

doi:10.11835/j.issn.2096-6717.2019.038



# 低周反复试验轴力加载装置的系统 摩擦力

杨红<sup>1a, 1b</sup>, 郭超<sup>1a</sup>, 王志军<sup>1a, 1b</sup>, 罗航<sup>2</sup>

(1. 重庆大学 a. 土木工程学院; b. 山地城镇建设与新技术教育部重点实验室 重庆 400045;  
2. 中国人民解放军 96518 部队, 河南 洛阳 471300)

**摘要:**在柱、剪力墙等的低周反复加载试验中,与施加轴压力的竖向作动器相连的钢铰轴处或滑动导轨处存在的摩擦力会导致加载水平力的测量结果不同程度地较真实值偏高。通过试验和有限元计算,分析了该摩擦力的规律和量化取值。为了消除材料非线性并准确考虑几何非线性的影响,设计两个型钢柱进行了材料弹性状态下的低周反复试验,并在 OpenSees 平台上建立了能够准确计算二阶效应的有限元模型。根据试验测量结果、有限元分析结果对该试验的轴力加载装置引起的摩擦力进行计算,研究了摩擦系数的取值方法,并考察了摩擦力对柱试验结果的影响。研究结果表明:由轴力加载装置引起的摩擦力主要受轴压力值影响,柱顶位移的影响较小;随着轴压力增大,摩擦力增大、摩擦系数变小;最大摩擦力、最小摩擦系数均趋于较稳定的取值;对于轴压力为 350~900 kN 的钢筋混凝土柱,由该装置摩擦力引起的低周反复试验的柱顶水平力测量结果误差约为 5~13 kN。

**关键词:**低周反复试验;竖向作动器;摩擦力;有限元模拟;二阶效应

**中图分类号:**TU375.3 **文献标志码:**A **文章编号:**2096-6717(2019)02-0122-11

## Research on system frictional force of axial force applying devices in cyclic loading test

Yang Hong<sup>1a</sup>, Guo Chao<sup>1a, 1b</sup>, Wang Zhijun<sup>1a, 1b</sup>, Luo Hang<sup>2</sup>

(1a. School of Civil Engineering; 1b. Key Laboratory of New Technology for Construction of Cities in Mountain Area, Ministry of Education, Chongqing University, Chongqing 400045, P. R. China; 2. The Chinese People's Liberation Army, Unit 96518, Luoyang 471300, Henan, P. R. China)

**Abstract:** In the cyclic loading test of column or shear wall with the axial compression load, frictional force exists in the roller of steel hinges or the sliding rail, which is connected to the vertical actuator for applying axial force. The measurement of lateral load would be higher than its actual value due to this friction. On the basis of experimental research and finite element simulation, the variation characteristics and quantization method of the friction were investigated. In order to eliminate the influence of material nonlinearity and calculate geometric nonlinearity accurately, two steel columns were designed and cyclic loading tests under elastic situation were carried out. Besides, a finite element model which can accurately

收稿日期:2018-09-10

基金项目:国家自然科学基金(51878100)

作者简介:杨红(1969-),男,博士,教授,主要从事钢筋混凝土基本性能及结构抗震研究, E-mail: yangh@cqu.edu.cn。

Received: 2018-09-10

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (No. 51878100)

Author brief: Yang Hong (1969-), PhD, professor, main research interests: behavior and seismic design of reinforced concrete structures, E-mail: yangh@cqu.edu.cn.

calculate the second-order effects was established on the OpenSees platform. Based on experimental and numerical results, the frictional forces were calculated, the method of determining the friction coefficient was proposed, and the influence of friction on the experimental results was evaluated. It was revealed that the frictional force caused by the devices for applying axial force was mainly affected by the axial compression force, while the top displacement of columns was of weak influence. As the axial compression force increases, the frictional force increases and the friction coefficient decreases. However, the maximum frictional force or the minimum friction coefficient converges. In cyclic loading test of the reinforced concrete columns with axial force of 350~900 kN, the measurement error of column top horizontal force caused by friction is 5~13 kN approximately.

**Keywords:** low cyclic loading test; vertical actuator; frictional force; finite element simulation; second-order effect

采用截面纤维模型,基于力的非线性梁柱单元等细化数值模拟方法已经能较好地对钢筋混凝土柱在弹塑性阶段的加卸载刚度、滞回特征等进行有效预测。但陆新征等<sup>[1-3]</sup>、戎贤等<sup>[4]</sup>、Moharrami 等<sup>[5]</sup>在研究中发现,钢筋混凝土(RC)柱的模拟承载力不同程度地低于试验结果,且随着轴压力增大,两者的差异相应加大。分析结果表明<sup>[6-7]</sup>,这种系统性误差主要与摩擦阻力有关,在柱、剪力墙、梁柱组合体试件等的低周反复试验中,施加轴压力的竖向作动器主要通过钢铰或滚轴导轨与反力架相连,试验过程中,钢铰和滚轴随柱顶位移而滑动或滚动必然会引起相应的摩擦作用,因此,该摩擦阻力将导致由水平作动器的力传感器测量的水平力较柱承受的真实值偏大。

《建筑抗震试验方法规程》<sup>[8]</sup>并未充分考虑摩擦力影响,仅规定滑动导轨的摩擦系数不应大于 0.01。李林安等<sup>[9]</sup>通过机械试验分析了钢铰、轴承的滑动、滚动摩擦的性能,分别得出了与建筑抗震试验方法规程不同的铰轴滑动摩擦系数解析式;《机械设计手册》<sup>[10]</sup>的摩擦系数取值也与《建筑抗震试验方法规程》不同;Tanaka 等<sup>[11]</sup>研究了往复滑动中初始接触面条件对钢轴承摩擦系数的影响;Hanrahan 等<sup>[12]</sup>研究了滚动摩擦系统摩擦系数取值;吴家杰等<sup>[13]</sup>通过不同的竖向加载装置分析了摩擦力对 RC 桥墩抗震性能影响。为了消除(减小)摩擦力引起的误差,Lavorato 等<sup>[14]</sup>、Chang 等<sup>[15]</sup>采用了不设置滑动支座的竖向力加载装置进行抗震性能试验研究。

目前,学者们对低周反复试验中因轴力加载装置引起的摩擦阻力如何计算缺乏研究。以型钢柱为例,通过弹性阶段的低周反复试验和相应的有限元模拟,建立了一种确定轴力加载装置引起摩擦力的计算方法;通过对 RC 柱的水平力测量值进行摩擦

修正,提高了试验结果的准确性。

## 1 摩擦力量化分析方法与试验设计

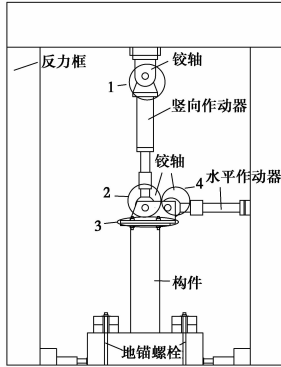
### 1.1 摩擦力定量计算方法

以图 1(a)所示悬臂柱为例,施加轴压力的竖向作动器上端、下端均通过钢铰轴(圆柱形的钢轴承穿过钢铰上摆、下摆的铰孔,形成铰接连接,以下简称铰轴)与试验柱构件、反力系统相连,随着柱顶水平位移增大,铰轴转动将引起相应的摩擦阻力。

