



ELSEVIER

Contents lists available at ScienceDirect

Engineering

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/eng](http://www.elsevier.com/locate/eng)



Research  
Civil Engineering Materials—Article

## 步行激励下大跨度钢-混凝土空心板组合梁振动舒适度研究

刘界鹏<sup>a</sup>, 黄铩<sup>b</sup>, 李江<sup>a,\*</sup>, Y. Frank Chen<sup>a,c</sup>

<sup>a</sup> School of Civil Engineering & Key Laboratory of New Technology for Construction of Cities in Mountain Area, Ministry of Education, Chongqing University, Chongqing 400045, China

<sup>b</sup> Central-South Architectural Design Institute Co., Ltd., Wuhan 430071, China

<sup>c</sup> Department of Civil Engineering, The Pennsylvania State University, PA 17057, USA

### ARTICLE INFO

#### Article history:

Received 29 September 2020

Revised 28 February 2021

Accepted 6 April 2021

Available online 6 August 2021

#### 关键词

组合梁

空心板

步行力

楼板振动

模态振型

### 摘要

大跨度预制钢-混凝土空心板组合梁(CBHCS)是一种新型的楼板结构,可用于各种大跨度结构。然而,人为引起的振动会对此类结构的使用产生影响。为了减轻振动,需要探究由人引起的步行力与楼板状态之间的关系。本文首先使用测力板获取了25名测试者的150个步行力,确定了单步行走的傅里叶级数中的动态荷载系数和相位角。其次,对7个CBHCS试样进行了行走测试,获取了模态振型、固有频率、阻尼比和加速度等基本动态特性。CBHCS楼板系统通常表现出高频(>10 Hz)和低阻尼(阻尼比低于2%)的特性。本文还使用有限元方法进行了灵敏度研究,以研究CBHCS楼板系统的振动性能,考虑了楼板厚度、钢梁类型、接触时间和人体重量。最后,本文推导了基频和峰值加速度的解析表达式,与实验结果吻合较好,具有实际的应用价值。

© 2021 THE AUTHORS. Published by Elsevier LTD on behalf of Chinese Academy of Engineering and Higher Education Press Limited Company. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

## 1. 引言

如图1(a)所示,本文提出了一种预制钢-混凝土空心板组合梁(CBHCS),与其他组合梁相比,这种新型组合梁具有以下优点:①空心板(HCS)质量较轻,CBHCS可以延长结构跨度;②钢梁和预制HCS可以在车间预制,避免了大量的现场湿法作业;③在预制HCS上使用现浇(CIP)混凝土,显著提高了完整性、强度和刚度,缓解了漏水现象;④在CIP混凝土层中配置了钢筋,避免了楼板表面的裂缝。本研究仅关注图1(a)所示虚线区域中突出显示的组合梁,所以在实验和有限元(FE)模拟中只表示了楼板的这个区域。

目前已有研究人员对楼板的剪切行为[1-2]、弯曲行为[3-9]、热性能和防火性能[10-11]展开研究。虽然HCS很轻,可以延长结构跨度,但HCS较长的楼板结构可能会受到人类活动引起的振动[12-14]。目前对这种新型组合梁系统的振动行为的研究很少,本文将进行进一步研究。

为了解决上述振动问题,必须对人类产生的步行力进行分析。Harper [15]进行了步行测试,研究了行走的力学原理,并提出了M形力函数。Blanchard等[16]使用傅里叶级数定义了步行力函数(包括垂直力 $F_{\text{vertical}}$ 和水平力 $F_{\text{lateral}}$ ),如下所示:

$$F_{\text{vertical}}(t) = G + G \sum_{i=1}^n \alpha_{\text{vertical } i} \sin(2i\pi f_p t - \varphi_{\text{vertical } i}) \quad (1)$$

\* Corresponding author.

E-mail address: [lijiangcqu@cqu.edu.cn](mailto:lijiangcqu@cqu.edu.cn) (J. Li).

2095-8099/© 2021 THE AUTHORS. Published by Elsevier LTD on behalf of Chinese Academy of Engineering and Higher Education Press Limited Company. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

英文原文: *Engineering* 2022, 19(12): 93-104

引用本文: Jiepeng Liu, Shu Huang, Jiang Li, Y. Frank Chen. Vibration Serviceability of Large-Span Steel Concrete Composite Beam with Precast Hollow Core Slabs Under Walking Impact. *Engineering*, <https://doi.org/10.1016/j.eng.2021.04.025>

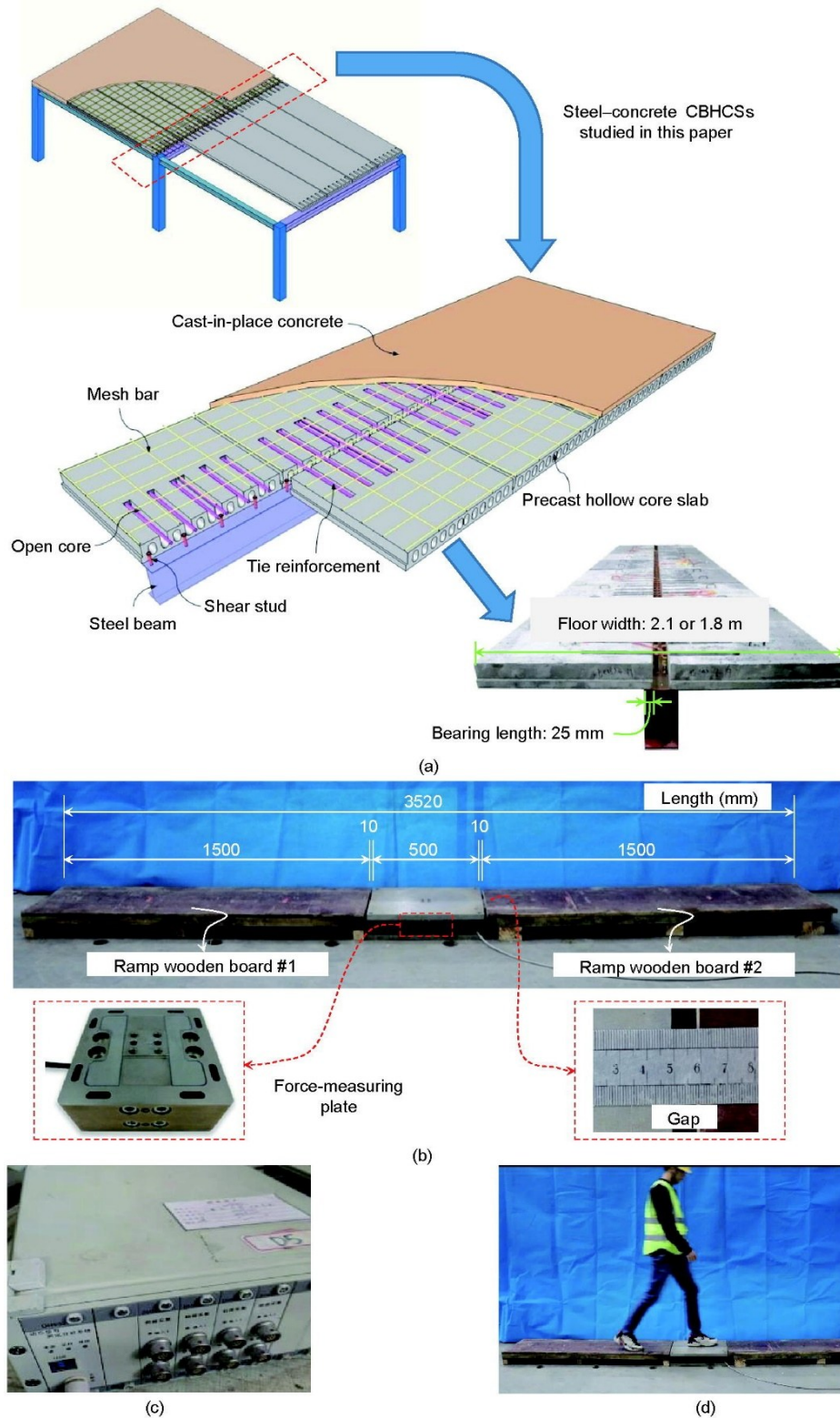


图1. (a) CBHCS 的详细信息；(b)、(c) 监测系统，包括测力板（ME-K3D160，德国）和数据采集系统（DH5922N，中国）；(d) 现场测试。

$$F_{\text{lateral}}(t) = G \sum_{i=1}^n \alpha_{\text{lateral } i} \sin(i\pi f_p t - \varphi_{\text{lateral } i}) \quad (2)$$

