

大空心率圆锥形中空夹层钢管混凝土 压弯构件滞回性能研究

史艳莉 纪孙航 王文达 张 宸 范家浩

(兰州理工大学, 甘肃兰州 730050)

摘要: 为研究大空心率圆锥形中空夹层钢管混凝土压弯构件的滞回性能, 对 10 个圆锥形中空夹层钢管混凝土压弯试件(8 个往复加载和 2 个单调加载试件)进行试验研究。考察空心率(0.6 和 0.8)和轴压比(0、0.2、0.4 和 0.6)对试件的破坏模式、 $P-\Delta$ 关系曲线和滞回性能的影响, 并建立数值模型对单调加载的压弯试件的受力机理进行分析, 最后讨论了圆锥形中空夹层钢管混凝土压弯构件侧向承载力简化计算方法。研究表明, 两种空心率试件的破坏形态基本一致, 表现为试件下部不同程度的局部破坏; 往复压弯试件的 $P-\Delta$ 曲线较为饱满, 表现出较好的滞回性能。空心率从 0.6 增加到 0.8 对试件的侧向承载力和延性影响较小, 两种空心率下的峰值荷载平均相差约 3%。随着轴压比增加, 试件的极限荷载降低, 延性逐渐变差。往复加载试件的强度退化不明显, 空心率为 0.8 的试件刚度退化更显著。试件的平均位移延性系数为 3.56, 平均黏滞阻尼系数为 0.322, 表现出较好的耗能能力。当空心率为从 0.6 增加到 0.8, 试件的黏滞阻尼系数平均提高 15%。

关键词: 圆锥形中空夹层钢管混凝土; 试验研究; 压弯构件; 滞回性能; 大空心率

中图分类号: TU398⁺.9 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-131X(2022)01-0075-14

Study on hysteretic behavior of tapered concrete-filled double skin steel tubular beam-columns with large hollow ratio

Shi Yanli Ji Sunhang Wang Wenda Zhang Chen Fan Jiahao

(Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China)

Abstract: To study the hysteretic behavior of tapered concrete-filled double skin steel tubular (CFDST) beam-columns with large hollow ratio, a total of ten tapered CFDST specimens, including eight cyclic loading specimens and two monotonic loading specimens, were tested. The influence of hollow ratio(0.6 and 0.8) and axial compression ratio(0, 0.2, 0.4 and 0.6) on the failure modes, the $P-\Delta$ relationship curves and hysteresis performance of specimens were investigated, respectively. A numerical model for the specimens under monotonic loading was also established to analyze the working mechanism of the beam-columns. Finally, the simplified calculation method for the lateral bearing capacity of tapered CFDST beam-columns was discussed. The test results show that the damage patterns of the specimens with different hollow ratio are basically same, and local damage with different extents was observed at the lower part of the specimens. The $P-\Delta$ curves of specimens under the cyclic loading are relatively full, showing a good seismic performance of tested specimens. The hollow ratio(0.6 and 0.8) has little effect on the lateral capacity and ductility, and the peak load of two specimens with different hollow ratio differs by about 3% on average. As the axial compression ratio increases, the ultimate load decreases and the ductility gradually deteriorates. The strength degradation of all cyclic loading specimens is slight, but a more significant stiffness degradation occurs for the specimen with a hollow ratio of 0.8. The average displacement ductility coefficient of the tested specimens is 3.56 while the average value of the viscous damping coefficient is 0.322, which shows that the CFDST specimens better energy dissipation behavior. When the hollow ratio increase from 0.6 to 0.8, the viscous damping coefficient of the specimens increases by 15% on average.

基金项目: 国家自然科学基金(51768038)、甘肃省建设科技
项目(JK2021-42)

作者简介: 史艳莉, 博士, 教授

通讯作者: 王文达, 博士, 教授

收稿日期: 2021-03-11

Keywords: tapered concrete-filled double skin steel tube (CFDST); experimental study; beam-column; hysteretic behavior; large hollow ratio

E-mail: wangwd@lut.edu.cn

引 言

中空夹层钢管混凝土 (Concrete-Filled Double Skin Steel Tube, 简称为 CFDST) 具有承载力高、塑性韧性和耐火性能好、施工方便、经济效益好等特点^[1-2]。与普通钢管混凝土 (CFST) 构件相比, 在材料用量相同时, 中空的设计可以增大构件的截面面积, 从而提高其抗弯刚度和稳定性; 横截面尺寸相同时, 可以有效减少材料用量和构件的自重, 这使得 CFDST 构件具有更好的抗震性能。目前已有系列关于等截面 CFDST 的试验研究, 如构件的轴压^[3-4]、局部受压^[5]和压弯扭复合受力性能^[6]; 在动力性能方面, Han 等^[7]和 Li 等^[8]先后对常温下和受火后的 CFDST 试件进行了滞回试验研究; 史艳莉等^[9]和 Zhao 等^[10]也分别完成了不同截面的 CFDST 试件横向撞击试验。为适应建筑审美和结构需求等, 沿着纵向改变构件横截面大小而形成锥形钢管混凝土, 锥形 CFST 构件在高层结构和大跨度结构等工程中被应用和发展, 而锥度的存在对构件的受力性能也产生明显的影响^[11-12]。

圆锥形 CFDST 构件是由锥形 CFST 和等截面 CFDST 构件发展而来, 该类构件多被用作对竖向承载力需求较小, 而对抗侧刚度及稳定性要求较高的结构构件, 如输电塔架、风电塔筒以及海洋平台支撑柱等。该类构件以其优越的力学性能和自身特点在风力发电行业具有广阔的发展前景, 在实际工程中也得到应用^[13], 当其用作风电塔筒或塔架结构时, 往往需要满足大空心率(χ)的需求。但目前关于该类构件力学性能的研究相对较少, Li 等^[13-14]先后对圆锥形 CFDST 短柱和长柱进行了轴压和偏压试验研究 (χ 范围为 0.59~0.68); Lam 等^[15]研究了锥度对方锥形 CFDST 柱力学性能的影响; 史艳莉等^[16]也对大空心率的圆锥形 CFDST 偏压长柱进行了试验研究, χ 为 0.8; Zhang 等^[17]对局部承压的圆锥形 CFDST 构件进行研究; Wang 等^[18]对该类构件进行了侧向撞击试验 ($\chi=0.58$)。可见, 目前对于圆锥形 CFDST 的试验研究主要以静力性能为主, 空心率也相对较小, 关于该类压弯构件的滞回性能研究缺乏, 因此有必要对其滞回性能进行试验研究, 尤其是用作风电塔筒或塔架时的大空心率圆锥形 CFDST 构件。

为此, 本文对 10 个大空心率的圆锥形 CFDST 压弯试件 (包括 8 个往复加载和 2 个单调加载试件) 进行试验研究, 试验的参数为空心率 ($\chi=0.6$ 和 0.8) 和轴压比 ($n=0, 0.2, 0.4$ 和 0.6), 以考察空心率和轴压比对试件破坏模式和承载力等的影响, 分析试件的抗震性能指标。通过有限元方法对单调加载的压弯试件的受力机理进行分析, 并讨论了试件侧向承载力简化计算方法, 为进一步的深入研究和分析提供试验数据依据, 给工程设计提供参考。

1 试验概况

1.1 试件设计与制作

压弯构件滞回试验的边界条件多分为两种, 包括两端铰接和一端固接而另一端自由, 两种边界条件均由构件在实际结构中的受力形式简化而来。圆锥形 CFDST 多用于悬臂形式的构筑物中, 故本文选取一个顶部受轴向压力和水平荷载作用的悬臂柱来进行压弯试件的往复和单调加载试验。

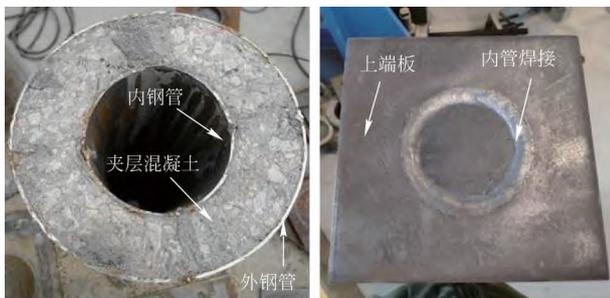
对两组各 4 个 χ 分别为 0.6 和 0.8 的圆锥形 CFDST 压弯试件进行往复加载试验, 同时两种空心率各进行一个轴压比为 0.2 的单调加载试件对比, 单调加载试件仅在加载制度上与压弯滞回试件存在差别。试验参数为轴压比 $n=N_0/N_u$ ($n=0, 0.2, 0.4$ 和 0.6) 和空心率 $\chi=d_b/(D_b-2t_0)$, 其中 N_0 为作用在试件上的轴压荷载; N_u 为试件轴心受压时的极限承载力, 通过有限元模型计算得到。所有试件的高度均为 1500mm, 外钢管的顶面 (D_t) 和底面直径 (D_b) 分别为 226mm 和 256mm, 壁厚 (t_0) 为 3mm; 试件的锥度 (θ) 为 0.57。采用高强螺栓对试件下端板与刚性支座进行固定。试件的部分参数和试验结果如表 1 所示, 其中 d_t 和 d_b 分别为内钢管顶面和底面的外径; t_i 表示内钢管壁厚; $P_{\max,T}$ 、 $P_{\max,F}$ 和 $P_{\max,C}$ 分别为试件试验的、模拟的和计算的峰值荷载; μ 为位移延性系数, h_c 为黏滞阻尼系数。编号中 CFDST 表示中空夹层钢管混凝土, 字母 T 表示圆锥形试件; 第一个数字表示空心率; 第二个数字代表轴压比; 最后一个字母表示加载方式, C 为往复加载, M 为单调加载。如 CFDST-T-6-2C 表示空心率为 0.6、轴压比为 0.2 的往复加载圆锥形 CFDST 试件。

