

不同倒角形式对空腹梁受力性能影响的试验研究

徐宏广¹,冯庆兴¹,端木雪峰²,徐铮弢¹,林皇诚¹

(1. 浙江科技学院 土木与建筑工程学院,杭州 310023;2. 中国联合工程有限公司,杭州 310052)

摘要: 为研究空腹梁的承载力和挠度受设置倒角与否、倒角形式、开孔尺寸大小、孔洞长高比及孔洞分布等因素的影响程度,通过改变各影响因素,设计了5根试验梁进行承载力和挠度试验,并与Abaqus模拟结果对比。结果表明:当达到挠度容许值时,抗剪键与梁肋交接点处不设置倒角的空腹梁承载力只有设置倒角空腹梁的80%左右;设置等腰直角三角形倒角与设置1/4圆弧倒角对空腹梁承载力的影响不大;孔洞长高比是影响空腹梁承载力的一个重要因素,孔洞长高比取2左右为宜;倒角与梁肋交接点处为空腹梁的薄弱部位;构造措施合理的空腹梁承载力受挠度控制,挠度试算时其等效惯性矩可取实腹梁理论惯性矩的55%。

关键词: 空腹梁;承载力;挠度;倒角;等效惯性矩

中图分类号: TU392.1

文献标志码: A

文章编号: 1671-8798(2020)03-0222-10

Experimental study on influence of different chamfering forms on mechanical properties of hollow beams

XU Hongguang¹, FENG Qingxing¹, DUANMU Xuefeng², XU Zhengtao¹, LIN Huangcheng¹

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University of Science and Technology, Hangzhou 310023, Zhejiang, China; 2. China United Engineering Co., Ltd., Hangzhou 310052, Zhejiang, China)

Abstract: In order to study the influence degree of chamfering setting, chamfering form, opening size, hole distribution and length-to-height ratio on the load bearing capacity and deflection of hollow beam, the deflection and load bearing capacity of five beams were tested by setting various parameters, and the results were compared with the emulation results with Abaqus program. The results show that when the deflection limit is reached, the load bearing capacity of hollow beams without chamfering at the joint of shear key and rib is only about 80% of that with chamfering; there is little difference on load bearing capacity of hollow beams between setting isosceles right triangle chamfering and setting 1/4 arc chamfering; the length-

收稿日期: 2020-02-07

通信作者: 冯庆兴(1974—),男,江苏省兴化人,副教授,博士,主要从事钢结构、大跨度空间结构研究。E-mail: fengqingxing@zust.edu.cn。

to-height ratio of the hole is an important factor affecting the load bearing capacity of hollow beams, with the optimized length-to-height ratio being about 2; the joint of the chamfering and the rib is the weak part of hollow beams; when the hollow beam is constructed reasonably, its load bearing capacity is controlled by deflection, and the equivalent inertia moment of the hollow beam can be taken as 55% of the theoretical value of the solid web beam for deflection calculation.

Keywords: hollow beam; load bearing capacity; deflection; chamfering; equivalent inertia moment

在满足强度要求的前提下,提高梁的截面高度可有效减小梁在荷载作用下的挠度。为节省材料、减轻结构自重、方便梁底管线布置并合理利用空间,可采用空腹梁替代实腹梁,空腹梁与楼板组合成组合空腹板。组合空腹板的下层通常采用型钢或焊接型钢形成双向肋,上层则采用钢筋混凝土双向带肋板或钢筋-混凝土薄板^[1]。组合空腹板按上层体系的不同划分为第一类和第二类,与之对应的空腹梁也划分为第一类和第二类。杨期柱等^[2]对第一类组合空腹梁在静力作用下的受力性能进行了研究,给出了上下肋的弯矩和轴力分布规律。黄勇等^[3]在第一类组合空腹板基础上提出了将组合板上层的双向带肋板直接用较厚的钢筋混凝土平板代替,并进行了足尺模型试验和有限元分析,研究表明,对简支组合空腹梁,其下层钢筋处于拉-弯、上层混凝土板处于压-弯的受力状态。刘卓群等^[4-6]对第二类组合空腹梁空腹段上下肋的内力计算进行了数值模拟和理论推导,分析表明,基于修正的空腹桁架理论计算方法能较为准确地计算出钢空腹梁关键截面的应力分布状况,计算方法可用于工程实践。陈强等^[7-10]对组合空腹梁中受力比较复杂的部位——抗剪键节点处的受力性能进行了有限元分析,指出节点区域内各构件的接触面附近存在较大的应力集中现象,同时认为节点刚域对空腹梁整体的挠度影响较大,在简化计算时应考虑节点刚域的影响。随着组合空腹板在工程中运用日渐增多与技术的成熟,张华刚等^[11-14]以组合空腹板楼盖整体为研究对象进行了试验并做数值分析,结果表明,此类结构具有刚度大、用钢量少等特点,有推广应用价值。姜岚等^[15]通过对影响空腹梁挠度的跨高比、空腹率、网格尺寸等因素进行有限元分析,给出了 T 型钢空腹梁挠度的实用计算方法。

空腹梁作为组合空腹板的重要组成单元,有时也作为单独构件使用,其承载力、挠度、破坏形态等受诸多因素的影响,而目前单独对它进行研究的尚不多见,因此有必要通过专门的试验对这些影响因素进行分析研究。在前人研究成果的基础上,本文以上下肋均为 T 形的空腹梁为研究对象,通过设置倒角与否、倒角形式、孔洞长高比、开孔大小、孔洞分布等影响因素,研究空腹梁在静荷载作用下的承载力、挠度、等效刚度与各影响因素之间的关系。

