DOI: 10.11883/bzycj-2016-0143
文章编号: 1001-1455(2018)01-0204-08

空心率对中空夹层钢管混凝土组合柱耐撞性能影响*

王丙斌,王 蕊
(太原理工大学建筑与土木工程学院,山西 太原 030024)

摘要: 以外层为不锈钢的中空夹层钢管混凝土柱为研究对象,采用有限元分析软件,模拟该类构件在低速横向冲击下的动力响应,讨论空心率对其耐撞性能的影响,并提出稳固性因数来评估结构的耐撞性能,同时展开 3 组实验对有限元模拟典型算例进行校正。试件的耐撞性能主要从抗冲击能力与冲击过程中结构的稳固性方面讨论。研究结果表明:空心率在 0~0.73 范围内,其对冲击力平台值影响不明显,试件抗冲击能力没有明显变化;空心率大于 0.73,冲击力平台值明显下降,试件抗冲击能力明显减弱。空心率在 0~0.6 范围内,试件冲击过程中的结构稳固性因数保持在一个较高水平;空心率 0.6~1.0 范围内,试件冲击过程的结构稳固性因数明显降低,且呈单调下降趋势。

关键词: 不锈钢;冲击载荷;中空夹层钢管混凝土;空心率
中图分类号: O347.3 **国标学科代码**: 13015 **文献标志码**: A

中空夹层钢管混凝土作为一种新型组合结构形式,是将两层钢管同心放置,并在两层钢管之间填筑混凝土的构件,近年来受到部分学者的关注。韩林海等[1]、黄宏等[2]、陶忠等[3]对圆中空夹层钢管混凝土构件的性能进行了一定的实验和理论研究,其主要研究方向集中在中空夹层钢管混凝土的静力学性能;刘晓等[4]对中空夹层钢管混凝土的抗火性能以及火灾后的承载能力进行了研究;Wang 等[5]对中空夹层钢管混凝土进行了撞击实验,其主要研究中空夹层钢管混凝土的耐撞性。研究结果表明其与实心钢管混凝土相比,有抗弯刚度大、截面开展、自重轻、抗火性能好等系列优势,因而中空夹层钢管混凝土可用作跨越深谷的铁路桥或公路桥的高桥墩来解决钢筋混凝土结构胖柱的问题,亦可用作海洋平台的支架柱[6]。但由于复杂多变的自然环境,外层钢管需要面对高温、腐蚀、强氧化的施工条件,因而其在实际工程应用中受到诸多限制。

针对该类问题,有学者提出以外层钢管为耐腐蚀的不锈钢的中空夹层钢管混凝土,该结构可望兼有普通中空夹层钢管混凝土良好的力学性能和不锈钢优越的耐久性能,综合具有外表美观、耐腐蚀性好、维护费用低、承载力高、抗震性能好、耐火性能好以及相对经济等优点。Yousuf 等[7-9]以不锈钢替代实心钢管混凝土的外层碳素钢进行实验研究,发现新构件的抗弯承载力与横向抗冲击性能都有显著提高;曹明[10]也对实心不锈钢管混凝土进行了静力学性能系列实验。目前尚没有动力荷载下的研究报道,但是确定其恢复力模型对进行不锈钢中空夹层钢管混凝土结构的弹塑性分析具有重要意义。因此本文中针对外层为耐腐蚀的不锈钢中空夹层钢管混凝土构件在动力荷载作用下的力学性能进行研究,以期为判明设计结构的屈服机制、薄弱环节及可能发生的破坏类型提供参考。

1 有限元分析

1.1 经典模型几何参数

基于以下参数来建立模型,截面采用圆套圆形式,试件长 1 800 mm,外层钢管全部采用工程上常用的奥氏体 304 级不锈钢,厚度 t_o 均为 2 mm,直径 D_o 均为 114 mm;夹层的填充混凝土为 C40 级自密实混凝土;内钢管采用 345 级普通碳素钢,厚度 t_i 为 1.8 和 1.6 mm,内径 D_i 根据空心率不同分为 3 种:48、

* 收稿日期: 2016-05-25; 修回日期: 2016-08-26
基金项目: 山西省应用基础研究项目(201701D211006)
第一作者: 王丙斌(1991—),男,硕士研究生; 通信作者: 王 蕊,506727225@qq.com。

76 和 89 mm；轴向没有约束；根据冲击高度的不同，冲击速度分别为 7.6、9.8 和11.7 m/s，试件横截面如图 1 所示。

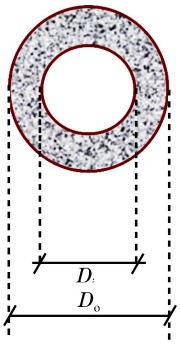


图 1 构件横截面详情

Fig. 1 Dimension of stainless-concrete-steel memb

1.2 材料属性本构模型

对不锈钢管的本构模型，主要考虑到以下 2 个因素：(1)冲击过程中不锈钢可能产生较大的应变；(2)快速加载时，其屈服强度随应变率的提高而提高；(3)本文中研究的不锈钢材料应变率相对较低，因此不锈钢采用等向弹塑性模型，材料的本构关系采用 Rassmussen[11] 提出的不锈钢全局应力应变关系曲线，同时考虑了增大系数[12]：

$$\varepsilon=\begin{cases}\dfrac{\sigma}{E_0}+0.002\left(\dfrac{\sigma}{\sigma_{0.2}}\right)^n & \sigma\leqslant\sigma_{0.2}\\ \dfrac{\sigma-\sigma_{0.2}}{E_{0.2}}+\varepsilon_u\left(\dfrac{\sigma-\sigma_{0.2}}{\sigma_u-\sigma_{0.2}}\right)^m+\varepsilon_{0.2} & \sigma>\sigma_{0.2}\end{cases}\tag{1}$$