式中， $G$ 表示人体重量（N）； $i$ 表示第 $i$ 次谐波； $t$ 是时间； $\alpha_{\text{vertical } i}$ 和 $\alpha_{\text{lateral } i}$ 分别表示傅里叶级数的垂直系数和水平系

数； $\varphi_{\text{vertical } i}$ 和 $\varphi_{\text{lateral } i}$ 是傅里叶级数的垂直相位角和水平相位角； $f_p$ 表示步频； $n$ 表示贡献谐波的总数。

单步激励的持续时间 $T_p$ 是一个重要的振动参数，表示从脚步接触测力板开始到脚步完全离开测力板的时间；

$T_p$ 能够反映步行速度。在以前的研究[17–20]中,步频 $f_p$ 用于确定使用傅里叶级数的步行配速函数的动态载荷系数(DLF)。然而,很少有研究将DLF与基于步行模型的 $T_p$ 联系起来。

本研究的目标如下:

- (1) 通过实验建立具有 $T_p$ 的傅里叶级数力函数,用于单步行的研究;
- (2) 分析稳态步行运动测量的数据,建立CBHCS的动态特性;
- (3) 使用有限元法进行灵敏度研究;
- (4) 推导并提出CBHCS系统基频和峰值加速度的解析表达式。

## 2. 步行力的测量

### 2.1. 实验方案

25名志愿者参加了步行力测试。测试者从标记的起跑线上穿过测力板系统[图1(d)]。每个测试者向前和向后走6次。

监测系统由测量装置[图1(b)]和数据采集系统[图1(c)]组成。测量装置是一个定制设计的测力板系统,总长度为3520 mm,包括一个测力板(长500 mm)、两个斜

坡木板(每个长1500 mm)。测力板和每个斜坡木板之间有两个10 mm间隙[图1(b)],避免斜坡木板和测力板之间产生意外的接触。测力板由一个高精度载荷传感器和两块Q345钢板组成。数据采集系统[图1(c)]用于记录从测力板系统中转换的信号。为了确保测试者的脚位于测力板的中心,使用数字摄像机记录每个测试并确定步行响应。因此,在每次步行测试中,仅选择12条迹线中的6条用于推导本研究中的步行力表达式。

### 2.2. 步行力模型

图2(a)为测试者1在步行激励下的载荷-时间曲线。图2(b)所示的单步行曲线与Harper的研究[15]相似。由于垂直振动主要控制建筑楼板的振动,因此本文仅讨论重力方向的步行力。

峰值步行力( $F_{max}$ )尤其与行走姿势、步频和人体重量有关。本研究共采集了150条迹线(6条迹线/测试者 $\times$ 25名测试者),并用于计算峰值步行力( $F_{max}$ )与人体重量( $G$ )的比率。比率从1.06到1.56不等,其中超过85%的测试者的峰值步行力与人体重量的比率在1.10和1.35之间,平均比率(MEAN)为1.2267,标准差(STD)为0.1027,变异系数(CV)为0.0837,如图2(c)所示。

此外, $T_p$ [图2(b)]是另一个重要的振动参数,表示测试者的脚从接触测力板到完全离开测力板的时间。图2

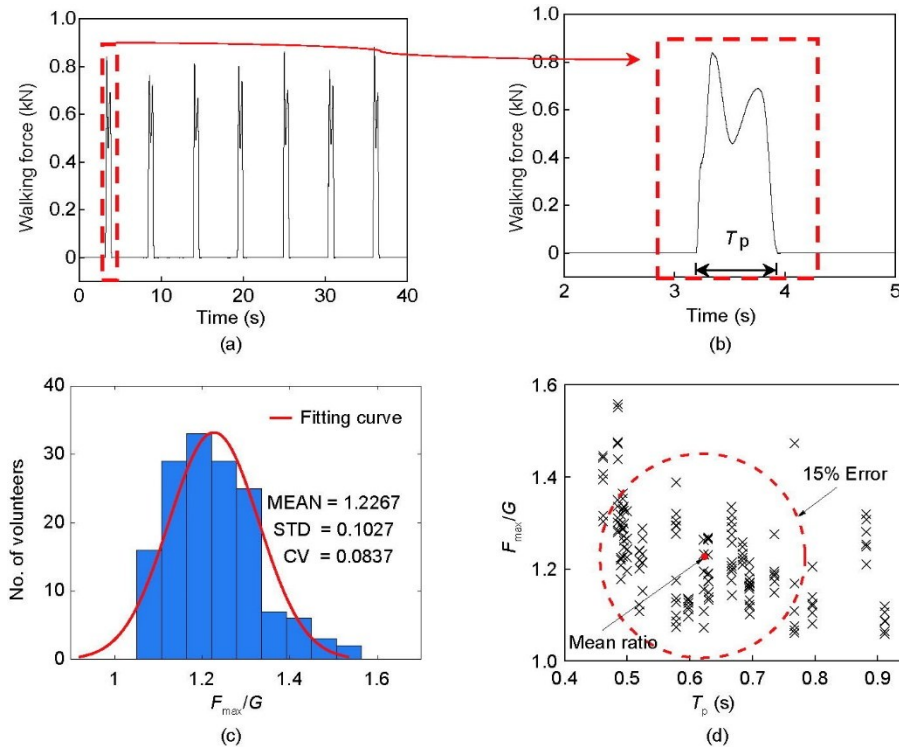


图2. 步行激励下的测试结果。测试者1的载荷-时间曲线(a)和单步行曲线(b);(c)峰值步行力( $F_{max}$ )与人体重量( $G$ )之比的分布;(d) $F_{max}/G$ 和 $T_p$ 之间的关系。

(d) 显示了峰值步行力与人体重量之比 ( $F_{\max}/G$ ) 及  $T_p$ 。数据表明, 超过 80% 的数据在 15% 的误差范围内, 数据分布令人满意。因此, 步行振动的平均  $F_{\max}/G$  为 1.2267,  $T_p$  为 0.6236 s。

在对由步行激励引起的楼板动态响应进行理论分析时, 考虑了  $G$  和  $T_p$ ; 随后, 该分析用于确定步行力函数。以下傅里叶级数用于定义单步行走力函数  $F(t)$ :

$$F(t) = G[\alpha_0 + \sum_{i=1}^n \alpha_n \sin(\frac{2\pi i}{T_p} t + \varphi_n)] \quad (3)$$

$$\alpha_0 = \frac{1}{G \times T_p} \int_0^{T_p} F(t) dt \quad (4)$$

$$\alpha_n = \sqrt{A_n^2 + B_n^2} \quad (5)$$

$$\varphi_n = \arctan(\frac{A_n}{B_n}) \quad (6)$$

$$A_n = \frac{2}{G \times T_p} \int_0^{T_p} F(t) \cos \frac{2\pi n}{T_p} t dt \quad (7)$$

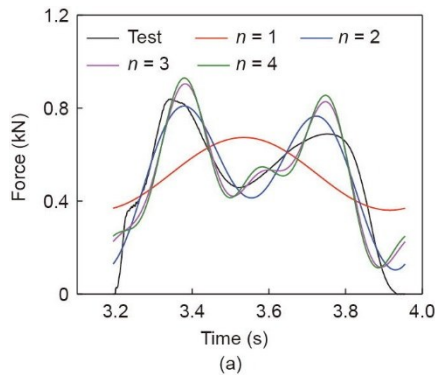
$$B_n = \frac{2}{G \times T_p} \int_0^{T_p} F(t) \sin \frac{2\pi n}{T_p} t dt \quad (8)$$

式中,  $G$  表示测试者的重量;  $i$  表示第  $i$  次谐波;  $n$  是贡献谐波的总数;  $T_p$  是单步行走的持续时间;  $\alpha_n$  表示 DLF;  $\varphi_n$  表示相位角;  $A_n$  和  $B_n$  表示傅里叶系数;  $t$  表示时间。

Ebrahimpour 等[21]指出, 对于步行活动, 高阶谐波 (即  $n = 2, n = 3, \dots$ ) 并不明显, 特别是随着测试者人数的增加。随着  $n$  的增加, 公式的模拟精度提高, 但计算量增加。在公式分析中考虑了各种谐波阶数 ( $n = 1 \sim 4$ ), 测试者 1 的载荷-时间曲线如图 3 (a) 所示。

与测试结果相比, 公式 (3) 在  $n = 2$  时具有更好的精度, 产生的最大误差为 0.01%~6.04%。因此, 可以按如下方式修改  $F(t)$ :

$$F(t) = G[\alpha_0 + \alpha_1 \sin(\frac{2\pi}{T_p} t + \varphi_1) + \alpha_2 \sin(\frac{4\pi}{T_p} t + \varphi_2)] \quad (9)$$



