文章编号:1674-2974(2024)09-0055-11 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2024087

“贝壳板”加固直角突变式钢吊车梁疲劳性能研究

胡宝琳[1†],徐宇豪[1],左志远[1],庄继勇[2],周磊[1]
(1. 上海大学 力学与工程科学学院, 上海 200444;
2. 宝武装备智能科技有限公司, 上海 201900)

摘 要:针对既有直角突变式钢吊车梁,提出一种“贝壳板”加固方法,即在吊车梁变截面处腹板两侧,焊接带圆弧的“类贝壳式”钢板对吊车梁进行疲劳加固的方法.该加固方法是通过增加变截面区域腹板的刚度来降低疲劳细节的应力水平,从而提高其疲劳强度.通过缩尺疲劳试验对使用“贝壳板”加固后的直角突变式钢吊车梁疲劳性能进行了研究,分析“贝壳板”加固后吊车梁的疲劳破坏规律,评估加固后吊车梁的疲劳性能.以加固后吊车梁最危险疲劳细节的主应力为基本参量,给出了加固后吊车梁的设计$S_{r,p}$-N疲劳曲线.并通过试验结果验证了加固后吊车梁裂纹扩展模拟和寿命计算的正确性,进一步分析“贝壳板”加固后吊车梁破坏细节的疲劳裂纹扩展特性,研究“贝壳板”高度和厚度变化对加固效果的影响,可为吊车梁的加固设计提供参考依据.

关键词:“贝壳板”加固;吊车梁;裂纹扩展;疲劳寿命;疲劳试验
中图分类号:TU391 **文献标志码**:A

Study on Fatigue Behavior of Right-angle Mutational Steel Crane Beam Reinforced with “Shell Plate”

HU Baolin[1†], XU Yuhao[1], ZUO Zhiyuan[1], ZHUANG Jiyong[2], ZHOU Lei[1]
(1. School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai 200444, China;
2. Baowu Equipment Intelligent Technology Co., Ltd., Shanghai 201900, China)

Abstract: A consolidating method of “shell plate” aiming at the existing right-angle mutational steel crane beam is proposed, where a “shell type” steel plate with an arc is welded on both sides of the web at the variable section of the crane beam for fatigue reinforcement. The stress level of fatigue detail is reduced by increasing the stiffness of the web in variable section areas, thus improving its fatigue strength. In this paper, the fatigue performance of a right-angle mutational steel crane beam reinforced with “shell plate” is studied through a scaled fatigue test, the fatigue failure law of the crane beam reinforced with “shell plate” is analyzed, while the fatigue performance of the reinforced crane beam is evaluated. Meanwhile, taking the principal stress of the most dangerous fatigue detail of the reinforced crane beam as the basic parameter, the $S_{r,p}$-N fatigue curves of the reinforced crane beam are given. Moreover, the correctness of crack propagation simulation and fatigue life calculation of the crane

* **收稿日期**:2023-10-05
基金项目:国家科技重大专项资助项目(2018ZX06001001), National Science and Technology Major Project of the Ministry of Science and Technology of China(2018ZX06001001);国家自然科学基金资助项目(52078287), National Natural Science Foundation of China(52078287)
作者简介:胡宝琳(1980—),男,安徽宿州人,上海大学讲师,博士
† 通信联系人,E-mail: hubaolintz@163.com

beam after reinforcement is verified by the experimental results, and the fatigue crack propagation characteristics of the crane beam damage details after the "shell plate" reinforcement are further analyzed. The influence of the variation in thickness and height of the "shell plate" on the reinforcement effect is studied, which provides the reference for the crane beam reinforcement design.

Key words: "shell plate" reinforcement; crane beam; crack propagation; fatigue life; fatigue test

吊车梁是工业建筑中一种典型承受循环荷载的构件[1],它的安全使用对生产起着至关重要的作用.随着我国钢铁行业的迅速发展,炼钢厂的产能不断提高,吊车梁的工作负荷进一步增大.在改革开放初期建造的工业厂房中,很多吊车梁存在超期、超限服役的现象,这是导致吊车梁疲劳破坏事故频繁发生的主要原因[2].

近年来,随着国内外对钢构件疲劳破坏研究的逐步深入,针对疲劳问题,科研工作者们提出了两种应对措施:一种为栓接或者焊接钢材加固法;另一种为FRP加固法.陈涛等[3]对CFRP加固含混合型边裂纹钢板的疲劳性能开展了试验研究,结果表明双面粘贴CFRP比单面粘贴CFRP加固效果更好.Colombi等[4]通过对CFRP加固钢构件进行数值模拟发现,提高CFRP预应力水平,可提高钢板的疲劳寿命,而后叶华文等[5-6]通过试验结果证明了这一观点.Jiao等[7]通过试验对比指出,同时采用补焊和CFRP加固的方式修复含裂纹的钢梁能显著提高钢梁的疲劳寿命.Wu等[8]、Yu等[9]、Matsumoto等[10]、Aljabar等[11]则对在不同工况下,CFRP加固钢板后的疲劳强度进行探讨,结果均表明CFRP加固损伤钢板可以有效提高其疲劳性能.从既有的研究不难看出,FRP加固技术是近些年来较为热门的加固方式,但FRP加固技术对FRP的布置方式、黏结性能等都有较高要求,这也导致FRP加固技术在一些特殊情况下难以应用.

因此,结合直角突变式钢吊车梁的构造及实际加固需求,本文提出一种类贝壳式钢构件加固法,通过试验对使用"贝壳板"加固后的钢吊车梁疲劳性能进行研究,并基于线弹性断裂力学中的Paris公式[12],采用ABAQUS与FRANC 3D联合仿真进行三维裂纹扩展数值模拟,进一步分析"贝壳板"加固后吊车梁破坏细节疲劳裂纹扩展特性,以期为钢吊车梁的加固评估提供参考依据.

1 "贝壳板"加固吊车梁疲劳试验

针对直角突变式钢吊车梁的加固疲劳强度评估问题,本节以某炼钢厂板坯清理跨吊车梁(图1)为原型制作缩尺试件,并进行疲劳试验,研究"贝壳板"加固(腹板两侧焊接类贝壳式钢板)后吊车梁的疲劳性能.

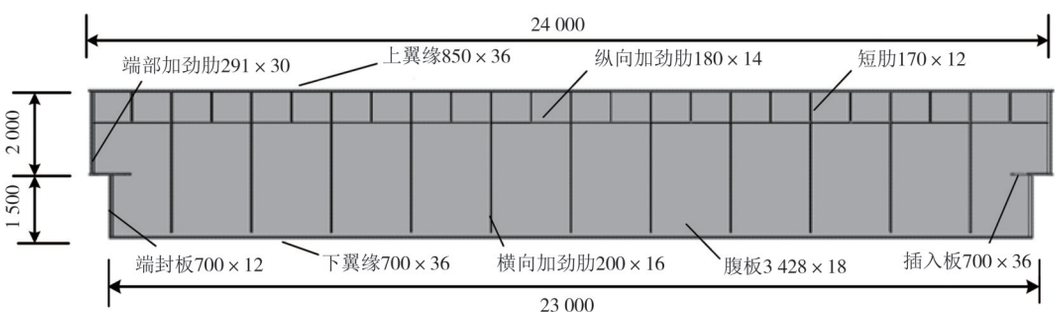


图1 直角突变式钢吊车梁截面参数(单位:mm)

Fig.1 Section parameters of right-angle mutation steel crane beam (unit: mm)

1.1 试验设计

本试验重点研究直角突变式钢吊车梁变截面部位的疲劳强度.设计试件时,减少原钢吊车梁跨中等截面梁的长度,按照1:4的比例制作缩尺模型.