1 试验设计

1.1 试件制作

空腹梁在倒角(无倒角时为抗剪键)与梁肋交接处受力较为复杂,容易出现应力集中现象,针对这一现象,我们设计了 5 根试验梁。梁 B1 为实腹梁,梁 B2~B5 均为有开孔的空腹梁。5 根梁全长均为 3 000 mm,梁横截面尺寸均为 300、75、5、7 mm(高、宽、腹板厚度、翼缘厚度)。在抗剪键与上下肋交接处,梁 B2 和 B3 设置长 50 mm、厚 5 mm 的等腰直角三角形倒角,梁 B4 设置半径 50 mm、厚 5 mm 的 1/4 圆弧倒角,梁 B5 不设置倒角。试件制作时,将 HN150×75×5×7 型钢(试验前经实测,腹板厚 4.8 mm、翼缘板厚 6 mm)沿梁长在腹板处对称剖分成 2 个 75×75×5×7 T 形截面钢,分别作为梁的上下肋。实腹梁 B1 腹板处采用—5×150×3 000 钢板加高,空腹梁端部抗剪键采用—5×150×200 钢板,中部采用—5×150×100 钢板,用 E43 型焊条将各组件焊接组合成空腹梁。试验梁所有部位材料均采用 Q235 钢。图 1 为试件加工图,图 2 为试件尺寸。

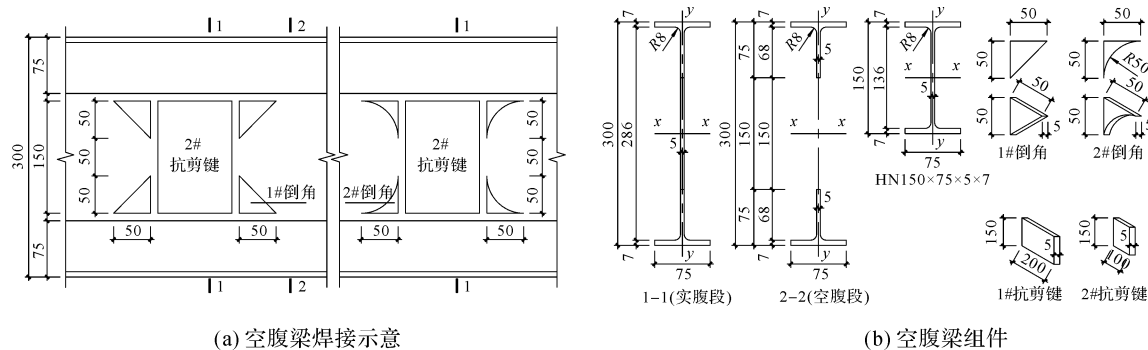


图 1 试件加工图(单位:mm)

Fig. 1 Processing diagram of test specimen (unit: mm)

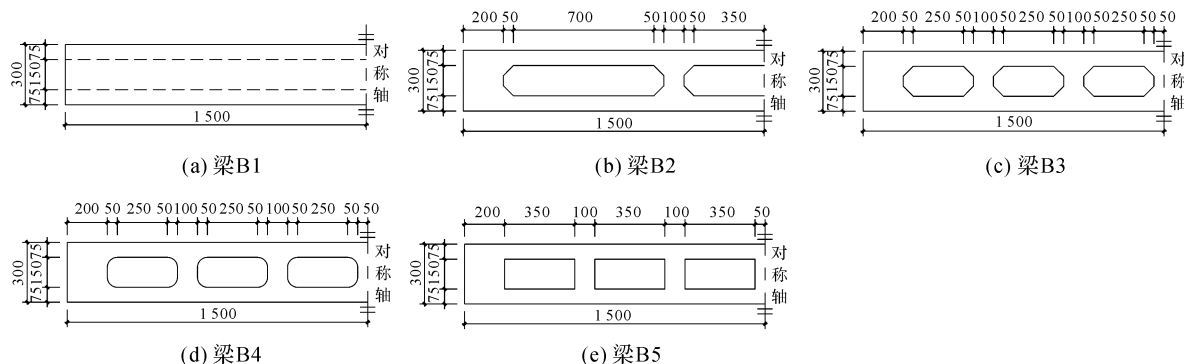


图 2 试件尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Size of test specimen (unit: mm)

1.2 试验方案

试验使用的主要仪器有:应变片, BX120-5AA(5×3)型电阻应变片;数据采集装置, DH3816N 型静态应变测试系统;加载装置, MAS-500/2Q 型电液伺服垂直加载作动器;位移计, 成量川牌百分表, 分度值 0.01 mm, 测量范围 0~10 mm;自制抗倾覆装置, 在距左右支座中心 800 mm 处对称设置抗倾覆装置, 装置中间竖向槽宽 85 mm, 梁宽 75 mm, 梁翼缘板与竖向槽壁左右两侧各留有 5 mm 的间隙, 并在竖向槽壁上涂抹机械润滑油脂, 确保试验梁在加载过程中能在竖向平面内自由变形, 且不至于过早出现平面外倾覆。

梁 B2、B3 的应变片布置如图 3 所示, 梁 B4、B5 应变片分布与梁 B3 完全相同, 梁 B1 应变片分布与梁 B3 基本上相同。

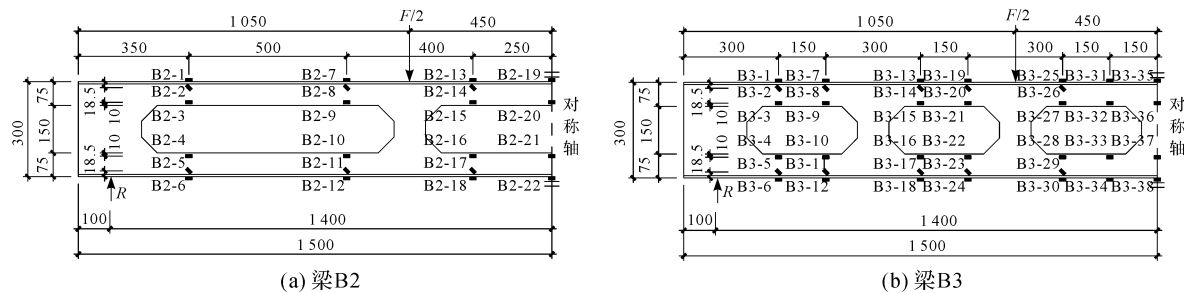


图 3 梁 B2、B3 的应变片布置(单位:mm)

Fig. 3 Arrangement plan of beam B2, B3 strain gauge (unit: mm)