基于 150 次行走测试, DLF ( $\alpha_0$ 、 $\alpha_1$  和  $\alpha_2$ ) 和  $T_p$  之间的关系, 以及相位角 ( $\varphi_1$  和  $\varphi_2$ ) 和  $T_p$  之间的关系可以使用最小二乘法建立。 $T_p$  的范围为 0.52~0.87 s。主要发现如下:

(1) 随着  $T_p$  的增加, 系数  $\alpha_0$  呈线性减小,  $\alpha_0$  的平均值为 0.790,  $\alpha_0 = -0.2775T_p + 0.9799$ 。

(2) 随着  $T_p$  的增加, 系数  $\alpha_1$  呈线性增加,  $\alpha_1$  的平均值为 0.214,  $\alpha_1 = 0.9246T_p - 0.4192$ 。

(3) 随着  $T_p$  的增加, 系数  $\alpha_2$  呈线性减小,  $\alpha_2$  的平均值为 0.382,  $\alpha_2 = -0.4616T_p + 0.6987$ 。

(4) 相位角 ( $\varphi_1$  和  $\varphi_2$ ) 与  $T_p$  之间的线性相关性尚不明确。相位角 ( $\varphi_1$  和  $\varphi_2$ ) 的值为  $-0.5\pi \sim -0.3\pi$ 。

(5) 在傅里叶级数展开过程中, 相位角对振动周期的影响不显著。相位差  $\Delta\varphi (= \varphi_1 - \varphi_2)$  的变化对于确定步行模型很重要。在定义步行模型时可以假定  $\Delta\varphi$  的值为 0。 $\varphi_1$  和  $\varphi_2$  都可以设置为  $-0.5\pi$ , 从而进行进一步分析, 这与 Chen 等[19]提出的值一致。

在确定单步行走力函数参数[即公式 (9) 中的 DLF 和相位角]与  $T_p$  之间的关系后, 使用公式 (9) 模拟力-时间响应, 进行绘制并与实验结果进行比较。如图 3 (b) 所示, 比较拟合的力-时间曲线与测试结果。在所有 150 组数据中, 模拟结果与测试结果之间的最大误差小于 15%, 大部分误差小于 10%。这表明公式 (9) 可用于合理模拟单步行走力。

### 3. 步行状态下 CBHCS 的振动试验

#### 3.1. 试样样本

本研究在步行状态下对 CBHCS 进行了 7 次全尺寸测试。如表 1 所示, 梁的跨度为 6.0 m (4 个试样) 或 8.4 m (三个试样)。本文选择了以下两种典型的 H 型钢梁尺寸

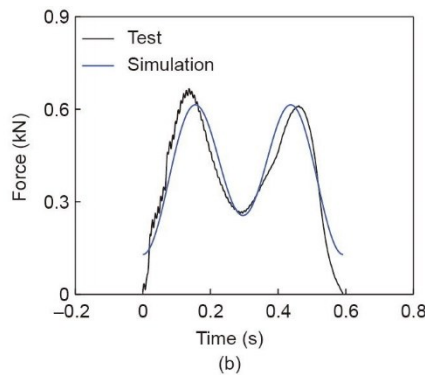


图 3. 步行力模型的比较 (测试者 1)。(a) 行走激励下各种次谐波 ( $n = 1 \sim 4$ ) 的测量曲线和计算曲线之间的比较; (b) 拟合曲线和测试曲线的比较 ( $n = 2$ )。

(深度×法兰宽度×腹板厚度×法兰厚度): 300 mm × 150 mm × 6.5 mm × 9 mm 和 400 mm × 200 mm × 8 mm × 13 mm。每根 H 型钢梁由两排直径为 19 mm、高度为 120 mm 的受剪栓钉组成, 预焊接在其顶部法兰上(法兰每侧一排)。螺柱的横向间距为 50 mm, 不同的纵向间距为 175 mm、280 mm 和 475 mm, 分别反映了 100%、70% 和 30% 的剪切连接度[22]。预制 HCS 放置在钢梁的顶部法兰上, 轴承长度为 25 mm, 如图 1 (a) 所示。设计了 2100 mm 和 1800 mm 两种楼板宽度, 以研究楼板宽度对 CBHCS 振动行为的影响。为避免受剪栓钉(通常直径为 19 mm, 高度为 120 mm)和预制 HCS(高 150 mm)之间的混凝土分裂, 在 HCS 开芯中每 190 mm 插入 18 mm(直径)×1000 mm(每个 HCS 的总长度为 450 mm 加上 100 mm 间隙)的横向加固的拉杆。为了增强组合梁的完整性并最大程度地降低步行噪声, 在 HCS 中添加了 CIP 混凝土顶部(60 mm 厚)。HCS 之间的间隙用现浇混凝土填充。此外, 将钢筋(直径 6 mm, 间距 200 mm)放置在 CIP 混凝土层中, 以避免混凝土开裂。CIP 混凝土层的厚度为 60 mm。测试样品的完整详细信息如表 1 所示。

### 3.2. 测试装置和仪器

图 4 (a) ~ (c) 显示了从传感器获取测量值的加速度计的位置。在每个方向上都清楚地标明了两个相邻加速度计之间的距离。监测系统[23]包括加速度计(2D001V 型, 江苏东华测试技术股份有限公司), 加速度范围为 2g; 数据采集系统(DH5922N 型, 江苏东华测试技术股份有限公司)[图 4 (d) 和图 1 (c)]。

本研究聚焦步行力引起的 CBHCS 的振动行为。为了进行比较, 考虑 7 个样本的不同步行频率(表 1)。为每个平面楼板选择步行路径 A06—A07—A08—A09—A10 [图 4 (a) ~ (c)]。7 名测试者在每个 CBHCS 上以正常速度往复行走至少 60 s(表 1), 如图 4 (e) 所示。

表 1 CBHCS 样本和测试者的详细信息

Specimen No.	Span (m)	Degree of shear connection	Floor width (mm)	Steel beam type	Participant No.	Weight (N)	Walking rate (Hz)
CBHCS-1	6.0	100%	2100	HN 300 × 150 × 6.5 × 9	1	590	1.67
CBHCS-2	8.4	100%		HN 400 × 200 × 8.0 × 13	2	610	1.87
CBHCS-3	8.4	30%		HN 400 × 200 × 8.0 × 13	3	590	1.69
CBHCS-4	8.4	70%		HN 400 × 200 × 8.0 × 13	4	710	2.00
CBHCS-5	6.0	30%		HN 300 × 150 × 6.5 × 9	5	500	1.82
CBHCS-6	6.0	70%		HN 300 × 150 × 6.5 × 9	6	540	1.81
CBHCS-7	6.0	100%	1800	HN 300 × 150 × 6.5 × 9	7	780	1.82

Steel beam type: depth (mm) × flange width (mm) × web thickness (mm) × flange thickness (mm).

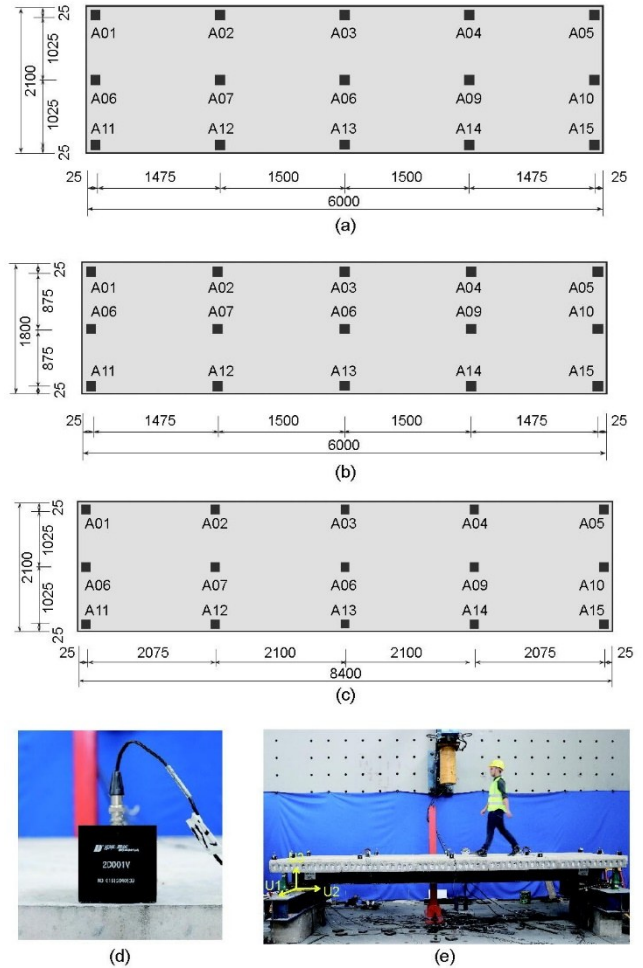


图 4. CBHCS-1、CBHCS-5 和 CBHCS-6 (a), CBHCS-7 (b) 以及 CBHCS-2、CBHCS-3 和 CBHCS-4 (c) (尺寸单位为 mm) 的测量位置和加速度计编号; (d) 加速度计(2D001V); (e) 步行测试照片(U1 和 U2 在水平方向上垂直, U3 为步行的垂直方向)。