表 1 试件参数和结果

Table 1 Parameters and results of specimens

序号	试件编号	$d_b \times t_i$ (mm×mm)	$d_i \times t_i$ (mm×mm)	n	N_0 (kN)	χ	$P_{max,T}$ (kN)	$P_{max,F}$ (kN)	$P_{max,C}$ (kN)	μ	h_e
1	CFDST-T-6-0C	150×3	120×3	0	0	0.6	90.9	84.9	72.3	4.76	0.339
2	CFDST-T-6-2C	150×3	120×3	0.2	434	0.6	86.6	82.5	102.7	4.87	0.324
3	CFDST-T-6-4C	150×3	120×3	0.4	868	0.6	79.6	72.5	69.2	2.85	0.282
4	CFDST-T-6-6C	150×3	120×3	0.6	1302	0.6	59.6	50.8	44.7	2.69	0.289
5	CFDST-T-6-2M	150×3	120×3	0.2	434	0.6	85.3	82.5	102.7	3.72	—
6	CFDST-T-8-0C	200×3	170×3	0	0	0.8	91.9	82.3	77.2	—	—
7	CFDST-T-8-2C	200×3	170×3	0.2	349	0.8	87.3	85.7	75.9	4.15	0.353
8	CFDST-T-8-4C	200×3	170×3	0.4	698	0.8	74.7	73.0	54.6	2.71	0.347
9	CFDST-T-8-6C	200×3	170×3	0.6	1047	0.8	54.1	50.8	33.4	2.91	0.323
10	CFDST-T-8-2M	200×3	170×3	0.2	349	0.8	87.5	85.7	75.9	3.22	—

圆锥形内、外钢管由 3mm 厚的 Q235 钢板卷制而成, 试件制作时先在底部端板上焊接内钢管, 再同心焊接外钢管。内、外钢管之间采用 C50 自密实混凝土进行浇筑, 浇筑三天后凿去混凝土表面的浮浆层, 采用高强混凝土对试件顶部混凝土进行补浆, 待夹层混凝土硬化后将表面打磨平整, 如图 1(a) 所示。为保证内、外钢管及夹层混凝土能够共同受力, 将上端板与内、外钢管进行焊接, 先将外钢管与上端板下表面进行焊接, 然后将内钢管与上端板上切割预留的圆环形孔套住后焊接, 图 1(b) 所示为焊接后的试件上端板。



(a) 浇筑后的试件($\chi=0.6$) (b) 焊接后的上端板

图 1 加工后的试件

Fig. 1 The specimen after processing

1.2 材料性能

内、外钢管由同一块钢板加工而成, 将卷制圆锥形钢管的钢板加工成 3 个标准拉伸试件进行拉伸试验, 测得钢材的平均屈服强度(f_y)和抗拉强度(f_u)分别为 291.7MPa 和 420.7MPa, 弹性模量(E_s)为 208GPa, 泊松比(ν)为 0.28。夹层混凝土采用 C50 自密实混凝土, 其配合比为: 水胶比为 0.3, 水泥 408kg/m³, I 级粉煤灰 62kg/m³, S95 级矿粉 70kg/m³, 5~16mm 粒径碎石 890kg/m³, 细砂 819kg/m³, 减水

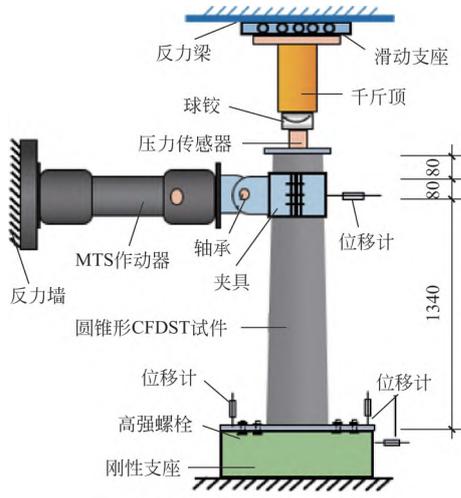
剂 5.4kg/m³, 水 180kg/m³。浇筑试件时同时制作两组边长为 150mm 的混凝土立方体试块, 每组 3 个, 在与试件同等条件下成型养护。由抗压试验测得 28d 和试验时的立方体抗压强度平均值 f_{cu} 分别为 48.2MPa 和 61.2MPa。

1.3 试验装置和加载方案

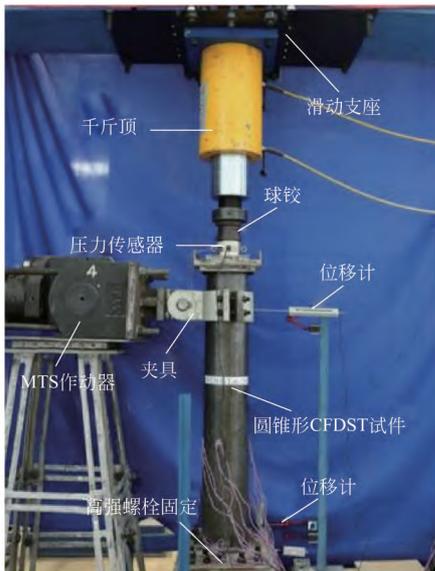
试验在兰州理工大学甘肃省土木工程防灾减灾重点实验室完成。试验时通过千斤顶在柱顶施加轴压荷载, 先以 $0.5N_0$ 对试件进行预加载, 以消除试件夹层混凝土可能不均匀造成的影响, 卸载后再施加到 N_0 并保持恒定, 然后采用 MTS 伺服作动器在试件上端施加水平位移, 试验装置示意图如图 2(a)。为保证试件在产生较大侧移后 MTS 始终能够提供水平荷载, 在刚性夹具上设置轴承。圆形刚性夹具的高度为 180mm, 厚度为 20mm, 两块刚性夹具之间通过 4 根高强螺栓连接, 螺杆上加有弹簧垫圈, 以防止螺栓在往复荷载作用下松动滑移。图 2(b) 所示为试件试验时的场景。试验主要测量的内容有: 试件加载位置处的水平荷载 P 和水平位移 Δ (均由伺服作动器 MTS 进行采集), 由于 MTS 与夹具之间在侧移较大时会产生相对转动, 以及夹具上转动轴承不可避免地存在间隙, 因此通过布置在侧向加载高度处的位移计对 MTS 测量的侧向位移进行校核, 以获得试件实际的侧向位移。试验中布置了 4 个位移计, 用来校核 MTS 所测量的位移和监测试验过程中刚性支座是否会产生移动或转动。

通过建立圆锥形 CFDST 压弯构件的有限元模型 (文中第 4 节) 计算试件单调加载时的 $P-\Delta$ 曲线, 采用等能量法确定出试件的屈服位移 Δ_y 。往复加载制度根据 ATC-24^[19] 采用位移加载, 试验时按照 $0.25\Delta_y$ 、 $0.5\Delta_y$ 、 $0.7\Delta_y$ 、 Δ_y 、 $1.5\Delta_y$ 、 $2\Delta_y$ 、 $3\Delta_y$ 、 $5\Delta_y$ 、

7 Δ_y 、8 Δ_y …进行加载，每级加载 2 圈。单调加载时在每级加载结束后持荷 2min，以便于观察试验现象和记录数据。当试件达到下列条件之一时停止加载：①外钢管出现明显断裂或严重变形，继续加载会影响试件的稳定性；②侧向荷载下降到峰值荷载的 85% 以下。



(a) 加载装置示意图(单位: mm)



(b) 加载场景照片

图 2 试验装置示意和照片

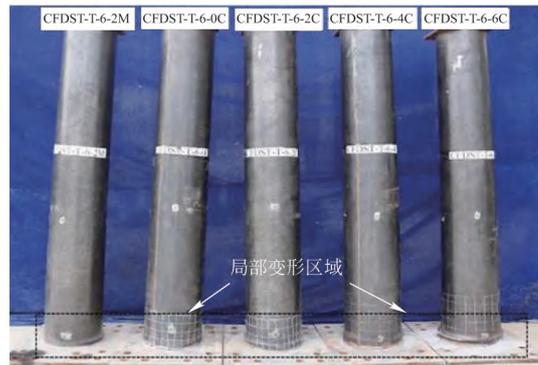
Fig. 2 Schematic and photo of testing setup

2 试验结果与讨论

2.1 试验现象

单调压弯试件均在柱底受压侧产生局部鼓曲。加载前期试件无明显现象，随着侧移增大，试件受压侧底部开始出现轻微的鼓曲变形，并逐渐明显。对于不同的往复压弯试件，外部破坏形态基本一致，