梁 B5 的加载位置及位移计布置如图 4 所示, 以测量梁在各分级荷载作用下的挠度值。其余 4 根梁加载位置、位移计布置点均与梁 B5 相同。

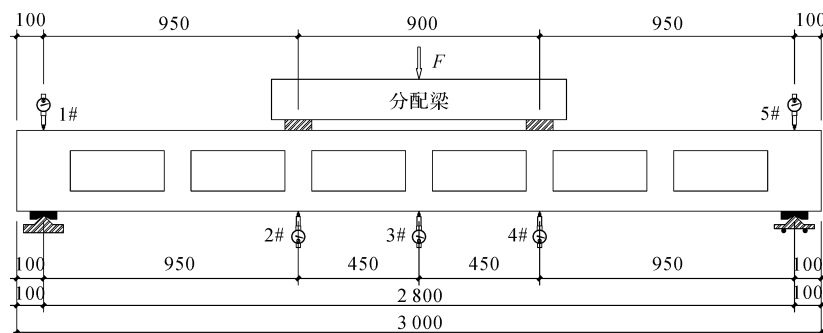


图4 梁B5加载位置及位移计布置(单位:mm)

Fig. 4 Arrangement of beam B5 loading position and displacement meter(unit: mm)

1.3 试验过程

按简支梁工况进行试验,梁的左右支座中心距梁端均为100 mm,梁的计算长度 l 可取2 800 mm。通过分配梁对试件进行加载。按前述试验方案将试件安置在加载平台上,在预设测点处安装位移计,记录试件在其自重作用下各测点处的位移计初始值,放置分配梁后按单调静力加载方式进行加载,图5为试验过程。对梁进行分级加载,每级加载值为5 kN(指施加在分配梁上的总荷载值),加载速率2 kN/min。每级加载结束后,记录各测点处位移计读数。每级加载结束后持荷2 min,再进行下一级加载。试验过程中随时观察梁的变化,以梁加载至产生较大局部变形或整体失稳破坏作为终止加载条件。

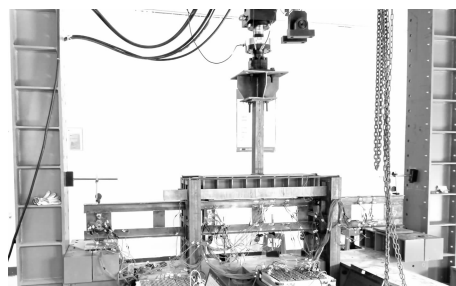


图5 空腹梁的静力试验

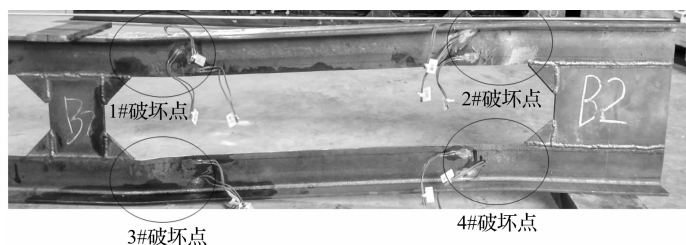
Fig. 5 Static test of hollow beams

2 试验结果及分析

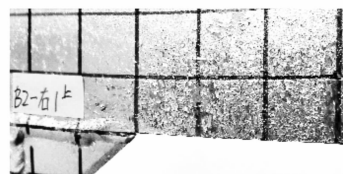
2.1 空腹梁受力形态分析

由图2可知,梁B2与梁B3、B4、B5相比,除倒角设置和抗剪键数量不同外,主要区别在于孔洞尺寸不同。梁B2孔洞尺寸较大,使得孔洞四角处的倒角与上下梁肋交接处的破坏形态更加明显,图6为梁B2破坏后的变形形态。如图6(a)所示,梁B2在荷载作用下,破坏最早出现在等边直角三角形倒角与梁肋交接处,1#、4#点处呈现受拉破坏,2#、3#点处呈现局部受压破坏。按照GB 50017—2017《钢结构设计标准》^[16],取Q235钢屈服强度 $f_y=235$ N/mm²,弹性模量 $E=2.06\times 10^5$ N/mm²。弹性状态极限应变

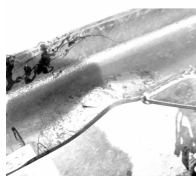
$$\epsilon = \pm \frac{f_y}{E} = \pm \frac{235}{2.06 \times 10^5} = \pm 1.140.78 \times 10^{-6} \quad (1)$$



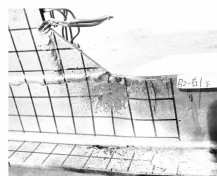
(a) 梁B2局部破坏



(b) 1#破坏点(受拉)



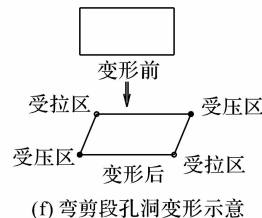
(c) 2#破坏点(受压)



(d) 3#破坏点(受压)



(e) 4#破坏点(受拉)



(f) 弯剪段孔洞变形示意

图6 梁B2破坏后变形形态

Fig. 6 Deformation pattern of destroyed beam B2

据图 3 梁 B2 应变片布置并查梁 B2 应变片实测数据后发现:当加载至 28 kN 时,应变片 B2-3(2#点)实测值最先到达 $-1\ 140\times 10^{-6}$,应变值为负,说明 2#点受压破坏;加载至 30 kN 时,应变片 B2-9(1#点)实测值达到 $+1\ 140\times 10^{-6}$,应变值为正,说明 1#点受拉破坏;加载至 36 kN 时,应变片 B2-10(3#点)实测值达到 $-1\ 140\times 10^{-6}$,说明 3#点受压破坏;应变片 B2-4(4#点)实测值虽没有达到 $+1\ 140\times 10^{-6}$,但应变值为正,说明 4#点受拉。可见,应变片实测值与试验观察的梁变形形态相符。梁 B2 右端孔洞的变形如图 6(f)所示,由矩形变为四边形,两组对角分别受拉与受压。空腹段在同一横截面处,上下梁肋受力性能呈现出独立性,与实腹梁在同一横截面上表现出的平截面假定不同。按图 4 加载时,实腹梁 B1 在支座附近处的弯矩值较小,使得此处应变值也较小,实测值也显示,梁 B1 最大应变发生在跨中的最下缘处。空腹梁 B2 支座附近,尽管此处梁整体弯矩值较小,但 2#、4#点处应变值却较其他位置处大,梁上肋(下肋)在梁肋端部受力较大,在空腹段中间部位受力较小,空腹段梁肋受力显示不均匀性,这说明空腹梁的受力形态有别于实腹梁。倒角(无倒角时为抗剪键)与梁肋交接处是薄弱部位,受力复杂,应重点关注。