钢吊车梁及"贝壳板"试件具体参数如图2所示,吊车梁及"贝壳板"试件所选用板材均为Q345钢,由材性试验测得其屈服强度为392 MPa,抗拉强度为540 MPa,弹性模量为204 GPa,延伸率为25.4%.

翼缘与腹板的焊接和腹板的拼接为自动焊,“贝壳板”与吊车梁腹板、插入板等其余焊缝为手工焊.焊缝的坡口形式及焊缝质量等级与原型吊车梁一致.考虑试验材料的可靠性,共制作7个缩尺试件进行疲劳试验(其中GL1、GL2为未加固试件,BKGL1~BKGL5为“贝壳板”加固后试件).

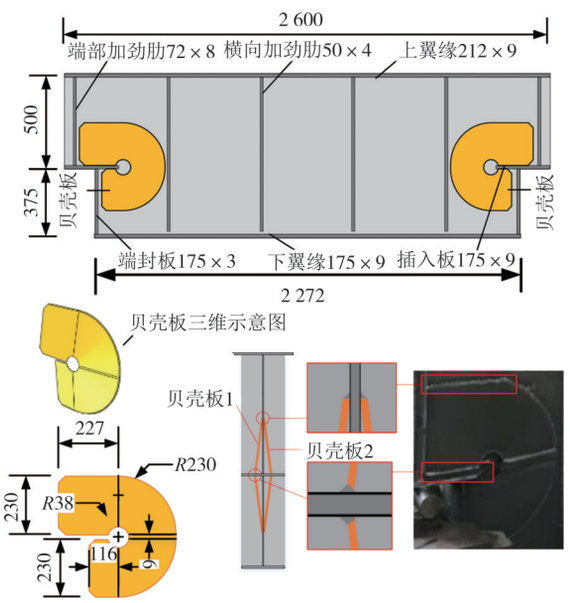


图2　试件具体参数(单位:mm)

Fig.2　Specific parameters of specimen (unit:mm)

1.2　试验加载方案及测点布置

本试验利用瑞士AMSLER油压脉冲疲劳试验机进行等幅循环加载,型号为P-960,其最大疲劳加载为50 t,加固疲劳试验及疲劳试验机主控装置如图3所示.



图3　加固疲劳试验及疲劳试验机主控装置

Fig.3　Reinforcement of fatigue test and fatigue test machine main control device

作用于该原型吊车梁上行车的每侧有两组(每组3个)车轮,为满足试验加载的要求,将两组车轮轮压荷载简化为两点加载的方式,通过分配梁对试件施加荷载.试验共设计三种荷载工况,最大加载吨位分别为25 t、30 t和40 t,加载频率为220次/min,应力比R=0.1.所有试件均采用正弦波加载.各试件的设计加载吨位(t)以及支座反力(kN)如表1所示.

表1　加载吨位及支座反力

Tab. 1　Loading tonnage and bearing reaction

试件编号	支座位置	加载吨位/t		支座反力/kN	
		P_{min}	P_{max}	R_{min}	R_{max}
GL1	A	2.5	25	12.25	122.5
	B			12.25	122.5
GL2	A	3	30	14.7	147
	B			14.7	147
BKGL1	A	2.5	25	12.25	122.5
	B			12.25	122.5
BKGL2	A	3	30	14.7	147
	B			14.7	147
BKGL3	A	3	30	14.7	147
	B			14.7	147
BKGL4	A	4	40	19.6	196
	B			19.6	196
BKGL5	A	4	40	19.6	196
	B			19.6	196

1.3　试验终止条件判定

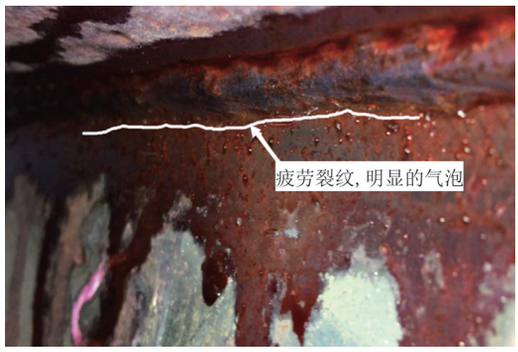
在试验过程中,当出现以下情况之一时试验终止:1)焊缝焊趾处出现肉眼可见的裂纹,涂刷肥皂水且有气泡出现;2)在50倍放大镜下观察,能明显看到裂缝动态张开闭合的现象.认为该处出现疲劳破坏,加载的荷载循环次数即为疲劳寿命.本文选取第一种情况作为试验终止条件.

1.4　试验现象分析

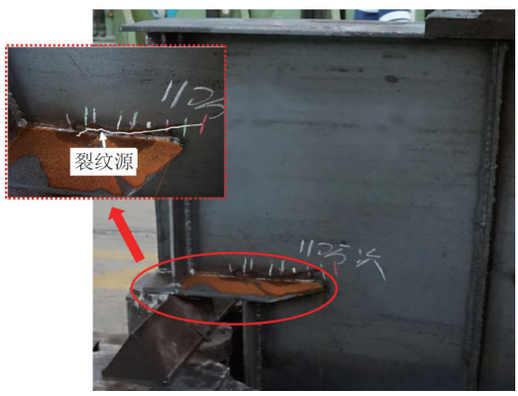
疲劳裂纹出现位置及裂纹扩展规律较为稳定,未加固试件疲劳裂缝均最先出现在插入板与腹板连接焊缝的焊趾处(疲劳裂纹一),典型裂纹如图4(a)所示;封板与插入板连接焊缝处疲劳裂纹扩展一段时间后,插入板与腹板的连接焊缝出现疲劳裂纹(疲劳裂纹二),典型裂纹如图4(b)所示.

“贝壳板”加固试件疲劳裂纹均首先出现在疲劳细节Ⅰ处,其中试件BKGL3(支座A处)疲劳细节Ⅱ和试件BKGL4(支座B处)疲劳细节Ⅲ也分别在疲劳细节Ⅰ裂纹扩展的同时出现了裂纹,如图5所示,为各疲劳细节的裂纹扩展路径示意图.

由于焊缝质量不能完全一致,导致焊缝初始缺陷(裂纹)具有一定离散性,当疲劳细节Ⅱ和Ⅲ处焊接初始缺陷较大时,也极有可能出现疲劳破坏,因此疲劳细节Ⅱ和Ⅲ的加固也不可忽略.



