

TMD型防屈曲支撑构造及减振与抗震性能研究(I)

张 玥¹, 高向宇¹, 尹学军², 付学智²

(1. 北京工业大学 建筑工程学院, 北京 100124; 2. 青岛科而泰环境控制技术有限公司, 青岛 266101)

摘 要: 为使防屈曲支撑(BRB)功能复合化,作者以约束部件为质量块,钢芯为滑道,通过弹簧连接,使BRB在保持原自身构造和力学属性不变的基础上,成为可设计分散式调谐质量阻尼器——TMD-BRB. 理论分析表明,构件斜向放置不会影响TMD工作频率,TMD动力系数受振幅、工作周期和激振频率影响,接触摩擦系数宜控制在0.3以下. 下滑试验和有限元计算显示,该构造能获得较高的动力系数和稳定的滞回性能.

关键词: 防屈曲支撑(BRB); 调频质量阻尼器(TMD); 有限元分析

中图分类号: TU 352.1

文献标志码: A

文章编号: 0254-0037(2014)10-1503-09

Structure and Vibration-reduction Study on Tuning Mass Dampered-buckling Restrained Brace (I)

ZHANG Yue¹, GAO Xiang-yu¹, YIN Xue-jun², FU Xue-zhi²

(1. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China;

2. Qingdao Create Environment Control Technology Co. Ltd., Qingdao 266101, China)

Abstract: For the composite functions of BRB implementation, SRC tube confining the steel core designed as a TMD mass, the core taken as the sliding track, and additional springs added as resilient elements, a new type damper called Tuning Mass Dampered-Buckling Restrained Brace (TMD-BRB) was studied. Results show that it has no affect on the working frequency by slant setting for the component. The TMD dynamic coefficient affects by amplitude, working period and vibration frequency. The contact friction coefficient should be controlled below 0.3. Sliding tests and FEM analysis show that it has a high dynamic coefficient and a stable hysteresis performance by this recommended construction.

Key words: buckling restrained brace (BRB); tuning mass damper (TMD); finite element analysis

防屈曲支撑(BRB)以其优秀的力学性能^[1]、制作简单、维护成本低等特点,近年被大量用于新建结构和已有构筑物加固^[2-4]. 但是,该技术也存在不足:1) 门槛屈服力限制只能在钢芯屈服后发挥塑性消能作用,体现为构件主要在中震以上才能获得较为突出的减震效果,而在小震和正常使用条件下,主要通过刚度贡献来降低结构反应,并且由于BRB约束部件带来的结构质量增加,结构惯性力也增加;2) 早屈服和高延性难同时兼顾,BRB的变形极限、

钢芯延性,与它的起始屈服变形、钢芯构造、钢材种类密切相关,若要早屈服发挥减小震的作用,就难以提供大震、超大震所需的变形需求;3) BRB在抵抗风振或设备振动等一些常规振动时,其减振效果较普通支撑无明显优势,制造成本却高于后者,在一定程度上制约了BRB技术的推广.

另一方面,调频质量阻尼器(TMD)是高层建筑风振控制中较为有效的技术之一,成功案例如台北101大厦^[5-6],但是,这种集中式TMD需较大质量

收稿日期: 2013-12-06

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51378038)

作者简介: 张 玥(1986—),男,博士研究生,主要从事结构减震方面的研究, E-mail: communistsaga@sina.com

源、支撑装置及阻尼设施,一般工业民用建筑难以使用. 功能上其调频范围较窄,减风振效果好于减震^[7]. 使用分散式 TMD 可扩大减震频宽,需多处安放减震(振)装置,空间占用和经济成本成为阻碍.

根据 BRB 和 TMD 两种减振与抗震器各自的构造及功能要求,课题组提出一种具有调谐质量减振、金属屈服消能减震双重功能于一体的调谐质量型防屈曲支撑(tuning mass dampered-buckling restrained

brace,简称 TMD-BRB)^[8]. 根据就地取材、优势互补原则,在尽量保持 BRB 传统几何构造和力学性能不大变的基础上,设计分散式 TMD,以期消减常规振动、风振、多遇烈度和罕遇烈度地震下的结构反应,提高现有设施利用率,节约建筑空间. 其未来不仅有望被用于建筑和道桥,还能被用于一些有局部减振需求的结构部位(见图 1),使相关减震技术更加集约化和功能复合化,践行绿色建筑理念.



图 1 可以采用 TMD-BRB 的结构示例
Fig. 1 Introducing TMD-BRB structure as part of samples

课题拟通过一系列理论分析和试验研究,解决此类复合型减震元件的工程构造及优化、性能测试、参数标定、力学建模和结构分析,以及设计方法等方面的科学问题,为工程应用提供技术基础. 本文主要介绍 TMD-BRB 构造研发及相关研究结果.

1 工作原理

TMD-BRB 主要由钢芯、约束构件、回弹元件和回弹支座组成. 技术原理是:保留现有防屈曲支撑钢芯的屈服耗能功能,用以消减结构中程度和罕遇烈度地震反应;保留套管作为约束钢芯的防屈曲部件,利用这一约束部件的自重(或配重)作为质量块,以钢芯为滑道,在质量块和支座之间设置回弹元件,去除原先 BRB 限位卡,配合一定的接触工艺形成 TMD 振子,如图 2 所示.

