

粘贴角形钢板加固顶板-U肋焊喉疲劳裂纹试验研究

吕志林¹, 姜旭¹, 强旭红¹, 徐志民²

(1. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092; 2. 中交公路规划设计院有限责任公司, 北京 100088)

摘要: 为了研究粘贴角形钢板对钢桥面板顶板-U肋焊喉疲劳裂纹的修复效果, 首先对关注细节的疲劳破坏模式和加固后疲劳性能的提升开展试验和理论研究, 然后基于 Abaqus 有限元软件建立线弹性断裂力学模型, 结合最大周向应力准则探究不同裂纹深度和初始倾角对裂纹扩展特性的影响, 并在此基础上验证了粘贴角形钢板对疲劳裂纹的加固效果。结果表明, U肋腹板面外弯曲变形是导致顶板-U肋焊喉疲劳开裂的控制因素。该裂纹属于以 I 型为主导的复合型疲劳裂纹, 等效应力强度因子随裂纹深度增加而增大, 且当初始倾角接近 45° 时达到最大。所预测的裂纹扩展行为与试验观测结果近乎一致, 扩展路径与顶板夹角介于 30°~45° 之间。对比未加固试件, 加固后相应开裂部位关键测点的疲劳应力幅降低 90.5%, 疲劳寿命显著延长, 且粘贴层完好。

关键词: 桥梁工程; 钢桥面板; 焊喉裂纹; 疲劳试验; 加固; 断裂力学

中图分类号: U445.7

文献标志码: A

Experimental Study on U Rib-to-deck Welding Throat Fatigue Cracks Strengthened by Bonding Angle-shaped Steel

LÜ Zhilin¹, JIANG Xu¹, QIANG Xuhong¹, XU Zhimin²

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. CCCC Highway Consultants Co., Ltd., Beijing 100088, China)

Abstract: In order to study the repair effect of bonding angle-shaped steels on the welding throat fatigue crack of the U rib-to-deck in steel bridge decks, experimental and theoretical study was firstly carried out on the fatigue failure modes of concerned detail and the fatigue improvement after reinforcement. Then, the corresponding linear elastic fracture mechanics models were established based on Abaqus finite element software.

收稿日期: 2022-11-21

基金项目: 国家自然科学基金(52278207); 上海市科技计划(21ZR1466100); 中央高校基本科研业务费专项资金(22120210574)

第一作者: 吕志林, 博士生, 主要研究方向为钢桥疲劳加固。E-mail: lvzhilin@tongji.edu.cn

通信作者: 强旭红, 副教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为钢结构疲劳加固。

E-mail: qiangxuhong@tongji.edu.cn

The effects of different crack depths and initial dip angles on the crack propagation characteristics were investigated through the maximum circumferential stress criterion. On this basis, the strengthening effect of bonding angle-shaped steels on the fatigue details was verified. The results show that the out-of-plane bending deformation of the U-rib web is the controlling factor leading to fatigue cracking in the roof-U-rib welding throat. The fatigue crack is a composite fatigue crack dominated by type I, and the equivalent stress intensity factor increases with the increase of crack depth, and reaches the maximum when the initial dip angle is close to 45°. The predicted crack propagation behavior is almost consistent with the experimental observations, and the angle between the propagation path and the top plate is between 30° and 45°. Compared with the un-strengthened specimens, the fatigue stress amplitude of the key measuring points of the corresponding cracked part is reduced by 90.5% after strengthening. Fatigue life can be significantly prolonged and the bonding layer is intact.

Keywords: bridge engineering; steel bridge deck; welding throat crack; fatigue test; strengthening; fracture mechanics

正交异性钢桥面板是大跨径桥梁设计中常用的一种结构形式, 具有自重小、强度高和施工方便等优点。然而, 钢桥面板由顶板、纵肋和横肋等部件通过大量焊缝连接而成, 在外部车辆动荷载和内部焊接缺陷等综合作用下容易产生焊缝疲劳开裂问题。顶板-U肋连接焊缝部位的疲劳裂纹数量较多, 是疲劳损伤较为严重的部位之一^[1-2]。

目前, 国内外学者针对顶板-U肋疲劳细节展开了广泛研究, 大多关注焊根或焊趾起裂并贯穿顶板



论文
拓展
介绍

的疲劳开裂行为^[3-5]。然而,实际上桥梁在运营不久后还被观测到了焊喉贯穿型裂纹,如Bronx-Whitestone桥^[6]。对此,部分学者研究了焊喉疲劳失效模式^[7-8],焊缝熔透率不足时易产生焊喉裂纹,增加焊缝尺寸或熔透率可以有效提高焊喉疲劳抗力。Ocel等^[9]指出,焊根间隙是影响焊喉贯穿型裂纹的重要因素,当焊根间隙小于0.5 mm时,焊根间隙会因焊接收缩而闭合,可避免焊喉疲劳开裂。Luo等^[10]分析了纵肋荷载对顶板-U肋焊缝根部疲劳失效模式的影响,并基于最大周向应力准则准确预测不同荷载下焊缝焊根疲劳开裂行为。

针对顶板-U肋焊喉贯穿型裂纹处治,关键在于限制顶板和U肋之间的面外变形^[11]。常用的裂纹修复方法存在一定的局限性,如:钻孔操作难以在焊缝交叉部位开展,导致钻孔质量无法保证;焊补法会降低原结构补焊位置金属材料的韧性,并且仰焊施工较易引入焊接缺陷;气动冲击法修复较长焊喉裂纹时费时费力,且难以有效阻止该部位裂纹二次张开;铺装体系改进法虽然能有效改善顶板-U肋焊缝受力状态,但是需长时间中断交通,维修成本高。对于钢板补强,采用粘贴钢板技术能有效增强局部刚度和抑制疲劳裂纹扩展,可避免传统焊接或栓接方式带来的二次损伤,实现无损冷修复和可持续的目标^[12-13]。Wang等^[14]采用粘贴角形钢板的方法对某实桥横隔板-U肋焊缝处疲劳开裂进行加固,验证了该加固方法的工程可实施性。De Freitas等^[15]对顶板上粘平钢板的足尺试件开展静载试验和动载试验。结果表明,顶板-纵肋焊缝附近的应力降低了55%~70%,加固体系完好,桥面板的使用寿命得以延长。对于粘接加固的结构,疲劳加固效果依赖于钢板之间胶层的粘接性能,因此粘贴钢板技术的耐久性尤为重要。De Freitas等^[16]在荷兰Scharsterrijn活动桥现有桥面板上方粘贴第2层钢板进行加固体系试点应用,长期监测结果表明该加固体系具有良好的耐久性和可靠性。Voermans等^[17]对另一座Hartelkanaal桥现有桥面板进一步应用相同的粘贴加固体系,明确设计使用年限为40年。此外,苏庆田等^[18]设计了一种开口U形加劲肋组合桥面板,取消了顶板-U肋连接焊缝,从而在源头上避免了该细节疲劳的发生。

