

幕墙对悬挑楼盖振动模态影响及等效模拟方法*

朱前坤¹, 刘开放¹, 芮佳², 张举涛², 杜永峰¹

(1. 兰州理工大学防震减灾研究所 兰州, 730050)

(2. 甘肃省建筑设计研究院 兰州, 730030)

摘要 以某体育馆悬挑楼盖为分析对象,通过数值仿真和现场测试研究了幕墙的约束刚度对楼盖振动模态的影响。首先,对体育馆悬挑楼盖(含幕墙)进行现场模态测试,利用随机子空间法对测试的多组数据进行模态拟合,获得楼盖在环境激励下的振动模态;其次,将试验模态与有限元仿真模拟的结果进行对比,参照试验模态并依据所提出的幕墙的一种等效模拟方法对有限元模型进行修正。结果表明:考虑幕墙对主体结构的约束刚度后,实测的楼盖的前 6 阶频率与有限元前 6 阶频率相对误差均小于 5%,各阶平均误差小于 2%,振型吻合度较高,进一步验证了由吊柱等强度比较高的支撑体系来实现幕墙对悬挑楼盖约束刚度的贡献及一种等效模拟方法的合理性。

关键词 幕墙;悬挑楼盖;振动模态;等效模拟;约束效应

中图分类号 TU375.5; TU311.41; TH39

引言

玻璃幕墙作为一种新型建筑结构,由于具有装饰、美观和节能等优点已被广泛地应用于建筑物的外部装饰^[1-2]。然而,对于大跨悬挑结构,当幕墙体系刚度足够大时,必须考虑幕墙与主体结构构件的约束效应对楼盖模态的影响。

目前,国内外学者对于幕墙主要讨论的是在地震、风等作用幕墙与主体结构耦合作用对幕墙动力响应的影响^[3-7],对于幕墙参与工作后的空间效应对整体结构刚度影响的研究不多。文献[8-9]研究表明,考虑幕墙结构后整体结构的抗侧刚度有了较大的提升,并通过释放幕墙结构支座的水平约束调整整体结构的抗侧刚度。吴亚舸等^[10]采用 SATWE 计算模型时对幕墙进行了简化,将幕墙的质量按幕墙恒载和活载取值,幕墙的刚度采用等刚度代换的方法参与整体计算,虽考虑了幕墙刚度和质量对主体结构的影响,但主要针对的是地震作用下幕墙对整体结构动力特性的影响。文献[11-12]研究表明,楼盖的振动模态性能是由其楼盖构件自身的参数决定的,幕墙等非结构构件不参与结构工作。然而对于大跨悬挑楼盖,应考虑幕墙等非结构构件对楼盖振动模态的贡献。大多数学者只关心非结构构件对楼盖影响的有限阶频率,对振型关注较少。文

献[13-14]研究表明,非结构构件会增加楼层的刚度,并显著改变其振动模式,但是只考虑了前 1 或 2 阶等有限频率的影响,而对振型影响鲜有考虑。楼盖的振型和频率是研究结构人致振动和舒适度评估的基础^[15-20],应综合考虑多阶振型与频率。一般情况下,调谐质量阻尼器(tuned mass damper,简称 TMD)等减振装置参数设计及位置安装完全依赖于楼盖的模态特性,而对于过量振动的楼盖用 TMD 振动控制时,获得精确的振型显得尤为必要^[21]。

笔者针对以上方法的不足,按照现有国内外对幕墙的处理方法进行幕墙的等效,对比有限元法分析的悬挑楼盖的振型和实测振型很难一致,且频率误差较大,依据所提出的约束效应,对有限元模型进行修正,修正后的有限元的结果和实测模态结果高度吻合。

1 现有方法分析幕墙对楼盖模态的影响

1.1 幕墙的一般处理

由于幕墙结构体系的复杂性,一般采用简化的方式进行分析。工程人员采用通用工程有限元软件计算幕墙与整体结构的作用时,通常将幕墙等非结

* 国家自然科学基金资助项目(52168041, 51868046, 51668042);甘肃省高等学校产业支撑计划资助项目(2020C-40)
收稿日期:2019-12-09;修回日期:2020-03-24

构构件按等效荷载或相应的恒载和活载取值,均匀地施加于结构上^[22-23]。现有幕墙影响处理方法包括两种:①等效幕墙的质量^[24];②考虑幕墙对楼盖竖向刚度的贡献^[13]。现有的做法均忽略了幕墙及其骨架与主体结构排柱等构件的约束效应,因此笔者在以上两种做法的基础上进行修正,对幕墙的约束效应进行等效模拟。

1.2 工程案例

标高为 13.5 m、跨度为 15 m 的悬挑楼盖的建筑使用功能为休息厅,由于其跨度大、质量轻,在人群荷载下易产生振动问题,引起人员不适^[25]。因此,本研究以此楼盖为分析对象,建筑局部剖面图如图 1 所示,其中主桁架及悬挑桁架支撑柱采用钢筋混凝土柱(steel reinforced concrete column,简称 SRC 柱),悬挑主体采用钢框架-支撑结构,框架梁采用箱型和 H 型钢梁,上部钢梁之间设有斜撑。悬挑端部主要由吊柱和吊索将上下楼盖相连,吊柱和吊索为主要受力构件,东侧设 15 m 跨的悬空休息厅,平面布置图如图 2 所示。采用厚度为 180 mm 钢筋桁架楼承板,现场施工如图 3 所示,悬挑楼盖构件及主桁架系统主要构件参数见表 1

和表 2。

1.3 ANSYS 有限元建模

1.3.1 单元的选取

采用有限元软件 ANSYS 对悬挑楼盖进行建模,钢桁架、吊柱和板底钢梁选用 Beam188 单元,混凝土板选用 Shell181 单元,吊索、腹杆和撑杆选用 Link180 单元,各单元的材料特性如表 3 所示,楼盖的有限元整体模型如图 4 所示。

