

CFRP-混凝土-钢管组合结构在低速 侧向撞击下的动力响应*

刘 焯¹, 王 蕊², 李志刚¹

(1. 太原理工大学力学学院, 山西 太原 030024;

2. 太原理工大学建筑与土木工程学院, 山西 太原 030024)

摘要: 采用有限元软件 ABAQUS 建立了碳纤维增强聚合物(CFRP)-混凝土-钢管组合结构在低速侧向撞击作用下的有限元模型。模型的计算结果与试验结果吻合良好, 能够较好地模拟 CFRP-混凝土-钢管在侧向撞击下的力学特性。利用该模型, 对试件在冲击荷载作用下的动力响应全过程进行分析, 采用正交分析法研究了冲击高度、空心率等 7 种因素对试件冲击力峰值、冲击力平台值和跨中残余挠度的影响。结果表明: 冲击高度(冲击能量)是影响冲击力峰值的主要因素; 空心率是影响冲击力平台值的主要因素, 并且当空心率在 0.3~0.7 之间时, 试件的抗撞击性能随着空心率的提高而逐渐增强; 冲击后结构的跨中残余挠度由冲击高度、空心率、CFRP 层数、CFRP 方向等因素共同影响。

关键词: 碳纤维增强聚合物-混凝土-钢管; 侧向撞击; 有限元分析; 全过程分析; 正交分析

中图分类号: O383 **国标学科代码:** 13035 **文献标志码:** A

碳纤维增强聚合物(carbon fiber reinforced polymer, CFRP)材料具有强度质量比高、自重轻、耐腐蚀性和耐火性好等优点, 越来越广泛地应用于民用建筑、桥梁、地下工程、海洋和近海等领域^[1-3]。FRP(fiber reinforced polymer)-混凝土-钢管结构是在钢管混凝土结构和中空夹层钢管混凝土结构的基础上, 由滕锦光教授提出的一种新型组合结构^[4]。它由 FRP 材料、内钢管和填充于两者之间的混凝土组成, 3 种材料协同工作, 使其具有优于其他组合结构的力学性能。目前, 国内已经开展了钢管混凝土结构的力学性能研究工作^[5-10], 并对中空夹层钢管混凝土结构轴压、纯弯和压弯构件的静力性能、压弯构件的滞回性能、扭转构件的抗扭性能等进行了探讨^[11-14]。对 FRP-混凝土-钢管组合结构的研究则主要集中在轴压下的力学性能^[15-19], 对于其动力性能, 尤其是耐撞性方面的研究比较少。本文中在 Wang 等^[20]侧向撞击试验的基础上, 建立有限元模型, 由此开展理论分析研究。

1 有限元模型

1.1 材料属性定义

钢材的密度取 7850 kg/m^3 , 弹性模量取 206 GPa , 泊松比取 0.3 ^[9], 采用弹塑性五阶段本构模型描述, 其应力-应变曲线包括弹性段、弹塑性段、塑性段、强化段和二次塑流段^[21]。由于冲击荷载下应变率效应对钢材强度的影响较大, 因此钢材的应变率强化效应必须予以考虑。本研究中钢材的应变率相对较低, 可采用 Cowper-Symonds 模型描述钢材的应变率效应:

$$\sigma_d / \sigma_s = 1 + (\dot{\epsilon} / D)^{1/p} \quad (1)$$

式中: $\dot{\epsilon}$ 为应变率, σ_d 表示应变率为 $\dot{\epsilon}$ 时的应力, σ_s 为静力下的应力, D 和 p 为材料参数。在进行中空夹层钢管混凝土试件侧向冲击试验模拟时, 钢材产生的应变较大, 因此取 $D = 6844 \text{ s}^{-1}$, $p = 3.91$ ^[22] 计算其应变率效应。

* 收稿日期: 2016-11-16; 修回日期: 2017-02-25

基金项目: 国家自然科学基金项目(51378290)

第一作者: 刘 焯(1990—), 男, 硕士研究生; 通信作者: 王 蕊, wangrui@tyut.edu.cn。

CFRP-混凝土-钢管组合柱的结构形式与传统的中空夹层钢管混凝土组合结构相似,只是用 CFRP 代替了外钢管对核心混凝土进行约束。因此,静力作用下 CFRP-混凝土-钢管组合柱中的混凝土亦可采用实心钢管混凝土中核心混凝土单轴受压、受拉的应力-应变关系模型^[21]。然而在动力荷载下,混凝土和钢材均会受到应变率效应的影响,需根据侯川川等^[10]的研究结果对此模型进行修正。混凝土采用塑性损伤模型,密度为 2500 kg/m^3 ,弹性模量为 36.5 GPa ,混凝土强度等级为 C30,泊松比为 0.2。

