

文章编号: 1000-4750(2014)03-0072-11

# 高速铁路圆端形空心桥墩抗震性能试验研究

蒋丽忠<sup>1,2</sup>, 邵光强<sup>1</sup>, 王 辉<sup>1</sup>, 姜静静<sup>1</sup>

(1. 中南大学土木工程学院, 长沙 410075; 2. 高速铁路建造技术国家工程实验室, 长沙 410075)

**摘 要:** 以高速铁路中采用的圆端形空心桥墩为原型, 设计了 10 根大比例模型。考虑恒定轴向力的作用, 进行低周反复荷载试验, 得到不同桥墩模型的破坏特性、滞回曲线, 依此分析各参数下桥墩的延性及耗能性能, 并利用两种典型的抗剪公式对模型的抗剪承载力进行评估。试验结果表明, 该类桥墩均为弯曲型破坏, 墩底普遍有弯剪斜裂缝。滞回曲线捏缩效应明显并且骨架曲线从开裂到屈服上升缓慢。随着轴压比的提高, 模型的弯曲强度有所增大, 延性下降。由于模型的体积配箍率均较低, 其对延性的影响不明显。纵筋率对滞回曲线形状影响较大, 增加纵筋率耗能能力随之增大。

**关键词:** 高速铁路; 空心桥墩; 抗震性能; 拟静力试验; 抗剪强度

**中图分类号:** U24; U442.5+5 **文献标志码:** A **doi:** 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.01.0111

## EXPERIMENTAL STUDY ON SEISMIC PERFORMANCE OF HOLLOW PIERS WITH ROUNDED RECTANGULAR CROSS SECTION IN HIGH-SPEED RAILWAYS

JIANG Li-zhong<sup>1,2</sup>, SHAO Guang-qiang<sup>1</sup>, WANG Hui<sup>1</sup>, JIANG Jing-jing<sup>1</sup>

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China;

2. National Engineering Laboratory for High Speed Railway Construction, Changsha 410075, China)

**Abstract:** Ten large-scale specimens were designed based on hollow pier prototypes with rounded rectangular cross section used in high-speed railways. Hysteresis curves and failure mechanisms were obtained from cyclic loading tests under constant axial loading. The influence of each design parameter on the energy dissipation capacity and ductility of the specimens was further analyzed, and the shear performance of piers was evaluated using two empirical seismic shear capacity equations. Test results show that all specimens failed in flexure with flexure-shear cracks commonly observed at the bottom of the piers. The hysteresis curves had significant pinch and the skeleton curves rose slowly from concrete cracking to yielding. The displacement ductility reduced and the bearing strength increased with the increment in axial-load ratio and longitudinal reinforcement ratio. No pronounced effects of the volume-stirrup ratio on the ductility were observed due to the relatively low volume-stirrup ratio of the specimens. The longitudinal reinforcement ratio had notable effects on the shapes of hysteretic curves. Furthermore, increasing the longitudinal reinforcement ratio significantly improved the energy dissipation capacity of the specimens.

**Key words:** high speed railway; hollow pier; seismic performance; low cyclic testing; shear strength

我国新建高速铁路的跨越地域广, 地理环境复杂多变, 多条线路经过地震多发区甚至高烈度区,

因此研究高速铁路桥梁的抗震性能在发展高速铁路过程中不可避免, 同时保证桥墩在地震过程中的

收稿日期: 2013-01-31; 修改日期: 2013-09-16

基金项目: 铁道部重大科技攻关项目(2009G-024); 国家留学基金项目(CSC)

通讯作者: 邵光强(1983—), 男, 黑龙江孙吴人, 博士生, 主要从事桥梁抗震与减隔震研究(E-mail: sgq608@gmail.com).

作者简介: 蒋丽忠(1971—), 男, 湖南衡阳人, 教授, 博士, 博导, 主要从事组合结构与工程抗震方面的研究(E-mail: lzjiang@mail.csu.edu.cn);

王 辉(1987—), 男, 湖北黄冈人, 硕士生, 主要从事桥梁抗震与减隔震研究(E-mail: wanghuiwit@126.com);

姜静静(1987—), 女, 安徽蚌埠人, 硕士生, 主要从事桥梁抗震与减隔震研究(E-mail: likeearth@163.com).

性能对桥梁抗震安全尤为重要。我国高速铁路桥梁的上部结构主要为箱梁桥,为了使桥墩与上部流线形箱梁外形相协调,高速铁路桥梁中大量使用了圆端形桥墩。当所需桥墩高度较高时,空心墩以其自身的优点,在我国的高速铁路建设中得以广泛采用。圆端形空心墩较之圆形空心墩,具有更大的横向刚度,更合理的纵横向尺寸搭配;较之矩形空心墩,具有更好的水流顺畅性,更小的应力集中效应以及风荷载;较之圆端形实体墩,虽施工难度加大、钢筋用量较多,但在高桥墩情况下,它具有的较大墩身刚度、较少圬工量、较经济的基础形式<sup>[1]</sup>。

近 30 年来,各国学者对空心墩的混凝土性能、钢筋布置、屈曲性能、抗震性能、加固方法等做了大量的研究。Ogata、Priestley 等<sup>[2-3]</sup>对空心圆形和方形混凝土桥墩的抗震性能进行系统的研究,探讨了墩柱抗弯强度与延性的影响因素,根据试验数据统计分析了塑性铰分布及长度,提出混凝土墩柱抗弯强度的设计方法。Zahn 等<sup>[4]</sup>进一步研究了圆形空心截面在外侧设单层纵筋混凝土柱的抗弯强度与延性。Taylor 等<sup>[5]</sup>研究了矩形薄壁空心墩的局部稳定性之后,建议布置内外双层的纵筋。Yukawa 等<sup>[6]</sup>则系统研究了矩形空心高墩的抗震性能,得出可以通过改变横向箍筋的布置来提高结构延性,并提出了箍筋布置与延性之间的关系。Mo 等<sup>[7-9]</sup>自 2000 年以来分别对空心圆形和矩形高强混凝土桥墩模型进行了抗弯,抗剪、延性性能以及修复加固抗震性能测试。

欧洲国家近十年,开始对 20 世纪 50 年代~70 年代修建的高速公路桥墩的抗震性能以及震后可能破坏的桥墩的抗震加固方法进行了研究。Pinto、Faria 以及 Calvi 等<sup>[10-12]</sup>进行了矩形空心墩的拟静力试验,结果表明由于设计时未充分考虑地震作用,早期的空心墩抗震性能较差,需要有效的加固方法以提高其抗震性能。此后 Lignola 以及 Tsionis<sup>[13-16]</sup>于 2007 年~2011 年间利用纤维增强布加固空心墩,提出适用于碳纤维布、玻璃纤维增强布等增强材料加固的约束混凝土本构模型,比较了空心墩加固前后抗震性能的变化。

我国学者近年来也对空心墩的抗震性能进行了研究。刘林<sup>[17]</sup>对原有普通铁路线路中典型的低配筋率空心墩进行了拟静力试验研究,对高桥墩的抗震构造提出了一些建议,但试验中忽略了轴力的作用。许丽娜和郝文秀等<sup>[18-19]</sup>则分别针对应用于公路

中的活性粉末混凝土双柱式空心墩和空心矩形墩的抗震性能进行了试验及理论研究。崔海琴<sup>[20]</sup>在 2010 年针对目前公路桥梁中普遍采用的矩形空心薄壁墩进行了拟静力试验及理论分析,系统地研究了裸墩与碳纤维约束墩顺桥向的延性抗震性能。