在柱底附近沿着环向产生不同程度的鼓曲变形。加载初期试件无明显现象，随着加载位移增大，试件底部受压侧的鼓曲从正、反加载方向沿着环向发展。对于轴压比不小于 0.4 的试件，当侧向荷载接近峰值时，外钢管在底部鼓曲处会出现断裂，裂缝宽度随着往复位移增加逐渐增大，并沿着环向发展，夹层混凝土破碎的粉末从裂缝处掉出。图 3 所示为试验后的全部试件。



(a) $\lambda=0.6$



(b) $\lambda=0.8$

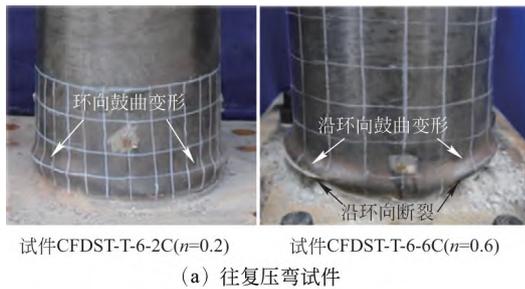
图 3 试验后的全部试件的破坏形态

Fig. 3 All specimens after the test

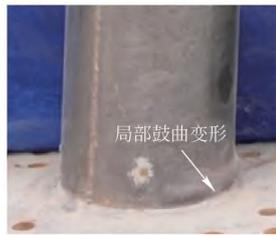
对于两种不同的空心率，轴压比相同时试件的外钢管破坏形态相似。如图 4 为两种加载条件下典型的外钢管局部破坏形态。从图 4(a) 可见，轴压比不同的试件 CFDST-T-6-2C 和 CFDST-T-6-6C 均在下部沿着环向产生鼓曲变形，但轴压比为 0.6 的试件外钢管在鼓曲位置沿着环向断裂，夹层混凝土破碎粉末流出，表明轴压比更大试件的夹层混凝土可能经历更严重的破坏。这是因为往复荷载作用下更大的轴压力对试件造成更严重的损伤。试验中仅轴压比为 0.4 和 0.6 的试件在鼓曲位置产生断裂，轴压比较小的试件仅产生不同程度的鼓曲变形。如图 4(b) 所示，单调加载试件仅在底部受压侧出现明显的鼓曲变形，但钢管未断裂。

割开试件的外钢管以观察夹层混凝土的破坏。

图 5(a) 所示为往复荷载作用下轴压比为 0.6 的两种不同空心率试件的夹层混凝土破坏形态, 可见夹层混凝土破坏相似, 均沿着环向被压溃, 破坏区域混凝土呈酥松的粉末状。由于往复拉压荷载和较大轴压荷载的共同作用, 试件 CFDST-T-6-6C 的混凝土在受压侧出现严重脱落。对于轴压比小于 0.4 的试件, 夹层混凝土在拉压侧小范围内局部压溃。由图 5(b) 可见, 单调加载试件底部受压区的夹层混凝土保持着较好的完整性, 仅局部区域受压破碎, 这是由于该区域的外钢管向外鼓曲, 其对混凝土的约束作用减弱。



(a) 往复压弯试件



(b) 单调压弯试件

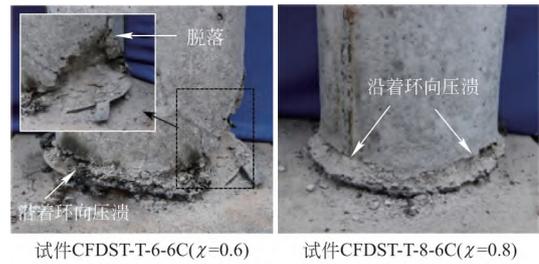
图 4 外钢管典型破坏形态

Fig. 4 Typical failure modes of outer steel tube

为观察内钢管的破坏形态, 试验后凿掉试件下部区域夹层混凝土, 对于轴压比为 0.4 和 0.6 的滞回试件, 内钢管产生严重破坏, 其他试件的内钢管变形较小。图 6(a) 为两种不同空心率试件 ($n=0.6$) 内钢管的破坏形态对比, 可见, 空心率为 0.6 的试件内钢管在拉压侧沿着斜向产生向内的凹陷变形, 凹陷位置轻微断裂; 空心率为 0.8 试件的钢管沿着环向向内凹陷, 并出现严重断裂。但两种试件远离下部区域的内钢管未出现局部屈曲, 且其与夹层混凝土的黏结良好。这是由于内钢管受到破坏区域混凝土不均匀的支撑作用, 进而产生向内的屈曲变形。从图 6(b) 可见, 由于破坏混凝土的支撑作用, 单调加载试件的内钢管在受压侧向内局部凹陷。

综上所述, 夹层混凝土和内、外钢管发挥着良好的互补作用, 外钢管提供约束作用和内钢管提供的支撑作用使得夹层混凝土具有更好的完整性, 同时夹层混凝土给内、外钢管提供的支撑作用可以防

止钢管在受力时过早出现严重局部屈曲或失稳。



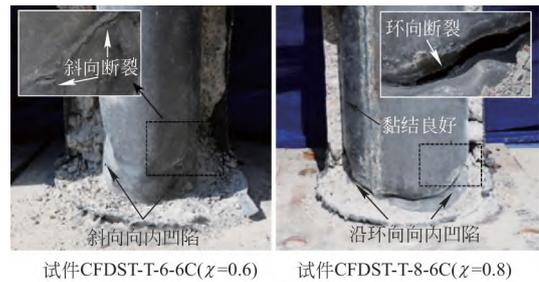
(a) 往复压弯试件



(b) 单调压弯试件

图 5 夹层混凝土典型破坏形态

Fig. 5 Typical failure modes of sandwiched concrete



(a) 往复压弯试件



(b) 单调压弯试件

图 6 内钢管典型破坏形态

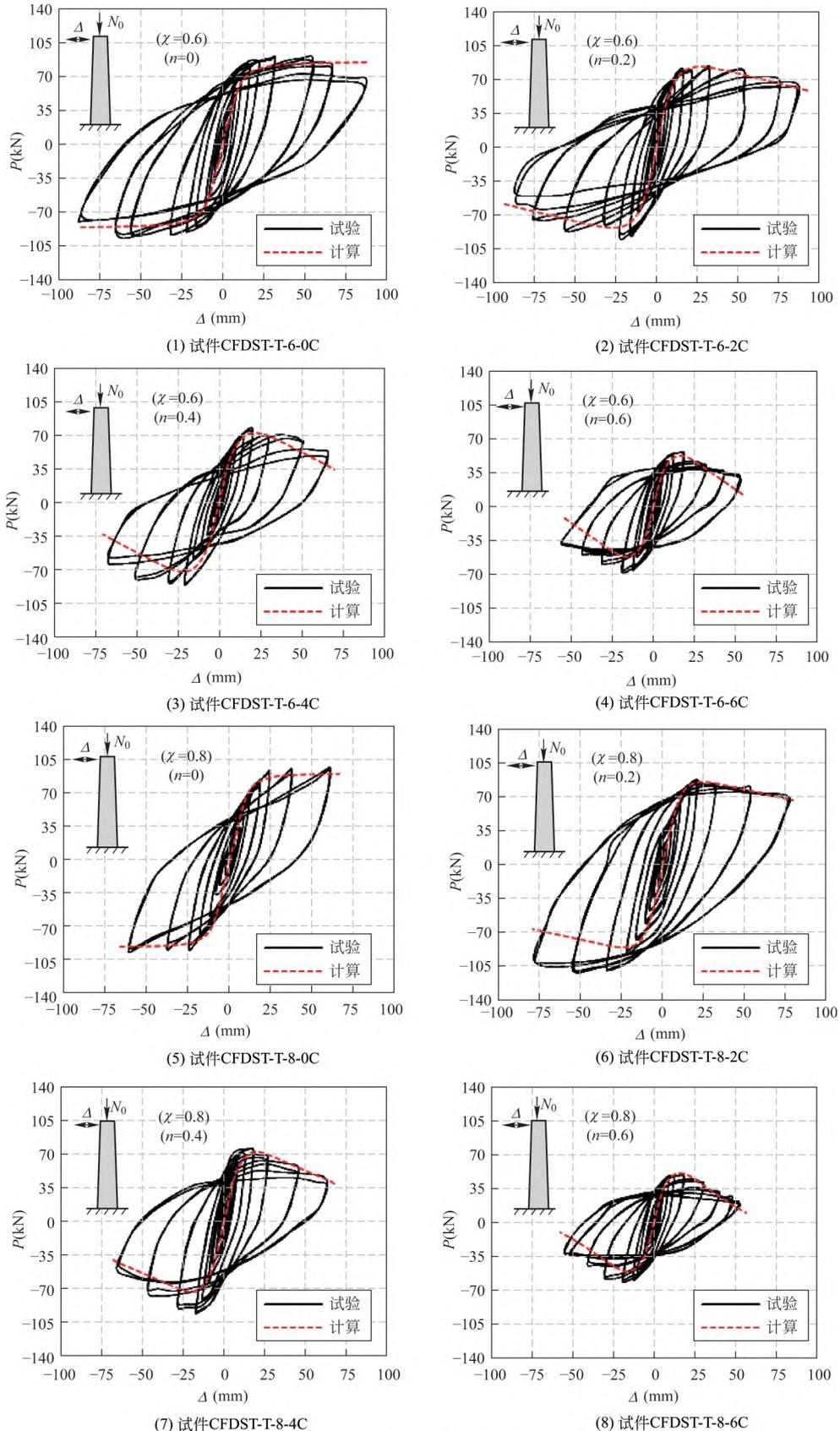
Fig. 6 Typical failure modes of inner steel tube

