

# 钢管混凝土柱抗爆性能 数值模拟与实验验证\*

赵均海, 孙珊珊, 党会学, 李新忠

(长安大学 建筑工程学院, 西安 710061)

**摘要:** 利用 LS-DYNA 非线性有限元程序,基于多物质流固耦合方法,建立了爆炸荷载作用下钢管混凝土柱的动态响应数值模型.对比分析了模拟结果与足尺构件的爆炸破坏实验结果,验证了数值模型和计算方法的有效性,并运用参数化分析方法,研究了截面形式、比例距离、混凝土强度及钢材等级、截面形状特性等关键参数对钢管混凝土柱抗爆性能的影响.研究表明:钢管混凝土柱具有优越的抗爆性能,所建立的数值模型能够有效地分析钢管混凝土柱在爆炸荷载作用下的动态影响及破坏形态;圆形截面钢管混凝土柱的抗爆性能优于方形截面;提高材料等级、减小圆形截面钢管混凝土柱的径厚比、增大矩形截面钢管混凝土柱的长宽比,均有利于提升钢管混凝土柱的抗爆特性.

**关键词:** 结构工程; 钢管混凝土柱; 爆炸荷载; 动力响应

**中图分类号:** TU398.9

**文献标志码:** A

**DOI:** 10.21656/1000-0887.400207

## 引 言

在进行建筑结构设计时,常考虑的偶然荷载为地震荷载及风荷载.但由于自然或人为导致的燃气泄露以及局部战争和恐怖袭击事件的频发,结构也有承受爆炸冲击荷载的可能性<sup>[1-4]</sup>.尤其是对于高层和超高层建筑,局部构件承载力失效可引发整体结构的连续倒塌,因此,在进行结构设计时需考虑爆炸荷载.

钢管混凝土结构具有抗震性能好、耐火性能佳等诸多优越的力学特性,在复杂建筑结构尤其是高超高层结构中的应用逐渐增多<sup>[5-6]</sup>.钢管混凝土柱作为承担竖向承载力的主要构件,其抗爆性能的提高和改善显得尤为关键.国内外学者已开展部分数量有限的非足尺模型实验:Fujikura 等开展了 10 根圆钢管混凝土桥墩柱的爆炸实验,建立了考虑压力折减等因素的最大动变形计算方法<sup>[7]</sup>;唐彪、刘路、宗周红等通过缩尺模型的静爆实验及数值模拟,分析了钢套管钢筋混凝土墩柱的爆炸荷载计算模型和破坏机理<sup>[8-10]</sup>.相比于静爆实验研究,动态响应数值模拟分析具有耗时短、可重复性好、易于获得数据的优点,所以为了研究爆炸冲击荷载下钢管

\* 收稿日期: 2019-07-10; 修订日期: 2019-12-12

**基金项目:** 国家自然科学基金(51878056);陕西省科技计划(社会发展领域项目)(2019SF-256);陕西省自然科学基金(2018JQ5119;2018JQ5023)

**作者简介:** 赵均海(1960—),男,教授,博士(通讯作者. E-mail: zhaojh@chd.edu.cn).

**引用格式:** 赵均海,孙珊珊,党会学,李新忠.钢管混凝土柱抗爆性能数值模拟与实验验证[J].应用数学和力学,2020,41(9):943-955.

混凝土的动态响应,本文采用 LS-DYNA 有限元程序<sup>[11]</sup>,基于多物质流固耦合方法进行了数值模拟,并对模型的有效性进行了足尺试件的实验验证,同时开展了参数分析,研究成果能够为钢管混凝土柱的抗爆设计提供可靠的理论依据。

## 1 数值模拟方法

本文采用显式有限元软件 LS-DYNA 建立了 3D 有限元模型,进而运用此模型对钢管混凝土柱爆炸荷载下动态响应进行了数值模拟和实验验证。

### 1.1 数值模型

本文建立的 3D 有限元模型如图 1 所示。整个有限元模型包括钢管、混凝土、炸药和空气 4 个部分。其中,混凝土和钢管采用 Lagrange 算法描述,通过关键字 \* SECTION\_SOLID 定义;炸药和空气域采用 ALE 算法描述,通过关键字 \* SECTION\_SOLID\_ALE 定义;各不同材料单元界面之间均选用共用节点的方式创建模型。ALE 网格和 Lagrange 网格之间通过关键字 \* CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID 实现钢管混凝土柱与空气爆炸冲击波的流固耦合作用。通过网格收敛性分析确定以 0.02 m 为单元尺寸剖分空气域、炸药域、钢管域和混凝土域的网格。所有单元均采用 Solid164 实体单元。数值模型统一采用国际单位制建模。