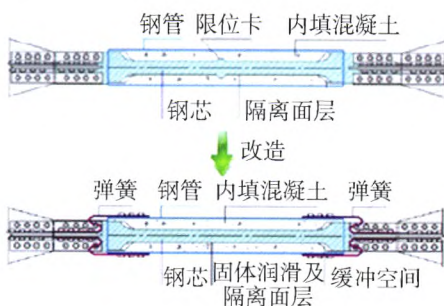


图 2 TMD-BRB 构造原理
Fig. 2 Structure diagram of TMD-BRB

理想设计要求:对于常规振动、风振和小震工况,结构和支撑均处于弹性变形范畴. 受外部荷载激振影响,振子振动过程中对主体结构产生反向惯性力,抵消作用于主体结构上的正向惯性力,实现 TMD 吸振功能,相关原理示意图 3(a);对于中大震工况,钢芯工作段在受压剧烈后屈曲,此时套管又会作为约束构件限制钢芯的屈曲变形,实现 BRB 金属屈服消能减震功能,见图 3(b).

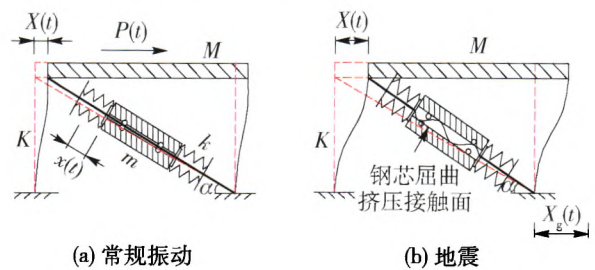


图 3 TMD-BRB 工作原理示意
Fig. 3 Schematic diagram of vibration reduction by TMD-BRB

图 3 中, M 代表主体结构质量; K 代表包括支撑对结构水平抗侧刚度贡献在内的结构抗侧总刚度; m 代表振子质量; k 代表弹簧总刚度; $X(t)$ 代表主体结构位移; $x(t)$ 表示振子沿钢芯轴向相对位移; $P(t)$ 和 $X_g(t)$ 分别表示振动荷载和地震动导致的地面位移. 假设支撑水平夹角为 α ,当主体结构层间位移较小时,图 3(a) 系统的描述方程为(不计阻

尼)

$$\begin{bmatrix} M \\ m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{X} \\ \ddot{x} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K + k \cos^2 \alpha & -k \cos \alpha \\ -k \cos \alpha & k \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X \\ x \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P(t) \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (1)$$

当 $\alpha = 0$ (即水平放置) 时, 式(1)即为经典动力学中双自由度 TMD 结构模型方程^[9]. 根据动力学相关理论, 附加适当的 m, k 系统, 可以达到消除 M 振动的目的, 即为 TMD-BRB 在常规振动条件下具备吸振功能的力学原理.

当结构遭受中等烈度以上地震或其他较强形式的冲击荷载时, 结构层间位移剧增, 导致钢芯工作段发生屈曲. 该屈曲变形对约束套筒的作用力极大, 以至于足够破坏 TMD 内部原先的接触构造, 造成振子的振动停滞, 从而使减震器由 TMD 转变为 BRB. 由于地震中结构因刚度退化自振周期会变大, 按照结构原弹性周期设计的 TMD 吸振效果会大幅降低, 甚至倒过来加剧结构负担, 所以这种依靠钢芯变形破坏 TMD 内部构造的设计, 正好充当了传统 BRB 中的“限位卡”, 使 TMD-BRB 能够针对不同工况, 实现自身复合减震功能之间的自动切换. 关于 BRB 具体耗能原理, 以往的研究已有详尽说明^[10], 此处不再赘述.

需要强调的是, 与以往常见的 TMD 不同, TMD-BRB 振子在振动过程中, 除沿钢芯轴向的相对运动外, 还受牵连运动 (支撑旋转) 所导致的科里奥利效应影响, 但在层间位移不大的情况下, 后者影响相对较小. 关于 TMD-BRB 力学模型和结构分析, 将在其他文献中详细讨论. 本文主要通过构造和试验研究, 考察 TMD-BRB 是否具有实现上述设计目标期望的性能条件.

2 关键构造技术

2.1 钢芯及端部支座

TMD-BRB 钢芯截面设计为三级变化. 第 1 级中部工作段主要保证屈服承载力要求和塑性变形耗能. 第 2 级主要用于调整刚度, 同时具有限制振子最大位移的作用: 由于振子同时也是防屈曲约束构件, 如果不设限, 在外部荷载较为剧烈的情况下, 容易造成 BRB 无约束部分过长而失稳, 影响构件的防屈曲性能. 第 3 级主要是保证钢芯裸露部分的稳定性及连接构造需要. 在钢芯端部设置带肋角钢作为回弹元件支座. 该支座除提供回弹元件所需的固端条件外, 也是对端部扭转失稳的加强措施. 由于端

部钢板的宽厚比总是大于中部工作段, 因此其扭转屈曲临界力通常更低^[11]. 将支座角钢与钢芯焊接, 能有效提高其自由扭转刚度, 防止失稳.

2.2 回弹元件

回弹元件是为 TMD 提供弹性回复力的弹力装置, 较为常见的有螺旋弹簧和液压回弹器等. 目前工程中常用的弹簧要么作为拉簧, 无法抗压; 要么作为压簧, 无法抗拉^[12-13]. 要使构件在现实中具备周期振动特性, 必须对弹簧施加预应力, 使弹簧从一开始就受拉 (压), 并保证其在正常工作中状态不变, 这是除刚度参数外选择弹簧的一个重要条件. 由于支撑通常斜向布置, 充当 TMD 振子的约束部件会因自身重力的原因, 沿构件轴向产生一个恒定分力. 该分力正好可被利用充当预应力, 相关示意简图如图 4、5 所示.