### 3.3. 结果和讨论

#### 3.3.1. 时域加速

在步行测试期间测量 A08 位置时的加速度曲线如图 5 所示。表 2 列出了每个试样在步行激励下的所有峰值加速度。为了量化人对楼板振动造成的影响, ISO 2631-2 [24] 列出了机械振动的加速度极限值, 以基本均方根(RMS)

加速度的倍数表示。RMS 加速度 ( $a_{\text{RMS},i}$ ) 的计算公式如下:

$$a_{\text{RMS},i} = \sqrt{\frac{a_i^2 + a_{i+1}^2 + \dots + a_{i+n-1}^2}{n}} \quad (10)$$

式中,  $n$  是积分过程中的数据点数;  $a_i$  到  $a_{i+n-1}$  的表示单个加速度。在本研究中, 将  $n$  设置为 1000, 积分周期为 1 s。

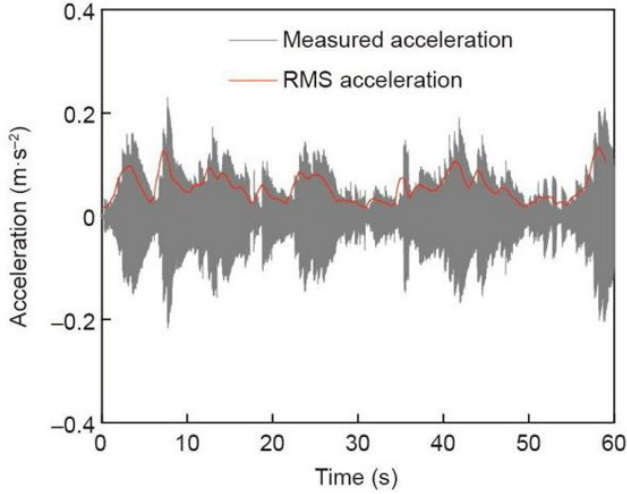


图5. 测量的加速度响应和均方根加速度响应 (CBHCS-7的A08位置)

峰值 RMS 加速度被称为最大瞬态振动值 (MTVV), 其计算方法如下:

$$a_{\text{MTVV}} = \max \{a_{\text{RMS},i}\} \quad (11)$$

平均 RMS 加速度 ( $a_{\text{ARMS}}$ ) 可以计算如下:

$$a_{\text{ARMS}} = \left( \sum_{i=1}^n a_{\text{RMS},i} \right) / n \quad (12)$$

表2列出了步行冲击下跨度中部的峰值加速度和 RMS 加速度, 其中  $\chi_{\text{tp}}$  用于描述 MTVV 与峰值加速度之间的关系, 即  $a_{\text{MTVV}}/a_{\text{peak}}$ 。表2显示了以下内容:

表2 测试结果比较

Specimen No.	Length (m)	Width (m)	Tester weight (kg)	Degree of shear connection	$a_{\text{peak}}$ (mm·s <sup>-2</sup> )	$a_{\text{MTVV}}$ (mm·s <sup>-2</sup> )	$\chi_{\text{tp}}$	Frequency (Hz)		Damping ratio (%)	
								1st	2nd	1st	2nd
CBHCS-1	6	2.1	59	100%	65.1	25.4	0.78	16.07	52.69	0.71	0.90
CBHCS-2	8.4	2.1	61	100%	127.4	71.9	0.56	11.48	38.66	0.87	0.60
CBHCS-3	8.4	2.1	59	30%	84.4	53.7	0.64	11.31	37.55	1.23	0.50
CBHCS-4	8.4	2.1	71	60%	117.7	67.5	0.57	11.70	32.55	1.27	0.90
CBHCS-5	6	2.1	50	30%	138.4	77.2	0.56	15.92	49.91	1.24	0.80
CBHCS-6	6	2.1	54	60%	142.9	78.3	0.55	15.79	48.89	0.93	1.40
CBHCS-7	6	1.8	78	100%	230.2	132.6	0.58	16.67	50.92	1.03	2.20

$a_{\text{MTVV}}$ : the maximum transient vibration value;  $a_{\text{peak}}$ : the peak acceleration;  $\chi_{\text{tp}}$ : the coefficient used to describe the relationship between  $a_{\text{MTVV}}$  and  $a_{\text{peak}}$  (i.e.,  $a_{\text{MTVV}}/a_{\text{peak}}$ ).

(1) 本研究未采用频率加权。剪切连接程度 (100%、70% 或 30%) 对振动频率没有显著影响。因此, 在评估 CBHCS 的振动适用性时, 可以忽略螺柱连接。

(2) 试样的跨度和底部宽度能够影响 CBHCS 的振动行为, 因此, 在振动评估中应考虑这些参数。

(3)  $\chi_{\text{tp}}$  在 0.55~0.78 之间变化。根据格拉布斯标准 (Grubbs' criterion) 计算的步行冲击下 CBHCS 的平均  $\chi_{\text{tp}}$  系数为 0.58 [25]。

### 3.3.2. 实验确定的模态振型

本研究采用增强频域分解 (EFDD) 的方法提取 CBHCS 楼板系统的模态振型[26]。从实验中获得的前两个模态如图6所示, 其中第一和第二模态分别表示典型的弯曲和二阶弯曲形状。

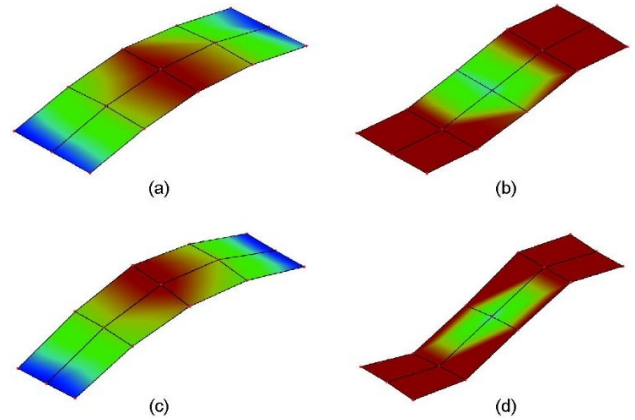


图6. 实验得到的具有代表性的模态振型。(a)、(b) CBHCS-1 样品 (6 m 跨度) 的第一模态振型 (16.07 Hz) 和第二模态振型 (52.69 Hz); (c)、(d) CBHCS-2 样品 (8.4 m 跨度) 的第一模态振型 (11.48 Hz) 和第二模态振型 (38.66 Hz)。

表2列出了实验得到的固有频率和阻尼比。结果显示, 6 m 跨度试样的基频约为 16 Hz, 当跨度增加到 8.4 m 时, 基频降至约 11.5 Hz。建议采用 1% 的阻尼比做进一步分析。

## 4. 有限元分析

### 4.1. 模型详情

CBHCS 的固有频率和振型是使用通用有限元程序 ABAQUS [27] 预测的。采用三维八节点缩减积分 (C3D8R) 的连续应力/位移单元、四节点缩减积分 (S4R) 的壳单元和三节点压电二维桁架单元 (T3D2) 表示混凝土、钢梁和加固件 (或螺柱) [28]。所有材料性能参数均根据材料测试结果进行确定, 主要设定材料的弹性常数 (混凝土的弹性模量为  $3 \times 10^4$  MPa, 泊松比为 0.2; 钢的弹性模量为  $2 \times 10^5$  MPa, 泊松比为 0.3) 和密度 (钢的密度为  $7850 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$  和混凝土密度为  $2400 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )。本研究使用了 1% 的阻尼比。以下边界条件表示每个梁端的简支情况:  $U1 = U2 = U3 = UR2 = UR3 = 0$  和  $U1 = U3 = UR2 = UR3 = 0$  [图 4 (e)]。  $U1 = 0$  表示  $x$  轴上的平移自由度 (DOF) 为 0,  $UR1 = 0$  表示  $x$  轴的旋转自由度为 0。

在有限元模型中, 使用 S4R 单元对楼板进行建模, 为了简单和高效, 楼板被视为实体而不是 HCS。表 3 中的厚度  $h_{\text{et}}$  是实心楼板的等效厚度, 具有与 CBHCS 相同的截面惯性和质量。实心楼板的等效厚度  $h_{\text{et}}$  与原始 CBHCS 截面的总厚度  $h$  之间的关系如图 7 和表 3 所示。

