

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0237

冲击荷载下内衬八边形钢管空心 钢筋混凝土柱的动力响应*

司 强, 王 蕊

(太原理工大学建筑与土木工程学院, 山西 太原 030024)

摘要: 以一种内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱为研究对象, 在自主研发的无导轨式大型落锤试验机上, 完成了 3 种不同边界条件、2 种不同冲击高度以及 2 种不同轴压比的侧向冲击实验。研究了不同冲击高度、边界条件和轴压比下试件的破坏形态、冲击力时程曲线和跨中位移时程曲线, 并选取一根普通空心钢筋混凝土试件与同条件的内衬钢管空心钢筋混凝土试件进行了对比。结果表明: 用内衬钢管替代内置钢筋笼使得构件的抗冲击性能明显优于相应的普通空心钢筋混凝土构件, 且在轴压比不超过 0.3 的范围内, 轴压比的变化对冲击结束后本内衬八边形钢管空心钢筋混凝土试件的残余挠度影响不大。

关键词: 内衬钢管; 空心钢筋混凝土; 侧向冲击; 动力响应

中图分类号: O383.2; TU375.3

国标学科代码: 1303530

文献标志码: A

随着经济的进步, 国内外的桥梁建设迅速发展。与此同时, 船舶数量的不断增长使通航水域上船撞桥的概率增加, 近年来船桥碰撞事故频繁发生, 造成了极大的危害。除了船舶撞击以外, 车辆撞击也会对桥梁造成损坏, 据相关数据统计, 北京 50% 以上的立交桥都遭受过车辆撞击^[1]。由此可见, 撞击荷载已经对桥梁结构安全构成了严峻威胁。

很多学者进行了构件耐撞性的相关研究。崔堃鹏等^[2]采用 LS-DYNA 碰撞分析软件计算分析了汽车撞击桥墩瞬态撞击力的等效静力; 田力等^[3]运用 LS-DYNA 建立钢筋混凝土柱的三维分离式模型, 研究了碰撞冲击荷载作用下钢筋混凝土柱的动态响应和破坏模式; 曾翔等^[4]、许斌等^[5-6]利用落锤冲击试验开展不同类型钢筋混凝土梁抗冲击性能的研究, 分析了锤重、冲击速度和冲击能量对梁抗冲击行为的影响; 瞿海雁等^[7]对两端固定钢管混凝土构件在冲击作用下的动力响应进行数值模拟, 通过分析构件支座与跨中塑性铰的形成机制, 提出了圆钢管混凝土构件在侧向冲击作用下的简化分析模型; 钱长根^[8]开展了 15 根构件的实验研究, 分析了侧向冲击荷载作用下空心钢筋混凝土桥墩的受力性能。

空心钢筋混凝土桥墩由于具有质量小、截面惯性矩大、承载力高等优点, 在桥梁工程中得到了广泛应用^[9-10]。但由于空心构件内侧混凝土难以被有效约束, 内壁混凝土的极限压应变成为截面极限状态的控制条件^[11-12]。为了提高延性, 在其内壁增设钢管形成了内衬钢管空心钢筋混凝土构件。

尽管很多学者进行了构件抗冲击性能的相关研究, 但目前关于内衬钢管空心钢筋混凝土构件在冲击荷载下动力响应的研究还比较少。实际工程中的桥墩尺寸偏大, 其内衬钢管也应较大, 八块钢板便于运输且八边形钢管的应力分布较为均匀因此本实验中设计了一种内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱。贾志路等^[13]研究了箱形钢管混凝土叠合柱的抗冲击性能, 内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱与前者相比没有四角的小钢管混凝土, 如图 1 所示。本文主要研究该类构件在不同边界条件、不同冲击能量和不同轴压比下的动态响应及破坏模式, 从而为该类构件抗撞设计提供参考。

* 收稿日期: 2018-07-02; 修回日期: 2018-10-25

基金项目: 山西省应用基础研究优秀青年基金(201701D211006); 山西省高等学校科技创新项目(2017130)

第一作者: 司 强(1993—), 男, 硕士, 1096451970@qq.com;

通信作者: 王 蕊(1979—), 女, 博士, 教授, wangrui@tyut.edu.cn。

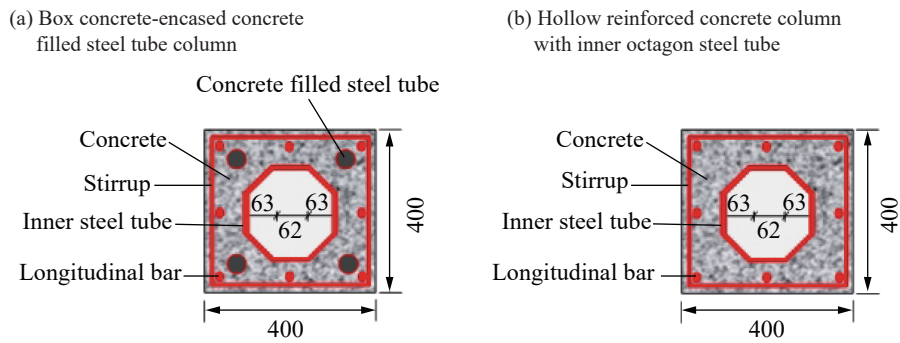


图 1 两种试件的剖面图(mm)

Fig. 1 Profiles of two specimens (mm)