为验证试验结论的合理性,对试验梁采用 Abaqus 建模模拟分析。Abaqus 建模时,取梁实测截面厚度,5 根梁的网格划分近似全局尺寸取 5 mm。梁体倒角采用楔形单元形状,单元体属性为 C3D6,六结点线性三棱柱单元。梁体其他部位均采用六面体单元形状,单元体属性为 C3D8R,八结点线性六面体单元,减缩积分。各梁试验变形和 Abaqus 模拟变形形态如图 7 所示。由图 7 所示的 Abaqus 模拟分析可知,梁 B2 在孔洞四角处的倒角与上下梁肋交接处应力值最先达到强度极限,与试验结果一致。其余 3 根空腹梁受力形态分析与梁 B2 相同。梁 B2 呈现出局部屈曲破坏,在空腹段,T 形截面上肋(下肋)腹板由于开孔而处于无支状态(或悬挑状态)且腹板较薄,其无支长度与腹板厚度的比值较大,故在压力作用下容易发生局部屈曲破坏。梁 B1 呈现出整体失稳破坏,梁 B3、B4、B5 也出现了局部屈曲破坏,但破坏形态较梁 B2 弱,主要呈现出整体失稳破坏。由于梁 B3、B4、B5 的孔洞长高比减小,T 形截面上肋(下肋)腹板沿梁长方向的无支长度减小,且梁肋在空腹段的受力较梁 B2 要均匀,故局部屈曲破坏形态减弱,但与梁 B1 相类似,试验梁受压上翼缘无平面外支撑而处于自由状态,使得梁横截面绕弱轴的长细比值较大,梁的稳定系数降低,故容易发生整体失稳。

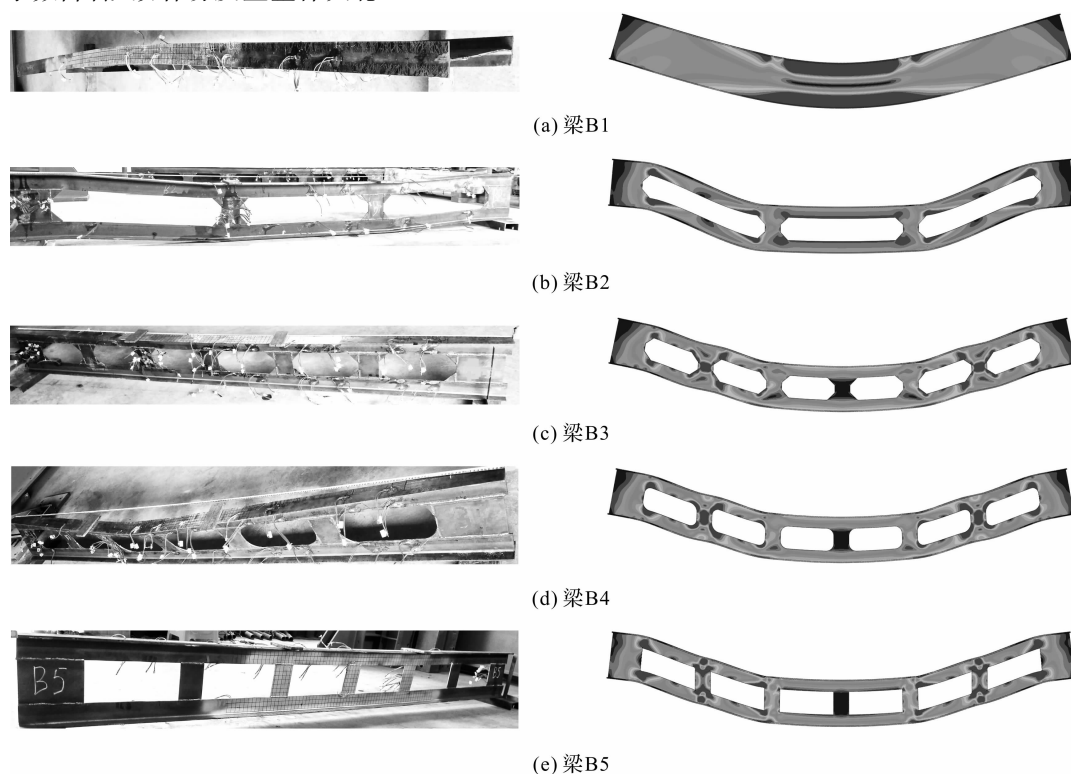


图 7 梁试验变形与模拟变形形态对比

Fig. 7 Comparison of beam deformation form between test and simulation

2.2 设置不同形式倒角时梁的受力性能

由2.1节分析可知,倒角与上下肋交接处是薄弱部位,最先出现局部屈曲破坏。为研究设置倒角与否及不同形式倒角对薄弱部位受力性能的影响,在其他条件均相同时,以梁B3、B4、B5为研究对象,利用试验实测值和Abaqus模拟值从承载力、挠度等角度对比分析梁的力学性能。

2.2.1 承载力

取试件产生较大局部变形或整体失稳破坏时的加载值作为试验最大加载值 F_{\max} 。以应变实测值达到 $\pm 140 \times 10^{-6}$ 作为梁达到弹性极限状态的限值,与之对应的加载值为 F_e 。在Abaqus模型中,找出与应变片实际粘贴位置相同的结点,对结点处的应力、应变值与实测值采取相同的方法进行分析。试件最大加载值 F_{\max} 、弹性加载值 F_e 见表1。