2.2 P-Δ 曲线

图 7(a) 为不同往复加载试件的 $P-\Delta$ 关系曲线。可以看出, 试件的滞回环总体呈纺锤形, 比较饱满, 没有明显捏缩, 表现出较好的滞回性能。前几级加载时侧移较小, 试件处于弹性阶段; 随着侧移增加, 试件逐渐屈服, 刚度降低。此外可见, 随着轴压比增大, 试件的承载力整体上逐渐降低。值得注意的是, 负向加载时的侧向荷载高于相应同级正向加载

时的荷载值,分析其原因为当试验正向加载位移较大时,球铰会产生相对错动,导致反向加载时在轴向压力作用下球铰之间的摩擦阻力增大,产生了一定的水平阻力。图7(b)为空心率不同的单调加载试

件的 $P-\Delta$ 曲线,可见,加载前期曲线基本处于弹性阶段,随着侧移增加曲线进入弹塑性阶段,达到峰值承载力后进入塑性阶段,侧向荷载逐渐降低,位移迅速增大。



(a) 往复压弯试件

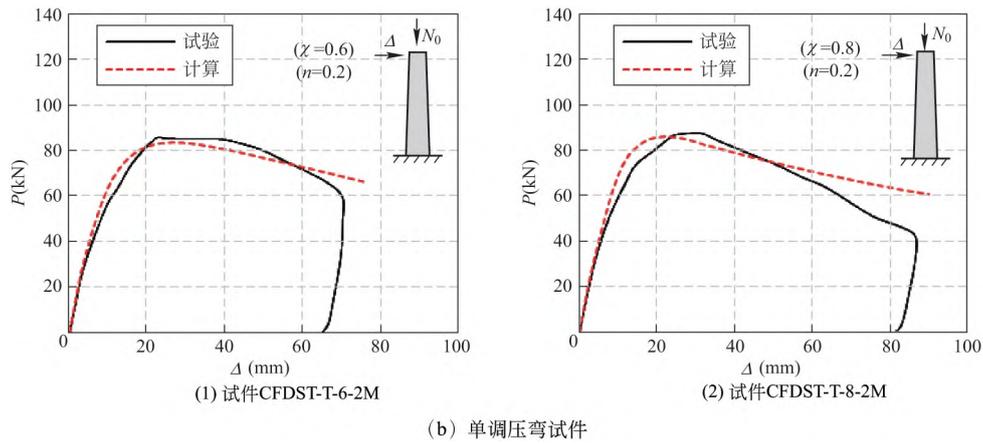


图 7 压弯试件的 $P-\Delta$ 曲线

Fig. 7 $P-\Delta$ curves of the beam-columns

2.3 $P-\Delta$ 骨架曲线

图 8 为所有往复加载压弯试件的 $P-\Delta$ 滞回曲线的骨架线，同时给出单调加载试件的 $P-\Delta$ 曲线作为对比。可以看出，两种不同空心率试件的 $P-\Delta$ 骨架曲线形态类似，均呈现为“S”形，不同轴压比试件的骨架曲线在弹性阶段几乎重合，试件均经历了弹性阶段、弹塑性阶段和塑性阶段。随着轴压比增大， $P-\Delta$ 骨架曲线的峰值荷载降低，延性逐渐变差，这是因为试件的二阶效应随着轴压比增加逐渐明显。此外，轴压比为 2 的单调加载试件的 $P-\Delta$ 曲线与滞回试件的 $P-\Delta$ 骨架线形态一致，弹性阶段曲线几乎重合，峰值荷载相近，加载中后期曲线有一定差别，单调加载试件的延性稍差。

表 2 列出不同试件的特征点，包括屈服荷载 P_y 、峰值荷载 P_{max} 和极限荷载 P_u ，以及对应的屈服位移 Δ_y 、峰值位移 Δ_{max} 和极限位移 Δ_u 。极限荷载取承载力下降至 85% P_{max} 时对应的荷载。所有特征点值取正、反两个加载方向的平均值，其中试件 CFDST-T-8-2C 和 CFDST-T-8-4C 在反向加载时由于球铰的错动导致峰值荷载明显偏高，其特征点值取正向加载值。

2.4 空心率对 $P-\Delta$ 曲线的影响

图 9(a) 为空心率不同试件的 $P-\Delta$ 骨架曲线对比。可见，轴压比相同时，不同空心率试件的骨架曲线相差不大，弹性阶段几乎重合，弹塑性阶段曲线整体上相近(除试件 CFDST-T-8-2C 反向加载时)，这表明空心率从 0.6 增加到 0.8 对试件的承载力和延性影响较小，试件的滞回性能没有明显变化。对于空心率为 0.6 和 0.8 的往复加载试件，其峰值荷载平均相差约 3%。

单调加载试件的 $P-\Delta$ 曲线对比如图 9(b)，可见，曲线在弹性阶段几乎重合，空心率的变化对试件的

峰值荷载有轻微影响。试件 CFDST-T-6-2M 和 CFDST-T-8-2M 的峰值荷载分别为 85.3kN 和 87.5kN，当空心率从 0.6 增加到 0.8 时，峰值荷载增加了 2.6%。这是因为对于空心率较大的圆锥形 CFDST 压弯试件，其侧向承载力大小主要由内、外钢管控制，夹层混凝土对侧向承载力贡献相对较小，当空心率增大时，内钢管的截面和含钢率增加，抗弯承载力也提高^[20]。综上所述，当空心率从 0.6 增加到 0.8，圆锥形 CFDST 压弯试件的承载力和延性没有显著变化，但试件的重量明显降低。

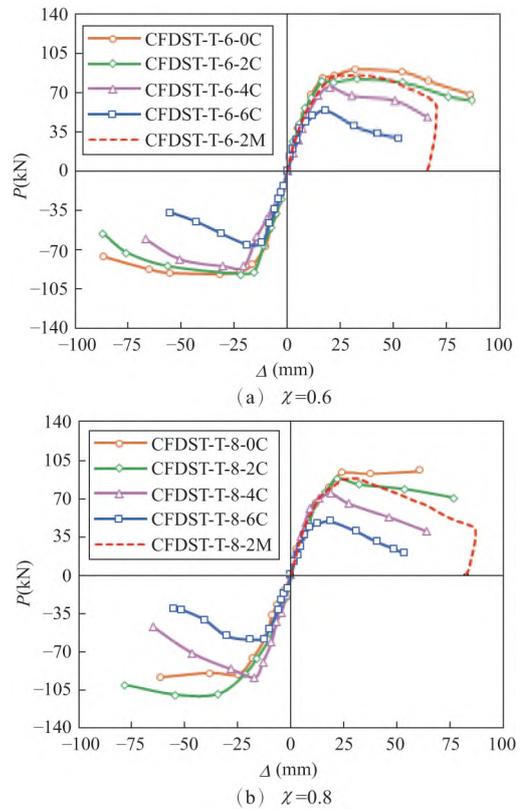


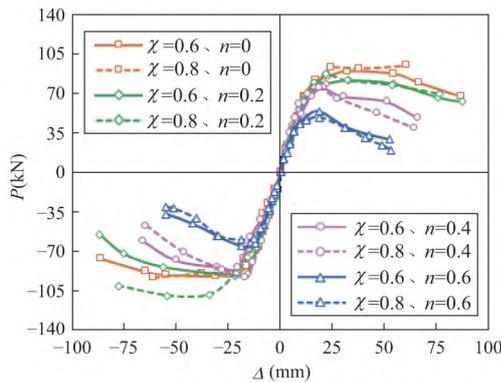
图 8 试件的 $P-\Delta$ 关系骨架曲线对比

Fig. 8 Comparison of $P-\Delta$ envelope curves of specimens

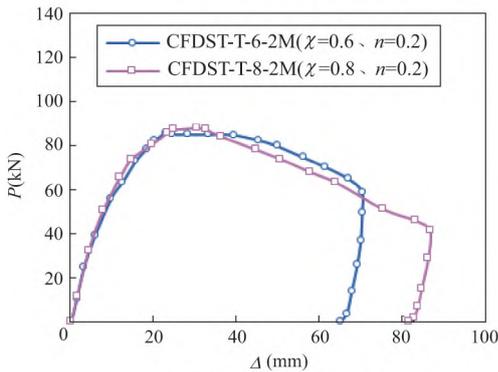
表 2 试件的特征点

Table 2 Characteristic points of specimens

试件编号	屈服点		峰值点		极限点	
	P_y (kN)	Δ_y (mm)	P_{max} (kN)	Δ_{max} (mm)	P_u (kN)	Δ_u (mm)
CFDST-T-6-0C	81.7	16.2	90.9	31.6	77.3	77.3
CFDST-T-6-2C	79.4	14.2	86.6	27.3	73.6	68.7
CFDST-T-6-4C	76.2	18.2	79.6	20.4	67.7	56.5
CFDST-T-6-6C	53.0	10.6	59.6	18.5	50.6	28.5
CFDST-T-6-2M	72.8	15.6	85.3	22.7	72.5	58.0
CFDST-T-8-0C	81.9	19.8	91.9	24.4	78.1	—
CFDST-T-8-2C	73.1	15.3	87.3	21.4	74.2	63.5
CFDST-T-8-4C	75.0	12.7	74.7	17.7	63.5	29.9
CFDST-T-8-6C	48.6	10.1	54.1	18.8	46.0	31.1
CFDST-T-8-2M	74.5	15.2	87.5	30.1	74.4	49.2