(a)疲劳细节Ⅰ裂纹



(b)疲劳细节Ⅱ裂纹

图4 未加固试件疲劳裂纹扩展路径

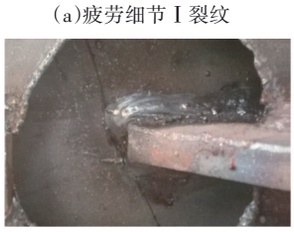
Fig.4 Fatigue crack propagation path of unreinforced specimens



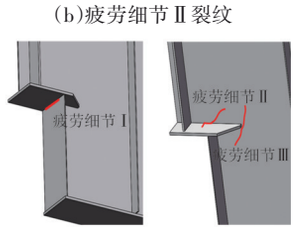
(a)疲劳细节Ⅰ裂纹



(b)疲劳细节Ⅱ裂纹



(c)疲劳细节Ⅲ裂纹



(d)各裂纹扩展路径示意

图5 加固试件疲劳裂纹扩展路径

Fig.5 Fatigue crack propagation path of reinforced specimens

1.5 试验结果分析

试验结果汇总见表2.对试验结果进行对比分析,可以发现相同的加载吨位下,采用“贝壳板”加固后吊车梁的疲劳寿命要显著高于加固前,在25 t和30 t工况下,试件疲劳寿命分别提高了1.7倍和1.6~4倍.这是因为“贝壳板”可以有效地加强吊车梁端部各疲劳细节及其整个发展区域,降低这些薄弱环节疲劳细节的应力水平,同时又不会增大其他部位的应力值,造成其他薄弱环节的出现.由此可见,“贝壳板”加固法可有效提升直角突变式钢吊车梁的疲劳性能.

表2 疲劳试验结果汇总表

Tab. 2 Summary of fatigue test results

试件编号	支座位置	测点最大应力幅/MPa	疲劳寿命 N_{test}/万次
GL1	A	100	82
	B		109
GL2	A	125	42
	B		30
BKGL1	A	83.6	220
	B		—
BKGL2	A	115.8	120
	B		150
BKGL3	A	121.3	110
	B		128
BKGL4	A	145.6	41
	B		70
BKGL5	A	149.2	50
	B		—

注:因疲劳试验存在较大的离散性,故加固试件支座A、B处所得试验寿命均作为解释加固吊车梁S-N曲线的有效分析数据点.

基于最小二乘法的线性回归分析被广泛用于确定疲劳设计曲线.直接对数据进行回归分析得到均值疲劳曲线(Mean曲线),仅有50%的保证率.作为设计曲线,通常应在均值疲劳曲线的基础上减去两倍标准差($2S_D$),即95%保证率曲线.从单侧置信区间的角度理解,该曲线为满足97.7%保证率的疲劳曲线(Mean-$2S_D$曲线).《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)也是按照此方法给出疲劳设计曲线.

对“贝壳板”加固后吊车梁疲劳细节Ⅰ主应力与试验寿命进行双对数线性回归分析,采取自由斜率和固定斜率分别进行拟合.

自由斜率拟合$S_{r,p}$-N公式如下:

$$\lg N = -3.056\lg S_{r,p} + 12.908 \quad (1)$$

$$\lg N = -3.056\lg S_{r,p} + 12.750 \quad (2)$$

其中,相关系数R=0.95,标准差S_D=0.079.

固定斜率拟合$S_{r,p}$-N公式如下:

$$\lg N = -3\lg S_{r,p} + 12.781 \quad (3)$$

$$\lg N = -3\lg S_{r,p} + 12.635 \quad (4)$$

其中,相关系数R=0.95,标准差S_D=0.073.

$S_{r,p}$-N数据回归分析结果如图6所示,可以发现在自由斜率拟合下的斜率为-3.056,与固定斜率拟合下的斜率B=-3比较接近,由此得到的Mean曲线

很接近,这也导致2×10⁶次循环荷载作用下对应的主应力　幅$S_{r,p}$极为接近:Mean 曲线(145.2 MPa 和 144.5 MPa),Mean−2S_D曲线(128.9 MPa 和 129.2 MPa),自由斜率拟合与固定斜率拟合结果基本一致.

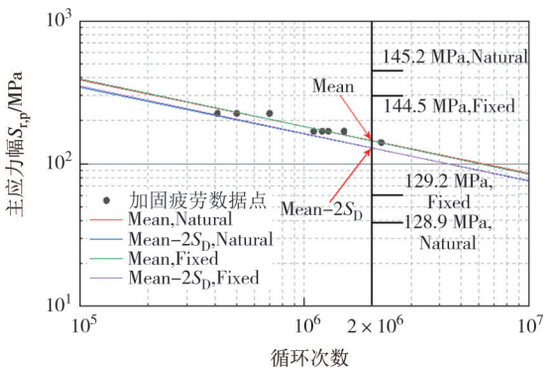


图 6　$S_{r,p}$−N 数据回归分析

Fig.6　Regression analysis of $S_{r,p}$−N data

对于“贝壳板”加固钢吊车梁疲劳细节Ⅰ的疲劳曲线,不能确定其真实斜率在统计意义上是否因“贝壳板”加固而改变.由上述回归分析结果可知,自由斜率和固定斜率拟合得到的$S_{r,p}$−N曲线极为接近.因此,对于“贝壳板”加固后钢吊车梁的疲劳强度可靠性设计,可采用基于试验结果固定斜率拟合得到的$S_{r,p}$−N曲线,该疲劳曲线保证率为97.7%.

2　疲劳寿命有限元计算及验证

本文基于线弹性断裂力学中的Paris公式,采用ABAQUS与FRANC 3D联合仿真进行三维裂纹扩展数值模拟.

2.1　模型建立

采用ABAQUS有限元软件建立与试验试件对应的数值模型.其中“贝壳板”和吊车梁材料属性定义与材性试验测得值一致,与吊车梁相互作用采用绑定(Tie)约束,焊缝属性同母材一致.为了保证有限元数值分析能正确反映试件的受力状态,所施加的约束条件和荷载模式与试验保持一致.通过计算得到采用“贝壳板”加固后的吊车梁主应力云图,如图7所示.由主应力云图发现“贝壳板”加固导致产生新的疲劳细节(Ⅰ-BK),该细节连接形式和受载类型与疲劳细节Ⅰ基本一致.后续研究认为在相同的应力水平下,两处细节具有同样的疲劳强度,并作为关注节点.根据应力分析结果,吊车梁疲劳细节Ⅰ主应力最大,与试验破坏位置结果一致,作为接下来疲劳裂纹扩展模拟的初始裂纹位置.

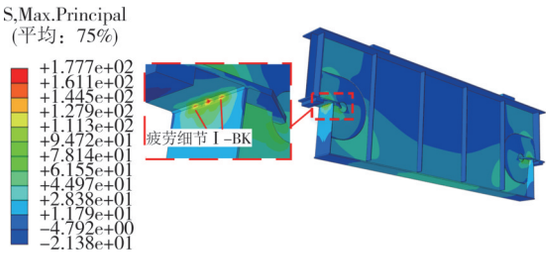


图 7　焊接“贝壳板”加固后的吊车梁主应力云图(疲劳细节Ⅰ-BK)

Fig.7　Principal stress nephogram of crane beam after reinforcement of welded “shell plate”(fatigue details Ⅰ-BK)

2.2　裂纹扩展参数设置

将吊车梁有限元模型分为不含裂纹扩展区域的整体模型(Global model)和含裂纹扩展区域的局部模型(Local model),引入(更新)裂纹并更新裂纹前缘后,整体模型网格保持不变,对局部模型重新进行精细化网格划分,并与整体模型进行连接节点绑定组装.局部模型网格主要采用10节点四面体单元,整体模型网格采用8节点六面体单元,四面体单元和六面体单元之间的过渡单元采用13节点五面体单元.在靠近裂纹前缘的内环采用15节点奇异楔形单元以解决裂纹尖端应力奇异性问题[13],外环采用20节点六面体单元.