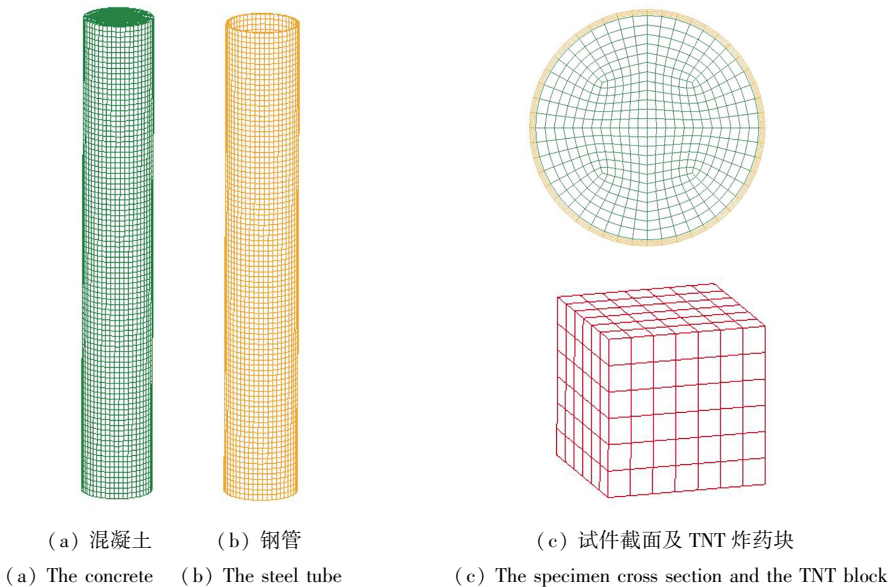


图 1 数值模型

Fig. 1 The numerical model

采用流固耦合算法模拟爆炸冲击波和结构、构件相互作用时,需要定义一个有限空气域,为避免边界处波的反射对求解域的影响,需对有限域表面施加无反射边界条件以模拟无限大的空间。无反射边界条件通过边界表面节点组元施加,并且需考虑膨胀波和剪切波被吸收的影响。无反射边界条件通过关键字 \* BOUNDARY\_NON\_REFLECTING 写入程序。地面爆炸区别于自由空气爆炸和空气爆炸最显著的特点是爆炸形成的冲击波将受到地面的反射而导致超压增强,反射不仅使爆炸流场变得更加复杂,并且给作用在结构物上的爆炸荷载的确定带来困难。为了更有效地模拟地面爆炸中地面反射的影响,使用关键字 \* RIGIDWALL\_PLANAR 定义模型底面以产生刚性平面,空气域其余各面均施加无反射边界条件,以模拟半无限空气域,如图 2 所示。

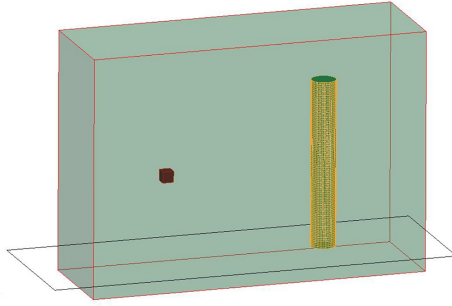


图2 空气域及反射边界

Fig. 2 The air area and reflective boundary conditions

## 1.2 材料本构模型

### 1.2.1 空气材料模型及状态方程

假定空气为无黏性理想气体,冲击波的膨胀为等熵绝热过程,本文选用9号材料模型 \*MAT\_NULL 以及 \*EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL 状态方程加以描述<sup>[12-13]</sup>,其关键字选项卡中的参数设置如表1和表2所示.线性多项式状态方程为

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E_0, \quad \mu = \frac{1}{V} - 1, \quad (1)$$

其中  $P$  为爆轰压;  $E_0$  为炸药的初始比内能,即单位体积内能;  $V$  为相对体积,即爆轰产物体积与炸药初始体积之比;线性多项式状态方程用于空气时,  $C_n$  为多项式系数,  $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0, C_4 = C_5 = \gamma - 1, \mu = \rho/\rho_0 - 1, \rho_0, \rho$  和  $\gamma$  分别为气体的初始密度、密度和绝热指数.

表1 MAT\_NULL关键字选项卡的参数设置

Table 1 MAT\_NULL keyword parameter settings

parameter	mass density $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	pressure cut off $P$	dynamic viscous coefficient $\delta$	relative volume for erosion in tension $V_T$
value	1 290	0	0	0
parameter	relative volume for erosion in compression $V_c$	Young's modulus $E / \text{Pa}$	Poisson's ratio $\nu$	
value	0	0	0	

表2 EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL关键字选项卡的参数设置

Table 2 EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL keyword parameter settings

parameter	polynomial equation coefficient							initial internal energy per unit reference specific volume $E_0 / (\text{J} \cdot \text{m}^{-3})$	initial relative volume $V_0$
	$C_0$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$		
value	0	0	0	0	0.40	0.40	0	2.5E+8	1.00

### 1.2.2 炸药材料模型

对于炸药,本文采用LS-DYNA提供的8号炸药材料模型 \*MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN 及其状态方程 \*EOS\_JWL 实现爆炸模拟,其关键字选项卡中的参数设置如表3和表4所示,JWL状态方程的  $P-V$  关系如下:

$$P = A \left( 1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left( 1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V}, \quad (2)$$

其中  $\omega, A, B, R_1, R_2$  为材料常数.

表3 MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN 关键字选项卡的参数设置  
Table 3 MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN keyword parameter settings

parameter	mass density $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	detonation velocity $v_D / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	Chapman-Jouget pressure $P_{CJ} / \text{Pa}$	beta burn flag $\beta$	bulk modulus $K / \text{Pa}$	shear modulus $G / \text{Pa}$	yield stress $R_c / \text{Pa}$
value	1.53E+3	6.93E+3	2.10E+10	0	0	0	0

表4 EOS\_JWL 关键字选项卡的参数设置  
Table 4 EOS\_JWL keyword parameter settings

parameter	state equation material constant				initial internal energy per unit reference specific volume		initial relative volume $V_0$
	$A / \text{Pa}$	$B / \text{Pa}$	$R_1$	$R_2$	$\omega$	$E_0 / (\text{J} \cdot \text{m}^{-3})$	
value	3.74E+11	3.23E+9	4.15	0.95	0.30	7E+9	1

1.2.3 混凝土材料模型

针对高应变率、大变形下的混凝土,本文采用 LS-DYNA 中提供的 111 号材料模型 \* MAT\_JOHNSON\_HOLMQUIST\_CONCRETE(J-H-C 模型).该模型是综合考虑了高应变率、大应变、高压效应,其等效屈服强度是应变率、压力及损伤的函数,而压力是体积应变(包括永久压垮状态)的函数,损伤累积是塑性体积应变、等效塑性应变及压力的函数<sup>[14-15]</sup>.该模型是对 Ottosen 混凝土四参数破坏准则模型的改进,其关键字选项卡中的参数设置如表 5 所示.