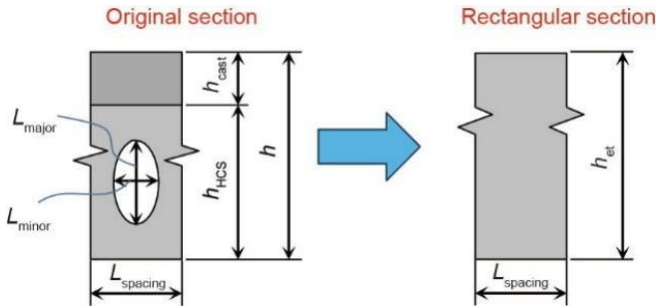


图 7. 变换面积法。  $h_{\text{et}}$ : 与 CBHCS 截面惯性和质量相同的楼板等效厚度;  $h_{\text{cast}}$ : 现浇楼板的厚度。

表 3 实心楼板的等效厚度  $h_{\text{et}}$  与原始 CBHCS 截面的厚度  $h$  之间的关系

The overall thickness of the composite floor $h = h_{\text{HCS}} + h_{\text{cast}}$ (mm)	The thickness of HCS floor $h_{\text{HCS}}$ (mm)	The thickness of cast in-situ floor $h_{\text{cast}}$ (mm)	Length of major axis of ellipse $L_{\text{major}}$ (mm)	Length of minor axis of ellipse $L_{\text{minor}}$ (mm)	The hole spacing of CBHCS $L_{\text{spacing}}$ (mm)	The equivalent thickness $h_{\text{et}}$ (mm)
155	95	60	70	57	95	150
165	105	60	75	57	95	160
175	115	60	80	57	95	170
185	125	60	80	57	95	180
195	135	60	85	57	95	190
200	140	60	90	57	95	195
205	145	60	95	57	95	200
215	150	60	95	57	95	205

### 4.2. 模型验证

如图 8 (a) 所示, 前两种模式的固有频率结果在有限元分析和实验之间吻合性较好, 相对误差小于 10% (表 4)。模态保证标准 (MAC) [29] 用于识别仿真结果和实验结果的匹配度:  $MAC_{rs} = \frac{|\Phi_r^T \tilde{\Phi}_s|^2}{[(\Phi_r^T \tilde{\Phi}_r)(\Phi_s^T \tilde{\Phi}_s)]}$ , 其中,  $\Phi_r$  是已经确定的实验模态 (模态  $r$ ),  $\tilde{\Phi}_s$  是计算模态 (模态  $s$ )。MAC 的值介于 0 (表示没有一致的对应关系) 和 1 (表示一致的对应关系) 之间。大于 0.9 的 MAC 值表示仿真和实验结果具有一致的对应关系, 值越小表示两种振型的相似性越差。前两种模式的 MAC 值通常超过 0.95 (表 4), 表明有限元分析的模态振型精度很高。

图 8 (b) 显示随时间变化的比较情况, 结果表明峰值加速度的相对误差小于 15%, MTVV 的相对误差小于 10%。有限元模型已经过验证, 可用于参数研究。

### 4.3. 敏感性研究

根据试验和有限元分析结果, 对于前两种模式, 不同剪切力的 CBHCS 固有频率和振型相似。本文选择试样 CBHCS-2 ( $L = 8.4 \text{ m}$ , 测试加速度  $a_{\text{test}}$ ) 进行参数研究。通过每次改变一个参数进行共 20 次有限元分析, 进一步研究不同因素对 CBHCS 振动行为的影响。步行频率设置为 2.0 Hz。主要因素包括楼板厚度、钢梁类型、接触时间和人体重量。有限元分析总结在表 5 和图 9 中。

以 CBHCS-205-400-0.72-610 为例解释命名规则: 205 为等效楼板厚度, 单位为 mm; 400 表示钢梁 HN 400  $\times$  200  $\times$  8  $\times$  13 具有 400 mm 的深度; 0.72 为接触时间, 单位为 s; 610 为试验测试者的重量, 单位为 N。

有限元分析结果讨论如下。

#### 4.3.1. 地板厚度

通过改变  $h_{\text{et}}$  值 (150~205 mm) 研究楼板厚度 ( $h_{\text{et}}$ ) 对固有频率和加速度响应的影响, 如表 3 和表 5 所示。随

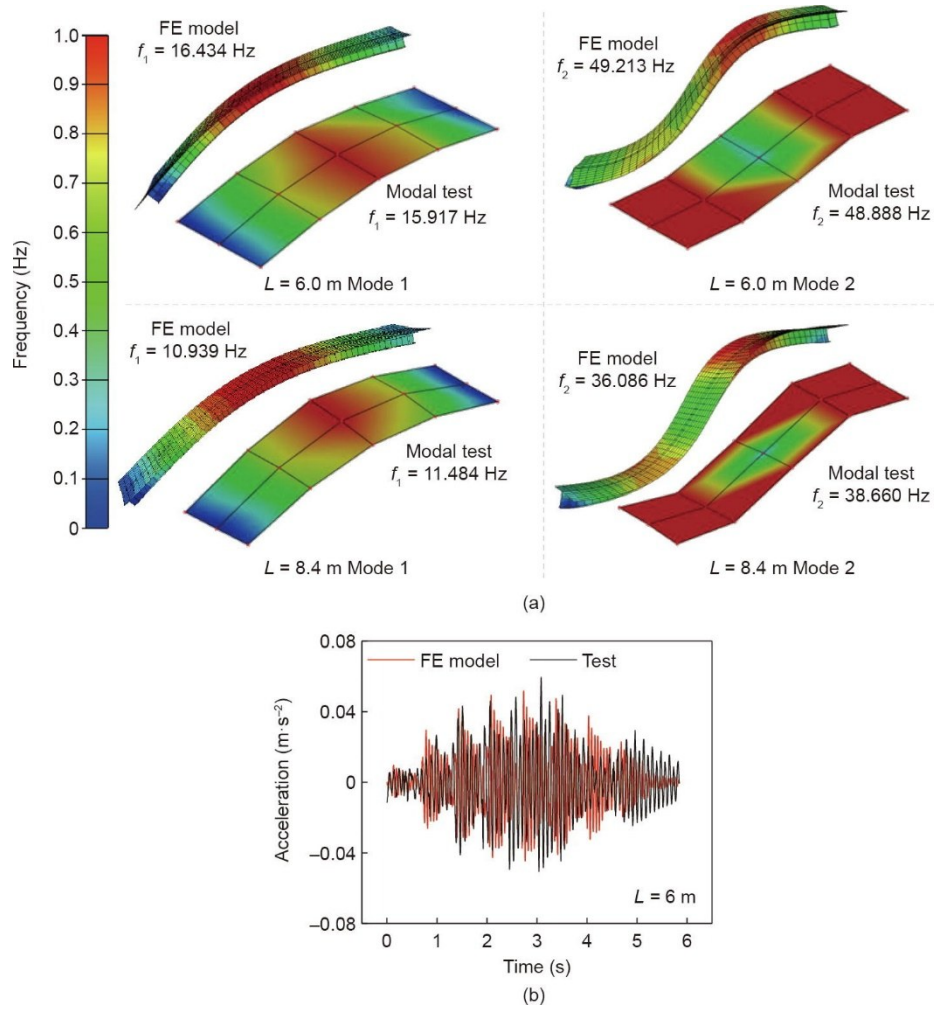


图8. 模型验证。(a) 有限元分析和实验之间的固有频率比较情况；(b) 有限元分析和实验之间的加速度比较 (CBHCS-1)。L: 钢梁跨度。

表4 固有频率和模态保证标准值(MAC)的比较

Specimen	Mode	FE model (Hz)	Modal test (Hz)	Error (%)	MAC
CBHCS-1	1	16.434	15.917	3.15	0.98
	2	49.213	48.888	0.66	0.95
CBHCS-2	1	10.939	11.484	4.75	0.99
	2	36.086	38.660	6.66	0.96

随着弯曲刚度的增加, 计算的基波频率和二阶频率随  $h_{et}$  缓慢增加[图9 (a)]。此外, 特别是当  $h_{et} > 195$  mm 时, 峰值加速度、MTVV 和平均 RMS (ARMS) 随  $h_{et}$  增加[图9 (b)]。由于 HCS 的开孔比随着  $h_{et}$  的增加而增加, 当 HCS 的开孔比增加时, 会发生局部振动, 这将导致更大的振动响应, 应该在振动分析中重点关注。