综上,粘贴钢板技术在钢桥面板裂纹处治方面具有良好的应用前景,然而对于顶板-U肋焊喉裂纹的粘钢加固体系研究较为缺乏。为此,本文重点关注顶板-U肋焊缝由焊根处萌生的焊喉贯穿型裂纹,采用

粘贴角形钢板的方法对该易损细节进行加固,通过局部足尺疲劳试验和数值断裂力学方法评价加固效果,以验证该无损加固方法的有效性和可靠性。

1 顶板-U肋疲劳裂纹成因

根据文献^[19],顶板-U肋连接细节可能出现4种典型疲劳裂纹,如图1所示。裂纹a起裂于焊根并向焊喉扩展;裂纹b起裂于焊根并向顶板扩展;裂纹c起裂于顶板焊趾并沿顶板扩展;裂纹d起裂于纵肋焊趾并沿肋板扩展。从受力状态上分析,由于U肋与顶板焊缝直接承受轮载作用,因此纵肋会产生较大的面外变形,致使U肋与顶板连接焊缝处相对转角较大,应力集中程度较高。当U肋腹板承担更多弯矩时,则倾向于萌生裂纹a和裂纹d;当桥面板承担更多弯矩时,则倾向于萌生裂纹b和裂纹c。本文的研究对象是焊喉贯穿型疲劳裂纹(即裂纹a),典型的实桥焊喉贯穿型裂纹如图2所示。

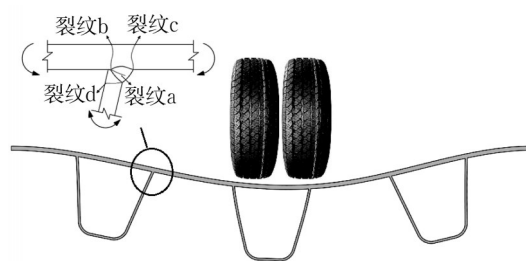


图1 顶板-U肋细节各类型疲劳裂纹

Fig.1 Different types of fatigue cracks in U rib-to-deck joints



图2 实桥顶板-U肋焊喉裂纹

Fig.2 Typical weld throat crack of U rib-to-deck in actual bridge

2 试验概况

2.1 试件设计

以顶板-U肋连接焊缝疲劳开裂为研究对象,同

时兼顾试验规模以及加载便利性,设计了缺口U肋局部足尺试件,如图3所示。试件顶板纵向长400 mm、横向宽900 mm、厚度14 mm,U肋厚度8 mm。试件钢材采用Q345等级,顶板与肋板连接采用单面坡口焊,熔透深度不小于0.8倍的板厚。考虑到该细节处疲劳裂纹起裂位置以及扩展的离散性较大,故采用数控线切割机床(精度0.01 mm)配合游标卡尺(精度0.02 mm)预制出在焊根处的初始裂纹。设定裂纹沿纵向通长开裂,长度为400 mm,裂纹深度考虑为4 mm,如图3所示。共制作6个试件,其中4个为未加固试件,2个为加固试件。

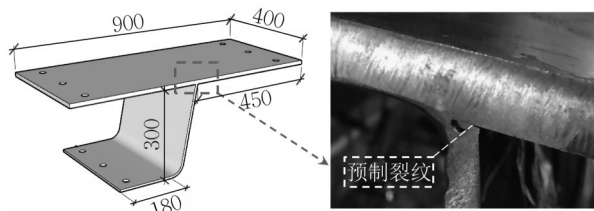


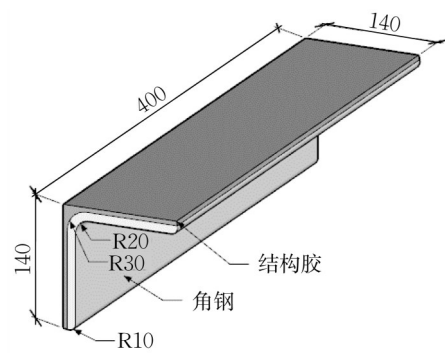
图3 未加固试件尺寸及预制裂纹(单位:mm)

Fig.3 Dimensions of un-strengthened specimen and pre-crack(unit: mm)

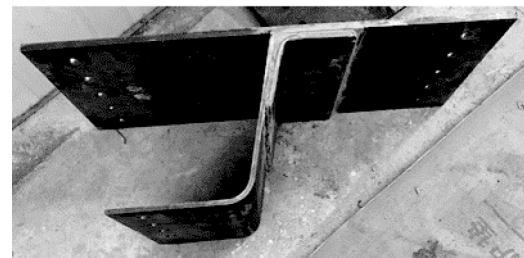
加固钢板采用与顶板、U肋相互贴合的角形钢板(下文简称角钢)。角钢及胶层细部尺寸如图4a所示。Q345角钢长度为400 mm,宽度为135 mm,厚度为10 mm。结构胶采用汉高乐泰双组分环氧胶,粘贴时控制结构胶层厚度为5 mm,粘接面宽度为140 mm。加固流程按以下步骤进行:①准备试件;②打磨试件张贴区域;③打磨角钢张贴区域;④搅拌胶水,涂抹胶水并粘贴角钢;⑤木工夹加压养护。角钢成型试件如图4b所示。

2.2 试件加载装置及方案

采用PMW-100电液式脉动疲劳试验机进行静力试验和疲劳试验,共考虑了顶板竖向加载和腹板侧向加载2种加载模式。顶板竖向加载如图5a所示,试件与工装底座边界采用螺栓连接,试件与作动器之间放置400 mm×100 mm×30 mm钢垫板。为了使腹板产生不平衡弯矩,加载位置位于顶板焊趾侧,加载中心距离焊缝中心50 mm。腹板侧向加载如图5b所示,在对原有工装调整的基础上,将荷载作用在肋板上,以模拟实桥中U肋腹板面外畸变弯曲变形。试验加载工况如表1所示,荷载幅根据欧洲规范疲劳标准车和细节疲劳强度等级进行换算^[20]。疲劳试验采用常幅正弦波循环加载,加载频率为4 Hz。