从目前的研究情况来看,试验所研究的墩柱主要为公路桥墩,与需要更大纵横向刚度以满足行车安全性的铁路桥墩有很大的不同。而我国早期设计的普通铁路圆端形桥墩的纵筋率基本小于 0.2%,已远远不能满足桥墩的抗震要求。已有的试验集中于矩形墩、方形墩和圆形墩,圆端型空心墩的试验数据很少,缺乏系统性。一些试验是针对设计较老以及纵筋率较少的空心墩柱,主要以抗震加固为主要目的,重点在于研究用加固材料如何提高原有墩柱抗震性能。此外我国铁路工程抗震设计规范尚未对空心高墩的抗震问题进行完善的规定,圆端形空心高墩的抗震问题亟待解决。本文以目前高速铁路桥梁高墩中主要使用的圆端型空心墩为原型,进行了拟静力试验研究,探讨该类桥墩的抗震性能及各参数的影响。

## 1 试验概况

### 1.1 模型设计

根据已有高墩抗震性能的研究,影响墩柱延性的因素主要有墩高(剪跨比)、轴压比、纵筋率、配箍率、混凝土强度、壁厚(径厚比)等<sup>[20]</sup>。在混凝土强度等级低于 C50 时,混凝土强度提高,对桥墩的延性有不利的影响,而满足条件后增加壁厚将提高工程造价,因此试验决定采用前四种为对比因素。

当高速铁路桥墩墩高  $H > 30\text{m}$  时,一般采用变坡度空心墩或新型四柱式高墩。空心墩有墩帽式以及不设墩帽的形式。设置墩帽的桥墩墩身截面较小,但墩帽施工较为不便。变坡度空心墩混凝土标号常取为 C35 或 C40,外壁坡度为 35:1~45:1,内壁坡度为 70:1~90:1,壁厚一般在 50cm~70cm 向墩底增高。而目前四柱式高墩主要用于超高墩中,受力及抗震性能的研究还不充分,工程应用不多。

低周反复试验需要确定模型在地震荷载作用下的潜在塑性铰分布,以便确定水平加载荷载的分布形式及位置。本次试验均以墩底出现塑性铰破坏为控制,因此试验所选取的空心墩的水平方向的第一阶振型要明显比后阶振型的质量参与系数大。

考虑实验室加载设备高度、加载位置、高墩的局部稳定性及振型质量参与系数等因素的影响,同时考虑到过小的壁厚对模型混凝土的施工与钢筋的布置较为不利,采用不设墩帽,截面较大的空心墩为原型,墩高选取 30m~50m,模型相似比采用 1:10,壁厚均采用 12cm,混凝土标号为 C35。试验模型的轴压比在 5%~15%,纵筋率为 0.2%~0.85%,体积配箍率 0.15%~0.5%。各因素水平取值见表 1。

表 1 试验因素水平级别

Table 1 Experimental factors levels

因素	因素水平		
墩高/m	3	4	5
轴压比( $N/f_cA$ )/(%)	5	10	15
纵筋率/(%)	0.2	0.5	0.8
配箍率/(%)	0.15	0.3	0.5

横桥向加载的 9 个模型参数采用了正交试验设计的方法,该方法适用于因素与水平数较多时。采用正交试验能够降低成本提高试验效率,又能反映试验的全面情况。正交设计时应满足两个要求:任一因素的各水平做相同数目的试验;任两个因素的

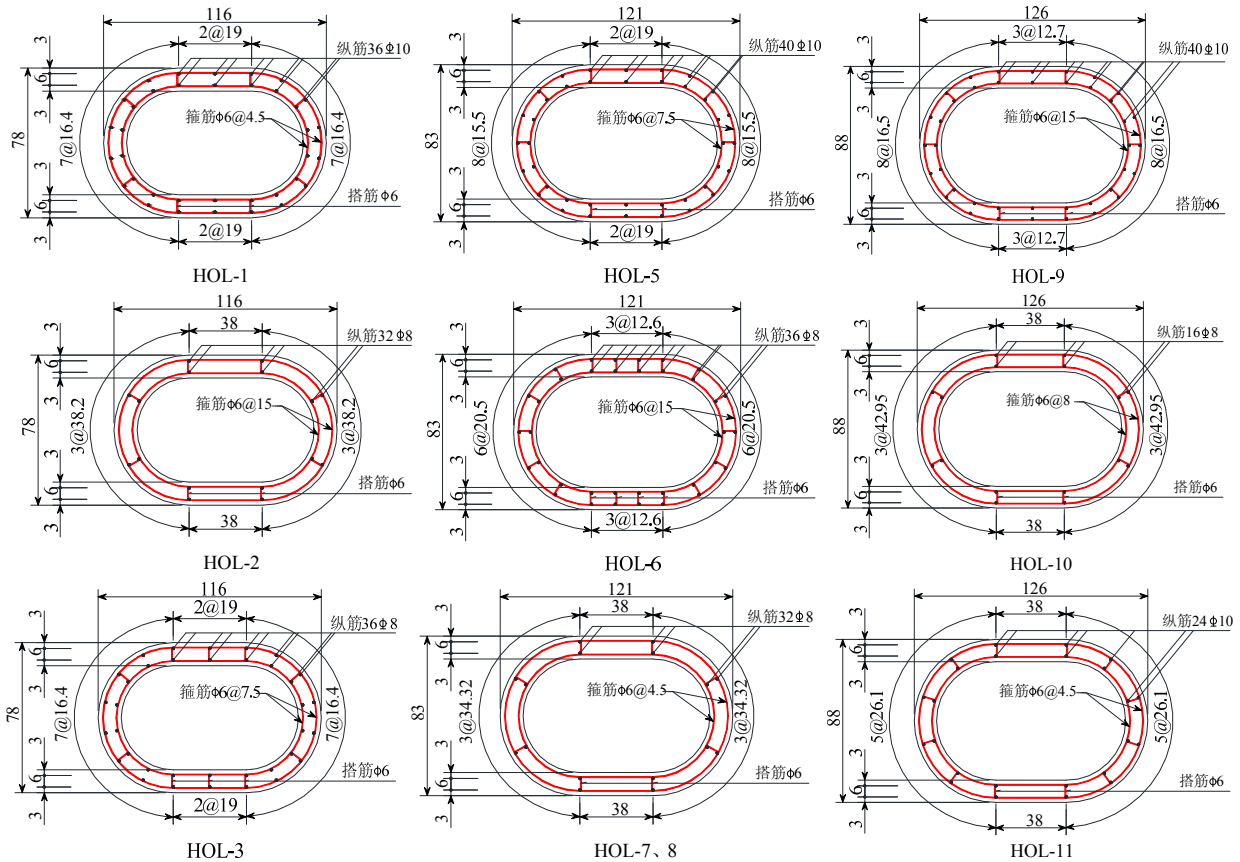
水平组合做相同数目的试验<sup>[21]</sup>。采用四因素三水平  $L_9(3^4)$  正交表,各模型的设计参数见表 2。

表 2 高墩试验设计参数

Table 2 Design parameters of tall bridge pier models in tests

相似比	编号	模型高/m	轴压比 ( $N/f_cA$ )/(%)	纵筋率/ (%)	配箍率/ (%)	加载 方式
1:10	HOL-1	3	15	0.8	0.50	横向
	HOL-2	3	5	0.2	0.15	横向
	HOL-3	3	10	0.5	0.30	横向
	HOL-5	4	5	0.8	0.30	横向
	HOL-6	4	15	0.5	0.15	横向
	HOL-7	4	10	0.2	0.50	横向
	HOL-8	4	10	0.2	0.50	纵向
	HOL-9	5	10	0.8	0.15	横向
	HOL-10	5	15	0.2	0.30	横向
	HOL-11	5	5	0.5	0.50	横向