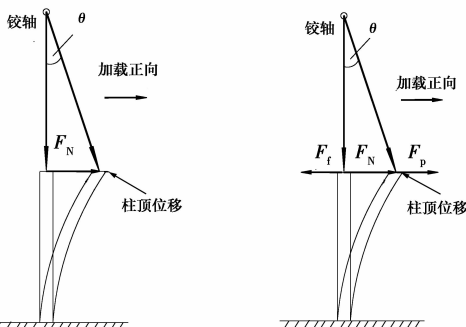
整个加载装置主要在图 1(a)所示的 4 处位置产生摩擦阻力,分别是:竖向千斤顶与反力架连接的铰轴(编号 1);竖向千斤顶与构件连接的铰轴(编号 2);柱顶与钢铰连接面之间可能存在滑动,形成相应的滑动摩擦力(编号 3);水平千斤顶与构件连接的铰轴(编号 4)。笔者将上述由于整个加载装置引起的摩擦阻力统称为系统摩擦力(简称摩擦力)。

在试验过程中,上述 4 处位置的摩擦力并不相同。即使对于编号 1、编号 2 的单个铰轴而言,其摩擦状态也较为复杂。试验过程中,当竖向作动器随柱顶位移左右摆动时,钢轴承与钢铰上、下摆产生相对转动,同时钢轴承也在上摆、下摆的铰孔空隙处相对滑动(当钢轴承加工质量偏低、铰孔直径偏大时,这种滑动更明显),从而形成滚动摩擦和滑动摩擦混合作用的状态。此外,钢轴承和上下摆铰孔的初始形状并非理想圆形,随着压应力加大,在轴承滚动时,轴承和铰孔的接触面形状将发生微小变化,接触面愈软、形状变化愈大,滚动摩擦力就愈大。综上所述,整个加载装置的系统摩擦力与钢轴承、钢铰孔接触面的光滑程度、制作工艺等有关;此外,试验时启动加载、采数停顿、峰值卸载等可能产生静摩擦作用,其与水平位移行进中的动摩擦交替作用,进一步增加了加载装置摩擦状态的复杂性。

在图 1(a)所示的钢筋混凝土悬臂柱的低周反复试验中,直接测量的水平力-位移曲线的水平力比真实值偏大,有两方面的原因:一是竖向作动器随柱顶水平移动逐渐倾斜,在水平方向形成的分力(见图 1(b));二是轴力加载装置引起的摩擦力(见图 1(c))。



(a) 柱的试验装置及系统摩擦力的组成



(c) 柱轴力的水平分力示意图 (d) 摩擦力示意图

图 1 轴力加载装置引起的摩擦力示意图

Fig. 1 Sketch of friction caused by axial force

采用铰轴连接方式的试验中,随柱顶水平位移增加,竖向作用器与竖直方向形成的夹角( $\theta$ )会逐渐加大,故竖向作用器的轴向力除存在竖向分量(即柱承受的轴压力)外,还存在一个水平分量  $F_N$ (见图 1(b)), $F_N$  将使实际测量的水平力  $F_P$  比柱实际承受的水平力更小。这种试验误差可以在试验完成后直接根据实测数据进行修正,其修正是:首先计算各柱顶位移下的  $\theta$ (根据柱顶水平位移、竖向作用器上下铰轴的中心距实测结果进行计算),然后计算轴压力  $N$  的分力  $F_N$ ,将其与水平作动器的实测结果  $F_P$  叠加,结果即为考虑摩擦力修正之前的 RC 柱顶承受的水平力。

对于图 1(a)所示的轴力加载装置(竖向作动器通过铰轴与试件、反力系统连接),通过 3 个步骤定量计算该装置引起的摩擦力。

第 1 步,对型钢柱进行弹性阶段的低周反复试验,获得水平力-位移滞回曲线的测量结果。该实测

水平力-位移曲线包含了摩擦力  $F_f$ 、轴力水平分量  $F_N$  的影响。理论上,型钢柱弹性阶段的水平力-位移关系本是一条斜直线(若二阶效应的影响可近似忽略),但由于摩擦力等影响,实测滞回曲线会形成滞回圈。

第 2 步,对于材料处于弹性状态的型钢柱,可通过有限元软件精确地计算各水平位移下的柱顶水平力( $F_M$ )。 $F_M$  的计算结果不受摩擦力  $F_f$ 、轴力水平分量干扰  $F_N$ ,为无摩擦的理想状态的结果。

第 3 步,将试验结果、有限元计算结果相结合,可按式(1)计算各位移状态下的摩擦力  $F_f$ 。

$$F_f = F_P + F_N - F_M \tag{1}$$

$$F_N = N \cdot \theta \tag{2}$$

式中: $F_f$  为施加轴力的竖向作动器等引起的系统摩擦力, $F_P$  为试验加载水平力(由与水平作动器相连的力传感器直接测得), $F_N$  为竖向作动器轴向力的水平分量, $F_M$  为采用有限元模型计算的水平力, $N$  为竖向作动器施加的轴向力(由与竖向作动器相连的力传感器测得), $\theta$  为竖向作动器与竖直方向的夹角(见图 1(b))。分析时,式(1)中各水平力均以图 1(c)所示“加载正向”为正。

在第 1 步中,采用型钢柱试件进行低周反复试验的目的是消除材料非线性的影响,但不利之处是钢柱的二阶效应一般更为显著。因此,在第 2 步计算时重点考虑了二阶效应,建立能完善考虑二阶效应的有限元分析模型,并完成相应计算。

### 1.2 试验概况

2 个钢柱试件编号为 GZ-1、GZ-2,分别对应文献[16]中的 RC 柱 SC-5 和 SC-6。应强调的是,4 个试件采用了同一套加载系统(包括反力架、竖向作动器两端的连接铰轴、水平和竖向作动器等),如图 2 所示。

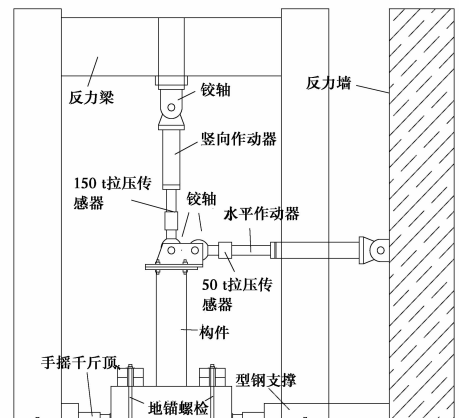


图 2 试验加载装置图

Fig. 2 The loading system of specimens

合理设计型钢试件,使其受力性能满足如下要求:型钢试件在整个实验过程中,始终在材料弹性阶段且其弹性阶段的最大顶点位移与相应 RC 柱破坏时的最大水平位移相近,此外,型钢试件目标位移下的水平承载力也接近相应 RC 柱的水平承载力。