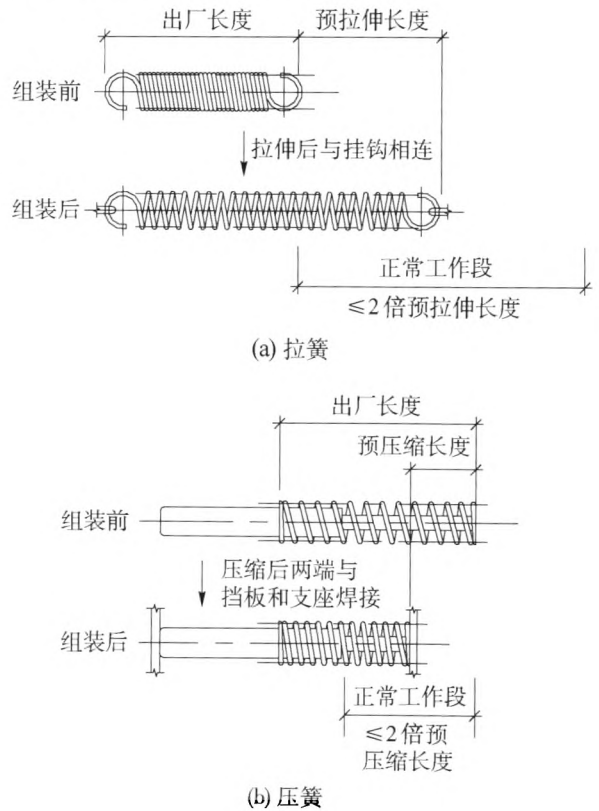


图 4 弹簧预应力控制条件

Fig. 4 Control requirement of spring prestress

图 4 中: k_1, k_2 分别表示 2 种弹簧所能提供的抗拉刚度和抗压刚度; m_d 为振子质量. 当吊装完毕后, 支撑轴向应满足静力平衡条件

$$(k_1 + k_2) \Delta = m_d g \sin \theta \quad (2)$$

假设结构发生振动后, 振子受到大小为 f_d 的惯性力, 并产生 δ 的位移. 根据达朗贝尔原理 (忽略阻尼影响), 振子应满足

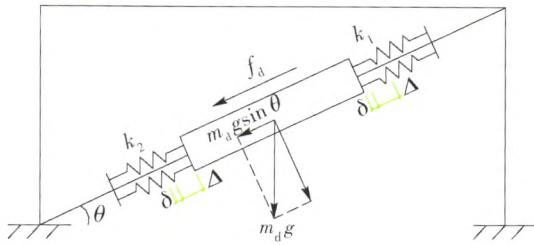


图5 计算简图

Fig. 5 Calculation diagram

$$k_1(\Delta + \delta) + k_2(\Delta + \delta) = m_d g \sin \theta + f_d \quad (3)$$

将式(2)代入式(3)有

$$(k_1 + k_2)\delta = f_d \quad (4)$$

由于 $f_d = -m_d \ddot{\delta}$, 若将构件总刚度表示为 $k_d = k_1 + k_2$, 则式(4)移项后, 有

$$m_d \ddot{\delta} + k_d \delta = 0 \quad (5)$$

注意到式(5)中不包含任何与初始状态有关的项, 所以, 不论初期是否存在预应力, 构件的圆频率都可以表示为

$$\omega_d = \sqrt{k_d/m_d} \quad (6)$$

将式(6)代入式(2)得到

$$\Delta = \frac{m_d g \sin \theta}{k_d} = \frac{g \sin \theta}{\omega_d^2} \quad (7)$$

可见只要倾斜角度和工作频率一定, 不论约束构件质量如何, 振子下滑量都是一定的, 这也使得未来通过增大 TMD-BRB 配重来加大 TMD 吸振效果成为可能。

表1 TMD-BRB 接触面工艺及对应 μ

Table 1 Crafts and friction factors of sliding contact surface of TMD-BRB

接触形式	滚动		钢-钢滑动		混凝土-钢滑动	
	钢轮	塑料轮	润滑	无润滑	润滑	无润滑
摩擦因数均值	0.045	0.078	0.473	0.592	0.537	0.573
均方差	0.018	0.021	0.033	0.038	0.037	0.073

为尽量贴近工程环境, 本实验所采用接触面平整度和粗糙度标准是以工厂实际施工水平为基准, 而非按传统理论力学材料摩阻实验中所要求的接触面设定。从测试结果来看, 滚动接触显然最具优势。根据理论研究, 摩擦也并非总是于减振不利, 故课题组设计了“钢轮”和“钢-钢润滑”两种接触形式, 并进行了 1:1 试件的下滑试验, 如图 7 所示。测试发现, 受工艺和施工误差影响, 真实试件的 μ 相比材料试验时普遍要大。经测试, 轮式试件的 μ 在 0.06 左右, 而滑动试件则在 0.7 以上, 部分试件甚至因为钢

2.3 接触面做法

TMD 的工作原理主要是利用附加结构质量在振动中对主体结构产生的反向惯性力, 抵消结构遭受的正向惯性力。由于摩擦力会在一定程度上削弱振子相对主体结构产生的反向惯性力, 因此, 构件作为 TMD 的减振与抗震效果必然受振子与钢芯接触形式的影响。课题组对 TMD-BRB 内部几种可能的接触形式进行了材料摩阻试验。方法是将按不同材料和接触形式制成的立方体构件放在 TMD-BRB 钢芯板表面, 逐渐抬高钢板一端做下滑试验, 每种接触方案重复 100 次, 通过对构件下滑瞬间倾斜角度正切值的求取, 获得摩擦系数 μ 。相关结果和统计分别如图 6 和表 1 所示。