试件中墩顶加载方向均为横桥向强轴加载, HOL-7 与 HOL-8 为相同参数、加载方向不同的模型。由于实验室中变坡度空心墩模型的制作相对困难,需将变坡度空心墩按照刚度等效原则设计成等截面空心墩。根据分析比较取 30m、40m、50m 的等效直径分别为 7.8m、8.3m 和 8.8m。截面数据见图 1。



注: 1. 图中尺寸以 cm 计, 钢筋直径以 mm 为单位; 2. 图中  $\Phi$  代表 HPB 235 钢筋,  $\Phi$  代表 HRB 335 钢筋。

图 1 模型截面尺寸及配筋

Fig.1 Dimensions and reinforcement arrangements of specimens

### 1.2 模型制作

纵筋两端设置直弯钩以保证与加载底座的连接，箍筋采用双面焊接。制作好模型空心的内模与三套钢质外模。底座钢筋笼绑扎好后，安装固定木模。定位纵筋并与底座连接，装入空心墩内模，绑扎墩柱纵筋与箍筋，用细钢丝定位内模与纵筋的位置，定位粘贴钢筋应变仪器后，安装模型外层钢模板，进一步定位垂直度，然后浇筑混凝土。所有模型采用上下分段浇筑的方式，在顶段混凝土浇筑前，做好混凝土的凿毛，使之能够与新浇筑的混凝土更好的粘结。施工流程见图 2。



图 2 空心桥墩模型的制作流程

Fig.2 Making process of hollow piers models

### 1.3 模型材料

由于桥墩模型较高，而钢模板的高度较小，所以模型的混凝土都分上下两次浇筑，每批每个模型试件均制作 3 个标准尺寸混凝土立方体试块以及 3 个 100mm×100mm×300mm 轴心试块，并与桥墩模型在同条件下养护，在墩柱试验加载前进行混凝土力学性能试验，试验结果如表 3。

纵筋采用热轧钢筋，直径为 8mm 和 10mm 两种以满足不同纵筋率以及最小纵筋率的要求，钢筋材料性能试验之后，两者的强度相差不大， $\phi 10$  钢筋屈服强度平均值为 405MPa，抗拉强度平均值 550MPa， $\phi 8$  钢筋屈服强度平均值为 452MPa，抗拉强度平均值 573MPa，箍筋采用 HPB235 圆盘筋，调直使用，直径均为 6mm。

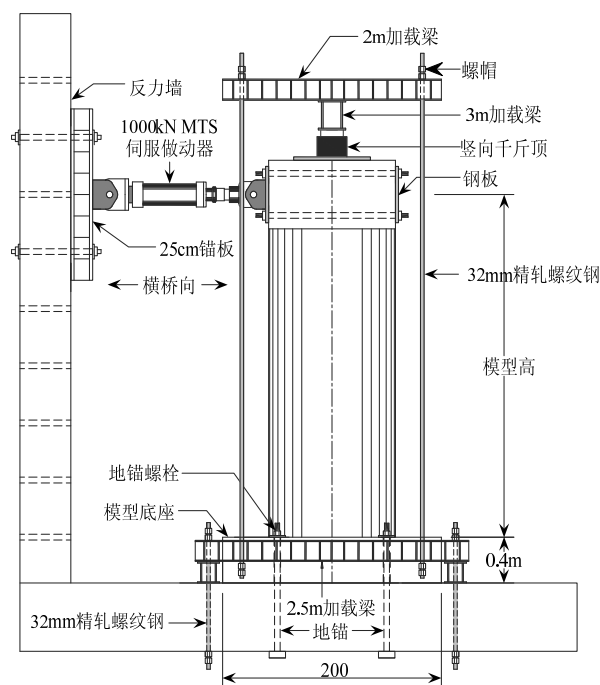
表 3 模型混凝土材料参数

Table 3 Material parameters of concrete in models

模型号	部位	立方体试块	轴心试块	弹性模量/ ( $\times 10^4$ MPa)
		受压平均值/MPa	受压平均值/MPa	
1	下	37.7	24.4	2.95
	上	39.8	28.7	3.01
2	下	36.9	26.3	3.38
	上	40.2	31.3	3.17
3	下	39.2	27.2	2.87
	上	37.5	29.4	3.23
5	下	37.7	24.4	2.95
	上	41.2	26.7	3.29
6	下	39.2	32.1	3.02
	上	41.2	26.7	3.09
7	下	36.9	26.3	3.38
	上	35.8	25.4	2.96
8	下	39.7	27.8	3.25
	上	37.9	26.7	3.06
9	下	36.9	26.3	3.28
	上	35.2	24.8	3.15
10	下	41.9	33.5	3.09
	上	41.4	31.2	3.01
11	下	39.2	29.4	3.36
	上	41.6	32.7	3.07

### 1.4 加载方案

模型底座均统一设计为 2.0m 长×1.5m 宽×0.4m 高，在浇筑时预留好 4 个  $\phi 60$ mm 地锚螺栓孔，试验时通过地锚螺栓锚固于反力地基。竖向千斤顶布置于墩顶，4 根  $\phi 32$ mm 的精轧螺纹钢锚固于反力地基，形成竖向加载传力系统。水平力采用伺服作动器加载系统。加载设备见图 3。



(a) 加载装置示意图





(b) 现场试验装置

图3 试验加载装置示意图

Fig.3 Schematic diagram of loading device

模型加载制度参考《建筑抗震试验方法规程 JGJ-96》的要求进行。模型屈服前,采用荷载控制,每级荷载反复一次,屈服后按位移控制,每级位移反复三次,直到模型的承载力下降到最大荷载的85%结束<sup>[22]</sup>。

## 2 试验结果与分析

### 2.1 试验现象与破坏行为

试验中由于加载设备故障以及测试仪器等原因,造成模型 HOL-2 与 HOL-5 的试验数据很不理想,因此未将两模型的结果列出。图4给出了试验模型典型的裂缝破坏图。

模型出现裂缝后,力与位移关系也由线性增长变为非线性增长,裂缝首先产生在墩底附近。随着荷载等级的增加,依次从下到上产生裂缝,裂缝宽度逐渐增大,从圆端部分向侧面延长,部分裂缝经过圆端区域后,在侧面有斜向下发展的趋势,在反复荷载作用下,斜向裂缝在侧面中部区域交叉,随着峰值位移的增加,斜向裂缝进一步向下发展,直至模型破坏,呈现出典型的弯剪裂缝。部分模型在破坏阶段伴随墩身与底座的钢筋产生滑移现象。模型相同截面的裂缝分布有所区别,纵筋率高时,裂缝分布更为密集,裂缝产生的高度也较高;纵筋率较低时,裂缝数量较少,但裂缝深度与宽度较大。

桥墩模型的配筋率都很低,试验设计采用的桥墩模型的配筋率在0.2%~0.8%范围内。为防止模型纵筋突然被拉断,造成人员及设备的安全,试验时严格控制钢筋的应变,所以模型试件在发生屈服之后,桥墩表面混凝土并未发生大面积的压溃,只有