1 试验概况

1.1 试件设计

本试验设计的内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱质量为 681 kg, 长为 1 800 mm, 净跨为 1 200 mm, 截面尺寸为 400 mm×400 mm, 箍筋间距在支座处为 50 mm, 在中间为 100 mm, 纵筋间距为 164 mm, 盖板厚 20 mm, 为了防止支座端混凝土局部压碎, 在试件两端加装了套管。试件具体尺寸及配筋见图 2, 剖面图见图 3, 钢管壁厚 3.91 mm。考虑 3 种不同的支承条件、2 种不同的冲击高度以及有无轴压共设计了 10 个试件, 各种钢材的参数如表 1 所示, 混凝土强度等级为 C60, 立方体抗压强度为 62.6 MPa, 弹性模量为 36.2 GPa

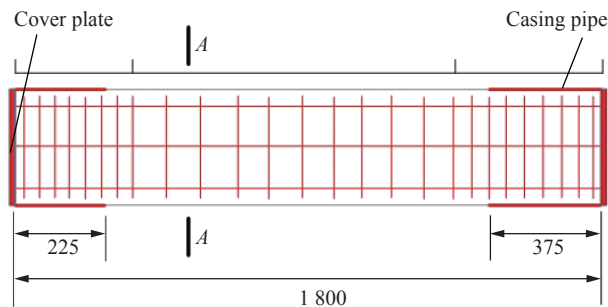


图 2 柱子立面和箍筋位置图(mm)

Fig. 2 Elevation and stirrup

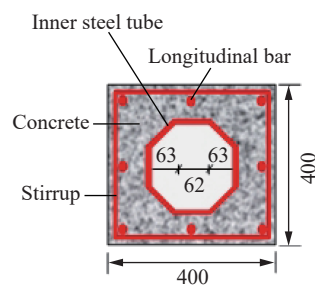


图 3 A-A 剖面(mm)

Fig. 3 A-A profile (mm)

表 1 试件材料几何尺寸和性质

Table 1 Geometry and properties of specimens

钢材	型号	屈服强度/MPa	极限强度/MPa	弹性模量/GPa	直径/mm	壁厚/mm
纵筋	HRB400	455.50	641.6	199	15.6	-
箍筋	HRB400	475.38	670.0	202	7.7	-
八边形钢管	Q345	298.00	447.0	206	-	3.91

注: 表中的钢筋直径为所购买商品钢筋的直径实测值。

1.2 试验装置和加载方式

试验在太原理工大学结构实验室自主研发的大型落锤冲击试验机上进行, 装置照片见图 4。采用压梁的方式达到固支端所设计的固结条件, 8 根地锚螺栓将下钢梁与地槽牢固连接, 上钢梁压紧试件固支端后用工具将上钢梁上的螺栓拧紧, 确保达到固结条件。对于试件简支端, 用 2 个小型人力千斤顶将上钢梁平稳升起, 使上钢梁的下表面与试件上表面保持 200 mm 的间距以达到设计的简支条件。不加轴压

表 2 落锤参数

Table 2 Parameters of drop-weight

名称	直径/mm	高度/mm	质量/kg
锤体	490	486	719.43
锤头顶部	490	150	221.2
冲击力传感器	300	150	82.9
锤头底部	450	100	124.37

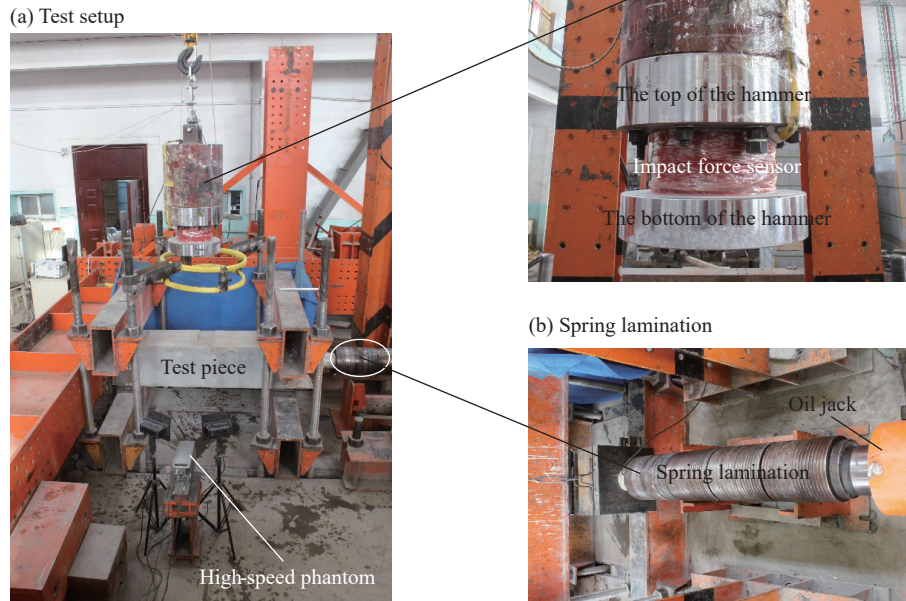


图 4 落锤冲击试验装置

Fig. 4 Drop-weight impact test setup

的 6 个试件在冲击试验前整个装置与右侧如图 4(b) 所示的叠型弹簧轴压装置断开; 有轴压的 4 个试件在加压端试件上下表面与支座之间放置滑块, 另一端上下表面则分别放置与滑块等厚的钢垫板, 油压千斤顶通过叠形弹簧为试件施加轴力, 在叠形弹簧和试件端头之间安装轴力传感器来测定轴力, 加轴压时的装置示意图见图 5, 弹簧组积累的弹性变形能可以解决冲击时由于试件向下挠曲, 试件轴向变形导致轴向力大小变化的问题^[14]。落锤试验机最大提升高度 5.0 m, 无导轨约束, 试验中通过电葫芦控制落锤升降, 通过脱钩器释放落锤, 冲击点在跨中, 锤头顶部和底部之间有冲击力传感器进行冲击力时程测量。落锤总质量 1.15 t, 具体参数如表 2。