#### 4.3.2. 钢梁类型

通过改变钢梁的排列方式, 研究了钢梁类型对固有频率和加速度响应的影响, 如表5所示。对4种不同的钢梁排布进行了研究和比较。由于弯曲刚度增加, 计算的基波

和二阶频率随着钢梁高度 ( $h_{beam}$ ) 的增加而增加[图9 (c)]。图9 (d) 显示, 当  $h \leq 400$  mm 时, 峰值加速度、MTVV 和 ARMS 受到显著影响, 而当  $h_{beam} > 400$  mm 时, 由于试样的质量和刚度增加, 这些值将显著下降。

#### 4.3.3. 接触时间 $T_p$

本文研究了  $T_p$  对固有频率和加速度响应的影响, 如表5所示。前两种模态的固有频率几乎没有受到影响, 因为  $T_p$  对楼板刚度和质量的影响不显著[图9 (e)]。  $T_p$  不影响结构的刚度或质量, 因为使用  $T_p$  施加的步行力不会影响地板固有频率。随着步行冲击力的减小, 峰值加速度、MTVV 和 ARMS 减小[图9 (f)]。

#### 4.3.4. 人体重量

本文研究了人体重量 (505 N、610 N、681 N、81 N 2 和 900 N) 对固有频率和加速度响应的影响, 如表5所示。前两种振动模态的固有频率几乎没有受到影响, 因为人体重量对地板刚度和质量的影响不大[图9 (g)]。人体



表5 有限元分析摘要

FE model No.	$h_{et}$ (mm)	Steel beam type	Contact time $T_p$ (s)	Human weight $G$ (kN)
CBHCS-205-400-0.72-610	205	HN 400 × 200 × 8 × 13	0.72	610
CBHCS-150-400-0.72-610	150	HN 400 × 200 × 8 × 13	0.72	610
CBHCS-160-400-0.72-610	160			
CBHCS-170-400-0.72-610	170			
CBHCS-180-400-0.72-610	180			
CBHCS-190-400-0.72-610	190			
CBHCS-195-400-0.72-610	195			
CBHCS-200-400-0.72-610	200			
CBHCS-205-250-0.72-610	205	HN 250 × 200 × 6 × 9	0.72	610
CBHCS-205-300-0.72-610		HN 300 × 150 × 6.5 × 9		
CBHCS-205-450-0.72-610		HN 450 × 200 × 9 × 14		
CBHCS-205-400-0.63-610	205	HN 400 × 200 × 8 × 13	0.63	610
CBHCS-205-400-0.65-610			0.65	
CBHCS-205-400-0.69-610			0.69	
CBHCS-205-400-0.76-610			0.76	
CBHCS-205-400-0.83-610			0.83	
CBHCS-205-400-0.72-505	205	HN 400 × 200 × 8 × 13	0.72	505
CBHCS-205-400-0.72-681				681
CBHCS-205-400-0.72-812				812
CBHCS-205-400-0.72-900				900

重量不影响结构的刚度或质量，因为通过人体重量施加的步行力不会影响地板固有频率。图9（h）显示，随着人体重量的增加，峰值加速度、MTVV和ARMS随步行冲击力的增加而增加。

## 5. CBHCS振动适用性评估

### 5.1. 频率

承受动载荷的简支梁如图10（a）所示，重要参数是弯曲刚度 $EI$ （ $E$ 是弹性模量， $I$ 是梁横截面的面积惯性矩）和每单位长度的质量 $\bar{m}$ ，假定两者沿跨度 $L$ 都是恒定的。横向加载力 $F(x, t)$ 随位置和时间变化，产生各种横向位移响应 $v(x, t)$ 。

对于自由振动， $F(x, t) = 0$ ，公式变为：

$$EI \frac{\partial^4 v(x, t)}{\partial x^4} + \bar{m} \frac{\partial^2 v(x, t)}{\partial t^2} = 0 \quad (13)$$

如果 $v(x, t) = \phi(x)Y(t)$ 则

$$\frac{\phi^{iv}(x)}{\phi(x)} + \frac{\bar{m}}{EI} \frac{\ddot{Y}(t)}{Y(t)} = 0 \quad (14)$$

式中，iv在上标中表示第四导数； $Y(t)$ 表示与时间相关的位移响应； $\phi(x)$ 表示与位置相关的位移响应。

如果 $\frac{\phi^{iv}(x)}{\phi(x)} = -\frac{\bar{m}}{EI} \frac{\ddot{Y}(t)}{Y(t)} = a^4 = \frac{\omega^2 \bar{m}}{EI}$ ，并且施加以下

边界条件：

$$\phi(L) = 0, M(L) = EI\phi''(L) = 0 \quad (15)$$

式中， $M(0)$ 与 $M(L)$ 表示 $x=0$ 和 $x=L$ 时的弯矩。

那么

$$\phi(x) = \Omega \sin ax \quad (16)$$

式中， $\Omega$ 是系数。

因为， $\phi(L) = 0, \Omega$ ,

$$a = n\pi/L (n = 0, 1, 2, \dots) \quad (17)$$

因此，固有频率可以计算如下：

$$f_n = \frac{\omega_n}{2\pi} = \frac{n^2 \pi^2 \sqrt{\frac{EI}{\bar{m}L^4}}}{2\pi} = \frac{n^2 \pi}{2} \sqrt{\frac{EI}{\bar{m}L^4}} \quad (18)$$

式中， $\omega_n$ 是圆频率。

利用上述理论，可以得到试样的理论基频（ $n=1$ ）。表6显示了理论结果和测试结果之间的比较。如表所示，相对误差通常小于7%。因此，使用公式（18）计算的基频被认为是可以接受的。