在墩身与底座的连接处出现少量混凝土的剥落。

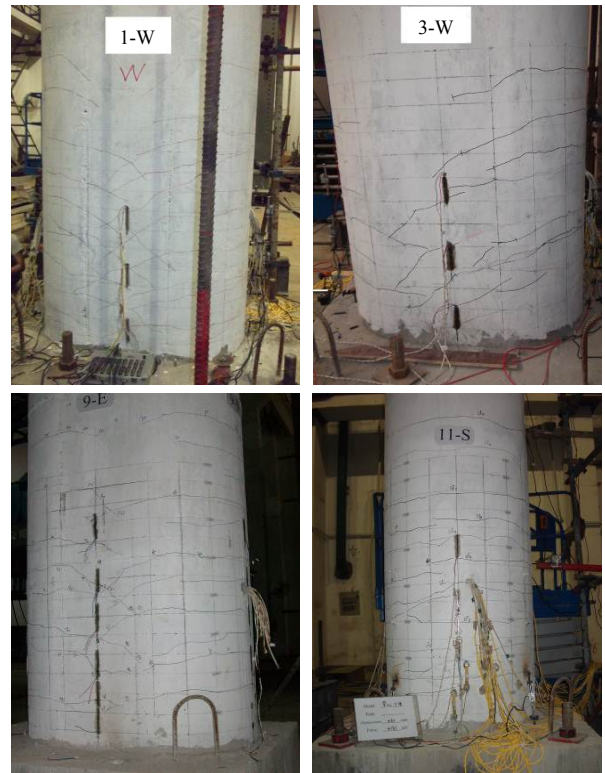


图4 模型典型裂缝破坏图

Fig.4 Typical failure of specimens

### 2.2 滞回曲线

图5给出了各桥墩模型的水平荷载一位移滞回曲线。水平荷载方向除模型 HOL-8 外为短轴方向,其余均为南北(N-S)方向即横桥长轴方向。

加载初期,桥墩模型处于弹性工作阶段,荷载-位移曲线基本呈线性关系,模型的残余位移很小,变形基本恢复,滞回曲线所包围的面积也很小。当模型出现裂缝后,曲线开始弯曲,加载刚度开始减小。滞回环的面积增大,表现出一定的耗能性能。模型屈服后,荷载增长缓慢,卸载后曲线存在较大的残余变形,滞回曲线的面积进一步增大,表明其耗能能力逐渐增大。当滞回曲线达到极限荷载之后,承载力下降较快,主要是由于墩底钢筋与混凝土之间产生了滑移而引起的。

模型均承受轴力、弯矩和剪力的作用,其滞回曲线捏缩效应明显,破坏形式为弯曲型破坏。从图5中比较可以看出,墩高越高,极限位移提高明显,体现了模型高度的增加能明显的增加其柔度。随着轴压比的提高,模型试件的强度有所增大。纵筋率较大程度的影响了各模型滞回曲线的形状,纵筋率增加时,滞回曲线由捏拢变的略微饱满,耗能能力也随之增大。

纵筋率为 0.2% 的模型 HOL-7 与模型 HOL-10 的滞回曲线有明显的相似特征。两模型的卸载曲线开始时位移快速减小, 刚度很小, 而在位移接近原点附近时, 曲线下降较快基本与弹性阶段曲线平行。后期卸载曲线与加载曲线的形状相似, 卸载刚度变化不明显。纵筋率为 0.5% 的模型 HOL-6 与模型 HOL-11 的滞回曲线在原点附近捏缩, 而在其他位置曲线略微饱满。

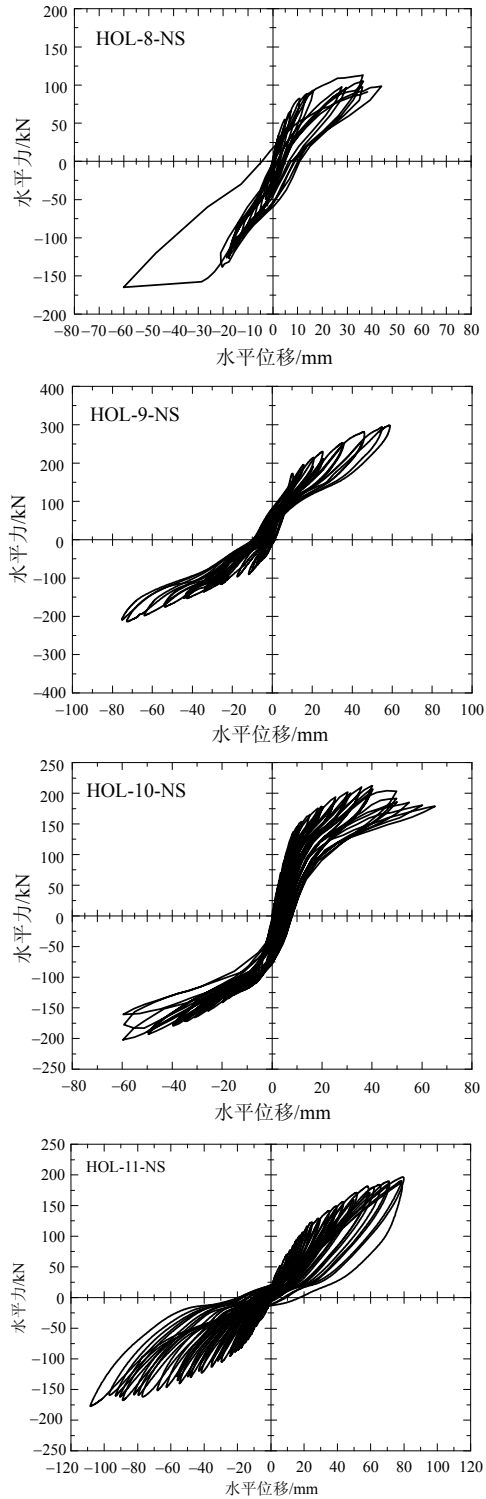
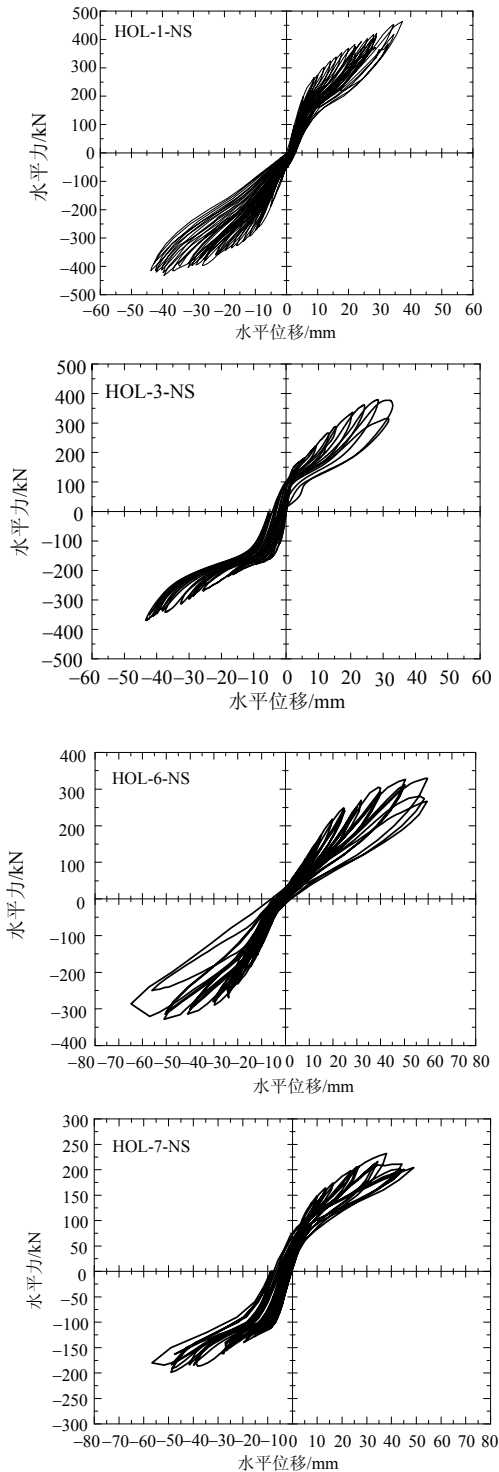