(a) 往复压弯试件的P-Δ骨架曲线



(b) 单调压弯试件的P-Δ曲线

图 9 空心率的对 P-Δ 曲线的影响

Fig. 9 Influence of the hollow ratio on P-Δ curves

2.5 轴压比对极限荷载的影响

图 10 为轴压比对往复加载压弯试件 P_u 的影响。可以看出，轴压比对两种空心率试件的 P_u 影响规律一致， P_u 随着 n 增加逐渐降低，如当试件 CFDST-T-8 的 n 从 0 增加到 0.6 时，其 P_u 降低了 41%。此外可

见，当 $n < 0.4$ 时，空心率为 0.6 和 0.8 的试件 P_u 相近；当 $n \geq 0.4$ 时，增加空心率会降低试件的 P_u ，当空心率从 0.6 增加到 0.8， n 为 0.4 和 0.6 试件的 P_u 分别降低 6% 和 9%。综上可见，过大的轴压比会明显降低试件的极限荷载，而空心率从 0.6 增加到 0.8 时，极限荷载降低幅度较小。

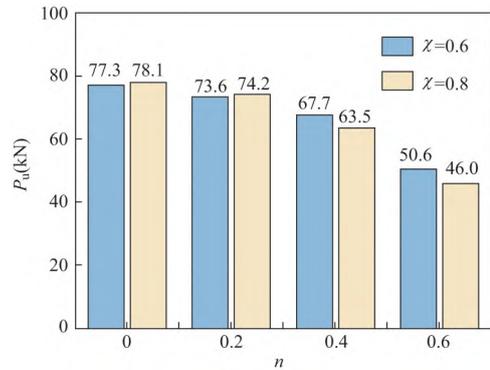


图 10 轴压比对极限荷载的影响

Fig. 10 Effect of axial compression ratio on the ultimate load

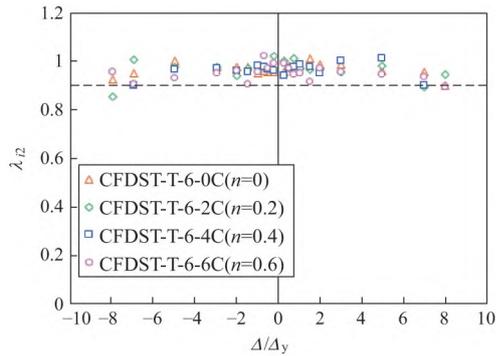
3 抗震性能指标分析

3.1 强度退化

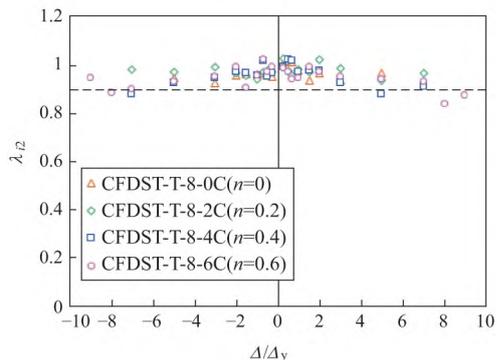
采用强度退化系数 (λ_{i2}) 反映同级加载时的强度退化^[21]，其值为第 i 级加载位移下第 2 次加载与第 1 次时对应的峰值荷载之比。图 11 为不同加载位移下试件的强度退化系数，其中，横坐标的正值为正向加载，负值代表反向加载。可见，随着加载位移的增大，不同试件的 λ_{i2} 整体上逐渐减小，但整体在 0.9 以上，仅加载后期部分试件的 λ_{i2} 低于 0.9，这表明试件的强度退化现象不明显。

3.2 刚度退化

按文献[22]中的方法确定割线刚度 (K_i)，以反映试件在不同位移加载时的刚度退化，其中 i 为位移加载级数，取试件第一次加载的最大荷载和相应位移计算 K_i 。图 12 为试件的 K_i 随着加载位移变化的曲线，可见，对于两种不同空心率的试件，加载前期试件刚度退化明显， K_i 随着位移幅值增大迅速减小，且空心率为 0.8 的试件刚度退化更快，加载后期刚度退化减缓。这是因为空心率为 0.8 的试件夹层混凝土截面面积相对较小，随着侧移增大，混凝土受损后可承载的区域更少，进而刚度退化的更明显。此外，轴压比对试件加载前期刚度退化程度有一定影响，加载前期轴力更大试件刚度退化现象整体上更显著。



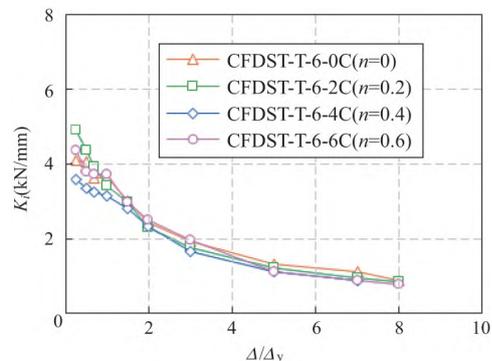
(a) $\chi=0.6$



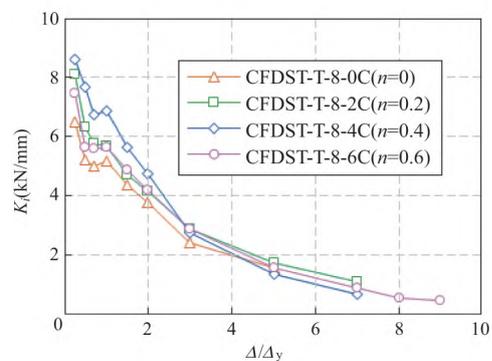
(b) $\chi=0.8$

图 11 试件的强度退化

Fig. 11 Strength degradation of specimens



(a) $\chi=0.6$



(b) $\chi=0.8$

图 12 试件的刚度退化曲线

Fig. 12 Stiffness degradation curves of specimens

3.3 延性指标

采用位移延性系数(μ)反映试件的延性, 其值为试件的极限位移 Δ_u 和屈服位移 Δ_y 之比^[23]。表 1 已列出试件的 μ , 其值取正向和反向加载之和的平均值。钢管混凝土柱的 μ 通常大于 3.0^[23], 本次试验所有试件 μ 的平均值为 3.56, 可见试件表现出较好的延性行为。这是因为试件的内、外钢管受到夹层混凝土的支撑作用在受力时没有过早局部屈曲或失稳, 进而钢材性能发挥的更充分。图 13 为不同试件 μ 的对比, 由于无轴力的试件 CFDST-T-8-0C 承载力没有明显降低, 因此未作对比。可以看出, n 为 0.2 试件的 μ 明显高于 n 为 0.4 和 0.6 的试件, 这表明增大试件的轴压比会降低其延性。此外可见, 两种空心率不同试件的 μ 整体上相近, 空心率从 0.6 增加到 0.8 时试件的延性变化较小。

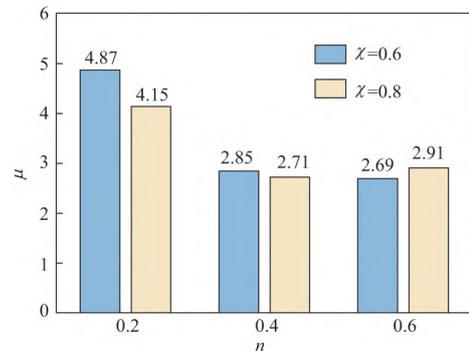


图 13 滞回试件的位移延性系数

Fig. 13 Displacement ductility coefficients of cyclic specimens

3.4 耗能能力

图 14 为不同试件的能量耗散系数(E)随着加载位移变化的曲线, E 为试件 $P-\Delta$ 曲线一个滞回环的总能量与弹性能的比值^[21]。可见, 对于两种空心率不同的试件, E 随着加载位移增加逐渐增大, 且空心率为 0.8 的试件增加更显著, 表明空心率为 0.8 的试件在加载后期耗散的能量更多。这是因为试件主要通过钢管耗能, 而空心率更大的试件其内钢管的截面面积更大。