式中：$n=\dfrac{\ln 20}{\ln(\sigma_{0.2}/\sigma_{0.01})}$，$e=\dfrac{\sigma_{0.2}}{E_0}$，$\varepsilon_{0.2}=\dfrac{\sigma_{0.2}}{E_0}+0.002$，$E_{0.2}=\dfrac{E_0}{1+0.002n/e}$，$m=1+3.5\dfrac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u}$。$\sigma_{0.2}$为塑性应变(残余应变)为0.2%时的应力值，$\varepsilon_{0.2}$为塑性应变(残余应变)为 0.2%时的应变，$\sigma_{0.01}$为塑性应变(残余应变)为0.01%时的应力值，$E_0$为材料初始弹性模量，$E_{0.2}$为应力等于 $\sigma_{0.2}$时的切线模量，σ_u为极限应力，ε_u为极限塑性应变，n 为应变硬化指数，反映材料应力应变曲线的非线性程度，m 为应变硬化指数，e 为材料量纲一屈服强度。

对夹层混凝土采用混凝土塑性损伤模型，且考虑了应变率效应，本文中采用的应变率公式参考 Wang 等[13]、侯川川[14]对钢管混凝土方面的研究。在冲击过程中夹层混凝土受到了外包不锈钢管的约束作用，其应力会有增强，在本构关系中通过约束效应系数 ξ 来实现：

$$\xi=\frac{\alpha f_y}{f_{ck}}=\frac{A_{so}f_y}{A_c f_{ck}}\tag{2}$$

式中：$\alpha=A_{so}/A_c$，其中 A_{so}为外钢管截面面积，A_c为混凝土截面面积，f_y为钢材屈服强度标准值，f_{ck}为混凝土轴心抗压强度标准值。

单轴受压应力应变关系曲线采用韩林海[15]提出的模型，考虑了约束效应系数对核心混凝土峰值压应变下降段的影响：

$$\bar{\sigma}=\begin{cases}2\bar{\varepsilon}-\bar{\varepsilon}^2 & \bar{\varepsilon}\leqslant 1\\ \dfrac{\bar{\varepsilon}}{\beta_0(\bar{\varepsilon}-1)^\eta+\bar{\varepsilon}} & \bar{\varepsilon}>1\end{cases}\tag{3}$$

式中：$\bar{\varepsilon}=\varepsilon/\varepsilon_0$，$\bar{\sigma}=\sigma/\sigma_0$，$\sigma_0=f_c'$，$\varepsilon_0=\varepsilon_0+800\xi^{0.2}\times10^{-6}$，$\varepsilon_c=(1300+12-5f_c')\times10^{-6}$，$\eta=2$，$\beta_0=(2.36\times10^{-6})^{[0.25+(\xi-0.5)^7]f_c'^{0.5}}$。

混凝土单轴受拉应力应变关系采用文献[14]中推荐使用的模型：

$$y=\begin{cases}1.2x-0.2x^6 & x\leqslant 1\\ \dfrac{x}{0.31\sigma_p^2(x-1)^{1.7}+x} & x>1\end{cases}$$

式中：$x=\varepsilon_c/\varepsilon_p$，$y=\sigma_c/\sigma_p$，$\sigma_p$为混凝土峰值拉应力，$\sigma_p=0.26(1-25f_c')^{2/3}$，$\varepsilon_p=43.1\sigma_p$为混凝土峰值拉应力对应的应变值。

钢材采用弹塑性材料模型，其应力应变关系曲线采用文献[14]中的 5 段式本构模型，如图 2 所示，分为弹性段、弹塑性段、塑性段、强化段及二次塑流段，同时考虑与外钢管相同的屈服强度增大系数。

1.3 模型的建立

利用 ABAQUS 软件对不锈钢中空夹层钢管混凝土低速横向冲击建立有限元模型。采用 ABAQUS 中 Dynamic, Explicit 模块进行模拟，计算时间长度设为 0.05 s。

内外钢管均采用四节点减缩积分格式的壳单元模拟，混凝土采用八节点减缩积分格式的三维实体单元模拟，落锤采用四节点三维刚体壳单元模拟。冲击荷载采用将落锤放置在构件附近，并为落锤定义初速度的方法施加。构件被支座约束，支座底部完全固定，支座约束情况与网格属性如图 3 所示。