图 5 水平荷载-位移滞回曲线

Fig.5 Measured lateral force-displacement hysteretic curves of specimens

### 2.3 骨架曲线

试验所得滞回曲线中取每一级荷载第一次循环的峰点(卸载顶点)连接的包络线作为骨架曲线, 即荷载-变形曲线达到最大峰值点的轨迹, 反映了空心桥墩在整个加载过程中的强度、变形及延性特

征<sup>[22]</sup>。各模型的骨架曲线列于图 6。

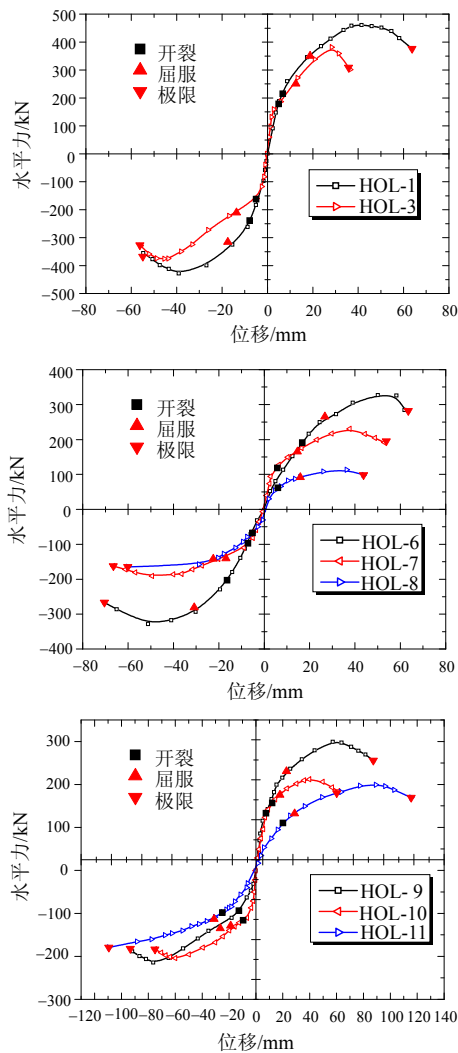


图 6 模型骨架曲线

Fig.6 Comparison of the skeleton curves of specimens

各模型骨架曲线在加载初期均呈线性增长，随着加载控制位移的增大，墩顶的水平力的增长变缓，各模型试件出现了较大的差异。该类圆端型空心墩的骨架曲线特征明显，与矩形墩柱有较大的不同，墩柱开裂后曲线从开裂荷载增长至极限值较为缓慢，这反应了圆端型墩柱内纵筋从边缘向中间逐渐屈服的过程。比较桥墩各参数相同而加载方向不同的 HOL-7 和 HOL-8 墩，明显可以看到纵桥向加载时，模型 HOL-8 从开裂荷载与极限荷载相差不大，而横桥向表现出了缓慢增长的趋势，并且极限荷载远大于开裂荷载。模型 HOL-1、HOL-7、HOL-8、HOL-9、HOL-10 和 HOL-11 的骨架曲线下降段都较为平缓，而模型 HOL-3、HOL-6 的骨架曲线则由平缓部分和突然下降段组成，峰值荷载过后，模型的承载力降低的较快。对于墩高 3m 的模型试件 HOL-1 和 HOL-3 的反向极限荷载较为接近，而正

向极限荷载则相差较大，分析认为主要由于在试验加载后期，钢筋与混凝土直接发生滑移，使得正向极限荷载迅速下降引起的。

## 2.4 位移延性

桥墩屈服位移可采用钢筋首次屈服时的位移，也可根据骨架曲线简化为双折线或者三折线而得到的位移，简化的原则有能量平衡法和 Park 法。本文采用 Park 提出的方法确定屈服位移与极限位移<sup>[22]</sup>，见图 7。首先确定骨架曲线与最大的水平力  $F_{\max}$ ，连接原点与骨架曲线上  $0.75F_{\max}$  的点并延长至最大水平力  $F_{\max}$  线，其交点 B 即为屈服位移  $\Delta_y$ ，当承载力下降到  $0.85F_{\max}$  时所对应的位移取为极限位移  $\Delta_u$ ，则位移延性表示为：

$$\mu = \Delta_u / \Delta_y \quad (1)$$

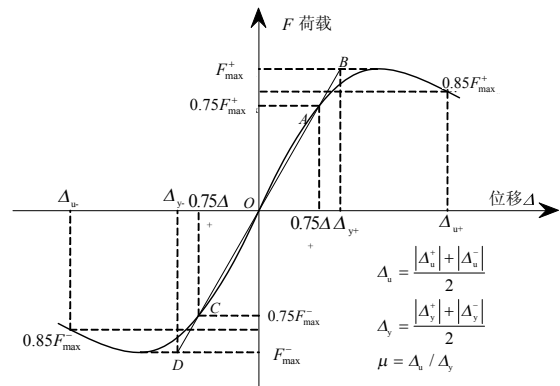


图 7 延性计算示意图

Fig.7 Definition of yielding and ultimate displacement

表 4 列出了各模型位移延性，从试验结果可知，模型的位移延性普遍在 2~4 之间，变化幅度较小。由于圆端型墩内部纵筋设置的特点，桥墩从边缘纵筋屈服到内部纵筋屈服为逐步发展的过程，因此从开裂到整体屈服发展缓慢，由于受拉区纵筋与初步进入屈服阶段的纵筋的应变相差较大，中心轴附近的纵筋屈服时，边缘钢筋应变已经很大，在达到极限最大荷载值后，最外层纵筋很快与混凝土发生粘结滑移，使得承载力迅速下降，从而破坏，这样使得模型的延性都较差。另外圆端型墩在侧面中部区域，出现弯剪裂缝，也很大影响了弯曲承载力的发展。

根据延性的极差分析可知，轴压比对空心桥墩模型位移延性系数影响较大，纵筋率与剪跨比的影响较小。纵筋率对空心桥墩模型的墩顶极限水平力有一定贡献，但不显著。随轴压比的增大，可以发现结构的延性系数减小，高轴压比限制了模型试件的横向变形，因此轴压比的增大不利于模型试件在

地震作用下的横向变形。

大部分已有的试验数据都表明配箍率的提高，可以大大提高核心混凝土的极限压应变，从而使桥墩延性更大<sup>[23]</sup>。但是由于本次试验所选取的配箍率普遍较小，对延性影响的规律性不明显。