大量试验证明,CFRP 的应力-应变关系接近理想弹性,而且强度不会随着应变率的提高而提高^[23],即 CFRP 无明显的应变率效应。为此在有限元分析中,设 CFRP 为理想弹性材料,当纤维应力超过其抗拉强度时,认为纤维断裂。CFRP 布为弹性、正交各向异性材料,密度取 1800 kg/m^3 。本试验中所用碳纤维沿纤维方向的弹性模量为 237.3 GPa ,强度 $f_{\text{FRP}}=4.2 \text{ GPa}$,泊松比为 0.3,且 CFRP 布材的粘贴方向与碳纤维方向一致,均沿试件环向,所以构件在环向的材料性能取上述数值。而沿构件轴向,材料没有强度,但在数值模拟中取结构胶的强度 40 MPa 。

1.2 接触面定义

CFRP 与混凝土之间采用 Tie 接触,CFRP 与落锤、钢管与混凝土、钢管与支座以及螺栓与支座之间的接触均采用通用接触。接触属性定义为:接触面的法线方向为硬接触,切线方向采用库仑摩擦模型模拟接触面的相对滑动。钢管与混凝土之间的摩擦系数采用 0.6 ^[21],钢管与支座、CFRP 与落锤以及支座与螺栓之间的摩擦系数分别取 0.15 、 0 和 0.3 。

1.3 边界条件和初始条件

本试验中所有试件均为两端固支,在模拟中将试验刚性平台简化为两块刚性垫板,并对两垫板底部进行完全约束。利用 8 个螺栓将两个固定端支座的上下部分以及底部垫板连接起来,从而实现固支。在模型中,将落锤设置在试件中部冲击位置正上方 1 mm 处,并赋予质量和初速度进行撞击。

2 模型验证

2.1 试验装置和试件

本试验在太原理工大学的 DHR-9401 型落锤冲击试验机上进行,试件两端固支,对其侧向冲击。试验机的设计高度为 13.47 m ,最大撞击速率为 15.7 m/s ,可在 $0\sim 12 \text{ m}$ 范围内进行低速撞击试验。冲击物的最大质量为 250 kg ,最小质量为 2 kg 。试验时,通过调整砝码质量和冲击高度,调节冲击能量。为了达到试验所需的撞击能量,撞击物由落锤和撞击头两部分组成,其中落锤质量可通过多个砝码叠加组合调节,本次试验的落锤组合质量为 229.8 kg ;撞击头由铬 15 制成,底部尺寸为 $30 \text{ mm}\times 80 \text{ mm}$,撞击头硬度较大,保证在撞击过程中不变形,并且在其内部安装力传感器。

图 1 为两端固定条件下冲击试验装置简图。将支座用 4 根高强螺栓固定在刚性平台上,将上、下两

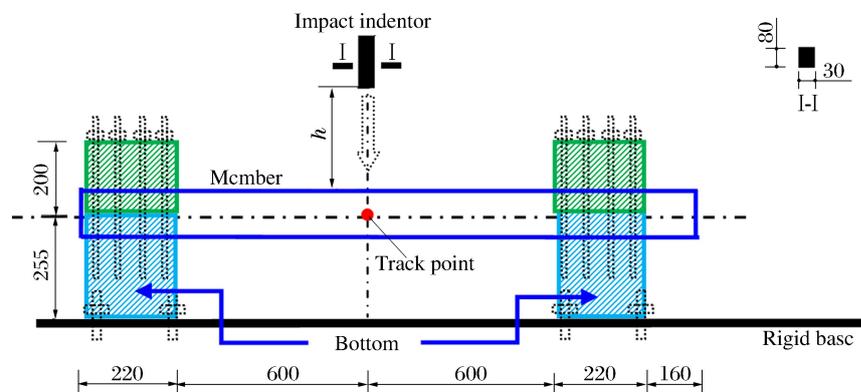


图 1 试件和试验装置示意(单位:mm)

Fig. 1 Illustration of specimen and test set-up (Unit: mm)

个预制支座用螺栓固定以实现固支,试件的有效长度为 1 200 mm,可通过调整试验台及试件确定试件跨中的冲击位置。

选取文献[20]中 9 个 CFRP-混凝土-钢管组合结构试件进行对比验证。试件信息如表 1 所示:试件编号中“F”代表 FRP,数字代表 FRP 层数,“H”“M”“L”分别代表 3 个不同的冲击高度,如编号 F1L 表示混凝土外侧粘贴 1 层 FRP,落锤从高 0.25 m 处落下进行撞击; n 为 FRP 层数, D_0 为试件外径、 t_0 为 FRP 厚度, D_i 和 t_i 分别为内管的直径和厚度, h 为落锤冲击高度, E_0 为冲击总能量, F_s 为冲击力平台值, Δ_r 为试件跨中截面残余挠度。经计算发现,对于试件的冲击力平台值和跨中残余挠度,其模拟结果与试验结果的比值大多介于 0.9~1.1 之间,表明模拟结果与试验结果吻合良好。