不锈钢管/混凝土、混凝土/内钢管、落锤/不锈钢管和不锈钢管/支座接触界面均采用“通用接触”模型定义。接触属性：法向全部采用硬接触，即垂直于接触面的压力可以在界面上完全传递；切向采用库伦摩擦模拟界面切向力的传递，不锈钢管与混凝土切向摩擦因数为 0.3，混凝土与内钢管的摩擦因数为 0.6，落锤与不锈钢管的摩擦因数为 0，不锈钢管与支座的摩擦因数为 0.1。

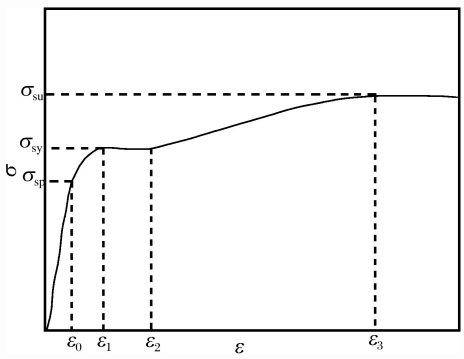


图 2 钢材本构模型

Fig. 2 Constitutive model of steel

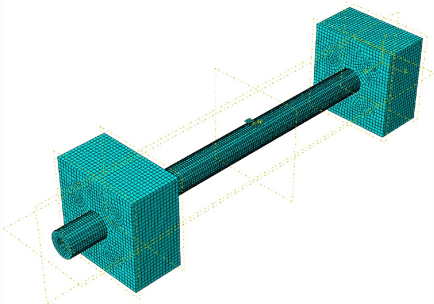


图 3 构件边界条件与网格属性

Fig. 3 Boundary conditions and element division

2 实验验证

为验证有限元模型的正确性，进行6 根圆套圆不锈钢钢管-混凝土-碳素钢钢管试件在低速横向冲击下的力学性能实验，验证内容有包括冲击力时程曲线、跨中挠度时程曲线。

2.1 试件尺寸

分别对 3 个有限元模型进行实验验证，试件详情见表 1，横截面详情见图 1。

表 1 试件几何参数

Table 1 Geometric parameters of specimens

试件	截面尺寸		χ	$v_0/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$
	$D_o \times t_o$	$D_i \times t_i$		
S50	114 mm×2 mm	50 mm×1.8 mm	0.46	7.6
S76	114 mm×2 mm	89 mm×1.6 mm	0.81	9.8
S89	114 mm×2 mm	76 mm×1.6 mm	0.69	11.7

2.2 材料特性

实验中所有试件，不锈钢均采用奥氏体 304 级不锈钢，内钢管采用 Q345 级普通碳素钢，所有试件钢管均为无缝钢管。按照《金属材料室温拉伸实验方法》(GB/T228-2002)的标准，对 2 mm 钢管、2.5 mm钢管和 2 mm 不锈钢钢管试件进行了拉伸实验，钢材的材料特性见表 2。表 2 中 d 为材料厚度，σ_y 为材料屈服强度，σ_u 为材料极限强度，E 为弹性模量，ν 为泊松比，λ 为伸长率。

表 2 试件内外钢管材料的基本力学性能参数

Table 2 Mechanical properties of outer and inner tubes

材料	d/mm	σ_y/MPa	σ_u/MPa	E/GPa	ν	λ/%
不锈钢	2	322.1	702.5	191.3	0.3	46.4
普通钢管	2	274.6	350.5	207.5	0.3	21.8

实验中的混凝土采用自密实混凝土，制作试件的同时制作相应的混凝土试块，尺寸为 150 mm×150 mm×150 mm，并与试件在同等条件下养护。试件达到 28 d 养护期后，按照《普通混凝土力学性能实验方法标准》(GB/T50081-2002)的标准，测得立方体抗压强度为 60 MPa，弹性模量为 32.5 GPa。

2.3　实验过程

实验时，首先将试件两端固支在实验平台上，实验平台刚度足够大，并且与地面牢固连接。然后利用由不同高度降落的落锤冲击试件跨中部位。实验中落锤由上部砝码与冲击体组合而成，冲击物的质量可由上部砝码的质量和冲击体的质量相加得出，总质量为 203.6 kg，详见图 4。冲击速度经由冲击高度换算得出。实验的测量内容包括冲击力时程曲线、跨中挠度时程曲线。

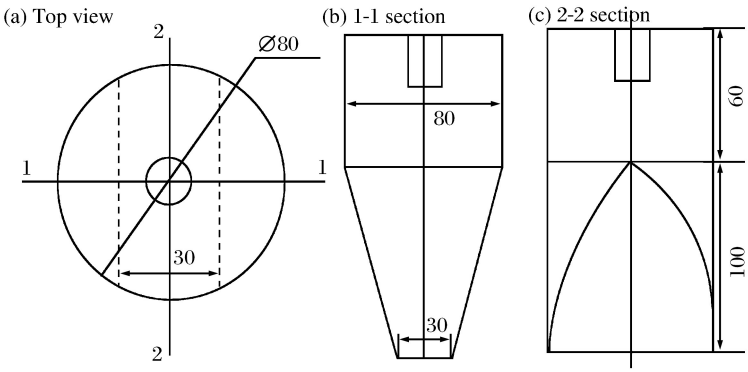


图 4　冲击体的几何尺寸

Fig. 4　Indenter's shape and dimensions

2.4　数据对比

对有限元模拟的 3 个典型试件进行了低速横向冲击实验。图 5～7 所示为实验值与数值模拟结果的对比。由图中可知，计算结果与实验数据曲线形状基本吻合良好，冲击力平台值计算误差在 7% 以内，跨中位移最大值的计算误差在 10% 以内。因此，本文所采用的 ABAQUS 模拟方法和参数设置合理，可用于后续分析。