表1 梁最大加载值和弹性极限状态加载值

Table 1 Maximum loading values and elastic limit state loading values of beams

编号	孔洞长高比	倒角形式	F_{\max}/kN		F_e/kN	
			实测值	模拟值	实测值	模拟值
B1	—	—	90.47	113.78	70.78	96.78
B2	5.33	等腰直角三角形	47.40	37.78	27.78	30.78
B3	2.33	等腰直角三角形	80.56	85.78	61.78	76.78
B4	2.33	1/4 圆弧	76.73	85.78	76.73	72.78
B5	2.33	无	67.04	70.78	61.78	66.78

梁B1的最大应变值出现在梁跨中,符合事实。梁B4的局部屈曲正好发生在倒角与梁肋交接点处,梁肋在空腹段中间部位的应力值较小,处于非均匀受力状态,即两端大中间小。试验时应变片的粘贴位置距离倒角与梁肋交接点50 mm,应变片长度5 mm,50 mm的距离正好使应变片避开了应力集中区域,故梁B4实际的 F_e 应小于76.73 kN。梁B5没有设置倒角,应变片粘贴位置距离抗剪键与梁肋交接点100 mm,避开了应力集中区域,故梁B5实际的 F_e 应小于61.78 kN。可同理分析梁B2、B3。

由表1可知:实腹梁的弹性承载力要高于空腹梁;其他条件均相同时,梁B3(6孔,孔长350 mm)的承载力约为梁B2(3孔,孔长800 mm)的2倍,这说明承载力受孔长、孔洞分布的影响较大;其他条件均相同时,梁承载力高低与倒角形式有关,设置等腰直角三角形倒角时最高,设置1/4圆弧倒角时次之,不设置倒角时最低;孔洞长高比对承载力的影响程度要显著高于设置倒角与否。

2.2.2 挠度

按图4布置位移计,记录梁上各测点在分级荷载作用下的挠度值。5根试验梁在各级荷载作用下实测值、Abaqus模拟值所得的荷载-挠度曲线如图8、图9所示。

空腹梁B2(3孔,孔长800 mm)与B3(6孔,孔长350 mm)除开孔数与孔长不同外其余条件完全相同。由图8可知,空腹梁B2、B3在相同荷载作用下的挠度值明显大于实腹梁B1,梁B2挠度值明显大于梁B3,这说明集中开孔对梁挠度的影响较分散开孔大,并与前述关于承载力的分析一致。

梁B3、B4、B5除倒角形式和是否设置倒角有区别外其他条件完全相同。由图9可知,在相同荷载作用下,无倒角梁B5挠度值明显大于设置倒角的梁B3、B4。实测值和Abaqus模拟值荷载-挠度曲线均体现出梁B3、B4的荷载-挠度曲线非常接近,这说明设置等腰直角三角形倒角与设置1/4圆弧倒角对挠度的影响不大。

按照《钢结构设计标准》^[16],楼(屋)盖主梁由永久和可变荷载标准值产生的挠度容许值

$$[f] = \frac{l}{400} = \frac{2800}{400} = 7 \text{ mm}。 \quad (2)$$

查荷载-挠度记录表,取梁跨中3#测点处挠度 $f=7$ mm时所对应的加载值为 F_0 ,5根梁弹性加载值 F_e 、 F_0 的实测值与Abaqus模拟值见表2。