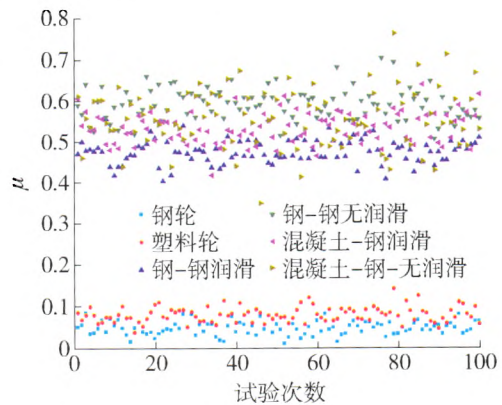


图6 不同材料接触下滑试验

Fig. 6 Contact slide experiment of different materials

芯弯曲和填充材料涨模等制作原因超过 1。

滚轮选取是轮式试件 TMD 技术的关键, 除满足上述摩擦要求外, 还需综合考虑滚轮本身的承重能力、耐磨性和对工作环境的适应性。塑料滚轮虽然造价低廉, 摩擦属性也较为理想, 但问题在于材料硬度太低, 由于要维持构件的 BRB 性能, 振子与钢芯之间的间距只能维持在 2 ~ 5 mm 左右, 弹性模量大小导致塑料滚轮试件在装配完毕后刮蹭严重, 而且, 塑料的耐磨性也难以满足设计要求。经优化筛选后, 课题组制作了适用于 TMD-BRB 的特制钢轮。对



图 7 试件下滑试验

Fig. 7 Slide experiment of specimens

于本次试验制作试件, 振子质量为 427 kg, 当采用最少滚轮数量(4 个) 方案时, 其承载力分析如图 8 所示. 从分析结果来看, 各部位应力强度达标; 而钢材也具备较好的耐磨性. 现实中, 滑道受环境和加工因素的影响, 通常会有沙粒或其他固体杂质障碍存在, 课题组设计滚轮两头大中间小, 也能有效避免滑道阻塞.

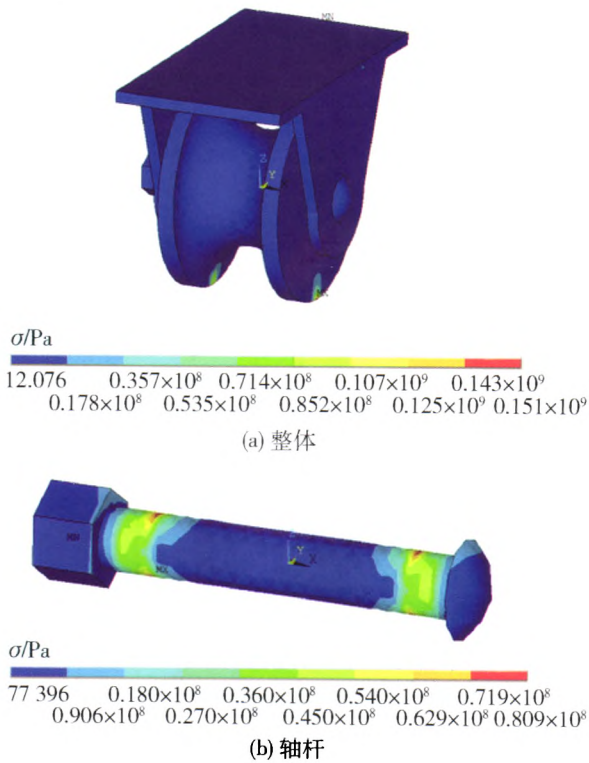


图 8 滚轮承载力分析

Fig. 8 Analysis of bearing capacity of the wheel

2.4 制作工艺

由于 TMD-BRB 轨道被包在振子内部, 为使滚

轮能被安置其中, 其约束构件宜采用“组合套筒”工艺. 具体做法是: 先单独制造 4 个子套筒构件, 待单个加工完成后围绕钢芯连接组装成一个完整的约束套筒. 其中, 每个子套筒在组装前生产和加工都是彼此独立的. 确定将要与钢芯发生接触的子套筒面, 分别在这些面上先行完成滚轮安装, 使每个管件在组装前都成为一个可滚动的“管状小车”. 为了不影响构件的 BRB 性能, “管车底盘”不宜太高, 控制在 2~5 mm 为宜(见图 9(a)). 将“管车”的一头密封, 然后向管内浇筑填充材料(见图 9(b)). 完毕后, 振捣, 待填充材料凝固密实, 密封另一头. 在确保每个“管车”都能正常工作(滚动)的情况下, 将这几个“管车”围绕钢芯贴紧并临时固定(见图 9(c)), 然后通过外接板将几个“管车”进行连接. 这样, 原本彼此独立的几个子套筒, 在去除临时固定后, 就会成为一个整体, 在钢芯上实现滚动, 同时也具备约束钢芯屈曲变形的功能(见图 9(d)).

