

## 新型变刚度滑移支座在网壳中的隔震性能研究

贺拥军<sup>1†</sup>,程雅<sup>1</sup>,周绪红<sup>2</sup>

(1. 湖南大学 土木工程学院,湖南 长沙 410082;

2. 重庆大学 土木工程学院,重庆 400044)

**摘 要:**提出了一种变刚度滑移支座(Nonlinear Spring-Friction Bearing, NFB),该支座由非线性圆锥弹簧和平面滑移支座组成;结合支座构造特点和工作原理建立了该支座的理论模型;利用有限元软件建立支座的实体模型,研究其滞回性能和应力分布状态,并分析圆锥弹簧关键参数对滞回特性的影响;将NFB和常见定刚度滑移支座应用于单层球面网壳进行三向地震作用下的时程分析,考察其隔震性能,并引入隔震系数对结构整体隔震效果进行评估.结果表明:NFB可有效降低多维地震下网壳结构的地震响应,且相对定刚度滑移支座有更好的节点相对位移、支座位移控制能力和支座自复位能力.

**关键词:**隔震;变刚度;滑移支座;圆锥弹簧;单层球面网壳;地震响应

**中图分类号:**TU393.3

**文献标志码:**A

## Analysis on Seismic Performance of Reticulated Shell with a New Type of Variable Stiffness Sliding Bearing

HE Yongjun<sup>1†</sup>, CHENG Ya<sup>1</sup>, ZHOU Xuhong<sup>2</sup>

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

2. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China)

**Abstract:** A nonlinear spring-friction bearing (NFB) composed of a nonlinear conical spring and a plane slip bearing was proposed. The theoretical model of the bearing was established based on the structural characteristics and working principle of the bearing. The solid model of the bearing was established using the finite element software, the hysteretic properties, and stress distribution of the bearing were studied. The influence of the key parameters of the cone spring on the hysteretic characteristics was analyzed. The time-history analysis of single-layer spherical reticulated shells with NFB and common fixed-stiffness sliding bearings under three-direction seismic action was carried out to investigate the isolation performance, and the isolation coefficient was introduced to evaluate the overall isolation effect of the structure. The results show that the NFB can effectively reduce the seismic response of the reticulated shell structure under multi-dimensional earthquakes. It has better joint relative displacement, bearing displacement control ability, and bearing self-reset ability when compared with the fixed stiffness slip bearing.

**Key words:** seismic isolation; variable stiffness; sliding bearing; conical spring; single-layer reticulated shell; seismic response

\* 收稿日期:2021-02-04

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51890902,51878261), National Natural Science Foundation of China(51890902,51878261)

作者简介:贺拥军(1970—),男,湖南宁乡人,湖南大学教授,博士生导师

† 通信联系人,E-mail:hyj0087@163.com

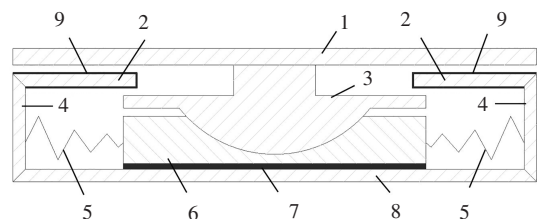
大跨空间结构作为公共类建筑的主要形式得到日益广泛的应用,研究并提高其隔震性能具有重要的现实意义<sup>[1]</sup>. 滑移隔震支座可以将上部结构和下部运动分离,通过相对滑动和摩擦耗能有效限制地震能量向上传递<sup>[2]</sup>. 针对其在地震中支座位移过大和难以自复位的问题,已有许多学者提出并深入研究了各种具有恢复机构的隔震支座. 1987年 Zayas 等<sup>[3]</sup>提出了摩擦摆支座(FPB)对滑动隔震系统作出改进,该支座滑动面为圆弧状,滑动过程中可利用重力复位. 随后科研人员对 FPB 进行了大量的试验和理论分析证明其有效性<sup>[4-6]</sup>,薛素铎等<sup>[7]</sup>进行了应用 FPB 的单层球面网壳结构抗震性能分析,孔德文等<sup>[8]</sup>研究了三维地震作用下 FPB 参数对网壳结构抗震性能影响. 由于 FPB 滑动刚度恒定不变,遭受强烈的长周期地震(如近断层地震)时,可能会出现共振问题<sup>[9]</sup>,各国研究人员提出了多种类型的变曲率摩擦摆支座,通过变化的滑动面曲率实现刚度随位移变化<sup>[10-14]</sup>. Shaikhzadeh 等<sup>[15]</sup>对几种常见的变曲率支座进行数值模拟,验证了其在近断层地震下良好的隔震性能.

基于以上研究,本文提出一种变刚度滑移支座(Nonlinear Spring-Friction Bearing, NFB),由摩擦滑移系统和非线性圆锥弹簧组成,相对于变曲率摩擦摆制造更为简单. 对于大跨空间结构,隔震支座通常设置于屋盖和下部支承结构之间,允许的支座变形空间有限,NFB可以在提供良好的隔震效果的同时减小支座位移峰值和残余位移. 本文对 NFB 的构造和理论模型作了详细的介绍,建立精细化实体模型,通过数值模拟分析其滞回性能,最后将 NFB 应用于单层球面网壳,考察其隔震效果.