试件所用钢材强度均为 Q345B,试件尺寸见表 1。

表 1 钢柱试件尺寸与材料属性

Table 1 Specimen size and behavior parameter of steel columns

试件	截面尺寸	L/mm	A/mm <sup>2</sup>	钢材强度等级
GZ-1	H200 mm×300 mm×20 mm×20 mm	2 600	15 200	Q345B
GZ-2	H180 mm×300 mm×20 mm×20 mm	2 600	14 800	Q345B

按照《钢结构设计规范》<sup>[17]</sup>、《钢结构原理与设计》<sup>[18]</sup>,完成了试件腹板与翼缘连接焊缝、柱脚和柱顶连接铰以及其连接焊缝的设计、计算,结果如图 3 所示。测得的钢材基本力学性能见表 2。

表 2 钢材力学性能参数实测值

Table 2 The measured performance parameters of steel

取样编号	极限抗拉强度/MPa	屈服强度/MPa	弹性模量/MPa	屈服应变/%	极限应变/%
1	522.55	375.27	197 549.6	0.39	15.5
2	522.66	374.02	198 014.1	0.39	15.9
3	523.49	376.82	201 090	0.39	17.4
4	523.13	374.80	199 784.3	0.39	16.9
5	522.28	366.24	196 796.4	0.38	16.2
6	522.53	369.51	197 637.5	0.38	16.3

采用拟静力方法对试件进行加载,加载装置如图 2 示。试验中,竖向轴力由 150 t 拉压作动器施加,水平作用力由 50 t 拉压作动器施加。水平荷载由水平作动器端部的 50 t 拉压传感器测量,试件柱顶位移由位移计测量。试验过程中通过采集的应变数据随时判断试件是否处于弹性状态。应变片共设 4 排,各排应变片距离柱底座上表面分别为 50、150、250、350 mm。

试件 GZ-1 分别在轴力等于 288、576、928 kN 下各进行了 3 次弹性低周反复加载(共 9 次试验),试件 GZ-2 分别在轴力等于 122、244、365、576、928、1 293 kN 下各进行了 4 次弹性低周反复加载

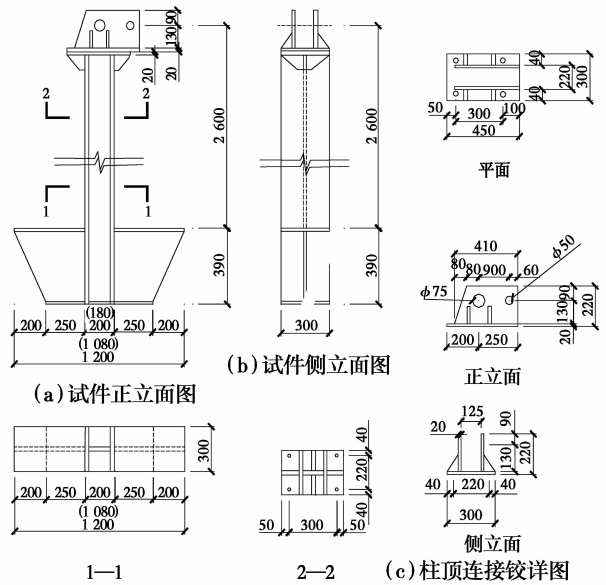


图 3 试件尺寸和连接铰详图

Fig. 3 Detail drawing of specimen size and hinged connection

(共 24 次试验),每次试验结束后、开始下次试验前,均将铰轴与试件拆开并重新连接,使摩擦力归零。各试验均采用位移控制,其加载制度见图 4,图中  $\Delta$  为型钢柱柱顶位移,其各循环的位移幅值分别等于文献[16]中 RC 柱屈服位移  $\Delta_{cy}$ (RC 柱 SC-5 和 SC-6 屈服位移  $\Delta_{cy}$  均近似取为 7 mm)的 1、2、3 倍(即 7、14、21 mm)。

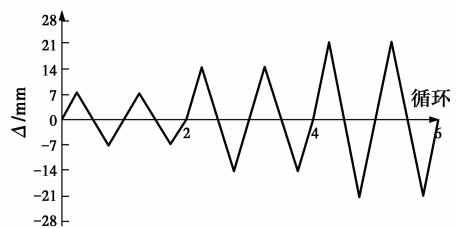


图 4 水平荷载加载制度示意图

Fig.4. Specified loading history

### 1.3 试验荷载-水平位移滞回曲线及修正

正式试验开始之前,对各试件进行了无轴力的验证试验。图 5 为试件 GZ-1 脱离柱顶竖向作动器、未施加轴力时的水平力( $F_p$ )-位移( $\Delta$ )曲线测量结果,可以发现,在无轴力状态下其试验结果仍然存滞回圈。

由前文分析可知,柱顶施加轴力的铰轴脱开后,不会出现摩擦力  $F_f$ 、轴力水平分量  $F_N$  的干扰。经仔细分析发现,实测  $F_p$ - $\Delta$  曲线形成滞回圈的原因是,试验过程中型钢柱试件顶部钢板相对于钢铰底板略有滑动(摩擦型高强螺栓直径较螺栓孔更小)。为了消除该因素影响,布置百分表测量该相对位移,



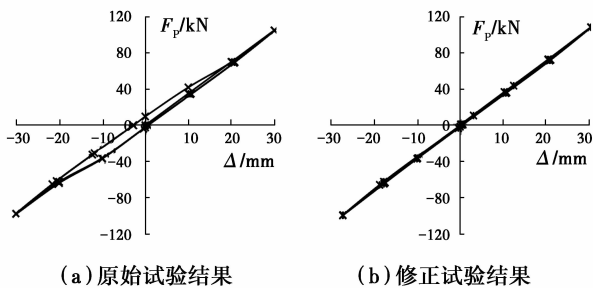


图 5 试件 GZ-1 无轴力作用的原始试验结果与修正  
Fig. 5 The revised test results and original test results  
of specimen GZ-1 without axial force

并根据其修正柱顶位移。如图 6 所示,百分表通过磁性基座固定在钢柱顶部,  $\Delta_s$  为钢柱顶部相对于钢铰的相对位移(受拉为正),  $\Delta_t$  为位移计测得的柱顶位移值(受拉为正), 则真实的柱顶水平位移  $\Delta = \Delta_t - \Delta_s$ 。

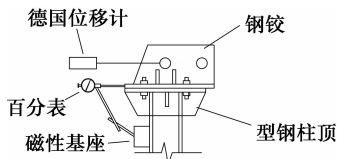


图 6 柱顶相对滑移修正示意图  
Fig. 6 The correction of column top's relative slippage

图 5(b)表明,经修正后,无轴力下  $F_P-\Delta$  曲线不再出现滞回圈,表明其结果是合理的。

## 2 摩擦力计算结果与变化规律

### 2.1 有限元模拟与二阶效应

为了得到考虑二阶效应后试件的荷载-位移曲线计算结果,在 OpenSees 平台上,选取 nonlinearBeamColumn 单元建立型钢柱的有限元模型。由于 nonlinearBeamColumn 单元不能直接考虑  $P-\delta$  效应,OpenSees 也难以精确计算  $P-\Delta$  效应,故采用舒启军<sup>[19]</sup>的研究成果进行计算。该方法根据 Souza<sup>[20]</sup>的柔度法理论,通过在最终的刚度方程中直接按线弹性方式加入相应项,不考虑扭转变形与其他变形间的耦合作用,建立能够完全考虑二阶效应的柔度矩阵。

