

# 斜向旋转型三维隔震装置的力学模型和试验研究

杨巧荣<sup>1</sup>, 王梁亚<sup>1</sup>, 刘文光<sup>1</sup>, 许浩<sup>1</sup>, 徐鸿飞<sup>2</sup>

(1. 上海大学土木工程系, 上海 200444; 2. 柳州东方工程橡胶制品有限公司, 广西 柳州 545006)

**摘要:** 针对斜向旋转型三维隔震装置的变形及力学性能特点, 介绍了该三维隔震装置的组成部件、变形机理和力学性能设计方法, 建立其水平平动刚度模型、竖向力-位移滞回模型, 确定了三维隔震装置的水平平动刚度、竖向压缩刚度和水平扭转刚度理论公式。采用 300 型三维隔震支座进行了竖向加载力学性能试验, 拟静力试验结果表明, 该三维隔震装置竖向变形形式符合理论机理, 滞回性能和承载能力稳定, 将三维隔震装置加载、卸载竖向刚度及等效黏滞阻尼比的理论计算值和试验实测值进行对比分析, 结果吻合较好。通过对三维隔震装置进行有限元模拟分析, 验证了理论分析和静力试验所得出的水平和竖向滞回模型的正确性。

**关键词:** 三维隔震; 倾斜旋转摩擦; 力学模型; 静力试验; 有限元分析

**中图分类号:** TU352.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2021)03-0462-10

**DOI:** 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2021.03.003

## 引言

隔震结构通过在基础结构和上部结构之间设置隔震层, 使上部结构与水平地震动绝缘, 从而提高结构的抗震性能<sup>[1]</sup>。长久以来, 国内外学者一直把注意力集中在研究水平地震方面, 但竖向地震作用对结构的消极影响也不容忽视。1976 年 Gazli 地震与 1979 年 Imperial 地震记录竖向加速度均超过了水平加速度, 1995 年日本阪神地震中竖向地震对大跨度结构的震动破坏远大于水平地震<sup>[2]</sup>。与非隔震结构相比, 传统水平隔震结构能较好地隔绝水平地震动, 但不会减小竖向地震作用, 相反还可能略有放大<sup>[3]</sup>, 因此进行结构竖向隔震研究就显得十分重要。

近年来, 国内外学者在研究建筑水平隔震的同时还对三维隔震技术进行了大量的分析和研究, 提出的三维竖向隔震措施和装置, 包括厚层橡胶支座、液压油缸、空气弹簧等。Seigenthaler<sup>[4]</sup>采用厚层橡胶块作为建筑物三维隔震支座对一幢学校建筑进行加固, 之后对这个系统进行振动台试验, 这是首次应用于实践的三维隔震设计。Tajirian 等<sup>[5]</sup>提出一种钢叠层弹性支座, 通过使用粘在钢垫板上的厚橡胶层来提供水平和竖向刚度。Kimoto 等<sup>[6]</sup>将厚层橡胶支座放置在摩擦摆支座下方形成三维隔震装置, 并利用设置在橡胶层外围的油阻尼器来提供竖向阻尼。Kato 等<sup>[7]</sup>使用液压油缸作为竖向隔震装置, 并

将液压油缸相互连接来控制上部结构的摇摆作用。Takahashi 等<sup>[8]</sup>提出的三维隔震装置由叠层橡胶支座作为水平隔震, 空气弹簧作为垂直隔震装置, 采用带油阻尼器的抗摇装置来控制摇摆振动。Vu 等<sup>[9]</sup>提出分层弹性与阻尼竖向支撑装置的概念来控制隔震结构垂直加速度响应和减小吊顶系统受损的可能性。

中国对结构三维隔震的研究较晚, 近年来不少学者将三维隔震装置组合优化, 并进行缩尺模型和振动台试验研究, 还深入研究三维隔震理论, 取得了一些研究成果。熊世树等<sup>[10]</sup>、孟庆利等<sup>[11]</sup>、颜学渊等<sup>[12]</sup>将碟形弹簧引入三维基础隔震系统, 研发了多种组合形式的三维隔震装置, 如铅芯橡胶碟簧三维隔震支座、将碟形弹簧置于密闭油缸中的竖向半主动三维隔震装置, 并对这些装置的性能进行了理论和试验分析, 另外也对三维隔震系统的抗倾覆问题进行了研究。尚守平等<sup>[13]</sup>提出了一种由钢筋混凝土和内嵌沥青油膏构成, 以竖向圆柱螺旋压缩弹簧为隔震单元的复合隔震墩三维隔震装置。魏陆顺等<sup>[14]</sup>提出了一种可抗竖向摇摆的三维隔震系统, 并设计振动台试验研究了该三维隔震系统的性能, 结果表明, 上部隔震结构竖向响应显著减小, 结构抗震安全性大大提高。郭阳照等<sup>[15]</sup>通过将挤压铅消能件放置于叠层橡胶垫中, 设计出一种隔震墩三维隔震系统。李宏男<sup>[16]</sup>、孙士军等<sup>[17]</sup>在反应谱组合公式 SRSS 法和多维反应谱 CQC 组合方法的基础上, 建议了多维

组合公式。李雄彦等<sup>[18]</sup>研究空间网格结构的竖向隔震机理,建立了支座竖向刚度、激励特征频率与隔震系数间的关系。许浩等<sup>[19]</sup>提出斜向滑动摩擦三维隔震支座,通过倾斜放置传统的铅芯橡胶支座,将隔震层的竖向变形转化为倾斜支座的斜向滑动剪切变形,由倾斜支座内的铅芯提供竖向阻尼,上部放置传统铅芯橡胶支座进行水平隔震,从而实现三维隔震的目的。

三维隔震技术多应用于核电厂三维隔震及精密仪器抗震。核电厂的竖向频率大约为4 Hz,采用三维隔震的反应堆要求隔震装置竖向频率 $\leq 1$  Hz,采用空气弹簧的三维隔震核电厂竖向频率在0.5 Hz左右,但必须抑制摇摆分量<sup>[20]</sup>。Fujita等<sup>[21]</sup>等为了解决精密仪器的防振和隔震问题,采用多级橡胶支座和叠簧形成三维隔震楼板系统,竖向频率为0.9 Hz。现有三维隔震装置存在尺寸过大、构造复杂、造价昂贵以及竖向变形能力有限的问题,不利于工程实际应用。

本文研究一种斜向旋转型三维隔震装置(inclined rotational three-dimensional seismic isolation device),基于传统铅芯橡胶支座力学性能,提出其水平、竖向力学性能理论模型,对竖向力学性能进行静力试验研究,最后采用ABAQUS分析软件建立装置的有限元模型,并与理论模型及静力试验结果进行了对比分析。