1.3.2 模型修正

有限元模型修正的目的是保证有限元的结果与试验结果高度吻合。修正的参数包括边界条件和混凝土板等弹性模量的优化等^[26-27]。其中,边界条件的合理模拟是获得动力响应分析的关键,钢框架的结构响应与其梁柱之间的连接密切相关,在分析和设计中,应将梁柱之间的连接模拟为半刚性连接^[28-29]。笔者对于半刚性的则是通过释放梁柱之间的轴向约束,选用轴向弹簧阻尼器 Combin14 单元,模拟二者之间的滑移情况(见表 4),不同构件之间通过耦合共用节点实现一个整体。其次,通过 ANSYS 的优化模块选择楼盖最优的弹性模量,修正后的参数如表 4 所示。

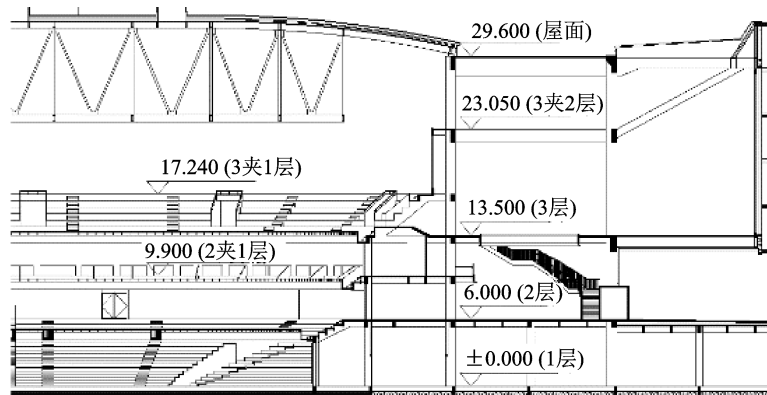


图 1 建筑局部剖面图(单位:m)

Fig.1 Local section of a building (unit: m)

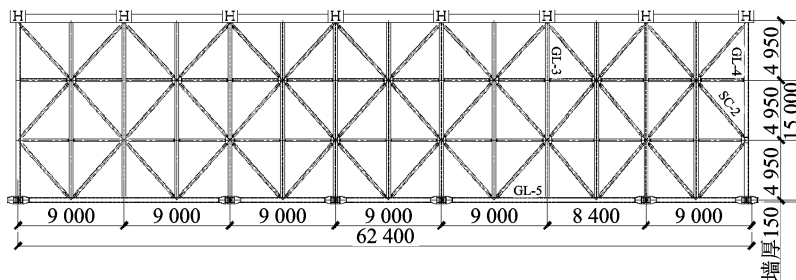


图 2 悬挑楼盖平面图(单位:mm)

Fig.2 Cantilever floor plan (unit: mm)



图 3 悬挑楼盖施工现场

Fig.3 Cantilever floor construction site

表 1 悬挑楼盖构件参数

Tab.1 Parameters of cantilever floor members

构件	截面规格/mm	截面类型	备注
GL3	H1 000×350×20×24	焊接 H 形	楼面次梁
GL4	B1 000×400×20×24	焊接矩形	楼面次梁
GL5	B1 000×400×20×24	焊接矩形	楼面主梁
SC2	P 245×8.0	热轧无缝	水平支撑

表 2 悬挑楼盖主桁架系统

Tab.2 Cantilevered floor main truss system

构件	截面规格/mm
吊柱	B 300×300×14×14
连系梁	B 1000×400×20×24
悬挑桁架弦杆	B 1000×600×40×40
悬挑桁架腹杆	B 700×600×50×50
屋面支撑	P 351×8.0

表 3 初始有限元模型的模型参数

Tab.3 Model parameters of the initial finite element model

单元类型	材料特性		
	弹性模量/ (N•mm ⁻¹)	密度/ (kg•m ⁻³)	泊松比
Shell181	3.15×10 ¹⁰	2 550	0.2
Beam188	2×10 ¹¹	7 850	0.3
Link180	2×10 ¹¹	7 850	0.3

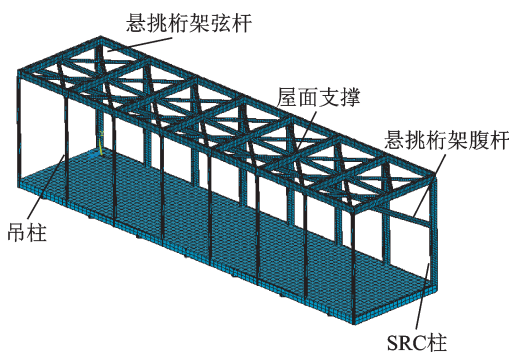


图 4 悬挑楼盖初始有限元整体模型

Fig.4 Finite element integral model of cantilever floor

表 4 修正前后的参数对比

Tab.4 Parameter comparison before and after updated

模型修正	楼板的弹性模量/ (N•mm ⁻¹)	边界条件(梁柱之间)
修正前	3.15×10 ¹⁰	Uxyz + Rotxy
修正后	2.52×10 ¹⁰	Uxy + Rotxy + COM-BIN14(Uz)

1.4 模态分析

1.4.1 现有幕墙处理方法一

现有幕墙处理方法一是采用 Mass21 单元等效幕墙的质量^[24]。因此,基于方法一并结合前期楼盖的修正参数,对楼盖进行模态分析,单独提取所关注的楼盖的振型。由于篇幅有限,选取的前 4 阶振型如图 5 所示,前 4 阶频率分别为 2.80, 3.02, 3.54 和 4.29 Hz。