考虑  $P-\Delta$  效应和  $P-\delta$  效应的截面力表达式为<sup>[19]</sup>

$$S(x) = b(x)P \tag{3}$$

$$b(x) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \nu(\xi) & \xi - 1 & \xi & 0 & 0 \\ -\omega(\xi) & 0 & 0 & \xi - 1 & \xi \end{pmatrix}, \quad \xi = \frac{x}{L} \tag{4}$$

张勇<sup>[21]</sup>和舒启军<sup>[19]</sup>通过算例和试验验证了采用上述方法建立的有限元模型对计算二阶效应的准确性。计算时,钢柱截面采用纤维模型,将试件的左右翼缘各划分为 5 个纤维,腹板划分为 4 个纤维;钢材本构采用 Steel02 模型,影响过渡曲线形状的参数分别取 20, 0.925 和 0.15,应变硬化率 0.01。

为了进一步验证上述有限元模型的正确性,以 2 个试件的无轴力试验结果为依据对其进行了校核。

无轴力作用下  $F_P-\Delta$  曲线试验结果(已对柱顶连接螺栓滑动进行了修正)和计算结果如图 7 所示,表明无轴力时两试件试验结果与模拟结果一致。

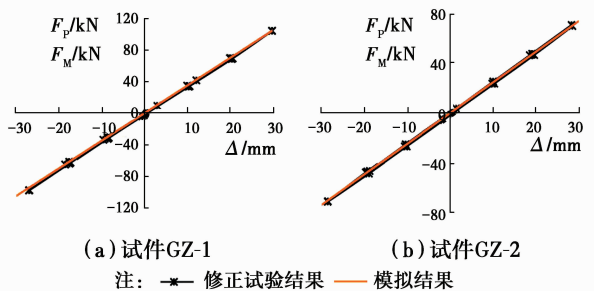


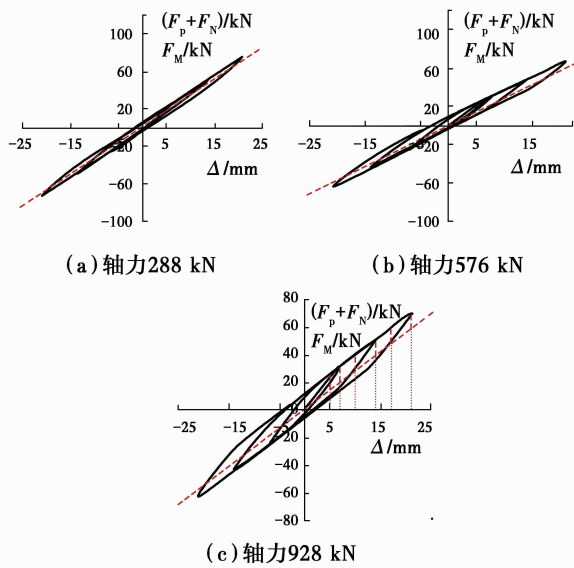
图 7 无轴力作用时试件修正试验结果与计算结果对比  
Fig. 7 Comparison of revised test and simulation  
result for specimens without axial force

### 2.2 摩擦力变化规律与计算结果

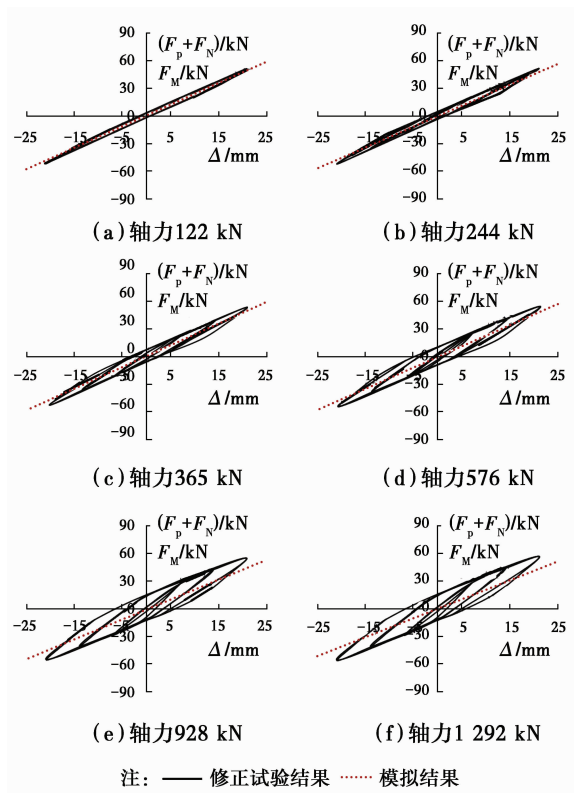
2.2.1 荷载-水平位移关系试验和有限元计算结果如前所述,试件 GZ-1、GZ-2 分别在不同轴压力取值作用下进行了数次独立的低周反复加载试验。图 8 和图 9 给出了多次试验中的一组典型试验结果(均已对柱顶连接螺栓滑动、 $F_N$  进行了修正),以及与相应有限元计算结果的对比。

在图 8、图 9 中,有限元计算时试件处于无摩擦力的理想状态,且二阶效应影响很小,故型钢柱弹性阶段的  $F_M-\Delta$  曲线计算结果近似为一条斜直线。对于试验结果,虽然试件材料处于弹性状态,但受  $F_t$  的影响,且摩擦力在加载、卸载过程中大小和方向均有所改变(具体分析详后文),故试件的水平力测量结果相应变化,并使柱顶水平力-水平位移形成了弹性滞回圈。

2.2.2 加载阶段的摩擦力 图 8、图 9 表明,在加载过程中(除加载初始阶段外),试验滞回曲线基本与无摩擦力的模拟曲线的斜率相同(平行),即  $F_t$  在加载的大部分过程中基本保持不变,故近似选取  $\pm 5$ 、 $\pm 7$ 、 $\pm 10$ 、 $\pm 14$ 、 $\pm 17$ 、 $\pm 21$  mm 等共 6 个位移点(其中,  $\pm 7$ 、 $\pm 14$ 、 $\pm 21$  mm 为各循环的位移幅值)计



注: — 修正试验结果 - - - 模拟结果  
 图 8 试件 GZ-1 试验结果与模拟结果对比  
 Fig. 8 Comparison of test and simulation result for specimens GZ-1



注: — 修正试验结果 ..... 模拟结果  
 图 9 试件 GZ-2 试验结果与模拟结果对比  
 Fig. 9 Comparison of test and simulation result for specimens GZ-2

