

引用本文:赵均海,董 婧,张冬芳,等. FRP 钢管混凝土柱抗爆性能数值模拟[J]. 建筑科学与工程学报, 2020, 37(2): 35-43.

ZHAO Jun-hai, DONG Jing, ZHANG Dong-fang, et al. Numerical Simulation of Blast Resistance of Concrete-filled Steel Tube Columns Confined with FRP[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2020, 37(2): 35-43.

DOI:10.19815/j.jace.2019.05023

## FRP 钢管混凝土柱抗爆性能数值模拟

赵均海,董 婧,张冬芳,李莹萍

(长安大学 建筑工程学院,陕西 西安 710061)

**摘要:**为研究 FRP 钢管混凝土柱(CFST)的抗爆性能,建立了比例距离为  $0.28 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$  时爆炸荷载下纤维增强复合材料(FRP)钢管混凝土柱的数值模型。运用 LS-DYNA 非线性有限元程序中的高能爆炸材料模型及状态方程来施加爆炸荷载,采取多物质流固耦合方法进行数值模拟,通过试验数据验证了该模型的合理性。通过数值模拟展示了 FRP 钢管混凝土柱的位移时程及钢管、混凝土、FRP 的等效应力变化,分析了其变化规律与分布特征。此外,通过改变相应参数研究了 FRP 层数、钢管屈服强度及混凝土强度对 FRP 钢管混凝土柱的影响程度。结果表明:FRP 的约束可以有效提高钢管混凝土的抗爆性能,其易损部位主要发生在柱中及柱两端;增加 FRP 层数,提高钢管屈服强度和混凝土强度均可提高柱的抗爆性能;建立的模型可以进一步推广到不同比例距离、不同截面形状的 FRP 钢管混凝土柱抗爆研究,同时为 FRP 钢管混凝土抗爆设计提供了一定依据。

**关键词:**FRP 钢管混凝土;爆炸荷载;数值模拟;动力响应

中图分类号:TU398

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2020)02-0035-09

## Numerical Simulation of Blast Resistance of Concrete-filled Steel Tube Columns Confined with FRP

ZHAO Jun-hai, DONG Jing, ZHANG Dong-fang, LI Ying-ping

(School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, Shaanxi, China)

**Abstract:** In order to investigate the blast resistance of concrete-filled steel tube (CFST) columns confined with fiber reinforced polymer (FRP), the numerical model of CFST columns confined with FRP under blast loading with a scaled distance of  $0.28 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$  was developed. The high-energy explosive material model and state equation in LS-DYNA non-linear finite element program were used to exert explosive load, and the multi-material fluid-solid coupling method was adopted in numerical simulation. The proposed model was verified by the available test data. The numerical results illustrated the displacement-time history of the column and the equivalent stress of steel tube, concrete and FRP, and the change law and distribution characteristics were analyzed. In addition, the effects of FRP layers, steel tube yield strength and concrete strength on CFST columns confined with FRP were studied by changing the corresponding parameters. The results show that FRP restraint can effectively improve the blast resistance of concrete filled

收稿日期:2019-05-13

基金项目:国家自然科学基金项目(51878056);陕西省科技计划项目(2019SF-256);

陕西省自然科学基金基础研究计划项目(2018JQ5119, 2018JQ5023)

作者简介:赵均海(1960-),男,陕西西安人,教授,博士研究生导师,工学博士,E-mail:zhaojh@chd.edu.cn。

steel tube, and its vulnerable parts mainly occur in the middle and both ends of the column. Increasing FRP layers, steel tube yield strength and concrete strength can improve the blast resistance of columns. The proposed finite element model can be extended to the blast research on CFST column confined with FRP with different scaled distances and section shapes. These results provide certain basis for blast resistance design of CFST columns confined with FRP.

**Key words:** CFST confined with FRP; blast loading; numerical simulation; dynamic response

0 引 言

钢管混凝土作为经典的钢管筒体内填混凝土组合结构已被广泛研究并应用在建筑结构中。钢管混凝土具有承载力高、塑性和韧性好及施工方便等特点<sup>[1-2]</sup>。然而在某些特定的环境下,不得不采用厚壁、大直径的钢管,造成工作量大、安装工序繁琐、成本过高等问题;同时,由于钢管裸露在外,在某些高腐蚀性环境中采用钢管混凝土结构就必须对钢管进行防腐保护,从而增加养护成本。纤维增强复合材料(FRP)是由纤维材料与树脂基体材料按一定的比例混合后形成的高性能复合材料。FRP 具有比强度高、耐腐蚀等特点,已广泛应用于工程实践中<sup>[3-4]</sup>。近些年,一种基于钢管混凝土的新型结构——FRP 钢管混凝土结构被提出。FRP 钢管混凝土结构即 FRP 复合材料与钢管混凝土组成的复合结构,钢管对混凝土约束的同时,FRP 对钢管混凝土整体又进行了二次加固。一方面,FRP 钢管混凝土结构可以作为一种新型结构应用于新建建筑之中;另一方面,FRP 材料也可以作为修复材料用来加固既有的钢管混凝土结构。

目前学者们对 FRP 钢管混凝土构件的研究主要集中在轴压、偏压、抗弯等静力性能方面<sup>[5-8]</sup>,对 FRP 钢管混凝土的抗震性能、抗冲击性能也有所涉及<sup>[9-11]</sup>,但对 FRP 钢管混凝土的抗爆性能研究相对有限。Wang 等<sup>[12]</sup>运用数值模拟的方式研究了 FRP-混凝土-钢管组合柱在爆炸荷载下的动力响应,并分析了 FRP、钢管厚度、混凝土强度等因素对组合柱抗爆性能的影响。该组合柱与本文研究的 FRP 钢管共同约束混凝土组合柱并不完全相同。徐坚锋<sup>[13]</sup>对爆炸荷载下的 CFRP 钢管混凝土柱进行了数值模拟分析,但该模拟的荷载方式为将爆炸荷载简化为三角形荷载,忽略了爆炸冲击波负压区的作用。因此,对于 FRP 钢管混凝土柱抗爆性能的有效研究方法仍需要进一步探索。