表 4 位移延性计算

Table 4 Displacement ductility of specimens

模型	方向	屈服		极限		位移延性	平均延性
		位移/mm	荷载/kN	位移/mm	荷载/kN		
1	-	-17.5	-315.2	-54.9	-367.4	3.14	3.27
	+	18.8	350.7	63.8	376.2	3.39	
3	-	-13.6	-210.4	-56.2	-326.6	4.13	3.50
	+	12.5	250.9	35.8	309.1	2.86	
6	-	-30.9	-280.9	-70.5	-266.7	2.28	2.33
	+	26.8	265.6	63.5	282.1	2.37	
7	-	-16.8	-140.2	-66.5	-162.2	3.96	3.82
	+	14.6	165.4	53.8	195.8	3.68	
8	-	-22.5	-141.9	-60.1	-165.4	2.67	2.71
	+	15.9	92.1	43.8	98.3	2.76	
9	-	-26.4	-135.2	-93.4	-182.1	3.54	3.69
	+	22.7	230.8	87.4	255.5	3.85	
10	-	-18.9	-128.8	-74.2	-183.6	3.92	3.67
	+	17.9	175.7	61.3	180.3	3.42	
11	-	-29.3	-111.4	-109.4	-179.2	3.73	3.88
	+	28.7	132.2	115.5	169.5	4.02	

2.5 耗能性能

耗能性能根据荷载-位移曲线所包围的面积来衡量，第  $i$  个循环的耗能  $E_i$  即第  $i$  个循环曲线所包围的面积<sup>[22]</sup>，表达为：

$$E_i = \int_A^E FdX \quad (2)$$

为方便比较各模型的累积滞回耗能，将  $n$  个循环的累积滞回耗能规格化<sup>[24]</sup>为  $E_n$ ，有：

$$E_N = \frac{1}{F_{\max} \Delta_y} \sum_{i=1}^n E_i \quad (3)$$

式中： $F_{\max}$  为最大的水平力； $\Delta_y$  为模型的屈服位移。耗能计算原理见图 8。

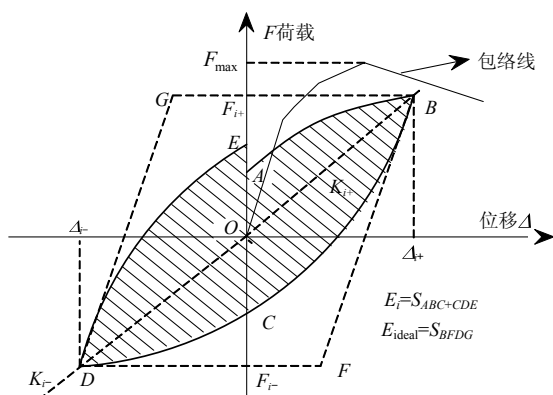


图 8 能量比计算示意图

Fig.8 Definition of energy dissipation in single cycle

图 9 比较了各模型的规格化累积耗能。可以看到规格化累积耗能都随延性的增大而稳步增加。各模型加载初期的规格化累积耗能相差不大，随位移与延性的增加，各模型的  $E_n$  差异明显。另外纵筋率和剪跨比对模型试件的累积耗能影响较大，配箍率次之，轴压比对其影响离散性较大且没有显著的规律。空心桥墩模型的累积耗能随着纵筋率的增大而增大。

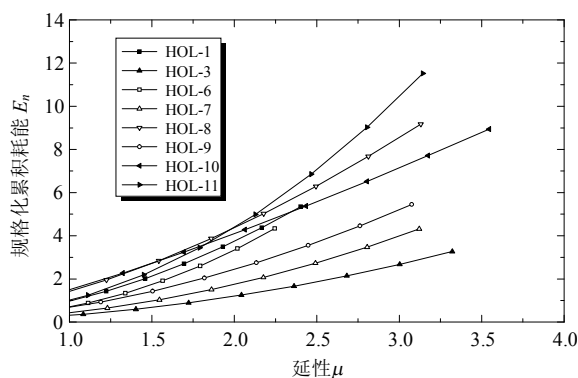


图 9 各模型的规格化累积耗能

Fig.9 Normalized cumulative dissipation energy of specimens

为进一步探讨各模型的能量耗散能力及其相对性，引入能量比参数<sup>[25]</sup> $\psi$ ，见图 9，定义为：

$$\psi_i = \frac{E_i}{E_{ideal}} \quad (4)$$

其中： $E_i$  为试验实测的单周循环的耗能； $E_{ideal}$  为假定墩体为理想弹塑性材料时的单周循环耗能。墩体的弹性刚度取屈服时的割线刚度，墩体在屈服前  $E_i$  较小，该系数意义不大，因此只计算屈服后能量比参数。该参数越大越接近于 1，说明耗能越好。

图 10 比较了模型的能量比参数，各模型的能量参数比均在 0.05~0.30，说明各模型的耗能性能都较差。进入屈服阶段以后，各模型的能量参数比迅速下降，随后出现不同的发展趋势。大

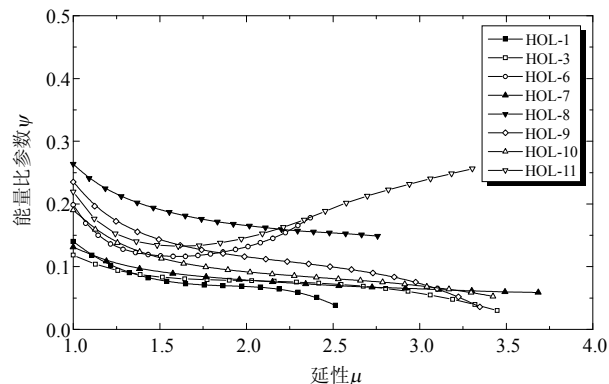


图 10 能量比参数

Fig.10 Energy ratio of specimens



部分模型在经过一段平稳阶段之后开始缓慢减小,而少数模型开始增长直至破坏。剪跨比对能量比参数的影响较大,这主要是由于增加高度能够大幅度增加结构柔度以及墩顶的位移,从而使耗散性能提高。轴压比与箍筋率无显著的影响规律。模型 HOL-6 的能量耗散系数与参数比增长的最快。

### 2.6 类似试验对比

为与本次试验结果比较,引用国内外对空心墩试验较为系统的三次试验进行对比说明。Pinto、Faria 等以欧洲早期高速公路桥梁矩形空心墩为原型各自进行了的拟静力试验,纵筋率在 0.4%~1.5%。纵筋率较低的墩柱的滞回曲线与本次试验有很大的相似性,捏缩现象都很明显,耗能性能较差。而随着纵筋率的提高,滞回曲线趋于饱满。墩底附近出现明显的弯剪斜裂缝,但没有达到剪切破坏<sup>[11-12]</sup>。

崔海琴针对目前我国公路桥梁中普遍采用的矩形空心薄壁墩为原型进行了拟静力试验。模型的体积配箍率分 0.85%与 1.22%两种,纵筋率为 4%。试验结果显示空心墩破坏模式均为弯曲破坏,墩底同样有弯剪斜裂缝。滞回曲线与本文试验相比丰满很多,并且随着配箍率与轴压比的增大,滞回曲线越加丰满,耗能能力增大<sup>[20]</sup>。

## 3 抗剪承载力评估

在地震荷载作用下,墩柱若发生脆性的剪切破坏将大大降低其延性能力。空心墩由于其自身的薄壁特征,侧面部分抗剪截面相对较小,当设计不当时有可能会出现剪切破坏。大部分国内外试验中空心墩柱都出现了弯剪斜裂缝,部分试验表现出了明显的剪切破坏,因此墩柱的抗剪能力需要特别关注。本次试验中各模型都承受着轴力、弯矩和剪力的共同作用,大部分横桥向空心墩模型墩底也都出现了斜向的弯剪裂缝。为研究墩柱的抗剪性能,需要对这些墩柱进行抗剪承载力评估。