算,并将其作为分析加载阶段的代表值。因此,根据不同轴力下多次试验的结果、有限元模拟结果,按照式(1)即可计算摩擦力。

以图 8 (c)中 GZ-1 试件在 928 kN 下第 1 次低周反复试验结果为例,说明正向加载阶段的摩擦

力  $F_f$  计算方法。

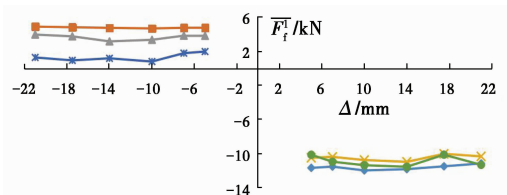
根据  $F_f$  的计算方法(式(1))可知,在图 8(c)中,红色实线即为  $F_f$ 。由图 4 的加载制度可知,在每个峰值位移共循环两次,则在 5 mm 位移处需计算并得到共 6 个  $F_f$  取值,将其平均值(记为  $\overline{F_f}$ )作为 5 mm 位移处的摩擦力;同理,按照该方法可计算其它每个代表位移点处的摩擦力(5、7 mm 处 6 个  $F_f$  的平均值,10、14 mm 处 4 个  $F_f$  的平均值,17、21 mm 处 2 个  $F_f$  的平均值),其具体计算过程见表 3。

表 3 轴力为 928 kN 时试件 GZ-1 的摩擦力  $\overline{F_f}$  计算结果  
 Table 3 The calculated friction force  $\overline{F_f}$  at loading point of GZ-1 under 928 kN axial force kN

循环次数	5 mm	7 mm	10 mm	14 mm	17 mm	21 mm
3-2	-11.014	-11.854	-12.202	-12.335	-11.712	-11.401
3-1	-11.575	-11.430	-11.919	-11.911	-11.306	-11.075
2-2	-11.858	-11.548	-12.182	-11.769		
2-1	-11.836	-11.691	-11.941	-11.628		
1-2	-11.536	-11.440				
1-1	-11.606	-11.711				
平均值	-11.571	-11.612	-12.060	-11.911	-11.509	-11.238
标准差	0.305	0.168	0.151	0.305	0.287	0.230

根据表 3 中的摩擦力平均值( $\overline{F_f}$ )可绘制图 10 中第 1 次正向加载的  $\overline{F_f}$  曲线(第 2 次、第 3 次正向加载的摩擦力计算过程类似),负向加载的摩擦力采用与正向相同的计算过程,不再赘述。

限于篇幅,图 10、图 11 仅给出了试件 GZ-1 和 GZ-2 在部分轴力作用下,多次加载过程中的  $\overline{F_f}$  的计算结果。其中,图 10 正向加载、负向加载摩擦力不同的原因是,试件 GZ-1 制作时略有平面外偏斜,使得各轴力下正向、负向加载段摩擦力不同,且轴力为 288 kN 时两者的差值最显著。



注: — 第1次,负向 — 第1次,正向 — 第2次,负向  
 — 第2次,正向 — 第3次,负向 — 第3次,正向  
 图 10 轴力 928 kN 作用下试件 GZ-1 加载段摩擦力平均值  $\overline{F_f}$

Fig. 10 Average friction force  $\overline{F_f}$  of specimen GZ-1 under 928 kN axial force at loading stage

如前所述,每次试验开始前均将铰轴与试件拆

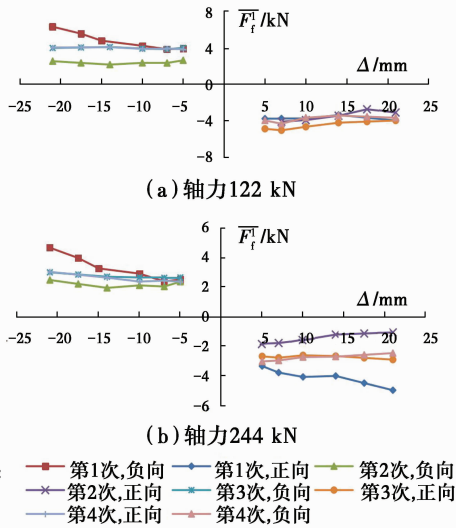


图 11 试件 GZ-2 加载段摩擦力平均值  $\overline{F_f^1}$

Fig. 11 Average friction force  $\overline{F_f^1}$  of specimen GZ-2 at loading stage

开并重新连接。图 10、图 11 的试验摩擦力  $\overline{F_f^1}$  存在一定离散性,说明即使是相同的轴力加载装置(钢铰上下摆、钢轴承、作动器等均相同)和柱试件,重新安装后,其摩擦系数将发生改变。分析认为,其主要原因是,制作的上下摆铰孔和钢轴承不是理想的圆形、上下摆和轴承的表面并不完全光滑、平整,很多局部位置随机地存在微小的凹凸,因此,重新连接铰轴后,钢轴承与钢铰孔的接触位置改变,会导致摩擦系数变化。总之,摩擦系数除与钢轴承、钢铰孔(或导轨)接触面的光滑程度、制作工艺等有关外,也与接触位置的随机性有关。

为了更直观表现摩擦力与轴力的关系,将试件 GZ-1 和 GZ-2 在每一轴力作用下的各次试验加载过程中的  $\overline{F_f^1}$ (见图 10 和图 11)再次进行平均,得到  $\overline{F_f^2}$  的计算结果,如图 12 所示。

图 12 表明:试件 GZ-1 和 GZ-2 在不同轴力下的加载段摩擦力平均值( $\overline{F_f^2}$ )较稳定,且随轴压力值加大摩擦力也相应增大;柱顶位移的变化对摩擦力平均值影响不明显,这与罗小龙等<sup>[22]</sup>、吴二军等<sup>[23]</sup>关于摩擦力的研究结果相符。

为了消除试件微小倾斜所导致的试验测量的正向水平力、负向水平力存在一定差异(试件 GZ-1 较明显)的不利影响,不考虑方向性(即  $F_f$  的正负)可更客观地分析  $F_f$  的大小与柱顶位移的关系。因此,取正向、负向柱顶位移绝对值相同的加载段  $F_f$  的绝对值(见图 12)进行平均,得到加载段摩擦力平均值(记为  $\overline{F_f^3}$ )与柱顶位移的关系(见图 13)。由图 13 可见,相同轴力下不同柱顶位移点的摩擦力( $\overline{F_f^3}$ )较接

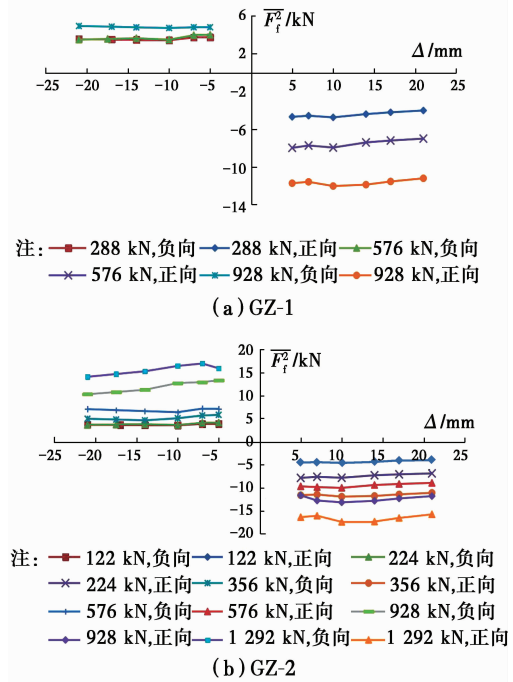


图 12 各试件加载段摩擦力平均值  $\overline{F_f^2}$

Fig. 12 Average friction force  $\overline{F_f^2}$  for specimens at loading stage