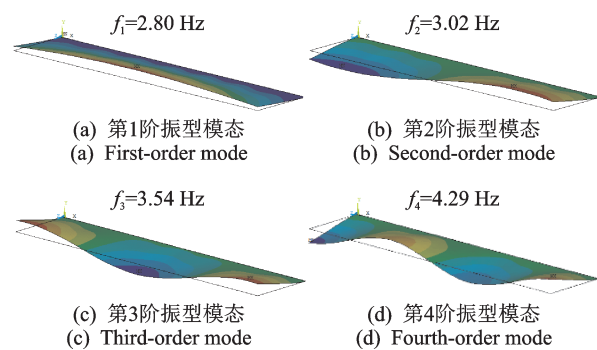


图 5 方法一对应的 前 4 阶模态振型云图

Fig.5 First 4 order modal shapes of method one

1.4.2 现有幕墙处理方法二

现有幕墙处理方法二在等效质量的基础上,选用 Combin14 单元模拟玻璃幕墙的全高,参照试验频率,通过赋予弹簧不同的刚度进而获得精确的有限元模型^[13]。因此,参照现有方法二进一步考虑幕墙的刚度贡献,在悬挑楼板端部的下弹簧节点处采用 Mass21 单元,在 2,3 层楼的上下端点连接 Combin14 单元,每个竖向弹簧的水平距离为 1 m,竖向长度为 16 m,模拟玻璃幕墙的全高。其中,玻璃幕墙的质量为 200 kg/m²,玻璃幕墙长为 63 m,宽为 200 mm (包括玻璃和骨架,厚度近似等效为一个单一的整体),高为 16 m,计算幕墙的质量常数为 3 200 kg/m。最初的弹簧刚度在 0~2.21×10⁸ kn/m 之间变化,每单位水平长度增加 10 倍。表 5 显示了不同刚度值对应的楼盖的频率。幕墙的模型见图 6。单独提取弹簧刚度为 2.21×10⁸ kn/m 所对应的楼盖的前 4 振型见图 7。现有幕墙的两种方法所对应的楼盖的前 4 阶频率如表 6 所示。

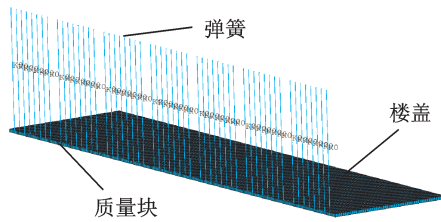


图 6 包括质量和弹簧模拟玻璃幕墙的有限元模型
Fig.6 Finite element model including mass and springs representing glass curtain wall

表 5 不同刚度对应的楼盖的频率

Tab.5 Frequency of floor corresponding to different stiffness values Hz

阶数	弹簧刚度 / (kn·m ⁻¹)				
	0	2.21 × 10 ⁵	2.21 × 10 ⁶	2.21 × 10 ⁷	2.21 × 10 ⁸
1	2.801	2.802	2.803	2.811	2.822
2	3.015	3.015	3.017	3.028	3.041
3	3.543	3.544	3.547	3.564	3.582
4	4.289	4.289	4.294	4.318	4.343

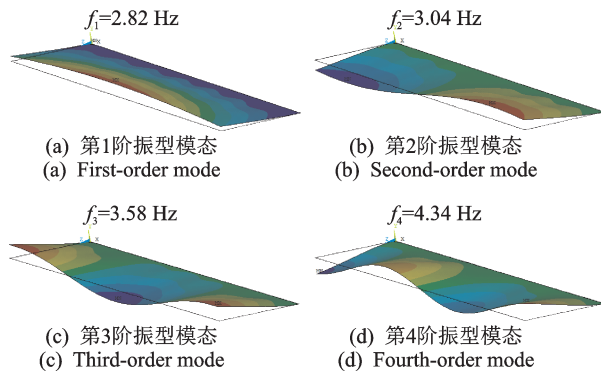


图 7 方法二对应的前 4 阶模态振型云图
Fig.7 First 4 order modal shapes of method two

表 6 现有幕墙处理方法对应的楼盖频率

Tab.6 Floor frequency corresponding to existing curtain wall treatment methods

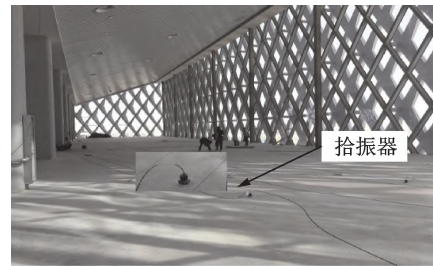
阶数	楼盖的频率/Hz	
	方法 1	方法 2
1	2.80	2.82
2	3.02	3.04
3	3.54	3.58
4	4.29	4.34

2 含有幕墙的楼盖模态实测

2.1 测试内容和方法

采用环境激励法测试体育馆整体工程完工后悬挑楼盖的模态。测量时间选择晚上,因入夜后楼盖

的振动比较平稳,各种干扰因素也少,可测得比较理想的天然脉动响应信号,现场测试如图 8 所示。



(a) 现场测点布置
(a) Layout of field measuring points



(b) 数据采样
(b) Data sampling

图 8 现场测试
Fig.8 Field testing

2.2 测试仪器

拾振器选用国家地震局 941B 低频竖向拾振器, 941 型拾振器精度为 0.17 Hz。采集仪器选用东方所的 INV3060V 型 24 位网络分布式采集仪, INV3060V 型采集仪可对噪声和应变等各种物理测量信号进行采集。