## 1 斜向旋转型三维隔震系统

### 1.1 三维隔震装置介绍

通过将传统的铅芯橡胶支座倾斜放置,将结构的竖向变形转化为旋转钢板的水平转动和倾斜支座的压剪变形,可以同时实现较大的竖向承载能力和较小的竖向刚度,从而实现三维隔震的目的。

该装置主要由三部分构成,分别是装置上部具有水平隔震作用的铅芯橡胶支座(Lead Rubber Bearing, LRB),装置中部提供转动自由度的转动钢板,装置下部用于竖向隔震的倾斜铅芯橡胶隔震支座组合,如图1所示,为该斜向旋转型三维隔震装置构造示意图。

### 1.2 三维隔震装置隔震变形分析

上部水平隔震支座、中部旋转钢板和下部倾斜组合隔震支座串联构成该装置的三维隔震系统。由于下部倾斜组合支座在水平方向上刚度较大,在水平地震动作用时平动位移较小,上部水平隔震支座主要承担水平隔震作用,上部水平隔震支座性能可

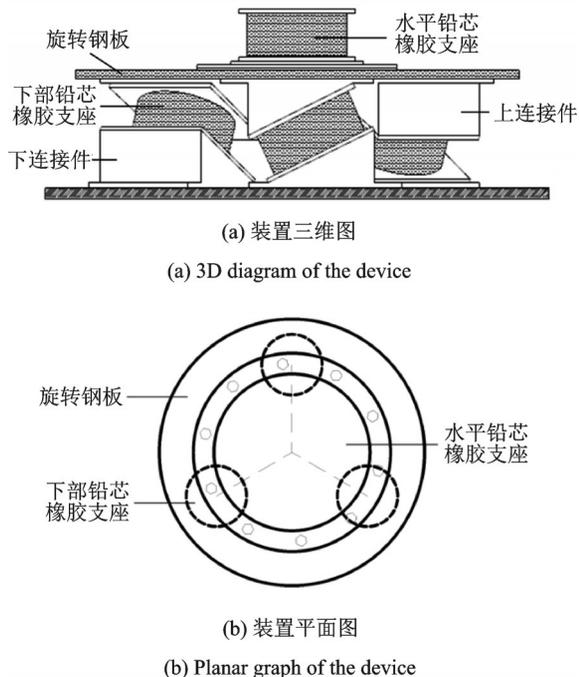


图1 三维旋转隔震装置构造示意

Fig.1 Structural sketch of inclined rotational three-dimensional seismic isolation device

视为整体三维隔震装置水平隔震性能。同理,由于上部水平支座轴向压缩刚度较大,在地震动作用下竖向变形较小,可认为三维装置整体竖向隔震性能由旋转钢板和下部倾斜组合支座决定。上部水平隔震支座和下部倾斜组合支座分别起到隔离水平、竖向地震动的作用,上部结构在水平、竖向地震动作用下均处于刚性平动状态。由此,可实现装置水平和竖向隔震解耦,对结构三维隔震的目标。

对于装置下部竖向组合隔震支座,将铅芯橡胶支座倾斜放置,在竖向荷载作用下,压缩分量和剪切分量使得支座发生的轴向压缩变形和斜向剪切变形耦合为装置的竖向压缩变形,同时转动钢板发生旋转,从而使支座整体具有竖向自由度。发生地震时,下部倾斜组合支座在平衡位置发生往复旋转,整体装置发生竖向滞回变形。此三维隔震装置由下部倾斜组合支座提供竖向刚度,由铅芯屈服变形和转动钢板旋转摩擦耗能。竖向隔震支座组合受力变形如图2所示。

## 2 三维隔震装置的力学性能

### 2.1 三维隔震装置水平力学性能

上部水平隔震系统是一个铅芯橡胶隔震支座,其相关力学性能的研究目前已较为完善,其竖向刚度 $K_{v,u}$ 、屈服后剪切刚度 $K_{d,u}$ 和屈服荷载 $Q_{d,u}$ 分别为:

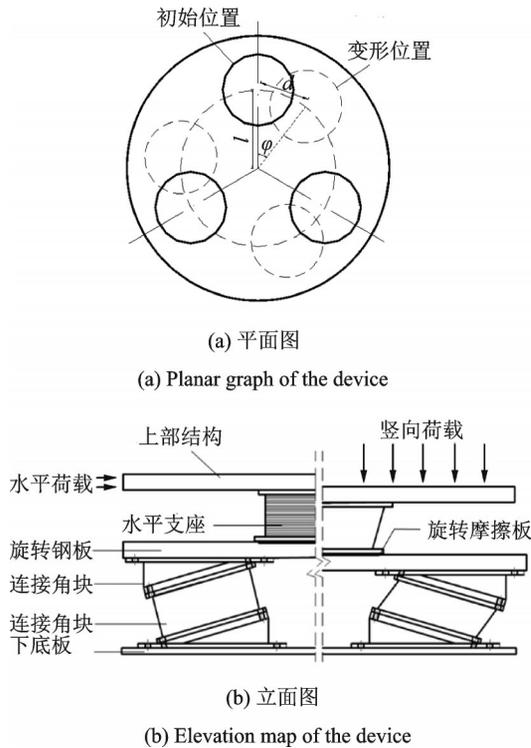


图2 竖向隔震支座组合变形概念图

Fig. 2 Deformation sketch of vertical isolators

$$K_{v,u} = \frac{E_{cb}A}{T_r} \quad (1)$$

$$K_{d,u} = \frac{GA}{T_r} \quad (2)$$

$$Q_{d,u} = \sigma_{pb}A_p \quad (3)$$

式中  $E_{cb}$  为橡胶材料修正后的弹性模量,  $A$  为铅芯橡胶支座的截面积,  $T_r$  为橡胶层总厚度,  $G$  为橡胶材料的剪切模量,  $A_p$  为铅芯的横截面积,  $\sigma_{pb}$  为铅芯的屈服应力。

下部竖向隔震系统是三个铅芯橡胶隔震支座倾斜放置的组合物, 在水平地震作用下, 上部水平支座发生较大变形, 下部倾斜组合支座发生较小变形或使用限位装置限制其水平位移。下部铅芯橡胶支座在水平地震动作用下的平动变形如图3所示。

假设平动方向与图3的  $y$  轴正方向顺时针偏转角度为  $\alpha$ , 则倾斜支座在水平方向上刚度为

$$K_h = K_v \sin^2 \alpha \sin^2 \theta + K_d (\sin^2 \alpha \cos^2 \theta + \cos^2 \alpha) + 2[(K_v \cos^2(\alpha + \frac{\pi}{6}) \sin^2 \theta + K_d \cos^2(\alpha + \frac{\pi}{6}) \cos^2 \theta + K_d \sin^2(\alpha + \frac{\pi}{6})] \quad (4)$$