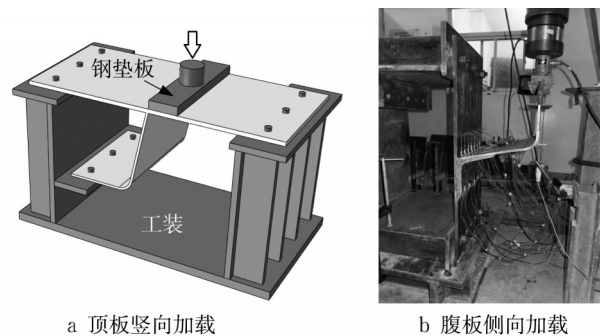
a 角钢及胶层尺寸(单位:mm)



b 成型试件

图4 粘贴角钢加固试件

Fig.4 Specimen strengthened by bonding angle-shaped steel



a 顶板竖向加载

b 腹板侧向加载

图5 试件加载方案

Fig.5 Loading schemes of specimens

2.3 测点布置

为了监测焊缝纵向上疲劳损伤状况,在试件纵向4个测区(A、B、C和D测区)跨中、1/8截面、2/8截面、3/8截面、5/8截面、6/8截面、7/8截面布置应变片,获取共计7个横截面横向应变数据,如图6a、b所示。顶板和U肋均布置单向应变片,名义应力测点距焊缝焊根、焊趾均为15 mm。对于角钢加固试件,焊根侧B测区和C测区测点布置与未加固一致。由于焊趾侧粘贴角钢,因此在离角钢端部10 mm位置处布置应变片,如图6c所示。其中,A1/D1、A3/D3和A5/D5处为横向应变,A2/D2和A4/D4处为纵向应变。疲劳加载过程中,使用采样频率为100 Hz的DH3820动静态应变测试系统监测各测点应变

表 1 加载工况
Tab.1 Loading case

试件编号	疲劳荷载/kN	荷载幅/kN	加载循环次数/万次	累积加载次数/万次
DL-1	5~25	20	100.0	401.0
	8~40	32	150.0	
	10~50	40	50.0	
	15~75	60	84.8	
	20~100	80	16.2	
DL-2	10~50	40	349.8	390.5
	10~70	60	40.7	
RL-1	1~3	2	114.8	114.8
RL-2	1~4	3	68.0	68.0
SRL-1	1~3	2	200.0	200.0
	1~3	2	100.0	
	1~4	3	600.0	
	1~6	5	60.0	
SRL-2	1~6	5	60.0	953.0
	2~20	18	150.0	
	4~40	36	43.0	

注:DL 表示顶板竖向加载下未加固试件;RL、SRL 分别表示腹板侧向加载下未加固试件与加固试件。

变化。裂纹主要由目测法结合量尺进行测量。

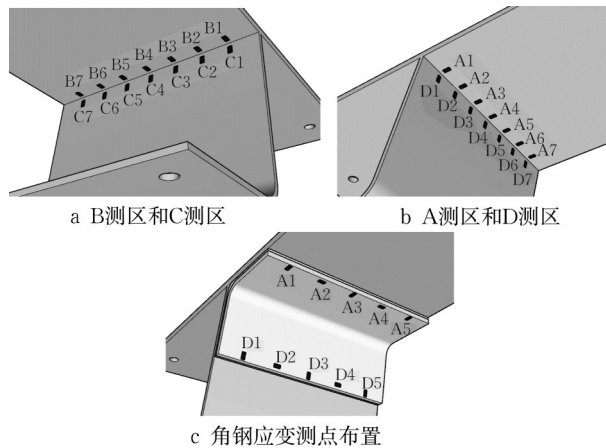


图 6 应变测点布置

Fig.6 Layout of strain gauges

3 试验结果与分析

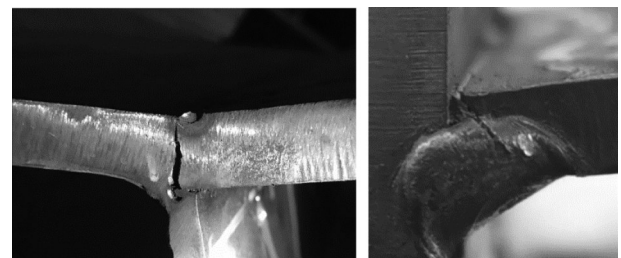
3.1 疲劳破坏模式

表 2 汇总了各试件疲劳破坏模式,其中等效荷载幅是由表 1 数据并通过 Miner 损伤累积准则换算而成。在顶板竖向加载模式下,即使对于焊缝处预制焊喉裂纹,也难以得到焊喉贯穿型裂纹。这是由于 U 肋腹板部分刚度较小,试件在受到顶板竖向加载后表现为整体向下变形,顶板承担更多弯矩,因此疲劳裂纹沿原预制裂纹尖端向顶板贯穿扩展,如图 7a 显示。为了模拟焊喉贯穿型裂纹,将加载方案调整为腹板侧向加载模式,即荷载作用在 U 肋腹板上,

以模拟实桥中顶板与 U 肋腹板在局部不平衡弯矩下产生的相对变形。在腹板侧向加载下,焊缝出现焊喉贯穿型裂纹,如图 7b 所示。经过角钢加固后,所有试件在同等荷载作用 200.0 万次后加固体系完好,无疲劳裂纹产生。为了探明粘贴角钢加固试件的疲劳破坏模式,对试件 SRL-2 逐渐增大荷载。在累计加载 953.0 万次后发现疲劳开裂模式转变为沿顶板厚度方向扩展,并且钢与胶层界面出现开裂,结果如图 7c 所示。

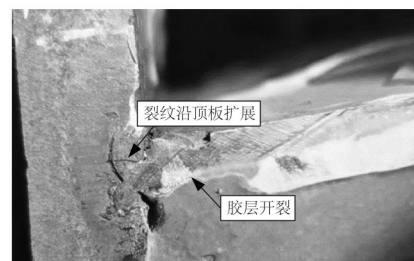
表 2 试件疲劳破坏模式
Tab.2 Fatigue failure modes of specimens