结构的爆炸问题是较为典型的非线性瞬时动力学问题,运用解析方法求解爆炸力学的问题存在一

定难度,运用试验方法不仅费用高昂,而且无法体现出爆炸的过程状态。数值模拟可以大幅度节省试验经费,也可以观测出很多试验中无法得到的数据和现象。因此,在构件与结构抗爆问题的研究上,常采用数值模拟的方法<sup>[14-17]</sup>。本文采用多物质流固耦合方法建立爆炸荷载下 FRP 钢管混凝土柱模型,从构件位移、应力等角度分析了 FRP 钢管混凝土柱的抗爆性能。此外,还分析了 FRP 层数、混凝土强度等级及钢管屈服强度对 FRP 钢管混凝土柱抗爆性能的影响。

1 材料的非线性本构模型

1.1 空气材料模型及状态方程

空气采用 LS-DYNA 中的 \* MAT\_NULL 材料模型及 \* EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL 状态方程,线性多项式状态方程为

$$P=C_0+C_1\mu+C_2\mu^2+C_3\mu^3+(C_4+C_5\mu+C_6\mu^2)E$$
(1)

$$\mu=\frac{1}{V}-1$$
(2)

式中: $P$  为爆轰压力; $C_0\sim C_6$  为状态参数; $V$  为相对体积; $E$  为单位体积内能。

模拟空气时主要参数及取值见表 1。

表 1 空气材料参数

Tab. 1 Material Parameters of Air

参数	密度/(g·mm <sup>-3</sup> )	C <sub>0</sub> ~C <sub>3</sub>	C <sub>4</sub>	C <sub>5</sub>	C <sub>6</sub>	E/(J·mm <sup>-3</sup> )
取值	1.29×10 <sup>-6</sup>	0	0.4	0.4	0	0.25

1.2 炸药材料模型及状态方程

炸药采用 LS-DYNA 中的 \* MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN 材料模型及 \* EOS\_JWL 状态方程,JWL 状态方程为

$$P=A(1-\frac{\omega}{R_1V})e^{-R_1V}+B(1-\frac{\omega}{R_2V})e^{-R_2V}+\frac{\omega E}{V}$$
(3)

式中: $\omega,A,B,R_1,R_2$  为材料常数。

当模拟 TNT 炸药时,主要参数及取值见表 2。

1.3 钢管材料模型

钢管采用 LS-DYNA 中的 \* MAT\_PLASTIC\_

表 2 TNT 材料参数

Tab. 2 Material Parameters of TNT

参数	密度/ (g·m <sup>-3</sup> )	A	B	R <sub>1</sub>	R <sub>2</sub>	E/ (J·mm <sup>-3</sup> )
取值	1.64×10 <sup>-3</sup>	3.74×10 <sup>5</sup>	3 230	4.15	0.95	7 000

KINEMATIC 材料模型。该模型为塑性随动强化模型,考虑了应变率影响,适合高应变率下钢材的模拟。该材料模型建立在 Cowper-Symonds 模型基础之上,其考虑应变率的屈服条件为<sup>[18]</sup>

$$\sigma_y = [1 + (\frac{\dot{\epsilon}}{C})^{\frac{1}{q}}](\sigma_0 + \beta E_p \epsilon_p^{eff}) \quad (4)$$

式中: $\dot{\epsilon}$  为应变率; $C, q$  为应变率参数; $\sigma_0$  为初始屈服应力; $\beta$  为硬化参数, $\beta=0$  为塑性随动强化模型, $\beta=1$  为等向强化模型; $E_p$  为塑性硬化模量; $\epsilon_p^{eff}$  为有效塑性应变。

本文中钢管材料常数取值见表 3。

表 3 钢管材料参数

Tab. 3 Material Parameters of Steel Tube

参数	密度/ (g·mm <sup>-3</sup> )	弹性模量/ MPa	泊松比	切线模量/ MPa	C	q
取值	7.83×10 <sup>-3</sup>	2.08×10 <sup>5</sup>	0.3	2 100	40	5

1.4 混凝土材料模型

混凝土采用 LS-DYNA 中的 \* MAT\_JOHNSON\_HOLMQUIST\_CONCRETE 材料模型。该模型可以应用于大应变、高应变率及高压下混凝土材料的模拟。Johnson-Holmquist-Cook 模型是 Holmquist 等<sup>[19]</sup>提出的一种率相关损伤型本构模型,其等效屈服强度为

$$\sigma^* = [\alpha(1 - D) + \delta p^*]^{\lambda} [1 + \gamma \ln(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)] \quad (5)$$

式中: $\sigma^*$  为归一化等效应力, $\sigma^* = \sigma/f_c, \sigma$  为实际等效应力, $f_c$  为混凝土静态抗压强度; $p^*$  为归一化静水压力, $p^* = p/f_c, p$  为实际压力; $\dot{\epsilon}_0$  为参考应变率, $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 \text{ s}^{-1}$ ; $\alpha, \delta, \gamma, \lambda$  分别为归一化内聚力强度、归一化压力硬化系数、应变率硬化系数、压力硬化指数,可由试验确定; $D$  为损伤因子。

$D$  的表达式为<sup>[20]</sup>

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon_p + \Delta \mu_p}{\epsilon_p^f + \mu_p^f} = \sum \frac{\Delta \epsilon_p + \Delta \mu_p}{D_1(p^* + T^*)^{D_2}} \quad (6)$$

式中: $\Delta \epsilon_p$  为等效塑性应变增量; $\Delta \mu_p$  为塑性体积应变增量; $\epsilon_p^f, \mu_p^f$  分别为压力作用下破碎的等效塑性应变和塑性体积应变; $T^*$  为归一化最大静水压力, $T^* = T/f_c, T$  为最大静水压力; $D_1, D_2$  为损伤常数。

混凝土材料模型综合考虑了混凝土大应变、高应变率以及损伤积累的影响,能够较好地描述混凝土

土在爆炸、高速冲击与侵彻下的力学行为<sup>[21]</sup>。本文中混凝土材料部分参数取值如表 4 所示<sup>[22]</sup>,其中, $P_C$  为压溃点的压力, $U_C$  为压溃点体积应变, $P_L$  为压实点压力。