## 1 构造和工作原理

变刚度滑移支座(NFB)的构造如图1、图2所示. NFB 主要由滑动摩擦支座和圆锥弹簧复合组成,其组件分别为:顶板,与上部结构相连;盖板,上与顶板以螺栓相接,下与滑块自然接触,接触面为球形,可使支座适应多向转动自由度;环形抗拔挡板,焊接于支座侧壁上,并在内侧及上下表面设置防撞层,防撞层由橡胶和钢板组成;滑块,传递上部结构荷载同时可在水平方向自由滑动;聚四氟乙烯板,内嵌在滑块底面,地震作用下通过滑动摩擦耗能,相比于铺设在底板表面,可避免摩擦材料在较大压力下变形凹陷影响滑动的情况;支座侧壁,限制滑块最大位移;

圆锥弹簧,均匀布置在滑块周围连接滑块与支座侧壁,起到复位作用,同时由于其构造特点,可从自然长度完全压平至簧丝厚度,节省了支座空间,且荷载和变形是非线性的关系,可防止共振现象发生,受压时刚度随位移增大而增加,在遭遇高强度或脉冲型地震时更利于减小支座位移以及防止滑块对支座侧壁的过大冲撞;底板,与下部结构相连.



1—顶板;2—抗拔挡板;3—盖板;4—支座侧壁;5—圆锥弹簧;  
6—滑块;7—聚四氟乙烯板;8—底板;9—防撞层

图1 NFB构造示意图

Fig.1 Schematic of NFB

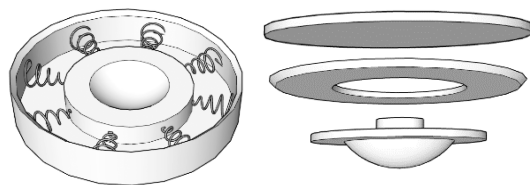


图2 NFB部件三维示意

Fig.2 Three dimensional view of NFB

将NFB应用于建筑物中,当受到地震作用时,支座滑块和底板发生相对滑动,通过滑动摩擦耗能,同时弹簧发生变形提供弹性恢复力,当支座位移超过线形临界值后,支座刚度随位移增大,可以提供更大的恢复力.

## 2 理论分析

NFB中滑动系统提供的摩擦力 $F_f$ 可表示为:

$$F_f = \mu W \operatorname{sgn}(\dot{u}) \quad (1)$$

式中: $\mu$ 为滑动摩擦系数; $W$ 为作用于滑动面的法向荷载; $\dot{u}$ 为支座水平滑动速度; $\operatorname{sgn}()$ 为符号函数.

圆锥形螺旋弹簧相对于圆柱形螺旋弹簧,具有较大的稳定性,可以通过适当设计圆锥弹簧的各项参数来实现隔震系统所需的非线性行为. 具有均匀节距的圆锥形弹簧如图3所示,当 $(R_2 - R_1) \geq N \cdot d$ 时,弹簧可压缩至一个线径厚度. 锥形弹簧沿其长度具有线性增加的环直径,从而使每个环之间具有不同

的刚度,当所受负载未使弹簧圈开始接触前,负载与变形关系是线性的,如果外力继续增加,则弹簧从大圈开始接触,因此弹簧的有效圈数随着负载的增加而减少,从而导致刚度逐渐增加.在两次连续的弹簧圈接触发生之间,刚度保持不变,因此,本文弹簧模型的载荷变形曲线采用多线性模式.

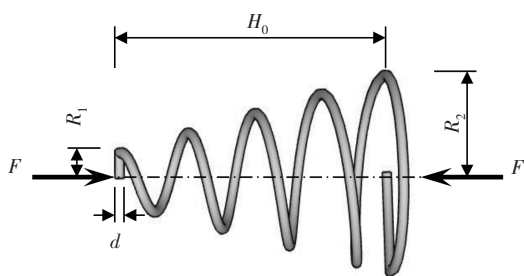


图3 圆锥弹簧  
Fig.3 Conical spring

在轴向载荷下(如图3所示),弹簧的簧丝横截面受到剪切和扭转的共同作用.对于横截面较薄的弹簧,剪切变形通常可以忽略不计,因此弹簧中的大部分应变能都来自扭转应力,还没发生环接触的弹簧应变能 $U$ 可以表示为:

$$U = \int_0^{L_0} \frac{T^2}{2GJ} dx \quad (2)$$

式中: $T$ 表示扭转力; $G$ 表示剪切模量; $J$ 表示金属簧丝截面极惯性矩; $L_0$ 表示簧丝总长度.

外力做功等于弹簧增加的应变能,从而弹簧变形 $\delta$ 可表示为:

$$\delta = \frac{\partial U}{\partial F} = \int_0^{L_0} \frac{T}{GJ} \frac{\partial F}{\partial x} dx = \frac{F}{GJ} \int_0^{2\pi N} r^3 d\theta \quad (3)$$

式中: $F$ 表示弹簧所受轴力; $r$ 表示弹簧环半径; $\theta$ 表示从弹簧最小端开始到半径 $r$ 处转过的角度; $N$ 表示有效环的总数.环半径沿弹簧丝均匀变化,可表示为:

$$r = \frac{R_2 - R_1}{2\pi N} \theta + R_1 \quad (4)$$

式中: $R_1$ 表示最小环的半径; $R_2$ 表示有效环中最大环的半径.代入式(3)可得:

$$\frac{\delta}{F} = \frac{1}{GJ} \int_0^{2\pi N} \left( \frac{R_2 - R_1}{2\pi N} \theta + R_1 \right)^3 d\theta \quad (5)$$

化简得:

$$\frac{\delta}{F} = \frac{2\pi N}{GJ} \left[ \frac{1}{4} (R_2 - R_1)^3 + (R_2 - R_1)^2 R_1 + \frac{3}{2} (R_2 - R_1) R_1^2 + R_1^3 \right] \quad (6)$$

其中 $J = \pi d^4/32$ , $d$ 为线径(即金属弹簧丝直径),代入上式得圆锥弹簧刚度为:

$$k = (Gd^4/16N) / \left[ (R_2 - R_1)^3 + 4(R_2 - R_1)^2 R_1 + 6(R_2 - R_1) R_1^2 + 4R_1^3 \right] \quad (7)$$

当弹簧受拉时, $N$ 不变, $R_2$ 不变,从而刚度表现为线性;当受压时,随着变形增大有效环数 $N$ 减少, $R_2$ 减小,从而刚度表现出非线性.