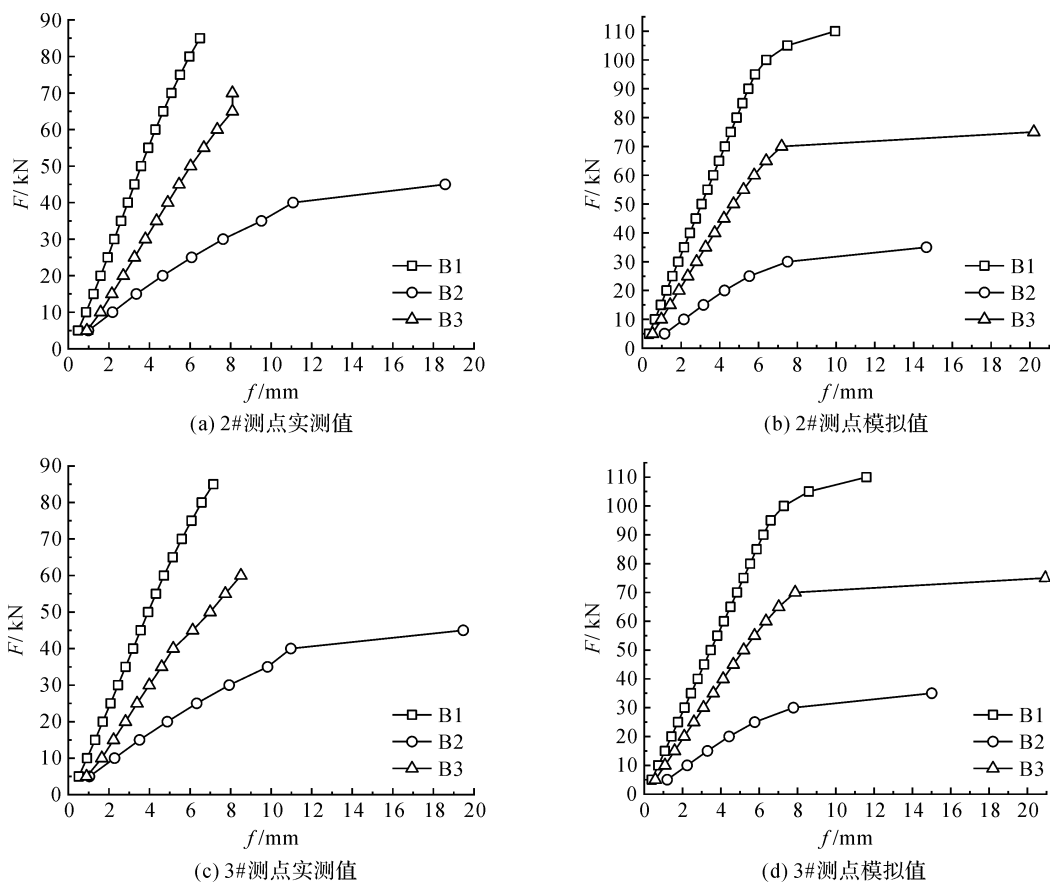


图 8 梁 B1、B2、B3 的 2#、3# 测点处荷载-挠度曲线

Fig. 8 Load-deflection curves at measuring point 2#, 3# of beam B1, B2, B3

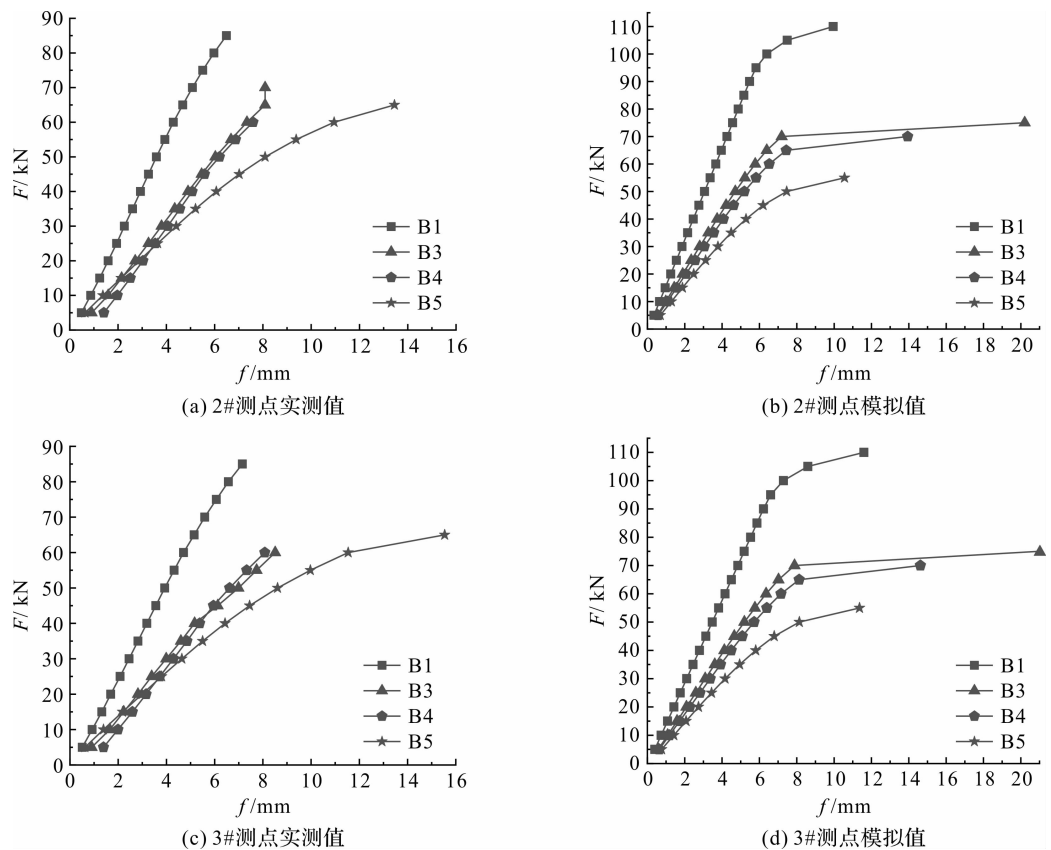


图 9 梁 B1、B3、B4、B5 的 2#、3# 测点处荷载-挠度曲线

Fig. 9 Load-deflection curves at measuring point 2#, 3# of beam B1, B3, B4, B5

表2 梁弹性加载值 F_e 与达到挠度容许值时的加载值 F_0 Table 2 F_e (elastic loading value) and F_0 (load value when reaching the allowable deflection value) of each beam

编号	孔洞			F_e /kN		F_0 /kN		控制情况	
	数量/个	孔长/mm	长高比	实测值	模拟值	实测值	模拟值	F_e /kN	控制因素
B1	—	—	—	70.78	96.78	84.49	98.78	70.78	强度
B2	3	800	5.33	27.78	30.78	27.88	29.16	27.78	强度
B3	6	350	2.33	61.78	76.78	56.82	65.61	56.82	挠度
B4	6	350	2.33	76.73	72.78	53.32	59.80	53.78	挠度
B5	6	350	2.33	61.78	66.78	43.58	46.72	43.58	挠度

由表2可知,实腹梁B1的 F_0 值最大,开孔长度较大的梁B2的 F_0 值最小,梁B3(等腰直角三角形倒角)、梁B4(1/4圆弧倒角)、梁B5(无倒角)的 F_0 值依次减小。梁B3与梁B4的 F_0 值相差不大,这说明设置等腰直角三角形倒角与设置1/4圆弧倒角对梁挠度达到容许值时的承载力影响不大。不设置倒角梁B5与设置1/4圆弧倒角梁B4相比,当达到挠度容许值时,梁B5的承载力比梁B4小20%左右,这说明设置倒角与否对梁挠度的影响较大。

由表2所列的实测值可知,梁B2由强度控制,梁B3、B4、B5均由挠度控制,这说明当空腹梁开孔长度较小,孔洞长高比约为2、孔洞沿梁长均匀分布时,梁的承载力受挠度控制。

如前述,当孔洞设置较为合理时,空腹梁承载力受挠度控制,为便于初步设计时估算梁的抗弯刚度,以挠度容许值为参考,对空腹梁的等效截面惯性矩 I 值进行分析。按试验方案加载时梁在荷载作用下的挠度

$$f = \frac{1}{EI} \int M_x \bar{M} dx. \quad (3)$$

采用图乘法计算试验梁在荷载作用下的挠度值 f ,如图10所示。

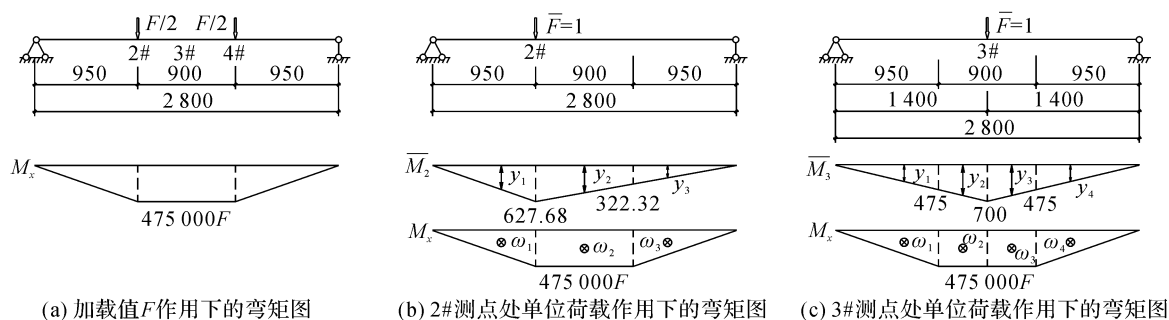


图10 用图乘法计算的梁挠度(单位:mm)