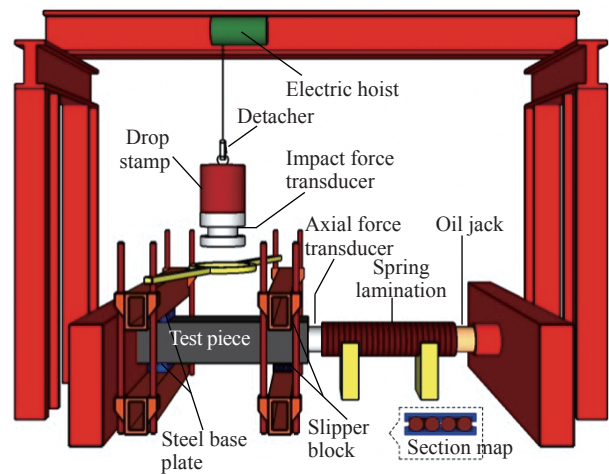


图 5 试验装置示意图

Fig. 5 Picture of testing setup

试验记录了冲击力, 轴力, 跨中位移等相关数据。其中冲击力和轴力数据由 NIPXIe-1006Q 数据采集系统通过 LabView SignalExpress 软件采集和记录, 跨中位移时程通过高速摄像机对冲击过程中观测点的追踪进行记录, 冲击结束后再用测量工具对跨中残余挠度进行测量, 确保其准确性。高速摄像机对冲击全过程进行记录, 拍摄频率为每秒 3 000 帧。

2 试验结果与分析

2.1 试验结果

试验结果见表 3。

表 3 试件编号和试验结果

Table 3 The results of specimens

试件编号	轴压比	冲击高度/mm	冲击能量/kJ	冲击力峰值/kN	高度尺所测残余挠度/mm
FF-2	0	2 001	2.25×10^4	10 527.91	6
FF-5	0	5 000	5.63×10^4	17 958.78	29
FS-2	0	2 000	2.25×10^4	15 939.84	3
FS-5	0	5 001	5.63×10^4	16 439.58	31
SS-2	0	2 000	2.25×10^4	11 431.50	3
SS-5	0	4 999	5.63×10^4	16 216.93	39
A2-2	0.2	2 000	2.25×10^4	9 474.40	2
A2-5	0.2	5 001	5.63×10^4	20 666.35	28
A3-2	0.3	2 001	2.25×10^4	9 243.23	2
A3-5	0.3	5 000	5.63×10^4	34 292.97	28
RA3-5	0.3	5 000	5.63×10^4	36 846.45	68

试件编号中, FF、FS、SS 分别代表两端固支、固简支和两端简支。每个试件编号的最后 1 个数字代表冲击高度, 例如 FF-2 表示两端固支且冲击高度为 2 m 的试件。编号中的 A 代表试件施加了轴力, A2 表示试件的轴压比为 0.2, A3 表示试件的轴压比为 0.3。例如 A2-2 代表冲击高度 2 m 且轴压比为 0.2 的试件。最后一个试件 RA3-5 为 A3-5 的对比试件, 无内衬钢管, 冲击高度 5 m 且轴压比为 0.3。表格中的残余挠度为测量工具所测残余挠度值, 冲击能量定义为落锤自由落体的重力势能。

2.2 破坏形态分析

图 6 给出了试件冲击后的残余变形。固简支试件左边是固支端, 右边是简支端; 加轴压的试件左边是固支端, 右边是滑动支座端。两端固支冲击高度为 2 m 时, 跨中附近首先出现竖向自下向上延伸的弯曲型裂缝, 个别弯曲裂缝向上延伸到一定高度后开始斜向发展, 支座附近出现的则是大致呈 45° 的剪切裂缝, 自上向下发展。所以试件整体上为弯剪破坏形态, 如图 6(a) 所示; 两端简支冲击高度为 2 m 时, 破坏形态及裂缝情况如图 6(e) 所示, 跨中裂缝均为竖向的弯曲型裂缝, 主裂缝没有贯通试件截面, 支座附近无明显斜裂缝, 此时试件为弯曲型破坏。冲击能量较低时, 两端固支试件较两端简支试件破坏严重且破坏形态更趋于剪切型破坏; 冲击能量较高时, 两端简支试件外层混凝土剥落严重, 跨中挠曲较大且底部钢筋外露, 与两端固支的情况相比破坏程度加重, 具体见图 6(b)、(f)。固简支试件的固支端会发生剪切破坏且程度较严重, 简支端不发生剪切破坏或剪切破坏的程度较轻, 具体见图 6(c)、(d)。总的来说, 固简支试件的主要破坏总表现在试件的固支端, 简支端破坏较轻。轴压比对破坏形态的影响因冲击能量的大小而不同。冲击能量较小时, 跨中挠度较小, 此时二阶效应的影响很小, 主要考虑三向应力状态下另外两向的抗压强度随轴向压力的提高而增大, 且压应力在一定范围内抗剪强度随着压应力的提高而增大, 此时随着轴压比的提升试件破坏程度减轻, 具体见图 6(g)、(i); 冲击能量较大时, 跨中挠度较大, 二阶效应起主导作用, 附加弯矩随轴压比的提高而增大, 试件破坏形态加剧, 此时随着轴压比的提升试件破坏程度加重, 具体见图 6(h)、(j)。