裂纹扩展速率参数根据BS 7910:2019[14]给出的钢材建议平均值C=3.98×10⁻¹³,m=2.88取值.

采用相互作用积分法计算应力强度因子,针对复合型裂纹,等效应力强度因子可以用来描述疲劳裂纹前缘应力场的强弱程度,根据BS 7910:2019对于复合型裂纹断裂的规定取值,即:

$$\Delta K_{\mathrm{eff}}=\sqrt{\Delta K_{\mathrm{I}}^2+\Delta K_{\mathrm{II}}^2+\frac{\Delta K_{\mathrm{III}}^2}{1-\nu}} \tag{5}$$

式中:ΔK_{eff}为等效应力强度因子幅值;ΔK_{I}、ΔK_{II}、ΔK_{III}分别为Ⅰ型、Ⅱ型、Ⅲ型裂纹应力强度因子幅值;ν为泊松比.

通常任意形状的表面裂纹均可简化为半椭圆裂纹进行计算,焊接结构焊趾裂纹深度a一般假设为0.1~0.5 mm[15],文献[16]通过蒙特卡罗仿真指出起重机焊接钢梁初始裂纹表面长度的均值和方差分别在0.25 mm和0.48 mm附近.在此基础上,假定初始裂纹深度a为0.1 mm,初始裂纹形状比a/c取1.0,对应的初始裂纹表面长度$2c$为0.2 mm.

采用基于裂纹尺寸增量Δa的扩展方式,指定裂纹前缘中值节点的扩展增量Δa_{m},然后根据应力强度因子幅值由Paris速率公式计算节点扩展增量Δa_{m}所

需荷载循环次数ΔN,再据此计算裂纹前缘其他节点扩展增量Δa_i,形成新裂纹前缘.初始裂纹扩展增量取初始裂纹深度的20%,即0.02 mm.

根据试验实际情况,取表面裂纹长度达到20 mm时作为模拟终止条件,偏于安全地认为此时结构已经达到工程安全允许限值,结构发生破坏.

2.3 疲劳寿命计算过程

对疲劳试验中25 t、30 t和40 t三种荷载工况下"贝壳板"加固试件的疲劳破坏进行数值模拟,如表3所示,以25 t荷载工况(BKGL1)为例,记录了试件在疲劳裂纹扩展过程中裂纹尺寸的变化、相应关键节点的等效应力强度因子幅值ΔK_{eff}以及对应的荷载循环次数.

表3 疲劳寿命计算过程

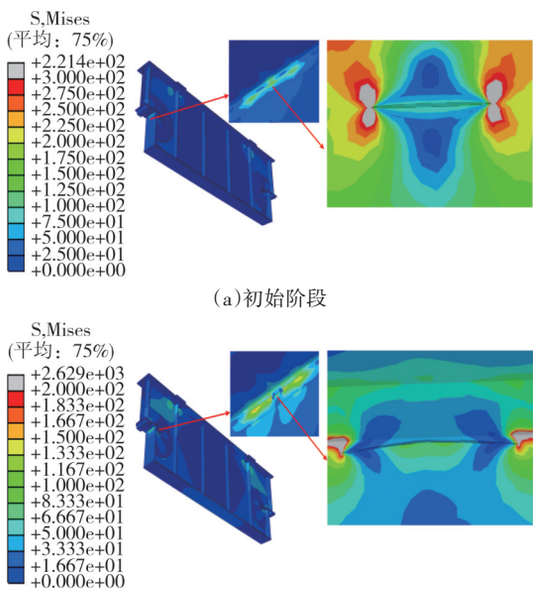
Tab. 3 Calculation process of fatigue life

分析步	循环次数	裂纹尺寸/mm		$\Delta K_{\mathrm{eff},A}$/	$\Delta K_{\mathrm{eff},C}$/
	N	a	$2c$	(MPa·mm$^{1/2}$)	(MPa·mm$^{1/2}$)
0	0	0.100	0.200	98.88	106.69
1	73 570	0.117	0.248	111.68	116.14
2	130 791	0.135	0.293	120.49	124.80
3	177 258	0.154	0.339	129.24	132.69
4	216 194	0.173	0.383	136.01	140.57
5	250 172	0.192	0.428	141.35	147.36
6	307 116	0.230	0.519	152.46	160.82
7	353 718	0.268	0.609	160.40	172.17
8	393 412	0.305	0.703	168.52	183.17
9	428 722	0.342	0.798	171.51	189.70
10	460 926	0.379	0.900	177.43	198.61
11	517 544	0.453	1.096	186.65	214.25
12	566 717	0.527	1.306	193.54	226.77
13	610 365	0.599	1.534	200.09	236.85
14	650 789	0.671	1.770	206.56	244.93
15	688 164	0.743	1.974	211.92	253.89
16	756 681	0.892	2.478	219.97	269.70
17	817 594	1.035	2.953	229.74	282.28
18	872 432	1.181	3.422	237.62	290.45
19	922 587	1.327	3.966	245.34	298.10
20	969 743	1.472	4.439	250.62	304.69
21	1 055 575	1.770	5.466	261.93	317.02
22	1 132 921	2.062	6.416	271.18	323.21
23	1 204 633	2.389	7.659	279.30	326.77
24	1 271 277	2.668	8.677	290.09	329.37
25	1 333 349	3.008	9.919	294.69	333.69
26	1 458 206	3.560	11.477	318.14	328.41
27	1 576 250	4.160	13.130	325.62	331.40
28	1 685 370	4.722	15.171	336.88	334.69
29	1 796 212	5.306	16.618	345.98	337.10
30	1 899 684	5.864	18.179	354.80	343.34
31	2 002 905	6.434	20.143	364.12	343.59

注:$\Delta K_{\mathrm{eff},A}$和$\Delta K_{\mathrm{eff},C}$分别表示裂纹最深点($A$点)与裂纹表面端点($C$点)的等效应力强度因子幅值.

2.4 疲劳寿命计算结果验证

25 t荷载工况下加固试件疲劳裂纹扩展路径和Mises应力分布云图如图8所示,可知裂纹扩展模拟路径与试验结果基本一致,吻合良好.