Fig. 10 Beam deflection calculation by diagrammatic multiplication method(unit: mm)

图10(a)为试验梁在加载值 F 作用下的弯矩图 M_x 。为计算试验梁在2#(4#与2#相同)、3#测点处的挠度值,在2#、3#测点处施加单位荷载 $\bar{F}=1$,如图10(b)、(c)所示,绘制试验梁在单位荷载作用下的弯矩图 \bar{M} 。图中力单位为N、长度单位为mm、弯矩单位为 $N \cdot mm$ 。将加载值 F 作用下的弯矩图 M_x 进行划分,分块面积为 ω_i ,设 y_i 为与 ω_i 的形心位置相对应的在单位荷载 $\bar{F}=1$ 作用下的弯矩图 \bar{M} 中的竖向坐标值。此时,式(3)可等效为

$$f = \frac{1}{EI} \sum (\omega_i y_i); \quad (4)$$

$$I = \frac{1}{Ef} \sum (\omega_i y_i). \quad (5)$$

由图10(b)、(c)可得2#(或4#)测点处 $\sum (\omega_i y_i) = 345\,958\,333.3F$;3#测点处 $\sum (\omega_i y_i) = 394\,052\,083.3F$ 。

设相邻分级加载值为 F_i 、 F_{i+1} ,与之对应的挠度值为 f_i 、 f_{i+1} ,本试验 $F_{i+1} - F_i = 5\text{ kN}$ 、 $E = 2.06 \times 10^5\text{ N/mm}^2$,由式(5)可得,2#、4#测点处所对应的梁横截面等效惯性矩

$$I = \frac{345\,958\,333.3 \times (F_{i+1} - F_i)}{E \times (f_{i+1} - f_i)} = \frac{8\,397\,046.925}{f_{i+1} - f_i}; \quad (6)$$

3#测点处所对应的梁横截面等效惯性矩

$$I = \frac{394\,052\,083.3 \times (F_{i+1} - F_i)}{E \times (f_{i+1} - f_i)} = \frac{9\,564\,370.954}{f_{i+1} - f_i}. \quad (7)$$

式(6)~(7)中,挠度 f 的单位为 mm,惯性矩 I 的单位为 mm^4 。

据表 2,对梁 B1、B2 取弹性承载力 F_e 及与之对应的挠度值 f_e ,对梁 B3、B4、B5 取挠度容许值及与之对应的承载力 F_0 。以各梁在挠度 $f=0\sim 7\text{ mm}$ (或 f_e)区段内各级加载值 F_i 及其对应的挠度值 f_i 为分析对象,按式(6)、式(7)分别计算各梁在 2#(或 4#)、3#测点处所对应的梁横截面等效惯性矩 I 值,再对各梁取横截面等效惯性矩 I 的平均值(表 3)。按实测截面厚度,实腹梁横截面惯性矩理论值为 $I_t = 29.006 \times 10^6 (\text{mm}^4)$ 。

表 3 梁横截面等效惯性矩平均值

Table 3 Mean value of equivalent inertia moment of each beam cross section

编号	孔洞长高比	$I/(\times 10^6 \text{ mm}^4)$		$\frac{I_a}{I_t}/\%$
		实测值 I_a	模拟值 I_s	
B1	—	23.748	27.706	81.873
B2	5.33	7.193	7.513	24.798
B3	2.33	16.783	17.619	57.860
B4	2.33	15.845	16.017	54.627
B5	2.33	11.350	12.798	39.130

由表 3 可知:梁 B1 由于加工时梁高沿长度方向的不均匀性、焊接时存在初始翘曲及 H 型钢的制造误差,使得实腹梁等效 I 值比理论值偏小;孔洞长高比较大的梁 B2 受弹性极限状态承载力限制,局部屈曲过早发生,梁的整体性无法充分发挥,等效 I 值约为理论值的 25%,应避免使用,或对薄弱部位采取构造措施加强后使用;梁 B5 没有设置倒角,其等效 I 值只有理论值的 40%左右,远低于设置了倒角的梁 B3、B4;梁 B3(设置等腰直角三角形倒角)与梁 B4(设置 1/4 圆弧倒角)的等效 I 值相差不大,可根据需要选用;对孔洞长高比在 2 左右,孔洞沿梁长均匀分布的空腹梁,可取等效 I 值为实腹梁理论 I 值的 55%进行挠度试算。

3 结 论

通过试验结果和数值模拟分析可得出如下结论:1)倒角(无倒角时为抗剪键)与梁肋交接点处为空腹梁的薄弱部位,应重点关注和校核,必要时可采取加强措施。2)孔洞长高比是影响空腹梁承载力的一个重要因素,孔洞长高比取 2 左右为宜,当孔洞长高比大于 2 较多时,应对倒角与梁肋交接点处采取构造措施加强。3)空腹梁抗剪键与梁肋交接点处应设置倒角,在相同条件下,当达到挠度容许值时,不设置倒角空腹梁的承载力只有设置倒角空腹梁的 80%左右。4)抗剪键与梁肋交接点处设置三角形与圆弧形倒角对空腹梁承载力的影响不大,可根据实际需要选用。5)当空腹梁采取较为合理的构造措施时,如孔洞长高比在 2 左右、孔洞沿梁长均匀分布、设置倒角等,空腹梁的承载力受挠度控制,可取空腹梁的等效 I 值为实腹梁理论 I 值的 55%进行挠度试算。

参考文献:

- [1] 黄勇.组合空腹梁静力特性的理论研究[J].贵州工业大学学报(自然科学版),2004,33(1):85.
- [2] 杨期柱,马克俭,姜岚,等.方钢-混凝土组合空腹梁的静力性能及其响应规律[J].建筑结构,2018,48(24):79.
- [3] 黄勇,马克俭,陈波.组合空腹梁的静力特性研究[J].建筑结构学报,2004,25(5):66.
- [4] 刘卓群,肖建春,赵勇,等.剪力键式钢空腹梁空腹部分内力计算方法研究[J].钢结构,2017,32(10):19.
- [5] 姜岚,马克俭,张华刚,等.剪力键式钢空腹梁静力计算方法[J].西安建筑科技大学学报(自然科学版),2018,50(3):354.