冲击高度为 5 m 的试件破坏形态与 2 m 时相比, 斜裂缝明显增多增宽, 外层混凝土剥落严重, 部分钢筋外露, 局部破坏明显, 内部钢筋笼压屈, 外部混凝土因此受到环向拉应力使得试件出现了明显的横向裂缝。随着冲击能量的增大, 试件破坏形态更趋于剪切型破坏且程度加重。

本试验设计的内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱总体上表现出较好的抗冲击性能。

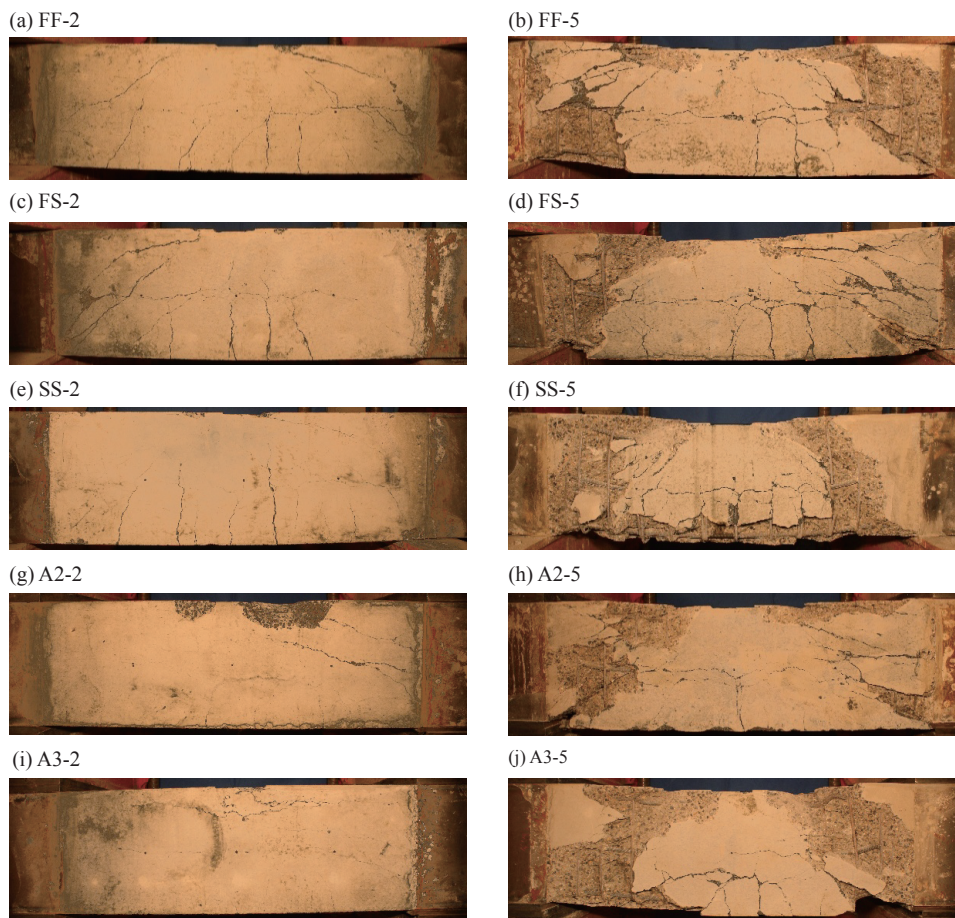


图 6 实验后试件破坏形态

Fig. 6 Failure modes of specimens after testing

2.3 冲击力时程曲线

图 7 给出了各试件的冲击力时程曲线,可以看出,随着冲击高度的增加,冲击力峰值显著增大。

与以往其他冲击试验相比,本试验落锤质量较大,为 1.15 t,无导轨约束,锤面直径 450 mm 大于试件截面宽度 400 mm,且混凝土表面并不绝对平整,存在多次撞击的可能,因此本批试件中的一部分出现了冲击力时程曲线的二次峰值。冲击力峰值具有瞬时性和偶然性,与接触点的刚度大小有一定关系,且本批试件数量有限,因此差值不大的峰值大小比较关系并无太大意义。由于本次试验采用了应变片式冲击力传感器,抗干扰性较差,因此本试验的部分试件出现了一些时间跨度很小的峰值,这种峰值无论正负,都不属于有效峰值。