目前抗剪性能研究还没有形成较为成熟的理论公式,大部分抗剪承载力公式都在实心截面构件试验的基础上提出的半经验半理论公式,而我国各部门规范尤其是抗震规范还没有对墩柱的抗剪承载力做专门的规定,设计中一般采用梁的斜截面抗剪承载力进行估算,方法相对粗糙。本文

采用 CALTRANS 抗震设计规范(2010)以及 Priestly 所建议抗剪承载力公式对试验模型进行评估。

### 3.1 CALTRANS 2010 抗剪模型

墩柱的抗剪能力可用混凝土提供的抗剪能力  $V_c$  与箍筋所提供的抗剪能力  $V_s$  组成<sup>[26]</sup>:

$$V_N = V_c + V_s \quad (5)$$

$$V_c = \alpha_1 \alpha_2 \sqrt{f'_c} (0.8A_g) \leq 0.33 \sqrt{f'_c} (0.8A_g) \quad (6)$$

$$\alpha_1 = \frac{\rho_s f_{yh}}{12.5} + 0.305 - 0.083 \mu_d; \quad 0.025 \leq \alpha_1 \leq 0.25 \quad (7)$$

$$\alpha_2 = 1 + \frac{P_c}{13.8 \times A_g}; \quad 1 \leq \alpha_2 \leq 1.5 \quad (8)$$

式中:  $A_g$  为墩柱的毛截面;  $f'_c$  为未约束混凝土的抗压强度;  $\rho_s$  箍筋或螺旋筋的配筋率;  $f_{yh}$  为箍筋的屈服应力;  $P_c$  为墩柱受到的轴压力;  $\mu_d$  为位移延性;

$$V_s = \frac{A_v f_{yh} D'}{s} \quad (9)$$

当圆形截面时,  $A_v = n(\pi/2)A_b$ ,  $n$  是箍筋数量,  $A_b$  为单根箍筋的面积; 当矩形截面时,  $A_v$  是抗剪箍筋的总截面,  $s$  是箍筋的间距;  $D'$  是核心混凝土宽度,为外层箍筋中心线之间的距离。

### 3.2 修正 UCSD 抗剪模型

Kowalsky and Priestley<sup>[27]</sup>在 Priestley<sup>[28]</sup>等抗剪模型基础上提出了修正的模型,考虑了混凝土的抗剪能力随变形增大而减小的趋势,同时考虑了轴力对抗剪性能的影响,表述为:

$$V_N = V_c + V_s + V_p \quad (10)$$

$$V_c = \alpha \beta \gamma \sqrt{f'_c} (0.8A_g) \quad (11)$$

$$\alpha = 3 - \frac{M}{VD}; \quad 1 \leq \alpha \leq 1.5 \quad (12)$$

$$\beta = 0.5 + 20\rho_l \leq 1 \quad (13)$$

$$\gamma = 0.29 - 0.04(\mu - 2); \quad 0.05 \leq \gamma \leq 0.29 \quad (14)$$

式中:  $\alpha$  为与剪跨比  $M/(VD)$  相关的系数;  $\rho_l$  截面纵筋率。

$$V_s = \begin{cases} \frac{\pi A_b f_{yh} D'}{2s} \cot\theta, & \text{圆形截面} \\ \frac{A_v f_{yh} D'}{s} \cot\theta, & \text{矩形截面} \end{cases} \quad (15)$$

$$V_p = P \tan\alpha \quad (16)$$

式中:  $\theta$  为斜向裂缝与竖直线之间的夹角,建议取 30°;  $P$  为所有作用于墩柱截面的轴力;  $\alpha$  取值见图 11。

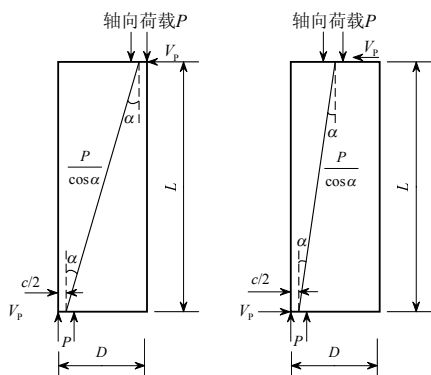


图 11 轴力引起剪力的计算示意

Fig.11 Analysis sketch of shear enhancement caused by the axial loading

将各模型按两种抗剪模型计算与试验所测得的骨架曲线进行比较, 列于图 12 中。可以看到各

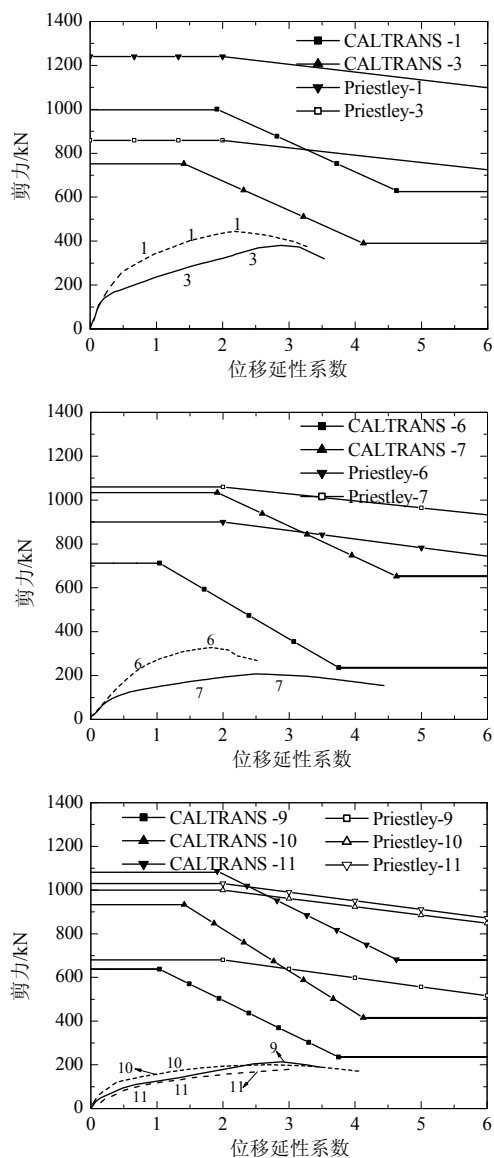


图 12 各模型剪切强度与需求的比较图

Fig.12 Comparison of shear strength and shear demand in specimens

模型均未达到剪切承载力破坏, 与模型试验的破坏现象一致。从中也可以看出修正的 UCSD 模型的抗剪承载力普遍要比 CALTRAN 2010 规范所规定的大。

## 4 结论

通过圆端形空心墩进行低周反复试验以及对其数据的分析, 得到以下结论:

(1) 该类桥墩在反复荷载作用下, 斜向裂缝在侧面中部区域交叉, 直至模型破坏, 呈现出典型的弯剪裂缝破坏。纵筋率越高, 裂缝分布越密集。

(2) 模型的滞回曲线捏缩效应都很明显。承载力随着轴压比的提高而增大。纵筋率对水平承载力有一定贡献, 但不显著。配箍率较低的模型的承载力下降较快。墩柱开裂后曲线从开裂荷载增长至极限值较为缓慢, 反映了墩柱纵筋从边缘向中间逐渐屈服的过程。