试件编号	等效荷载幅/kN	累积加载循环次数/万次	疲劳破坏现象
DL-1	45	401.0	顶板贯穿型裂纹,扩展深度 13 mm
DL-2	43	390.5	未发现裂纹,停机
RL-1	2	114.8	焊喉贯穿型裂纹,扩展深度 8 mm
RL-2	3	68.0	焊喉贯穿型裂纹,扩展深度 8 mm
SRL-1	2	200.0	焊缝未裂,胶层完好
SRL-2	8	953.0	裂纹沿顶板扩展,钢-胶层界面开裂



a 顶板贯穿型裂纹

b 焊喉贯穿型裂纹



c 顶板贯穿型裂纹及胶层开裂

图 7 疲劳失效模式

Fig.7 Fatigue failure mode

3.2 位移与应力测试结果

图 8 所示为试件在腹板侧向加载模式下的位移及应力。经过角钢加固后,腹板的位移显著降低,平均降幅约为 66.8%,角钢对限制腹板与顶板的相对变形十分有效。静力荷载 3 kN 下腹板焊根处应力总体呈现中间大、两端小的趋势。未加固的腹板焊根侧平均应力为 177 MPa,而加固后的腹板焊根侧

整体平均拉应力均在 15 MPa 左右,降幅达 91.5%,表明角钢加固可以有效削减腹板焊缝处的拉应力,从而提高焊缝焊喉的疲劳抗力。

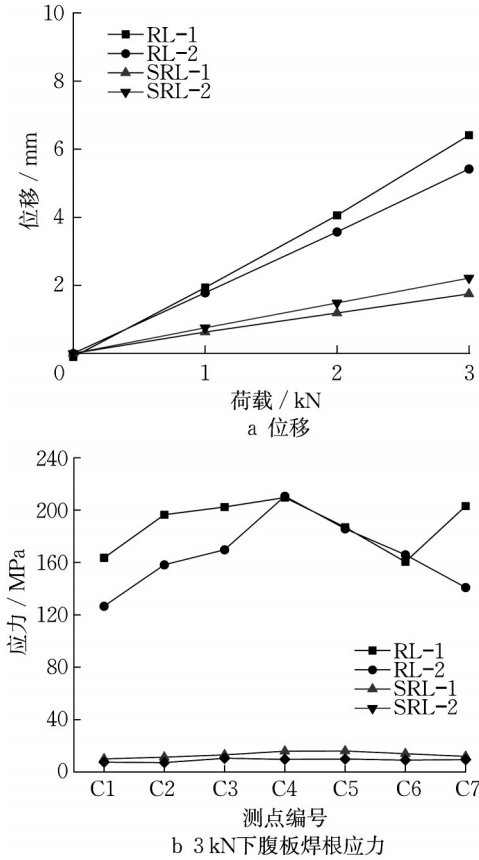


图 8 腹板侧向加载模式下各试件的位移和应力
Fig.8 Displacement and stress of specimens under web lateral loading mode

图 9 所示为试件 SRL-2 关键测点的疲劳应力幅。加固后试件的关键测点应力范围明显减小。在前 910 万次加载中,各荷载幅等级下腹板纵向测点应力幅基本一致。当荷载幅提升至 36 kN(即 910~953 万次)时,纵向应力分布表现为中间大两端小的趋势。角钢下端部(A 测区)的应力幅较为稳定,基本未受荷载幅提高的影响,而角钢上端部(D 测区)横向应变呈现压应变,且绝对值远大于纵向拉应变。由表 1 和图 9b(A 区 100~<700 万次)可见,在 3 kN 荷载幅作用下,角钢承受的横向压应力不超过 10 MPa。疲劳加固试验结果表明,角钢与既有结构协同受力性能良好,具有优异的抗疲劳性能。

3.3 疲劳性能分析

基于 Miner 等效疲劳损伤准则和 S-N 曲线进行未加固试件和加固试件的疲劳性能分析。由于出现自焊根萌生并向焊喉扩展的疲劳裂纹,因此将腹板

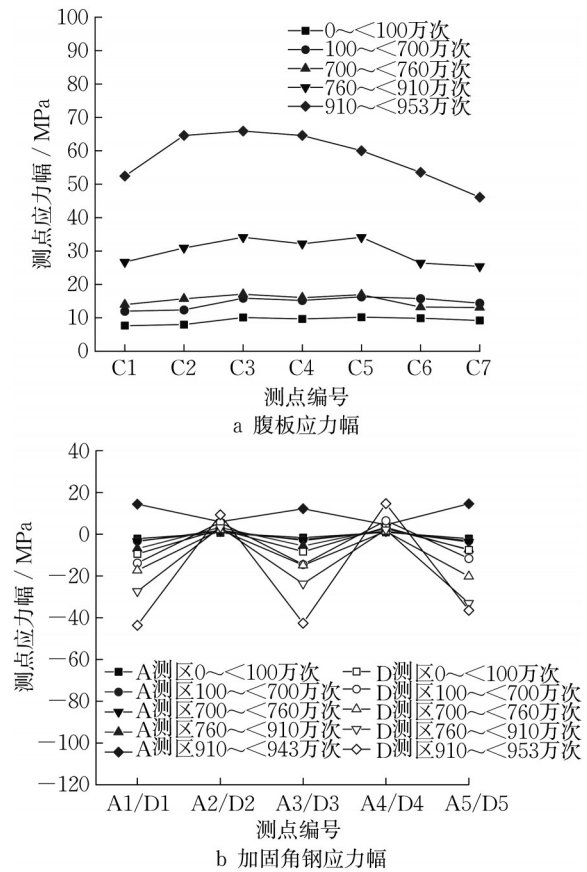


图 9 SRL-2 测点应力幅
Fig.9 Measured stress amplitude of SRL-2

焊根处的实测应力幅作为评估焊缝焊喉开裂的疲劳强度指标。为了方便比较,未加固试件的等效疲劳强度计算式为

$$\Delta\sigma_e = \Delta\sigma \left(\frac{N}{N_e} \right)^{1/m} \quad (1)$$

式中: $\Delta\sigma_e$ 为等效疲劳强度; $\Delta\sigma$ 为实测应力幅; N 为实际加载循环次数; N_e 为等效加载循环次数,此处取 200 万次; m 为材料常数,一般取 3。

疲劳强度计算结果如表 3 所示。未加固试件的 200 万次平均疲劳强度为 85.4 MPa,略大于欧洲规范规定的 71 MPa 等级^[20]。对比试件 RL-1 和 SRL-1,在相同等效荷载幅作用下,加固试件的实测等效应力幅降低 90.5%。值得注意的是,在等效荷载幅提高为原来 4 倍的情况下,加固试件的疲劳寿命是未加固试件的 6~8 倍。根据欧洲规范三段式 S-N 曲线,71 级疲劳细节对应的常幅疲劳极限为 52.33 MPa,疲劳截止限为 28.73 MPa。由于加固试件的实测等效应力幅均小于疲劳截止限,因此可推测粘贴角钢加固试件的疲劳使用寿命远大于 10 000 万次,甚至更长。