取达到极限位移时的黏滞阻尼系数(h_e)来体现试件的耗能能力, 其值为 $h_e = E/2\pi$ 。本次试验所有往复加载试件的 h_e 范围为 0.282 ~ 0.353, 平均值为 0.322, 可见试件的抗震性能较好。图 15 为不同试件 h_e 的对比, 可见, 随着轴压比增加, h_e 整体上呈现逐渐减小的趋势, 表明试件的耗能能力随着轴压比的增加逐渐降低。此外, 当轴压比相同时, 空心率为 0.8 的试件的 h_e 明显高于空心率为 0.6 的试件, 如当轴压比为 0.2、0.4 和 0.6 时, 空心率为 0.8 的试件

h_c 分别比空心率为 0.6 的试件高 9%、23% 和 12%，表明增大空心率会提高试件的耗能能力。这是因为空心率增大为 0.8 后试件内钢管的截面面积和抗弯刚度增加，同时自重也减小。

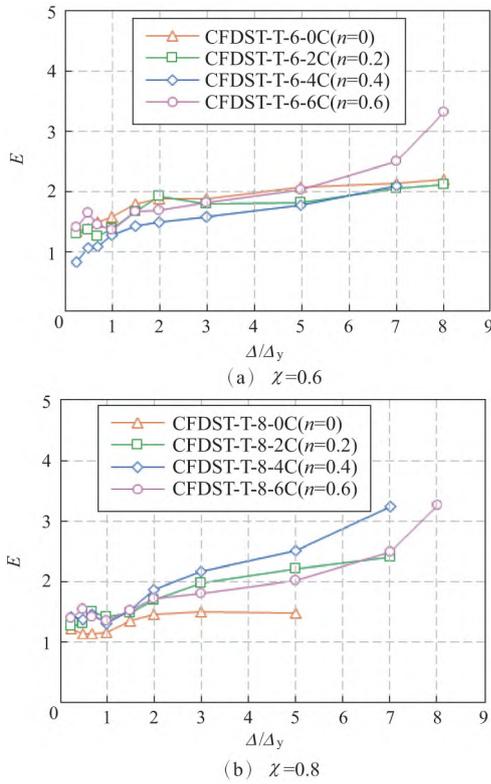


图 14 能量耗散系数

Fig. 14 Energy dissipation coefficient (E) of specimens

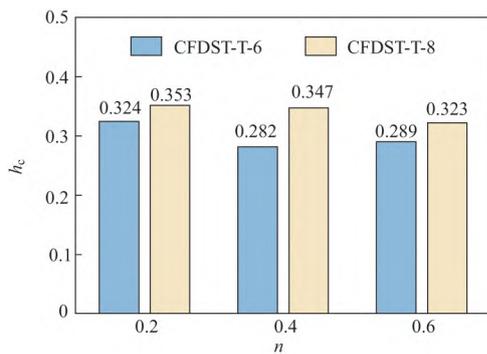


图 15 试件的黏滞阻尼系数对比

Fig. 15 Comparison of viscous damping coefficient (h_c) of specimens

4 有限元分析

4.1 模型的建立

采用 ABAQUS 有限元软件建立本文圆锥形 CFDST 压弯试件单调加载的数值模型。内、外钢管

采用弹塑性模型，其应力-应变关系采用五段式的二次塑流模型^[23]，夹层混凝土采用损伤塑性模型，其本构关系采用适用于圆钢管混凝土内核心混凝土的应力-应变关系^[23]，文献[10-11]也采用该本构建立了圆锥形 CFDST 柱的有限元模型。内、外钢管，夹层混凝土，刚性端板和夹具均采用单元类型为 C3D8R 的三维实体单元，钢管与夹层混凝土采用面-面接触，接触滑移方式是有限滑移，摩擦系数为 0.6^[23]，法向行为采用硬接触。钢管和夹层混凝土与端板之间采用“绑定”约束，试件下端固支边界通过约束整个下表面的位移和转角实现，上端自由无约束。加载时先在试件上端板中心施加轴向荷载 N_0 ，然后在夹具中心高度位置采用单点加载方式进行侧向位移加载。图 16 为空心率为 0.8 的圆锥形 CFDST 压弯试件的边界和网格。

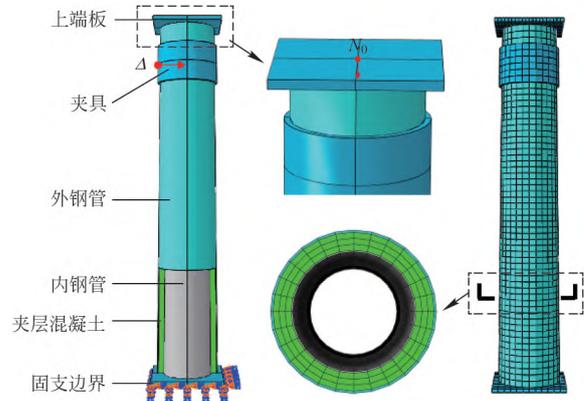


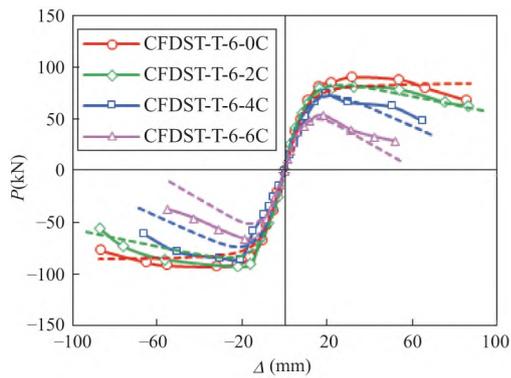
图 16 空心率为 0.8 试件的边界和网格划分

Fig. 16 The boundary and mesh division of the specimen with a hollow ratio of 0.8

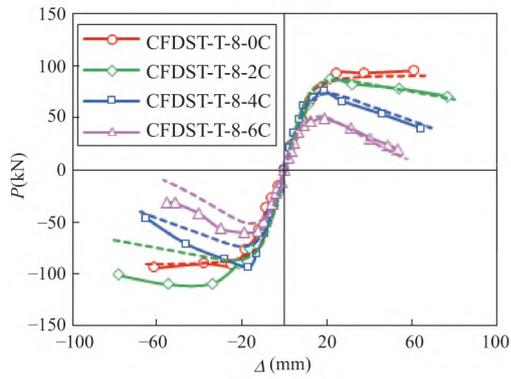
4.2 $P-\Delta$ 曲线和破坏形态对比

图 7(b) 给出单调加载试件计算的 $P-\Delta$ 曲线与试验曲线对比。可见，计算与试验的 $P-\Delta$ 曲线整体上吻合较好，仅加载后期延性有一定差别，这可能是因为试验的边界条件和轴力加载方式与数值模型有一定差异。图 17 给出模拟的单调加载试件 $P-\Delta$ 曲线(虚线)与试验 $P-\Delta$ 骨架曲线(实线)对比，同时模拟的峰值荷载 ($P_{max,F}$) 已在表 1 中列出。可以看出，模拟曲线与试验的骨架曲线整体上吻合较好，正向加载时，模拟的曲线与试验曲线相近，但在反向加载时试验曲线整体上高于模拟的曲线，这是由于试验中反向加载时的侧向荷载整体偏高，所有试件试验和模拟的峰值荷载之比的平均值为 1.067，均方差为 0.047。图 18 为试件 CFDST-T-8-2M 外钢管的试验和模拟的破坏形态对比，可见，试件下部受压侧均产生局部鼓曲变形，且钢管的塑性变形区域主要在底

部附近。



(a) $\lambda=0.6$



(b) $\lambda=0.8$

图 17 试件的 $P-\Delta$ 曲线对比

Fig. 17 Comparison of $P-\Delta$ curves of specimens

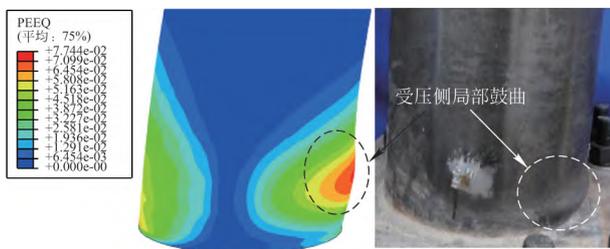


图 18 试件 CFDST-T-8-2M 的破坏形态对比

Fig. 18 Comparison of failure mode for the specimen CFDST-T-8-2M

4.3 侧向承载力分布与应力发展

以试件 CFDST-T-8-2M 为例，分析大空心率圆锥形 CFDST 压弯试件单调加载时的侧向承载力和应力的分布与发展。图 19 为整个加载过程中试件各部件的侧向荷载-位移曲线分布，同时图 20 给出外钢管在不同特征点时的纵向应力分布和发展(2 方向为试件的轴向)。可见，整个加载过程中，夹层混凝土的侧向承载力最大，外钢管次之，内钢管的最小。A 点前，试件处于弹性阶段，到达 A 点时，外钢管底部受压侧边缘开始屈服，此时侧向荷载大小约为 60% 的峰值荷载。试件受压侧应力值较大，受拉侧应力

值相对较小。B 点时试件达到侧向承载力，夹层混凝土，内、外钢管各自承担的侧向荷载分别占整个截面承载力的 45%、25% 和 30%。值得注意的是，内、外钢管几乎同时达到其侧向荷载峰值，而此时试件未达到其峰值荷载，钢管受拉区域明显增加，高应力区域主要集中在试件下部。B 点后，内、外钢管的侧向荷载随着位移增加逐渐降低，而夹层混凝土的侧向荷载轻微增加后趋于平缓。C 点时侧向承载力下降至 85% 的峰值荷载，钢管高拉应力区域增大，高压应力区域减小。