表 1 试件信息

Table 1 Specimen information

试件	截面尺寸/(mm×mm)		n	h/m	E_0/kJ	F_s			Δ_r		
	$D_0 \times t_0$	$D_i \times t_i$				模拟/kN	试验/kN	比值	模拟/mm	试验/mm	比值
F1L	$\varnothing 114 \times 0.17$	$\varnothing 50 \times 1.8$	1	0.25	0.50	23.3	26.8	0.87	17.64	18.28	0.97
F1M	$\varnothing 114 \times 0.17$	$\varnothing 50 \times 1.8$	1	0.50	1.00	23.4	24.0	0.98	38.10	38.34	0.99
F1H	$\varnothing 114 \times 0.17$	$\varnothing 50 \times 1.8$	1	1.00	1.99	23.2	23.8	0.98	79.18	71.57	1.10
F2L	$\varnothing 114 \times 0.34$	$\varnothing 50 \times 1.8$	2	0.25	0.50	24.9	24.3	1.02	16.96	19.11	0.89
F2M	$\varnothing 114 \times 0.34$	$\varnothing 50 \times 1.8$	2	0.50	1.00	26.3	24.7	1.07	33.92	35.75	0.95
F2H	$\varnothing 114 \times 0.34$	$\varnothing 50 \times 1.8$	2	1.00	1.99	27.1	28.4	0.95	71.08	70.88	1.00
F3L	$\varnothing 114 \times 0.51$	$\varnothing 50 \times 1.8$	3	0.25	0.50	26.7	32.3	0.83	17.01	18.77	0.91
F3M	$\varnothing 114 \times 0.51$	$\varnothing 50 \times 1.8$	3	0.50	1.00	29.7	37.0	0.80	32.77	34.75	0.94
F3H	$\varnothing 114 \times 0.51$	$\varnothing 50 \times 1.8$	3	1.00	1.99	30.5	35.7	0.85	64.28	64.56	1.00

2.2 有限元模型验证

选取编号为 F1M、F2H 的两组试件进行分析,提取冲击力时程曲线、跨中挠度时程曲线和破坏模态,与试验数据进行对比,验证有限元模型的正确性。

2.2.1 试件变形模态验证

由图 2 可知:有限元模型可以很好地模拟试件的整体破坏模态;在试件的有效长度范围内,试件明显呈对称“V”字形,跨中挠度最大。由模拟云图可知,在两端支座处及跨中形成明显的塑性铰,在每个塑性铰的受压区,应力明显增大,在受拉区,网格被拉伸。从跨中截面云图中可以看到,跨中下部受拉区的应力明显大于其他部位,而且截面发生挤压变形。

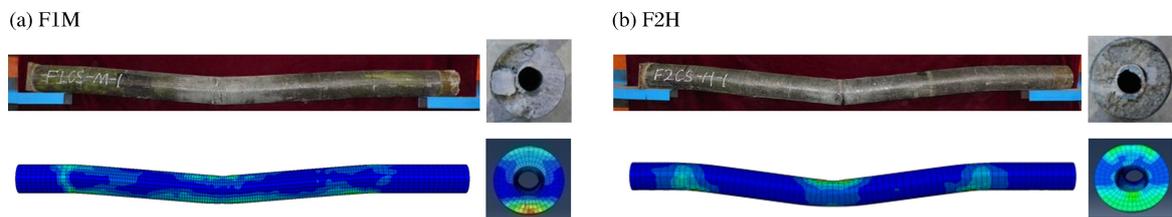


图 2 试验与模拟变形模态对比

Fig. 2 Comparison between test and simulated deformation modes

2.2.2 冲击力时程曲线验证

冲击力(F)时程曲线的试验和模拟结果对比如图 3 所示。由图 3 可知:冲击力时程曲线的模拟和试验结果在整体趋势上保持一致,都经历了峰值段、下降段、回升-平台段、卸载段;冲击力峰值的模拟值均小于试验值,但冲击力平台值的模拟值与试验值高度吻合。此外,在卸载阶段,所有模拟曲线的下降段均比试验曲线的下降段提前,即模拟曲线的冲击力持续时间均小于试验值,这是由于数值模拟中材料