(a)初始阶段

(b)最终阶段

图8 疲劳裂纹扩展路径和Mises应力分布云图

Fig.8 Fatigue crack propagation path and Mises stress distribution nephogram

25 t荷载工况下共进行了31次循环计算,最终达到终止条件的疲劳寿命为199.6万次.30 t和40 t荷载工况下最终达到终止条件的疲劳寿命分别为118.6万次和51.5万次.表4给出了这3种荷载工况下加固试件的试验结果(N_{test})与有限元计算结果(N_{FE})的对比情况.由表4可见,试验寿命与用本文裂纹扩展模拟方法得到的钢吊车梁的计算寿命相比,3种工况下的试验结果与有限元计算结果相差-20%~36%,两者比值($N_{\mathrm{test}}/N_{\mathrm{FE}}$)的平均值为1.06,变异系数($C_{\mathrm{V}}$)为0.17.

有限元计算结果与试验结果吻合良好,且考虑疲劳问题在材料、制造、焊接等方面本身具有较大的离散性,因此可以认为上述数值模拟方法针对加固吊车梁疲劳寿命的预测是合理的.

3 裂纹扩展过程分析

裂纹扩展过程中的形态变化(裂纹形状比)本质

表 4　试验结果(N_{test})与有限元计算结果(N_{FE})对比

Tab. 4　Comparison between test results (N_{test}) and finite element calculation results (N_{FE})

荷载工况/t	试件编号	支座	N_{test}/万次	N_{FE}/万次	比值N_{test}/N_{FE}
25	BKGL1	A	220	199.6	1.1
		B	—		—
30	BKGL2	A	120	118.6	1.01
		B	150		1.26
	BKGL3	A	110		0.93
		B	128		1.08
40	BKGL4	A	41	51.5	0.8
		B	70		1.36
	BKGL5	A	50		0.97
		B	—		—
平均值 Mean					1.06
变异系数 C_V					0.17

上由裂纹前缘各节点应力应变场(应力强度因子)共同确定,通过研究裂纹扩展过程中裂纹形态和应力强度因子的变化来分析裂纹扩展过程.

3.1　裂纹形态发展规律

“贝壳板”加固 BKGL1 和未加固 GL1 细节疲劳裂纹形状比的变化过程如图 9 所示.裂纹扩展初期,裂纹形状比由初始状态下的 a/c=1 快速下降到 0.65,裂纹形状由半圆形向半椭圆形变化,在裂纹沿端封板板厚方向投影深度 a' 大于 1.5 mm(即扩展至板厚 50%)后,裂纹表面长度约为 5 mm,裂纹形状比趋于一定值,在 0.60~0.65 之间保持稳定.

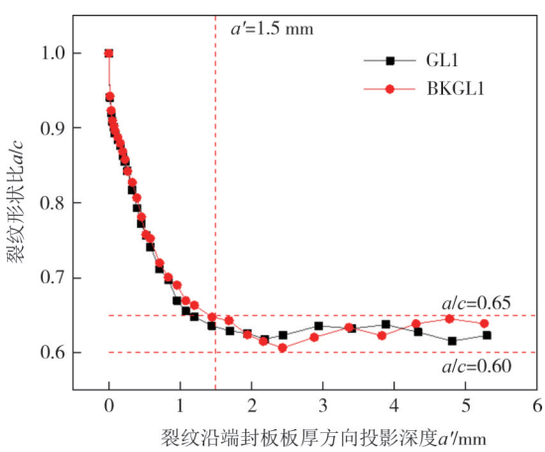


图 9　裂纹形状比的变化过程

Fig.9　Change process of crack shape ratio

3.2　应力强度因子发展规律

作为裂纹扩展驱动力的重要指标,应力强度因子反映裂纹前缘应力应变场奇异性的强度,是线弹性断裂力学理论的重要参数,也是裂纹扩展速率和裂纹尺寸联系的关键指标.

3.2.1　Ⅰ、Ⅱ、Ⅲ型应力强度因子幅值发展规律

基于数值模拟得到的裂纹扩展前缘节点[分别为“贝壳板”加固和未加固疲劳细节的裂纹最深点(A 点)和靠近表面端点(C 点)]的 ΔK_{I}、ΔK_{II} 和 ΔK_{III} 随裂纹扩展过程的发展规律如图 10 所示,由图 10(a)进行分析,A 点 $\Delta K_{\mathrm{I},A}$ 均明显大于 $\Delta K_{\mathrm{II},A}$ 和 $\Delta K_{\mathrm{III},A}$,随着裂纹不断发展,$\Delta K_{\mathrm{I},A}$ 呈现明显上升趋势,而 $\Delta K_{\mathrm{II},A}$ 和 $\Delta K_{\mathrm{III},A}$ 则基本不变,显然 A 点在整个裂纹扩展过程中由 $\Delta K_{\mathrm{I},A}$ 主导,而 $\Delta K_{\mathrm{II},A}$ 和 $\Delta K_{\mathrm{III},A}$ 影响很小,与细节所受载荷类型一致.由图 10(b)进行分析,C 点 $\Delta K_{\mathrm{I},C}$ 均明显大于 $\Delta K_{\mathrm{II},C}$ 和 $\Delta K_{\mathrm{III},C}$,且随着裂纹扩展不断发展,$\Delta K_{\mathrm{I},C}$ 前期呈现明显上升趋势,在裂纹表面长度达到 5 mm 后,$\Delta K_{\mathrm{I},C}$ 基本保持不变,$\Delta K_{\mathrm{II},C}$ 与 A 点 $\Delta K_{\mathrm{II},A}$ 发展规律类似,而 $\Delta K_{\mathrm{III},C}$ 在裂纹扩展过程中则呈现上升趋势,但仍然明显小于 $\Delta K_{\mathrm{I},C}$,与 A 点 $\Delta K_{\mathrm{III},A}$ 发展规律略有不同.综合来说,该裂纹是以张开型裂纹为主,Ⅰ型应力强度因子主导的复合型裂纹.应力强度因

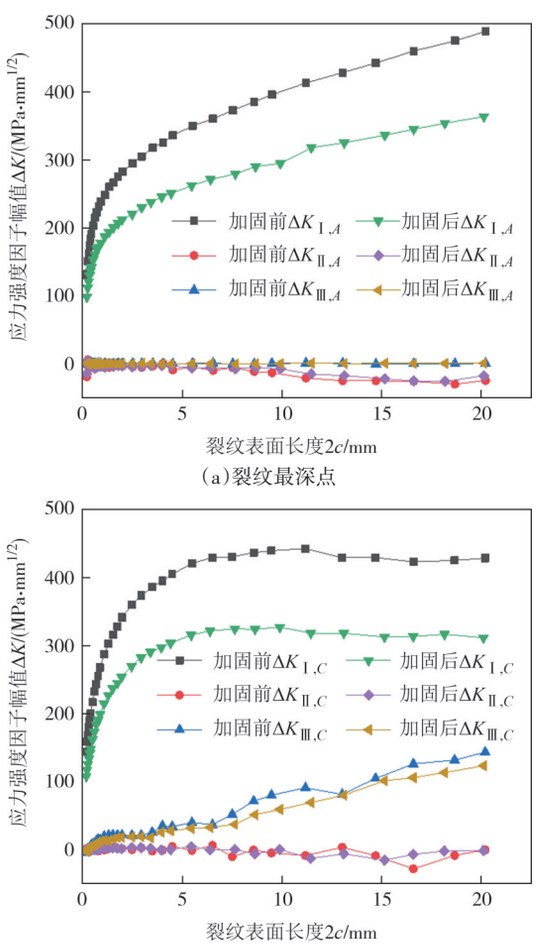


图 10　应力强度因子幅值的发展过程

Fig.10　Development of stress intensity factor amplitude

子幅值变化规律(*A*点与*C*点)与未加固吊车梁类似,但应力强度因子幅值ΔK_{I}均由于“贝壳板”加固效果而明显有所降低,ΔK_{II}和ΔK_{III}无明显减小.