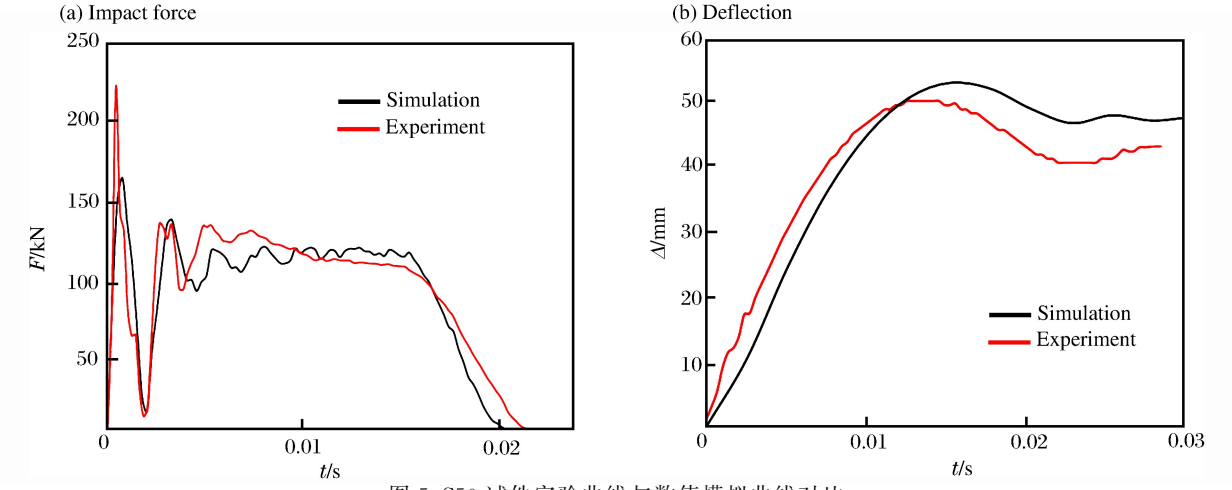


图 5　S50 试件实验曲线与数值模拟曲线对比

Fig. 5　Comparison of S50 specimen's between experimental and simulation curves

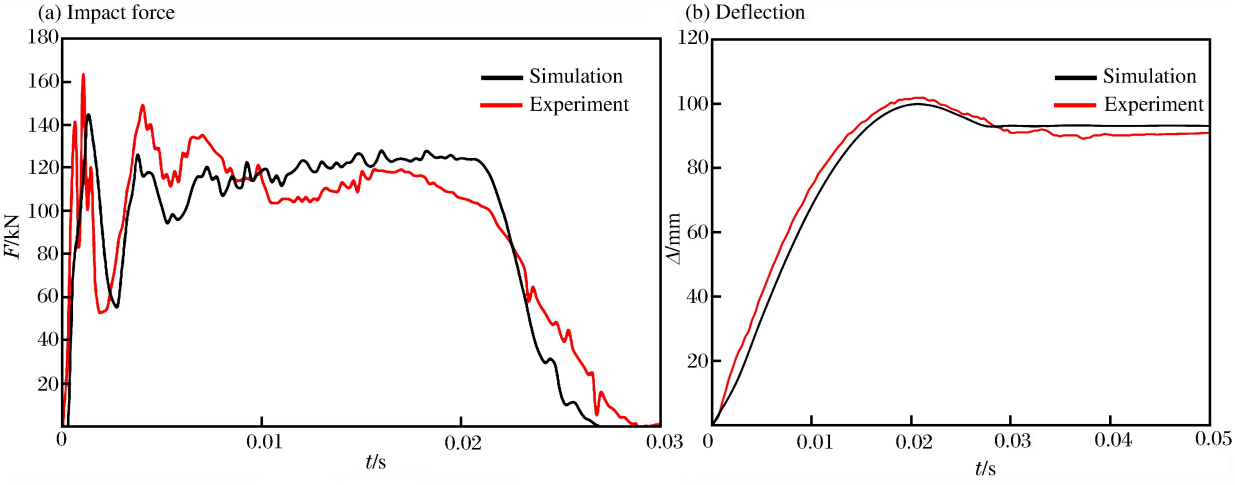


图 6　S76 试件实验曲线与数值模拟曲线对比

Fig. 6　Comparison of S76 specimen's between experimental and simulation curves

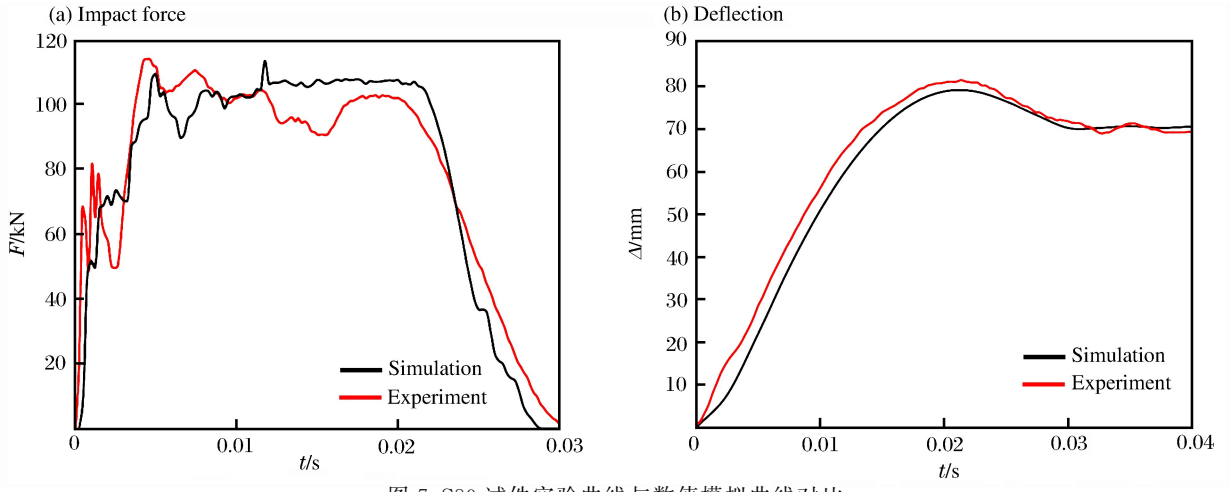


图 7 S89 试件实验曲线与数值模拟曲线对比

Fig. 7 Comparison of S89 specimen's between experimental and simulation curves

2.5 破坏状态对比

图 8 所示为模型模拟所得和实验所得典型试件的破坏模态的比较。可以看出计算所得试件整体发生横向挠度,整体变形形状与实验试件实测值相符;跨中冲击部位发生冲击局部破坏,局部变形尺寸、位置与实验实测大小位置相符。破坏形态进一步说明采用该模型可以很好地模拟预测不锈钢中空夹层钢管混凝土试件的破坏形态,计算精度较高。