当  $\alpha=90^\circ$  时, 沿  $x$  轴水平刚度为

$$K_{h,x} = K_v \sin^2 \theta + K_d \cos^2 \theta + 2(K_v \cos^2 \frac{\pi}{3} \sin^2 \theta + K_d \cos^2 \frac{\pi}{3} \cos^2 \theta + K_d \sin^2 \frac{\pi}{3}) \quad (5)$$

当  $\alpha=0^\circ$  时, 沿  $y$  轴水平刚度为

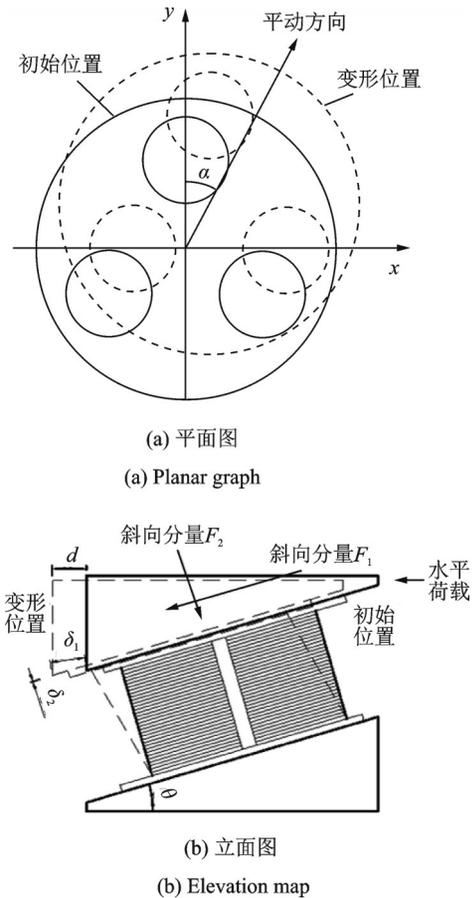


图3 下部铅芯橡胶支座平动示意图

Fig. 3 Diagram of translational motion of LRB

$$K_{h,y} = K_d + 2(K_v \sin^2 \frac{\pi}{3} \sin^2 \theta + K_d \cos^2 \frac{\pi}{3} + K_d \sin^2 \frac{\pi}{3} \cos^2 \theta) \quad (6)$$

式中  $K_v$  为支座竖向压缩刚度,  $K_d$  为屈服后剪切刚度,  $\theta$  为支座倾角。

由式(4), 若上部水平支座发生300%剪应变(此时水平剪切位移为橡胶支座橡胶层总厚的3倍), 下部倾斜组合支座刚度最弱方向水平变形仅为上部水平支座变形的1%, 水平位移极小, 故无需设置限位装置, 下部倾斜支座组合在水平方向上可视为刚体, 则三维隔震支座的水平性能可视为上部水平支座的性能, 从而达到三维隔震装置水平与竖向隔震解耦的目的。

对于铅芯橡胶支座, 其扭转刚度可表示为

$$K_\varphi = \frac{\pi G r^4}{32 T_r} \quad (7)$$

倾斜支座以中心对称的方式布置在半径为  $R'$  的圆上, 当连接件发生扭转变形时, 可认为倾斜支座扭转是由剪切变形引起的扭转和支座本身的扭转耦合而成。连接件发生扭转变形  $\varphi$  时, 由剪切变形引起的扭矩为

$$M_\varphi = K_d \varphi R'^2 \quad (8)$$

则下部倾斜支座组合的扭转刚度为

$$K_{\varphi}^v = \frac{nM_{\varphi}}{\varphi} + nK_{\varphi} = nK_d R'^2 + \frac{n\pi G r^4}{32T_r} \quad (9)$$

式中  $n$  为倾斜支座的个数,  $r$  为橡胶支座的半径,  $T_r$  为橡胶支座的橡胶层总厚。

## 2.2 三维隔震装置竖向压缩力学性能

下部支座斜向位移导致 LRB 组合整体发生转动并产生竖向位移,上部水平 LRB 与转动钢板之间的接触面为聚四氟乙烯材料,可以保证转动面间有较小摩擦而不阻碍装置发生竖向位移,在竖向荷载作用下,下部单个倾斜支座受力变形如图 4 所示。

旋转钢板上半径为  $r$ 、宽度为  $dr$  的同心圆环所受摩擦力矩为

$$dM = -\mu \frac{Q}{\pi R^2} 2\pi r dr \cdot r = -\frac{2\mu r^2 Q}{R^2} dr \quad (10)$$

负号表示摩擦力矩为阻力矩。对上式沿径向积分得旋转钢板所受的摩擦力矩为

$$M_f = \int dM = \int_0^R \frac{2\mu r^2 Q}{R^2} dr = \frac{2}{3} \mu QR \quad (11)$$

单个支座所受摩擦力分量为

$$f = \frac{M_f}{3r} = \frac{2}{9} \mu Q \frac{R}{r} \quad (12)$$

装置竖向位移与倾斜支座扭转角关系为

$$K_{v,d,L} = \frac{n \cdot dQ}{d\Delta_v} = \frac{nK_v K_d + n \frac{(K_v - K_d) K_{\varphi} \cos^2 \theta}{Rr}}{K_v (\sin^2 \theta - \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \sin \theta \cos \theta) + K_d (\cos^2 \theta + \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \sin \theta \cos \theta)} \quad (18)$$

竖向屈服力为

$$Q_{d,v} = \frac{nQ_d}{\sin \theta - \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \cos \theta} \quad (19)$$

屈服后卸载竖向刚度为

$$K_{v,d,u,L} = \frac{nK_v K_d + n \frac{(K_v - K_d) K_{\varphi} \cos^2 \theta}{Rr}}{K_v (\sin^2 \theta + \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \sin \theta \cos \theta) + K_d (\cos^2 \theta - \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \sin \theta \cos \theta)} \quad (20)$$

考虑装置的竖向阻尼性能,一个振动循环内等效阻尼比和等效竖向刚度为:

$$\zeta_{eq} = \frac{2\Delta W}{\pi K_{eq} (\delta_{max} - \delta_1)^2} \quad (21)$$

$$K_{eq} = \frac{Q_{max} - Q_1}{\delta_{max} - \delta_1} \quad (22)$$

式(10)-(20)中  $M_f$  为转动钢板的旋转摩擦力矩,  $R$  为转动钢板半径;  $\mu$  为转动钢板和上部水平支座之间的摩擦系数。  $\Delta W$  表示一个循环的滞回面积消耗的能量;  $Q_{max}$ ,  $Q_1$  和  $\delta_{max}$ ,  $\delta_1$  分别为一个滞回环内最大/最小竖向力和最大/最小竖向位移,  $Q_d$  为橡胶支座的剪切屈服荷载,并联后装置的竖向力学模型可