表5 MAT\_JOHNSON\_HOLMQUIST\_CONCRETE 控制卡片关键字设置  
Table 5 MAT\_JOHNSON\_HOLMQUIST\_CONCRETE keyword parameter settings

parameter	mass density $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	shear modulus $G / \text{Pa}$	normalized cohesive strength $a$	normalized pressure hardening $b$	strain rate coefficient $c$	pressure hardening exponent $N$	quasi-static uniaxial compressive strength $F_c / \text{Pa}$
	value	2.40E+3	1.49E+10	0.79	1.60	7.00E-3	0.61
parameter	maximum tensile hydrostatic pressure $T_{\max} / \text{Pa}$	reference strain rate $\dot{\epsilon} / \text{s}^{-1}$	amount of plastic strain before fracture $\epsilon_p$	normalized maximum strength $F_{\max} / \text{Pa}$	crushing pressure $P_{\text{crush}} / \text{Pa}$	crushing volumetric stain $\mu_{\text{crush}}$	locking pressure $P_{\text{lock}} / \text{Pa}$
	value	4.00E+6	0.001	0.01	7.00E+6	1.60E+7	0.001
parameter	locking volumetric strain $\mu_{\text{lock}}$	damage constant		pressure constant			failure type $F_s$
	value	0.10	$D_1$	$D_2$	$K_1$	$K_2$	$K_3$

J-H-C 模型的屈服面方程以规范化等效应力(真实应力和静态强度之比)描述:

$$\sigma^* = [A(1 - D) + BP^{*N}](1 + C \ln \dot{\epsilon}^*), \tag{3}$$

其中  $A, B, C, N$  均为材料常数;  $D$  为损伤因子;  $\sigma^* = \sigma/f_c, P^* = P/f_c, \dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0, \sigma$  为实际等效应力;  $P$  为实际压力;  $f_c$  为混凝土材料的单轴抗压强度;  $\dot{\epsilon}^*, \dot{\epsilon}, \dot{\epsilon}_0$  分别为等效应变率、真实应变率和参考应变率.

J-H-C 模型的累积损伤破碎模型的损伤因子  $D(0 \leq D \leq 1)$  表示如下:

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon_p + \Delta \mu_p}{\epsilon_p^f + \mu_p^f}, \tag{4}$$

其中  $\Delta \epsilon_p, \Delta \mu_p$  分别为等效塑性应变增量和等效体积应变增量;  $\epsilon_p^f, \mu_p^f$  分别为常压下破碎的等

效塑性应变和塑性体积应变。

J-H-C 模型压缩阶段的状态方程将压缩变形分为线弹性、塑性过度和压实三个阶段,状态方程公式为

$$P = \begin{cases} K\mu, & 0 \leq \mu \leq \mu_{crush}, \\ P_{crush} + (\mu - \mu_{crush})(P_{lock} - P_{crush})/(\mu_{lock} - \mu_{crush}), & \mu_{crush} < \mu < \mu_{lock}, \\ K_1\bar{\mu} + K_2\bar{\mu}^2 + K_3\bar{\mu}^3, & \mu \geq \mu_{lock}, \end{cases} \quad (5)$$

其中  $\mu$  为单元的体积应变;  $P_{crush}$  和  $\mu_{crush}$  分别为单轴压缩实验中混凝土的压碎压力和压碎体积应变;  $P_{lock}$  和  $\mu_{lock}$  分别为单轴压缩实验中混凝土的压实压力和压实体积应变;  $K, K_1, K_2, K_3$  为材料常数;  $\bar{\mu}$  为修正的体积应变,  $\bar{\mu} = (\mu - \mu_{lock}) / (1 + \mu_{lock})$ 。

### 1.2.4 钢材材料模型

在爆炸等高应变率作用下,钢材的动态屈服强度、瞬时应力等部分材料属性显著提高。本文选用 ANSYS/LS-DYNA 材料库中的 3 号非线性塑性材料模型,即 \* MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC 描述钢管在爆炸荷载作用下的动态特性<sup>[16-17]</sup>。该材料模型适用于包含应变率效应的各向同性塑性随动强化材料,其关键字选项卡中的参数设置如表 6 所示。

表 6 MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC 控制卡片关键字设置  
Table 6 MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC keyword parameter settings

parameter	mass density $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	Young's modulus $E / \text{Pa}$	Poisson's ratio $\nu$	yield stress $R_e / \text{Pa}$	tangent modulus $E_t / \text{Pa}$
value	7.83E+3	2.08E+11	0.30	2.925E+8	2.10E+9
parameter	hardening parameter $\beta$	strain rate parameter		failure strain for rate effect $F_s$	formulation for rate effect $V_p$
		$S_{RC}$	$S_{RP}$		
value	0	40	5.00	0.20	0

该模型考虑应变率的屈服条件为

$$\sigma_y = \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{1/P} \right] \left( \sigma_0 + \frac{\beta \epsilon_p^{\text{eff}} E_t E}{E - E_t} \right), \quad (6)$$

其中  $\sigma_0$  为初始屈服强度;  $C, P$  为材料常数;  $\beta$  为可调参数,  $\beta = 0$  为塑性随动强化模型,  $\beta = 1$  为等向强化模型;  $E, E_t$  分别为弹性模量和切线模量;  $\epsilon_p^{\text{eff}}$  为等效塑性应变,计算公式为

$$\epsilon_p^{\text{eff}} = \int_0^t \left( \frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p \right)^{1/2} dt,$$

$\dot{\epsilon}_{ij}^p$  为塑性应变率,塑性应变率等于总应变减去弹性应变率。

## 2 数值模型实验验证

我们采用足尺钢管混凝土圆柱的野外爆炸破坏实验,验证本文所建立数值模型的有效性。试件高度为 1 800 mm,钢管采用外径为 273 mm、壁厚为 7 mm 的热轧无缝钢管,如图 3 所示。本实验在某靶场内进行,实验工况如表 7 所示。爆源为三硝基甲苯,雷管引爆。采用钢管混凝土组合结构作为反力支撑系统,柱顶为铰结边界,柱底为刚性边界,实验布置如图 4 所示。为记录试件表面爆炸冲击波压力分布,在试件迎爆面和背爆面沿柱高分别布设 3 个超压传感器,3 个测点距离地面垂直距离分别为 0.38, 0.9, 1.7 m。下面会对爆炸破坏实验数据与数值模拟结果进行对比分析,以验证数值模型的有效性,故此处不再赘述实验结果。