2.3 测点布置

拾振器的布置方式将影响到振动信号的拾取质量,进而影响后续数据分析,因此选取各模态振型的振幅区域作为测点,此外再选取楼盖响应较为明显的其他区域布置测点。

综合上述测点的布置方式并结合现有设备情况,选定测点数共 85 个(包括参考点),如图 9 所示。采用移动拾振器的测试方法进行,共移动 10 组。

2.4 数据处理

对实测所采得数据,采用模态识别的方法进行处理。模态分析方法包括频域法、时域法、增强型频域分解算法(enhanced frequency domain decomposition algorithm,简称 EFDD)、多参考点的最小二乘复频域模态分析方法以及功率谱多项式法等 5 类算法。选用计算精确度较高的时域法中的随机子空间法(stochastic subspace identification,简称 SSI)进行模态分

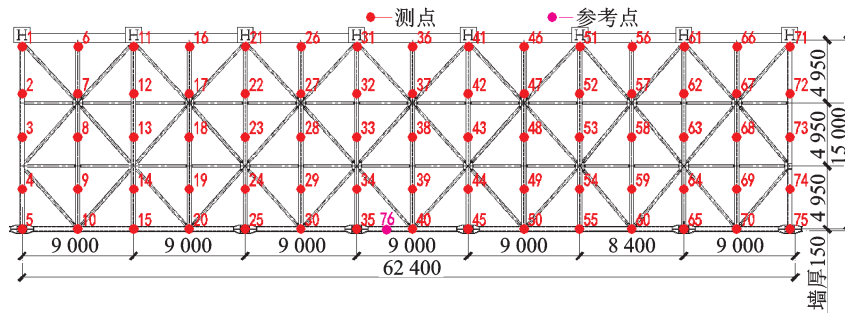


图9 测点布置(单位:mm)

Fig.9 Layout of measuring points (unit: mm)

析,并采用EFDD算法进行对比^[30],确保试验的准确性。实测楼盖的前4阶频率分别为3.36,4.13,5.23和6.63 Hz。实测结果如表7所示,前4阶振型特性见图10。

表7 实测楼盖模态分析结果

Tab.7 Analysis results of measured floor modes

阶数	现场实测/Hz	阻尼比/%	振型特性
1	3.36	2.091	竖向振动
2	4.13	2.325	竖向振动
3	5.23	3.096	竖向振动
4	6.63	1.735	竖向振动

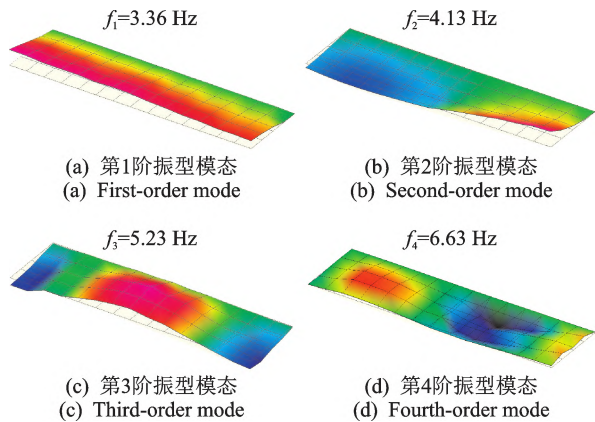


图10 试验模态振型

Fig.10 Experimental mode shapes

振型相关矩阵校验用来校核各阶模态振型之间的正交性,理想的模态分析结果的振型相关矩阵除主对角元素外,其他元素的值都很小。由图11可知,试验模态分析结果较理想。

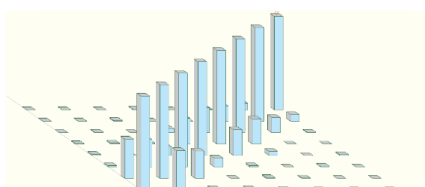


图11 振型相关矩阵校验

Fig.11 Verification of modal correlation matrix

2.5 幕墙现有做法结果分析

对比有限元模态和实测模态分析结果,如表8所示,现有幕墙处理方法一得到的楼盖1阶频率为2.80 Hz,与试验1阶频率3.36 Hz误差为16.67%。现有幕墙处理方法二在等效幕墙的质量基础上,进一步通过弹簧单元模拟幕墙这一非结构构件,得到楼盖1阶频率2.82 Hz,相比于方法一与试验结果进一步接近,但与试验1阶频率误差还是较大,误差为16.07%,两种方法得到的其余各阶频率误差和振型与试验振型差异也较大。其原因是现有做法一只考虑了幕墙的质量,而忽略了幕墙对楼盖刚度的贡献;现有做法二在考虑幕墙质量的同时,虽考虑了幕墙刚度的贡献,但轴向垂直弹簧仅提供竖向刚度,另外2和3层悬挑端部之间8根吊柱(见图12)的存在影响了弹簧的效应。因此,按照现有做法考虑幕墙对楼盖模态的影响是不全面的,应考虑幕墙约束效应,进而对有限元模型进行修正。

表8 现有幕墙处理方法与实测频率对比

Tab.8 Comparison of existing curtain wall treatment methods with measured frequencies

阶数	楼盖的频率/Hz				
	方法一	方法二	实测	误差一/%	误差二/%
1	2.80	2.82	3.36	16.67	16.07
2	3.02	3.04	4.13	26.88	26.39
3	3.54	3.58	5.23	32.31	31.55
4	4.29	4.34	6.63	35.29	34.54

3 约束效应对有限元模型的修正

目前,对于有限元模型修正主要包括对边界条件的优化和混凝土板等弹性模量的优化^[26-27]。对于非结构构件采用弹簧和质量单元进行等效模拟^[13]。笔者在以上做法的基础上进行修正,对幕墙的约束效应进行等效模拟,由吊柱等强度比较高的支撑体系来实现幕墙约束刚度的贡献,进而考虑幕墙参与