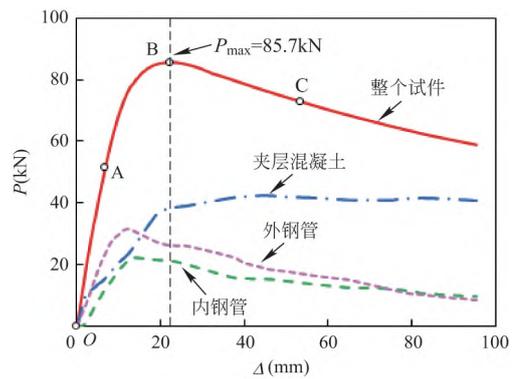


图 19 各部件的侧向荷载分布

Fig. 19 The lateral load distribution of each component

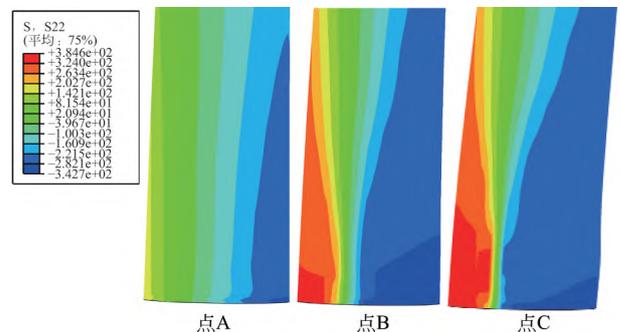


图 20 外钢管的纵向应力分布

Fig. 20 Longitudinal stress distribution of outer tube

4.4 轴向荷载分布

图 21 为加载过程中各部件底部横截面的轴力 N 随着侧向位移的变化(受压为正值)。可见，侧向位移加载前，夹层混凝土，内、外钢管各自承担的初始轴向荷载分别为 128.7kN、96.6kN 和 123.7kN，分别承担 37%、28% 和 35% 的初始轴向荷载。随着侧向位移增加，夹层混凝土的轴力增加，内、外钢管的轴力减小。当夹层混凝土的轴力达到最大时，其轴力占 94% 的初始轴向荷载，可见内、外钢管卸载的轴向荷载被夹层混凝土承担。此后，混凝土的轴力随着侧向位移增加而减小，内、外钢管的轴力增

加。值得注意的是，当试件即将达到侧峰值荷载时，外钢管的轴力方向发生了变化，这表明外钢管整个截面的受拉区可能大于受压区。

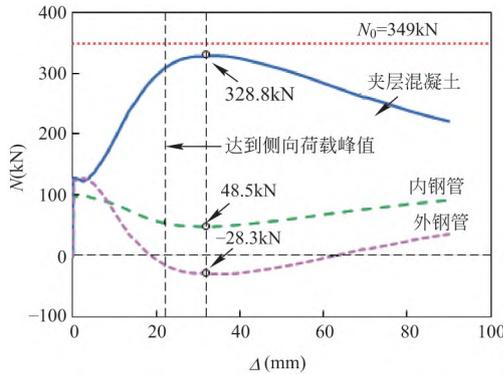


图 21 各部件的轴力发展

Fig. 21 The axial force development of each component

5 压弯构件承载力简化计算

为计算文中圆锥形 CFDST 压弯试件单调加载时的侧向承载力，采用“等效柱”方法^[14]将圆锥形试件简化等效为等截面的直试件，再计算直试件的侧向承载力，柱等效示意如图 22 所示。

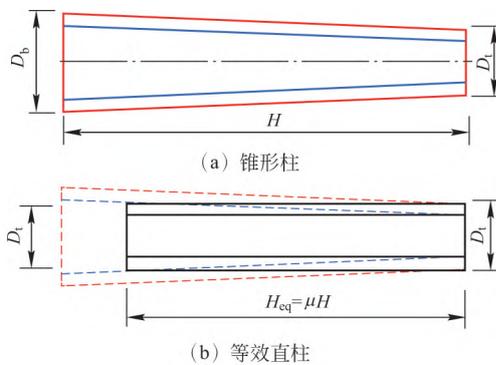


图 22 锥形柱等效为直柱示意

Fig. 22 Schematic of equivalent straight column for the tapered one

等效后直柱的长度 (H_{eq}) 采用式 (1) ~ 式 (3) 计算，具体如下：

$$H_{eq} = \mu H \tag{1}$$

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{2\gamma+1}} \tag{2}$$

$$\gamma = \frac{D_b - D_t}{D_t} \tag{3}$$

式中： H 为与锥形试件几何长度和边界条件相同的直柱的长度； μ 和 γ 分别表示等效系数和锥率，圆锥形

试件截面轴压承载力和抗弯承载力的计算截面取最小截面^[2]，采用《中空夹层钢管混凝土结构技术规范》中的等截面圆中空夹层钢管混凝土压弯构件承载力计算公式计算文中压弯试件的承载力，计算公式如下：

$$\begin{cases} \frac{N}{\varphi N_u} + \frac{a}{d} \cdot \left(\frac{M}{M_u}\right) = 1 & (N/N_u \geq 2\varphi^3 \eta_o) \\ -b \cdot \left(\frac{N}{N_u}\right)^2 - c \cdot \left(\frac{N}{N_u}\right) + \frac{1}{d} \cdot \left(\frac{M}{M_u}\right) = 1 & (N/N_u < 2\varphi^3 \eta_o) \end{cases} \tag{4}$$

$$N_{osc,u} = f_{osc} (A_{so} + A_c) \tag{5}$$

$$f_{osc} = C_1 \chi^2 f_{yo} + C_2 (1.14 + 1.02\xi) f_{ck} \tag{6}$$

$$N_{i,u} = f_{yi} A_{si} \tag{7}$$

式中： N_u 为轴心受压构件的轴压承载力； $N_{osc,u}$ 为外钢管和混凝土的截面的抗压承载力； $N_{i,u}$ 为内钢管截面抗压承载力； A_{si} 、 A_{so} 和 A_c 分别为内、外钢管和混凝土截面面积； C_1 和 C_2 为与含钢率有关的系数； A_{ce} 和 ξ 分别为名义核心混凝土横截面面积和约束效应系数，不同参数具体确定方法见文献^[2]； f_{yi} 、 f_{yo} 和 f_{ck} 分别为内、外钢管屈服强度和混凝土轴心抗压强度。试件的抗弯承载力 M_u 根据下式确定：

$$M_u = \gamma_{m1} W_{scm} f_{osc} + \gamma_{m2} W_{si} f_{yi} \tag{8}$$

$$\gamma_{m1} = 0.48 \ln(\xi + 0.1) (1 + 0.06\chi - 0.85\chi^2) + 1.1 \tag{9}$$

$$\gamma_{m2} = -0.02\chi^{-2.76} \ln \xi + 1.04\chi^{-0.67} \tag{10}$$

式中： W_{scm} 和 W_{si} 分别为外钢管及混凝土的截面抗弯模量和内钢管的截面抗弯模量。式 (4) 中，参数 a 、 b 、 c 和 d ，欧拉临界力 N_E 及轴心受压构件稳定系数 φ 确定方法见文献^[2]， ζ_o 和 η_o 分别按下式计算：

$$\zeta_o = (0.18 - 0.2\chi^2) \xi^{-1.15} + 1 \tag{11}$$

$$\eta_o = \begin{cases} (0.5 - 0.245\xi) \cdot (1 + 0.7\chi - 1.8\chi^2) & (\xi \leq 0.4) \\ (0.1 + 0.14\xi^{-0.84}) \cdot (1 + 0.7\chi - 1.8\chi^2) & (\xi > 0.4) \end{cases} \tag{12}$$

通过上述方法计算文中压弯试件单调加载时的抗弯承载力以得到相应的侧向承载力，与试验骨架曲线的峰值荷载进行对比如表 1。计算与试验的峰值荷载之比 ($P_{max,C}/P_{max,T}$) 的平均值为 0.832，均方差为 0.154，可见计算结果整体偏小。这主要是因为上述计算方法中“等效柱”采用了试件的最小截面，通常两端铰接的圆锥形 CFDST 压弯试件破坏位置靠近柱上端，但该类悬臂压弯试件的破坏截面往往在试件下部，因此公式计算的试件截面抗弯承载力会偏低，进而导致计算的侧向承载力偏小。因此，圆锥形 CFDST 试件计算截面的选取仍需进行进一步的深入研究。

6 结 论

对10个大空心率的圆锥形中空夹层钢管混凝土压弯试件进行了往复和单调加载试验研究和有限元分析。在本文试验参数范围内,得出以下结论:

(1) 空心率为0.6和0.8的试件破坏形态基本一致,当 $n \geq 0.4$ 时,往复加载试件下部外钢管产生严重环状鼓曲变形,内钢管局部向内凹陷,夹层混凝土沿着环向被压溃;单调加载试件受压侧内、外钢管在柱底局部屈曲。