NFB水平向总控制力等于摩擦力和弹簧合力之和:

$$F = \mu W \operatorname{sgn}(\dot{u}) + \sum k_i \delta_i \cos \varphi_i \quad (8)$$

式中: $\delta_i$ 表示第 $i$ 根弹簧变形; $k_i$ 表示第 $i$ 根弹簧变形量为 $\delta_i$ 时的刚度; $\varphi_i$ 表示第 $i$ 根弹簧与滑块运动方向的夹角.

### 3 变刚度滑移支座的数值模拟

为分析变刚度滑移支座(NFB)在低周往复荷载下的滞回响应和应力分布状态,以及弹簧参数对支座性能的影响,采用通用有限元软件ABAQUS进行数值模拟.

#### 3.1 ABAQUS模型的建立

支座设计位移为120 mm,滑块滑动面(聚四氟乙烯板)直径为370 mm.顶板、底板、滑块、侧壁均为钢材制成,摩擦材料为聚四氟乙烯(PTFE).由于支座整体宜控制在弹性状态,钢材和聚四氟乙烯(PTFE)的本构模型均采用各向同性弹性模型<sup>[16]</sup>,钢材的弹性模量 $E=2.1 \times 10^5$  N/mm<sup>2</sup>,泊松比 $\nu=0.3$ ;聚四氟乙烯的弹性模量 $E=280$  N/mm<sup>2</sup>,泊松比 $\nu=0.42$ ,设计强度为30 N/mm<sup>2</sup>.整体模型采用8节点六面体线性减缩积分单元(C3D8R)进行模拟.假设滑块的聚四氟乙烯滑动面和底板的不锈钢滑动面之间接触属性中的法向作用采用“硬接触”,切向摩擦力遵循库仑定律,滑动摩擦系数为0.05.

弹簧材料为钢材,剪切模量取 $G=8 \times 10^4$  N/mm<sup>2</sup>,圆锥弹簧(编号N-1)几何参数取值为:最小圈半径 $R_1=20$  mm,最大圈半径 $R_2=40$  mm,自然高度 $H_0=120$  mm,总有效圈数 $N=4$ ,线径 $d=5$  mm.根据式(6)和式(7)可知圆锥弹簧的线性段位移和刚度变化与各项几何参数相关,在N-1的基础上改变线径 $d$ 得到部分荷载-变形关系如图4(a)所示,在N-1的基础上改变总有效圈数 $N$ 值得到部分荷载-变形关系如图4(b)所示,图4中位移为受压变形,受拉时刚度等于受压初始刚度.采用轴向连接器单元对其进行模拟,单元参数取自图4,在滑块周围均匀布置8根

相同的圆锥弹簧. 另外将圆锥弹簧(N-1)换成初始刚度与之相同的普通弹簧(L-1), 形成定刚度滑移支座, 与NFB的性能进行对比分析.

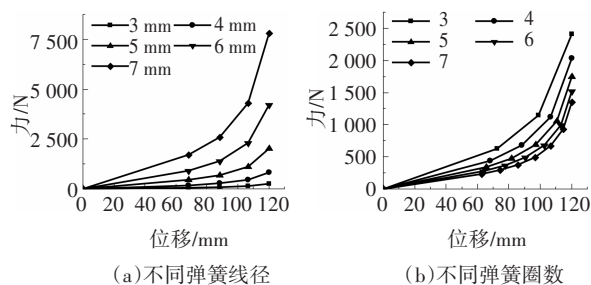


图4 圆锥弹簧荷载-变形图  
Fig.4 Load-deformation diagram of Conical spring

整个模拟过程设置3个分析步: 施加极小的预加荷载使各个接触面发生接触—施加正式竖向恒荷载—保持竖向恒载施加水平向简谐位移激励. 竖向恒载为  $W=100$  kN, 水平简谐位移为  $S=A\sin(2\pi\omega t)$ , 其中  $A$  为振幅取  $120$  mm,  $\omega$  为频率取  $0.5$  Hz.

### 3.2 模拟结果分析

#### 3.2.1 滞回特性

基于NFB的理论模型编制了MATLAB程序来描述其滞回响应, 并绘制其理论分析滞回曲线. 图5所示为使用上述N-1圆锥弹簧时理论分析和ABAQUS数值模拟分析所得的滞回曲线对比图, 可以看到模拟结果与理论分析基本吻合, 滞回曲线对称饱满, 具有良好的滞回耗能能力.

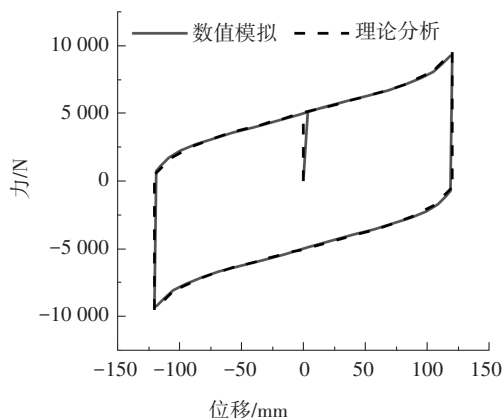


图5 NFB试件滞回曲线  
Fig.5 Hysteretic curve of NFB specimen

图6所示为使用非线性圆锥弹簧和普通弹簧的两种滑移支座滞回曲线对比图, 两类支座滞回环面积相等, 具有相同的耗能能力, 这是因为弹簧仅提供回复力, 支座通过滑动摩擦耗散能量. 图6中两种支座滞回曲线初始刚度相等, NFB线性段位移临界值

为  $68$  mm, 当支座位移小于该临界值时刚度保持不变, 当位移大于临界值时刚度随位移增大而增大. NFB的刚度变化特点使得其在地震作用较小时滞回特性与普通定刚度滑移支座相同, 在地震作用较大时可提供更大的恢复力, 防止位移过大, 并且减小残余位移.

