

双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的力学性能分析

冀伟, 罗奎, 张经伟

(兰州交通大学 土木工程学院, 甘肃 兰州 730070)

摘要:为提高双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁的剪切稳定性,提出将 GFRP 直腹板替换为 GFRP 波形腹板,形成双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁,并采用有限元方法研究分析了该类型梁的力学性能。在对 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁进行力学性能分析时首先采用国外文献中双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁模型试验所测得的实测数据验证有限元建模的正确性,然后在有限元模型中将直腹板替换为波形腹板,对 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的剪切屈曲稳定性、动力特性、正常使用荷载作用下的挠度及风荷载作用下的横向位移进行了参数分析。研究表明:将 GFRP—混凝土组合梁的直腹板替换为波形腹板后,其剪切稳定性能随着 GFRP 波形腹板波高的增加有显著提高,而其弯曲振动频率、扭转振动频率、正常使用荷载作用下的挠度及风荷载作用下的横向位移随着 GFRP 波形腹板波高、波形腹板厚度、波形腹板高度及混凝土顶板厚度的变化呈现不同的变化规律。

关键词:玻璃纤维增强复合材料; 组合结构; 动力行为; 模型试验; 自振频率

1 前言

纤维增强复合材料 FRP 具有轻质高强、耐腐蚀及设计性强等优点,近十几年来在国内外各类工程结构中已经得到广泛的应用,其中玻璃纤维增强复合材料 GFRP 由于价格低廉,性价比高,在土木工程领域比其他类型的 FRP 材料如碳纤维(CFRP)及芳纶纤维(AFRP)具有更好的竞争力。GFRP 型材虽具有较高的强度—重量比(强重比),耐腐蚀,易于运输、安装、维护及全寿命周期的成本较低等优点,但在实际工程应用中仍然存在一些亟需解决的问题。由于 GFRP 型材的弹性模量较低,在结构中控制设计的往往是其稳定性和变形,而且 GFRP 型材的破坏形式为脆性破坏;此外目前针对 GFRP 型材的结构设计规范尚不完善,这些问题阻碍了其在结构工程领域的推广应用。针对上述问题,一些学者提出将 GFRP 型材和混凝土材料结合起来,制成 GFRP—混凝土组合结构,该结构与纯 GFRP 结构相比可以提高截面的抗弯刚度,降低

结构的变形,提高结构的承载力。

国内外学者已对 GFRP—混凝土组合梁展开了研究,Correia 等对 I 形 GFRP—混凝土组合梁进行了正常使用状态和极限使用状态下的弯曲性能试验研究;Gonilha 等对 I 形 GFRP—混凝土组合梁动力特性和徐变效应进行了研究;Fam 提出了 GFRP—混凝土组合箱梁的截面形式,并对比分析了在同样加载下采用环氧树脂胶和不锈钢螺栓连接的 GFRP—混凝土组合箱梁桥与传统的 RC 和 PC 箱梁桥的抗弯性能;李耘宇提出了一种新型 GFRP/钢复合箱梁,通过理论计算考察了在 GFRP 箱梁上下翼缘、腹板和全截面中采用复合钢板后钢板体积比对 GFRP 箱梁性能的影响;秦国鹏基于最小势能原理并结合组合梁实际受力特征,建立了考虑组合梁界面相对滑移影响的轴向力微分方程,给出对称集中荷载下组合截面中 GFRP 管和混凝土板的轴向力理论计算公式;黄辉研究两跨连续 GFRP—混凝土空心组合板的受力性能,并基于截面分析方法和等效刚度,提出了连续组合板受力全过程计算方法。

收稿日期:2020-03-20(修改稿)

基金项目:国家自然科学基金资助项目(编号:51708269,51868039);中国博士后科学基金资助项目(编号:2018M643766);甘肃省自然科学基金资助项目(编号:18JR3RA115);兰州交通大学优秀平台资助项目(编号:201601)