近,摩擦力随轴压力的加大而增大。

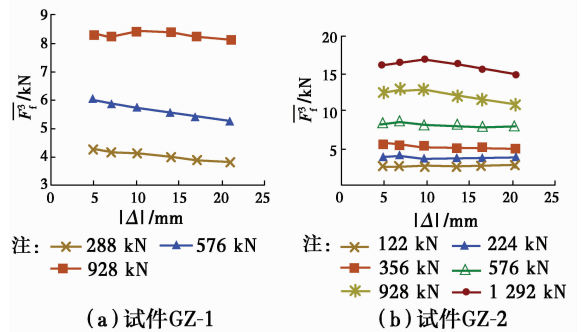


图 13 各轴力作用下加载段摩擦力平均值  $\overline{F_f^3}$

Fig. 13 Average friction force  $\overline{F_f^3}$  under different axial force at loading stage

2.2.3 卸载阶段的摩擦力 为分析卸载阶段摩擦力的变化规律,分别计算试件 GZ-1、GZ-2 在轴力为 928 kN 下的卸载阶段摩擦力(仅以柱顶位移幅值为  $\pm 7$ 、 $\pm 14$ 、 $\pm 21$  mm 的 3 个循环的卸载段为例),结果如图 14 所示。

首先,以位移幅值为  $\pm 21$  mm 的正向卸载阶段为例说明  $F_f$  的变化过程:在 21 mm 位移幅值时  $F_f$  为负值,在 21~15 mm 左右  $F_f$  会迅速变化为 0,在 15~10 mm 继续迅速增加,然后,随着柱顶位移减小,趋于稳定(等于加载阶段的  $F_f$ )。

上述分析表明,在 21 mm 位移幅值处,试件处于加载、卸载的临界(转换)状态,加载阶段末  $F_f$  为

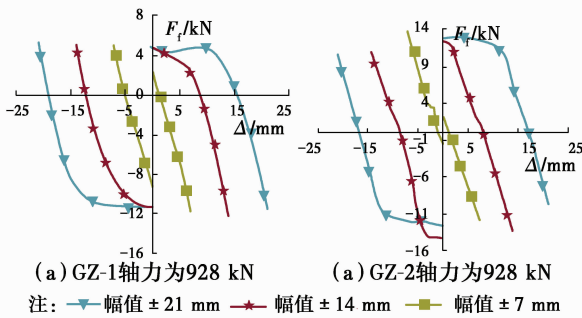


图 14 试件卸载段摩擦力  $F_f$

Fig. 14 Friction fore  $F_f$  of specimens at unloading stage

负值,但开始卸载后,随着柱顶位移减小, $F_f$  会经历一个“负向→绝对值下降→零→绝对值增加→正向”的变化过程,即摩擦力会改变方向,从而导致图 14 中蓝色曲线在 21~10 mm 经历了由负值变为正值的过程。

卸载阶段  $F_f$  改变方向的根本原因是, $F_f$  的方向总是与运动方向相反。在加载过程中, $F_f$  始终与运动方向相反,也就总是与作动器水平力  $F_P$  方向相反,故卸载前的大小、指向基本不变。开始卸载的初期, $F_P$  方向不变(与加载时相同),但很快柱顶位移运动方向变化,故  $F_f$  改变方向(数学符号变化),并随后逐渐增大。

图 14 中只有幅值±21 mm 的卸载段有较为明显的稳定段,幅值±7 mm、±14 mm 的卸载段基本上只存在方向改变的过程。出现这种现象的原因是,在图 8、图 9 的试验滞回曲线与模拟的  $F_M-\Delta$  线相交( $F_f$  改变方向)的过程中,±7 mm、±14 mm 循环测得的  $F_P$  在卸载段的变化幅度一直有较大的增大或者减少(表现为卸载刚度变化),模拟计算的  $F_M$  基本线性变化,即其刚度基本不变,因此,按式(1)进行计算会导致  $F_f$  的正→负(或负→正)的变化过程较长,故幅值±7 mm、±14 mm 的卸载段  $F_f$  的稳定段需柱顶水平位移进一步加大才能出现。

基于以上分析,结合图 8、图 9 可知,卸载过程是形成弹性滞回圈的过程,因卸载过程中试验滞回曲线与有限元计算的  $F_M-\Delta$  线相交,故按式(1)计算的卸载摩擦力正、负号会变化,即摩擦力方向变化。

与加载阶段的分析方法类似,选取 0、±3 mm、±5 mm、±7 mm、±10 mm、±14 mm、±17 mm、±21 mm 等 8 个位移点作为代表,将不同轴力作用下的多次试验的卸载段计算结果进行平均,并将  $F_f$  的平均值记为  $\overline{F_f^0}$ (即为两次平均的结果,与加载阶段的摩擦力平均值  $\overline{F_f^0}$  相对应),所得结果如图 15、图 16 所示(限于篇幅,仅给出幅值±21 mm 的结果)。

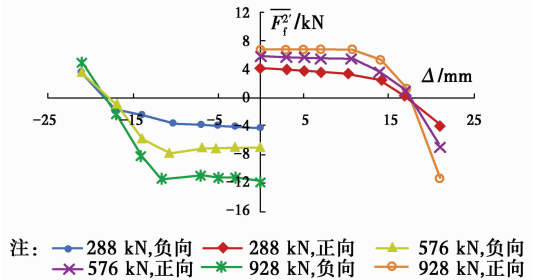


图 15 试件 GZ-1 卸载段摩擦力平均值  $\overline{F_f^0}$

Fig. 15 Average friction force  $\overline{F_f^0}$  of specimen GZ-1 at unloading stage

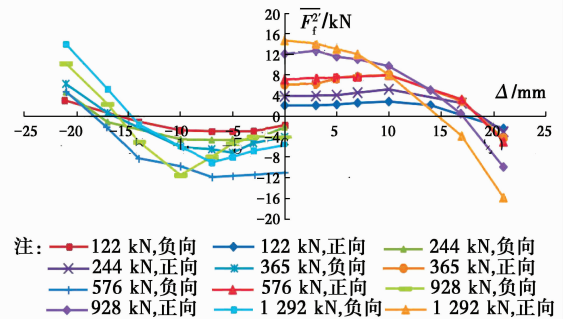


图 16 试件 GZ-2 卸载段摩擦力平均值  $\overline{F_f^0}$

Fig. 16 Average friction force  $\overline{F_f^0}$  of specimen GZ-2 at unloading stage