(2) 往复加载压弯试件的 $P-\Delta$ 曲线较为饱满,表现出较好的滞回性能。空心率从0.6增加到0.8对试件的承载力和延性影响较小,两种空心率下的峰值荷载平均相差约3%。随着轴压比增加,试件的极限荷载降低,延性逐渐变差。

(3) 往复加载试件的强度退化系数整体上大于0.9,空心率为0.8的试件刚度退化比空心率为0.6的试件更显著。试件的 μ 平均值为3.56, h_e 平均值为0.322,表现出较好的耗能能力。 h_e 随着轴压比增大整体上轻微减小,当空心率为从0.6增加到0.8,试件的 h_e 平均提高15%。

(4) 整个单调加载过程中,夹层混凝土对侧向承载力的贡献最大,外钢管次之,内钢管的最小,内、外钢管卸载的轴向荷载被夹层混凝土承担。

(5) 基于“等效柱”方法,采用《中空夹层钢管混凝土结构技术规程》中的中空夹层钢管混凝土压弯构件承载力计算公式讨论计算了文中圆锥形压弯试件的侧向承载力,计算的侧向承载力比试验结果偏小。

参 考 文 献

[1] 韩林海,李威,王文达,等.现代组合结构和混合结构——试验、理论和方法[M].第二版.北京:科学出版社,2017(Han Linhai, Li Wei, Wang Wenda, et al. Advanced composite and mixed structures: testing, theory and design approach[M]. 2nd ed. Beijing: Science Press, 2017(in Chinese))

[2] T/CCES 7—2020 中空夹层钢管混凝土结构技术规程[S].北京:中国建筑工业出版社,2020(T/CCES 7—2020 Technical specification for concrete-filled double skin steel tubular structures[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2020(in Chinese))

[3] Huang H, Han L H, Tao Z, et al. Analytical behaviour of concrete-filled double skin steel tubular (CFDST) stub columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2010, 66(4): 542-555

[4] Ekmekyapar T, Hasan H G. The influence of the inner steel tube on the compression behaviour of the concrete

filled double skin steel tube(CFDST) columns[J]. Marine Structures, 2019, 66: 197-212

[5] Yang Y F, Bie X M, Hou C, et al. Analytical behaviour and design of square CFDST subjected to local bearing force[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 159: 198-214

[6] 黄宏,朱琪,陈梦成,等.方中空夹层钢管混凝土压弯扭构件试验研究[J].土木工程学报,2016,49(3):91-97(Huang Hong, Zhu Qi, Chen Mengcheng, et al. Experimental study on concrete-filled double-skin square steel tubes under compression-bending-torsion loading conditions[J]. China Civil Engineering Journal, 2016, 49(3): 91-97(in Chinese))

[7] Han L H, Huang H, Tao Z, et al. Concrete-filled double skin steel tubular (CFDST) beam-columns subjected to cyclic bending[J]. Engineering Structures, 2006, 28(12): 1698-1714

[8] Li W, Wang T, Han L H. Seismic performance of concrete-filled double-skin steel tubes after exposure to fire: experiments[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 154: 209-223

[9] 史艳莉,鲜威,王蕊,等.方套圆中空夹层钢管混凝土组合构件横向撞击试验研究[J].土木工程学报,2019,52(12):11-21,35(Shi Yanli, Xian Wei, Wang Rui, et al. Experimental study on circular-in-square concrete filled double-skin steel tubular (CFDST) composite components under lateral impact[J]. China Civil Engineering Journal, 2019, 52(12): 11-21, 35(in Chinese))

[10] Zhao H, Wang R, Hou C C, et al. Performance of circular CFDST members with external stainless steel tube under transverse impact loading[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 145: 106380

[11] Han L H, Ren Q X, Li W. Tests on inclined, tapered and STS concrete-filled steel tubular (CFST) stub columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2010, 66(10): 1186-1195

[12] Ren Q X, Han L H, Hou C, et al. Experimental behaviour of tapered CFST columns under combined compression and bending[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 128: 39-52

[13] Li W, Ren Q X, Han L H, et al. Behaviour of tapered concrete-filled double skin steel tubular (CFDST) stub columns[J]. Thin-Walled Structures, 2012, 57: 37-48

[14] Li W, Han L H, Ren Q X, et al. Behavior and calculation of tapered CFDST columns under eccentric compression[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 83: 127-136

[15] Lam D, Dai X H, Han L H, et al. Behaviour of inclined, tapered and STS square CFST stub columns subjected to axial load[J]. Thin-Walled Structures, 2012, 54: 94-105

[16] 史艳莉,张超峰,鲜威,等.圆锥形中空夹层钢管混凝土偏压构件受力性能研究[J].建筑结构学报,2021,42(5):155-164,176(Shi Yanli, Zhang Chaofeng, Xian Wei, et al. Research of mechanical behavior of tapered concrete-filled double skin steel tubular members under eccentric compression[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(5): 155-164, 176(in Chinese))

- [17] Zhang Y B, Han L H, Li W. Analytical behaviour of tapered CFDST stub columns under axially partial compression[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 139: 302-314
- [18] Wang R, Han L H, Zhao X L, et al. Analytical behavior of concrete filled double steel tubular (CFDST) members under lateral impact [J]. Thin-Walled Structures, 2016, 101: 129-140
- [19] ATC-24 Guidelines for cyclic seismic testing of components of steel structures[S]. Redwood City: Applied Technology Council, 1992
- [20] 刘清, 张栋, 陈波. 圆中空夹层钢管自密实混凝土抗弯承载力试验研究[J]. 工程力学, 2014, 31(增1): 213-216(Liu Qing, Zhang Dong, Chen Bo. Pure bending of self-compacting concrete-filled double skin steel tubes[J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(S1): 213-216 (in Chinese))
- [21] JGJ/T 101—2015 建筑抗震试验规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015(JGJ/T 101—2015 Specification for seismic test of buildings[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015(in Chinese))
- [22] 杨俊芬, 胡盼盼, 闫西峰, 等. 圆钢管混凝土悬臂长柱压弯构件抗震性能研究[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(11): 121-129(Yang Junfen, Hu Panpan, Yan Xifeng, et al. Research on seismic behavior of beam-column members of long cantilever concrete-filled circular steel tubes [J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(11): 121-129 (in Chinese))
- [23] 韩林海. 钢管混凝土结构——理论与实践[M]. 第三版. 北京: 科学出版社, 2016(Han Linhai. Concrete filled steel tubular structures: theory and practice[M]. 3rd ed. Beijing: Science Press, 2016(in Chinese))

史艳莉(1977—),女,博士,教授。主要从事钢与混凝土组合结构基本力学性能研究。

纪孙航(1995—),男,博士研究生。主要从事钢与混凝土组合结构基本力学性能研究。

王文达(1976—),男,博士,教授。主要从事钢与混凝土组合结构、混合结构与结构抗火研究。

张 宸(1994—),男,硕士,工程师。主要从事钢与混凝土组合结构基本力学性能研究。

范家浩(1996—),男,博士研究生。主要从事钢与混凝土组合结构基本力学性能研究。

(上接第40页)

- [12] 谭文辉, 李达. 钢-混凝土组合梁非线性变形研究[J]. 工程力学, 2008, 25(增1): 107-110, 136 (Tan Wenhui, Li Da. Study on non-linear deflection of composite steel-concrete beams [J]. Engineering Mechanics, 2008, 25(S1): 107-110, 136 (in Chinese))
- [13] 赵刚云, 向天宇, 徐腾飞, 等. 钢-混凝土组合梁收缩徐变效应的随机分析[J]. 计算力学学报, 2014, 31(1): 67-71 (Zhao Gangyun, Xiang Tianyu, Xu Tengfei, et al. Stochastic analysis of shrinkage and creep effect of steel-concrete composite beam [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2014, 31(1): 67-71 (in Chinese))
- [14] Chen L H, Li S T, Zhang H Y, et al. Experimental study on mechanical performance of checkered steel-encased concrete composite beam [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 143: 223-232
- [15] 何世钦, 曹泽阳, 刘伟杰, 等. 长期荷载和氯盐环境耦合作用对钢筋混凝土梁挠度的影响[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2019, 59(11): 902-909 (He Shiqin, Cao Zeyang, Liu Weijie, et al. Influence of long-term load and chlorine corrosion on reinforced concrete beam deflection[J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 2019, 59(11): 902-909 (in Chinese))
- [16] 薛文, 陈驹, 吴麟, 等. 栓钉锈蚀钢-混凝土组合梁试验研究[J]. 建筑结构学报, 2013, 34(增1): 222-226 (Xue Wen, Chen Ju, Wu Lin, et al. Experimental investigation of composite steel-concrete beams with corroded studs[J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(S1): 222-226 (in Chinese))
- [17] Schneider U, Piasta W G. The behaviour of concrete under Na_2SO_4 solution attack and sustained compression or bending [J]. Magazine of Concrete Research, 1991, 43(157): 281-289

曹国辉(1969—),男,博士,教授。主要从事钢-混凝土组合结构受力性能研究。

廖世杰(1997—),男,硕士研究生。主要从事腐蚀钢筋混凝土构件力学性能研究。

彭 鹏(1994—),男,硕士研究生。主要从事腐蚀钢筋混凝土构件力学性能研究。

肖勇刚(1964—),男,博士,教授。主要从事工程结构力学性能研究。