无损伤(比如未考虑钢管的初始缺陷和混凝土的断裂及损伤等),使得模拟材料的刚度相对试验材料大,从而使冲击时间变短。

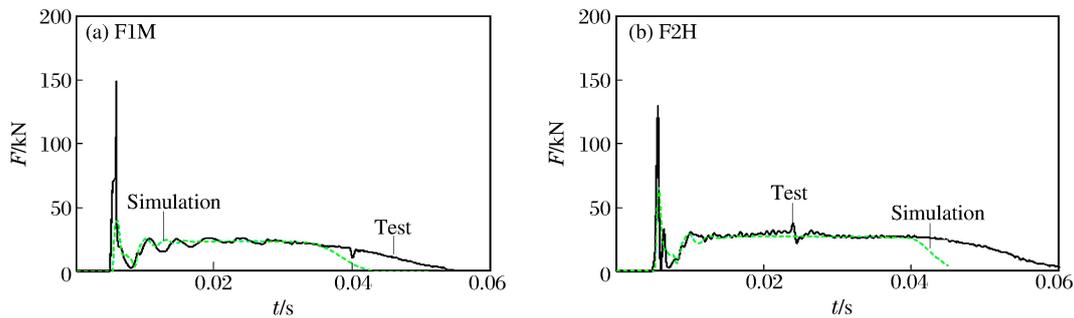


图3 试验与模拟冲击力时程曲线对比

Fig. 3 Comparison between test and simulation of impact force time-history

2.2.3 跨中挠度时程曲线验证

跨中挠度(Δ)时程曲线的试验和模拟结果对比如图4所示。由图4可知:跨中挠度时程曲线的模拟和试验结果在整体趋势上一致,都是先升高后降低,且跨中残余挠度的试验值和模拟值符合较好。但是,跨中挠度最大值的模拟值均小于试验值,这是由于:在试验中,试件具有更好的韧性,冲击后弹性恢复较大;而模拟试件的刚度较大,冲击后弹性恢复较小,所用时间较短。

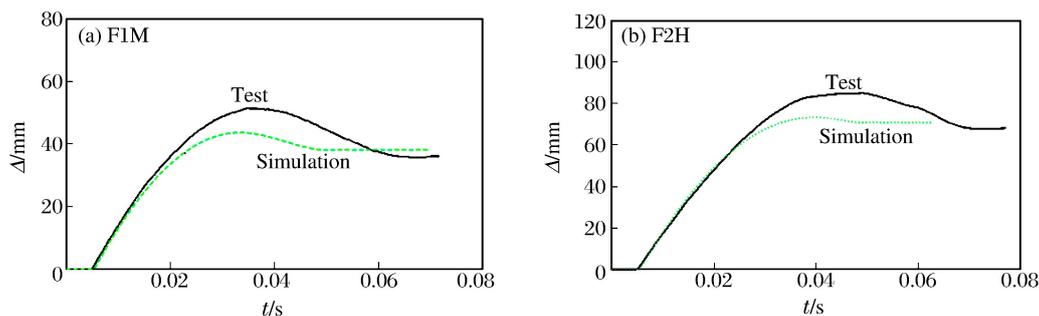


图4 试验与模拟跨中挠度时程曲线对比

Fig. 4 Comparison between test and simulation of mid-span deflection time-history

3 侧向撞击下动力响应全过程分析

在试件侧向撞击动力响应过程中,将冲击力(F)时程曲线、跨中挠度(Δ)时程曲线、试件速度(v)及落锤速度(v_i)经无量纲处理后一并展现在图5中,以便在宏观上分析整个受撞击过程。以试件F3H的计算结果为例,对CFRP-混凝土-钢管组合结构在侧向撞击荷载作用下的动力响应全过程进行分析。

(1) 阶段1(从O点到A点,即从落锤接触试件开始到落锤与试件的速度保持一致):落锤速度下降,但冲击力和试件速度迅速增大,当冲击力达到峰值A点时,试件速度也达到极大值,跨中挠度的变化不大。

(2) 阶段2(从A点到B点):在此阶段,由于试

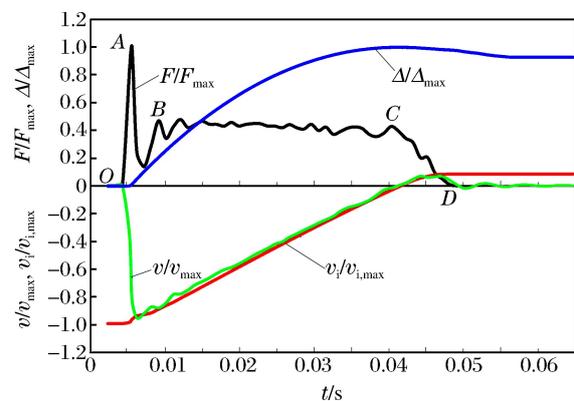


图5 全过程分析

Fig. 5 Full-range analysis

件速度在某瞬间超过落锤速度,但没有完全分离,导致冲击力出现短暂下降,试件挠度开始逐渐增大。

(3) 阶段3(从B点到C点):试件整体向下运动,落锤速度与试件速度几乎一致,保持匀速降低状态,冲击力达到一个稳定平台值,变化幅度不大,跨中挠度变形加剧。到该阶段结束时,试件和落锤的速度都降为零,挠度值达到峰值。

(4) 阶段4(从C点到D点):试件整体向上回弹,试件速度和落锤速度在试件回弹作用下反向增大,冲击力减小,试件挠度也开始减小;但是在向上反弹的过程中当试件速度小于落锤速度时,冲击力降为零,标志着整个冲击过程结束。