3.2.2 等效应力强度因子幅值发展规律

“贝壳板”加固BKGL1和未加固GL1细节疲劳裂纹前缘等效应力强度因子幅值ΔK_{eff}的发展过程如图11所示,在裂纹扩展初始阶段,裂纹前缘靠近表面端点(*C*点)的等效应力强度因子幅值略大于裂纹前缘最深点(*A*点)的等效应力强度因子幅值.在疲劳裂纹扩展前期,*C*点的上升速率大于*A*点,两者均迅速上升,以裂纹表面长度扩展至2 mm为界,随后两者虽仍保持上升趋势,但增量速率均明显逐渐趋缓;当裂纹表面长度扩展至10 mm时,*C*点的等效应力强度因子幅值停止上升,直至达到设定的裂纹扩展终止条件(裂纹表面长度$2c$=20 mm)时,裂纹前缘节点的等效应力强度因子幅值ΔK_{eff}均在320~350 MPa·mm$^{1/2}$范围内,而*A*点的等效应力强度因子幅值则呈现持续上升趋势;当裂纹表面长度扩展至15 mm左右时,*A*点的等效应力强度因子幅值已经超过*C*点.这是由于*A*点在裂纹深度方向扩展,裂纹前缘应力应变场没有明显降低,*C*点在裂纹扩展过程中,逐渐远离应力梯度较高的应力集中区域,节点应力应变场降低,等效应力强度因子幅值未继续增加.与“贝壳板”加固的疲劳裂纹扩展规律进行比较可发现,就等效应力强度因子幅值变化趋势而言,未加固细节与“贝壳板”加固细节表现出的规律基本一致.

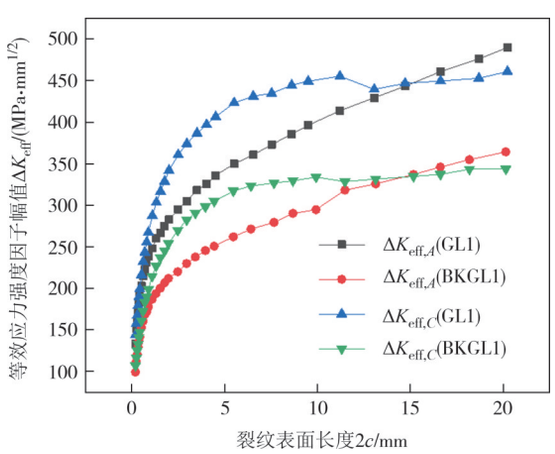


图11 加固前后等效应力强度因子幅值的发展过程

Fig.11 Development process of equivalent stress intensity factor amplitude before and after reinforcement

由BKGL1和GL1细节等效应力强度因子幅值对比分析可见,在裂纹扩展过程中,即使裂纹尺寸相同(裂纹表面长度相同,裂纹形状比近似等同),“贝壳板”加固细节的等效应力强度因子幅值也始终小于对应的未加固细节.因此,“贝壳板”加固细节中裂纹的扩展速率始终小于对应的未加固细节,这与裂纹表面长度发展反映出的规律吻合.

4 “贝壳板”加固参数分析

鉴于“贝壳板”良好的加固效果,基于数值分析,进一步对“贝壳板”加固方法进行探讨.采用经过验证的缩尺模型建模方法,建立足尺吊车梁变截面模型,如图12所示.模型右端截面边界条件采用完全固定,“贝壳板”和吊车梁材料属性定义与材性试验值一致,“贝壳板”与吊车梁相互作用采用绑定(Tie)约束,焊缝属性同母材一致,在支座位置施加支座反力*F*.由结果可知,当*F*为1 600 kN时,有限元分析所得足尺模型最大应力处与缩尺模型(BKGL1)最大应力处相同,所得足尺模型最大主应力幅与BKGL1最大主应力幅基本一致.当疲劳细节Ⅰ(插入板与封板连接焊缝)处的表面裂纹长度达到80 mm时(在统计分析原型直角突变式钢吊车梁发生疲劳破坏的特征时,发现裂纹稳定扩展长度约为80 mm,偏于安全地认为此时的裂纹尺寸已达到临界裂纹尺寸,因此取钢吊车梁表面裂纹长度达到80 mm时作为模拟计算的终止条件),吊车梁的疲劳寿命约为190万次,与BKGL1疲劳寿命基本一致.因此,本文建立的足尺模型能较为准确地反映实际吊车梁的疲劳寿命.

根据实际工况,支座反力按照实际工程中原钢

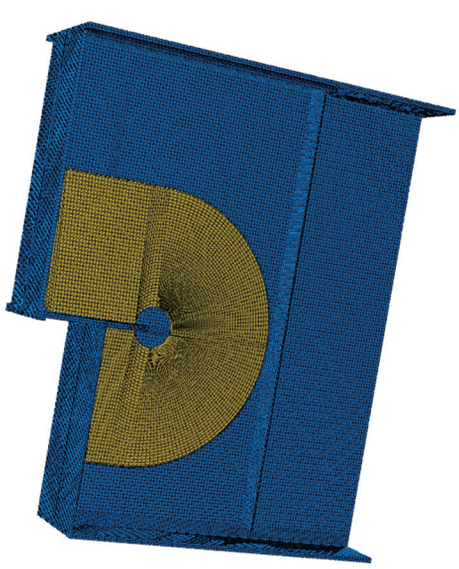


图12 足尺吊车梁变截面模型

Fig.12 Cross-section model of full-scale crane beam

吊车梁的最不利荷载工况选取 1 800 kN,在既有吊车梁的截面参数保持不变的前提下,研究“贝壳板”厚度t_{bk}与高度h_{bk}(亦指圆弧段半径)变化对疲劳强度的影响规律.“贝壳板”加固模型设计参数如表 5 所示:C1 组保持“贝壳板”高度不变,研究“贝壳板”厚度对疲劳强度的影响;C2 组保持“贝壳板”厚度不变,研究“贝壳板”高度对疲劳强度的影响.