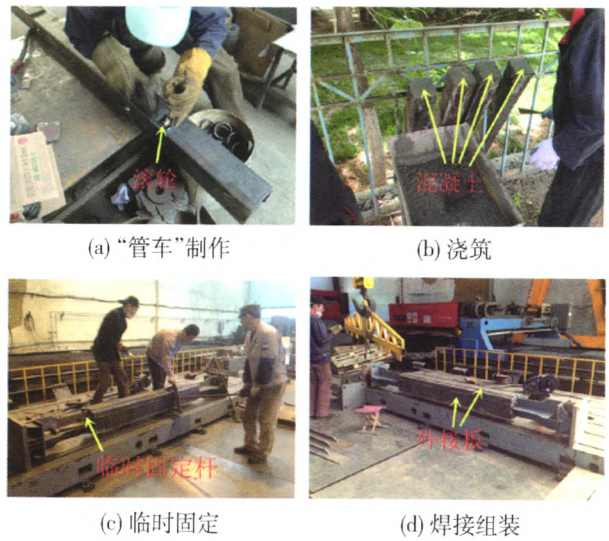


图 9 TMD 振子工艺流程示意

Fig. 9 Technological process of TMD-Mass

3 关于摩擦的估值和建议

关于摩擦对阻尼器减震效果的影响, 以往的研究人员多从宏观概念上入手: 一些人认为摩擦会抵消吸震器产生的惯性力, 削弱 TMD 的减震效果, 是种消极因素; 也有学者从摩擦阻尼器的角度, 指出只要振子与结构存在相对运动, 摩擦力本身就是耗能的, 为积极因素. 对该问题的定量研究, 国内外目前都还缺乏较为完善和严谨的结论. 主要问题在于以往的实验, 构件质量、工作频率等一般都被控制在一个很狭窄的范围内, 因而得出的结论不具有普遍性.

由于结构实验通常要缩尺,而摩擦系数一般和接触面粗糙度有关,因此,对于结构实际振动中摩擦力的还原比较困难. 基于该条件下的实验和实际工况之间的误差也有待明确^[14-17].

针对该问题,课题组在理论分析后认为,在摩擦力不大的条件下,摩擦阻尼与黏滞阻尼间存在近似等效关系

$$\xi_d = \frac{1}{A_0^{2.1693}} (0.3494\lambda^2 + 0.0895\lambda A_0 \sqrt{A_0}) \quad (8)$$

式中: ξ_d 为摩擦等效阻尼比; A_0 为振子的最大振幅(m); $\lambda = T_0^2 \mu \cos \theta$, T_0 为TMD工作周期(s), μ 为接触面摩擦系数, θ 是振子倾斜角度. 在常见工况条件下, ξ_d 与因变量之间呈光滑曲面关系,见图10.

在引入等效阻尼比概念后,由TMD减震原理,

可以导出相关质点的动力系数方程

$$\beta_1 = \frac{\alpha \sqrt{[(1-\psi^2)^2(1+\alpha-\alpha\psi^2) - (1-\psi^2) + 4\xi^2\psi^2(1+\alpha-\alpha\psi^2)]^2 + 4\xi^2\psi^2}}{(1+\alpha-\alpha\psi^2)[(1-\psi^2)^2(1+\alpha-\alpha\psi^2) + 4\xi^2\psi^2(1+\alpha-\alpha\psi^2) - (1-\psi^2)] - (1-\psi^2)(1+\alpha-\alpha\psi^2) + 1} \quad (9)$$

$$\beta_2 = \frac{\alpha \sqrt{[(1-\psi^2)(1+\alpha-\alpha\psi^2) - 1]^2 + 4\xi^2\psi^2(1+\alpha-\alpha\psi^2)^2}}{(1+\alpha-\alpha\psi^2)[(1-\psi^2)^2(1+\alpha-\alpha\psi^2) + 4\xi^2\psi^2(1+\alpha-\alpha\psi^2) - (1-\psi^2)] - (1-\psi^2)(1+\alpha-\alpha\psi^2) + 1} \quad (10)$$

式中: β_1 为主体结构动力系数; β_2 为TMD振子动力系数; $\alpha = m_1/m_d$; $\psi = \theta'/\omega_d$, θ' 为激励频率. 由式(9)~(10)可看出,TMD的减振效果与质量比 $1/\alpha$ 、TMD自身阻尼比 ξ_d 以及外荷载频率与TMD自振频率 ω_d 的比例有关. 图11分别是 $1/\alpha=1, 0.1$ 时主体结构动力系数函数图像在三维空间内的投影.

可以看出,曲面在面族 $\xi_d = R(0 \leq R \leq 1)$ 上存在一组投影线,伴随 R 增大,动力系数峰值由无穷大到缩小到再增大,其中存在若干根峰值极小的投影线,这些投影线对应的 R ,即是以往研究中认为有关摩擦影响的“最优解”. 文献[17]认为该最优值为0.168;本文认为,常见工况下, ξ_d 在0.05~0.2时,减振效果都是比较明显的,区别在于对一阶振型和二阶振型各自的减振收效上略有不同. 另外,对比图11(a)(b)也能发现,TMD的相对质量变小后,整体减振效果降低,这与以往的研究结论也是相符的^[18]. 当 $\xi_d \geq 1$ (即摩擦作用很大)时,TMD几乎不再有减振收效,即构件此时不再能被视为TMD.

综上所述,摩擦对减振效果的影响并不是单调递增或递减的关系,而是呈现比较复杂的非线性特征. 按常见工况估算,周期为1.5s以上的TMD,其最优摩擦系数范围为0.02~0.05,所以工程中轨道

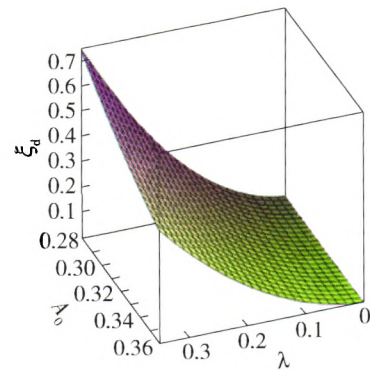
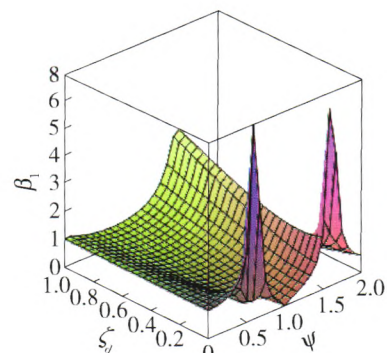
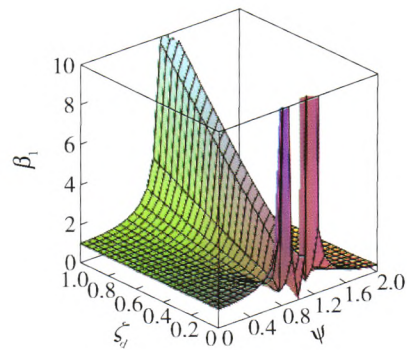