楼盖模态计算。

3.1 约束效应

幕墙及其骨架与排柱构成了空间体系,该体系与原排柱相比具有约束效应,即面内抗侧刚度与原排柱相比呈几何级数倍增加,幕墙一般采用菱形或矩形骨架,现场如图12所示。骨架之间通过连接件设置不同的约束,面外惯性矩的放大作用和幕墙与支承结构之间的连接形式有很大的关联性,其面外抗侧刚度也成倍增加。此外,幕墙一般通过其骨架与排柱关联,对楼盖的约束作用也是通过排柱实现,与墙通过梁直接约束楼盖不同。体系构件之间的弱联结可称为约束效应。图13为幕墙骨架和排柱构成的立面图。

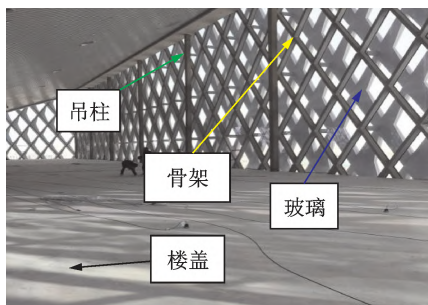


图12 现场图

Fig.12 Field diagram

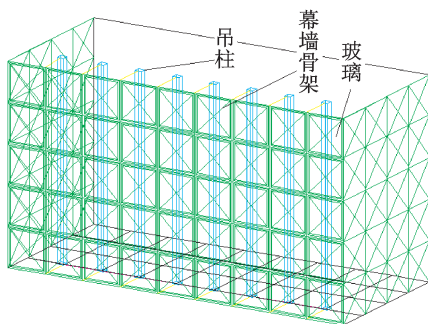


图13 立面图

Fig.13 Elevation sketch

3.2 约束效应在有限元模型修正的实现

约束效应在有限元模型中的实现有两种方法:①幕墙的整体建模,包括幕墙的骨架、玻璃和预埋件的模拟,其次还有骨架、玻璃和主体结构之间的约束等,通过精细化的建模即可实现约束效应;②幕墙的等效,由于幕墙体系较复杂,完整的建模分析工程较大,通常在计算模型中对幕墙的质量和刚度进行合理的等效,进而实现约束效应。Devin等^[13]分别用Mass21和Combin14单元等效模拟幕墙的质量和刚度。本结构由于楼盖的高度和端部吊柱的存在,用弹簧模拟不能完全等效模拟幕墙的约束效应。因此,借鉴以往采用Mass21单元和Combin14单元等

效幕墙的基础上,由吊柱等强度比较高的支撑体系来实现约束效应。

因为幕墙的存在,吊柱整体刚度增大很多倍。例如,格构柱比几根单柱子刚度的组合大很多,因此约束效应大大提升了吊柱整体的惯性矩。在ANSYS计算模型中采用等效的原则考虑幕墙参与结构计算。采用MASS21等效质量,幕墙的刚度则是通过等效刚度实现,等效的原则是通过将吊柱的弹性模量增加不同的级数倍进而考虑幕墙的约束效应影响。吊柱弹性模量的增大从根本上导致吊柱刚度增大,进而影响楼盖的振动模态。

3.3 幕墙等效模拟刚度的计算及评定标准

为了快速估算幕墙的约束效应所等效的吊柱刚度,假定幕墙与吊柱为同种材料,并将玻璃与支承龙骨假定为同一厚度 t_2 ,由材料力学知识可知,面外刚度等于弹性模量 E 与截面惯性矩 I 的乘积。对于同种材料的幕墙与吊柱,面外刚度之比则等效于截面惯性矩之比。吊柱的根数为 n ,宽度为 b_1 ,厚度为 t_1 ;幕墙的宽度为 b_2 ,厚度为 t_2 ,其中:单根吊柱的截面惯性矩 $I_1 = \frac{b_1 t_1^3}{12}$;幕墙的截面惯性矩 $I_2 = \frac{b_2 t_2^3}{12}$ 。幕墙的截面惯性矩和 n 根吊柱的截面惯性矩之比为 $A_1 = \frac{b_2 t_2^3}{n b_1 t_1^3}$,考虑幕墙的约束效应并等效幕墙的刚度后,则 n 根吊柱的截面惯性矩增大为 $I_3 = \frac{n b_2 t_3^3}{12}$,其中: $t_3 = t + t_1 + t_2$, t 为吊柱与幕墙的净距,即吊柱截面惯性矩的增大倍数近似可写成 $A_2 = \frac{I_3}{I_1} = \frac{b_2 (t + t_1 + t_2)^3}{n b_1 t_1^3}$ 。

本案例中吊柱尺寸为 $300\text{ mm} \times 300\text{ mm}$,根数为8,幕墙厚度为 200 mm ,幕墙与吊柱的净距为 400 mm ,可得 A_1 近似等于8倍, A_2 按实墙等效考虑近似等于700级数倍。真实情况下的约束效应所等效的吊柱的截面惯性矩应介于两者之间,近似为实墙的 $1/2$,即350级数倍至完全按实墙700级数倍。在有限元模型中的有限元分析,幕墙约束刚度的实现则通过等强度增大吊柱的弹性模量,约束刚度的增大范围介于上述所计算的350及700级数倍之间。最终级数倍的选定应符合有限元与实测吻合度的两条评定标准:①各阶误差都小于5%;②选择平均误差较小的有限元频率所对应的级数倍。

3.4 修正后有限元模型模态与实测模态的对比

参照试验模态与前期计算的吊柱的刚度范围,依次将吊柱的约束刚度增加不同的级数倍,楼盖的

振动模态发生了显著的变化。表9为不同级数倍的吊柱的约束刚度所对应的楼盖频率。随着级数倍的增加,有限元与试验每阶频率的相对误差逐渐减小,各阶频率的平均误差逐渐减小。吊柱的约束刚度从100倍增大至500级数倍时,有限元与实测误差从7.69%降低到1.93%;当将吊柱的约束刚度增大至500倍时,有限元模态频率为与试验测试的前6阶相对误差分别为:0.3%,1.69%,1.53%,4.22%,