- [6] 王良才. 空腹钢梁设计若干问题的探讨[J]. 广西土木建筑, 1995, 20(3): 98.
- [7] 陈强, 肖建春, 齐士媛, 等. 节点刚域对钢空腹梁的影响分析[J]. 贵州大学学报(自然科学版), 2017, 34(1): 95.
- [8] 黄勇, 金玉, 杨想红, 等. 组合空腹梁中钢管剪键、钢肋及砼板连接节点应力分析[J]. 贵州科学, 2005, 23(3): 1.
- [9] 刘卓群, 马克俭, 肖建春, 等. 加劲板对钢空腹夹层板剪力键节点静力特性影响分析[J]. 建筑钢结构进展, 2017, 19(2): 29.
- [10] 徐增茂, 马克俭, 李扬. 蜂窝型钢空腹夹层板剪力键的设计与屈曲稳定分析[J]. 钢结构, 2018, 33(11): 77.
- [11] 张华刚, 黄勇, 马克俭. 钢空腹夹层板在建筑楼盖改造中的应用[J]. 贵州工业大学学报(自然科学版), 2003, 32(4): 83.
- [12] 黄勇, 宋佳, 段俞忠. 33 m 跨度组合空腹楼盖设计及测试[J]. 建筑结构学报, 2006, 27(2): 88.
- [13] 黄勇, 安竹石, 马克俭. 组合空腹板柱结构设计与研究[J]. 建筑结构学报, 2002, 23(5): 63.
- [14] 王越, 栾焕强, 于连秋, 等. 大跨钢结构空腹夹层板楼盖设计[J]. 建筑结构, 2017, 47(S1): 777.
- [15] 姜岚, 马克俭, 张华刚, 等. 剪力键式 T 型钢空腹梁挠度实用计算方法[J]. 空间结构, 2019, 25(2): 39.
- [16] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 钢结构设计标准: GB 50017—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2018.

(上接第 221 页)

寻求最适合建筑本身的修复材料和方式。对 3 种修复材料的试验研究及检测结果表明: 防水性能最好的为瓦克膏体硅烷材料, 其含水率的增加量最少, 仅 0.18%; 注浆材料天然水硬性石灰的填充与黏结效果较好, 使用后裂缝处新旧材料黏结度高, 整体性好; 表面加固材料碧林增强剂使用后, 建筑物表面抗压强度有一定程度提升, 粗糙度明显降低。虽然现场试验结果表明修复材料对建筑修复有一定的效果, 但受现场天气变化、行人踩踏、养护不到位等外在因素的影响, 修复材料的性能未充分发挥, 且检测周期较短(部分材料的固化周期需要月余), 故实测数据与实验室的理论值相比有所偏低。虽试验有所不足, 但结合现场工况探究修复材料对建筑修复效果的研究具有积极的意义, 既能为后续研究提供数据参考, 又能寻找材料效果不佳的原因所在, 并为后续研究指明方向。

参考文献:

- [1] 俞伯平, 徐东海. 混凝土碳化的研究与进展[J]. 河南建材, 2015(3): 201.
- [2] 张春光, 马炎, 单雪强, 等. 混凝土耐久性的影响因素及防护途径[J]. 河南建材, 2018(1): 6.
- [3] MANITA P, TRIANTAFILLOU T C. Influence of the design materials on the mechanical and physical properties of repair mortars of historic buildings[J]. Materials and Structures, 2011, 44(9): 1671-1672.
- [4] 里卡尔多·达拉·内格拉, 田阳, 李悦. 建筑修复课程: 研究与设计[J]. 建筑遗产, 2017(4): 16-17.
- [5] 卢木. 混凝土耐久性研究现状和研究方向[J]. 工业建筑, 1997(5): 2.
- [6] 王杰, 杜嘉鸿, 陈守庸. 注浆技术的发展与展望[J]. 沈阳建筑工程学院学报, 1997, 13(1): 60.
- [7] 杨彦克, 陈辉, 宋登富. 桥梁裂缝注浆修补材料及技术[J]. 四川建筑科学研究, 2008, 34(3): 75.
- [8] 张东丽, 刘鑫, 戴任炳, 等. 建筑文物中石灰质修复材料的研制[J]. 世界地质, 2012, 31(3): 602.
- [9] 陈建强, 范钱君, 张立华. 有机硅建筑防水剂的研究与发展[J]. 浙江化工, 2004, 35(2): 25.
- [10] 刘忠良. 基于水工混凝土材料及修复利用[J]. 水科学与工程技术, 2018(5): 67.
- [11] 黄珊珊, 张伟伟, 李晓宇. 水工混凝土修复用纤维增强砂浆粘结和耐久性能试验研究[J]. 水运工程, 2016(11): 57.
- [12] LEE M G, WANG Y C, CHIU C T. A preliminary study of reactive powder concrete as a new repair material[J]. Construction and Building Materials, 2007, 21(1): 183.
- [13] 柴文龙. 桥梁修复新技术、新材料的应用和实践[J]. 城市道桥与防洪, 2014(6): 211.
- [14] 童芸芸, 马超, 叶良, 等. 岷塘碑亭碳化腐蚀再碱化修复现场实验研究[J]. 浙江科技学院学报, 2016, 28(6): 413.
- [15] 邢军, 童芸芸, 叶良. 电化学再碱化技术在近现代建筑修复中的应用: 以宁波茅山中学为例[J]. 浙江建筑, 2019, 36(4): 31.