图 15、图 16 表明,各轴力作用下不同加载幅值点的卸载段摩擦力平均值与图 14 规律类似,即卸载段摩擦力仍随轴力的增大而增大。

以上分析结果表明,即使卸载段的柱顶位移相同,在不同位移幅值循环下其摩擦力会明显不同(见图 14),难以对各循环的卸载摩擦力平均值进行准确定量。

由于卸载摩擦力的稳定段即等于加载摩擦力,且卸载阶段摩擦力对修正试验结果较为次要,对其计算方法暂不深入分析。

2.2.4 摩擦系数 如前所述,可取正向、负向加载段相同柱顶位移点(即 5、7、10、14、17、21 mm)的摩擦力平均值( $\overline{F_f^0}$ ,见图 13)作为计算摩擦系数  $\mu_t$  的依据,以消除试件可能存在的微小倾斜的影响。在图 17 中, $\mu_t$  的“平均值”连线是根据图 13 的摩擦力、相应的轴压力相除得到的计算结果。为了直观地体现  $\mu_t$  的离散性,在图 17 中还给出了以每次加载过程中(不同轴力下,试件 GZ-2、GZ-1 分别进行了 3 次、4 次试验)的摩擦力平均值  $\overline{F_f^0}$  为依据,除以相应轴压力所得到的  $\mu_t$  计算结果(仍取正向、负向  $\mu_t$  的平均值),具体详见图 17 中的各散点。

图 17 表明,不同柱顶位移点的  $\mu_t$  接近,柱顶位



移对轴力加载装置引起的摩擦力影响较小。

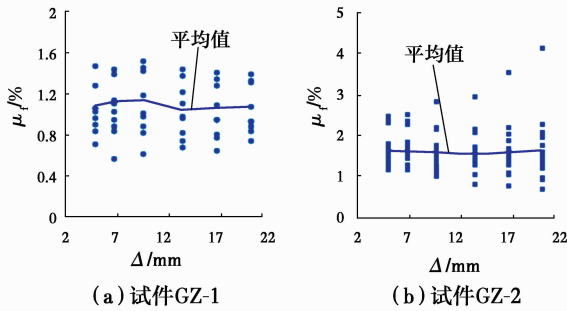


图 17 各试件摩擦系数平均值与柱顶位移关系  
 Fig. 17 The relationship between friction coefficient average and displacement of columns

为分析轴压力  $N$  取值对摩擦系数  $\mu_f$  的影响,以同一轴压力下的多次试验结果经计算所得的摩擦力平均值  $\bar{F}_f$  (见图 13) 作为计算  $\mu_f$  的依据,建立  $N$  与加载段  $\mu_f$  平均值的关系,结果如图 18 所示,图中各散点为不同轴力下多次试验分别计算所得的  $\mu_f$ ,其计算方法与图 17 相同。

图 18 表明,轴力加载装置引起的摩擦力主要与轴压力  $N$  有关。随着  $N$  增大,  $F_f$  增大、 $\mu_f$  减小,且最大  $F_f$ 、最小  $\mu_f$  均趋于较稳定取值;相同  $N$  作用下  $F_f$  在一定范围内变化,离散性不大;对于试件 GZ-2、GZ-1 采用的试验装置,  $\mu_f$  可取约 0.75%~2.45%。

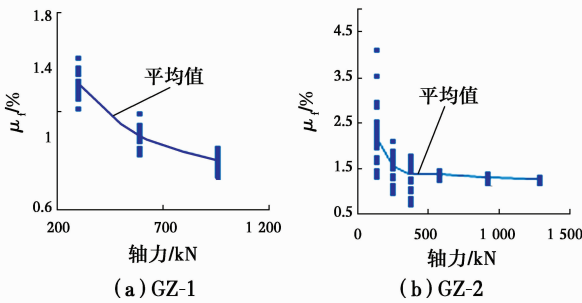


图 18 各试件轴压力与摩擦系数关系  
 Fig. 18 Relationship of axial force and friction coefficient

### 3 摩擦力对 RC 柱试验结果的影响

根据试件 GZ-2、GZ-1 的分析结果确定  $\mu_f$  之后,由于采用的试验加载装置相同,可对文献[16]中 2 个 RC 柱试件 SC-5(轴压比 0.1)和 SC-6(轴压比 0.3)的  $P-\Delta$  曲线试验结果( $F_N$  的修正已完成)进行摩擦力修正。

取与试件 SC-5、SC-6 轴压力对应的  $\mu_f$  平均值对上述两 RC 柱的水平力测量结果  $F_P$  进行修正。RC 柱 SC-5 的目标轴力为 365 kN,按图 18 可取  $\mu_f$  为 1.45%,对应的  $F_f$  为 5.3 kN;柱 SC-6 目标轴力

为 928 kN,其  $\mu_f$  可取为 1.325%(见图 18),对应的  $F_f$  为 12.3 kN。

考虑摩擦力修正后的试验结果对比如图 19 所示。

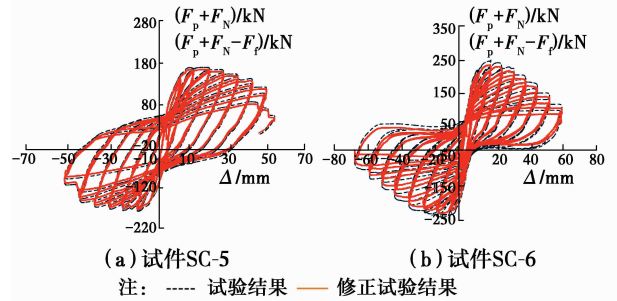


图 19 摩擦力对 RC 柱  $P-\Delta$  曲线的影响  
 Fig. 19 The effect of friction on  $P-\Delta$  loops

图 19 表明,试件 SC-5、SC-6 的轴压力不同,轴力加载装置引起的  $F_f$  分别约为最大水平力实测结果的 3.06%、5.27%。

轴力加载装置引起的摩擦力的大小、方向在卸载阶段均发生改变,规律较为复杂。因采用简化方法,图 19 中摩擦力修正后的水平力在卸载段(峰值点附近为摩擦力过渡段)存在误差。

### 4 结论

基于型钢柱试件弹性阶段的低周反复试验,结合精细有限元分析模型,建立了一种量化轴力加载装置所引起摩擦阻力的计算方法,得到以下主要结论:

- 1)在低周反复试验中,轴力加载装置将引起摩擦阻力,该摩擦力主要与轴压力大小有关,试件顶部水平加载位移的影响较小。
- 2)随着轴压力增大,轴力加载装置引起的摩擦力增大、相应的摩擦系数减小,最大摩擦力、最小摩擦系数趋于较稳定的取值。该试验的轴力加载装置的摩擦系数可取 0.75%~2.45%。

3)轴力加载装置的摩擦系数还与钢轴承、钢铰上下摆铰孔接触面的光滑程度、制作工艺等有关,也与接触位置的随机性有关。

4)对于轴压力为 350~900 kN 的 RC 柱,该装置的摩擦力引起的水平力测量误差约为 5~13 kN。

### 参考文献:

[1] 陆新征,叶列平,潘鹏,等. 钢筋混凝土框架结构拟静力倒塌试验研究及数值模拟竞赛 I: 框架试验 [J]. 建筑结构, 2012, 42(11): 19-22.  
 LU X Z, YE L P, PAN P, et al. Pseudo-static collapse