1.07%、和2.77%,前6阶平均误差为1.93%,满足上述两条指标的评定标准,且振型吻合度较高,选取的前4阶振型对比见图14;增大600级数倍至1000倍之间,虽各阶频率平均误差较小,满足第1条评定标准,但根据第2条评定标准,应选定平均误差较小的频率所对应的级数倍。综上所述,最终选取将吊柱约束刚度增大500级数倍的有限元模型作为最终模型的修正参数。

表9 有限元不同级数倍吊柱的约束刚度所对应的频率与试验频率对比

Tab.9 The frequency corresponding to the elastic modulus of suspension column with different series of finite element method is compared with the experimental frequency

阶数	试验 频率/Hz	有限元不同级数倍吊柱的约束刚度						
		1×10^2	5×10^2	6×10^2	7×10^2	8×10^2	9×10^2	1×10^3
1	3.36	3.30	3.37	3.45	3.46	3.46	3.47	3.47
2	4.13	3.76	4.06	4.08	4.10	4.11	4.12	4.13
3	5.23	4.64	5.15	5.18	5.21	5.23	5.25	5.26
4	6.63	5.70	6.35	6.39	6.43	6.45	6.47	6.49
5	7.38	6.85	7.46	7.50	7.54	7.56	7.58	7.59
6	8.08	7.86	8.31	8.34	8.36	8.38	8.39	8.40
每阶相对误差/ %		1.8~14.03	0.3~4.22	0.96~3.62	0.38~3.35	0~3.58	0.24~3.69	0~3.81
平均误差/ %		7.69	1.93	2.27	2.08	2.01	2.09	2.07

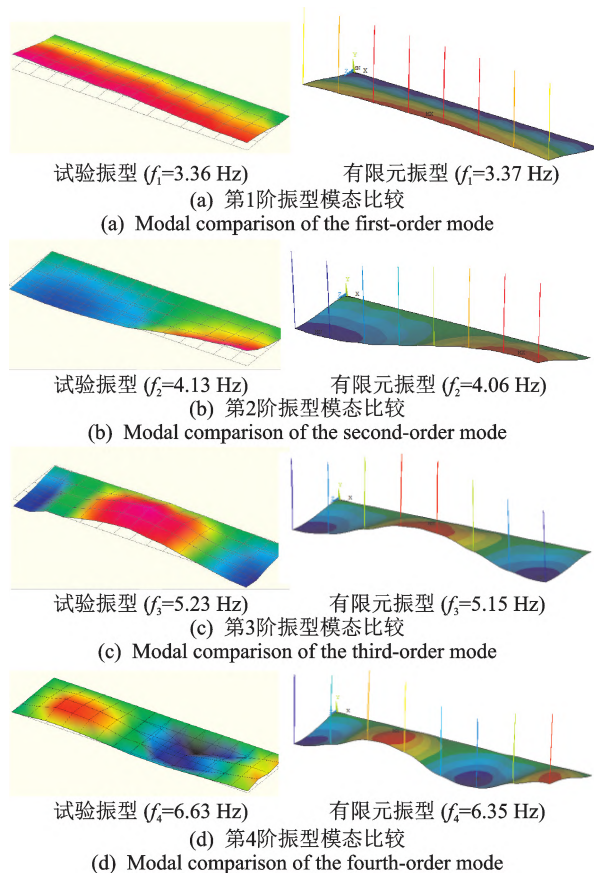


图14 有限元与试验振型对比

Fig.14 Comparison of finite element and experimental modes

对比分析有限元和试验的振动模态,考虑约束效应后,有限元分析的悬挑楼盖的1阶频率为3.37 Hz,试验测试频率为3.36 Hz,相对误差为0.3%,前6阶频率平均误差为1.93%,且每阶振型吻合度较好。综上所述,通过等强度增大吊柱的刚度进而考虑幕墙的约束刚度是合理的。

4 结 论

1) 按照现有的两种方法考虑幕墙对楼盖的影响是不全面的,其一阶频率和实测频率的相对误差分别为16.67%和16.07%,误差较大,且有限元振型和实测振型吻合度较低。

2) 考虑约束效应后,有限元模态分析结果与实测结果吻合度较好。与未考虑约束效应楼盖自振频率相比,考虑约束效应后,有限元分析的楼盖的1阶自振频率与试验测试的楼盖1阶频率从原先相对误差范围16.67%和16.07%降低到5%范围内,振型吻合度更好。进一步证实幕墙与排柱约束效应的合理性,忽略其影响可能导致设计结果偏保守。