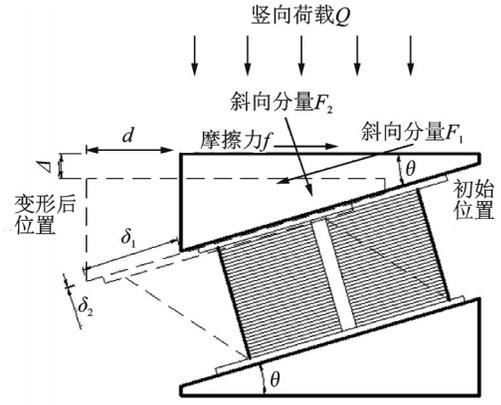


图4 下部单个倾斜支座受力变形示意图  
Fig. 4 Deformation of single inclined bearing

$$\varphi R \tan \theta = \Delta_v \quad (13)$$

单个支座所受扭力分量为

$$T = \frac{M_{\varphi}}{r} = \frac{K_{\varphi} \varphi}{r} \quad (14)$$

根据图 4 的支座变形,对单个支座受力分析可知:

$$\begin{cases} Q \sin \theta - f \cos \theta - T \cos \theta - F_1 = 0 \\ Q \cos \theta + f \sin \theta + T \sin \theta - F_2 = 0 \end{cases} \quad (15)$$

$$F_1 = \delta_1 K_d, F_2 = \delta_2 K_v \quad (16)$$

$$\Delta_v = \delta_1 \sin \theta + \delta_2 \cos \theta \quad (17)$$

屈服后加载竖向刚度为

$$K_{v,d,L} = \frac{n \cdot dQ}{d\Delta_v} = \frac{nK_v K_d + n \frac{(K_v - K_d) K_{\varphi} \cos^2 \theta}{Rr}}{K_v (\sin^2 \theta - \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \sin \theta \cos \theta) + K_d (\cos^2 \theta + \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \sin \theta \cos \theta)} \quad (18)$$

$$Q_{d,v} = \frac{nQ_d}{\sin \theta - \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \cos \theta} \quad (19)$$

屈服后卸载竖向刚度为

$$K_{v,d,u,L} = \frac{nK_v K_d + n \frac{(K_v - K_d) K_{\varphi} \cos^2 \theta}{Rr}}{K_v (\sin^2 \theta + \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \sin \theta \cos \theta) + K_d (\cos^2 \theta - \frac{2}{9} \mu \frac{R}{r} \sin \theta \cos \theta)} \quad (20)$$

视为铅芯橡胶支座剪切模型、压缩模型和旋转摩擦模型的叠加,如图 5 所示。竖向滞回模型如图 6 所示。

## 2.3 三维隔震装置竖向承载相关性能

目前隔震建筑用的叠层橡胶支座的设计压应力一般在 5-10 MPa 之间<sup>[22]</sup>。三维隔震装置同样参考此压应力进行设计,设计承载状态时倾斜支座压应力为 5 MPa,极限承载状态时倾斜支座剪应变为 350%。此时三维隔震装置不仅具有稳定的竖向承载能力,同时可通过降低隔震层竖向刚度,延长结构竖向周期达到减小竖向地震动的目的。以 300 型橡

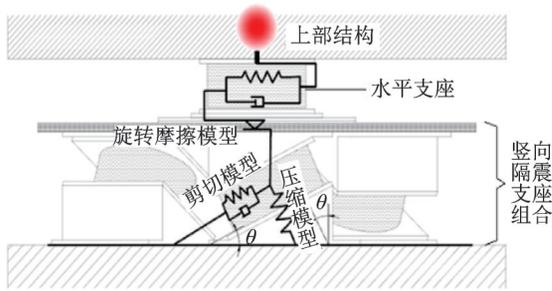


图5 三维隔震支座的力学模型

Fig. 5 Mechanical model of 3D seismic isolation device

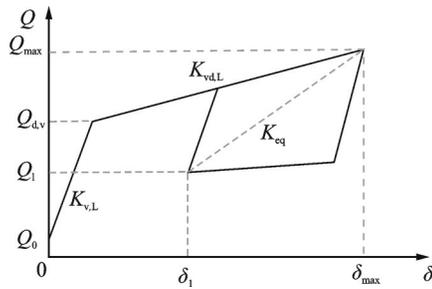


图6 三维隔震装置的竖向滞回模型

Fig. 6 Vertical hysteretic model of 3D seismic isolation device

胶支座参数为例,探究装置竖向承载能力随倾斜角度的变化趋势,并给出装置在正常使用及极限承载状态下不同倾角对应的竖向位移,研究装置的竖向隔震范围。

如图7和8所示,随着倾斜角度的增大,竖向承载力减小,竖向位移增大,设计承载状态与极限承载状态变化趋势相同,三维隔震装置与叠加3个300型橡胶支座的承载力对比,装置在地震作用下的承载能力与前者承载能力相当。同时,三维隔震装置的竖向极限位移可达50-90 mm。如图9所示,装置在不同承载状态下(对应倾斜支座剪应变变为150%和350%),上部结构竖向周期随倾斜角度的增大而增大,三维隔震装置的竖向隔震周期取值范围为0.75-1.70 s。