1.5 FRP 材料模型

FRP 采用线弹性材料模型。FRP 布在拉断之

表 4 混凝土材料参数

Tab. 4 Material Parameters of Concrete

参数	密度/ (g·mm <sup>-3</sup> )	剪切模量/ MPa	$\alpha$	$\delta$	$\gamma$	$\lambda$
取值	2.4×10 <sup>-3</sup>	14 860	0.79	1.6	0.007	0.61
参数	T/MPa	P <sub>C</sub> /MPa	U <sub>C</sub> /MPa	P <sub>L</sub> /MPa	D <sub>1</sub>	D <sub>2</sub>
取值	4	13	0.001	800	0.04	1.00

前可以认为一直处于弹性阶段,因此可以用线弹性的应力-应变关系来模拟其本构关系<sup>[23-24]</sup>。在动力荷载作用下,材料的强度会随着应变率的变化而改变。与钢材、混凝土明显的应变率效应相比,FRP 的应变率效应并不明显<sup>[25]</sup>。因此,在数值模拟中可以忽略 FRP 的应变率效应<sup>[26]</sup>。本文中 FRP 材料参数取值见表 5。

表 5 FRP 材料参数

Tab. 5 Material Parameters of FRP

参数	密度/(g·mm <sup>-3</sup> )	弹性模量/MPa	泊松比
取值	1.79×10 <sup>-3</sup>	2.49×10 <sup>5</sup>	0.285

2 有限元模型验证

由于缺乏 FRP 钢管混凝土柱的抗爆试验数据,因此本文选取了笔者课题组所做的钢管混凝土柱抗爆试验结果进行对比验证,视为 FRP 为 0 层时的特殊工况。此外,为了验证 FRP 材料模型选择的合理性,又建立了爆炸荷载下 FRP 钢筋混凝土柱数值模型,与 FRP 钢筋混凝土柱抗爆试验进行对比验证。

2.1 钢管混凝土柱爆炸试验

在中国兵器工业试验测试研究院进行了 3 个圆钢管混凝土柱的静爆试验<sup>[27]</sup>,钢管混凝土柱高为 1 800 mm,钢管外直径为 273 mm,壁厚 7 mm,采用 Q235 热轧无缝钢管,钢管内浇注 C40 细石混凝土。本文对 SC-1, SC-2 试件进行数值模拟验证。采用 ANSYS/LS-DYNA 软件进行了前处理。采用 125 mm×125 mm×125 mm 的立方体来模拟 3 kg 的 TNT 炸药,空气域尺寸为 2 500 mm×1 000 mm×2 500 mm。空气域除底面添加刚性平面,其余各面采用无边界面反射条件。网格尺寸为 25 mm×25 mm。炸药、空气、钢管、混凝土均采用 Solid 实体单

元。网格划分后钢管单元数为 2 304,混凝土单元数为 6 912。加入关键字 \* MAT\_ADD\_EROSION 来判断单元是否失效。钢管混凝土柱两端按固接考虑,添加位移和转动约束。

由于 SC-1 试件为小药量的爆炸试验,试件没有发生明显的破坏现象,且没有产生明显的位移。因此,主要将 SC-1 柱身上 6 个测点的试验数据与数值模拟数据进行对比。测点 1<sup>#</sup>~6<sup>#</sup> 分别设置在柱子迎爆面的柱顶、柱中、柱底与背爆面的柱顶、柱中和柱底。表 6 为试验数据与数值模拟数据对比情况。由表 6 可知,数值模拟结果与试验结果总体误差较小。

表 6 试验结果与数值模拟结果对比

Tab. 6 Comparison of Experimental Results and Numerical Simulation Results

测点 编号	冲击波到达时间			冲击波峰值		
	试验值/ ms	模拟值/ ms	相对误 差/%	试验值/ MPa	模拟值/ MPa	相对误 差/%
1 <sup>#</sup>	0.689	0.699	1.45	1.364	1.384	1.47
2 <sup>#</sup>	0.515	0.499	3.11	6.202	5.726	7.67
3 <sup>#</sup>	0.616	0.699	13.47	1.350	1.408	4.30
4 <sup>#</sup>	1.169	1.099	5.99	0.361	0.365	1.11
5 <sup>#</sup>	0.894	0.899	0.56	0.448	0.485	8.26
6 <sup>#</sup>	1.296	1.099	15.20	0.401	0.366	8.73

采用与 SC-1 同样的建模方法对 SC-2 的爆炸试验进行建模。采用 350 mm×300 mm×300 mm 的立方体来模拟 50 kg 的 TNT 炸药,炸药中心距柱身 0.7 m。由于本次试验为近距离大药量爆炸试验,试件发生了明显破坏现象。试件在 50 kg TNT 炸药近爆荷载作用下的破坏形式见图 1。通过对比可知,数值模拟结果与试验结果接近,柱跨中都出现了明显的变形。通过数值模拟的试件跨中位移可知,柱中最大位移为 91.276 mm,而试验结果为 93 mm,相对误差为 1.85%,差异较小。验证了该数值模型的可行性。

2.2 FRP 钢筋混凝土柱爆炸试验

刘路<sup>[28]</sup>对 8 根不同防护的钢筋混凝土圆形墩柱进行了野外现场爆炸试验。柱有效高度为 3 500 mm,截面直径为 400 mm。混凝土强度等级为 C40,配筋率为 0.9%,纵筋为 10 根直径 12 mm 的 HRB400 带肋钢筋,箍筋为直径 8 mm 的 HPB300 光圆钢筋,柱顶、柱底箍筋间距为 100 mm,柱中箍筋间距为 150 mm。构件 JS5 为外包 1 层 FRP 布的钢筋混凝土圆柱,对该构件进行了 4 种不同工况下的爆炸试验。本文对工况 25、27 进行模拟验证,根据第 2.1 节建模方法对爆炸试验进行建模,并将数值模拟结