(3) 轴压比对空心桥墩模型位移延性系数影响较大, 纵筋率与剪跨比的影响较小。试验所选取的配箍率都较小, 对延性的影响不明显。

(4) 各模型的耗能性能都较差。进入屈服阶段以后, 各模型的能量参数比迅速下降, 大部分模型在经过一段平稳阶段之后开始缓慢减小, 少数模型开始增长直至破坏。剪跨比对能量比参数的影响较大。

(5) 与我国公路空心桥墩试验结果相比, 本文模型的纵筋率较低, 滞回曲线捏塑明显, 耗能性能明显较差。与欧洲学者进行的纵筋率相近的矩形空心墩试验结果相比, 滞回特性与耗能性能也相近。

(6) 抗震剪切评估显示各模型剪力都没有达到 CALTRAN 2010 规范与修正 UCSD 抗剪模型所计算的破坏剪力。

## 参考文献:

[1] 陈慧. 铁路桥梁圆端形空心墩的设计[J]. 铁道标准设计, 2009(4): 77-79.  
Chen Hui. The design of bridge piers with rounded rectangular cross-section in railway [J]. Railway Standard Design, 2009(4): 77-79. (in Chinese)

[2] Ogata T, Osada K. Seismic retrofitting of expressway bridges in Japan [J]. Cement and Concrete Composites, 2000, 22(1): 17-27.

[3] Priestley M J N, Park R. Strength of ductility of concrete bridge columns under seismic loading [J]. ACI Structural Journal, 1987, 84(1): 61-76.

[4] Zahn F A, Park R, Priestley M J N. Flexural strength and ductility of circular hollow reinforced concrete columns

- without confinement on inside face [J]. *ACI Structural Journal*, 1990, 87(2): 156–166.
- [5] Taylor A W, Rowell R B, Breen J E. Behavior of thin-walled concrete box piers [J]. *ACI Structural Journal*, 1995, 92(3): 319–333.
- [6] 湯川保之, 緒方辰男, 須田久美子, 齊藤宗. 中空断面鉄筋コンクリート高橋脚の耐震性能[C]. 土木学会論文集, 1999, NO.613-V42: 103–120.  
Yukawa Y, Ogata T, Suda K, Saito H. Seismic performance of reinforced concrete high pier with hollow section [C]. *Doboku Gakkai Ronbunshu-Proceedings of JSCE*, 1999, NO.613-V42: 103–120. (in Japanese)
- [7] Mo Y L, Jeng C H, Perng S F. Seismic shear behaviour of rectangular hollow bridge columns [J]. *Structural Engineering and Mechanics*, 2001, 12(4): 429–448.
- [8] Mo Y L, Nien I C. Seismic performance of hollow high-strength concrete bridge columns [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2002, 7(6): 338–349.
- [9] Mo Y L, Wong D C, Maekawa K. Seismic performance of hollow bridge columns [J]. *ACI Structural Journal*, 2003, 100(3): 337–348.
- [10] Pinto A V, Molina J, Tsionis G. Cyclic tests on large-scale models of existing bridge piers with rectangular hollow cross-section [J]. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 2003, 32(13): 1995–2012.
- [11] Faria R, Pouca N V, Delgado R. Simulation of the cyclic behaviour of R/C rectangular hollow section bridge piers via a detailed numerical model [J]. *Journal of Earthquake Engineering*, 2004, 8(5): 725–748.
- [12] Calvi G, Pavese A, Rasulo A, et al. Experimental and numerical studies on the seismic response of R.C. hollow bridge piers [J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2005, 3(3): 267–297.
- [13] Lignola G P, Prota A, Manfredi G, et al. Experimental performance of RC hollow columns confined with CFRP [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2007, 11(1): 42–49.
- [14] Lignola G P, Prota A, Manfredi G, et al. Unified theory for confinement of RC solid and hollow circular columns [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2008, 39(7/8): 1151–1160.
- [15] Lignola G P, Prota A, Manfredi G, et al. Multiscale non-linear analysis of RC hollow piers wrapped with CFRP under shear-type load [J]. *Construction and Building Materials*, 2012, 35(10): 947–959.
- [16] Tsionis G, Pinto A. Numerical analysis of RC bridge piers with rectangular hollow cross-section retrofitted with FRP jackets [J]. *Journal of Earthquake Engineering*, 2007, 11(4): 607–630.
- [17] 刘林. 高墩大跨铁路桥梁抗震设计与减震控制研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2004.  
Liu Lin. Research on seismic design and seismic isolation and reduction control of high-pier and long-span railway bridges [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2004. (in Chinese)
- [18] 许丽娜. 活性粉末混凝土桥墩的地震响应分析[D]. 北京: 北京交通大学, 2007.  
Xu Lina. Seismic response analyses of reactive powder concrete piers [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2007. (in Chinese)
- [19] 郝文秀, 阎贵平, 钟铁毅, 等. 反复荷载作用下活性粉末混凝土空心桥墩力学性能的试验研究[J]. *铁道学报*, 2009, 31(5): 60–64.  
Hao Wenxiu, Yan Guiping, Zhong Tieyi, et al. Experimental study on the mechanical behavior of reactive powder concrete piers with hollow cross-sections subjected to cyclic loading [J]. *Journal of the China Railway Society*, 2009, 31(5): 60–64. (in Chinese)
- [20] 崔海琴. 碳纤维约束空心薄壁墩抗震性能试验研究[D]. 西安: 长安大学, 2010.  
Cui Haiqin. Experimental study on seismic behavior of hollow thin-walled pier confined with CFRP [D]. Xi'an: Chang'an University, 2010. (in Chinese)
- [21] 姬振豫. 正交设计的方法与理论[M]. 香港: 世界科技出版社, 2001: 1–5.  
Ji Zhenyu. Theory and practice of orthogonal design [M]. Hong Kong: World Scientific Publishing, 2001: 1–5. (in Chinese)
- [22] JGJ101-1996, 建筑抗震试验方法规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1996.  
JGJ101-1996, Specification of testing methods for earthquake resistant building [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 1996. (in Chinese)
- [23] 徐国锋. 高烈度区连续梁桥延性抗震设计初步研究[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2009.  
Xu Guofeng. Preliminary study on ductile seismic design of continuous beam bridges in high seismic intensity zone [D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2009. (in Chinese)
- [24] Bayrak O, Sheikh S A. High-strength concrete columns under simulated earthquake loading [J]. *ACI Structural Journal*, 1997, 94(6): 708–722.
- [25] 司炳君, 李宏男, 王东升, 等. 基于位移设计的钢筋混凝土桥墩抗震性能试验研究(I): 拟静力试验[J]. *地震工程与工程振动*, 2008, 28(1): 123–129.  
Si Bingjun, Li Hongnan, Wang Dongsheng, et al. Experimental evaluation of the seismic performance of reinforced concrete bridge piers designed on the basis of displacement (I): Quasi-static test [J]. *Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 2008, 28(1): 123–129. (in Chinese)
- [26] Caltrans 2010. Seismic design criteria-Version 1.6 [S]. Sacramento: California Department of Transportation, 2010.
- [27] Kowalsky M J, Priestley M J N. Improved analytical model for shear strength of circular reinforced concrete columns in seismic regions [J]. *ACI Structural Journal*, 2000, 97(3): 388–396.
- [28] Priestley M J N, Verma R, Xiao Y. Seismic shear strength of reinforced concrete columns [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1994, 120(8): 2310–2328.