表7 实验工况表  
Table 7 Test conditions

test	TNT equivalent $m/kg$	explosion height $H/m$	explosion distance $L/m$	scale distance $k/(m/kg^{1/3})$
test 1	3	0.9	1.6	1.1
test 2	50	0.9	0.7	0.19
test 3	50	0.9	0.5	0.14



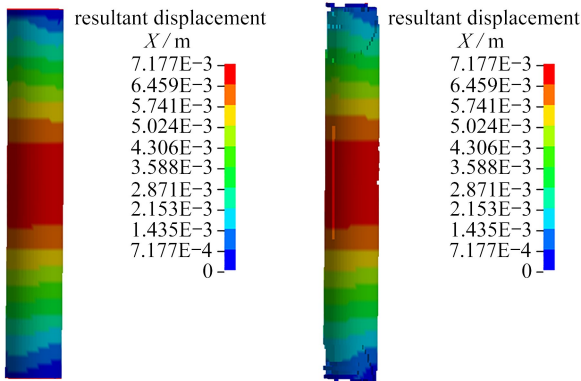
图3 试件实物图  
Fig. 3 Specimens



图4 野外实验布置图  
Fig. 4 The field test layout

### 2.1 残余位移对比验证

为验证本文数值模型的合理性以准确分析钢管混凝土柱在爆炸荷载作用下的动态响应,将构件残余位移的数值解与实验实测值进行对比,如表8所示.在爆炸荷载作用下,钢管混凝土柱的数值模拟破坏形态与实验破坏形态一致,均发生了弯曲变形.工况1试件没有发生明显破坏(图5),柱中点迎爆面的残余位移为8.0 mm,数值模拟结果为7.2 mm,误差为10%;工况2和工况3试件发生了明显破坏(图6、图7),柱迎爆面中间点的最大位移分别为93 mm和137 mm,数值模拟结果分别为90.3 mm和128.5 mm,误差分别为3%和6%.相比工况2和工况3,工况1的计算误差相对较大,这是由于工况1炸药当量较小,且试件并未发生明显破坏,因此绝对变形量较小,仅为8 mm,同时,室外静爆实验的测量也存在一定的误差.对于爆炸冲击类实验,三种工况的数值模拟误差均在10%以内,说明本文数值模拟方法可有效合理地模拟该类构件在爆炸荷载下的动态响应.



(a) 整体 (b) 核心混凝土  
(a) The overall model (b) The core concrete

图5 工况1试件残余位移云图

Fig. 5 Residual displacement nephograms in test 1

表 8 残余位移数值解与实验结果比较

Table 8 Comparison of residual displacements between calculation results and numerical solutions

	test result $X_s$ /mm	numerical solution $X_z$ /mm	$(X_s - X_z)/X_s$
test 1	8.0	7.2	0.10
test 2	93	90.3	0.03
test 3	137	128.5	0.06

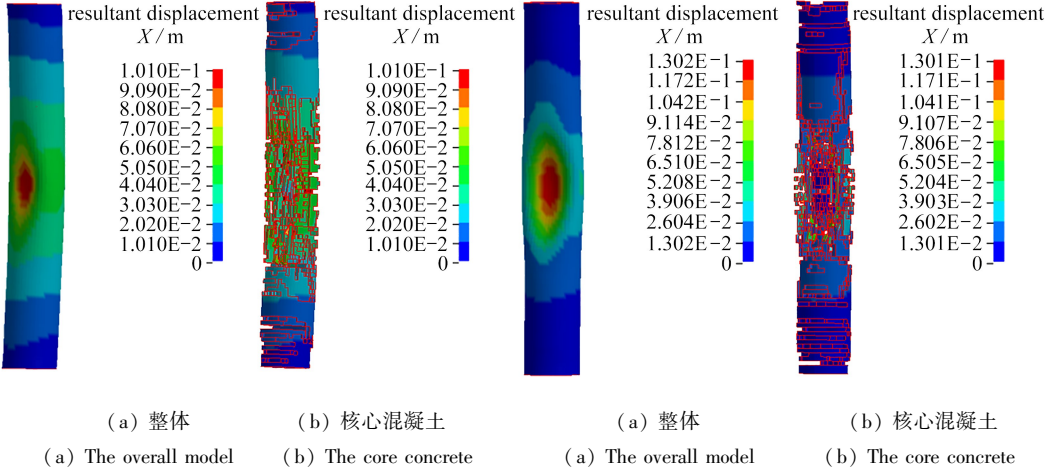


图 6 工况 2 试件残余位移云图  
Fig. 6 Residual displacement nephograms in test 2

图 7 工况 3 试件残余位移云图  
Fig. 7 Residual displacement nephograms in test 3

注 为了解释图中的颜色,读者可以参考本文的电子网页版本,后同。

### 2.2 反射超压验证

为了进一步验证本文数值计算方法的准确性和适用性,以工况 1 为例,将钢管混凝土柱迎爆面和背爆面柱顶、柱中和柱底的反射超压的数值模拟结果与实验实测值进行比较,如表 9 所示.钢管混凝土柱迎爆面和背爆面柱顶、柱中和柱底 6 个点的实测反射超压与数值模拟结果相近,计算误差均在 10%以内,进一步说明了本文数值模拟计算方法的准确性和适用性。