冲击高度相同时,不同约束条件下冲击力时程曲线的趋势基本一致。由于内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱的整体刚度较大且外部没有钢管,冲击能量以裂缝开展及混凝土崩落的形式迅速扩散,试件没有形成塑性铰,故冲击力只有峰值没有平台值。支座条件的变化对冲击力峰值影响较小,且随着支座条件的改变冲击力峰值的变化找不到明显规律。轴压比改变对冲击力峰值的大小有一定影响,尤其当冲击能量较大时这种影响较为明显。冲击能量较低时,冲击力峰值随着轴压比的提升略微降低;冲击能量较高时,随着轴压比的提高冲击力峰值显著增大。

2.4 跨中位移时程曲线

不同试件的跨中位移时程曲线见图 8。由于所取参考长度存在偏差,且高速摄像机记录时长有限,本次高速摄像机所记录的时程曲线仅可以体现冲击过程中跨中位移随时间发展的变化规律,记录的残余挠度值并不准确。所有试件的残余挠度均以高度尺测量结果为准,具体见表 3。

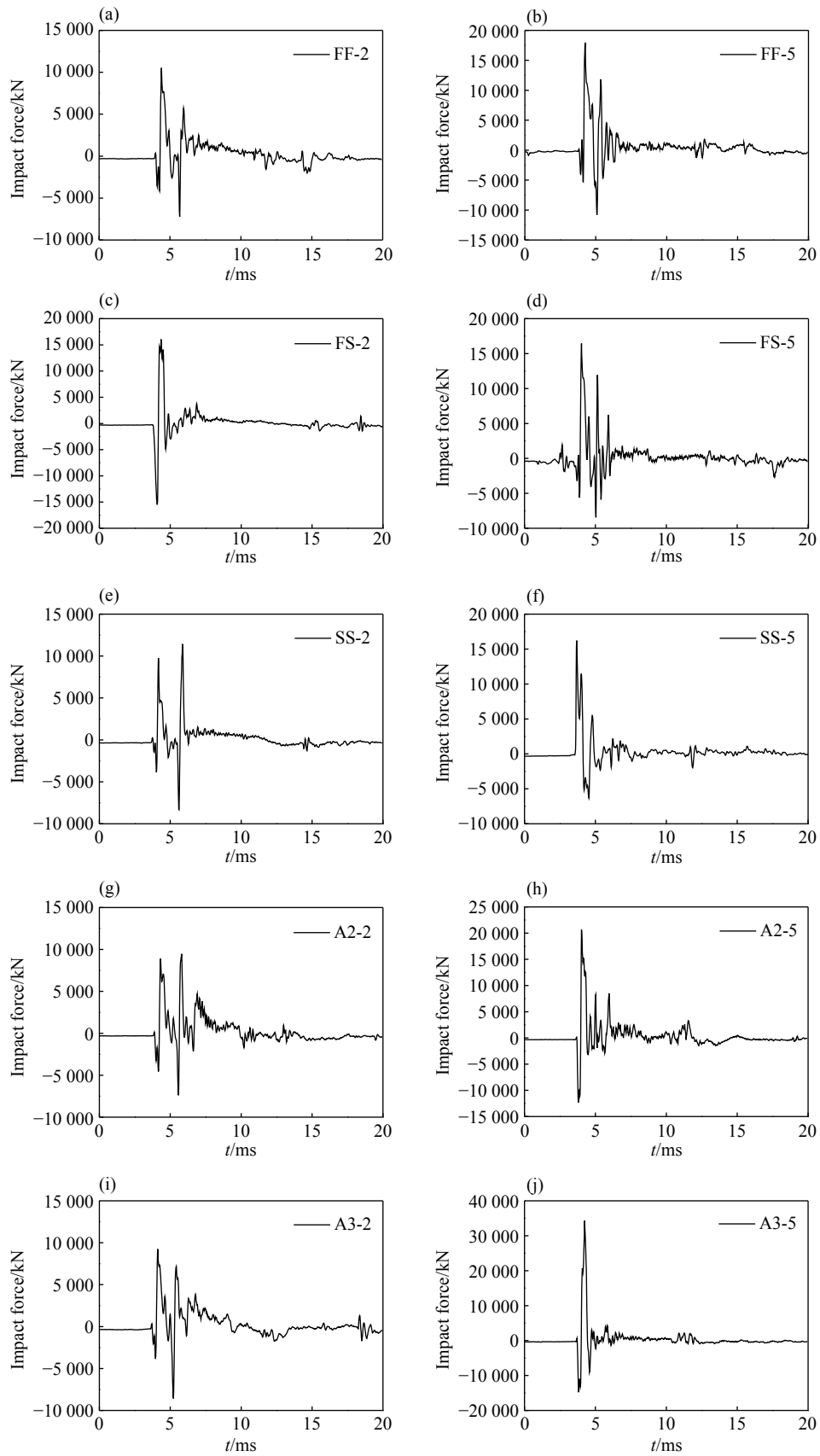


图 7 冲击力时程曲线

Fig. 7 The time history curves of impact force

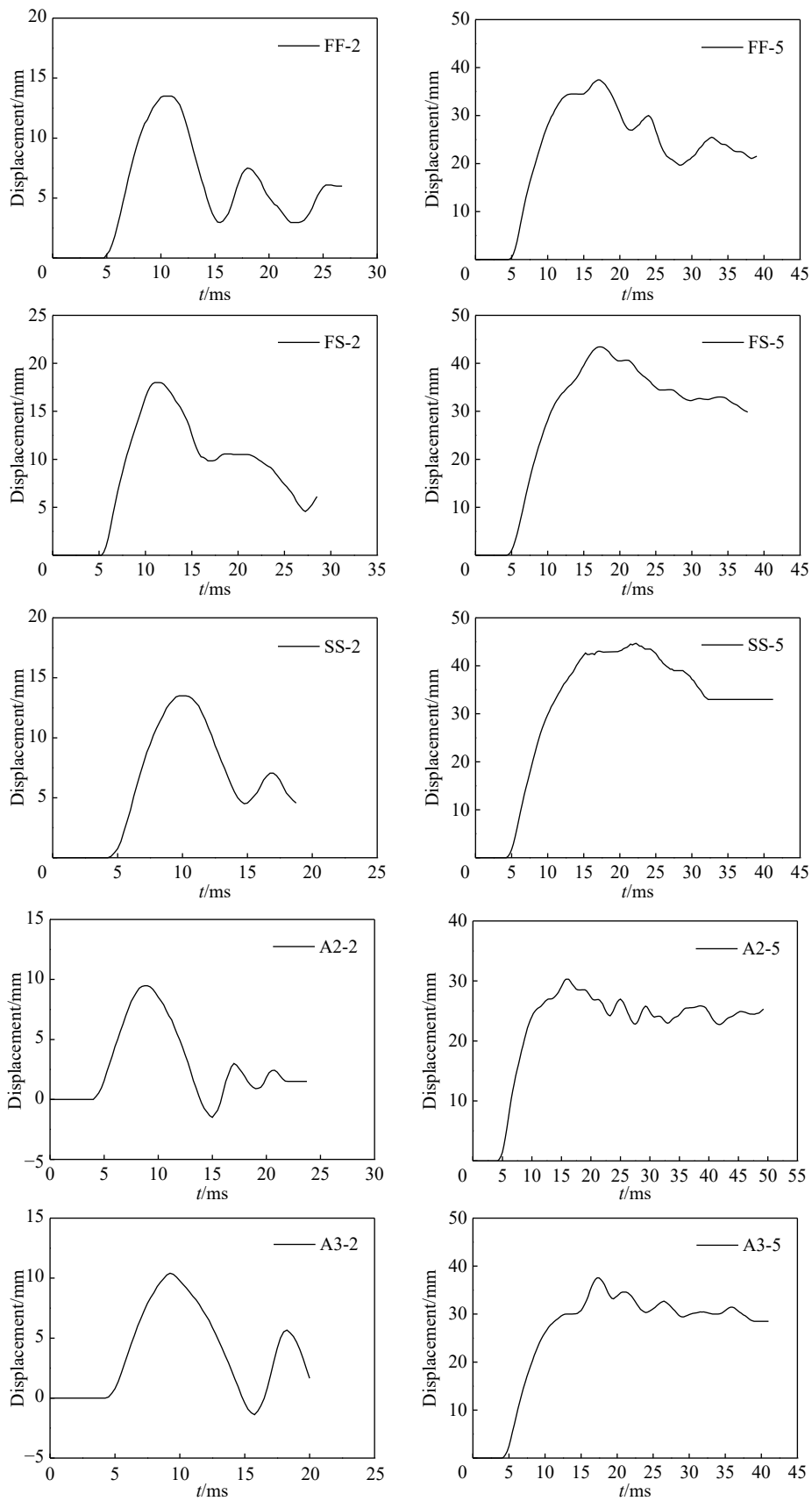


图 8 跨中位移时程曲线

Fig. 8 The time history curves of mid-span displacement