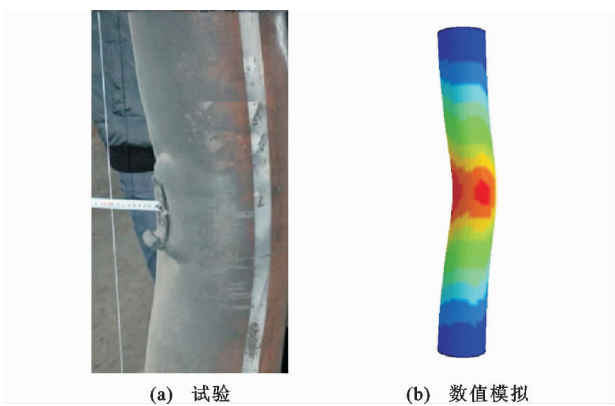


图 1 试件 SC-2 的破坏形式

Fig. 1 Damage Mode of Specimen SC-2

果与试验结果进行对比。图 2 为构件迎爆面高 1 330 mm 处测点超压时程曲线对比,图 3 为构件背爆面高 3 300 mm 处测点 3<sup>#</sup> 加速度时程曲线对比。由图 2、3 可知,试验数据与数值模拟数据基本吻合。

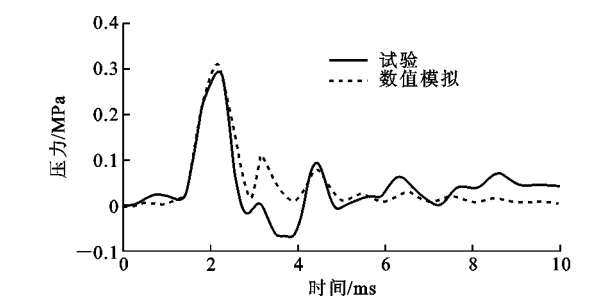


图 2 测点 2<sup>#</sup> 超压时程曲线

Fig. 2 Overpressure Time History Curves of Test Point 2<sup>#</sup>

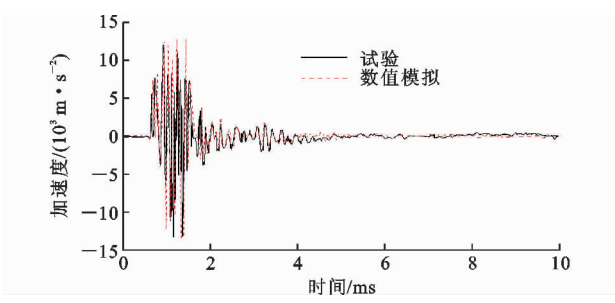


图 3 测点 3<sup>#</sup> 加速度时程曲线

Fig. 3 Acceleration Time History Curves of Test Point 3<sup>#</sup>

3 FRP 钢管混凝土柱模型的建立

由前文可知材料模型的选择和数值模型的建立都是合理的。本文采用上述模型的建立方法对典型的 FRP 钢管混凝土柱进行抗爆分析。模拟构件为圆形截面钢管混凝土柱,柱高为 3 000 mm,钢管外径为 500 mm,核心混凝土直径为 480 mm,钢管壁厚为 10 mm,钢管外包厚 0.167 mm 的 FRP 布,柱两端固定约束。炸药为 300 mm×300 mm×300

mm 的 TNT(质量相当于 44.28 kg),炸药中心点距离地面高 1.5 m,距离构件迎爆面 1 m。空气域尺寸为 2 500 mm×2 000 mm×3 600 mm。空气域除底面添加刚性平面,其余各面采用无边界反射条件。过大的网格尺寸会使计算结果精确度降低,而过小的网格尺寸会降低计算效率,因而本文网格尺寸为 25 mm×25 mm。划分网格后 FRP 单元数为 7 680,钢管单元数为 7 680,混凝土单元数为 46 080,TNT 单元数为 1 728,空气单元数为 1 150 272。网格划分后的柱截面及整体有限元模型如图 4 所示。

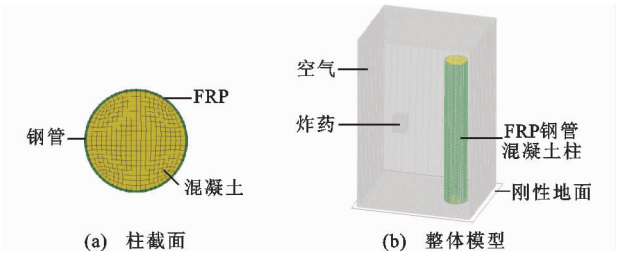


图 4 有限元模型  
Fig. 4 Finite Element Model

采用多物质流固耦合方法来模拟炸药与结构之间的关系。使用关键字 \* SECTION\_SOLID 来实现 FRP、钢管、混凝土的 Lagrange 算法,使用关键字 \* SECTION\_SOLID\_ALE 将炸药和空气定义为 ALE 算法。再通过关键字 \* CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID 和 \* ALE 将流体和固体耦合在一起<sup>[29]</sup>。这种方法与共用节点和接触耦合法相比,虽然计算量较大且计算效率偏低,但该算法网格可以在空间中流动,避免了在计算过程中网格的畸变,计算精度较高。使用关键字 \* INITIAL\_DETONATION 引爆炸药。

4 数值模拟结果分析

将上述建好的模型导入 LS-DYNA V971R7 软件中求解计算,随后将结果导入后处理软件LS-

PREPOST 进行分析。  
4.1 FRP 钢管混凝土柱破坏形态  
图 5 为 FRP 钢管混凝土柱的破坏形态。由图 5 可以看出,柱中处产生了位移,钢管没有发生明显破坏。在柱中及柱两端处的混凝土有部分脱落,但由于外部有 FRP 材料与钢管的双重约束,因此混凝土没有发生飞溅现象。柱整体变形情况较好,表示 FRP 钢管混凝土柱有着较好的抗爆性能。