表 5　“贝壳板”加固模型参数

Tab. 5　Parameters of “shell plate” reinforcement model

编组	模型编号	“贝壳板”参数/mm	
		t_{bk}	h_{bk}
C1	BK-1	12	1 000
	BK-2	18	1 000
	BK-3	24	1 000
	BK-4	30	1 000
C2	BK-5	18	400
	BK-6	18	600
	BK-7	18	800
	BK-2	18	1 000

4.1　疲劳细节应力分析

作为一种针对直角突变式钢吊车梁疲劳破坏的加固方法,在数值分析时应首先考虑各疲劳细节的应力变化情况.不同“贝壳板”厚度(C1 组)和高度(C2 组)下吊车梁各疲劳细节主应力变化规律如图 13 所示,由图 13(a)可知,随着“贝壳板”厚度的增加,疲劳细节Ⅰ、Ⅱ和Ⅲ的主应力均逐渐减小,且下降速率均较快.这是因为“贝壳板”厚度的增加等同于提高吊车梁变截面区域腹板的刚度,可有效降低疲劳细节Ⅰ、Ⅱ和Ⅲ的应力集中效应.疲劳细节Ⅰ-BK 主应力有较缓慢的上升趋势,这是因为“贝壳板”厚度的增加造成其分担的应力比例上升,总体而言,对疲劳细节Ⅰ-BK 的主应力影响程度较小.当“贝壳板”厚度为 30 mm 时,疲劳细节Ⅰ和Ⅰ-BK 的主应力大小近似相同.由图 13(b)可知,随着“贝壳板”高度的增加,疲劳细节Ⅰ、Ⅱ和Ⅲ的主应力均逐渐减小,“贝壳板”高度的增加会降低吊车梁疲劳细节Ⅰ、Ⅱ和Ⅲ的应力集中效应,但并不显著,对疲劳细节Ⅰ-BK 主应力影响程度也较小.这是由于“贝壳板”高度增加的部分与变截面各疲劳细节距离在逐渐增大,因此应力降低幅度逐渐减小.

4.2　加固效果分析

疲劳寿命是“贝壳板”加固后吊车梁疲劳性能与加固效果的最直接体现,定义吊车梁经过加固后提

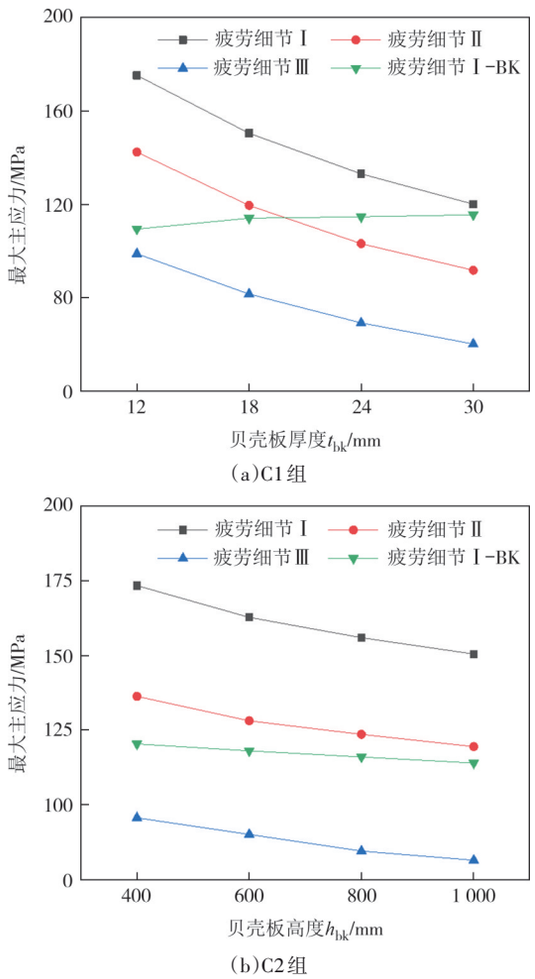


图 13　不同“贝壳板”厚度和高度吊车梁疲劳细节主应力

Fig.13　Fatigue detail principal stress of crane beam with different “shell plate” thickness and height

高的疲劳寿命$N_{FE,BK}$与原吊车梁疲劳寿命N_{FE}的比值为加固效果K.图 14 给出了不同厚度与高度“贝壳板”的加固效果.由图 14 可知,当“贝壳板”高度h_{bk}=1 000 mm、厚度t_{bk}=30 mm 时,加固效果最好,此时K=5.32;当“贝壳板”高度h_{bk}=1 000 mm、厚度t_{bk}=12 mm 时,加固效果最差,此时K=1.84.

当“贝壳板”厚度由 12 mm 增加至 30 mm 时,加固效果K提升了 3.48,提升幅度较大.与此同时,在计算过程中发现“贝壳板”厚度的增加虽然能显著提高加固后的吊车梁疲劳性能,但是当t_{bk}=30 mm 时,疲劳细节(Ⅰ-BK)危险程度与疲劳细节Ⅰ相等,此时若继续增加“贝壳板”厚度,可能会造成细节Ⅰ-BK 发生破坏.因此,为了保证加固效果最大化,综合考虑认为“贝壳板”厚度取值宜为 24~30 mm.当“贝壳板”高度由 400 mm 增加至 1 000 mm 时,加固效果K提升了 0.89,可见随着“贝壳板”高度的增加,加固效果提

升并不明显.因此,“贝壳板”高度取值不宜过大.

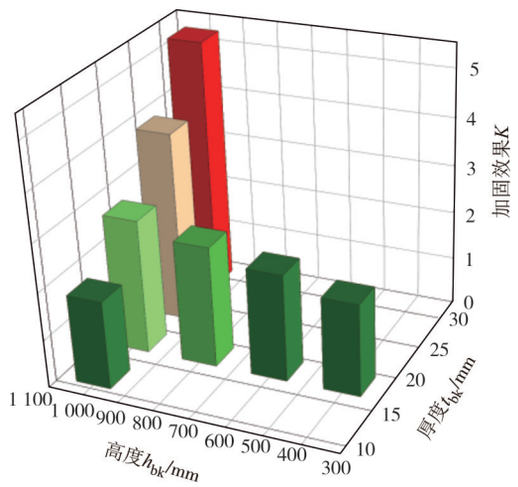


图 14 不同“贝壳板”厚度与高度加固吊车梁的加固效果

Fig.14 Reinforcement effect of crane beam with different “shell plate” thickness and height

综上所述,随着“贝壳板”高度h_{bk}与厚度t_{bk}的增加,疲劳强度逐渐提高,但厚度的影响程度比高度更大,对于“贝壳板”加固设计,宜优先考虑增加“贝壳板”厚度,在“贝壳板”厚度取值不满足既定加固要求时,可增加“贝壳板”高度来满足加固效果.

4.3 经济效益对比

为了直观地比较不同“贝壳板”加固吊车梁的经济效益,定义吊车梁经过加固后提高的疲劳寿命$N_{FE,BK}$与加固件用钢量的比值为经济效益P,当P越大时,代表“贝壳板”加固吊车梁的经济效益越好.各试件的经济效益P如表6所示.

表6 “贝壳板”方法加固用钢量和经济效益

Tab.6 The amount of steel used and economic benefit of “shell plate” strengthening method

编号	t_{bk}/mm	h_{bk}/mm	$N_{FE,BK}$/万次	用钢量/kg	P/(万次·kg^{-1})
BK-1	12	1 000	127.7	545	0.11
BK-2	18	1 000	195.0	818	0.15
BK-3	24	1 000	276.1	1 090	0.19
BK-4	30	1 000	368.6	1 363	0.22
BK-5	18	400	133.4	206	0.31
BK-6	18	600	154.6	374	0.23
BK-7	18	800	174.7	578	0.18

由表6可知,当“贝壳板”高度h_{bk}=400 mm、厚度t_{bk}=18 mm时,经济效益最好,此时P=0.31;当“贝壳板”高度h_{bk}=1 000 mm、厚度t_{bk}=12 mm时,经济效益最差,此时P=0.11.