表 9 反射超压数值模拟结果与实验结果比较

Table 9 Comparison of reflective overpressures between calculation results and numerical solutions

test position	reflective overpressure		calculation error $\xi$ /%	
	test result $P_1$ /MPa	numerical solution $P_n$ /MPa		
front surface	column top	1.350	1.246	7.7
	column center	6.202	5.837	5.9
	column base	1.364	1.313	3.7
back surface	column top	0.401	0.368	8.2
	column center	0.448	0.416	7.1
	column base	0.361	0.347	3.9

## 3 参数化分析

上节已对所建立的数值模型进行了验证,结果充分表明此模型能够有效地模拟爆炸荷载作用下钢管混凝土柱动态响应情况,动态响应主要以柱中水平位移为指标.本节将运用参数化分析方法研究不同参数对钢管混凝土柱动态响应的影响,主要分析参数为截面形式、比例距

离、混凝土强度及钢材等级、截面形状特性等。

### 3.1 截面形式及比例距离

选取实验试件及等面积方形截面钢管混凝土柱为研究对象,不同截面形式及不同比例距离下迎爆面柱中点的位移时程曲线如图 8 和图 9 所示,相应的位移峰值及其发生时间如表 10 所示.结果表明,在钢材和混凝土用量相同的情况下,截面形式对钢管混凝土柱的抗爆性能具有显著影响,当比例距离相同时,由于抗弯刚度及迎爆面面积的原因,圆形钢管混凝土柱迎爆面柱中点位移明显小于方形钢管混凝土柱.可见,等面积原则下,圆形截面形式的抗爆性能较方形截面形式更好.同时,无论是圆形截面还是方形截面,比例距离对钢管混凝土柱在爆炸荷载作用下的位移均具有重要影响,且比例距离越小,响应位移越大。

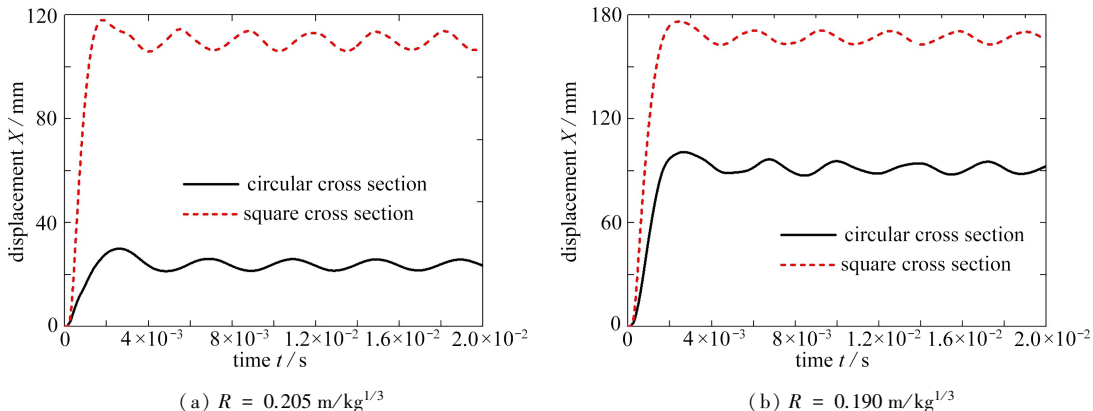


图 8 不同截面形式下柱迎爆面中间点的位移时程曲线

Fig. 8 Displacement histories at the column center for different section forms

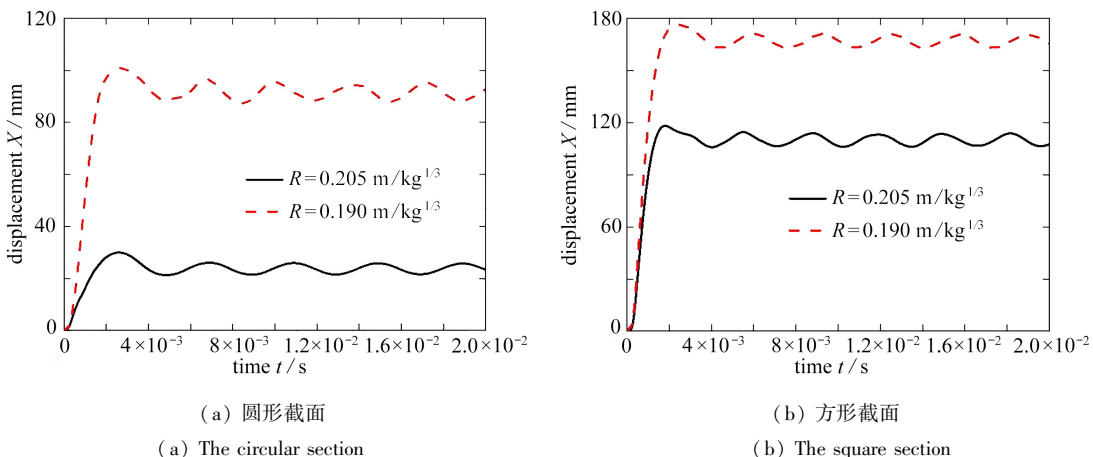


图 9 不同比例距离下柱迎爆面中间点的位移时程曲线

Fig. 9 Displacement histories at the column centers for different scale distances

表 10 不同截面形式下钢管混凝土柱动态响应峰值位移及发生时间

Table 10 Peak displacements and occurrence moments of concrete filled steel tubes for different section forms

parameter	circular cross section $R / (m/kg^{1/3})$		square cross section $R / (m/kg^{1/3})$	
	0.205	0.190	0.205	0.190
peak displacement $X_{peak} / mm$	30.0	100.9	118.2	176.3
occurrence moment $t_e / s$	$2.60 \times 10^{-3}$	$2.66 \times 10^{-3}$	$1.80 \times 10^{-3}$	$2.44 \times 10^{-3}$