4 正交试验分析

基于经试验数据验证的 ABAQUS 有限元模型,利用正交试验法进行分析,建立了不同参数下两端固支的 CFRP-混凝土-钢管组合结构的分析模型。采用极差法对结果进行分析,确定影响试件冲击力峰值、冲击力平台值以及跨中残余挠度的各个参数权重。

4.1 正交试验设计

CFRP-混凝土-钢管组合结构的很多参数都值得研究,包括冲击高度、空心率、CFRP 层数、内管强度、内管径厚比等,如果利用有限元软件对每种组合均进行计算,则会耗费大量的人力、物力和时间,为此采用正交试验设计解决该问题。正交试验法根据正交性从所有试验中挑选出典型的组合算例进行分析,大大节约了有限元计算时间,是一种高效、快速、经济的试验设计方法。

正交表主要由试验的因素和水平组成。本文中 $L_{18}(3^7)$ 表示所用正交表,“L”右下角的数字“18”表示有 18 行,即安排的试验次数为 18;指数“7”表示试验为 7 因素,即选取的影响结构受撞击性能的主要因素;底数“3”表示每个因素的水平数为 3。表 2 为本文中所涉及的正交表,其中 ψ 为空心率, θ 为 CFRP 方向, f_i 为内管强度, f_c 为混凝土强度, D_i/t_i 为内管径厚比, F_{\max} 为冲击力峰值。

表 2 正交表
Table 2 Orthogonal table

试验	h/m	ψ	n	$\theta/(\circ)$	f_i/MPa	f_c/MPa	D_i/t_i	F_{\max}/kN	F_s/kN	Δ_r/mm
1	0.25	0.3	1	0	235	30	20	30	25	7.5
2	0.25	0.5	2	45	345	50	40	35	28	15.8
3	0.25	0.7	3	90	420	70	60	45	43	9.1
4	0.50	0.3	1	45	345	70	60	54	12	82.0
5	0.50	0.5	2	90	420	30	20	52	50	15.0
6	0.50	0.7	3	0	235	50	40	51	49	6.1
7	1.00	0.3	2	0	420	50	60	68	63	8.9
8	1.00	0.5	3	45	235	70	20	90	45	40.1
9	1.00	0.7	1	90	345	30	40	53	46	33.2
10	0.25	0.3	3	90	345	50	20	32	24	27.5
11	0.25	0.5	1	0	420	70	40	32	30	46.3
12	0.25	0.7	2	45	235	30	60	33	31	13.4
13	0.50	0.3	2	90	235	70	40	56	17	6.8
14	0.50	0.5	3	0	345	30	60	49	48	6.0
15	0.50	0.7	1	45	420	50	20	100	92	5.5
16	1.00	0.3	3	45	420	30	40	84	21	97.7
17	1.00	0.5	1	90	235	50	60	51	18	100.9
18	1.00	0.7	2	0	345	70	20	86	84	9.0

4.2 正交试验结果分析

采用极差法对各参数进行分析,确定试验因素的最优解,也就是冲击力峰值、冲击力平台值和跨中残余挠度的最大影响因素。根据正交设计特性,设因素 A 对应的 3 个水平分别为 A_1 、 A_2 、 A_3 。对于它们而言,由于 3 组试验条件是完全相同的,因此可以直接比较。如果试验指标不受因素 A 影响,那么 K_1 、 K_2 、 K_3 (K_i 表示 A 因素 i 水平的结果之和)相等,不相等则说明受到因素 A 水平变动的影 响。而极差 $R = \max(K_i) - \min(K_i)$ 反映了因素 A 在取值范围内水平变动时试验指标的变动幅度。

4.2.1 冲击力峰值的影响因素

冲击力峰值影响的极差分析见表 3。 R 值越大,对试验指标的影响越大,该因素也就越重要。通过对比各因素的 R/R_{\max} (R_{\max} 为 R 的极大值),可以直观看到 7 个因素的影响大小,即:冲击高度 > CFRP 方向 > 内管径厚比 > 内管强度 > 混凝土强度 > 空心率 > CFRP 层数。

从图 6 中可以看出:冲击高度是影响冲击力峰值的主要因素,随着冲击高度的不断增加,冲击力峰值的增大趋势逐渐减缓,表明冲击高度的大幅提升并不能对冲击力峰值产生相应的大幅提高。同时也可以看到,CFRP 的粘贴方向和内钢管径厚比对冲击力峰值也有一定的影响,而 CFRP 层数的影响不大,说明试件可以通过包裹较少的 CFRP 达到相同的抗撞击效果。

表 3 冲击力峰值极差分析结果

Table 3 Range analysis for peak value of impact force

K_i	因素						
	h	ψ	n	θ	f_i	f_c	D_i/t_i
K_1	207	324	320	316	311	301	390
K_2	362	309	330	396	309	337	311
K_3	432	368	351	289	381	363	300
R	225	59	31	107	72	62	90