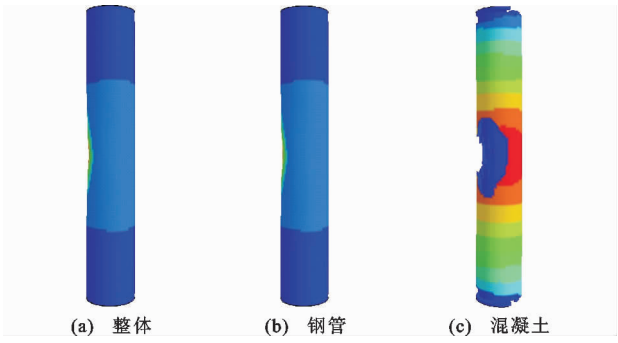


图 5 破坏形态  
Fig. 5 Failure Modes

4.2 位 移  
为研究构件在爆炸荷载作用下的位移变化,图 6 给出了不同时刻 FRP 钢管混凝土柱迎爆面  $x$  方向(爆炸冲击波传播方向)的位移云图。从图 6 可以看出,时间  $t=0.4$  ms 时,爆炸冲击波刚抵达 FRP 钢管混凝土柱,柱中位移较为明显,达到 9.924 mm。随着时间的不断增加,构件位移也在不断增大。当  $t=0.9$  ms 时,柱中位移达到最大值 24.13 mm。当  $t=2.2$  ms 时,柱中位移有所降低,上下两端处位移有所增加。位移在整体上呈现中部大、两端小的对称分布形式。

图 7 为 FRP 钢管混凝土柱中点在爆炸荷载作用下位移时程曲线。从图 7 可以看出,在爆炸开始后的 0~0.2 ms 内,FRP 钢管混凝土柱并未发生横向( $x$ 轴方向)位移。这段时间为空气中的炸药起爆

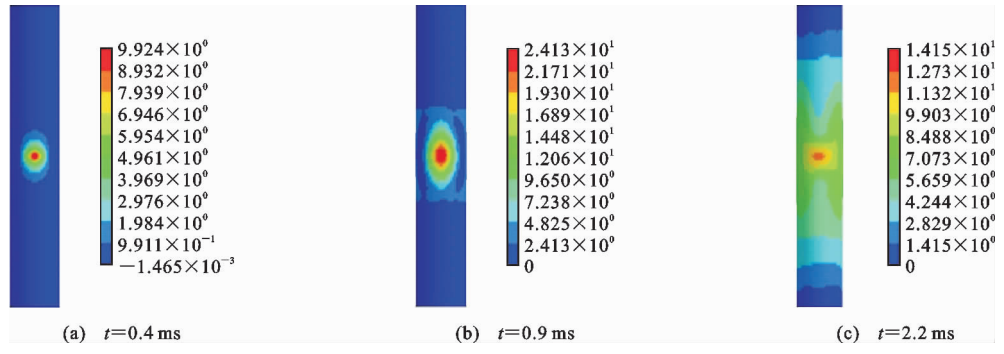


图 6 迎爆面不同时刻位移云图(单位:mm)  
Fig. 6 Displacement Nephograms at Different Time on Blasting Face (Unit:mm)



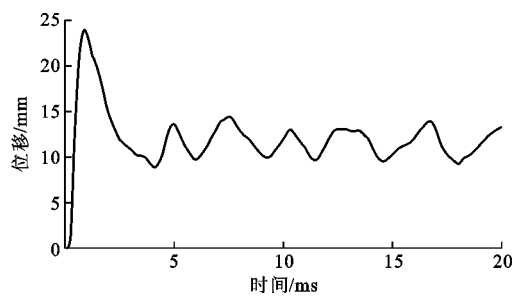


图 7 柱中位移时程曲线

Fig. 7 Displacement Time History Curve of Middle Part of Column

后冲击波在空气中的传播时间。0.2 ms 后,FRP 钢管混凝土柱中部沿爆炸冲击波传播方向( $x$  轴正方向)位移迅速增加,在 0.9 ms 时达到最大,最大横向位移为 24.13 mm。随后 FRP 钢管混凝土柱的横向位移逐渐减小,并在 12 mm 左右振动。

4.3 钢管等效应力

爆炸冲击荷载下 FRP 钢管混凝土柱的应力状态是十分复杂的,通常采用等效应力来表示其应力特征。图 8 给出了不同时刻钢管迎爆面等效应力云图。

从图 8 可知,在 0.3 ms 时,柱中应力迅速增大。柱中峰值应力达到了 410.93 MPa,超过了钢管的静态屈服强度。随着时间的推移,应力较大的区域逐渐由柱中逐渐向柱的两端延伸。在 1.6 ms 时,柱中

及柱两端大部分单元应力都在 294~364 MPa 之间,超出了钢管的静态屈服强度。柱中与柱顶、柱底之间的过渡区应力相对较小,没有超过钢管的静态屈服强度。在 3 ms 时,柱中及柱两端应力开始减小。等效应力总体上呈现上下对称分布。由此可见,爆炸荷载作用下的 FRP 钢管混凝土柱易受到损伤的部位为柱中及柱两端。

4.4 混凝土等效应力

图 9 给出了不同时刻混凝土侧面的等效应力云图。从图 9 可以看出,与钢管的等效应力相比,混凝土的等效应力沿构件纵向分布比较均匀。在初始阶段,混凝土柱中等等效应力迅速增大,柱中峰值处达到了 150 MPa,超过了混凝土静态极限应力。其他区域等效应力偏小,没有超过混凝土静态极限应力。由于模拟时添加了 EROSION 关键字,当混凝土单元拉伸应变值超过设定的失效应变 0.001 时,该单元会被删除<sup>[30]</sup>。随着时间的推移,混凝土柱中部分单元先退出工作;柱顶、柱底处应力增大,此处单元随后退出工作,发生剪切破坏。背爆面柱中处应力逐渐增大,部分单元的等效应力值在 47~56 MPa 之间,超过了混凝土静态极限应力。由此可知,在迎爆面柱中和柱两端以及背爆面柱中的混凝土等效应力值偏大,上述区域也为混凝土在爆炸荷载下的易