### 3.2 混凝土及钢材强度等级

仍以实验试件及等面积方形截面钢管混凝土柱为研究对象,取比例距离为  $R = 0.190 \text{ m/kg}^{1/3}$ ,不同混凝土及钢材强度等级下,钢管混凝土柱迎爆面柱中位移时程曲线如图 10 和图 11 所示,相应的位移峰值及其发生时间如表 11 所示.由图 10 和 11 可知,无论采用圆形截面还是方形截面,混凝土和钢材的强度等级对钢管混凝土柱的抗爆性能均具有重要作用.对于圆形钢管混凝土柱,当混凝土强度为 C40,钢材从 Q235 提高到 Q420 时,迎爆面柱中峰值位移由 111.2 mm 降低为 103.6 mm,降低了 6.8%;当混凝土强度为 C80,钢材从 Q235 提高到 Q420 时,迎爆面柱中的峰值位移由 45.0 mm 降低为 29.6 mm,降低了 34%.由此可见,钢材对于钢管混凝土柱抗爆性能的影响与混凝土强度等级有关,混凝土强度等级越高,提高钢材强度对钢管混凝土柱抗爆性能的改善效果越好.反之亦然,混凝土强度等级对钢管混凝土柱抗爆性能的影响与钢材强度等级有关,钢材强度越高,提高混凝土强度对钢管混凝土柱抗爆性能的改善效果越好.由表 11 可看出,虽然与圆形钢管混凝土柱相比,钢材和混凝土强度等级对方形钢管混凝土柱抗爆性能的相互耦合影响的程度不甚明显,但是仍基本满足上述圆形钢管混凝土柱的结论,且随着钢材和混凝土强度等级的提高,方形钢管混凝土柱的抗爆性能均不断提高.

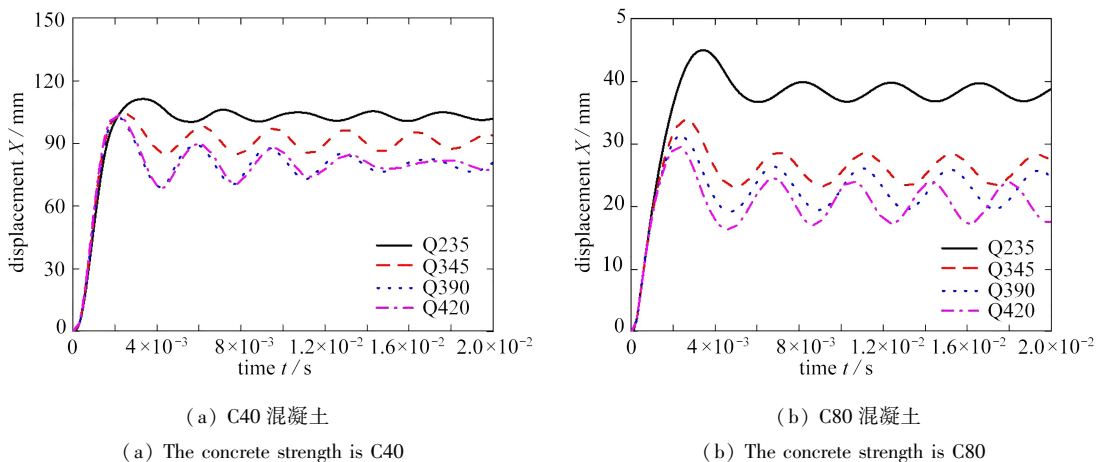


图 10 不同材料强度等级下圆柱迎爆面中间点的位移时程曲线

Fig. 10 Displacement histories at the column centers for different material strengths of circular-section columns

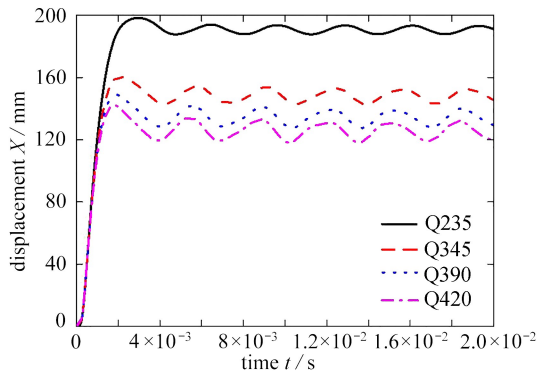
表 11 不同材料强度等级下位移峰值及其发生时间

Table 11 Peak displacements and occurrence moments of concrete filled steel tubes for different material strengths

parameter	steel strength grade with the circular section				steel strength grade with the square section			
	Q235	Q345	Q390	Q420	Q235	Q345	Q390	Q420
C40								
peak displacement $X_{\text{peak}} / \text{mm}$	111.2	104.2	102.8	103.6	198.2	160.5	148.9	142.1
occurrence moment $t_e / \text{s}$	$3.36 \times 10^{-3}$	$2.44 \times 10^{-3}$	$2.10 \times 10^{-3}$	$2.12 \times 10^{-3}$	$2.96 \times 10^{-3}$	$2.08 \times 10^{-3}$	$1.90 \times 10^{-3}$	$1.80 \times 10^{-3}$
C80								
peak displacement $X_{\text{peak}} / \text{mm}$	45.0	33.8	31.3	29.6	99.3	77.2	72.6	69.8
occurrence moment $t_e / \text{s}$	$3.44 \times 10^{-3}$	$2.64 \times 10^{-3}$	$2.34 \times 10^{-3}$	$2.26 \times 10^{-3}$	$2.86 \times 10^{-3}$	$2.26 \times 10^{-3}$	$1.84 \times 10^{-3}$	$1.76 \times 10^{-3}$

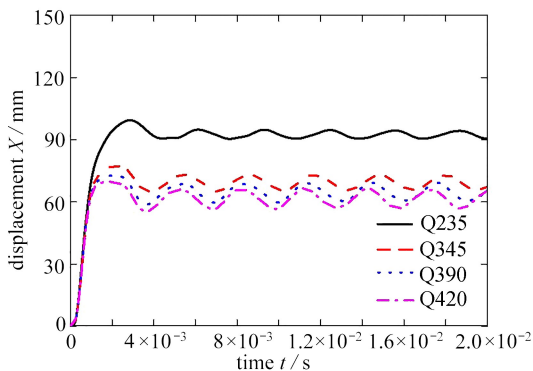
### 3.3 圆形截面径厚比

以实验试件为研究对象,取比例距离为  $R = 0.190 \text{ m/kg}^{1/3}$ ,不同径厚比下钢管混凝土柱迎爆面柱中位移时程曲线如图 12 所示,相应的位移峰值及其发生时间如表 12 所示.由图 12 可知,径厚比越大,钢管混凝土柱在爆炸荷载作用下的位移越大,即钢管混凝土柱的抗爆性能越差.