作者简介:冀伟,男,博士,副教授。E-mail:jiwei1668@163.com

国内外研究主要针对各种形式的直腹板 GFRP—混凝土组合梁的力学性能进行了研究,对其动力特性研究相对较少,同时也没有提出改善该类桥型腹板剪切稳定性能的方法。已有研究表明:在 I 形梁中采用波形腹板后的剪切稳定性能要优于直腹板,因此该文将国外文献中研究较多的双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁(图 1)中 GFRP 型材的直腹板换为波形腹板,制成双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁,并采用有限元方法研究该类型梁的力学性能。分析时首先采用双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁模型试验所获得的实测数据验证所建立有限元模型的正确型,然后在有限元模型中将直腹板替换为波形腹板,对双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的剪切屈曲稳定性、动力特性、在正常使用荷载作用下的挠度及风荷载作用下的横向位移进行参数分析,以便为 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的设计与建造提供参考。

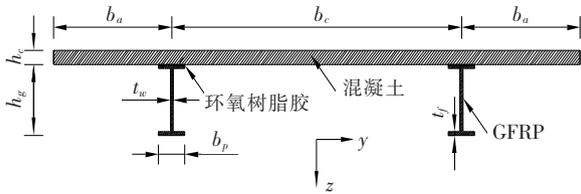


图 1 双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁示意图

2 双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁模型试验

由于实践中还没有双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁,因此选取文献[7]中的一座双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁的静力和动力实测数据验证 Ansys 有限元模型的正确性。文献[7]中 GFRP 直腹板—混凝土组合梁的横截面示意图如图 1 所示,混凝土顶板全宽($b_a + b_c + b_a$)为 2.0 m,混凝土顶板厚度(h_c)为 40 mm,I 形 GFRP 直腹板梁的翼板宽度(b_p)为 100 mm,GFRP 直腹板梁截面高度(h_g)为 200 mm,GFRP 直腹板梁腹板厚度(t_w)和翼板厚度(t_f)均为 10 mm。环氧树脂胶层厚度为 2 mm,其宽度与 I 形 GFRP 直腹板梁宽度相同。

该组合梁为简支梁,试验梁全长 6.0 m,计算跨径 5.5 m,立面图如图 2 所示,为提高支座处局部剪切性能,浇筑了宽度为 200 mm 的外包混凝土。主梁和次梁布置图如图 3 所示,主、次梁均采用 I 形 GFRP 型材,尺寸规格为 200 mm×100 mm×10 mm。顶板和

主梁、主梁和次梁之间的连接均采用 2 mm 厚的环氧树脂胶和不锈钢螺栓。

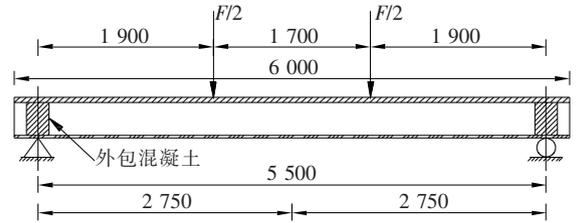


图 2 双 I 形 GFRP—混凝土组合梁立面图(单位:mm)

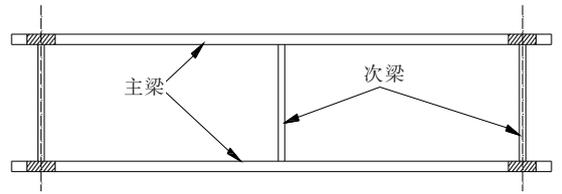


图 3 主梁与次梁布置图(单位:mm)

GFRP 型材的材料属性如表 1 所示,其中 E_l 、 E_t 和 G_l 分别为材料的纵向弹性模量、横向弹性模量及平面内的剪切模量。顶板采用钢纤维增强自密实混凝土,弹性模量 E_c 为 36.97 GPa,泊松比为 0.33,重度 γ 为 24.0 kN/m³。环氧树脂胶的弹性模量 E_a 为 8.8 GPa,重度 γ 为 24.0 kN/m³。

表 1 GFRP 型材的材料特性

GFRP	E_l /GPa	E_t /GPa	G_l /GPa	γ /(kN·m ⁻³)
腹板	32.85	5.74	3.51	8.0
翼板	35.94	4.35	—	8.0