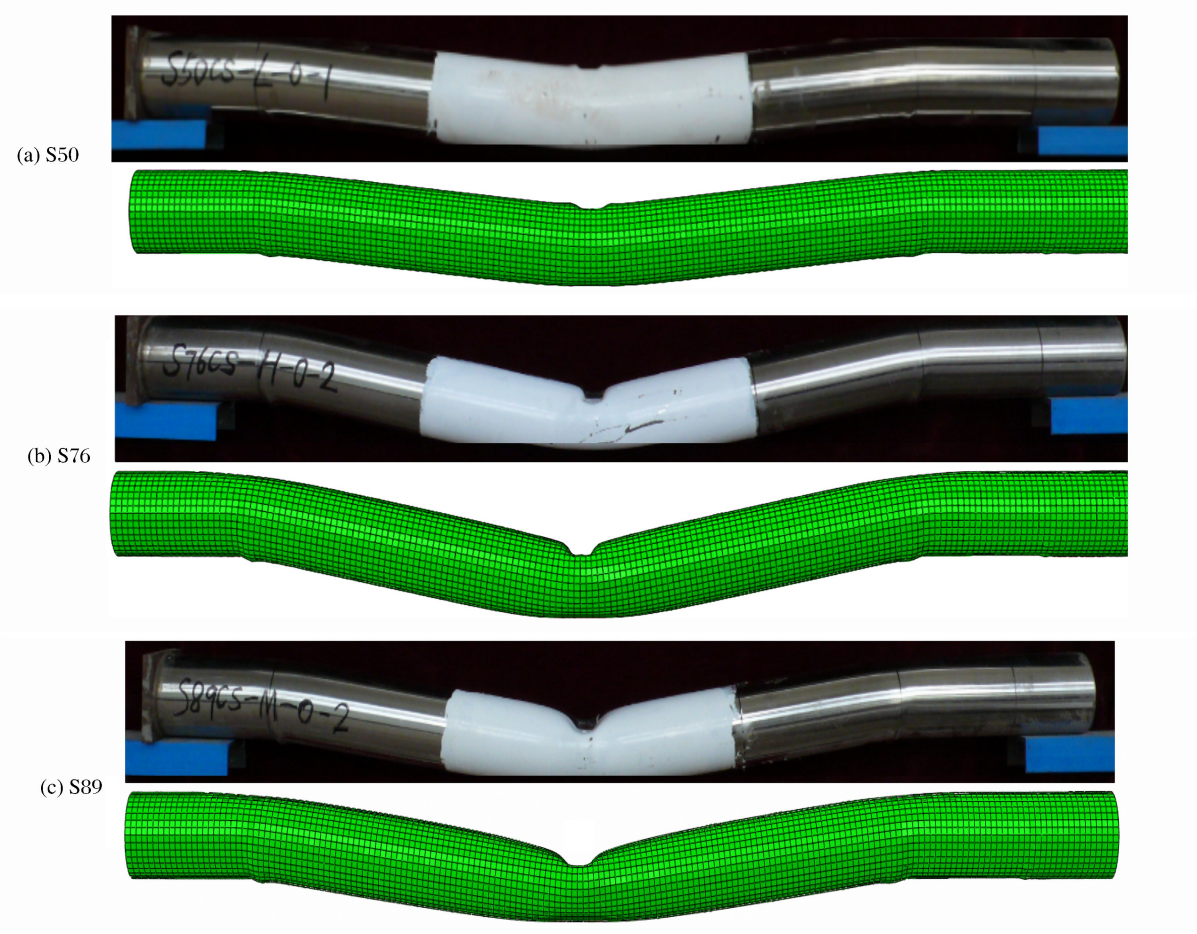


图 8 典型算例试件破坏模态实验与模拟对比

Fig. 8 Comparison of failure modes' between experiment and simulation in typical specimens

3　空心率分析

3.1　抗冲击能力分析

图 9 所示为冲击速度为 7.6 m/s 时，分析不同空心率下冲击过程中试件的结构稳定性。不同空心率下的冲击力时程曲线，空心率变化范围为 0.09～0.91。从图中可以看出空心率在 0.09～0.727之间时，冲击曲线整体走势区别不大。由图可知，冲击力在撞击后迅速到达峰值，之后经过短暂的震荡后在一段时间内保持不变，形成一个平台段，以平台段的平均值作为冲击力平台值（F_{stab}），冲击力平台值反映了试件的抗冲击性能，冲击平台值越大，表明试件抗冲击性能越好。图 10 所示为不同空心率下对应的冲击力平台值，可见空心率从 0.09 增大到 0.727 的过程中，冲击力平台值在小范围内波动，表明空心率在这个范围内变化对试件的抗冲击性能影响不大；空心率大于 0.727 之后，冲击力平台值大幅下降，这是因为随着空心率增大，受压区夹层混凝土减少，对外层不锈钢的支撑作用削弱，对截面抗弯贡献减弱，进而导致试件的抗冲击性能减弱。因此，从控制冲击力平台值的方面建议不锈钢管中空夹层混凝土的空心率应该控制在 0.7 以下。

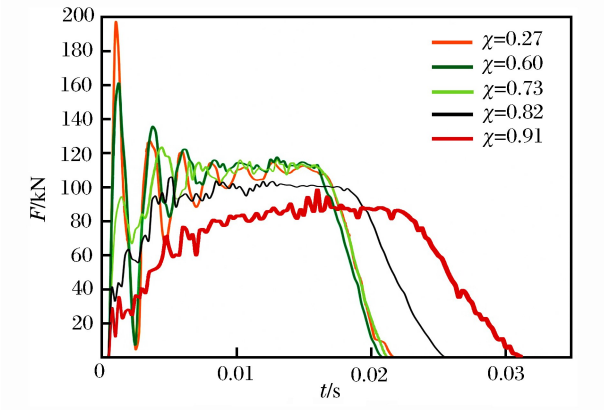