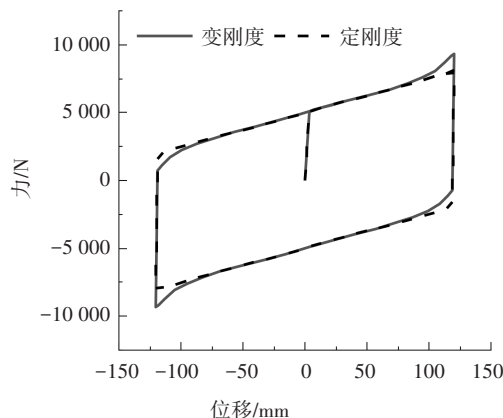


图6 两种滑移支座对比  
Fig.6 Comparison of two sliding bearings

图7展示了圆锥弹簧参数对NFB的滞回曲线的影响. 图7(a)为在N-1基础上取4种不同弹簧线径时的滞回曲线, 结果显示各滞回曲线的线性段位移临界值基本相等, 线径  $d$  越大初始刚度和非线性刚度越大. 图7(b)为在N-1基础上取4种不同弹簧有效圈数时的滞回曲线, 结果显示弹簧有效圈数  $N$  越大, 支座的线性段位移临界值越小, 整体刚度也越小, 但对刚度的影响并不十分显著. 通过参数分析可知变刚度隔震支座滞回特性变化规律, 从而可以改变支座参数以适应不同结构不同场所的隔震需求.

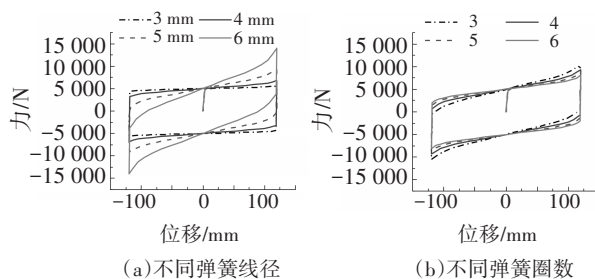


图7 圆锥弹簧参数对NFB滞回影响  
Fig.7 Influence of conical spring parameters on NFB hysteresis

#### 3.2.2 应力分析

通过观察变刚度滑移支座工作状态中的应力分布情况, 可以发现薄弱部位并针对性地改善, 图8所示为NFB试件在设计位移处的应力云图. 在分析过程中支座均处于弹性范围内, 从图8可以看到该时

刻最大应力值为  $20.45\text{ N/mm}^2$ , 出现在顶板和盖板相接处, 因为此时支座位移最大, 所受剪力最大, 而顶板与盖板相接处水平投影面积最小, 故应力最大. 当支座应用中受到更大的竖向荷载时, 需要适当加强此处. 另外值得注意的是, 支座位移越大, 弹簧与支座侧壁连接处应力集中越明显, 若使用线径更大的弹簧, 需注意增加支座侧壁厚度.



图 8 NFB 在设计位移处的应力云图  
Fig.8 Stress nephogram at the design displacement of NFB

4 单层球面网壳结构模型

4.1 结构体系

本文选用 K8 型单层球面网壳作为研究对象验证 NFB 的隔震性能, 网壳结构参数见表 1, 屋盖杆件均为圆形钢管, 采用 Q235B 钢材, 节点均采用刚性连接, 屋面荷载取  $1.5\text{ kN/m}^2$ , 结构整体构造如图 9 所示.

表 1 网壳结构参数

| Tab.1 Parameters of the reticulated shell structure |     |                    |                    |                     |
|-----------------------------------------------------|-----|--------------------|--------------------|---------------------|
| 跨度/m                                                | 矢跨比 | 斜杆/mm              | 环杆和径杆/mm           | 最外环杆/mm             |
| 80                                                  | 1/5 | $\phi 159\times 6$ | $\phi 180\times 6$ | $\phi 351\times 20$ |

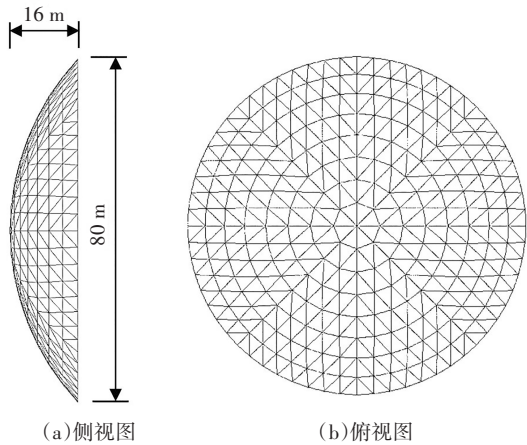


图 9 K8 型单层球面网壳结构  
Fig.9 K8 single-layer spherical reticulated shell structure

为评估 NFB 对网壳结构的隔震效果, 共设置 3 组网壳结构模型: ①布置固定铰支座; ②布置 NFB; ③布置与 NFB 初始刚度相同的定刚度滑移支座. 每一类支座均满布于网壳最外环节点下, 共 64 个, 其

中 NFB 参数如表 2 所示, 支座限位移为  $150\text{ mm}$ .

