第 25 卷 第 4 期
2011 年 8 月

高 压 物 理 学 报
CHINESE JOURNAL OF HIGH PRESSURE PHYSICS

Vol. 25, No. 4
Aug., 2011

文章编号：1000-5773(2011)04-0370-09

钢筋混凝土靶板在弹丸冲击及爆炸载荷下响应的数值模拟*

孟 阳，文鹤鸣

（中国科学技术大学中国科学院材料力学行为与设计重点实验室，安徽合肥 230027）

摘要：采用 HJC 混凝土损伤本构模型及 LS-DYNA 的流固耦合算法，分别对钢筋混凝土靶板在弹丸冲击和爆炸载荷作用下的响应进行了有限元数值模拟，其中模拟参数由实验数据拟合重新获取。将模拟结果与实验结果和经验公式进行对比分析，结果表明：数值模拟再现了弹体贯穿靶板过程中的开坑、隧道及漏斗碎裂区，计算得到的弹体弹道极限及残余速度与实验数据吻合较好；此外，数值模拟也很好地再现了炸药爆炸后冲击波的传播过程以及爆炸载荷作用下混凝土的破坏情况，模拟结果与实验现象具有良好的一致性。

关键词：钢筋混凝土靶板；弹丸撞击；爆炸加载；数值模拟

中图分类号：O347.1；O383 **文献标识码**：A

1 引 言

混凝土是一种多相复合材料，具有良好的易成形性、抗水耐火性、耐久性以及原料充沛、价格便宜等优点，在民用及军事工程领域都得到了广泛的应用。随着当前世界范围内地区冲突和恐怖活动的不断加剧，各种军事、民用建筑越来越多的成为战争和恐怖袭击的主要目标。随着高效毁伤技术的发展，精确制导、钻地弹以及各种炸弹袭击成为战争和恐怖袭击的主要方式，因此研究钢筋混凝土结构在冲击（侵彻）或爆炸载荷作用下的响应和破坏，不仅具有重要的理论意义，而且具有非常重要的现实意义。

由于冲击或爆炸作用的实验研究十分困难，并且费用高昂，因此数值模拟成为研究冲击或爆炸问题的有效手段。许多学者采用各种分析工具和方法对混凝土结构的冲击或爆炸问题进行了数值模拟研究，取得了较好的结果。冲击侵彻方面：Polanco-Loria 等人[1]对 HJC 本构模型进行了修正，拟合了相关参数，建立了二维有限元模型，并对弹丸侵彻混凝土靶板过程进行了数值模拟；武海军等人[2]对 TCK 本构模型进行了改进，利用 LS-DYNA 程序对钢筋混凝土靶板的穿透实验进行了数值模拟，取得了较好的结果；屈明、陈小伟[3]对弹丸撞击钢筋混凝土靶板不同位置时的侵彻过程进行了数值模拟，讨论了钢筋对侵彻作用的影响；王天运等人[4]建立了预应力钢筋混凝土安全壳的有限元模型，通过模拟不同着靶速度的弹丸的侵彻过程，分析着靶速度对结构的破坏形式和破坏区域的影响；何涛、文鹤鸣[5]建立了不同材料靶体的响应力函数，采用力函数代替靶体响应的方法，对动能弹在混凝土材料中的侵彻行为进行了研究。爆炸方面：Krauthammer 等人[6]对网格质量、重力加速度和加载量等参数对爆炸加载下钢筋混凝土结构的数值模拟结果的影响进行了分析；方秦等人[7]通过有限元法详细研究了钢筋混凝土梁结构在爆炸荷载作用下的动力响应特征和破坏形态；武海军等人[8]采用 HJC 本构模型和 TCK 本构模型分别描述混凝土的压缩和拉伸行为，并对炸药在钢筋混凝土靶板内部爆炸时产生的破坏效应进行了模