图 9　不同空心率下的冲击力时程曲线

Fig. 9　Histories of impact force at different hollow rates

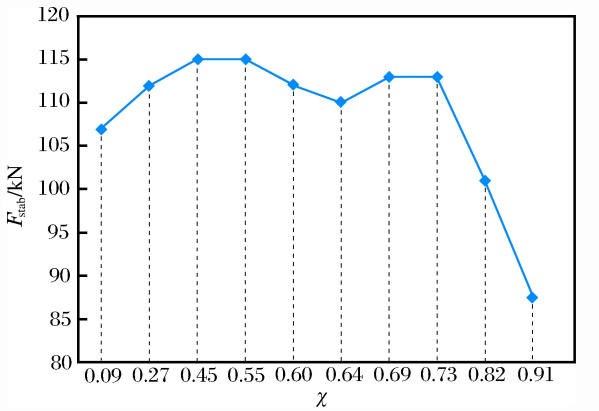


图 10　冲击力平台值与空心率关系

Fig. 10　Relation between impact platform value and hollow rate

3.2　冲击过程中结构的稳定性分析

试件在冲击后发生变形，观察实验与模拟结果发现，试件主要通过 2 种变形来耗散落锤的冲击动能：(1)整体破坏模式，试件在冲击发生后，在有效冲击长度以内，距离冲击点远近试件整体发生竖向位移，定义试件跨中极限挠度为试件的整体变形 Δ_G；(2)接触区局部破坏模式，试件跨中顶部与落锤接触的冲击部位发生局部破坏，定义接触点的变形为试件局部变形 Δ_L。

图 11～12 所示分别为同一构件在相同的冲击动能下，空心率大小与试件整体变形、局部变形的变化关系，空心率的变化范围为 0～0.909。从图中可以看出空心率对试件的整体变形与局部变形都有较大影响。随着空心率的增大，试件的整体变形依次减小，同时局部变形依次增大，其中空心率为 0.909 的试件整体变形不符合此规律。这是因为此空心率下试件以局部变形为主，变形量接近4 mm，而整体变形的监测点为跨中中线位置，已经影响到整体变形监测，所以整体变形反向发展。综上说明，随着空心率的增大，试件整体变形的耗能减少，试件与落锤接触区局部变形耗能增加。