表3 疲劳强度计算结果

Tab.3 Calculation results of fatigue strength

试件编号	等效荷载幅/kN	加载至开裂次数/万次	实测等效应力幅/MPa	疲劳强度/MPa
RL-1	2	114.8	99.1	82.4
RL-2	3	68.0	126.6	88.4
SRL-1	2	200.0(未裂)	9.4(加固)	
SRL-2	8	953.0	24.9(加固)	

4 数值研究

根据线弹性断裂力学理论,工程中裂纹主要在I型(张开型)、II型(滑移型)和III型(撕开型)3种扩展模式,应力强度因子是衡量裂纹扩展驱动力的重要参数^[21]。对此,本节基于Abaqus相互作用积分法计算得到的裂纹尖端应力强度因子研究了焊喉疲劳裂纹的扩展特性以及粘贴角钢的加固效果。

4.1 有限元模型的建立与验证

以腹板侧向加载模式下的加固试件为研究对象。由于纵向上设置了通长的预制裂纹,因此建立含静态裂纹的二维平面模型,如图10所示。整体模型单元采用CPE8R平面应变单元,在此基础上引入不同裂纹深度 L 和初始倾角 α 的裂纹。裂纹尖端处采用退化的三角形奇异单元,即靠近裂纹尖端的中间节点从中间位置移动到1/4位置处。钢材弹性模量为206 GPa,泊松比为0.3;结构胶的弹性模量为3 500 MPa,泊松比为0.35。模型钢板与胶层之间界面设置绑定约束。疲劳荷载幅为2 kN,边界约束条件设置为与试验条件一致,即对螺栓孔位置进行固定约束。全局网格为2 mm,裂纹尖端网格为0.1 mm,其他区域采用过渡网格。

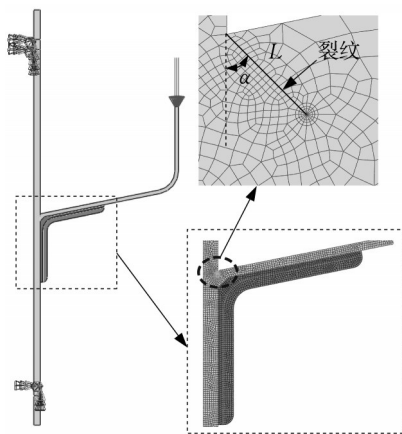


图10 有限元模型

Fig.10 FEM model

表4列出了3 kN静载作用下腹板焊根测点静载应力实测平均值和有限元模型计算值。可见,计算

值与实测值偏差均小于7%,两者吻合较好。因此,所建立的有限元模型能够较为准确地反映试件的实际受力状态。

表4 测点应力的数值计算结果与试验结果对比

Tab.4 Comparison of stress between numerical and experimental results at measuring points

模型	有限元模型计算值/MPa	实测平均值/MPa	偏差/%
未加固	189.37	177.1	7
加固	16.70	15.9	5

4.2 未加固焊喉裂纹扩展特性分析

未加固的顶板-U肋焊喉裂纹扩展特性是研究疲劳裂纹加固的基础,因此分别计算不同裂纹深度 L 和不同初始倾角 α 组合下的应力强度因子 ΔK ,结果如图11a所示。应力强度因子幅值随裂纹深度的增大而增大,且I型数值远大于II型,说明萌生于顶板-U肋焊根并沿焊喉扩展的疲劳裂纹属于I型为主导的复合型裂纹。对于平面复合开裂模式裂纹,等效应力强度因子偏安全地可按式计算^[21]:

$$\Delta K_e = \frac{\Delta K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\Delta K_I^2 + 5.336 \Delta K_{II}^2} \quad (2)$$

式中: ΔK_I 、 ΔK_{II} 分别为I型和II型裂纹应力强度因子; ΔK_e 为等效应力强度因子。

线弹性断裂力学中,裂纹是否扩展可按照经典Paris疲劳扩展曲线的判据^[21]进行计算:

$$\begin{cases} \Delta K_e \geq \Delta K_{th}, \text{ 裂纹开始扩展} \\ \Delta K_e \geq (1-R)\Delta K_c, \text{ 裂纹开始扩展} \end{cases} \quad (3)$$

式中: ΔK_{th} 为应力强度因子扩展门槛值,按照BS7910—2005规范^[22]取为 $63 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$; R 为应力比,按照前述试验取0.3; K_c 为材料的断裂韧度,根据GB/T 19624—2019规范^[23]取为 $110 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ 。

图11b展示了不同初始倾角 α 下 ΔK_e 随裂纹深度的变化曲线。随着裂纹深度的增加, ΔK_e 增加,且增幅增大。同一裂纹深度下, ΔK_e 在 $0^\circ \sim 45^\circ$ 范围内随 α 增加而递增,但在大于 45° 后递减。所有的 ΔK_e 均大于门槛值 $63 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$,表明未加固的试件在不同损伤情况下均会发生扩展,并且当裂纹深度超过9 mm时会发生裂纹失稳扩展。

复合开裂模式决定了裂纹并不按照预期的路径沿初始倾角扩展,而是可能沿某一角度继续扩展。为此,基于最大周向拉应力准则可按式计算理论裂纹扩展角 θ 以预测各工况下裂纹的扩展趋势:

$$\theta = \cos^{-1} \left(\frac{3\Delta K_{II}^2 + \sqrt{\Delta K_I^4 + 8\Delta K_I^2 \Delta K_{II}^2}}{\Delta K_I^2 + 9\Delta K_{II}^2} \right) \quad (4)$$

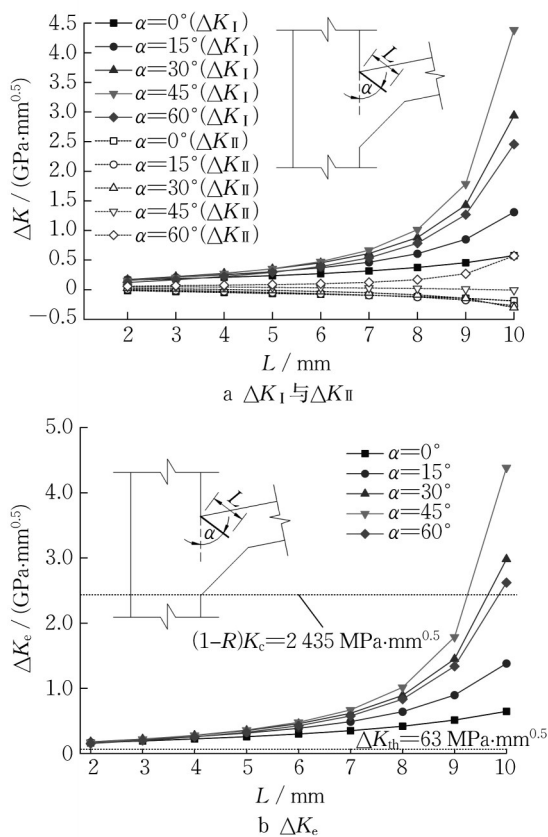


图 11 不同初始倾角下应力强度因子随裂纹深度的变化
Fig.11 Variation of stress intensity factors at different initial dip angles with crack depths