文献[7]中采用四点弯曲试验测得了试验梁的挠度,荷载加载位置如图 2 所示,试验加载以面荷载加载,加载面积 1.20 m×0.20 m(长×宽),总的加载力 F 为 12.56 kN,约为欧洲规范人行天桥设计荷载的 23%。双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁的动力特性在文献[7]中采用锤击法测试获得。

3 有限元模型的验证

采用 Ansys14.0 建立了双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁的有限元模型。采用 Solid45 实体单元模拟组合梁的顶板、GFRP 梁的翼板、环氧树脂胶层及外包混凝土;GFRP 梁的腹板采用 Shell63 模拟。不同材料之间的连接方式为共节点,GFRP 梁腹板的 Shell63 单元与翼板 Solid45 单元之间采用刚性连接。

组合梁的边界条件为一端固定铰支座,另一端活动铰支座。

通过有限元模型计算分析了双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁的自振频率、振型、跨中截面位移及中性轴的位置(从混凝土顶板顶面向下的距离),并与实测值进行对比分析,对比结果如表 2、3 所示。

表 2 GFRP—混凝土组合梁自振频率有限元值与实测值对比

阶数	振型	实测值/Hz	有限元值/Hz
1	弯曲	8.18	7.96
2	扭转	12.44	14.35
3	弯曲	29.21	27.77
4	扭转	33.81	35.77

表 3 GFRP—混凝土组合梁跨中截面位移和中性轴位置的有限元值与实测值对比

项目	位移/mm	中性轴/mm
有限元值	7.24	31.19
实测值	6.79	24.55

从表 2、3 可以看出:双 I 形 GFRP 直腹板—混凝土组合梁的实测值与有限元值吻合良好,验证了有限元模型的正确性。现将 GFRP—混凝土组合梁有限元模型中的直腹板替换为波形腹板,对 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的力学性能进行数值分析。

4 GFRP 直腹板与波形腹板—混凝土组合梁有限元计算结果对比

GFRP 波形腹板—混凝土组合梁中一个波长的腹板如图 4 所示,图 4 中 A 为平板段长度, B 、 C 分别为斜板段长度和斜板段长度的水平投影长度, t_w 、 H_w 分别为 GFRP 波形腹板的厚度和波高。

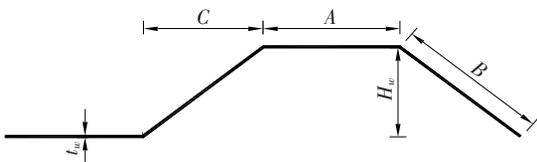


图 4 GFRP 波形腹板的几何尺寸

双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁有限元模型中 GFRP 波形腹板的几何尺寸分别如下: A 为 25 mm, B 、 C 分别为 27 和 25 mm, t_w 与 H_w 均为 10 mm,其余截面尺寸和材料属性均与直腹板模型相同。

将两者的有限元计算结果进行对比分析,结果如表 4、5 所示。

表 4 直腹板和波形腹板 GFRP—混凝土组合梁自振频率有限元值对比

阶数	振型	直腹板有限元模型/Hz	波形腹板有限元模型/Hz
1	弯曲	7.96	7.43
2	扭转	14.35	14.03
3	弯曲	27.77	26.23
4	扭转	35.77	34.86

表 5 直腹板和波形腹板 GFRP—混凝土组合梁截面位移和中性轴位置的有限元值对比

有限元模型	位移/mm	中性轴/mm
直腹板模型	7.24	31.19
波形腹板	8.31	28.93

由表 4 可以看出:将 GFRP—混凝土组合梁的直腹板替换为波形腹板后,其弯曲和扭转频率有所降低,但降低程度不明显。

由表 5 可以看出:将 GFRP—混凝土组合梁的直腹板替换为波形腹板后,其跨中截面挠度有增大趋势,中性轴的位置上移。

采用有限元方法分析计算了波形腹板波高分别为 10、15、20、25 和 30 mm 情况下 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的剪切稳定性能,并与 GFRP 直腹板—混凝土组合梁的剪切稳定性能进行比较分析,发现将 GFRP—混凝土组合梁的直腹板替换为波形腹板后,其屈曲性能有较大改善,屈曲荷载分别提高 1.09、1.14、1.19、1.23 及 1.26 倍。