由于本试件有内衬钢管,试件整体弹性较好,刚度较大。试件在经受冲击作用以后会发生较大振幅的上下振动,尤其在冲击高度为 2 m 时表现得比较明显。冲击高度为 2 m 时,跨中位移的回弹量很大,此时构件基本处于弹性工作阶段;冲击高度为 5 m 时,跨中位移回弹量占最大位移的比例大幅减小,构件进入弹塑性阶段,发生了较大的塑性变形。总体上来说,内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱的抗冲击性能较好。冲击高度为 2 m 时,支座条件对残余挠度的影响不明显;冲击高度为 5 m 时,相比于两端简支,两端固支的支座条件可以使跨中残余挠度减少 25.6%,具体见表 3。在轴压比不超过 0.3 的范围内,轴压比的改变对冲击结束后本试件的残余挠度影响不大,具体见表 3。

3 与无内衬钢管试件的对比

同批试验中做了一组无内衬钢管的空心钢筋混凝土试件,剖面图如图 9 所示,去掉了内衬钢管,增设了内置钢筋笼。内置钢筋笼的钢筋型号直径与外钢筋笼完全相同且均与有内衬钢管的试件相同。内置箍筋的分布间距与外箍筋完全相同且与有内衬钢管试件的外箍筋分布间距相同。这里取冲击高度 5 m、轴压比为 0.3 的有内衬钢管试件 A3-5 和无内衬钢管试件 RA3-5 进行对比。两种试件的破坏形态对比见图 10,冲击力时程曲线对比见图 11,跨中位移时程曲线对比见图 12。

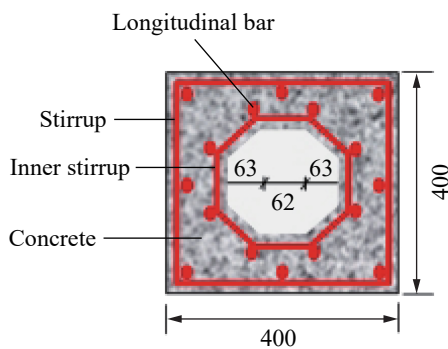


图 9 空心钢筋混凝土柱 RA3-5 剖面图(mm)
Fig. 9 Profile of hollow reinforced concrete column (mm)