规定 θ 绕裂纹延伸线逆时针旋转为正,反之为负。

各工况下未加固试件裂纹扩展角计算结果如图 12 所示。对同一深度的裂纹,随着初始倾角 α 的增加,裂纹扩展角 θ 逐渐由正变负,且绝对值大小均呈现先减后增的现象。 $\alpha=15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ 时,对应裂纹深度为 2~3 mm、4~6 mm 和 7~10 mm 的裂纹扩展角均较小,即扩展路径与裂纹初始倾角较为一致。此外,在裂纹扩展初期 ($L \leq 5$ mm),不同初始倾角 α 下 θ 均呈现不同程度的变化,表明扩展初期裂纹容易发生偏转,在扩展后期 ($L > 5$ mm) 随着裂纹深度的增加趋于稳定。计算不同初始倾角下裂纹扩展后期的平均扩展角,并将裂纹扩展趋势绘于图 13。可以看出,偏转完成后的裂纹均向焊喉边界扩展,且扩展趋势接近一致, $(\theta + \alpha)$ 夹角范围约为 $30^\circ \sim 45^\circ$ 。图 14 也表明了焊喉贯穿型疲劳裂纹最终的扩展路径夹角符合理论计算预期结果。

4.3 加固效果评价

以裂纹深度 4 mm 为例,考虑不同角钢厚度和胶层厚度对裂纹尖端等效应力强度因子幅值的影响,结果如图 15 所示。所有工况下的等效应力强度因

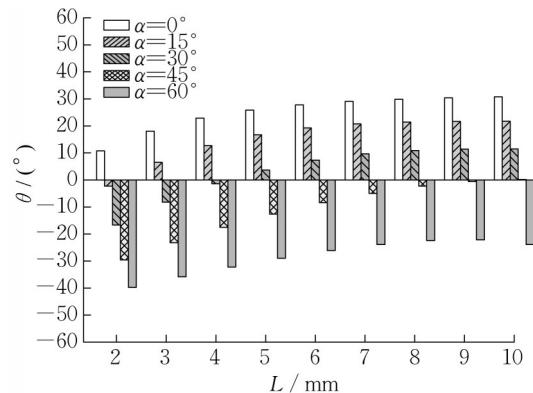


图 12 加固前裂纹扩展角随裂纹深度的变化
Fig.12 Variation of crack propagation angle with crack depths before repairing

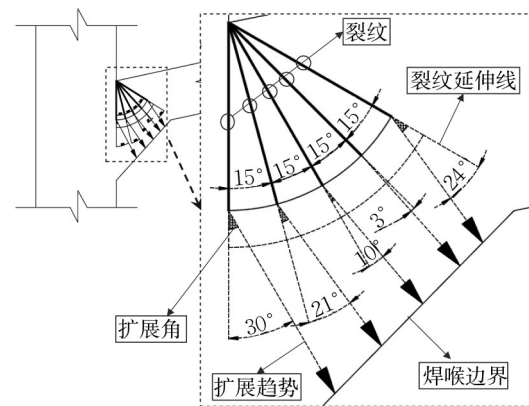


图 13 加固前裂纹扩展方向
Fig.13 Crack propagation direction before repairing

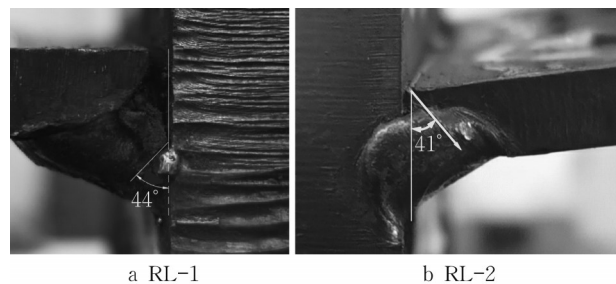


图 14 典型焊喉裂纹扩展路径
Fig.14 Typical weld throat crack propagation path

子幅值均小于扩展门槛值 ($63 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$),表明经过角钢加固后裂纹不发生扩展。对于 6、8、10 mm 3 种常用规格厚度的角钢,等效应力强度因子幅值随着厚度的增加逐渐减小,但降幅减小。相比之下,胶层厚度对等效应力强度因子的影响不明显。显然,改变角钢厚度对降低等效应力强度因子和抑制裂纹扩展更有效。综上,考虑加固效果和施工的便利性,选择角钢厚度 10 mm、胶层厚度 5 mm 进行后续分析。

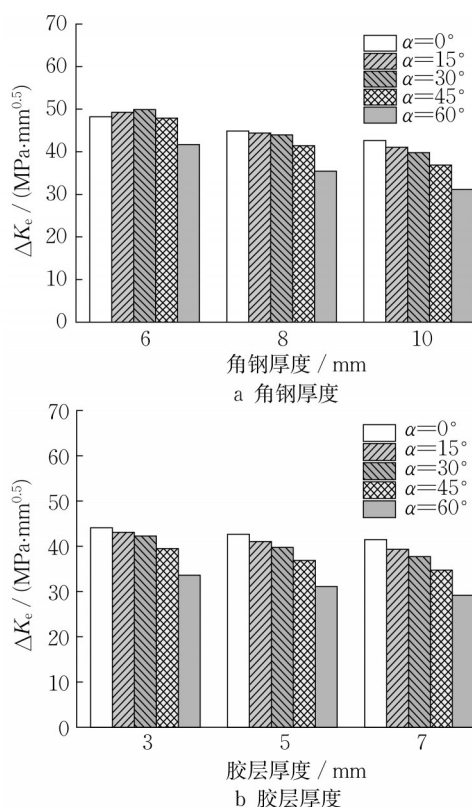


图15 不同加固参数对应的等效应力强度因子幅值
Fig.15 Amplitude of equivalent stress intensity factors corresponding to different strengthening parameters