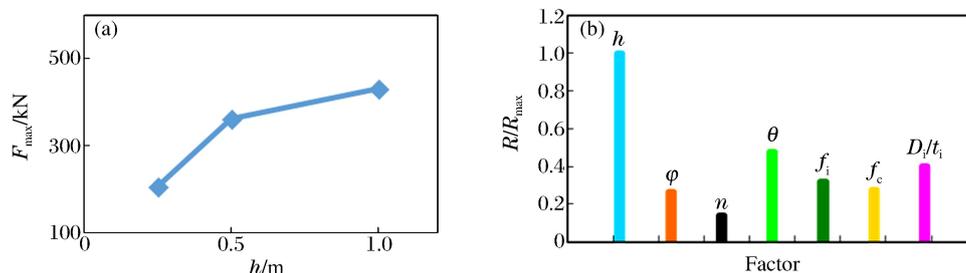


图 6 各因素对冲击力峰值的影响

Fig. 6 Influence of various factors on peak value of impact force

4.2.2 冲击力平台值的影响因素

通过比较表 4 中的 R 值,可以得出冲击力平台值受各因素的影响大小,即:空心率 > 内管径厚比 > 内管强度 > CFRP 方向 > 冲击高度 > 混凝土强度 > CFRP 层数。

表 4 冲击力平台值极差分析结果

Table 4 Range analysis for platform value of impact force

K_i	因素						
	h	ψ	n	θ	f_i	f_c	D_i/t_i
K_1	181	162	223	299	185	221	320
K_2	268	219	273	229	242	274	191
K_3	277	345	230	198	299	231	215
R	96	183	50	101	114	53	129

由图 7 可知,空心率为影响试件冲击力平台值的主要因素;当空心率在 0.3~0.7 范围内时,冲击力平台值随着空心率的提高而不断增加,并且增大趋势逐渐增强,试件的抗撞击性能稳步提高。可以认为,试件的抗冲击性能主要由空心率决定,CFRP 层数和夹层混凝土强度等因素对冲击力平台值的影响较小,表明混凝土主要对组合结构起填充作用,CFRP 主要用于包裹试件。因此,在实际工程中,可以用强度相对较低的混凝土、较大的空心率和较少的 CFRP 层数,既能节省材料、降低造价,又能保证试件的抗撞击性能。

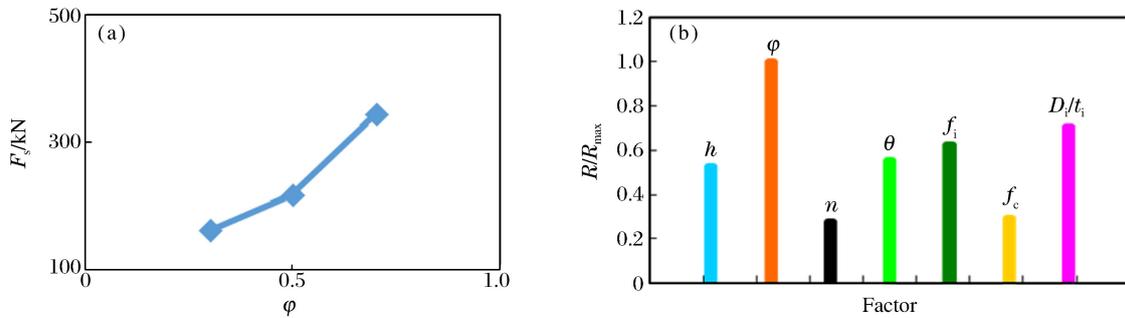


图 7 各因素对冲击力平台值的影响

Fig. 7 Influence of various factors on platform value of impact force

4. 2. 3 跨中残余挠度的影响因素

通过比较表 5 中的 R 值,可以得到跨中残余挠度受各因素的影响大小,即:CFRP 方向 > 冲击高度 > 空心率 > CFRP 层数 > 内管径厚比 > 混凝土强度 > 内管强度。

由图 8 和表 5 可知,冲击高度、空心率、CFRP 层数、CFRP 方向对试件受撞击后的跨中残余挠度影响较大。其中,当冲击高度较低时,其对跨中残余挠度的影响不大;当冲击高度较高时,跨中残余挠度随着冲击高度的升高有较大的增加。对于 CFRP 方向而言,45°的影响效果最明显,90°次之,0°最小。这是由于以 45°粘贴 CFRP 时,既能提供轴向拉力,又能提供环向拉力,对试件的包裹效果较好,对跨中残余挠度的影响较大。内管对跨中残余挠度变化的贡献不大,但对组合结构起到很好的支撑作用。

表 5 跨中残余挠度极差分析结果

Table 5 Range analysis for mid-span residual deflection

K_i	因素						
	h	ϕ	n	θ	f_i	f_c	D_i/t_i
K_1	119.6	230.4	275.4	83.8	174.8	172.8	104.6
K_2	121.4	224.1	130.1	254.5	173.5	244.8	205.9
K_3	289.8	76.3	186.5	192.5	182.5	193.3	220.3
R	170.2	154.1	145.3	170.7	9.0	72.0	115.7