3) 楼盖的振动模态分析是研究人致结构相互作用和舒适度评估的基础。幕墙约束效应的提出,进一步证实了幕墙等非结构构件对楼盖的振动模态存在不可忽略的影响。

依据。

参 考 文 献

- [1] SCHOBER H, SCHNEIDER J. Developments in structural glass and glass structures [J]. Structural Engineering International, 2004, 14(2): 84-87.
- [2] 黄小坤, 赵西安, 刘军进, 等. 我国建筑幕墙技术30年发展 [J]. 建筑科学, 2013, 29(11): 80-88.
HUANG Xiaokun, ZHAO Xi'an, LIU Junjin, et al. 30-year development of curtain wall technology in China [J]. Architectural Science, 2013, 29(11): 80-88. (in Chinese)
- [3] 黄宝锋, 卢文胜, 曹文清. 建筑幕墙抗震性能指标探讨 [J]. 土木工程学报, 2009, 42(9): 7-12.
HUANG Baofeng, LU Wensheng, CAO Wenqing. Discussion on seismic performance index of building curtain wall [J]. Journal of Civil Engineering, 2009, 42(9): 7-12. (in Chinese)
- [4] 任祥香, 卢文胜, 曹文清. 考虑主体结构地震反应的建筑幕墙振动台试验方法 [J]. 土木工程学报, 2014, 47(S2): 235-240.
REN Xiangxiang, LU Wensheng, CAO Wenqing. Shaking table test method for building curtain wall considering seismic response of main structure [J]. Journal of Civil Engineering, 2014, 47(S2): 235-240. (in Chinese)
- [5] 武岳, 郭轶宏, 孙晓颖. 北京新保利大厦幕墙索支承结构抗震性能研究 [J]. 建筑结构, 2010, 40(6): 63-66.
WU Yue, GUO Yihong, SUN Xiaoying. Study on seismic behavior of cable-supported curtain wall structure of Beijing New Poly Building [J]. Architectural Structure, 2010, 40(6): 63-66. (in Chinese)
- [6] LI M, WANG Y Q, TAO W, et al. Research progress on wind-resistant and seismic performance of glass curtain wall supported by plane cable net [J]. Applied Mechanics and Materials, 2014(578/579): 790-794.
- [7] HU X, GAO Y T. Wind vibration effect on unit glass curtain wall considering the turbulent wind [J]. Advanced Materials Research, 2011, 255(260): 836-839.
- [8] 钱鹏, 王建, 周建龙. 某工程中玻璃幕墙结构对主体结构设计的影响 [J]. 结构工程师, 2010, 26(4): 26-30.
QIAN Peng, WANG Jian, ZHOU Jianlong. The influence of glass curtain wall structure on the main structure design in a project [J]. Structural Engineer, 2010, 26(4): 26-30. (in Chinese)
- [9] 熊惠莉. 建筑工程中玻璃幕墙结构与主体结构的关系 [J]. 中华建设, 2012(9): 259-261.
XIONG Huili. The relationship between glass curtain wall structure and main structure in architectural engineering [J]. China Construction, 2012(9): 259-261. (in Chinese)
- [10] 吴亚舸, 路岗, 虞伟. 中国石油装备产业基地国际交流中心主题馆钢结构设计与研究 [J]. 建筑结构, 2013, 43(S1): 1318-1322.
WU Yake, LU Gang, YU Wei. Design and research on steel structure of theme hall of international exchange center of China petroleum equipment industry base [J]. Architectural Structure, 2013, 43(S1): 1318-1322. (in Chinese)
- [11] 贾子文, 周绪红. 冷弯薄壁型钢-混凝土组合楼盖振动性能试验研究 [J]. 土木工程学报, 2011, 44(4): 42-51.
JIA Ziwen, ZHOU Xuhong. Experimental study on vibration performance of cold-formed thin-walled steel-concrete composite floor [J]. Journal of Civil Engineering, 2011, 44(4): 42-51. (in Chinese)
- [12] 吴庆雄, 黄宛昆, 陈宝春. 中、下承式钢管混凝土拱桥面内振动模态分析 [J]. 工程力学, 2012, 29(11): 221-227.
WU Qingxiong, HUANG Wankun, CHEN Baochun. In-plane vibration modal analysis of through concrete filled steel tube arch bridge [J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(11): 221-227. (in Chinese)
- [13] DEVIN A, FANNING P J, PAVIC A. Modelling effect of non-structural partitions on floor modal properties [J]. Engineering Structures, 2015, 91: 58-69.
- [14] SETAREH M. Vibration serviceability of a building floor structure. I: dynamic testing and computer modeling [J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2010, 24(6): 497-507.
- [15] 李庆武, 胡凯, 倪建公, 等. 某大跨悬挑楼盖结构人行舒适度分析与振动控制 [J]. 建筑结构, 2018(17): 34-37.
LI Qingwu, HU Kai, NI Jianguo, et al. Pedestrian comfort analysis and vibration control of a long-span cantilever floor structure [J]. Architectural Structure, 2018(17): 34-37. (in Chinese)
- [16] 毛俊义. 大跨度长悬挑结构楼板竖向振动舒适度分析验算 [J]. 建筑结构, 2018(S1): 410-413.
MAO Junyi. Vertical vibration comfort analysis and check of long-span and long-cantilever floor [J]. Architectural Structure, 2018(S1): 410-413. (in Chinese)
- [17] 朱前坤, 刘路路, 杜永峰, 等. 考虑行人-结构相互作用