图16所示为上述建议加固参数下等效应力强度因子随裂纹深度的变化。

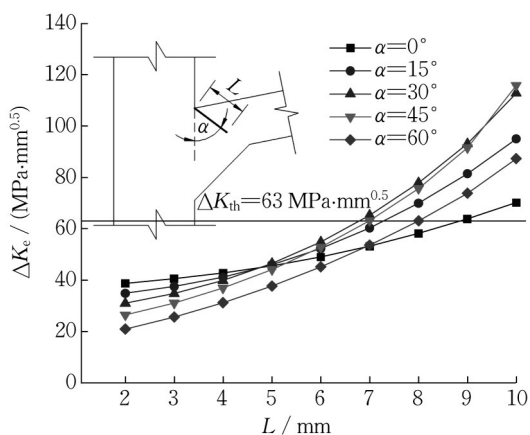


图16 加固后 ΔK_e 随裂纹深度的变化
Fig.16 Variation of ΔK_e with crack depths after repairing

与图11对比,经角钢加固后 ΔK_e 降幅范围为80%~97%,当裂纹深度小于7 mm时进行加固可使等效应力强度因子值小于扩展门槛值 ΔK_{th} ,表明粘

贴角钢方式能有效阻止焊喉裂纹扩展。

图17为加固后试件裂纹扩展角随裂纹深度的变化。相较于未加固试件,加固后试件的裂纹扩展角呈现较多负值,表明扩展路径容易发生顺时针偏转。值得注意的是,当初始倾角较小($\alpha < 15^\circ$)且裂纹深度不大($L \leq 5$ mm)时,裂纹容易往顶板扩展,这点也在前述疲劳试验中得到了验证。

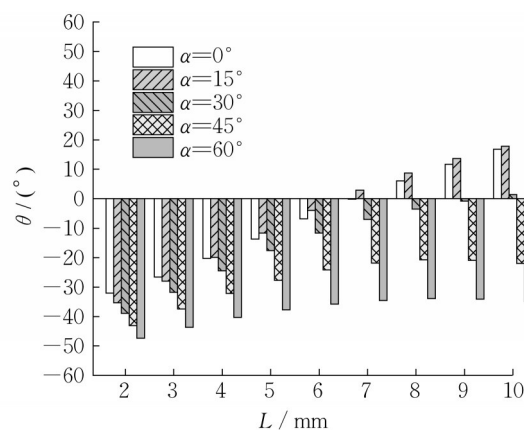


图17 加固后裂纹扩展角随裂纹深度的变化
Fig.17 Variation of crack propagation angle with crack depths after repairing

5 结语

(1)未加固的顶板-U肋焊喉细节疲劳试验结果表明,U肋腹板面外反复弯曲变形是诱发焊喉贯穿型疲劳开裂的主要原因,试件的平均疲劳强度约为85.4 MPa。断裂力学分析结果表明,该细节属于I型主导的复合型疲劳开裂模式,裂纹尖端等效应力强度因子幅值随裂纹深度的增加而增加,且当初始倾角接近 45° 时最大,这说明该方向裂纹扩展驱动力较大。基于最大周向应力准则预测的裂纹扩展趋势与顶板呈 $30^\circ \sim 45^\circ$ 夹角范围,与疲劳试验结果较为吻合。

(2)采用粘贴角钢技术可显著提高顶板-U肋焊喉疲劳细节局部刚度,降低焊缝细节的疲劳应力,从而延长该细节的疲劳寿命。数值分析结果表明,对于不同初始倾角和深度的疲劳裂纹,加固后等效应力强度因子幅值降低80%~97%,因此疲劳裂纹扩展速率得以降低。当裂纹深度小于7 mm时进行疲劳加固可对焊喉疲劳开裂产生良好的抑制效果。此外,增加角钢厚度可以减小等效应力强度因子,但降幅趋缓。

本文尝试将粘贴钢板技术引入正交异性钢桥面

板疲劳开裂维护与加固中,疲劳试验和有限元分析结果均验证了粘贴钢板技术对顶板-U肋焊喉细节具有优异的疲劳加固效果,该方法可为正交异性钢桥面板疲劳加固技术提供新的选择,并且满足无损加固需求。然而,对于粘接加固的结构,疲劳加固效果依赖于钢板与胶层之间的粘接性能,如何粘结性能以及脱胶开裂程度对加固效果的影响将是下一阶段研究的重点。

作者贡献声明:

吕志林:试验设计和试验结果分析,数据分析以及论文撰写与修改。

姜旭:项目负责人,指导试验设计、数据分析、论文写作与修改。

强旭红:试验设计和试验研究执行人,指导试验设计和论文写作。

徐志民:试验研究顾问,对试验过程提出建议。

参考文献:

- [1] WU W, KOLSTEIN H, VELJKOVIC M. Fatigue resistance of rib-to-deck welded joint in OSDs, analyzed by fracture mechanics[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 162:105700.
- [2] 张清华, 卜一之, 李乔. 正交异性钢桥面板疲劳问题的研究进展[J]. 中国公路学报, 2017, 30(3): 14.
ZHANG Qinghua, BU Yizhi, LI Qiao. Review on fatigue problems of orthotropic steel bridge deck[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(3):14
- [3] SIM H B, UANG C M. Stress analyses and parametric study on full-scale fatigue tests of rib-to-deck welded joints in steel orthotropic decks[J]. Journal of Bridge Engineering, 2012, 17(5):765.
- [4] 朱劲松, 郭耀华. 正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展机理及数值模拟研究[J]. 振动与冲击, 2014, 33(14):40.
ZHU Jingsong, GUO Yaohua. Numerical simulation on fatigue crack growth of orthotropic steel highway bridge deck [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(14):40.
- [5] 周绪红, 朋茜, 秦凤江, 等. 钢桥面板顶板与纵肋连接焊根位置疲劳损伤特征[J]. 交通运输工程学报, 2018, 18(1):1.
ZHOU Xuhong, PENG Xi, QIN Fengjiang, *et al.* Fatigue damage characteristics of rib-to-deck weld root on orthotropic steel bridge deck [J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2018, 18(1):1.
- [6] JOHN W F, JOHN M B. Evaluation of cracking in the rib-to-deck welds of the Bronx-Whitestone Bridge [J]. Journal of Bridge Engineering, 2016, 21(3):4015065.
- [7] WANG P, PEI X, DONG P, *et al.* Traction structural stress analysis of fatigue behaviors of rib-to-deck joints in orthotropic bridge deck[J]. International Journal of Fatigue, 2019, 125:11.
- [8] LI M, SUZUKI Y, HASHIMOTO K, *et al.* Experimental study on fatigue resistance of rib-to-deck joint in orthotropic steel bridge deck [J]. Journal of Bridge Engineering, 2018, 23(2):04017128.
- [9] OCEL J M, CROSS B, WRIGHT W J, *et al.* Optimization of rib-to-deck welds for steel orthotropic bridge decks [R]. Washington DC: Federal Highway Administration, 2017.
- [10] LUO P, ZHANG Q, BAO Y. Rib loading effects on weld root fatigue failure modes at rib-to-deck welded joint [J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2020, 43: 1399.
- [11] 傅慧, 吉伯海, 徐捷, 等. 钢桥面板顶板与U肋焊缝裂纹类型及扩展特征[J]. 扬州大学学报(自然科学版), 2021, 24(2):66.
FU Hui, JI Bohai, XU Jie, *et al.* Crack types and propagation characteristics of the U rib-to-deck joint weld of orthotropic steel bridge decks [J]. Journal of Yangzhou University (Natural Science Edition), 2021, 24(2):66.
- [12] 周家刚, 徐志民. 粘贴钢板技术修复钢箱梁疲劳裂纹[J]. 公路, 2020, 65(11):224.
ZHOU Jiagang, XU Zhiming. Repairing fatigue cracks of steel box girder by bonding steel plate technology [J]. Highway, 2020, 65(11):224.
- [13] ABELN B, GESSLER A, STAMMEN E, *et al.* Strengthening of fatigue cracks in steel bridges by means of adhesively bonded steel patches [J]. The Journal of Adhesion, 2022, 98(6):827.
- [14] WANG C S, ZHAI M S, DUAN L, *et al.* Cold reinforcement and evaluation of steel bridges with fatigue cracks [J]. Journal of Bridge Engineering, 2018, 23(4):04018014.
- [15] DE FREITAS S T, KOLSTEIN H, BIJLAARD F. Fatigue assessment of full-scale retrofitted orthotropic bridge decks [J]. Journal of Bridge Engineering, 2017, 22(11): 04017092.
- [16] DE FREITAS S T, KOLSTEIN H, BIJLAARD F. Structural monitoring of a strengthened orthotropic steel bridge deck using strain data [J]. Structural Health Monitoring, 2012, 11(5): 558.
- [17] VOERMANS J, SOUREN W, BOSSELAAR M. Strengthening the orthotropic steel deck structure of the movable bridge across the Hartelkanaal, the Netherlands [J]. Structural Engineering International, 2014, 24(3): 420.
- [18] 苏庆田, 薛智波, 韩旭, 等. 开口U形肋组合桥面板基本力学性能[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2017, 45(5):651.
SU Qingtian, XUE Zhibo, HAN Xu, *et al.* Performance of the orthotropic composite bridge deck with U-shaped stiffener [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2017, 45(5):651.
- [19] 蒋嵘, 吴冲. 顶板与纵肋接头处焊趾与焊根疲劳开裂的对比研究[J]. 应用力学学报, 2020, 37(5): 1923.
JIANG Rong, WU Chong. Comparative study on fatigue cracking of weld toe and weld root at joint between deck and longitudinal rib [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2020, 37(5): 1923.

- [20] Eurocode 3, design of steel structures. Part 1-9, fatigue: BS EN 1993-1-9: 2005 [S]. Brussel: European Committee for Standardization, 2005.
- [21] KUNA M. Finite elements in fracture mechanics: theory-numerics-applications[M]. Dordrecht: Springer, 2013.
- [22] British Standards Institution. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures: BS 7910—2005 [S]. London: BSI Standards Limited, 2005.
- [23] 国家市场监督管理总局.在用含缺陷压力容器安全评定:GB/T 19624—2019[S].北京:中国标准出版社,2019.
- State Administration for Market Regulation. Safety assessment of in-service pressure vessels containing defects:GB/T 19624—2019 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2019.

~~~~~

(上接第1680页)

- Bridge Engineering, 2018, 23(8):04018049.
- [11] MOUSTAFA S E. Ultimate load test of a segmentally constructed prestressed concrete, I: beam [J]. PCI Journal, 1974, 19(4):54.
- [12] RAMIREZ G, MACGREGOR R, KREGER M E. Shear strength of segmental structures [C]//Proceedings of the Workshop AFPC External Prestressing in Structures. Sceaux: [s.n.], 1993: 287-296.
- [13] TURMO J, RAMOS G, APARICIO A C. FEM study on the structural behaviour of segmental concrete bridges with unbonded prestressing and dry joints: simply supported bridges [J].Engineering Structures, 2005, 27(11):1652.
- [14] TURMO J, RAMOS G, APARICIO A C. Shear strength of dry joints of concrete panels with and without steel fibres: application to precast segmental bridges [J]. Engineering Structures, 2006, 28(1):23.
- [15] TURMO J, RAMOS G, APARICIO A C. FEM modelling of unbonded post-tensioned segmental beams with dry joints [J]. Engineering Structures, 2006, 28(13):1852.
- [16] 李国平. 体外预应力混凝土桥梁设计计算方法 [D]. 上海: 同济大学, 2007.
- LI Guoping. Calculation method of external prestressed concrete bridge design [D]. Shanghai: Tongji University, 2007.
- [17] LI G, YANG D, YU L. Combined shear and bending behavior of joints in precast concrete segmental beams with external tendons [J].Journal of Bridge Engineering, 2013, 18(10):1042.
- [18] BRENKUS N R, WAGNER D J, HAMILTON H R. Experimental evaluation of shear strength of an innovative splice for prestressed precast concrete girders [J]. Journal of Bridge Engineering, 2016, 21(6): 04016018.
- [19] TAKEBAYASHI T, DEEPRASERTWONG K, LEUNG Y W J. A full-scale destructive test of a precast segmental box girder bridge with dry joints and external tendons [J].Structures & Buildings, 2015, 104(3):297.
- [20] SIVALEEPUNTH C, NIWA J, NGUYEN D H, *et al.* Shear carrying capacity of segmental prestressed concrete beams [J]. Doboku Gakkai Ronbunshuu E: JSCE, 65(1):63.
- [21] 中华人民共和国交通运输部. 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, 2018.
- Ministry of Transport of the People's Republic of China. Specification for design of highway reinforced concrete and prestressed concrete bridges and culverts: JTG 3362—2018 [S]. Beijing: People's Communications Press, 2018.