(a) C40 混凝土

(a) The concrete strength is C40



(b) C80 混凝土

(b) The concrete strength is C80

图 11 不同材料强度等级下方柱迎爆面中间点的位移时程曲线

Fig. 11 Displacement histories at the column centers for different material strengths of square section columns

表 12 不同径厚比下位移峰值及其发生时间

Table 12 Peak displacements and occurrence moments of concrete filled tubes for different radius-thickness ratios

radius thickness ratio $d/T$	39	34	30	27	23
peak displacement $X_{peak} / \text{mm}$	100.9	96.8	80.7	48.8	44.4
occurrence moment $t_e / \text{s}$	$2.66 \times 10^{-3}$	$2.44 \times 10^{-3}$	$2.12 \times 10^{-3}$	$1.58 \times 10^{-3}$	$1.44 \times 10^{-3}$

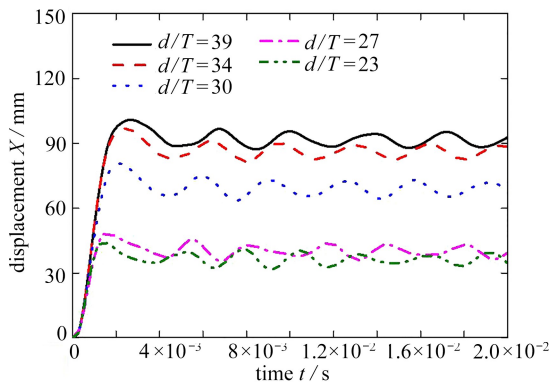


图 12 不同径厚比下柱迎爆面中间点的位移时程曲线

Fig. 12 Displacement histories at the column centers for different radius-thickness ratios

### 3.4 矩形截面长宽比

以实际工程中常用规格 250 mm×100 mm×7 mm 和 250 mm×150 mm×7 mm 的矩形钢管混凝土柱为研究对象,选取长宽比  $l/h$  分别为 2.5 和 1.6.取比例距离  $R = 0.190 \text{ m/kg}^{1/3}$ ,令矩形钢管混凝土柱的弱轴方向作为迎爆面,即钢管混凝土柱面积较大的面作为迎爆面,分析不同长宽比下,矩形钢管混凝土柱的抗爆性能,如图 13 和表 13 所示.由图 13 和表 13 可以看出,矩形截面的长宽比对矩形钢管混凝土柱的抗爆性能具有一定的影响.当长宽比  $l/h$  从 1.6 增大到 2.5 时,由于截面面积的增大,即混凝土和钢材用量的增多,矩形钢管混凝土柱迎爆面柱中的位移峰值略有降低,从 340.3 mm 降低到 326.8 mm,降低了 4.0%.由此可见,在一定范围内,矩形钢管混凝土柱的抗爆性能随截面长宽比的增大略有提高.

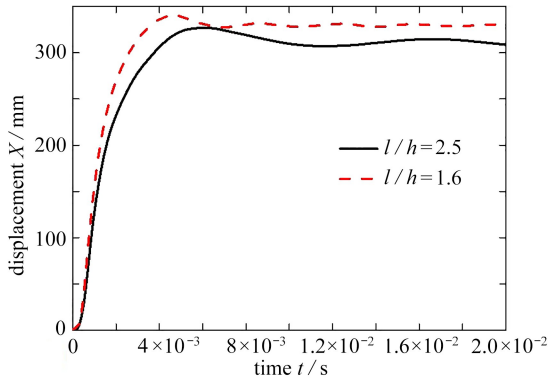


图 13 不同长宽比下矩形柱迎爆面中间点的位移时程曲线

Fig. 13 Displacement histories at the column centers for different length-width ratios of rectangular columns

表 13 矩形截面不同长宽比下位移峰值及其发生时间

Table 13 Peak displacements and occurrence moments of concrete filled steel tubes for different length-width ratios of rectangular columns

length-width ratio	2.5	1.6
peak displacement $X_{peak}$ /mm	326.8	340.3
occurrence moment $t_e$ /s	$6.10 \times 10^{-3}$	$4.64 \times 10^{-3}$

## 4 结 论

1) 本文所建立的数值模拟方法能够有效分析钢管混凝土柱在爆炸荷载作用下的动态响应.经足尺实验验证,柱中残余位移与柱面反射超压的数值解与实验实测值相比,误差均在10%以内.

2) 在等面积条件下,圆形截面钢管混凝土柱的抗爆性能优于方形截面.同时,比例距离对钢管混凝土柱的动态响应位移有较大影响,比例距离越小,响应位移越大.

3) 钢材对于钢管混凝土柱抗爆性能的影响与混凝土等级有关,混凝土强度等级越高,提高钢材强度对钢管混凝土柱抗爆性能的改善效果越明显.同时,钢材强度越高,提高混凝土对钢管混凝土柱抗爆性能的改善效果越好.

4) 减小圆形截面钢管混凝土柱的径厚比,增大矩形截面钢管混凝土柱的长宽比,均有助于提高钢管混凝土柱的抗爆性能.

### 参考文献(References):

[1] Department of the Army, Navy and the Air Force, USA. Structures to resist the effects of accidental explosions: UFC 3-340-02[S]. Washington DC, 2008.