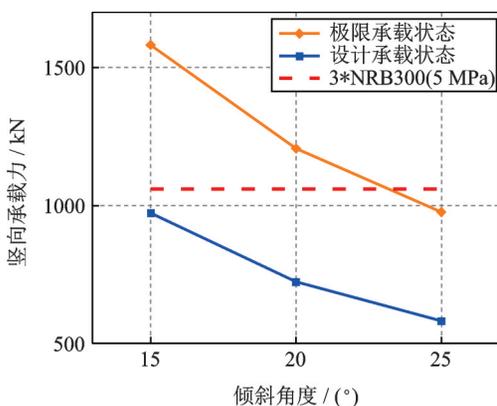


图7 三维隔震支座与橡胶支座承载能力对比

Fig. 7 Comparison of bearing capacity

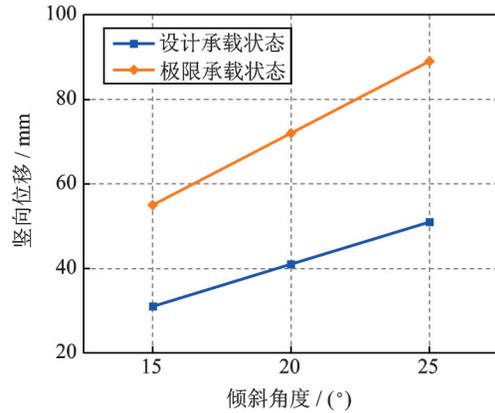


图8 三维隔震装置竖向位移

Fig. 8 Vertical isolation displacement

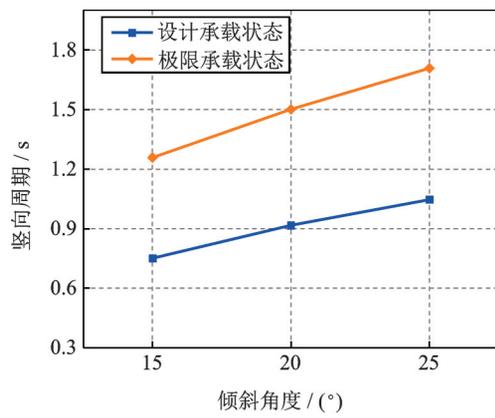


图9 结构竖向周期

Fig. 9 Vertical period of structure

在工程实际应用中应根据结构隔震的需要选取合适的倾斜角度,以保证装置具有足够竖向承载能力的同时,还可兼顾隔震层的竖向位移,以达到三维隔震的目的。

### 3 三维隔震装置拟静力试验研究

#### 3.1 试验概况与加载工况

对斜向旋转型三维隔震装置进行模型静力试验,验证其力学性能和滞回模型。试验装置为一台电液伺服压剪试验机,如图10所示,竖向最大压力为20000 kN,水平最大荷载为±3000 kN。

为研究三维隔震支座的竖向力学性能,探讨摩

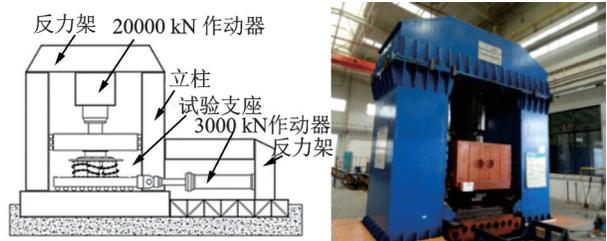


图10 竖向加载试验机

Fig. 10 Testing machine

擦因素对竖向刚度及滞回性能的影响,采用3只直径300 mm的无铅芯橡胶支座(NRB300)进行组装,试验模型包括旋转钢板、上/下连接角块以及竖向隔震支座组合,试验模型如图11所示,支座力学参数如表1所示。

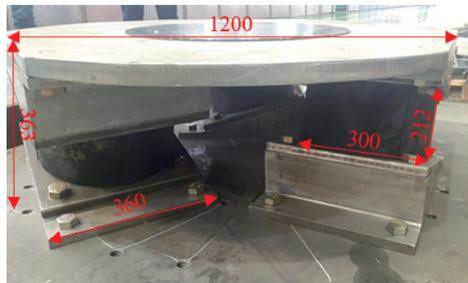


图 11 三维隔震装置试验模型(单位:mm)  
Fig. 11 Test model of 3D isolator (Unit:mm)

表 1 NRB300 力学参数

Tab. 1 Mechanical parameters of NRB300

参数	数值
直径/mm	300
橡胶总厚/mm	60
第一形状系数 $S_1$	30
第二形状系数 $S_2$	5
压缩刚度 $K_v / (kN \cdot mm^{-1})$	1319
剪切刚度 $K_d / (kN \cdot mm^{-1})$	0.82

为研究三维隔震装置在竖向荷载作用下的变形特性和力学性能,将下部倾斜支座的倾斜角设置为

15°,20°和25°,旋转摩擦材料为聚四氟乙烯,同时设置硅脂润滑滑动摩擦面改变摩擦系数的工作进行对比试验分析。Case1-Case5 支座倾斜角度为15°,无润滑和润滑工况;Case6-Case11 支座倾斜角度为20°和25°,均为有润滑工况。试验采用竖向力控制加载,加载工况如表2所示。

表 2 试验工况

Tab. 2 Load cases

工况	倾斜角度/(°)	摩擦面	力控制量/kN
Case1	15	无润滑	125-600
Case2	15	无润滑	200-1200
Case3	15	无润滑	400-1600
Case4	15	润滑	300-800
Case5	15	润滑	500-1000
Case6	20	润滑	140-450
Case7	20	润滑	220-660
Case8	20	润滑	400-900
Case9	25	润滑	250-550
Case10	25	润滑	350-700
Case11	25	润滑	300-900

### 3.2 试验结果

各工况下三维隔震支座滞回曲线如图12所示。Case1-Case5 为下部倾斜支座倾斜15°竖向加载工况,Case1-Case3 分别在三维支座竖向位移6-13 mm,9-24 mm,17-30 mm 位置处循环加载。可见,试验得到的滞回曲线饱满,支座耗能能力明显。

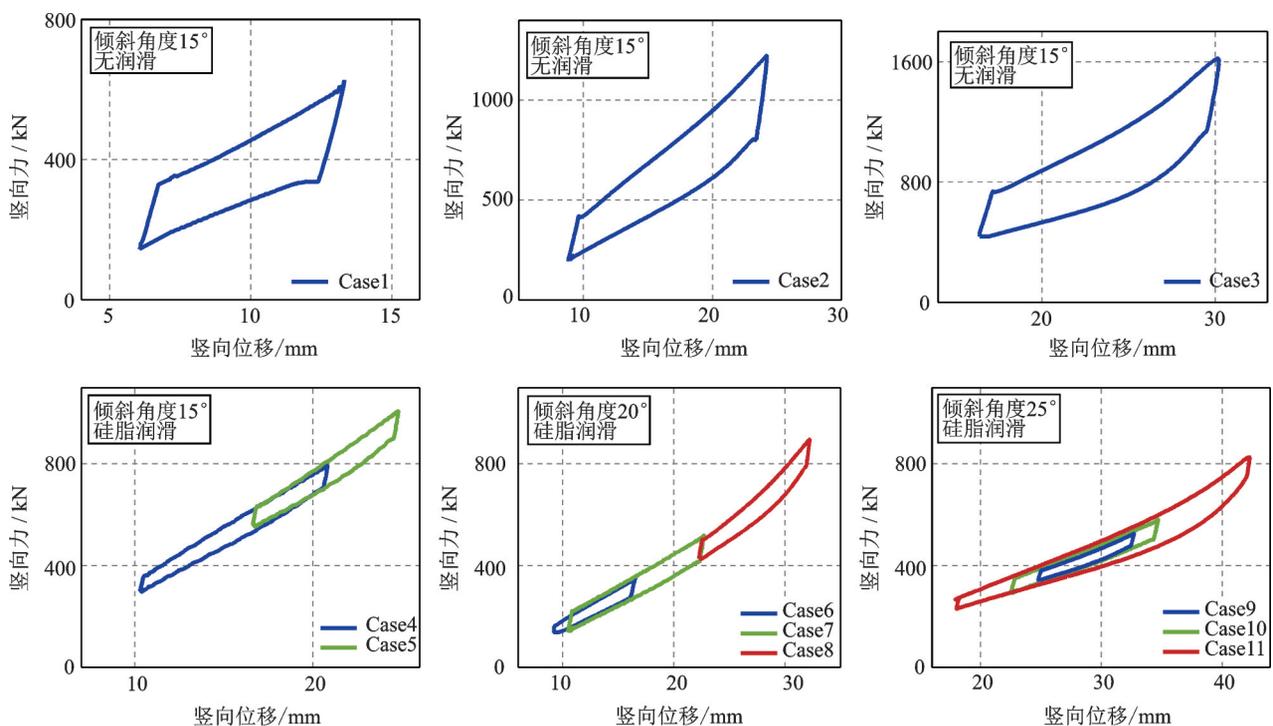


图 12 各工况下三维隔震支座滞回曲线

Fig. 12 Hysteretic loops of 3D isolator in different cases

Case4-Case5在三维支座竖向位移 11-22 mm, 17-25 mm 位置处循环加载。对比以上试验结果,发现摩擦系数较大时支座滞回曲线更为饱满,即摩擦系数越大,支座耗能能力越显著。