### 5.2. 加速度

单自由度（SDOF）系统的运动公式可以简化为以下形式：

$$m\ddot{v}(t) + c\dot{v}(t) + kv(t) = F(t) \quad (19)$$

式中， $t$ 是时间； $m$ 是振动质量； $c$ 是黏性阻尼系数； $k$ 是

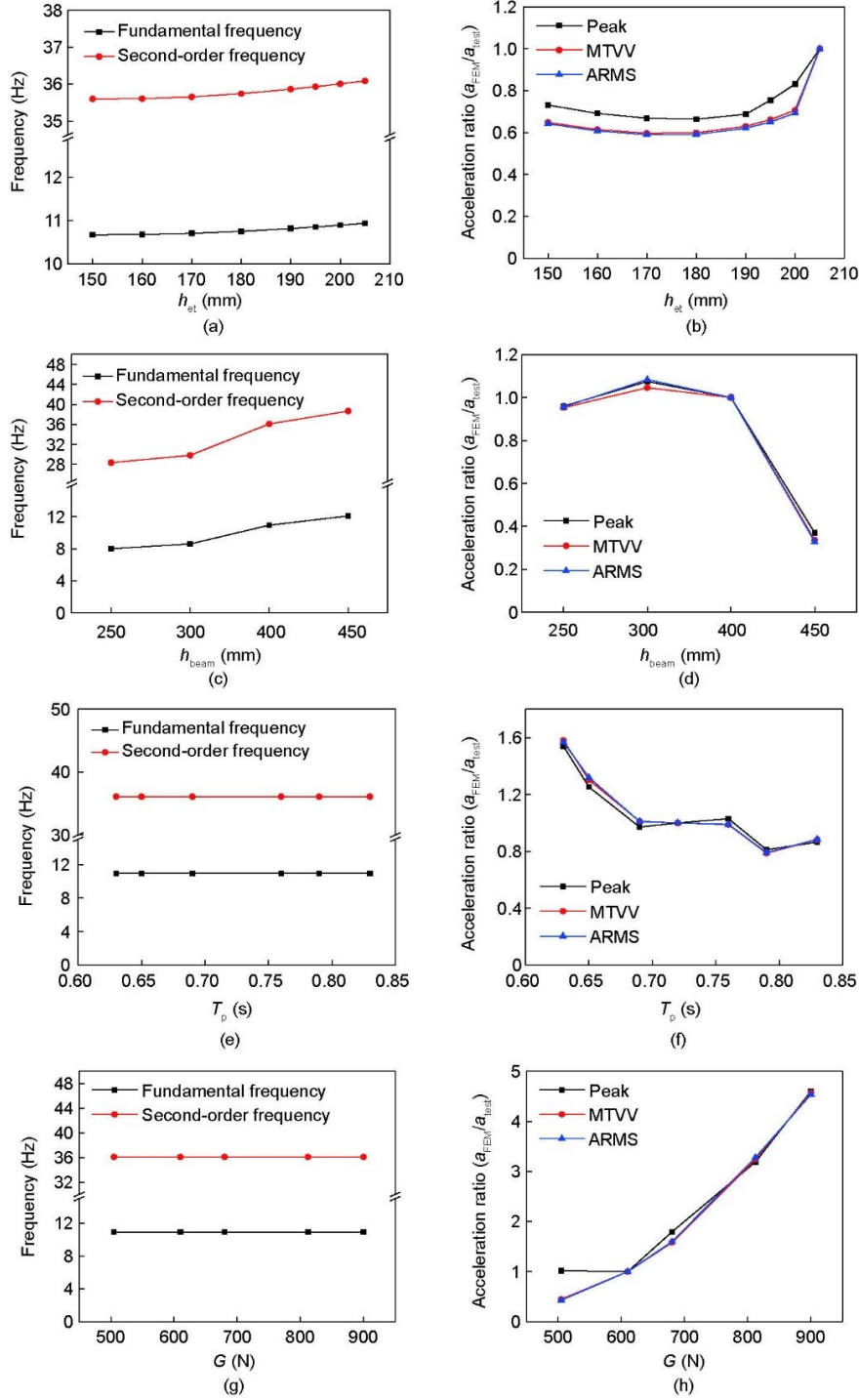


图9. CBHCS的参数分析结果。楼板厚度[ (a)、(b) ]、钢梁类型[ (c)、(d) ]、接触时间[ (e)、(f) ]、人体重量[ (g)、(h) ]分别对频率和加速度的影响。 $\alpha_{FEM}$ 是通过有限元方法计算的加速度值； $\alpha_{test}$ 是测量的加速度值； $h_{beam}$ 是钢梁高度；ARMS是平均均方根。

刚度； $v(t)$ 是质量的位移； $F(t)$ 是施加在质量上的力。在本研究中，假设图10 (b) 所示系统承受幅度为 $F_0$ 和圆频率 $\omega$ 的谐波变化负载 $F(t)$ 。在这种情况下，微分运动公式变为

$$m\ddot{v}(t) + c\dot{v}(t) + kv(t) = F_0 \cos(\omega t) \quad (20)$$

当 $\frac{c}{m} = 2\beta\omega$  ( $\beta$ 是阻尼比)、 $\frac{k}{m} = \omega^2$ 时，可得到如下

表达式：

$$\ddot{v}(t) + 2\beta\omega\dot{v}(t) + \omega^2v(t) = \frac{F_0}{m} \cos(\omega t) \quad (21)$$

公式 (21) 的解可以表示为：

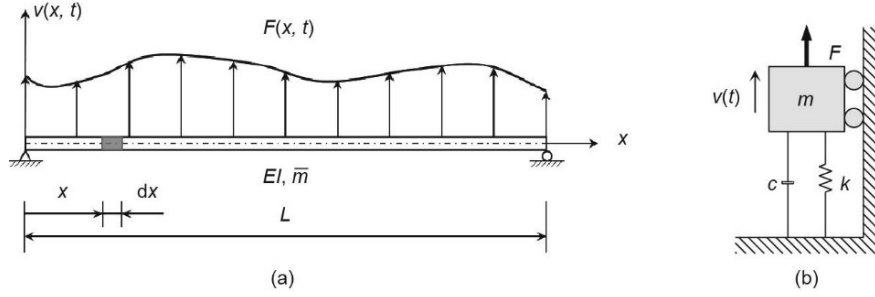


图10. 理论分析模型。(a) 承受动态载荷的简支梁；(b) 单自由度系统。

表6 基频和加速度的比较

Specimen No.	Span (m)	Floor width (m)	Modal $G(N)$	Eq.(18) test $f_1$ (Hz)	Eq.(18) results $f_1$ (Hz)	Error (%)	Test $a_{peak}$ ( $mm \cdot s^{-2}$ )	$a_{peak(26)}$ by Eq.(26) ( $mm \cdot s^{-2}$ )	$a_{peak(26)}/a_{peak}$	Error between $a_{peak(26)}$ and $a_{peak}$	$a_{MTVV}$ ( $mm \cdot s^{-2}$ )	$a_{MTVV(27)}$ by Eq.(27) ( $mm \cdot s^{-2}$ )	$a_{MTVV(27)}/a_{MTVV}$	Error between $a_{MTVV(27)}$ and $a_{MTVV}$
CBHCS-1	6.0	2.1	590	16.07	16.33	1.62	65.10	95.00	146%	46%	50.80	54.60	107%	7%
CBHCS-2	8.4	2.1	610	11.48	10.97	-4.44	127.40	101.27	79%	-21%	71.90	58.20	81%	-19%
CBHCS-3	8.4	2.1	590	11.31	10.97	-3.01	84.40	103.96	123%	23%	53.70	59.75	111%	11%
CBHCS-4	8.4	2.1	710	11.70	10.97	-6.24	117.70	109.14	93%	-7%	67.50	62.72	93%	-7%
CBHCS-5	6.0	2.1	500	15.92	16.33	2.58	69.20	84.85	123%	23%	38.60	48.76	126%	26%
CBHCS-6	6.0	2.1	540	15.79	16.33	3.42	71.45	95.90	134%	34%	39.15	55.12	141%	41%
CBHCS-7	6.0	1.8	780	16.67	16.71	0.24	115.10	95.24	83%	-17%	66.30	54.73	83%	-17%

$$v(t) = Ae^{-\beta\omega t} \sin(\omega_d t + \varphi') + \mu \cdot \frac{F_0}{k} \cos(\omega t - \varphi) \quad (22)$$

式中，振幅  $A = \sqrt{v(0)^2 + \frac{[\dot{v}(0) + \beta\omega v(0)]^2}{\omega_d^2}}$ ；振荡圆频率  $\omega_d = \omega \sqrt{1 - \beta^2}$ ； $\varphi' = \tan^{-1} \frac{\omega_d \cdot v(0)}{\dot{v}(0) + \beta\omega v(0)}$ ； $\varphi = \tan^{-1} \frac{2\beta\omega}{1 - \zeta^2}$ ；放大倍数  $\mu = \frac{1}{\sqrt{(1 - \zeta^2)^2 + (2\beta\omega)^2}}$ ；圆频率的比值为  $\zeta = \frac{\omega}{\omega}$ 。

在公式 (22) 中，第一项  $Ae^{-\beta\omega t} \sin(\omega_d t + \varphi')$  表示瞬态响应，该响应在阻尼作用下迅速消失并且可以忽略不计，从而产生如下加速度：

$$\ddot{v}(t) = \omega^2 \mu \cdot \frac{F_0}{k} \cos(\omega t - \varphi) \quad (23)$$

峰值加速度可表示为：

$$a_{peak} = \omega^2 \mu \cdot \frac{F_0}{k} \quad (24)$$

式中， $F_0 = \alpha G$ ； $\omega = \omega = \sqrt{\frac{k}{m}}$ ； $\mu = \frac{1}{2\beta}$ 。根据 AISC 设计指南 11 [30]，建议人体重量  $G$  为 700 N。

系数  $\alpha$  计算如下：

$$\alpha = 0.83e^{-0.35f_1} \quad (25)$$

$a_{peak}$  可以表示为：

$$a_{peak} = \frac{0.83e^{-0.35f_1} G}{2\beta m} \quad (26)$$

式中， $m = \rho m L$  和边界系数  $\rho = 0.5$  表示简支。在本研究中，基于第 2 节讨论的步行力的测量，假设人体质量为 65 kg (即  $G = 650$  N)。将基于 SDOF 系统运动方程计算的峰值加速度与实验中的峰值加速度进行比较，结果显示相对误差小于 50% (表 6)。当采用有限元法计算每个样本的加速度响应时，采用实际的步行力，可以得到满意的结果。但是，每次都使用实际步行力进行楼板振动的评估是不现实的。通常使用统一的步行力 (即系数  $\alpha \times$  重量  $G$ ) 获得峰值加速度。因此，小于 50% 的误差 (表 6) 是可以接受的。

MTVV 与峰值加速度之间的关系可以表示为：

$$a_{MTVV} = \chi_{rp} a_{peak} \quad (27)$$

计算出的平均系数  $\chi_{rp}$  为 0.58，而 Zhou 等 [31] 报道的系数值为 0.2。如表 6 所示，计算出的 MTVV 的相对误差平均为 6%，最大值为 41%。如果使用实际步行力来计算每个试样的加速度响应，则可以获得更好的结果。通常，施加的步行力应使用公式 (9) 计算。因此，计算出的力无法真实反映行走姿势或实际振动响应。此外，AISC 设计指南 11 [30] 中规定不同类型的楼板具有不同的振动阈值，分别为  $50 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-2}$ 、 $150 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-2}$  和  $500 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-2}$ 。这表明，在楼板振动评估中通常使用加速度的幅值，而不是实际的加速度值。因此，使用公式 (27) 计算的 MTVV 被认为是可以接受的。