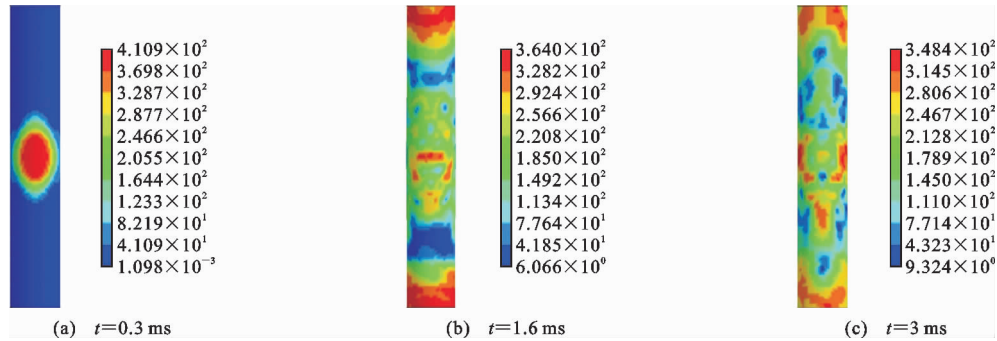


图 8 迎爆面不同时刻钢管等效应力(单位:MPa)

Fig. 8 Equivalent Stresses of Steel Tube at Different Time on Blasting Face (Unit:MPa)

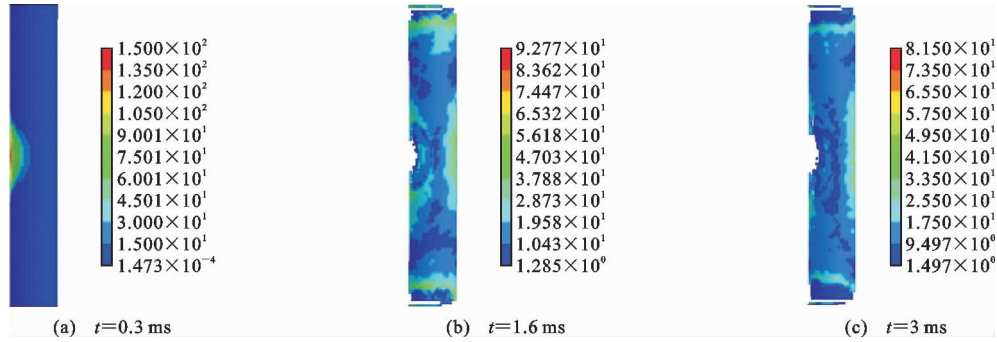


图 9 侧面不同时刻混凝土等效应力(单位:MPa)

Fig. 9 Equivalent Stresses of Concrete at Different Time on Side (Unit:MPa)

损区域。

### 4.5 FRP 等效应力

图 10 给出了 FRP 钢管混凝土在爆炸荷载作用下 FRP 的等效应力云图。由图 10 可知,FRP 的应

力分布与钢管应力分布类似。应力较大的区域仍为柱中区域。随着时间的推移,柱两端处应力逐渐增大。形成柱中及柱两端应力较大,柱中至柱顶、柱底过渡区应力较小的分布状态。

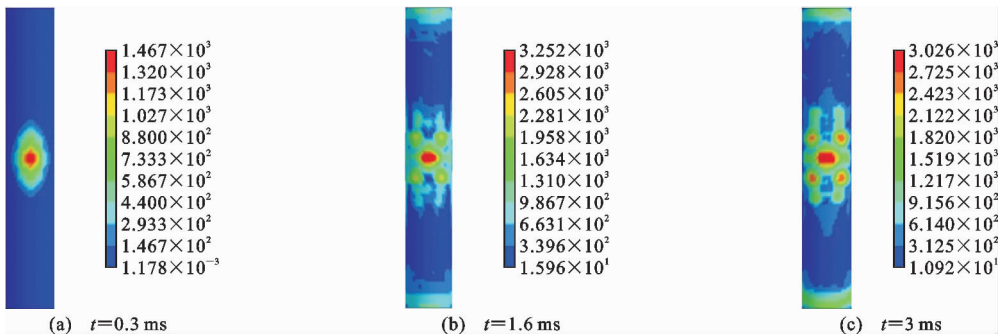


图 10 迎爆面不同时刻 FRP 等效应力 (单位:MPa)  
Fig. 10 Equivalent Stresses of FRP at Different Time on Blasting Face (Unit:MPa)

## 5 参数分析

### 5.1 FRP 层数

为了研究 FRP 层数变化对 FRP 钢管混凝土柱抗爆性能的影响,在保持其他材料参数不变的条件下,通过改变 FRP 的厚度来对爆炸荷载作用下不同层数的 FRP 钢管混凝土柱动力响应进行模拟分析。

图 11 给出了当 FRP 为 0~4 层(FRP 厚度分别为 0,0.167,0.334,0.501,0.668 mm)时 FRP 钢管混凝土柱的柱中位移时程曲线。从图 11 可以看出:当 FRP 为 0 层时,即无 FRP 约束的钢管混凝土柱在爆炸荷载作用下柱中最大位移为 30.17 mm;当 FRP 为 1 层时,FRP 钢管混凝土柱中最大位移为 24.13 mm,与未加固的钢管混凝土柱相比,位移减少了 6.04 mm,由此可知 FRP 的约束可以有效地提高钢管混凝土柱的抗爆性能;当 FRP 为 2~4 层时,柱中最大位移分别为 22.11,19.52,19.37 mm。这说明随着 FRP 层数的增加,柱的抗爆性能也得到进一步提升,但 FRP 层数对柱抗爆性能的影响逐渐减弱。3 层 FRP 与 4 层 FRP 的柱中位移已经比较接近,但显然 3 层要比 4 层更为经济。

### 5.2 混凝土强度等级

为了研究不同强度等级的混凝土对 FRP 钢管混凝土柱抗爆性能的影响,保持其他参数不变,对 4 种混凝土强度等级不同的 FRP 钢管混凝土柱在同一爆炸荷载下的动力响应进行分析。图 12 为这 4 种柱的柱中位移时程曲线。由图 12 可知,当混凝土强度等级为 C35,C40,C45,C50 时,FRP 钢管混凝土柱中最大位移分别为 28.32,24.13,21.65,18.90 mm。随混凝土强度等级的提高,FRP 钢管混凝土