Case6-Case8为下部倾斜支座倾斜 20° 竖向加载工况,分别在三维支座竖向位移 9-16 mm, 11-23 mm, 23-33 mm 位置处循环加载。由于该工况下摩擦系数较小,滞回环较窄,但不同竖向压力下三种工况曲线基本吻合,刚度(曲线斜率)较一致,表明三维支座性能稳定,在 10 MPa 的竖向面压作用下,滞回曲线光滑饱满,装置竖向承载能力和滞回性能稳定。

Case9-Case11为下部支座倾斜 25° 竖向加载工况,从静力平衡位置(30 mm)加载,位移 ±4, ±6, ±12 mm 循环加载,三维支座竖向滞回性能基本表现为双线性特征,但由于摩擦力在一定程度上会影响支座竖向刚度,不同工况的聚四氟乙烯板摩擦面润滑程度略有变化,导致竖向刚度变化,三种工况试验滞回曲线形状不完全重合,但曲线符合理论预期。

根据图 12,所有工况均可观察到滞回圈,说明摩擦因素也能赋予无铅支座竖向滞回性能,提供竖向阻尼耗能。由三维隔震装置竖向刚度公式(18)和(20),工况 Case1-Case3 无硅脂润滑,旋转钢板与上部支座间摩擦系数为  $\mu=0.05$ ; 工况 Case4-Case11 有硅脂润滑,摩擦系数为  $\mu=0.01$ ,根据静力试验得到各工况三维隔震装置竖向刚度及等效阻尼比试验值如表 3 所示。由表 3 可知,随着斜向支座倾斜角度增大,装置竖向刚度相应减小,同一角度下竖向刚度随加载力增大有略微增大,这是在大变形下支座发生硬化所致,但得到的竖向刚度和等效阻尼比基本一致,三维隔震装置竖向力学性能较稳定,考虑旋转摩擦的影响,装置的屈服后加载竖向刚度比屈服后卸载竖向刚度更大。

表 3 三维隔震装置竖向刚度及等效阻尼比试验值

Tab. 3 Vertical stiffness and damping ratio of 3D isolator

工况	$K_{vd,L}/(kN \cdot mm^{-1})$	$K_{vd,u,L}/(kN \cdot mm^{-1})$	$\zeta_{eq}/\%$
Case1	41	33	22
Case2	42	34	19
Case3	46	35	20
Case4	39	37	10
Case5	38	36	14
Case6	21	20	18
Case7	20	18	14
Case8	24	22	13
Case9	14	13	12
Case10	13	12	13
Case11	16	14	10

注:  $K_{vd,L}, K_{vd,u,L}$  分别为屈服后的加载竖向刚度、卸载竖向刚度,  $\zeta_{eq}$  为等效黏滞阻尼比

三维隔震装置在不同倾斜角度下竖向加载情况如图 13 所示,下部支座可稳定旋转倾斜变形。选取倾斜角度为 15° 的三维隔震装置试验结果,根据前文提出的三维隔震装置竖向力学参数理论,得到三维装置加载/卸载竖向刚度和等效阻尼比理论计算值与试验值基本一致,相对差值在 10% 以内,如表 4 所示,验证了理论分析所提出的力学模型的正确性。对比 Case1-Case5,施加润滑减小旋转钢板与上部支座摩擦会降低装置屈服后加载竖向刚度,但会增大装置屈服后卸载竖向刚度。

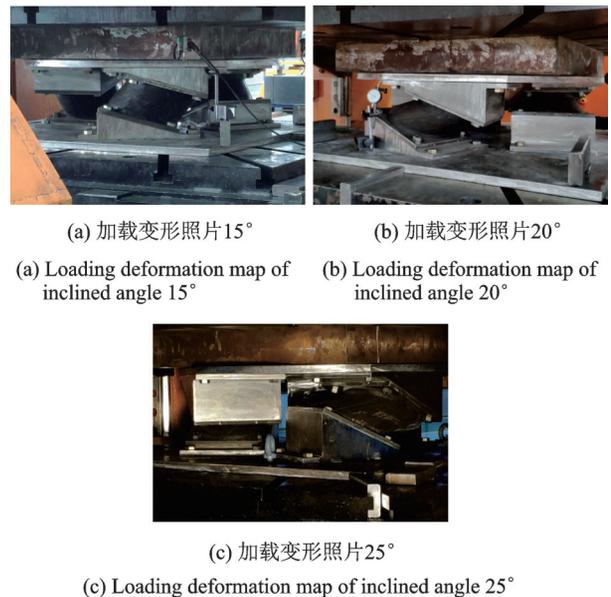


图 13 试验支座变形

Fig. 13 Deformation of 3D isolator

表 4 装置竖向刚度及等效阻尼比试验值与理论值对比

Tab. 4 Experimental and theoretical values comparison of verticle stiffness and equivalent damping ratio of the device

	$K_{vd,L}/(kN \cdot mm^{-1})$		$K_{vd,u,L}/(kN \cdot mm^{-1})$		$\zeta_{eq}/\%$	
	无润滑	润滑	无润滑	润滑	无润滑	润滑
试验均值	43	38.5	34	36.5	21.7	12
理论值	39.89	37.23	33.83	36.02	20.31	11.06
误差	7.8%	3.4%	0.5%	1.3%	6.8%	8.5%

注: 误差 = (试验均值 - 理论值) / 理论值

## 4 数值模拟

为了考察旋转型三维隔震装置在低周反复荷载下的滞回特性,验证理论分析和静力试验所得出的竖向滞回模型及装置下部倾斜组合支座水平平动刚度计算公式的正确性,利用有限元软件对三维隔震装置进行数值模拟。