## 6. 结论

本研究使用测力板获得了150个步行的载荷-时间曲线。除理论分析外，还对7个CBHCS试样进行了振动测试。本研究侧重于钢梁附近的振动行为和钢-混凝土CBHCS的振动运动。在实际楼板上，振动发生在楼板的中心，这应在未来的研究中予以解决。从这项研究中可以得出以下结论：

(1) 峰值步行力与人体重量之比范围为1.10~1.35。本文推导出 $n=2$ 时的傅里叶级数步行函数，即公式(9)。函数参数(DLF和相位角)与 $T_p$ 之间的关系确定如下： $\alpha_0 = -0.2775T_p + 0.9799$ ,  $\alpha_1 = 0.9246T_p - 0.4192$ ,  $\alpha_2 = -0.4616T_p + 0.6987$ ,  $\varphi_1 = \varphi_2 = -\pi/2$ 。CBHCS楼板上的行走振动的平均 $F_{\max}/G$ 为1.2267,  $T_p$ 为0.6236 s。

(2) CBHCS楼板显示出高频(>10 Hz)和低阻尼(约1%)特性。有限元分析预测的振型与测试预测的振型相匹配。CBHCS楼板在步行激励中会表现出弯曲的模式形状。

(3) 有限元分析表明，影响CBHCS楼板振动的主要因素是楼板厚度、钢梁类型、接触时间( $T_p$ )和人体重量( $G$ )。然而， $T_p$ 和 $G$ 几乎不影响前两种振动模式的固有频率，因为它们对地板刚度和质量的贡献不显著。这是因为 $T_p$ 和 $G$ 不会影响结构的刚度或质量，它们施加的力不会干扰固有频率。

(4) CBHCS楼板的理论基频可利用波束振动理论得到。相对误差通常小于6%，表明使用公式(18)计算的基频十分准确。

(5) 将基于SDOF系统运动方程计算的峰值加速度与实验结果进行比较，可知二者相对误差小于50%。建议使用平均系数 $\chi_{np} = 0.58$ 进行计算，从而获得MTVV。MTVV结果(最大误差小于50%)是可以接受的，因为在楼板振动评估中通常使用加速度的幅值而不是实际加速度值。

## 致谢

感谢国家自然科学基金(51890902、51708058)提供的资助。

## Compliance with ethics guidelines

Jiepeng Liu, Shu Huang, Jiang Li, and Y. Frank Chen declare that they have no conflict of interest or financial

conflicts to disclose.

## References

- [1] Girhammar UA, Pajari M. Tests and analysis on shear strength of composite slabs of hollow core units and concrete topping. *Constr Build Mater* 2008;22(8): 1708–22.
- [2] Ibrahim IS, Elliott KS, Abdullah R, Kueh ABH, Sarbini NN. Experimental study on the shear behaviour of precast concrete hollow core slabs with concrete topping. *Eng Struct* 2016;125:80–90.
- [3] Baran E. Effects of cast-in-place concrete topping on flexural response of precast concrete hollow-core slabs. *Eng Struct* 2015;98:109–17.
- [4] Kankeri P, Prakash SS. Experimental evaluation of bonded overlay and NSM GFRP bar strengthening on flexural behavior of precast prestressed hollow core slabs. *Eng Struct* 2016;120:49–57.
- [5] Lam D, Elliott KS, Nethercot DA. Steel-concrete composite construction with precast concrete hollow core floor. In: *Proceedings of The Second International Conference on Advances in Steel Structures*; 1999 Dec 15–17; Hong Kong, China. Amsterdam: Elsevier; 1999. p. 459–66.
- [6] Lam D, Elliott KS, Nethercot DA. Experiments on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. *Proc Inst Civ Eng, Struct Build* 2000; 140(2):127–38.
- [7] Lam D, Elliott KS, Nethercot DA. Parametric study on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. *J Construct Steel Res* 2000;54(2): 283–304.
- [8] Lam D, Nip TF. Effects of transverse reinforcement on composite beam with precast hollow core slabs. In: *Proceedings of the Third International Conference on Advances in Steel Structures*; 2002 Dec 9–11; Hong Kong, China. Amsterdam: Elsevier; 2002. p. 503–10.
- [9] Lam D. Capacities of headed stud shear connectors in composite steel beams with precast hollowcore slabs. *J Construct Steel Res* 2007;63(9):1160–74.
- [10] Aguado JV, Espinos A, Hospitaler A, Ortega J, Romero ML. Influence of reinforcement arrangement in flexural fire behavior of hollow core slabs. *Fire Saf J* 2012;53:72–84.
- [11] Aguado JV, Albero V, Espinos A, Hospitaler A, Romero ML. A 3D finite element model for predicting the fire behavior of hollow-core slabs. *Eng Struct* 2016;108:12–27.
- [12] Jendzelovsky N, Zabakova Vrablova K. Comparison of natural frequencies of hollow core slabs. *Appl Mech Mater* 2015;769:225–8.
- [13] Marcos LK, Carrazedo R. Parametric study on the vibration sensitivity of hollow-core slabs floors. In: *Proceedings of the 9th International Conference on Structural Dynamics, EURO-DYN 2014*; 2014 Jun 30–Jul 2; Porto, Portugal. p.1095–102.
- [14] Liu F, Battini JM, Pacoste C, Granberg A. Experimental and numerical dynamic analyses of hollow core concrete floors. *Structures* 2017;12:286–97.
- [15] Harper FC. The mechanics of walking. *Res Appl Ind* 1962;15(1):23–8.
- [16] Blanchard J, Davies BL, Smith JW. Design criteria and analysis for dynamic loading of footbridges. In: *Proceeding of a Symposium on Dynamic Behaviour of Bridges at the Transport and Road Research Laboratory*; 1977 May 19; Crowthorne, England. Washington, DC: TRID; 1977. p. 90–106.
- [17] Allen DE, Murray TM. Design criterion for vibrations due to walking. *Eng J* 1993;30(4):117–29.
- [18] Ivanović SŽ, Pavić A, Reynolds P. Probability-based prediction of multi-mode vibration response to walking excitation. *Eng Struct* 2007;29(6):942–54.
- [19] Chen J, Peng Y, Wang L. Experimental investigation and mathematical modeling of single footfall load using motion capture technology. *China Civil Eng J* 2014;47(3):79–87. Chinese.
- [20] Chen J, Ding G, Ivanović SŽ. Stochastic single footfall trace model for pedestrian walking load. *Int J Struct Stab Dyn* 2019;19(03):1950029.
- [21] Ebrahimpour A, Hamam A, Sack RL, Patten WN. Measuring and modeling dynamic loads imposed by moving crowds. *J Struct Eng* 1996;122(12):1468–74.
- [22] EN 1994-1-1. Euro Code 4. Design of composite steel and concrete structures-Part 1-1: General rules and rules for buildings. European standard. Brussels: European Committee for Standardization; 2004.
- [23] DHDAS software [Internet]. Jingjiang: Donghua Testing Technology; c2021 [cited 2020 Sep 29]. Available from: <http://www.dhtest.com/dhdasj>.
- [24] ISO 2631-2. Mechanical vibration and shock-Evaluation of human exposure to whole-body vibration—part 2: vibration in buildings (1 Hz to 80 Hz). ISO standard. Geneva: International Organization for Standardization; 2003.

- [25] Grubbs FE. Procedures for detecting outlying observations in samples. *Technometrics* 1969;11(1):1–21.
- [26] Altunisik AC, Bayraktar A, Sevim B, Özdemir H. Experimental and analytical system identification of Eynel arch type steel highway bridge. *J Construct Steel Res* 2011;67(12):1912–21.
- [27] Abaqus, Inc. Abaqus analysis user's manual version 6.14. Boston: Dassault Systemes Simulia Corp., USA; 2014.
- [28] Bai J, Chen H, Zhao J, Liu M, Jin S. Seismic design and subassemblage tests of buckling-restrained braced RC frames with shear connector gusset connections. *Eng Struct* 2021;234:112018.
- [29] Li J, Zhang R, Liu J, Cao L, Chen YF. Determination of the natural frequencies of a prestressed cable RC truss floor system. *Measurement* 2018;122:582–90.
- [30] Murray T, Allen D, Ungar E, Davis DB. Floor vibrations due to human activities: design guide 11. 2nd ed. Chicago: American Institute of Steel Construction; 2016.
- [31] Zhou X, Cao L, Chen YF, Liu J, Li J. Experimental and analytical studies on the vibration serviceability of pre-stressed cable RC truss floor systems. *J Sound Vibrat* 2016;361:130–47.