[2] JAYASOORIYA R, THAMBIRATNAM D P, PERERA N J, et al. Blast and residual capacity analysis of reinforced concrete framed buildings[J]. *Engineering Structures*, 2011, 33(12): 3883-3495.

[3] 陈肇元. 爆炸荷载下的混凝土结构性能与设计[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.(CHEN Zhaoyuan. *Performance and Design of Concrete Structures Under Blast Loading*[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015.(in Chinese))

[4] 梁斌, 石啸海, 余春祥, 等. 装药驱动飞片引爆炸药性能影响参数分析[J]. 应用数学和力学,

- 2019, **40**(8): 893-909.(LIANG Bin, SHI Xiaohai, YU Chunxiang, et al. Analysis of effects on shock initiation performances for booster charge structure parameters[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2019, **40**(8): 893-909.(in Chinese))
- [5] 吕西林, 蒋欢军. 复杂高层建筑抗震与消能减震研究进展[J]. 建筑结构学报, 2010, **31**(6): 52-61.(LÜ Xilin, JIANG Huanjun. Research progress of earthquake resistance and energy dissipation of complex tall buildings[J]. *Journal of Building Structures*, 2010, **31**(6): 52-61.(in Chinese))
- [6] 韩林海. 钢管混凝土结构理论与实践[M]. 北京: 科学出版社, 2007.(HAN Linhai. *Theory and Practice of Concrete-Filled Steel Tubular Structure*[M]. Beijing: Science Press, 2007.(in Chinese))
- [7] FUJIKURA S, BRUNEAU M. Experimental investigation of seismically resistant bridge piers under blast loading[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2011, **16**(1): 63-71.
- [8] 唐彪. 钢筋混凝土墩柱的抗爆性能试验研究[D]. 硕士学位论文. 南京: 东南大学, 2016.(TANG Biao. Experiment investigation of reinforced concrete bridge piers under blast loading[D]. Master Thesis. Nanjing: Southeast University, 2016.(in Chinese))
- [9] 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]. 硕士学位论文. 南京: 东南大学, 2016.(LIU Lu. Experimental study of differently protective RC piers under blast loading[D]. Master Thesis. Nanjing: Southeast University, 2016.(in Chinese))
- [10] 宗周红, 唐彪, 高超, 等. 钢筋混凝土墩柱抗爆性能试验[J]. 中国公路学报, 2017, **30**(9): 51-60.(ZONG Zhouhong, TANG Biao, GAO Chao, et al. Experiment on blast-resistance performance of reinforced concrete piers[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2017, **30**(9): 51-60.(in Chinese))
- [11] 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 Shaoqing, KANG Jianguo, WANG Min, et al. *Engineering Applications of ANSYS/LS-DYNA in Explosion and Shock Field*[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011.(in Chinese))
- [12] 李岩汀, 徐绩青, 许锡宾, 等. 结构动力响应中急动度的计算[J]. 应用数学和力学, 2017, **38**(8): 922-931.(LI Yanting, XU Jiqing, XU Xibin, et al. A numerical method for calculation of structural jerk responses[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2017, **38**(8): 922-931.(in Chinese))
- [13] 段晓瑜, 崔庆忠, 郭永学, 等. 炸药在空气中爆炸冲击波的地面反射超压实验研究[J]. 兵工学报, 2016, **37**(12): 2277-2283.(DUAN Xiaoyu, CUI Qingzhong, GUO Yongxue, et al. Experimental investigation of ground reflected overpressure of shock wave in air blast[J]. *Acta Armamentarii*, 2016, **37**(12): 2277-2283.(in Chinese))
- [14] SHI Y C, HAO H, LI Z X. Numerical derivation of pressure-impulse diagram for prediction of RC column damage to blast loads[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, **35**(11): 1213-1227.
- [15] 张守中. 爆炸基本原理[M]. 北京: 国防工业出版社, 1988.(ZHANG Shouzhong. *Basic Principles of Explosion*[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1988.(in Chinese))
- [16] 杨仁树, 丁晨曦, 王雁冰, 等. 爆炸应力波与爆生气体对被爆介质作用效应研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, **35**(2): 3501-3506.(YANG Renshu, DING Chenxi, WANG Yanbing, et al. Action-effect study of medium under loading of explosion stress wave and explosion gas[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2016, **35**(2): 3501-3506.(in Chinese))

- [17] 杨明, 刘巨保, 岳欠杯, 等. 基于浸入边界-有限元法的流固耦合碰撞数值模拟方法[J]. 应用数学和力学, 2019, **40**(8): 880-892. (YANG Ming, LIU Jubao, YUE Qianbei, et al. Numerical simulation of fluid-solid coupling collision based on the finite element immersed boundary method[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2019, **40**(8): 880-892. (in Chinese))

## Numerical Simulation and Test Validation for Concreted Filled Steel Tube Columns Under Blast Loading

ZHAO Junhai, SUN Shanshan, DANG Huixue, LI Xinzhong  
(*School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, P.R.China*)

**Abstract:** Based on the LS-DYNA nonlinear finite element program and multi-material fluid-solid coupling method, the finite element model was developed to analyze dynamic responses and damage mechanisms of concreted filled steel tube (CFST) columns under blast loading, which were validated through comparison between simulated results and tested ones of the full-scale specimens. The effects of main parameters including the section form, the scale distance, the concrete strength, the steel strength and the section shape characteristics on the blast-resistant performance of the CFST columns were investigated with the finite element model. The results indicate that, the CFST columns have excellent anti-blast performances, and the proposed finite element model predicts the dynamic responses of the CFST columns under blast loading efficiently; the anti-blast performance of circular CFST columns is better than that of square ones; increasing the material strength and the length-width ratio of a rectangular CFST column can improve the blast-resistant performance, and decreasing the radius-thickness ratio of a circular CFST column also can promote that resistance.

**Key words:** structural engineering; concrete-filled steel tube column; blast loading; dynamic response

**Foundation item:** The National Natural Science Foundation of China(51878056)