- 的悬挑钢筋桁架楼承板振动控制研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(1): 99-108.
- ZHU Qiankun, LIU Lulu, DU Yongfeng, et al. Vibration control of cantilevered steel truss floor deck considering pedestrian-structure interaction [J]. Journal of Architectural Structure, 2018, 39(1): 99-108. (in Chinese)
- [18] LAI E, GENTILE C, MULAS M G. Experimental and numerical serviceability assessment of a steel cantilever footbridge [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 132: 16-28.
- [19] CAO L, LIU J, LI J, et al. Experimental and analytical studies on the vibration serviceability of long-span prestressed concrete floor [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2018, 17(2): 417-428.
- [20] WANG D, WU C, ZHANG Y, et al. Study on vertical vibration control of long-span steel footbridge with tuned mass dampers under pedestrian excitation [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 154: 84-98.
- [21] 操礼林, 李爱群, 陈鑫. 人群荷载下大型火车站房大跨楼盖振动舒适度控制研究 [J]. 土木工程学报, 2010(S1): 334-340.
- CAO Lilin, LI Aiqun, CHEN Xin. Study on vibration comfort control of large-span floor of large railway station under crowd load [J]. Journal of Civil Engineering, 2010(S1): 334-340. (in Chinese)
- [22] 于敬海, 李路川, 闫翔宇. 某办公楼屋顶玻璃幕墙钢结构受力分析与计算 [C]//第十三届全国现代结构工程学术研讨会. 海南: [s.n.], 2014.
- [23] 李勇, 石永久, 王元清. 单层索网玻璃幕墙与主体结构地震响应的整体分析 [J]. 建筑科学, 2009, 25(7): 5-10.
- LI Yong, SHI Yongjiu, WANG Yuanqing. Global analysis of seismic response of single-layer cable net glass curtain wall and main structure [J]. Architectural Science, 2009, 25(7): 5-10. (in Chinese)
- [24] 宣剑锋. 基于 ANSYS 分析的某幕墙钢结构设计 [J]. 结构工程师, 2006, 22(3): 11-14.
- XUAN Jianfeng. Design of a curtain wall steel structure based on ANSYS analysis [J]. Structural Engineer, 2006, 22(3): 11-14. (in Chinese)
- [25] LAW S S, WU Z M, CHAN S L. Vibration control study of a suspension footbridge using hybrid slotted bolted connection elements [J]. Engineering Structures, 2004, 26(1): 107-116.
- [26] VALIPOUR H R, BRADFORD M A. Nonlinear P- Δ analysis of steel frames with semi-rigid connections [J]. Steel and Composite Structures, 2013, 14(1): 1-20.
- [27] HAYALIOGLU M S, DEGERTEKIN S O. Minimum cost design of steel frames with semi-rigid connections and column bases via genetic optimization [J]. Computers & Structures, 2005, 83(21/22): 1849-1863.
- [28] ZHU Q K, HUI X L, DU Y F, et al. A full path assessment approach for vibration serviceability and vibration control of footbridge [J]. Structural Engineering and Mechanics, 2019, 70(6): 765.
- [29] RAFIEE A, TALATAHARI S, HADIDI A. Optimum design of steel frames with semi-rigid connections using Big Bang-Big Crunch method [J]. Steel and Composite Structures, 2013, 14(5): 431-451.
- [30] 陈永高, 钟振宇. 环境激励下桥梁结构信号分解与模态参数识别 [J]. 振动、测试与诊断, 2018, 38(6): 1267-1274.
- CHEN Yonggao, ZHONG Zhenyu. Signal decomposition and modal parameter identification of bridge structure under environmental excitation [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2018, 38(6): 1267-1274. (in Chinese)



第一作者简介:朱前坤,男,1981年4月生,博士、教授。主要研究方向为大跨结构的振动舒适度及结构体系的隔震。曾发表《激励-传播-感知全路径楼盖人致振动舒适度评估》(《中国科学:技术科学》2019年第9期)等论文。
E-mail: zhuqklut@qq.com。

Keywords surface strain; fundamental frequency; surface modulus; surface thickness; equivalent modulus of elasticity

Influence of Curtain Wall on Vibration Mode of Cantilevered Floor and Equivalent Simulation Method

ZHU Qiankun¹, LIU Kaifang¹, RUI Jia², ZHANG Jutao², DU Yongfeng¹

(1. Institute of Earthquake Protection and Disaster Mitigation, Lanzhou University of Technology Lanzhou, 730050, China)

(2. Gansu Institute of Architectural Design Lanzhou, 730030, China)

Abstract Taking the cantilevered floor of a gymnasium as the analysis object, the influence of the constraint stiffness of curtain wall on the vibration mode of the floor is studied by numerical simulation and field test. First, the field modal test of the cantilevered floor (including the curtain wall) of the gymnasium is carried out, The stochastic subspace identification approach is used to fit the test data and obtain the vibration mode of the floor under the ambient excitation. Secondly, the experimental mode is compared with the results of finite element simulation, and the finite element model is modified according to the test mode and an equivalent simulation method of curtain wall. The results show that the relative error between the first six frequencies of the measured floor and the first six frequencies of the finite element is less than 5%, the average error of each order is less than 2%, and the mode coincidence is agree well, it is further verified that the support system with high strength such as cantilevered floor contributes to the constraint stiffness of curtain wall and the rationality of an equivalent simulation method.

Keywords curtain wall; cantilevered floor; vibration mode; equivalent simulation; constraint effect

Surrounding Rock Stability Monitoring Based on Cusp Catastrophe Theory and MWMPE

ZHANG Jianwei¹, LI Xiangru¹, YAN Peng², WANG Yong³

(1. School of Water Resources, North China University of Water Resources and Electric Power Zhengzhou, 450046, China)

(2. Key Laboratory of Hydraulic and Rock Mechanics of the Ministry of Education, Wuhan University Wuhan, 430072, China)

(3. Pearl River Water Conservancy Research Institute of Pearl River Water Resources Commission Guangzhou, 510635, China)

Abstract In order to monitor the surrounding rock operation of underground powerhouse of hydropower station in real time, a monitoring method combining cusp catastrophe theory with multi-channel weighted multi-scale permutation entropy (MWMPE) is proposed. Firstly, combined with the deformation monitoring data of underground powerhouse of a hydropower station, the daily average displacement in different time periods is taken as a series of special solutions, and the nonlinear dynamic model is obtained by inversion; secondly, the cusp catastrophe theory is used to establish the cusp catastrophe model of surrounding rock deformation rate, and the stability criterion of surrounding rock is proposed; The deformation range of surrounding rock is determined by the fusion of MWMPE and deformation information; Finally, by comparing the change of entropy after fusion with the traditional multi-scale permutation entropy (MPE) method, a new stability early warning line is proposed to monitor and warn the surrounding rock on-line. The results show that the method can effectively extract the deformation characteristic value of surrounding rock of underground powerhouse, and conduct on-line safety monitoring of surrounding rock according to the real-time MWMPE value, which provides a new idea for the surrounding rock of underground powerhouse and other structures to maintain safety and stability.