图10 常见工况 $\xi_d - \lambda - A_0$ 曲面
Fig. 10 $\xi_d - \lambda - A_0$ curved surface by usual construction condition



(a) $1/\alpha=1$



(b) $1/\alpha=0.1$

图11 动力系数曲面

Fig. 11 Coefficient of impact curved surface

与振子之间的接触工艺应采用滚动构造. 对于 1 s 以下较小工作周期的 TMD-BRB. 特别如果是以降低地震响应或某些高频激振为主要设防目标, 则根据计算, 构件摩擦系数控制在 0.2 ~ 0.3 即可, 在保证施工精确度的条件下, 可以考虑滑动构造.

4 数值试验

4.1 模型概况

为保障实体试验有效进行, 先在有限元平台上做数值试验. 构件吨位及尺寸如图 12 所示. 设计工作周期为 0.91 s, 其余信息如表 2 所示.

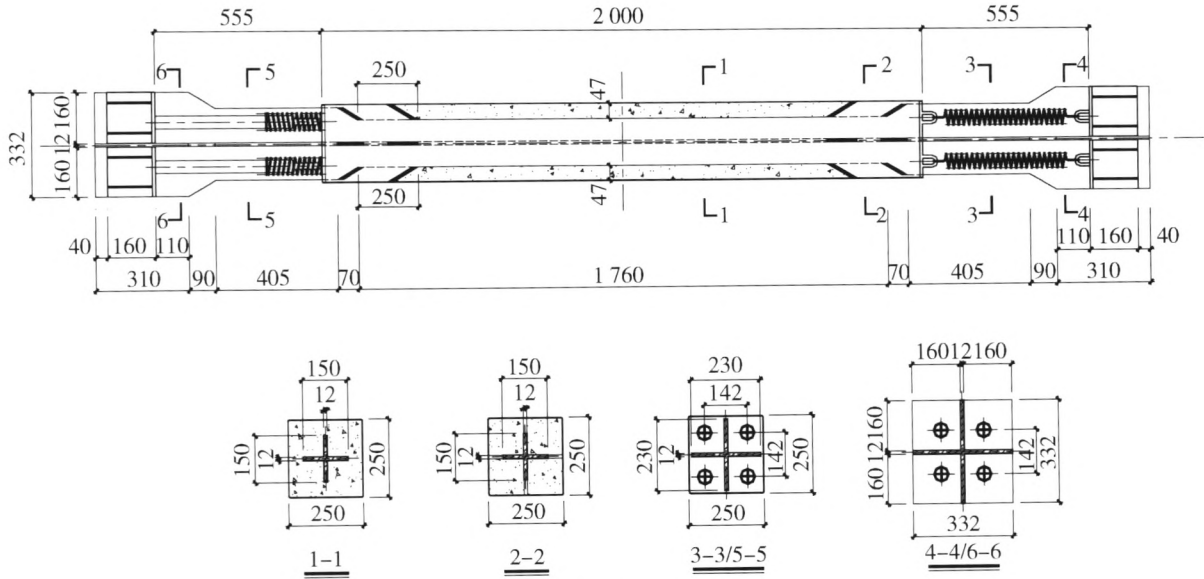


图 12 模型几何参数

Fig. 12 Geometric parameters of model

表 2 模型单元信息

Table 2 Elements information of FEM model

构件	型号	单元类型	单元划分	备注
钢芯	Q235	SOLID185	六面体	双线性随动强化模型
套筒	Q235	SOLID187	四面体	双线性随动强化模型
混凝土	C40	SOLID65	四面体	采用 William-Warnke 五参数破坏准则
弹簧	LIII A 6 × 50 × 40.5 GB/T2088	COMBIN14	线单元	理想弹性弹簧, 2.53 kN/m × 8 根
接触面	面-面	CONTA174 + TARGE170	矩形面单元	库仑摩擦接触

注: 各材料参数按有关规范取值; 钢材唐氏模量取弹性模量 3%.

4.2 TMD 性能

固定模型两端, 模态分析后对模型施加 TMD 共振点频率, 激振峰值 0.016 g 的加速度简谐波做时程分析. 系统阻尼比按钢结构体系取值 0.03 (或按瑞利阻尼模型质量矩阵和刚度矩阵阻尼系数分别取 5 和 0.002)^[19]. 不同摩擦因数条件下振子位移时程如图 13(a) 所示. 可以看出, 摩擦对 TMD 存在较大影响, 即使摩擦系数 μ 只相差 0.03, 振幅也可能相差 1 倍以上. 另外, 摩擦会造成振动响应呈现方波效应, 对构件工作周期存在一定影响.

对系统施加峰值 0.1 g 加速度简谐激振, 以考察 TMD 振子的位移量级, 见图 13(b). 计算结果显示, 振子在一般工况对应激振强度下的振动幅值不超过 250 mm, 该值可作为试件端部预留长度空间的下限值.