- experiments and numerical prediction competition of RC frame structure I: RC frame experiment [J]. *Building Structure*, 2012, 42(11): 19-22. (in Chinese)
- [2] 陆新征, 叶列平, 潘鹏, 等. 钢筋混凝土框架结构拟静力倒塌试验研究及数值模拟竞赛 II: 关键构件试验 [J]. *建筑结构*, 2012, 42(11): 23-26.
- LU X Z, YE L P, PAN P, et al. Pseudo-static collapse experiments and numerical prediction competition of RC frame structure II: Key elements experiment [J]. *Building Structure*, 2012, 42(11): 23-26. (in Chinese)
- [3] 中国建筑学会建筑结构防倒塌专业委员会. 钢筋混凝土框架结构拟静力倒塌试验研究及数值模拟竞赛 III: 模拟结果分析 [J]. *建筑结构*, 2012, 42(11): 27-30.
- Collapse Prevention Committee of Architectural Society of China. Pseudo-static collapse experiments and numerical prediction competition of RC frame structure III: Simulation results analysis [J]. *Building Structure*, 2012, 42(11): 27-30. (in Chinese)
- [4] 戎贤, 乔超男. 600 MPa 级钢筋混凝土十字形柱抗震性能试验研究与恢复力特性分析 [J]. *土木建筑与环境工程*, 2018, 40(3): 139-146.
- RONG X, QIAO C N. Experimental analysis on seismic behavior and analysis of restoring force characteristics of 600 MPa RC cross-shaped columns [J]. *Journal of Civil, Architectural & Environmental Engineering*, 2018, 40(3): 139-146. (in Chinese)
- [5] MOHARRAMI M, KOUTROMANOS I. Finite element analysis of damage and failure of reinforced concrete members under earthquake loading [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2017, 46(15): 2811-2829.
- [6] 杨红, 张洛, 张和平. 考虑纵筋屈曲及疲劳损伤的钢筋混凝土柱抗震性能试验研究与非线性分析 [J]. *建筑结构学报*, 2013, 34(11): 130-140.
- YANG H, ZHANG L, ZHANG H P. Experiments and nonlinear analysis on seismic behavior of RC columns considering buckling and fatigue damage of reinforcing steel bar [J]. *Journal of Building Structures*, 2013, 34(11): 130-140. (in Chinese)
- [7] YANG H, XIE Q, ZHAO W, et al. Seismic behavior comparison of reinforced concrete interior beam-column joints based on different loading methods [J]. *Engineering Structures*, 2018, 166(7): 31-45.
- [8] 中华人民共和国建设部. 建筑钢结构焊接技术规程: JGJ 81—2002 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002.
- Ministry of Construction of the PRC. Technical specification for welding of steel structure of building: JGJ81-2002 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2002. (in Chinese)
- [9] 李林安, 岳澄, 佟景伟, 等. 铰轴滑板钢支座力学性能的实验分析 [J]. *实验力学*, 2003, 18(1): 29-33.
- LI L A, YUE C, TONG J W, et al. An experimental analysis for the mechanical properties of steel bearing of hinge-axis sliding mode [J]. *Journal Experimental Mechanics*, 2003, 18(1): 29-33. (in Chinese)
- [10] 闻邦椿, 张义民, 鄂中凯, 等. 机械设计手册 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2015.
- WEN B C, ZHANG Y M, E Z K, et al. *Machinery handbook* [M]. Beijing: Mechanical Industry Press, 2015. (in Chinese)
- [11] TANAKA Y, ENDO M, MORIYAMA S. Effect of initial contact surface condition on the friction and wear properties of bearing steel in cyclic reciprocating sliding contact [C] // *Journal of Physics: Conference Series*, 6th International Conference on Fracture Fatigue and Wear, Porto, Portugal, 2017.
- [12] HANRAHAN B M, MISRA S, BEYAZ M I, et al. An adhesion-dominated rolling friction regime unique to micro-scale ball bearings [J]. *Tribology Letters*, 2014, 56(2): 215-221.
- [13] 吴家杰, 薛俊青, Briseghella B, 等. 竖向加载装置对 RC 桥墩抗震性能影响试验研究 [C] // 第 25 届全国结构工程学术会议, 福建 厦门, 2016.
- WU J J, XUE J Q, BRISEGHHELLA B, et al. Experimental research on seismic behaviors of RC pier under different vertical load system [C] // The 25<sup>th</sup> National Academic Conference on Structural Engineering, Xiamen, Fujian, China, 2016. (in Chinese)
- [14] LAVORATO D, NUTI C. Pseudo-dynamic tests on reinforced concrete bridges repaired and retrofitted after seismic damage [J]. *Engineering Structures*, 2015, 94(7): 96-112.
- [15] CHANG S Y, LI Y F, LOH C H. Experimental study of seismic behaviors of as-built and carbon fiber reinforced plastics repaired reinforced concrete bridge columns [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2004, 9(4): 391-402.
- [16] 张和平. 钢筋混凝土柱抗震性能试验及优化模拟分析 [D]. 重庆: 重庆大学, 2012.
- ZHANG H P. Experiment and optimized modeling on seismic performance of RC column [D]. Chongqing: Chongqing University, 2012. (in Chinese)
- [17] 中华人民共和国建设部. 钢结构设计规范 [M]. 北京: 中国计划出版社, 2003.
- Ministry of Construction of the PRC. Code for design of steel structures [M]. Beijing: China Planning Press, 2003. (in Chinese)

- [18] 赵风华, 齐永胜. 钢结构原理与设计 [M]. 重庆: 重庆大学出版社, 2010.  
ZHAO F H, QI Y S. Theory and design of steel structure [M]. Chongqing: Chongqing University Press, 2010. (in Chinese)
- [19] 舒启军. 细长柱动力二阶效应非线性分析及振动台试验设计 [D]. 重庆: 重庆大学, 2011.  
SHU Q J. Dynamic nonlinear analysis of second-order effect and shaking table test design of slender column [D]. Chongqing: Chongqing University, 2011. (in Chinese)
- [20] SOUZA D M D. Force-based finite element for large displacement inelastic analysis of frames [D]. University of California, Berkeley, 2000.
- [21] 张勇. 水平地震下高桥墩单自由度体系二阶效应研究 [D]. 重庆: 重庆大学, 2010.  
ZHANG Y. Study on the second-order effect of SDOF system of high bridge pier under horizontal earthquake [D]. Chongqing: Chongqing University, 2010. (in Chinese)
- [22] 罗小龙, 周锋, 童乐为, 等. 滚轴支座滚动摩擦性能的试验研究 [J]. 结构工程师, 2011, 27(6): 95-99.  
LUO X L, ZHOU F, TONG L W, et al. Experimental study on rolling friction behavior of roller bearing [J]. Structural Engineers, 2011, 27 (6): 95-99. (in Chinese)
- [23] 吴二军, 郭彤, 李爱群. 滚轴滚动摩擦系数研究与建筑物迁移工程水平动力计算 [J]. 土木工程学报, 2006, 39(6): 57-60.  
WU E J, GUO T, LI A Q. A study on the rolling friction coefficient and the horizontal driving-force calculation in building monolithic moving engineering [J]. China Civil Engineering Journal, 2006, 39 (6): 57-60. (in Chinese)

(编辑 胡玲)