铅芯橡胶支座中主要包含橡胶、钢板和铅芯三

种材料,但支座力学性能主要取决于橡胶和铅芯两种材料性能。在ABAQUS建模过程中钢板和铅芯采用C3D8单元模拟,而橡胶作为一种典型非线性材料,由于具有非压缩性等超弹性特性,本文采用杂交单元(Hybrid)C3D8H来模拟。对LRB300/G6.3铅芯橡胶隔震支座进行有限元建模分析。选取竖向压力 $\sigma_y=10$  MPa,支座剪切应变 $\gamma=100\%$ 工况下单个LRB性能参数模拟值与设计值偏差很小,结果可靠,支座模型参数可应用于三维数值模拟模型。

采用ABAQUS有限元软件建立三维装置分析模型,如图14所示。对下部倾斜支座组合进行水平性能数值模拟,得到不同平动方向下水平刚度值,并与式(4)得到的理论曲线进行对比,如图15

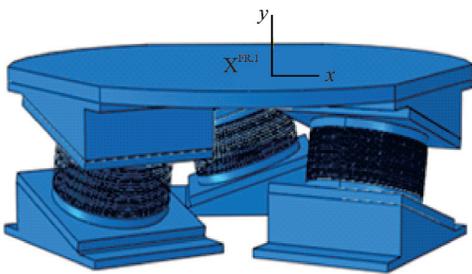


图14 三维隔震支座有限元分析模型  
Fig. 14 Finite element analysis model

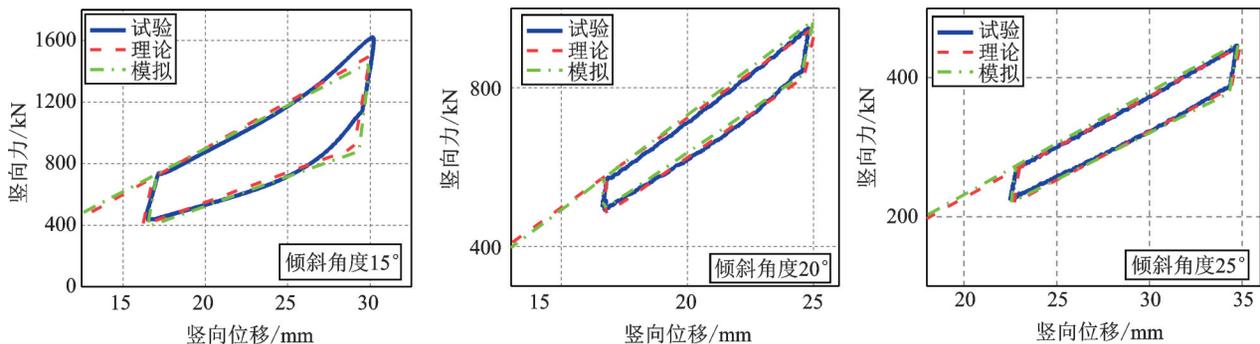


图16 竖向滞回曲线对比  
Fig. 16 Comparison of vertical hysteretic curves

## 5 结论

本文基于新型三维隔震支座的变形机理构建了理论力学模型,对其进行静力试验研究,并进行了数值模拟对比分析,主要结论如下:

(1)基于水平橡胶隔震支座的构造和力学性能特点,通过将橡胶支座倾斜放置,同时设置倾斜连接件和旋转钢板使其在竖向力作用下发生倾斜旋转运动,在保证承载力的同时兼具竖向位移,实现竖向耗能隔震目标。

(2)构建了旋转型三维隔震装置的力学性能模型,由水平平动推导出水平刚度理论公式,通过竖向

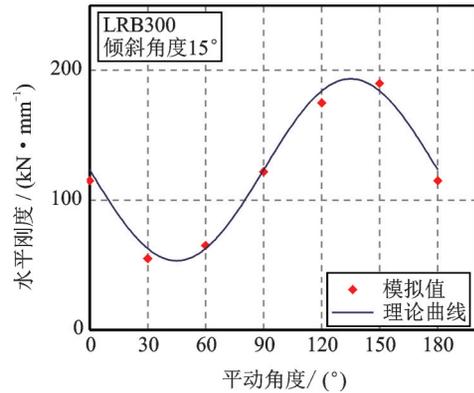


图15 水平刚度对比

Fig. 15 Comparison of horizontal stiffness

所示。模拟所得水平刚度值与理论值基本相同,曲线趋势一致,可验证所提出的下部倾斜支座组合的水平刚度公式正确,三维隔震支座的水平性能由上部水平支座决定,从而实现三维装置水平与竖向解耦。

根据构造的竖向滞回模型(如图6),绘出该三维隔震装置的理论分析滞回曲线,由图16可知,试验工况、理论模型和数值模拟得到的支座的滞回曲线对比,三者吻合较好,滞回曲线平滑稳定、滞回圈饱满,验证了理论模型的正确性。

变形及受力分析,提出了三维隔震装置的竖向恢复力模型的理论计算公式。对装置竖向承载能力与传统橡胶支座进行对比分析,该三维装置在降低竖向刚度的同时还兼具稳定的竖向承载能力,竖向隔震周期取值范围为0.75-1.70 s。

(3)对旋转型三维隔震支座进行静力试验研究,装置竖向滞回性能明显,15°倾角无润滑工况加载竖向刚度为43 kN/mm,具有稳定的承载能力和刚度,从而验证了新型三维隔震支座设计的合理性。试验得到的加载/卸载竖向刚度与理论值相差在10%以内,等效阻尼比为22%,理论模型计算值与试验值吻合较好。