GFRP 直腹板与波形腹板—混凝土组合梁有限元计算结果对比表明:GFRP—混凝土组合梁的直腹板替换为波形腹板后,其弯曲刚度和扭转刚度有所降低,但是剪切稳定性能有较大提高。

5 双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁动力特性的参数分析

采用有限元方法对双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的动力性能进行参数分析。

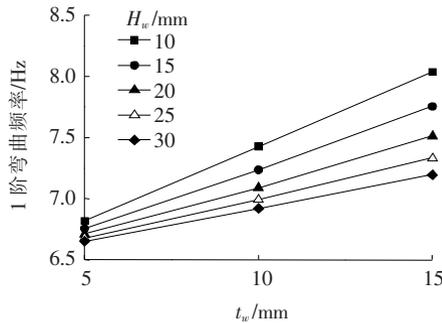
(1) GFRP 波形腹板波高对自振频率的影响

采用有限元方法分析计算波形腹板波高分别为 10、15、20、25 和 30 mm 情况下,双 I 形 GFRP 波形腹

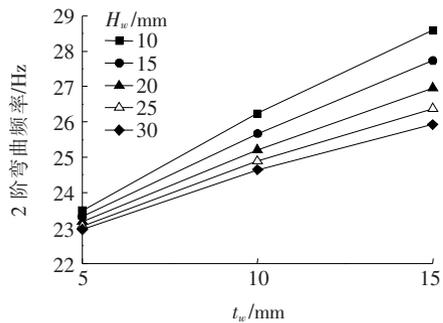
板—混凝土组合梁的自振频率,结果见表 6。

表 6 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁自振频率随波高的变化

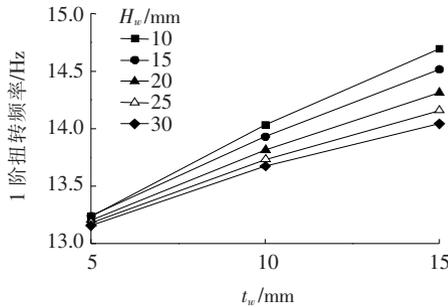
频率阶数	振型	不同腹板波高(mm)的频率/Hz				
		10	15	20	25	30
1	弯曲	7.43	7.24	7.09	7.00	7.00
2	扭转	14.03	13.93	13.82	13.73	13.67
3	弯曲	26.23	25.66	25.21	24.88	24.64
4	扭转	34.86	34.73	34.42	34.18	33.99



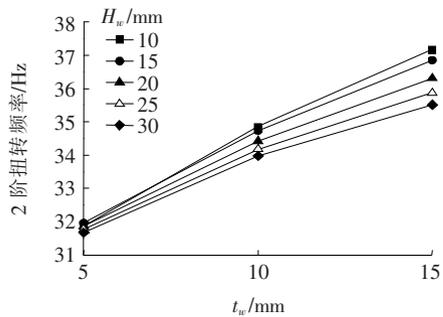
(a) t_w -1 阶弯曲频率



(b) t_w -2 阶弯曲频率



(c) t_w -1 阶扭转频率



(d) t_w -2 阶扭转频率

图 5 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁自振频率随波形腹板厚度的变化

(3) 混凝土顶板厚度 h_c 对自振频率的影响

采用有限元方法分析计算混凝土顶板厚度分别为 20、40、60 mm 情况下,双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的自振频率,计算结果如图 6 所示。

由图 6 可以看出:GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的弯曲振动频率随着混凝土顶板厚度的增加而减小,但其扭转振动频率却随着混凝土顶板厚度的增加而增大。

(4) GFRP 波形腹板高度 h_g 对自振频率的影响

采用有限元方法分析计算 GFRP 波形腹板高度 h_g 分别为 200、300、400 mm 情况下,双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的自振频率,计算结果如图 7

