforcement and tendons

UHPC 基体开裂后，实测值与理论值出现一些差别，但总体趋势相同。

综合有限元结果可知，本文建立的 CDP 盖梁模型可以准确的模拟弯曲受力全过程，荷载-位移曲线、裂缝分布均与试验结果非常接近；由于 CDP 模型无法模拟 UHPC 的开裂，计算得到的应变与实测值有一定差异，但总体发展趋势一致。

6 结 论

本文提出了一种全新的全预制预应力 UHPC 盖梁结构形式，完成了一片 1:2 大比例模型试验，并综合理论分析及数值仿真对其抗弯性能展开了深入研究，获得主要结论如下。

(1) 提出了一种全新结构形式——全预制轻型预应力 UHPC 薄壁盖梁。该结构利用了 UHPC 的超高力学性能，挖空率高，较普通混凝土盖梁减轻自重 40% 以上，可一次吊装、无后期工序，从而实现全预制拼装施工工艺，并解决了普通混凝土盖梁耐久性差的问题。

(2) 提出了部分预应力 UHPC 梁初裂弯矩和名义开裂弯矩的计算模式，计算值与试验值吻合良好，建议计算时偏安全将塑性影响系数分别取为 1.0 和 2.0。

(3) UHPC 的抗拉性能对抗弯承载力贡献有限，且与其受压应力-应变曲线的选取有关。采用弹性受压应力-应变关系计算承载力时，受拉区高度较小，受拉区均匀应力分布换算系数 k 的取值对承载力影响较小；采用弹塑性受压应力-应变关系计算承载力时，受拉区高度较大， k 的取值对于承载力影响较大。本文建议在计算承载力时， k 值取为 0.6。

(4) UHPC 水胶比较低、流动性大，在浇筑 UHPC 盖梁或箱梁时，封闭内模承受较大的浮力，必须采取防上浮措施。另外，如果结构配筋较多，浇筑 UHPC 时须适当振捣、确保其密实性。在进行预应力 UHPC 梁设计时，应适当增加预应力筋用量、减少普通钢筋用量，提高结构抗裂性能，并能提高结构抗弯和抗剪承载能力，同时还能有效增加 UHPC 流动空间，有利于增加其密实度。

参 考 文 献

[1] 何晓阳, 项贻强, 邢聘. 混凝土桥梁下部结构病害分析与加固[J]. 重庆交通大学学报: 自然科学版, 2013, 32 (增 1): 807-811, 822 (He Xiaoyang, Xiang Yiqiang, Xing Cheng. Disease analysis and reinforcement of concrete bridge substructure [J]. Journal of Chongqing Jiaotong University: Natural Science, 2013, 32 (S1): 807-811, 822 (in Chinese))