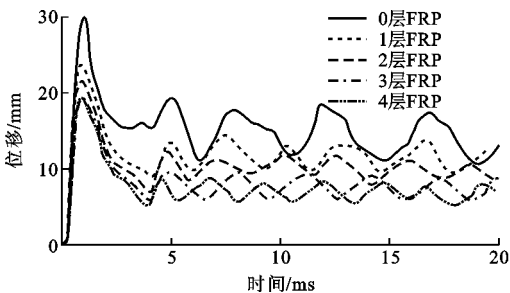


图 11 不同 FRP 层数柱中位移时程曲线  
Fig. 11 Displacement Time History Curves of Columns with Different FRP Layers

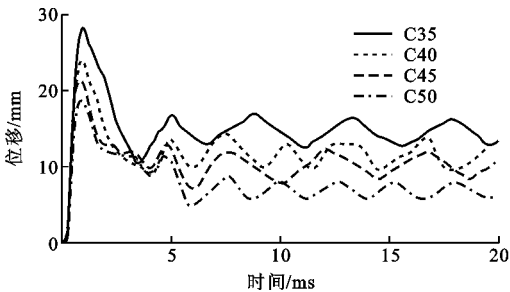


图 12 不同混凝土强度等级柱中位移时程曲线  
Fig. 12 Displacement Time History Curves of Middle Parts of Columns with Different Concrete Strengths

柱中最大位移逐渐减小。这说明提高混凝土强度可以提高 FRP 钢管混凝土柱的抗爆性能。

### 5.3 钢材屈服强度

为研究钢材屈服强度对 FRP 钢管混凝土柱抗爆性能的影响,保持其他参数不变,对 4 种不同屈服强度钢材的 FRP 钢管混凝土柱进行抗爆分析。柱中位移时程曲线如图 13 所示。由图 13 可知,当钢管屈服强度为 Q235,Q345,Q390,Q430 时,FRP 钢管混凝土最大位移分别为 24.13,22.45,21.80,

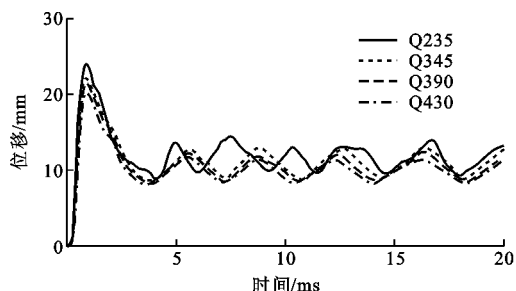


图 13 不同钢管屈服强度柱中位移时程曲线

Fig. 13 Displacement Time History Curves of Middle

Parts of Columns with Different Steel Tube Yield Strengths

20.64 mm。随着钢管屈服强度的提高,由爆炸荷载所致的构件位移也随之减小,但减小的幅度也相应降低。这说明提高钢管的屈服强度可以提高 FRP 钢管混凝土柱的抗爆性能,但影响程度不大。

## 6 结 语

(1) 钢材采用塑性随动强化模型,混凝土采用 Johnson-Holmquist-Cook 模型,FRP 采用线弹性模型,运用 ALE 流固耦合方法建立了爆炸荷载作用下 FRP 钢管混凝土数值模型。模型计算结果与试验数据进行对比,验证了数值模型的合理性。该模型可以进一步推广到分析不同截面、不同比例距离下 FRP 钢管混凝土构件的抗爆性能,为该类构件的抗爆设计与防护提供了一定依据。

(2) 在爆炸荷载作用下,构件沿爆炸冲击波传播方向产生位移。位移在短时间内迅速达到峰值,随即下降到某一个范围内振动。位移整体上呈现柱中偏大、两端偏小的分布。钢管、混凝土、FRP 的应力总体呈现出对称型分布状态。柱中及柱两端应力偏大,柱中至柱两端之间过渡区域应力偏小。爆炸荷载作用下 FRP 钢管混凝土柱易受损部位为柱中及柱两端。

(3) FRP 的约束提高了钢管混凝土柱的侧向刚度和承载能力。FRP 层数越多,构件的抗爆性能越好,但随着层数的增多,FRP 对构件抗爆性能的影响变小。因此,FRP 的最优且最经济的层数有待进一步研究。此外,提升混凝土强度及钢管屈服强度均可以提高 FRP 钢管混凝土柱的抗爆性能。

## 参考文献:

## References:

[1] 韩林海,陶 忠,刘 威. 钢管混凝土结构——理论与实践[J]. 福州大学学报:自然科学版,2001,29(6): 24-34.

HAN Lin-hai,TAO Zhong,LIU Wei. Concrete Filled Steel Tubular Structures from Theory to Practice[J]. Journal of Fuzhou University: Natural Science,2001, 29(6):24-34.

[2] UY B,TAO Z,HAN L H. Behaviour of Short and Slender Concrete-filled Stainless Steel Tubular Columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2011,67(3):360-378.

[3] EINDE L V D,ZHAO L,SEIBLE F. Use of FRP Composites in Civil Structural Applications[J]. Construction and Building Materials,2003,17(6/7):389-403.

[4] UOMOTO T,MUTSUYOSHI H,KATSUKI F. et al. Use of Fiber Reinforced Polymer Composites as Reinforcing Material for Concrete[J]. Journal of Materials in Civil Engineering,2002,14(3):191-209.

[5] TAO Z,HAN L H,WANG L L. Compressive and Flexural Behaviour of CFRP-repaired Concrete-filled Steel Tubes After Exposure to Fire[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2007, 63(8): 1116-1126.

[6] LIU L,LU Y Y. Axial Bearing Capacity of Short FRP Confined Concrete-filled Steel Tubular Columns[J]. Journal of Wuhan University of Technology: Materials Science Edition,2010,25(3):454-458.

[7] PARK J W,HONG Y K,CHOI S M. Behaviors of Concrete Filled Square Steel Tubes Confined by Carbon Fiber Sheets (CFS) Under Compression and Cyclic Loads[J]. Steel and Composite Structures,2010, 10(2):187-205.

[8] SUNDARRAJA M C,PRABHU G G. Experimental Study on CFST Members Strengthened by CFRP Composites Under Compression[J]. Journal of Constructional Steel Research,2012,72:75-83.