在 TMD 振子上施加幅值为 1 N 的正弦力, 做谐响应分析. 计算结果显示, 有限元模型工作周期为 0.96 s, 与理论周期 0.91 s 的误差为 5.5%, 除此之外, 通过改变弹簧刚度, 考察工作周期对 TMD 振子动力性能的影响, 如图 13(c) 所示, 可以看出, 工作频率低的构件位移放大系数更小.

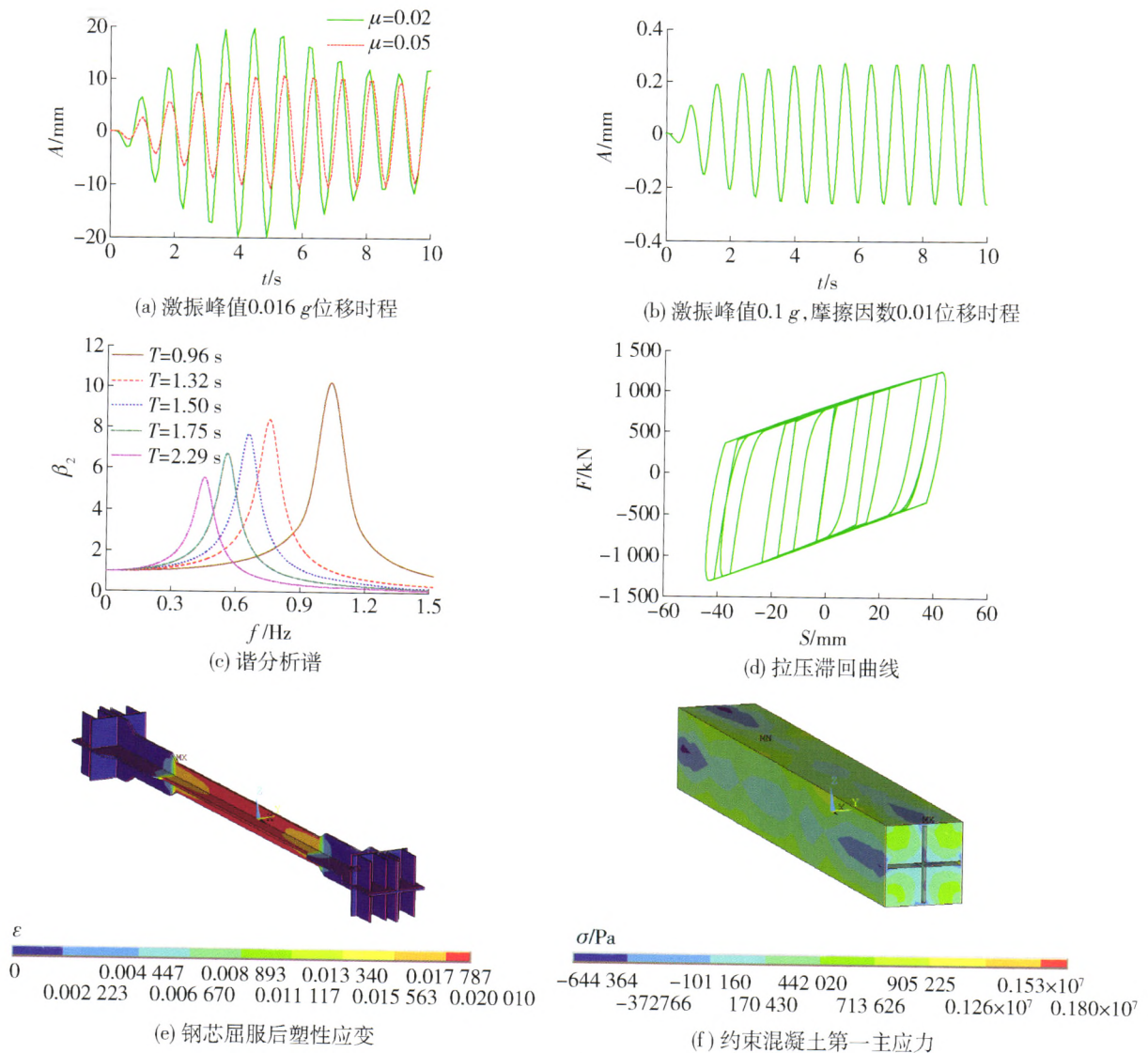


图13 数值试验分析结果

Fig. 13 Consequences of numerical experimentation analysis

4.3 BRB 性能

固定模型一端,在另一端上施加位移荷载,对构件做轴向拉压有限元分析,相关结果如图13(d)、(e)、(f)所示.计算结果显示,构件滞回曲线稳定饱满,屈服力837 kN,比理论值810 kN大3.3%.与后来的试验结果相比,该屈服力偏小,这是因为实际钢材的屈服强度比规范标准值普遍要高的原因.极限承载力方面,在进行至 ± 46 mm加载位移时,计算不收敛,并伴有节点位移无穷大提示.取上一级荷载(41 mm)对应承载力为极限承载力,其中极限拉力1246 kN,极限压力1306 kN,后者比前者大4.8%,说明存在约束效应.从图13(e)上看,钢芯屈服后,塑性变形主要集中在工作段,与设计相符.混凝土三向受压状态明显,有利于其进一步发挥约束

钢芯变形的作用.

5 结论

1) 提出一种具有调谐质量减振,金属屈服耗能的双功能防屈曲支撑阻尼器TMD-BRB.其未来有望被用于建筑、桥梁及局部结构的风振、常规振动以及地震作用下的减振与抗震工程,通过自身TMD和BRB两种功能的自动切换,实现“平震”结合.

2) 提出了TMD-BRB的构造技术和工艺,并分析了有关技术参数的取值规律:构件工作频率与弹簧总刚度有关,而与弹簧预应力无关.摩擦对TMD减振性能并非总是不利,但总体上宜控制在0.3以下.