[2] Graybeal B A. Material property characterization of ultra-

- high performance concrete [R]. Mclean: Federal Highway Administration, 2006
- [3] Yoo D Y, Yoon Y S. Structural performance of ultra-high performance concrete beams with different steel fibers [J]. *Engineering Structures*, 2015, 102: 409-423
- [4] Yoo D Y, Kang S T. Effect of fiber length and placement method on flexural behavior, tension-softening curve, and fiber distribution characteristic of UHPFRC [J]. *Construction and Building Materials*, 2014, 64: 67-81
- [5] Yang I H, Joh C. Structural behavior of ultra high performance concrete beams subjected to bending [J]. *Engineering Structures*, 2010, 32(11): 3478-3487
- [6] Graybeal B A. Flexural behavior of an ultra-high performance concrete I-girder [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2008, 13(6): 602-610
- [7] Chen L, Graybeal B A. Modeling structural performance of second-generation ultrahigh-performance concrete pi-girders [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2011, 17(4): 634-643
- [8] 杨剑, 方志. 预应力超高性能混凝土梁的受弯性能研究 [J]. *中国公路学报*, 2009, 22(1): 39-46 (Yang Jian, Fang Zhi. Research on flexural behaviors of prestressed ultra high performance concrete beams [J]. *China Journal of Highway and Transport* [J]. 2009, 22(1): 39-46 (in Chinese))
- [9] 徐海滨, 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 Haibin, Deng Zongcai. 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))
- [10] 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, 102 (Li Lifeng, Fan Xin, Shi Xiongwei, 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, 102 (in Chinese))
- [11] 邵旭东, 邱明红, 晏班夫, 等. 超高性能混凝土在国内外桥梁工程中的研究与应用进展 [J]. *材料导报*, 2017, 31(12): 33-43 (Shao Xudong, Qiu Minghong, Yan Banfu, et al. A Review on the research and application of ultra-high performance concrete in bridge engineering around world [J]. *Materials Review*, 2017, 31(12): 33-43 (in Chinese))
- [12] 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
- [13] Rafiee A. Computer modeling and investigation on the steel corrosion in cracked ultra high performance concrete [D]. Kassel; University of Kassel, 2012
- [14] 邵旭东, 胡建华. 钢-超高性能混凝土轻型组合桥梁结构 [M]. 北京: 人民交通出版社, 2015 (Shao Xudong, Hu Jianhua. The steel-UHPC lightweight composite bridge structures [M]. Beijing: China Communications Press, 2015 (in Chinese))
- [15] 郑文忠, 李莉, 卢珊珊. 钢筋活性粉末混凝土简支梁正截面受力性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2011, 32(6): 125-134 (Zheng Wenzhong, Li Li, Lu Shanshan. Experimental research on mechanical performance of normal section of reinforced reactive powder concrete beam [J]. *Journal of Building Structures*, 2011, 32(6): 125-134 (in Chinese))
- [16] 王俊颜, 耿莉萍, 郭君渊, 等. UHPC的轴拉性能与裂缝宽度控制能力研究 [J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2017, 49(12): 165-169 (Wang Junyan, Geng Liping, Guo Junyuan, et al. Experimental study on crack width control ability of ultra-high performance concrete [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2017, 49(12): 165-169 (in Chinese))
- [17] 黄卿维, 胡曙光, 杜任远, 等. 预应力RPC箱梁开裂弯矩计算方法 [J]. *土木工程学报*, 2015, 48(增1): 15-21 (Huang Qingwei, Hu Shuguang, Du Renyuan, et al. A calculation method for cracking moment of prestressed reactive powder concrete box girder [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2015, 48(S1): 15-21 (in Chinese))
- [18] 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 Zhe, Shao Xudong, Li Wenguang, 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))
- [19] 张哲, 邵旭东, 朱平, 等. 基于超高性能混凝土弯曲拉伸特性的二次倒推分析法 [J]. *土木工程学报*, 2016, 49(2): 77-86 (Zhang Zhe, Shao Xudong, Zhu Ping, et al. Twice inverse analysis method based on four-point bending test results for UHPC tensile behavior characterization [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2016, 49(2): 77-86 (in Chinese))
- [20] MCS-EPFL. Ultra-high performance fibre reinforced cement based composites (UHPFRC): construction material, dimensioning and application [S]. Zurich: Switzerland Swiss Federal Institute of Technology, 2016
- [21] Mahmud G H, Yang Z, Hassan A. Experimental and numerical studies of size effects of ultra high performance steel fibre reinforced concrete (UHPFRC) beams [J]. *Construction and Building Materials*, 2013, 48: 1027-1034
- [22] 单波. 活性粉末混凝土基本力学性能的试验与研究 [D]. 长沙: 湖南大学, 2002

李立峰(1971—),男,博士,教授,博士生导师。主要从事大跨与新型桥梁结构和桥梁抗震性能等的研究。

叶萌(1994—),男,硕士研究生。主要从事新型桥梁结构的研究。

胡方建(1984—),男,博士研究生。主要从事桥梁结构设计研究。

廖瑞(1984—),男,硕士研究生。主要从事桥梁结构设计研究。

唐金良(1995—),男,硕士研究生。主要从事新型桥梁结构的研究。

邵旭东(1961—),男,博士,教授。主要从事大跨与新型桥梁结构研究。