当“贝壳板”厚度由12 mm增加至30 mm时,用钢量增加818 kg(1.5倍),经济效益P提高0.11万次/kg.可见随着“贝壳板”厚度的增加,经济效益明显提升.当“贝壳板”高度由400 mm增加至1 000 mm时,用钢量增加612 kg(2.97倍),经济效益P降低0.16万次/kg.随着“贝壳板”高度的增加,经济效益有所下降.

5 结 论

为研究加固直角突变式钢吊车梁疲劳性能,对2根未加固试验梁及5根“贝壳板”加固试验梁进行疲劳试验,并基于线弹性断裂力学中的Paris公式,进行复合型裂纹扩展数值模拟,研究其裂纹扩展规律,得到以下结论:

1)由缩尺疲劳试验得到吊车梁各疲劳细节裂纹扩展路径.其典型疲劳破坏位置为疲劳细节Ⅰ,当疲劳细节Ⅱ和Ⅲ焊接初始缺陷较大时,同样会发生疲劳破坏现象,疲劳细节Ⅱ和Ⅲ的加固不可忽略.

2)采用“贝壳板”加固后可有效提高吊车梁的疲劳寿命.根据最小二乘法对“贝壳板”加固试验结果进行回归分析,基于试验数据进行固定斜率拟合得到具有97.7%保证率的$S_{r,p}$-N疲劳曲线,可用于“贝壳板”加固后的吊车梁疲劳强度可靠性设计.

3)通过对裂纹扩展过程进行分析,得到以下规律:“贝壳板”加固吊车梁疲劳破坏以张开型裂纹为主,I型应力强度因子主导的复合型裂纹.裂纹扩展过程中,裂纹扩展至板厚50%后形状比在0.60~0.65之间基本保持不变.裂纹最深点的$\Delta K_{eff,A}$始终呈现上升趋势,裂纹前缘靠近表面端点的$\Delta K_{eff,C}$在裂纹穿透板厚80%后,停止增长并趋于稳定,这是由于端点逐渐远离应力梯度较高的焊趾中心,局部应力应变场降低,导致$\Delta K_{eff,C}$未继续增加.加固前后均表现出相似的裂纹扩展特性.

4)随着“贝壳板”高度与厚度的增加,疲劳强度逐渐提高,但厚度的影响程度与高度的相比更大,且高度增加会导致经济效益降低,故设计时应优先增加“贝壳板”厚度.由于“贝壳板”加固方法对变截面区域拥有全面的加固效果,同时考虑疲劳细节Ⅰ、Ⅱ和Ⅲ的疲劳问题,建议采用焊接“贝壳板”加固方法.

参考文献

[1] 杨佑发, 陈前, 雷鸣. 在役钢结构吊车梁疲劳可靠性分析[J]. 振动与冲击, 2020, 39(9):165-172.
YANG Y F, CHEN Q, LEI M. Fatigue reliability analysis of a steel crane beam in service[J]. Journal of Vibration and Shock,

2020,39(9):165-172.(in Chinese)

[2] 郭华泾, 崔鹏飞, 吴佰建, 等. 既有工业厂房钢吊车梁疲劳性能预后分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2019, 51(6): 109-115.
GUO H J, CUI P F, WU B J, et al. Fatigue prognosis analysis on existing steel industrial crane runway girders [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2019, 51(6): 109-115.(in Chinese)

[3] 陈涛, 摇铖. CFRP加固含混合型边裂纹钢板的疲劳性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2021,42(2):206-212.
CHEN T, YAO C. Experimental study on fatigue properties of CFRP-repaired steel plates with a mixed-mode edge crack[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(2): 206-212.(in Chinese)

[4] COLOMBI P, BASSETTI A, NUSSBAUMER A. Delamination effects on cracked steel members reinforced by prestressed composite patch[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2003, 39(1): 61-71.

[5] 叶华文, UMMENHOFER T, 强士中. 预应力CFRP板加固钢梁抗弯疲劳试验研究[J]. 公路交通科技, 2009, 26(12): 50-55.
YE H W, UMMENHOFER T, QIANG S Z. Experimental study of flexural fatigue performance of steel girder reinforced by prestressed CFRP plate [J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2009, 26(12): 50-55.(in Chinese)

[6] YE H W, KÖNIG C, UMMENHOFER T, et al. Fatigue performance of tension steel plates strengthened with prestressed CFRP laminates[J]. Journal of Composites for Construction, 2010, 14(5): 609-615.

[7] JIAO H, MASHIRI F, ZHAO X L. A comparative study on fatigue behaviour of steel beams retrofitted with welding, pultruded CFRP plates and wet layup CFRP sheets[J]. Thin-Walled Structures, 2012,59:144-152.

[8] WU C, ZHAO X L, AL-MAHAIDI R, et al. Fatigue tests on steel plates with longitudinal weld attachment strengthened by ultra high modulus carbon fibre reinforced polymer plate[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2013, 36(10): 1027-1038.

[9] YU Q Q, CHEN T, GU X L, et al. Boundary element analysis of fatigue crack growth for CFRP-strengthened steel plates with longitudinal weld attachments [J]. Journal of Composites for Construction, 2015, 19(2): 04014044..

[10] MATSUMOTO R, ISHIKAWA T, TAKEMURA M, et al. Extending fatigue life of out-of-plane gusset joint by bonding CFRP plates under bending moment[J]. International Journal of Steel Structures, 2016, 16(4): 1319-1327.

[11] ALJABAR N J, ZHAO X L, AL-MAHAIDI R, et al. Effect of crack orientation on fatigue behavior of CFRP-strengthened steel plates[J]. Composite Structures, 2016, 152: 295-305.

[12] ALJABAR N J, ZHAO X L, AL-MAHAIDI R, et al. Fatigue tests on UHM-CFRP strengthened steel plates with central inclined cracks under different damage levels [J]. Composite Structures, 2017, 160: 995-1006.

[13] PARIS P, ERDOGAN F. A critical analysis of crack propagation laws[J]. Journal of Basic Engineering, 1963, 85(4): 528-533.

[14] Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures: BS 7910: 2019[S]. London, UK: the British Standards Institution, 2019.

[15] 张彦华. 焊接力学与结构完整性原理[M]. 北京:北京航空航天大学出版社, 2007.
ZHANG Y H. Welding mechanics and structural integrity principle [M]. Beijing: Beijing University of Aeronautics & Astronautics Press, 2007.(in Chinese)

[16] 徐格宁, 范小宁, 陆凤仪, 等. 起重机焊接箱形梁疲劳可靠度及初始裂纹的蒙特卡罗仿真[J]. 机械工程学报, 2011, 47(20): 41-44.
XU G N, FAN X N, LU F Y, et al. Monte Carlo simulation of fatigue reliabilities and initial cracks for welded box girders of crane[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2011, 47(20): 41-44.(in Chinese)