表 2 变刚度滑移支座参数  
Tab.2 Parameters of NFB

| 摩擦系数 $\mu$ | 圆锥弹簧                |             |                         |                         |                         |
|------------|---------------------|-------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|
|            | 线径<br>$d/\text{mm}$ | 有效圈数<br>$N$ | 小圈半径<br>$R_1/\text{mm}$ | 大圈半径<br>$R_2/\text{mm}$ | 自然高度<br>$H_0/\text{mm}$ |
| 0.1        | 5                   | 4           | 15                      | 40                      | 150                     |

4.2 结构有限元分析

运用有限元软件 ANSYS 建立整体结构的有限元模型, 杆件建模采用 BEAM188 单元, 材料弹性模量  $E=2.06\times 10^5\text{ MPa}$ , 泊松比  $\nu=0.3$ , 本构关系定义为双线性随动硬化模型 (BKIN), 屈服准则为 Mises 极限屈服准则, 强化准则为随动强化准则. 在网壳节点间建立表面效应单元 SURF154, 约束所有节点, 施加屋面荷载求得节点反力再除以重力加速度得到节点等效质量, 用质量单元 MASS21 来模拟. NFB 的摩擦滑移采用接触单元 CONTA178 来模拟, 非线性圆锥弹簧用 COMBIN39 来模拟, 支座一端与最外环节点相连一端接地.

对 3 组模型进行动力时程分析, 并考虑结构在重力荷载下的初始内力及变形. 选用 El-Centro 波进行 3 向加载, 地震动强度为  $400\text{ cm/s}^2$ ,  $X$ 、 $Y$ 、 $Z$  3 个方向的加速度比值满足  $1:0.85:0.65$ .

4.3 结构地震响应

提取网壳结构所有杆件、节点和支座的地震响应峰值的最大值, 结果见表 3 和表 4, 表中相对位移指相对于最外环节点的位移, 杆件应力未包含最外环杆<sup>[7]</sup>.

根据表 3 的结果可知, 相对于铰支座结构, 变刚度滑移支座 (NFB) 和定刚度滑移支座结构的各项地震响应指标都有明显减弱: 两种支座对杆件最大应力减小量相同, 均为 45% 左右; 对节点最大加速度减小量接近, 水平向可达 60% 左右; 对节点最大相对位移, 竖向减小量相同, 水平向 NFB 略大于定刚度支座, 如  $X$  向相对位移减小量 NFB 比定刚度多 5.3%. 根据表 4 结果可知, 两种支座均大大减小了支座水平反力, 即大跨空间结构中的柱顶剪力, NFB 的减小量略小于定刚度支座, 但差值不超过 1%, 均为 90% 以上; 对比两种支座的最大位移和残余位移可知, 变刚度支座明显小于定刚度支座, 如 NFB 水平  $Y$  向最大位移比定刚度支座小 37%, 残余位移小 84%.

为更详细、全面地对球面网壳的地震响应进行

表3 节点和杆件地震响应峰值对比

Tab.3 Comparison of peak seismic response of nodes and members

| 对比指标                                     | 铰支座   |        |        | NFB             |                 |                 | 定刚度             |                 |                 |
|------------------------------------------|-------|--------|--------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|
|                                          | X     | Y      | Z      | X               | Y               | Z               | X               | Y               | Z               |
| 节点最大加速度/( $\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$ ) | 13.07 | 9.42   | 22.31  | 5.18<br>(60.4)  | 4.81<br>(48.9)  | 18.07<br>(19.0) | 5.16<br>(60.5)  | 4.88<br>(48.2)  | 18.10<br>(18.9) |
| 节点最大相对位移/mm                              | 81.89 | 60.07  | 123.39 | 35.77<br>(56.3) | 34.84<br>(42.0) | 75.62<br>(38.7) | 40.10<br>(51.0) | 34.90<br>(41.9) | 75.66<br>(38.7) |
| 径环杆最大应力/MPa                              |       | 237.52 |        |                 | 135.42(43.0)    |                 |                 | 135.37(43.0)    |                 |
| 斜杆最大应力/MPa                               |       | 235.35 |        |                 | 127.34(45.9)    |                 |                 | 127.38(45.9)    |                 |

注:括号内数据为相对铰支座结构减小量,%.

表4 支座地震响应峰值对比

Tab.4 Comparison of peak seismic response of isolators

| 对比指标        | 铰支座    |        | NFB         |             | 定刚度         |             |
|-------------|--------|--------|-------------|-------------|-------------|-------------|
|             | X      | Y      | X           | Y           | X           | Y           |
| 支座最大水平反力/kN | 426.60 | 347.81 | 28.86(93.2) | 28.86(91.7) | 28.14(93.4) | 28.14(91.9) |
| 支座最大位移/mm   | —      | —      | 91.68       | 143.78      | 144.69      | 239.52      |
| 支座最大残余位移/mm | —      | —      | 43.61       | 26.70       | 126.16      | 164.33      |

注:括号内数据为相对铰支座结构减小量,%.

评估,对3种结构(除最外环外)全部杆件、节点和支座的各项地震响应峰值进行对比.

图10为杆件应力对比图,可以看出铰支座结构的杆件应力分布主要范围为(100,250),而布置了隔震支座的结构杆件应力分布范围为(0,150),整体小于铰支座结构,两种隔震支座结构响应整体分布接近.图11和图12分别为相对位移和加速度对比图,可以看到铰支座结构各指标分布较分散,范围较大且上限高;两种隔震结构各指标分布较集中,范围较小且上限减小,其中NFB结构的节点水平相对位移整体比定刚度的小.可见安装了隔震支座的结构地震响应减弱且整体性较好,且对节点相对位移的减弱效果NFB更优于定刚度支座.