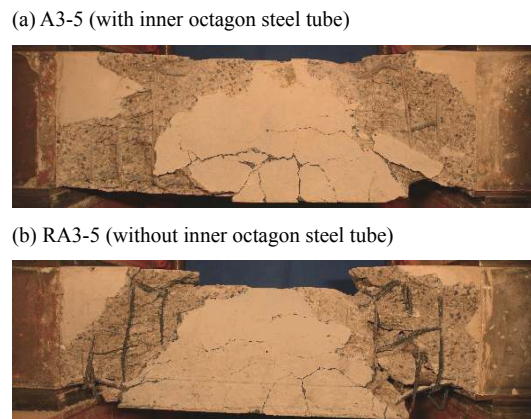


图 10 两种试件破坏形态对比图
Fig. 10 Comparison of two kinds of specimen failure

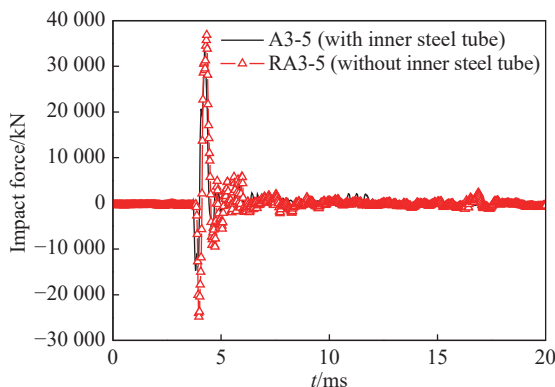


图 11 两种试件冲击力对比图
Fig. 11 Comparison of impact force of two specimens

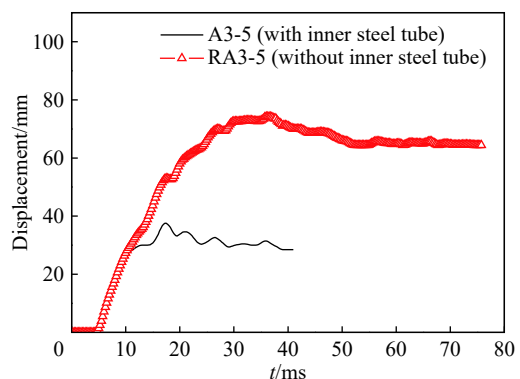


图 12 两种试件挠度对比图
Fig. 12 Comparison of two kinds of specimen deflection

从图 11 可以看出,两种试件所承受的冲击力基本相同。破坏形态方面的差距比较明显,无内衬钢管的空心钢筋混凝土试件 RA3-5 剪切破坏严重,跨中区域严重下坠,部分箍筋完全裸露,左右各有一双肢箍脱扣,右侧还有一肢箍断裂,具体见图 10(b);同条件的内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱的破坏形

态见图 10(a)。内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱比无内衬钢管的空心钢筋混凝土柱的跨中残余挠度减少了 58.82%, 两根试件的残余挠度值具体见表 3。

通过以上对比可知, 由于有内衬钢管, 试件钢筋笼没有发生破坏, 试件整体变形不明显, 在相同的冲击荷载下残余挠度较相应的无内衬钢管试件大幅下降。用内衬钢管替代内置钢筋笼使得内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱的抗冲击性能明显优于相应的普通空心钢筋混凝土构件。

4 结 论

在本实验研究范围内, 得出以下主要结论:

(1) 内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱在不同冲击能量下的变形不同。当冲击高度为 2 m 时, 主要表现为表面裂缝的产生和扩展, 试件基本处于弹性阶段; 当冲击高度为 5 m 时, 外层混凝土剥落严重, 试件残余变形较大, 进入弹塑性工作阶段。在其它条件一定的情况下, 随着冲击能量的增大, 试件的挠度变形显著增大, 破坏程度加重。

(2) 支座条件的改变对试件破坏形态和残余挠度有显著影响。冲击能量较大时, 应用两端固支的支座条件可以大幅减小试件的残余挠度, 使试件破坏程度减轻, 从而达到改善试件抗冲击性能的目的。

(3) 在轴压比不超过 0.3 的范围内, 轴压比的改变对冲击结束后本内衬八边形钢管空心钢筋混凝土试件的残余挠度影响不大。

(4) 内衬八边形钢管空心钢筋混凝土柱总体上表现出较好的抗冲击性能。由于有内衬钢管, 试件钢筋笼没有发生破坏, 试件整体变形不明显, 在相同的冲击荷载下残余挠度较相应的无内衬钢管试件大幅下降。用内衬钢管替代内置钢筋笼使得构件的抗冲击性能明显优于相应的普通空心钢筋混凝土构件。

参考文献:

- [1] 陆新征. 超高车辆撞击桥梁上部结构研究—破坏机理、设计方法和防护对策 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
- [2] 崔堃鹏, 夏禾, 夏超逸, 等. 汽车撞击桥墩瞬态撞击力的等效静力计算 [J]. *振动与冲击*, 2014, 33(4): 48–69. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2014.04.010.
CUI Kunpeng, XIA He, XIA Chaoyi, et al. Equivalent static force calculation methods for transient impact force of a vehicle in collision with piers [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(4): 48–69. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2014.04.010.
- [3] 田力, 朱聪, 王浩, 等. 碰撞冲击荷载作用下钢筋混凝土柱的动态响应及破坏模式 [J]. *工程力学*, 2013, 30(2): 150–155. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2011.07.0458.
TIAN Li, ZHU Cong, WANG Hao, et al. Dynamic response and failure modes of RC columns under impact [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(2): 150–155. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2011.07.0458.
- [4] 曾翔, 许斌. 无腹筋钢筋混凝土梁抗冲击行为试验研究 [J]. *土木工程学报*, 2012, 45(9): 63–73. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2012.09.022.
ZENG Xiang, XU Bin. Experimental study on the impact-resistant behavior of RC beams without shear-resistant rebar [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2012, 45(9): 63–73. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2012.09.022.
- [5] 许斌, 曾翔. 冲击荷载作用下钢筋混凝土梁性能试验研究 [J]. *土木工程学报*, 2014, 47(2): 41–51. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2014.02.010.
XU Bin, ZENG Xiang. Experimental study on the behaviors of reinforced concrete beams under impact loadings [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2014, 47(2): 41–51. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2014.02.010.
- [6] 许斌, 曾翔. 冲击作用下钢筋混凝土深梁动力性能试验研究 [J]. *振动与冲击*, 2015, 34(4): 6–13. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2015.04.002.
XU Bin, ZENG Xiang. Tests for dynamic behaviors of deep RC beams under impact loadings [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, 34(4): 6–13. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2015.04.002.
- [7] 瞿海雁, 李国强, 孙建运, 等. 侧向冲击作用下钢管混凝土构件的简化分析模型 [J]. *同济大学学报 (自然科学版)*, 2011,

- 39(1): 35–41. DOI: 10.3969/j.issn.0253-374x.2011.01.007.
- QU Haiyan, LI Guoqiang, SUN Jianyun, et al. Simplified analysis model of circular concrete-filled steel tube specimen under lateral impact [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2011, 39(1): 35–41. DOI: 10.3969/j.issn.0253-374x.2011.01.007.
- [8] 钱长根. 侧向冲击荷载作用下钢筋混凝土空心桥墩的受力性能研究 [D]. 南京: 南京工业大学, 2015.
- [9] 许紫刚, 贾俊峰, 韩强, 等. 双轴压弯作用下 RC 桥墩矩形空心截面性能评价 [J]. *工程力学*, 2015, 32(1): 17–25. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.08.0714.
- XU Zigang, JIA Junfeng, HAN Qiang, et al. Behavior evaluation of rectangular hollow cross-section of rc piers subjected to axial compression and biaxial bending [J]. *Engineering Mechanics*, 2015, 32(1): 17–25. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.08.0714.
- [10] 董振华, 杜修力, 韩强. 水平双向反复荷载作用下 RC 矩形空心桥墩的滞回模型研究 [J]. *工程力学*, 2016, 33(4): 24–33. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2014.10.0905.
- DONG Zhenhua, DU Xiuli, HAN Qiang. Study on hysteretic model of rc bridge pier with rectangular hollow section under lateral-birectional cyclic load [J]. *Engineering Mechanics*, 2016, 33(4): 24–33. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2014.10.0905.
- [11] PRIESTLEY M J N, PARK R. Strength and ductility of concrete bridge columns under seismic loading [J]. *ACI Structural Journal*, 1987, 84(1): 61–76.
- [12] 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.
- [13] 贾志路, 王蕊. 侧向冲击下箱形钢管混凝土叠合柱动力响应试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2017, 38(S): 165–171. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2017.S1.022.
- JIA Zhilu, WANG Rui. Experimental study on dynamic response of box concrete-encased CFST columns under lateral impact [J]. *Journal of Building Structures*, 2017, 38(S): 165–171. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2017.S1.022.
- [14] 王蕊. 钢管混凝土结构构件在侧向撞击下动力响应及其损伤破坏的研究 [D]. 太原: 太原理工大学, 2008.

Dynamic behaviors of a hollow reinforced concrete column with an inner octagon steel tube under lateral impact

SI Qiang, WANG Rui

(College of Architecture and Civil Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China)

Abstract: A kind of hollow reinforced concrete column with inner octagon steel tube is considered as the object of this study. The experiments are carried out using a large drop testing machine which was designed by ourselves. The analysis parameters included the boundary conditions, the impact heights and the axial compression ratios. During the experiments, the time history curves of the impact force and the lateral deformation of specimens were recorded. As well as, the failure forms of specimens were observed after the impact tests. A common hollow reinforced concrete specimen was selected and compared with the hollow reinforced concrete column with inner octagon steel tube under the same conditions. The results show that the impact resistance of the hollow reinforced concrete columns with inner octagon steel tube is obviously better than that of the corresponding hollow reinforced concrete columns by using the inner steel tube instead of the built-in steel cage. Within the range of axial compression ratio not exceeding 0.3, the change of axial compression ratio has little effect on the residual deflection of hollow reinforced concrete columns with inner octagon steel tube after impact.

Keywords: inner steel tube; hollow reinforced concrete; lateral impact; dynamic behavior

(责任编辑 王易难)