(4)建立倾斜旋转型的三维隔震支座的三维实

体模型,通过有限元软件分析,进行了与静力试验相同工况的数值模拟计算,试验曲线、理论模型和数值模拟三者吻合较好,验证了理论分析的正确性。

#### 参考文献:

- [1] 日本建筑学会. 隔震结构设计[M]. 刘文光,译. 北京:地震出版社,2006:380-390.  
Architectural Society of Japan. Recommendation for the Design of Base Isolated Buildings [M]. Beijing: Seismological Press, 2006:380-390.
- [2] 李宏男,李忠献,祁 皓. 结构振动与控制[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2005.  
LI Hongnan, LI Zhongxian, QI Ai. Structural Vibration and Control [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2005.
- [3] 党 育. 多层隔震结构的竖向地震作用研究[J]. 地震工程与工程振动, 2010, 30(4):139-145.  
DANG Yu. Vertical earthquake responses of multi-storey isolated buildings[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2010, 30(4): 139-145.
- [4] Seigenthaler R. Earthquake-proof building supporting structure with shock absorbing damping elements [J]. Schweizerische Bauzeitung, 1970, (20): 211-219.
- [5] Tajirian F F, Kelly J M, Aiken I D. Seismic isolation for advanced nuclear power stations [J]. Earthquake Spectra, 1990, 6(2):371-401.
- [6] Kimoto K, Ito Y. Feasibility study on 3-Dimensional base isolation system with laminated thick rubber bearings and friction pendulum sliders [C]. Summaries of Technical Papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan. B-2, Structures II, Structural Dynamics Nuclear Power Plants. Architectural Institute of Japan, 1998: 499-500.
- [7] Kato A, Umeki K, Morishita M, et al. A large scale ongoing R&D project on three-dimensional seismic isolation for FBR in Japan[C]. ASME 2002 Pressure Vessels and Piping Conference, 2002:1-9.
- [8] Takahashi O, Aida H, Suhara J, et al. Construction of civil building using three dimensional seismic isolation system (Part 1, Design of building using three dimensional seismic isolation system [C]. The 14th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China, 2008.
- [9] Vu B, Unal M, Warn G P, et al. A distributed flexibility and damping strategy to control vertical accelerations in base-isolated buildings [J]. Structural Control and Health Monitoring, 2014, 21(4):503-521.
- [10] 熊世树,唐建设,梁 波,等. 装有3DB的三维隔震建筑的平扭-竖向地震反应分析[J]. 工程抗震与加固改造, 2004,(5):17-22.  
XIONG Shishu, TANG Jianshe, LIANG Bo, et al. Analysis of lateral-tensional and vertical seismic response for base isolated building with 3DB isolator[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2004,(5):17-22.
- [11] 孟庆利,林德全,张敏政. 三维隔震系统振动台实验研究[J]. 地震工程与工程振动, 2007, 27(3): 116-120.  
MENG Qingli, LIN Dequan, ZHANG Minzheng. Study on three-dimensional isolated system in shaking table test[J]. Journal of Earthquake Engineering & Engineering Vibration, 2007, 27(3): 116-120.
- [12] 颜学渊,张永山,王焕定,等. 高层结构三维基础隔震抗倾覆试验研究[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(4):1-8.  
YAN Xueyuan, ZHANG Yongshan, WANG Huand-ing, et al. Shaking table test for the structure with three-dimensional base isolation and overturn resistance devices[J]. Journal of Building Structure, 2009,30(4), 1-8.
- [13] 尚守平,周可威. 复合隔震墩性能试验研究[J]. 地震工程与工程振动, 2012,32(6):119-123.  
SHANG Shouping, ZHOU Kewei. Research on composite seismic isolation pier [J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2012, 32(6): 119-123.
- [14] 魏陆顺,刘雷斐,梁欢文. 三维隔震振动台试验研究[J]. 土木工程学报, 2014,47(3):33-38.  
WEI Lushun, LIU Leifei, LIANG Huanwen. Experimental study on three-dimensional seismic isolation [J]. China Civil Engineering Journal, 2014,47(3):33-38.
- [15] 郭阳照,潘 毅,吴 体,等. 新型内置挤压铅消能件竖向隔震墩的设计原理与减震性能分析[J]. 土木工程学报, 2016,49(增刊1):124-129.  
GUO Yangzhao, PAN Yi, WU Ti, et al. Design principle and seismic performance analysis of a vertical isolation pier with lead extrusion damping component [J]. China Civil Engineering Journal, 2016,49(S1):124-129.
- [16] 李宏男. 结构多维抗震理论[M]. 北京:科学出版社, 2006.  
LI Hongnan. Multidimensional Seismic Theory of Structures[M]. Beijing: Science Press, 2006.
- [17] 孙士军,陈国兴. 地面运动转动分量的合成方法[J]. 地震学刊, 1998,(1):19-24.  
SUN Shijun, CHEN Guoxing. Synthesis method for estimation of rotation components of ground motion [J]. Journal of Seismology, 1998,(1):19-24.
- [18] 李雄彦,薛素铎. 竖向隔震的机理研究和装置设计[J]. 北京工业大学学报, 2008, 34(10): 1043-1047.  
LI Xiongyan, XUE Suduo. Research on mechanism of vertical isolation and device design [J]. Journal of Beijing University of Technology, 2008,34(10):1043-1047.
- [19] 许 浩,刘文光,何文福,等. 斜向滑动摩擦三维隔震

- 装置的滞回模型及其隔震效果[J]. 建筑结构学报, 2017,38(10):123-130.
- XU Hao, LIU Wenguang, HE Wenfu, et al. Research on hysteretic model and isolation effect of oblique sliding friction 3D seismic isolation device [J]. Journal of Building Structures, 2017,38(10):123-130.
- [20] 王涛,王飞,丁路通. 采用三维隔震技术的核电站抗震性能研究[C]. 第十七届全国反应堆结构力学会议论文集, 2012:1-6.
- Wang Tao, Wang Fei, Ding Lutong. Research on seismic performance of nuclear power plant with three-dimensional isolation technology [C]. Proceedings of the 17th National Conference on Reactor Structural Mechanics, 2012:1-6.
- [21] Fujita T, Inoue N, Asami K, et al. A three-dimensional isolation floor for earthquake and ambient micro-vibration using multi-stage rubber bearings. 1st report. Tests for the performance of the floor by a large-scale experimental model[J]. Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, 1987, 53(496):2521-2528.
- [22] 日本免震構造協会. 免震構造設計指針[M]. 東京:技報堂, 2001.

## Mechanical model and experimental research of the inclined rotational three-dimensional seismic isolation device

YANG Qiao-rong<sup>1</sup>, WANG Liang-ya<sup>1</sup>, LIU Wen-guang<sup>1</sup>, XU Hao<sup>1</sup>, XU Hong-fei<sup>2</sup>

(1.Department of Civil Engineering, Shanghai University, Shanghai 200444, China; 2.Liuzhou Oriental Engineering Rubber Products Co. Ltd., Liuzhou 545006, China)

**Abstract:** Aiming at the deformation and mechanical properties of the inclined rotational three-dimensional seismic isolation device, the components, deformation mechanism and mechanical property design method of the device are introduced. The horizontal translational stiffness model and the vertical load-displacement hysteretic model are established. The horizontal translational stiffness, vertical compressive stiffness and horizontal torsional stiffness of the device are determined. The mechanical properties of 300 type three-dimensional isolation bearings under vertical loading are tested. The results of pseudo-static test show that the vertical deformation of the three-dimensional isolation device conforms to the theoretical mechanism. And the vertical hysteretic performance and load-carrying capacity are stable. Comparing the theoretical calculation values of the loading/unloading vertical stiffness and equivalent viscous damping ratio of three-dimensional isolation device with the experimental measured values, the results show that the theoretical and experimental results are in good agreement. Based on the finite element software, the device model is established, and the numerical simulation calculation under the same case as the static test is carried out. It is in good agreement with the theoretical model and the static test curve. At the same time, the translational simulation of the three inclined bearings is carried out. The horizontal stiffness of the device is basically consistent with the theoretical value, which verifies the validity of the theoretical model.

**Key words:** three-dimensional seismic isolation; inclined rotational friction; mechanical model; static test; finite element analysis

**作者简介:** 杨巧荣(1965-),女,副教授。电话:(021)66133517;E-mail:yangqr@aliyun.com