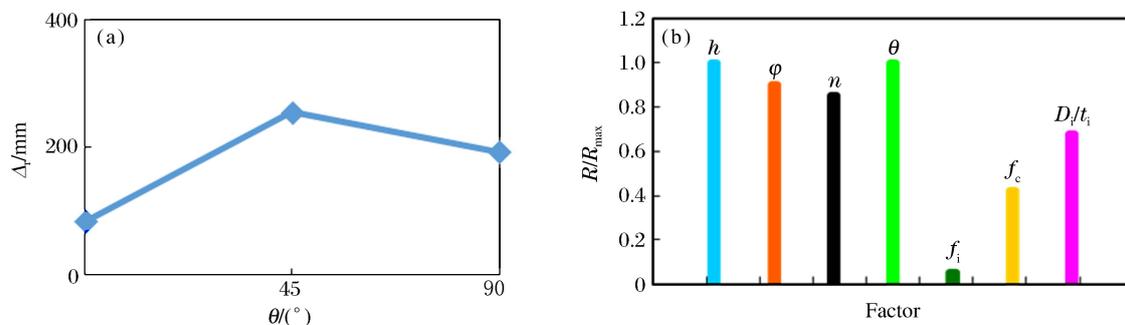


图 8 各因素对跨中残余挠度的影响

Fig. 8 Influence of various factors on mid-span residual deflection

5 结 论

利用 ABAQUS 有限元软件建立了 CFRP-混凝土-钢管组合结构受撞击荷载的结构模型,并与已有文献中的试验结果进行对比验证;在模型验证可行的基础上,对试件在侧向冲击荷载下的动力响应全过程进行分析,包括对冲击力、跨中挠度、试件速度和落锤速度随时间变化的直观分析;利用正交分析法,研究了不同因素对试件冲击力峰值、冲击力平台值和跨中残余挠度的影响。通过研究得到以下结论:(1)建立的有限元模型能够较好地模拟 CFRP-混凝土-钢管组合结构在侧向撞击荷载作用下的力学行为特征;(2)冲击高度(冲击能量)是影响试件冲击力峰值的主要因素,并且随着冲击高度的增加,冲击力峰值增大的趋势逐渐减缓;(3)空心率是影响试件冲击力平台值的主要因素,当空心率在 0.3~0.7 范围内,冲击力平台值随着空心率的增加而不断增大,并且增大趋势逐渐增强,试件的抗撞击性能得到有效提高;(4)冲击高度、空心率、CFRP 层数、CFRP 方向等因素对试件受撞击后跨中残余挠度的影响都较大,合理地选取这些因素值对于试件受撞击后的变形形态具有重要意义。

参考文献:

- [1] TENG J G, CHEN J F, SMITH S T, et al. CFRP Strengthened RC Structures[M]. John Wiley & Sons Ltd Press, 2001.
- [2] ACI Committee 440. State of the art report on fiber reinforced plastic (FRP) reinforcement for concrete structures [R]. Detroit, Michigan: American Concrete Institute, 1996.
- [3] ACI Committee 440. Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures: ACI-440.2 R-02[S]. Farmington Hills: American Concrete Institute, 2002.
- [4] 陶忠,于清. 新型组合结构柱:试验、理论与方法[M]. 北京:科学出版社,2006.
- [5] 陈肇元,罗家谦,潘雪雯. 钢管混凝土短柱作为防护结构构件的性能[R]. 北京:清华大学抗震抗爆工程研究室,1986.
- [6] XIAO Y, SHAN J, ZHENG Q, et al. Experimental studies on concrete filled steel tubes under high strain rate loading[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2009,21(10):569-577.
- [7] 霍静思,任晓虎,肖岩. 标准火灾作用下钢管混凝土短柱落锤动态冲击试验研究[J]. 土木工程学报,2012,45(4):9-20. HUO Jingsi, REN Xiaohu, XIAO Yan. Impact behavior of concrete-filled steel tubular stub columns under ISO-834 standard fire[J]. China Civil Engineering Journal, 2012,45(4):9-20.
- [8] BAMBACH M R. Design of hollow and concrete filled steel and stainless steel tubular columns for transverse impact loads[J]. Thin-Walled Structures, 2011,49(10):1251-1260.
- [9] WANG R, HAN L H, HOU C C. 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.
- [10] 侯川川,王蕊,韩林海. 低速横向冲击下钢管混凝土构件的力学性能研究[J]. 工程力学,2012(增刊 1):107-110. HOU Chuanchuan, WANG Rui, HAN Linhai. Performance of concrete-filled steel tubular (CFST) members under low velocity transverse impact[J]. Engineering Mechanics, 2012(Suppl 1):107-110.
- [11] 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(增刊 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.
- [12] 黄宏,陶忠,韩林海. 圆中空夹层钢管混凝土柱轴压工作机理研究[J]. 工业建筑,2006,36(11):11-14. HUANG Hong, TAO Zhong, HAN Linhai. Mechanism of concrete-filled double-skin steel tubular columns (CHS inner and CHS outer) subjected to axial compression[J]. Industrial Construction, 2006,36(11):11-14.
- [13] 陈学嘉,陈梦成,黄斌. 圆中空夹层钢管混凝土压弯构件滞回模型研究[J]. 铁道建筑,2011(4):141-144.
- [14] 黄宏,陈梦成,黄斌洁. 圆中空夹层钢管混凝土柱扭转实验研究[J]. 实验力学,2012,27(3):288-294. HUANG Hong, CHEN Mengcheng, HUANG Binjie. Experimental study of concrete-filled double-skin circular steel tube subjected to pure torsion[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2012,27(3):288-294.
- [15] 滕锦光,余涛,黄玉龙,等. FRP 管-混凝土-钢管组合柱力学性能的试验研究和理论分析[J]. 建筑钢结构进展,2006,8(5):1-7.