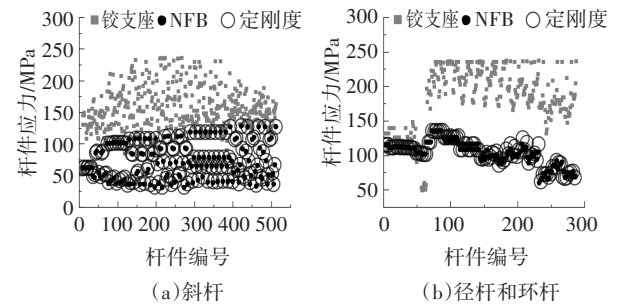


图10 杆件应力峰值对比  
Fig.10 Comparison of peak stress of members

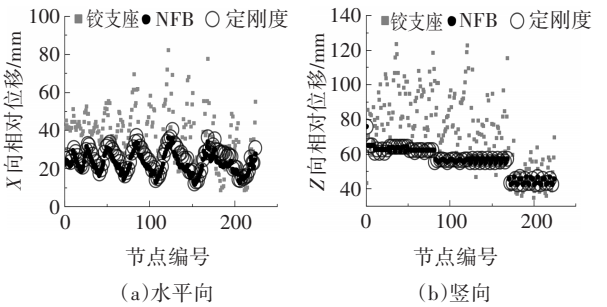


图11 节点相对位移峰值对比  
Fig.11 Comparison of peak relative displacement of nodes

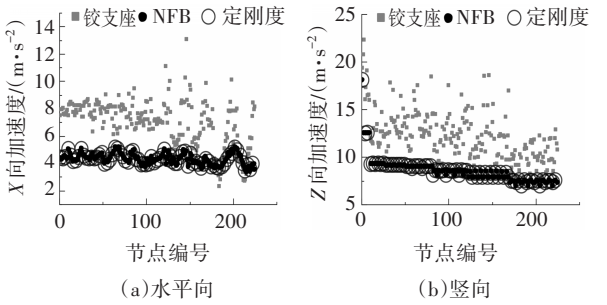


图12 节点加速度峰值对比  
Fig.12 Comparison of peak acceleration of nodes

图13为支座水平反力峰值对比,隔震支座相对铰支座整体明显减小且分布较均匀.图14为NFB和

定刚度支座水平峰值位移对比图,定刚度支座位移峰值分布为 $X(104,145)$ 和 $Y(203,240)$ ,NFB 位移峰值分布为 $X(57,92)$ 和 $Y(108,144)$ .图 15 为 NFB 和定刚度支座残余位移对比图,定刚度支座残余位移分布为 $X(90,127)$ 和 $Y(130,165)$ ,NFB 残余位移分布为 $X(12,44)$ 和 $Y(0,27)$ .

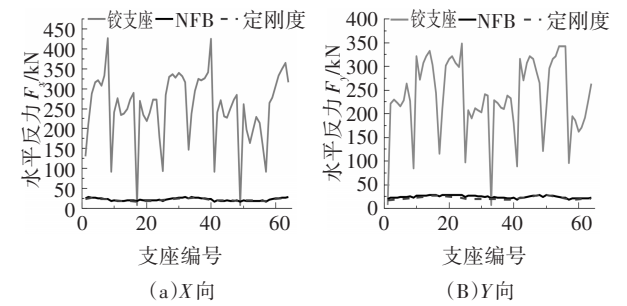


图 13 支座水平反力峰值对比

Fig.13 Comparison of peak horizontal counterforce of bearings

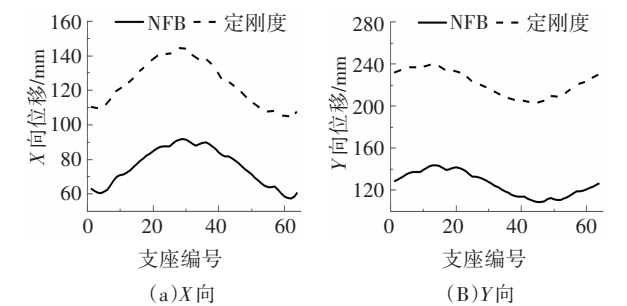


图 14 支座位移峰值对比

Fig.14 Comparison of peak displacement of bearings

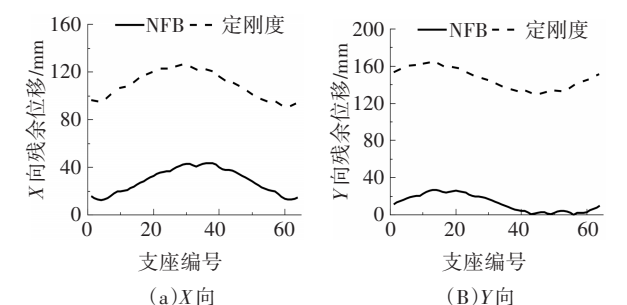


图 15 支座残余位移对比

Fig.15 Comparison of residual displacement of bearings

为方便比较两种支座的整体隔震效果,定义一个评价指标:隔震系数 $\rho$ =隔震结构地震响应峰值的平均值/铰支座结构地震响应峰值的平均值, $\rho$ 值越小,减震效果越好.各项信息的对比见表 5,对比可知 NFB 对结构节点水平相对位移的隔震系数比定刚度支座约小 0.1,NFB 的平均位移峰值比定刚度小 43%,平均残余位移比定刚度小 91%.