[9] 朱春阳. FRP-钢管混凝土结构静动力学性能研究[D]. 大连:大连海事大学,2015.

ZHU Chun-yang. Study on Static and Dynamic Properties of Concrete Filled FRP-steel Tubes[D]. Dalian: Dalian Maritime University,2015.

[10] 陈 忱,赵颖华. FRP 钢管混凝土构件抗冲击性能仿真分析[J]. 振动与冲击,2013,32(19):197-201.

CHEN Chen,ZHAO Ying-hua. Simulation for Anti-impact Performance of Concrete-filled FRP-steel Tubes[J]. Journal of Vibration and Shock,2013,32(19):197-201.

[11] ALAM M I,FAWZIA S,ZHAO X L,et al. Performance and Dynamic Behaviour of FRP Strengthened CFST Members Subjected to Lateral Impact[J]. Engi-



- neering Structures, 2017, 147: 160-176.
- [12] WANG W Q, WU C Q, LI J. Numerical Simulation of Hybrid FRP-concrete-steel Double-skin Tubular Columns Under Close-range Blast Loading[J]. Journal of Composites for Construction, 2018, 22(5): 04018036.
- [13] 徐坚锋. CFRP 钢管混凝土柱抗爆动力响应研究[D]. 西安: 长安大学, 2014.
- XU Jian-feng. Analysis on the Dynamic Response of Concrete filled CFRP-steel Tube Columns Under Explosive Load[D]. Xi'an; Chang'an University, 2014.
- [14] BUCHAN P A, CHEN J F. Blast Resistance of FRP Composites and Polymer Strengthened Concrete and Masonry Structures — A State-of-the-art Review[J]. Composites Part B: Engineering, 2007, 38(5/6): 509-522.
- [15] 潘金龙, 罗敏, 周甲佳. 爆炸荷载下 CFRP 加固圆柱的动力响应和破坏机理[J]. 天津大学学报, 2010, 43(9): 755-761.
- PAN Jin-long, LUO Min, ZHOU Jia-jia. Dynamic Responses and Failure Mechanism of Reinforced Concrete Cylindrical Column Wrapped with CFRP Under Blast Loading [J]. Journal of Tianjin University, 2010, 43(9): 755-761.
- [16] ZHANG F R, WU C Q, WANG H W, et al. Numerical Simulation of Concrete Filled Steel Tube Columns Against Blast Loads[J]. Thin-walled Structure, 2015, 92: 82-92.
- [17] LI J, HAO H, WU C Q. Numerical Study of Precast Segmental Column Under Blast Loads[J]. Engineering Structures, 2017, 134: 125-137.
- [18] COWPER G R, SYMONDS P S. Strain Hardening and Strain Rate Effect in the Impact Loading of Cantilever Beams[J]. Small Business Economics, 1957, 31(3): 235-263.
- [19] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R, COOK W H. A Computational Constitutive Model for Concrete Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Pressure[C]//JACKSON N, DICKERT S. Proceedings of 14th International Symposium on Ballistics. Washington DC; American Defense Preparedness Association, 1995: 591-600.
- [20] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strains, Strain Rates, Temperatures and Pressures[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 21(1): 31-48.
- [21] CADONI E, LABIBES K, ALBERTINI C, et al. Strain-rate Effect on the Tensile Behaviour of Concrete at Different Relative Humidity Levels[J]. Materials and Structures, 2001, 34(1): 21-26.
- [22] 孙珊珊. 爆炸荷载下钢管混凝土柱抗爆性能研究[D]. 西安: 长安大学, 2013.
- SUN Shan-shan. Investigation on Dynamic Response of CFST Columns Subjected to Blast Loading[D]. Xi'an; Chang'an University, 2013.
- [23] GHORBI E, SOLTANI M, MAEKAWA K. Development of a Compressive Constitutive Model for FRP confined Concrete Elements[J]. Composites Part B: Engineering, 2013, 45(1): 504-517.
- [24] NAM J W, KIM H J, KIM S B, et al. Analytical Study of Finite Element Models for FRP Retrofitted Concrete Structure Under Blast Loads[J]. International Journal of Damage Mechanics, 2009, 18(5): 461-490.
- [25] KIMURA H, ITABASHI M, KAWATA K. Mechanical Characterization of Unidirectional CFRP Thin Strip and CFRP Cables Under Quasi-static and Dynamic Tension[J]. Advanced Composite Materials, 2001, 10(2/3): 177-187.
- [26] MUTALIB A A, HAO H. Development of P-I Diagrams for FRP Strengthened RC Columns[J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(5): 290-304.
- [27] 孙珊珊, 赵均海, 贺拴海, 等. 爆炸荷载下钢管混凝土墩柱的动力响应研究[J]. 工程力学, 2018, 35(5): 27-35, 74.
- SUN Shan-shan, ZHAO Jun-hai, HE Shuan-hai, et al. Dynamic Response of Concrete-filled Steel Tube Piers Under Blast Loadings [J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(5): 27-35, 74.
- [28] 刘路. 不同防护方式下钢筋混凝土墩柱的抗爆性能试验研究[D]. 南京: 东南大学, 2016.
- LIU Lu. Experimental Study of Differently Protective RC Piers Under Blast Loading[D]. Nanjing; Southeast University, 2016.
- [29] 石少卿, 康建功, 汪敏, 等. ANSYS/LS-DYNA 在爆炸与冲击领域内的工程应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
- SHI Shao-qing, KANG Jian-gong, WANG Min, et al. The Engineering Application of ANSYS/LS-DYNA in the Field of Explosion and Impact [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011.
- [30] 龚顺风, 邓欢, 朱升波, 等. 近爆作用下钢筋混凝土板动态破坏的数值模拟研究[J]. 振动与冲击, 2012, 31(2): 20-24, 100.
- GONG Shun-feng, DENG Huan, ZHU Sheng-bo, et al. Numerical Simulation for Dynamic Failure of a Reinforced Concrete Slab Under Close-in Explosion [J]. Journal of Vibration and Shock, 2012, 31(2): 20-24, 100.