由表 6 可以看出:双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的弯曲振动频率和扭转振动频率均随着波形腹板波高的增加而减小,但减小程度不明显。

(2) GFRP 波形腹板厚度 t_w 对自振频率的影响

采用有限元方法分析计算波形腹板厚度 t_w 分别为 5、10、15 mm 情况下,双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的自振频率,计算结果如图 5 所示。

由图 5 可以看出:双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的弯曲振动频率和扭转振动频率均随着波形腹板厚度增加而增大,增大趋势显著。

所示。

由图 7 可以看出:GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的弯曲振动频率和扭转振动频率均随着 GFRP 波形腹板高度的增加而增大,增大趋势显著。

6 挠度的参数分析

采用有限元方法对双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的跨中截面挠度进行参数分析,施加的静力荷载见文中第 1 部分所述,计算结果如图 8 所示。

由图 8 可以看出:双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁跨中截面的挠度随着波形腹板波高的增大而

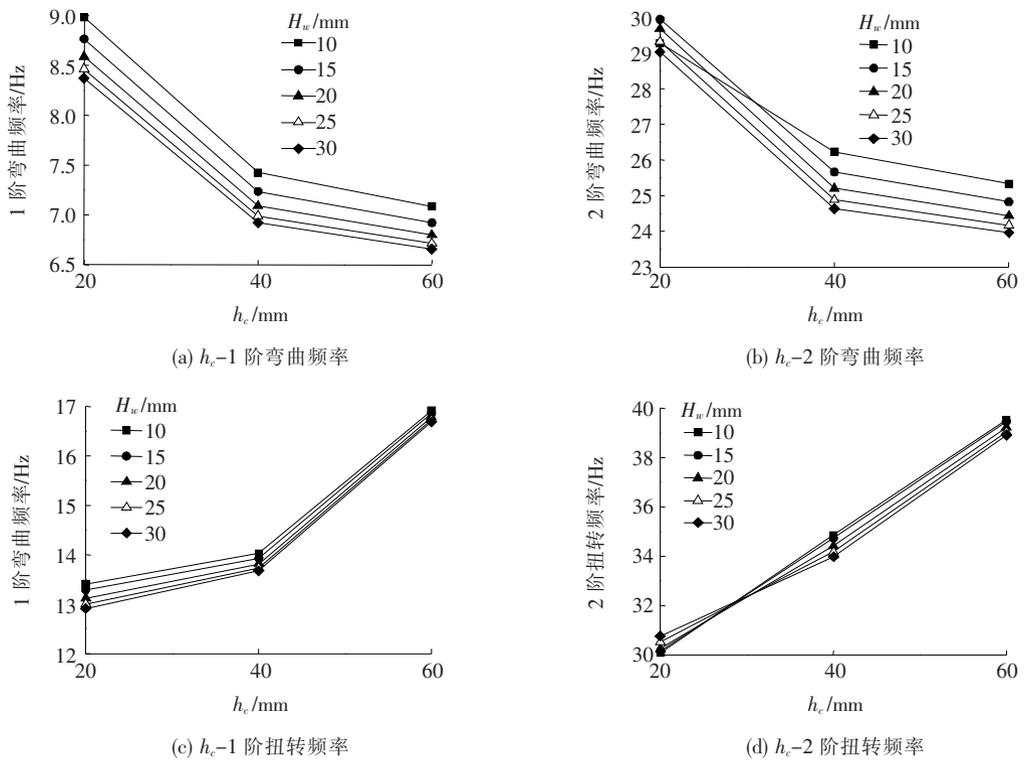


图 6 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁自振频率随混凝土顶板厚度 h_c 的变化

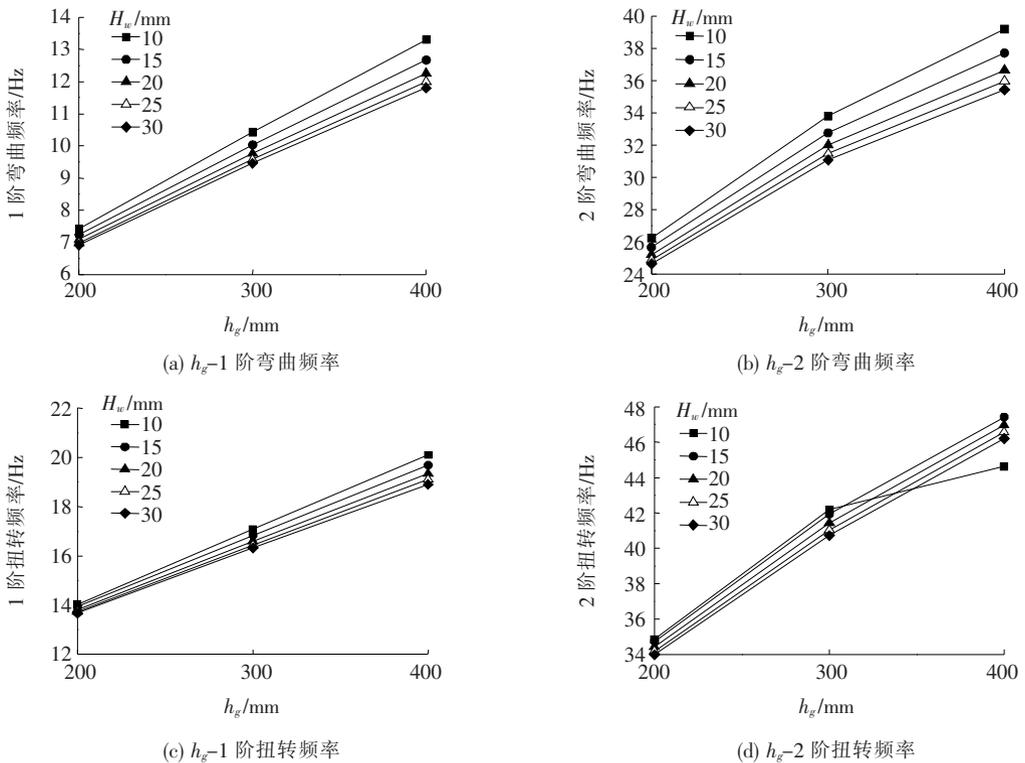


图 7 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁自振频率随波形腹板高度 h_g 的变化

增大,随着波形腹板的厚度、波形腹板高度及混凝土顶板高的增大而减小,其中波形腹板波高的变化对挠度

的影响较弱,其余参数对挠度的影响较为明显。

7 风荷载的影响

采用欧洲规范中定义的最不利风荷载,计算分析

双 I 形 GFRP 波形腹板-混凝土组合梁在风荷载作用下的横向位移随着波形腹板波高、波形腹板厚度、波形腹板高度及混凝土顶板厚度的变化情况,计算结果如图 9 所示。