| 表5 整体减震效果对比                                         |        |       |       |      |
|-----------------------------------------------------|--------|-------|-------|------|
| Tab.5 Comparison of overall shock absorption effect |        |       |       |      |
| 地震响应对比指标                                            |        | NFB   | 定刚度支座 |      |
| 隔震系数<br>$\rho$                                      | 杆件应力   | 0.51  | 0.51  |      |
|                                                     | $X$    | 0.61  | 0.61  |      |
|                                                     | 节点加速度  | $Y$   | 0.67  | 0.64 |
|                                                     | $Z$    | 0.69  | 0.69  |      |
|                                                     | $X$    | 0.59  | 0.68  |      |
|                                                     | 节点相对位移 | $Y$   | 0.52  | 0.55 |
|                                                     | $Z$    | 0.75  | 0.75  |      |
|                                                     | $X$    | 0.09  | 0.08  |      |
|                                                     | 支座水平反力 | $Y$   | 0.10  | 0.09 |
|                                                     |        |       |       |      |
| 支座位移峰值平均值/mm                                        | $X$    | 75.8  | 124.1 |      |
|                                                     | $Y$    | 126.0 | 221.6 |      |
| 支座残余位移平均值/mm                                        | $X$    | 28.5  | 109.3 |      |
|                                                     | $Y$    | 12.7  | 146.6 |      |

4.4 参数分析

天然地震动具有很强的随机性,输入的地震波不同,结构响应也会有较大差异,本文选取 El-Centro 波、Taft 波和一条人工波进行动力分析,加载制度同上节.安装 NFB 的网壳结构在不同地震动下的隔震系数如表 6 所示,可见对于不同地震作用 NFB 均对网壳结构有良好的减震效果.

| 表 6 不同地震波作用下整体减震效果                                                  |         |                                        |      |      |           |      |      |
|---------------------------------------------------------------------|---------|----------------------------------------|------|------|-----------|------|------|
| Tab.6 Overall shock absorption effect under different seismic waves |         |                                        |      |      |           |      |      |
| 地震波                                                                 | 杆件应力/kN | 节点加速度/( $\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$ ) |      |      | 节点相对位移/mm |      |      |
|                                                                     |         | X                                      | Y    | Z    | X         | Y    | Z    |
| El-Centro                                                           | 0.51    | 0.61                                   | 0.67 | 0.69 | 0.59      | 0.52 | 0.75 |
| Taft                                                                | 0.48    | 0.59                                   | 0.55 | 0.60 | 0.71      | 0.66 | 0.76 |
| 人工                                                                  | 0.53    | 0.43                                   | 0.45 | 0.69 | 0.79      | 0.72 | 0.85 |

为探讨不同形体参数的网壳选用 NFB 作为隔震支座的普适性,对应用 NFB 的不同矢跨比球面网壳的减震效果进行分析,如表 7 所示,对于不同矢跨比网壳结构,NFB 均有良好减震效果,其中矢跨比为 1/4 的结构整体减震系数最小,减震效果更好.

表7 不同矢跨比网壳整体减震效果  
Tab.7 Overall shock absorption effect of reticulated shells with different rise-span ratio

| 矢跨比 | 杆件应力/kN | 节点加速度/(m·s <sup>-2</sup> ) |      |      | 节点相对位移/mm |      |      |
|-----|---------|----------------------------|------|------|-----------|------|------|
|     |         | X                          | Y    | Z    | X         | Y    | Z    |
| 1/4 | 0.46    | 0.61                       | 0.58 | 0.76 | 0.55      | 0.42 | 0.63 |
| 1/5 | 0.51    | 0.61                       | 0.67 | 0.60 | 0.59      | 0.52 | 0.75 |
| 1/6 | 0.59    | 0.64                       | 0.68 | 0.78 | 0.83      | 0.64 | 0.85 |

选取表2所示支座参数,通过改变关键参数弹簧线径和有效圈数研究NFB对球面网壳结构的隔震规律.结果如图16和图17所示,线径小于5 mm时隔震系数变化较小,大于5 mm时杆件应力和水平相对位移隔震系数呈明显上升趋势,支座峰值位移和残余位移都随线径增大而明显减小,因而线径取5 mm时支座的隔震性能较好;各项隔震系数受弹簧圈数影响较小,支座峰值位移和残余位移随有效圈数增大而增大,有效圈数越小支座自复位能力越好.

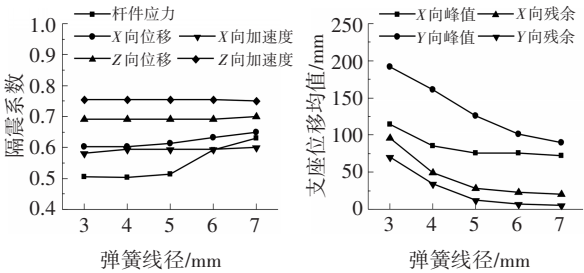


图16 圆锥弹簧线径影响规律  
Fig.16 Influence law of cone spring wire diameter

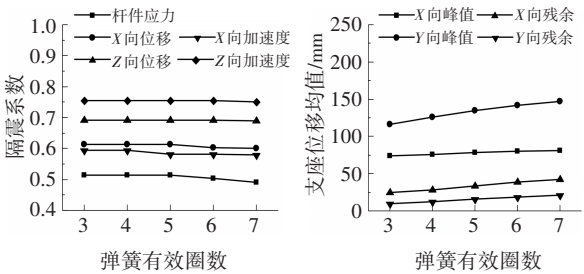


图17 圆锥弹簧有效圈数影响规律  
Fig.17 Influence law of effective coil number of cone spring

5 结 论

基于平面滑移支座,结合圆锥弹簧的非线性特点,提出了一种新型变刚度摩擦滑移支座(NFB),建

立其实体模型进行了数值仿真分析与参数分析,将NFB与相同初始刚度的定刚度滑动支座应用于单层球面网壳结构进行隔震分析并对比,最后研究NFB关键参数对隔震效果的影响规律,得出以下结论:

1)NFB通过摩擦滑移实现隔离地震和耗能,通过均匀布置的圆锥弹簧实现各向自复位,合理设置圆锥弹簧参数使 $(R_2-R_1) \geq N \cdot d$ ,则弹簧可压缩至一个线径厚度,有效节省了支座空间.