- TENG Jinguang, YU Tao, HUANG Yulong, et al. Behavior of hybrid FRP-concrete-steel tubular columns: Experimental and theoretical studies[J]. *Progress in Steel Building Structures*, 2006,8(5):1-7.
- [16] 王娟,赵均海,朱倩,等.纤维增强复合材料-混凝土-钢双壁空心管短柱的轴压承载力[J]. *工业建筑*, 2011,41(11):130-133.
- WANG Juan, ZHAO Junhai, ZHU Qian, et al. Axial bearing capacity of FRP-concrete-steel double-skin tubular short columns[J]. *Industrial Construction*, 2011,41(11):130-133.
- [17] 张冰. FRP管-高强混凝土-钢管组合短柱轴压性能试验研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2009.
- [18] 钱稼茹,刘明学. FRP-混凝土-钢双壁空心管短柱轴心抗压试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2008,29(2):104-113.
- QIAN Jiaru, LIU Mingxue. Experimental investigation of FRP-concrete-steel double-skin tubular stubs under axial compressive loading[J]. *Journal of Building Structures*, 2008,29(2):104-113.
- [19] 王俊,刘伟庆,方海,等. GFRP管-钢管双壁约束混凝土组合柱轴压性能与承载力实用计算方法研究[J]. *建筑结构*, 2012(2):133-138.
- WANG Jun, LIU Weiqing, FANG Hai, et al. Experiment and capacity calculation theory research of hybrid GFRP-concrete-steel double skin tubular columns under axial compression[J]. *Building Structure*, 2012(2):133-138.
- [20] WANG R, HAN L H, TAO Z. Behavior of FRP-concrete-steel double skin tubular members under lateral impact: Experimental study[J]. *Thin-Walled Structures*, 2015,95:363-373.
- [21] 韩林海. 钢管混凝土结构:理论与实践[M]. 北京:科学出版社, 2007:66-110.
- [22] 裴畅. 侧向撞击下H型钢构件动力响应及其剩余承载力的实验研究和仿真分析[D]. 太原:太原理工大学, 2013.
- [23] 周元鑫,江大志,夏源明. 碳纤维静、动态加载下拉伸力学性能的试验研究[J]. *材料科学与工艺*, 2000,8(1):12-15.
- ZHOU Yuanxin, JIANG Dazhi, XIA Yuanming. Static and dynamic tensile behavior of carbon fiber[J]. *Material Science and Technology*, 2000,8(1):12-15.

Finite element analysis of CFRP-concrete-steel composite structure under low velocity lateral impact loading

LIU Ye¹, WANG Rui², LI Zhigang¹

(1. *College of Mechanics, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*

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

Abstract: In this study, we set up a finite element model for a carbon fiber reinforced polymer (CFRP)-concrete-steel composite structure under low-velocity impact load using ABAQUS. The analytic results from our model were found to agree well with the test results, thus capable of being used to simulate the mechanical performance of the structure. Using this model, we analyzed all the stages of the dynamic response of the specimen under lateral impact load, and investigated the effects of seven factors, such as impact height and hollow ratio, on the peak value and the platform value of the impact force and the mid-span residual deflection, using orthogonal analysis. We found that the impact height (impact energy) is the main factor influencing the peak value of the impact force; the residual deflection is affected by the interaction of the main factors including the impact height, the hollow ratio, the number of CFRP layers and the direction of CFRP; the main factor of the platform value of the impact force is the hollow ratio, and the anti-impact performance of the specimen gradually increases with the increase of the hollow ratio ranging from 0.3 to 0.7.

Keywords: carbon fiber reinforced polymer-concrete-steel composite structure; lateral impact; finite element analysis; full-range analysis; orthogonal analysis

(责任编辑 王 影)