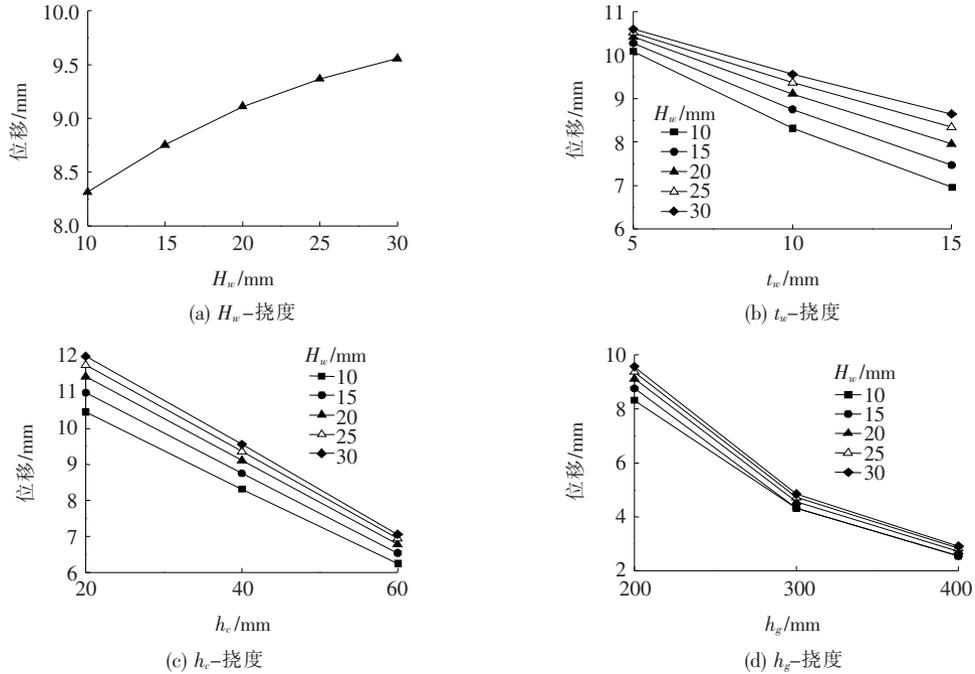


图 8 GFRP 波形腹板-混凝土组合梁挠度计算结果

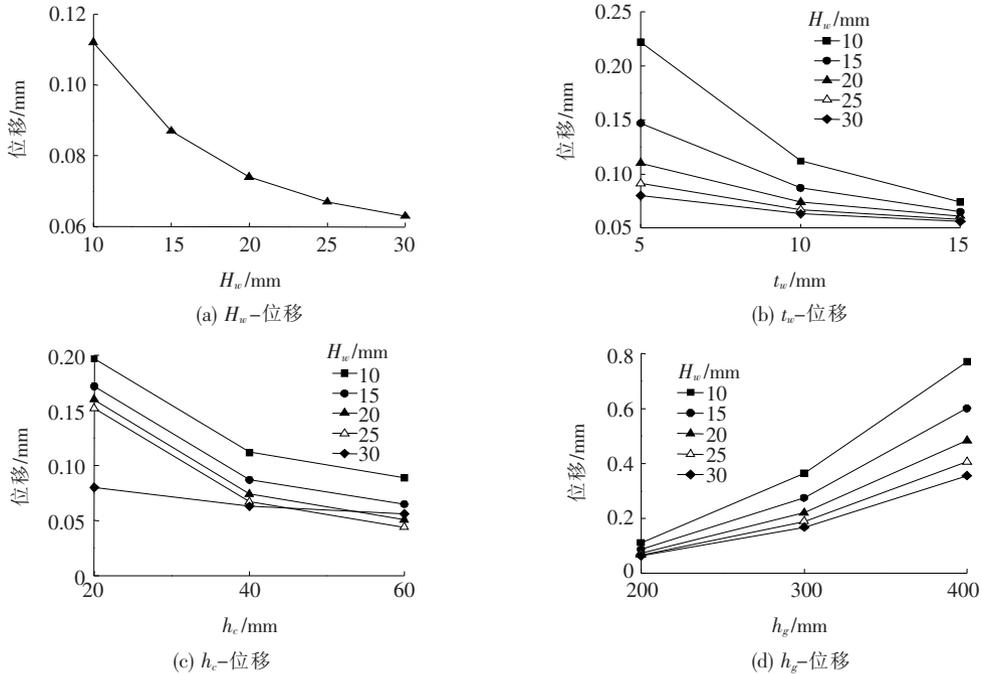


图 9 GFRP 波形腹板-混凝土组合梁横向位移计算结果

由图 9 可以看出:① 双 I 形 GFRP 波形腹板-混凝土组合梁在风荷载作用下的最大横向位移随着波形

腹板波高、波形腹板厚度及混凝土顶板厚度的增大而减小,随着波形腹板高度的增加而增加,以上参数对横

向位移的影响均比较明显;②在风荷载作用下,波形腹板波高、波形腹板厚度及混凝土顶板厚度的增加有助于提升双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的横向稳定性。

8 结论

通过对双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的力学性能进行分析后,可得如下结论:

(1) 将双 I 形 GFRP—混凝土组合梁的直腹板替换为波形腹板后,其弯曲和扭转频率有所降低,但降低程度不明显,而剪切稳定性能有显著提高。

(2) 波形腹板波高对双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁自振频率的影响不明显,而波形腹板厚度、GFRP 波形腹板高度及混凝土顶板厚度对其自振频率的影响较为明显。