2)NFB滞回曲线饱满,有良好的耗能性能.NFB滑动位移较小时刚度不变,滞回响应与普通定刚度支座无异,位移超过线性临界位移时为变刚度,且刚度随位移的增加而增大,相对于普通定刚度滑动支座,能更有效地限制位移和提供更好的自回复能力.

3)圆锥弹簧的参数会影响NFB的滞回响应,支座的初始刚度和非线性刚度随线径的增加而增大,随有效圈数的增加而减小;支座的线性临界位移不受线径影响,随有效圈数的增加而减小.

4)从单层球面网壳的非线性时程分析结果看,NFB对网壳的水平和竖向都有良好的隔震效果,和普通定刚度支座对比显示,对网壳的杆件应力、节点竖向加速度和竖向相对位移,两支座隔震系数相等,隔震效果相同;对网壳的节点水平加速度和支座剪力,两支座隔震系数相差不超过0.03,隔震效果接近;对网壳的节点水平相对位移,NFB的隔震系数比定刚度支座小0.1左右,NFB的控制效果更好;对支座的位移峰值和残余位移,NFB的平均位移峰值比定刚度小43%,平均残余位移比定刚度小91%,NFB对位移的控制和支座自复位能力明显优于定刚度支座.

5)NFB的弹簧有效圈数越小,支座自复位能力越好,弹簧线径越大隔震系数越大,但线径越大,支座自回复能力越强,因此,建议在保证良好回复力的前提下,选取弹簧线径较小的支座作为隔震设备.

参考文献

[1] 何放龙,马自克. 强震作用下双层球面网壳结构非线性动力响应分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2007,34(10):1-5.  
HE F L, MA Z K. Nonlinear analysis of double-layer reticulated spherical dome under strong earthquake motions[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2007, 34(10): 1-5. (In Chinese)  
[2] SONI D P, MISTRY B B, JANGID R S, et al. Seismic response of

- the double variable frequency pendulum isolator [J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2011, 18(4):450-470.
- [3] ZAYAS V, LOW S, MAHIN S. The FPS earthquake resisting system [R]. Technical Report UCB/EERC-87/01, Berkeley: University of California at Berkeley, 1987:1-90.
- [4] MOKHA A, CONSTANTINOU M C, REINHORN A M, *et al.* Experimental study of friction-pendulum isolation system [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1991, 117(4):1201-1217.
- [5] TSAI C S. Finite element formulations for friction pendulum seismic isolation bearings [J]. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 1997, 40(1):29-49.
- [6] ALMAZÁN J L, DE LA LLERA J C, INAUDI J A. Modelling aspects of structures isolated with the frictional pendulum system [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 1998, 27(8):845-867.
- [7] 薛素铎, 赵伟, 李雄彦. 摩擦摆支座在单层球面网壳结构中的隔震分析[J]. *世界地震工程*, 2007, 23(2):41-45.  
XUE S D, ZHAO W, LI X Y. Seismic isolation of single-layer spherical lattice shells with FPS [J]. *World Earthquake Engineering*, 2007, 23(2):41-45. (In Chinese)
- [8] 孔德文, 范峰, 支旭东. 三维地震作用下应用FPB单层球面网壳抗震性能[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2016, 48(6):10-16.  
KONG D W, FAN F, ZHI X D. Seismic performance for single-layer reticulated shells with FPB under 3D ground motion [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2016, 48(6):10-16. (In Chinese)
- [9] 颜学渊, 毛会敏, 吴应雄, 等. 近断层激励下子结构组合隔震的巨-子结构试验[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2017, 44(11):23-30.  
YAN X Y, MAO H M, WU Y X, *et al.* Experimental study on mega-sub structures with combined isolation under near-fault ground motion [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2017, 44(11):23-30. (In Chinese)
- [10] PRANESH M, SINHA R. VFPI: an isolation device for aseismic design [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2000, 29(5):603-627.
- [11] TSAI C S, CHIANG T C, CHEN B J. Finite element formulations and theoretical study for variable curvature friction pendulum system [J]. *Engineering Structures*, 2003, 25(14):1719-1730.
- [12] 洪越, 唐贞云, 林树潮, 等. 一种新型变曲率摩擦摆力学性能的试验研究[J]. *工程力学*, 2018, 35(S1):113-119.  
HONG Y, TANG Z Y, LIN S C, *et al.* Experimental study on mechanical properties of a new type of VCFPB [J]. *Engineering Mechanics*, 2018, 35(S1):113-119. (In Chinese)
- [13] LU L Y, LEE T Y, YEH S W. Theory and experimental study for sliding isolators with variable curvature [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2011, 40(14):1609-1627.
- [14] SHARMA A, JANGID R S. Performance of variable curvature sliding isolators in base-isolated benchmark building [J]. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 2012, 21(5):354-373.
- [15] SHAIKHZADEH A A, KARAMODDIN A. Effectiveness of sliding isolators with variable curvature in near-fault ground motions [J]. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 2016, 25(6):278-296.
- [16] 邓雪松, 龚健, 周云. 变曲率摩擦摆隔震支座理论分析与数值模拟[J]. *土木建筑与环境工程*, 2011, 33(1):50-58.  
DENG X S, GONG J, ZHOU Y. Theoretical analysis and numerical simulation of variable curvature friction pendulum isolation bearing [J]. *Journal of Civil, Architectural & Environmental Engineering*, 2011, 33(1):50-58. (In Chinese)