3) 有限元分析显示,本文所述TMD-BRB构造

有望实现构件的减振与抗震性能目标,包括较高的动力系数和稳定的滞回性能。

参考文献:

- [1] YOSHINO T, KANO Y. Experimental study on shear wall with braces: part 2; summaries of technical papers of annual meeting [J]. Structural Engineering Fascicle, 1971, 11(2): 403-404.
- [2] 蔡克铨, 黄彦智, 翁崇兴. 双管式挫屈束制(屈曲约束)支撑之耐震行为与应用[J]. 建筑钢结构进展, 2005, 7(3): 1-8.
CAI Ke-quan, HUANG Yan-zhi, WENG Chong-xing. Seismic performance and applications of double-tube buckling-restrained braces[J]. Progress in Steel Building Structures, 2005, 7(3): 1-8. (in Chinese)
- [3] 程光焯, 叶列平, 许秀珍, 等. 防屈曲支撑耗能钢支撑的试验研究[J]. 建筑结构学报, 2008, 29(1): 31-39.
CHENG Guang-yu, YE Lie-ping, XU Xiu-zhen, et al. Experimental study on buckling-restrained brace[J]. Journal of Building Structures, 2008, 29(1): 31-39. (in Chinese)
- [4] 顾炉忠, 高向宇, 徐建伟, 等. 防屈曲支撑混凝土框架结构抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(7): 101-111.
GU Lu-zhong, GAO Xiang-yu, XU Jian-wei, et al. Experimental research on seismic performance of BRB concrete frames[J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(7): 101-111. (in Chinese)
- [5] 欧进萍, 王永富. 设置 TMD、TLD 控制系统的高层建筑风振分析与设计方法[J]. 地震工程与工程振动, 1994, 14(2): 61-75.
OU Jin-ping, WANG Yong-fu. Wind induced vibration analyses and design methods of tall buildings with tuned liquid dampers [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1994, 14(2): 61-75. (in Chinese)
- [6] 李秋胜, 鄧伦海, 段永定, 等. 台北 101 大楼风致响应实测及分析[J]. 建筑结构学报, 2010, 31(3): 24-31.
LI Qiu-sheng, ZHI Lun-hai, DUAN Yong-ding, et al. Full-scale measurements and analysis of wind-induced response of Taipei 101 Tower [J]. Journal of Building Structures, 2010, 31(3): 24-31. (in Chinese)
- [7] QIN Li, ZHOU Xi-yuan, YAN Wei-ming. Velocity adjustable TMD and numerical simulation of seismic performance[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2007(2): 147-158.
- [8] 高向宇, 顾炉忠, 胡楚衡, 等. 调频质量防屈曲支撑: 中国, ZL 200910077003.4[P]. 2009-07-08.
- [9] 包世华. 结构动力学[M]. 武汉: 武汉理工大学出版社, 2005: 71-72.
- [10] 周云. 防屈曲耗能支撑结构设计与应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007.
- [11] 陈骥. 钢结构稳定理论与设计[M]. 5 版. 北京: 科学出版社, 2011: 109-114.
- [12] 中国国家标准化管理委员会. GB/T 2088—2009 普通圆柱螺旋拉伸弹簧尺寸及参数[S]. 北京: 中国标准出版社, 2009.
- [13] 中国国家标准化管理委员会. GB/T 2089—2009 普通圆柱螺旋压缩弹簧尺寸及参数[S]. 北京: 中国标准出版社, 2009.
- [14] 秦丽, 闫维明, 郭声波. 变摩擦 TMD 特性和简谐激励控制效果的研究[J]. 振动与冲击, 2012, 31(4): 173-178.
QIN Li, YAN Wei-ming, GUO Sheng-bo. Variable friction TMD and its control effectiveness under harmonic excitation [J]. Journal of Vibration and Shock, 2012, 31(4): 173-178. (in Chinese)
- [15] 秦丽, 李业学, 徐福卫. 常摩擦 TMD 地震控制效果的理论和实验研究[J]. 世界地震工程, 2011, 27(1): 96-101.
QIN Li, LI Ye-xue, XU Fu-wei. Theoretical and experimental studies on seismic control effectiveness of TMD with invariable friction damping [J]. World Earthquake Engineering, 2011, 27(1): 96-101. (in Chinese)
- [16] 秦丽, 劭蒙生, 李业学, 等. 常摩擦 TMD 特性和简谐激励控制效果的研究[J]. 四川建筑科学研究, 2011, 37(3): 162-167.
QIN Li, SHAO Meng-sheng, LI Ye-xue, et al. Dynamic characteristic of invariable frictional TMD and its control effectiveness under harmonic excitation [J]. Sichuan Building Science, 2011, 37(3): 162-167. (in Chinese)
- [17] 张文, 裴星洙, 汤曼. 摩擦耗能型 TMD 可行性研究[J]. 山西建筑, 2010, 36(5): 75-76.
ZHANG Wen, PEI Xing-zhu, TANG Man. The feasibility study on the frictional energy dissipation TMD [J]. Shanxi Architecture, 2010, 36(5): 75-76. (in Chinese)
- [18] 杨雅平, 霍达, 许树峰, 等. 子结构质量对 TMD 减震性能影响研究[J]. 建筑与结构设计, 2008(8): 32-36.
YANG Ya-ping, HUO Da, XU Shu-feng, et al. The mass study of tuned damper for seismic response reduction [J]. Construction & Design for Project, 2008(8): 32-36. (in Chinese)
- [19] 张波, 盛和太. ANSYS 有限元数值分析原理与工程应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 2005: 242-252.
(责任编辑 郑筱梅)