(3) 双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的自振频率随着波形腹板波高的增加而减小,随着波形腹板厚度、GFRP 波形腹板高度的增加而增大,但当其混凝土顶板厚度增加时,其弯曲振动频率和扭转振动频率却呈现相反的变化趋势,即弯曲振动频率减小,扭转振动频率增大。

(4) 双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的跨中截面挠度随着波形腹板波高的增大而增大,随着波形腹板厚度、波形腹板高度及混凝土顶板厚度的增大而减小,其中波形腹板波高的变化对挠度的影响较弱,其余参数对挠度的影响较为明显。

(5) 最不利风荷载作用下,双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的最大横向位移随着波形腹板波高、波形腹板厚度及混凝土顶板厚度的增加而减小,随着波形腹板高度的增加而增大,以上参数对横向位移的影响均比较明显。其中波形腹板波高、波形腹板厚度及混凝土顶板厚度的增加有助于提升双 I 形 GFRP 波形腹板—混凝土组合梁的横向稳定性。

参考文献:

[1] Bencardino F, Condello A, Ombres L. Numerical and Analytical Modeling of Concrete Beams with Steel, FRP and Hybrid FRP—Steel Reinforcements[J]. *Composite Structures*, 2016, 140(4): 53—65.

[2] Boscato G, Casalegno C, Russo S. Creep Effects in Pultruded FRP Beams[J]. *Mechanics of Composite Materials*, 2016, 52(1): 27—42.

[3] 朱虹,董志强,吴刚,等. FRP 筋混凝土梁的刚度试验研究和理论计算[J]. *土木工程学报*, 2015(11).

[4] Täljsten B. Construction of the Asset Polymer Composite Bridge. *Asia—Pacific Conference on FRP in Structures (APFIS 2007)* [C]. Hong Kong, China, 2007: 1 127—1 132.

[5] Feo L, Mosallam A S, Penna R. Mechanical Behavior of Web—Flange Junctions of Thin—Walled Pultruded I—Profiles: An Experimental and Numerical Evaluation[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2013, 48(5): 18—39.

[6] Correia J R, Branco F A, Gonilha J A, Silva N, et al. GFRP Pultruded Flexural Members: Assessment of Existing Design Methods[J]. *Structural Engineering International*, 2012, 20(4): 362—369.

[7] Correia JR, Branco FA, Ferreira JG. Flexural Behaviour of Multi—Span GFRP—Concrete Hybrid Beams[J]. *Engineering Structures*, 2009, 31(7): 1 369—1 381.

[8] Gonilha JA, Correia JR, Branco FA. Dynamic Response under Pedestrian Load of a GFRP—SFRSCC Hybrid Footbridge Prototype: Experimental Tests and Numerical Simulation[J]. *Composite Structures*, 2013, 95: 453—463.

[9] Gonilha JA, Correia JR, Branco FA. Creep Response of GFRP—Concrete Hybrid Structures: Application to a Footbridge Prototype[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2013, 53: 193—206.

[10] Fam A, Honickman H. Built—Up Hybrid Composite Box Girders Fabricated and Tested in Flexure[J]. *Engineering Structures*, 2010, 32: 1 028—1 037.

[11] 李耘宇,王言磊,欧进萍. 复合钢板对 GFRP 箱梁性能影响[J]. *大连理工大学学报*, 2013(3).

[12] 秦国鹏,王连广. 基于能量法的 GFRP 管与混凝土板组合梁轴向力计算[J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 2010(12).

[13] 黄辉,王文伟,戴建国. 两跨连续 GFRP 混凝土空心组合板受力性能试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2015(10).

[14] Sause R, Braxtan TN. Shear Strength of Trapezoidal Corrugated Steel Webs[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2011, 67(2): 223—236.

[15] EN 1994—1—1. Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures—Part 1—1: General Rules and Rules for Buildings[S]. European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2004.

[16] EN 1991—1—4. Eurocode 1: Actions on Structures—Part 1—4: General actions—Wind Actions[S]. European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2005.