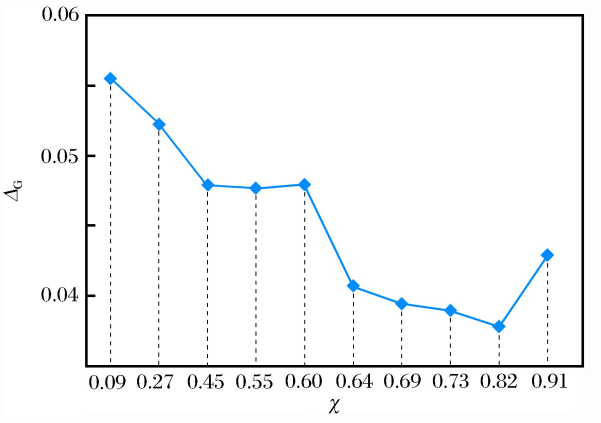


图 11　不同空心率下的冲击力时程曲线

Fig. 11　Histories of impact force at different hollow rates

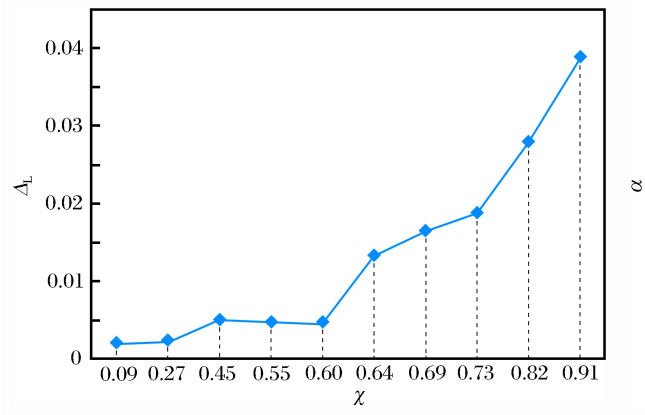


图 12 冲击力平台值与空心率关系

Fig. 12 Relation between impact platform value and hollow rate

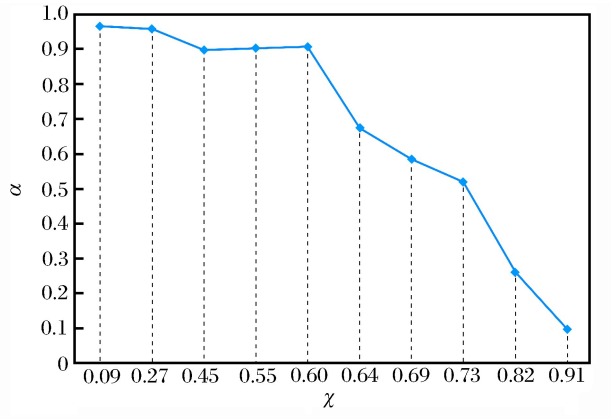


图 13 不同空心率下试件的稳固性因数

Fig. 13 Relation between stability factor and hollow rate

对试件的局部变形与整体变形进行分析，定义构件遭碰撞过程中的稳固性因数为 $\alpha=1-\Delta_L/\Delta_G$。对于钢管混凝土来说，外层钢管约束内部混凝土，使混凝土处于三向受压状态，冲击部位局部变形过大，将会迫使外钢管破裂，使试件局部破坏乃至穿透，继而发生连锁效应，导致构件发生脆性破坏，因此局部变形占整体变形比重越小，代表构件在承受冲击荷载的过程中，整体稳固性越好，即 α 越大，表示构件在遭受冲击荷载过程中稳固性因数越高。图 13 整理了构件遭受碰撞过程中的稳固性因数 α 与空心率 χ 的关系，由图可知，空心率小于等于 0.6 时，构件遭碰撞过程中的稳定性因数 α 保持在一个较高水平；当空心率大于 0.6 之后，构件遭受碰撞过程中的稳固性因数明显下降。因此从保守型的安全角度出发，建议工程采用不锈钢-混凝土-碳素钢类构件的空心率范围应在 0～0.6 之间。

4 结 论

(1)建立横向冲击作用下的不锈钢管混凝土有限元分析模型，并对该模型的典型算例进行实验验证，对比数值模拟计算结果与实验值，发现该模型能够很好地计算不同空心率下不锈钢中空夹层钢管混凝土横向冲击的力学性能。(2)空心率在 0～0.729 范围内，不锈钢中空夹层钢管混凝土试件的抗冲击性能差别不大；空心率大于 0.729 后，试件的抗冲击性能明显下降。(3)随着空心率增大，试件的整体变形减小，局部变形增大，试件的主要耗能模式由整体变形耗能转变为冲击部位局部变形耗能。(4)空心率在 0～0.6 的范围内，试件冲击过程中的结构稳固性因数保持在一个较高水平，试件发生脆性破坏的概率很小；空心率大于 0.6，试件冲击过程的结构稳固性因数明显降低，且呈单调下降趋势，试件发生脆性破坏的概率明显增加。考虑到不锈钢管混凝土试件的整体性，建议工程采用不锈钢中空夹层钢管混凝土试件的空心率控制在 0.6 以内。

参考文献：

[1] 韩林海，陶忠，闫维波. 圆钢管混凝土构件弯矩-曲率滞回特性研究[J]. 地震工程与工程振动，2000，20(3)：50-59.
HAN Linhai，TAO Zhong，YAN Weibo. Research on moment-curvature hysteretic behaviors of concrete filled circular steel tubes[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration，2000，20(3)：50-59.

[2] 黄宏，范志杰，陈梦成. 圆中空夹层钢管混凝土压扭构件工作机理研究[J]. 广西大学学报(自然科学版)，2013，38(1)：42-47.
HUANG Hong，FAN Zhijie，CHEN Mengcheng. Mechanism of concrete-filled double-skin steel tubular column subjected to compression torsion[J]. Journal of Guangxi University (Natural Science Edition)，2013，38(1)：42-47.

[3] 陶忠，韩林海，黄宏. 圆中空夹层钢管混凝土柱力学性能研究[J]. 土木工程学报，2004，37(10)：41-51.
TAO Zhong，HAN Linhai，HUANG Hong. Mechanical behaviour of concrete-filled double skin steel tubular columns with circular cular sections[J]. China Civil Engineering Journal，2004，37(10)：41-51.

[4] 刘晓，鲍俊涛，王兵. 火灾后中空夹层钢管混凝土轴压组合柱力学性能有限元研究[J]. 建筑结构学报，2015，36(增1)：298-304.

LIU Xiao, BAO Juntao, WANG Bing. FEA of mechanical behavior of concrete-filled double skin steel tubular columns subjected to axial compression after exposed to fire[J]. Journal of Building Structures, 2015,36(Suppl 1): 298-304.

[5] WANG R, HAN L, ZHAO X, et al. Experimental behavior of concrete filled double steel tubular (CFDST) members under low velocity drop weight impact[J]. Thin-Walled Structures, 2015,97(12):279-295.

[6] 陶忠，韩林海. 中空夹层钢管混凝土的研究进展[J]. 哈尔滨工业大学学报，2003,35(增 1):144-146.
TAO Zhong, HAN Linhai. Development in the research of concrete filled double-skin steel tubes[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2003,35(Suppl 1):144-146.

[7] YOUSUF M, UY B, ZHONG T, et al. Transverse impact resistance of hollow and concrete filled stainless steel columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013,82(82):177-189.

[8] YOUSUF M, UY B, ZHONG T, et al. Impact Behaviour and Resistance of Hollow and Concrete Filled Mild Steel Columns[J]. Australian Journal of Structural Engineering, 2012,13(1):65-80.

[9] YOUSUF M, UY B, TAO Z, et al. Impact behaviour of pre-compressed hollow and concrete filled mild and stainless steel columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014,96(5):54-68.

[10] 曹明. 不锈钢管-混凝土-钢管中空夹层组合结构抗弯力学性能研究[D]. 太原：太原理工大学，2015:94.

[11] RASMUSSEN K J R. Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2003,59(1):47-61.

[12] ABRAMOWICZ W, JONES N. Dynamic axial crushing of square tubes[J]. International Journal of Impact Engineering, 1984,2(2):179-208.

[13] WANG Rui, HAN Linhai, HOU Chuanchuan. Behavior of concrete filled steel tubular (CFST) members under lateral impact: Experiment and FEA model[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013,80(1):188-201.

[14] 侯川川. 低速横向冲击荷载下圆钢管混凝土构件的力学性能研究[D]. 北京：清华大学，2012.

[15] 韩林海. 钢管混凝土结构：理论与实践[M]. 2 版. 北京：科学出版社，2007.

Effect of hollow ratio on crashworthiness of stainless steel-concrete-steel double-skin tubular columns

WANG Bingbin, WANG Rui

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

Abstract: In this paper we simulated the dynamic response of stainless steel-concrete-steel double-skin tubular columns under low speed lateral impact loading using a software of finite element analysis, examined the effect of the hollow rate on the impacting characteristics, and proposed to evaluate the crashworthiness of a structure by using the robust coefficient, by conducting three sets of tests to adjust the typical cases of finite element simulation. The specimen's crashworthiness was analyzed mainly on the basis of its robustness structural stability in the impacting process. The results show that at a hollow rate of 0—0.6, the hollow rate's influence on the value of the impact platform was not obvious and little change in the specimen's crashworthiness was observed; at a hollow rate above 0.73, the value showed an obvious decrease and the crashworthiness was greatly reduced; at a hollow rate of 0—0.6, the specimen's structural robust coefficient was kept relatively high; and at a hollow rate of 0.6—1.0, the specimen's structural robust coefficient was obviously reduced, exhibiting an tendency of decrease in the impacting process.

Keywords: stainless steel; impact load; concrete filled double steel tube; hollow rate

（责任编辑　王易难）