* **收稿日期**：2009-11-17；**修回日期**：2010-01-26

作者简介：孟 阳（1984－），男，硕士研究生，主要从事冲击动力学研究. E-mail：mengyang@mail.ustc.edu.cn

通讯作者：文鹤鸣（1965－），男，教授，博士生导师，主要从事冲击动力学研究. E-mail：hmwen@ustc.edu.cn

拟;Zhou 等人[9]对普通钢筋混凝土和高强度钢纤维混凝土在爆炸作用下的响应进行了数值模拟,并与实验结果进行了比较;Tu 和 Lu[10]对常用有限元软件中的混凝土本构模型进行了介绍,并选取两种本构模型对某一爆炸问题进行了数值模拟和对比分析。

本研究采用混凝土数值模拟中常用的 HJC 损伤本构关系,结合 Malvar 模型,建立钢筋混凝土靶板的有限元模型,对钢筋混凝土靶板在冲击或爆炸载荷作用下的响应和破坏进行数值模拟,并将模拟结果与相关实验结果进行对比分析。其中:在侵彻问题中着重研究弹丸的撞击速度对弹丸侵彻过程的影响;爆炸问题中则采用流固耦合算法,研究炸药近场爆炸对钢筋混凝土靶板的破坏。

2　钢筋混凝土侵彻的数值模拟

2.1　材料模型

HJC 模型[11]的等效屈服强度为

$$\sigma^* = [A(1-D)+Bp^{*N}][1+C\ln\varepsilon^*] \leqslant S_{\max} \tag{1}$$

式中:$\sigma^* = \sigma/f_c'$,f_c' 为无围压静态抗压强度;$p^* = p/f_c'$ 为归一化静水压力;$\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$ 为无量纲的应变率;D 为损伤度;A、B、N、C 和 $S_{\max}$ 均为材料常数。

材料的损伤累积可以用损伤度 D($0 \leqslant D \leqslant 1.0$)来表示,即

$$D = \sum \frac{\Delta\varepsilon_p + \Delta\mu_p}{D_1(p^* + T^*)^{D_2}} \tag{2}$$

式中:$\Delta\varepsilon_p$ 和 $\Delta\mu_p$ 分别为一个积分步长内单元的等效塑性应变增量和等效塑性体积应变增量,D_1、D_2 为材料的损伤常数,$T^* = T/f_c'$ 为材料所能承受的归一化最大拉伸压力。

静水压力与体积应变之间的关系可分为 3 个阶段:第 1 阶段为线弹性区,$p \leqslant p_{\text{crush}}$($p_{\text{crush}}$ 为准静态静水压缩下体积发生不可逆压缩时的压力临界值);第 2 阶段为过渡区,$p_{\text{crush}} \leqslant p \leqslant p_{\text{lock}}$($p_{\text{lock}}$ 为混凝土材料中孔隙被完全压实时的压力临界值);第 3 阶段为完全密实区,$p \geqslant p_{\text{lock}}$,该阶段的静水压力可表示为

$$p = K_1\bar{\mu} + K_2\bar{\mu}^2 + K_3\bar{\mu}^3 \tag{3}$$

式中:$\bar{\mu} = (\mu - \mu_{\text{lock}})/(1+\mu_{\text{lock}})$,$\mu = \rho/\rho_0 - 1$,$K_1$、$K_2$、$K_3$ 为状态方程参量。

根据 Malvar 模型[12],混凝土在准静态下的强度为 $3f_t$,可以得到 HJC 模型的强度参数 $A=0.25$。不考虑损伤和应变率效应时,根据 Hanchak 等人[13]在三轴实验中得到的剪切强度-压力关系,拟合得到 HJC 模型的强度参数 $B=1.42$、$N=0.65$。由拟合参数得到的 HJC 强度曲线与原参数下的 HJC 强度曲线及实验数据进行对比,如图 1 所示。可见,由于原 HJC 模型参数中 A 的取值过大,导致整个模型的屈服面略高于实验数据,相比之下,本研究拟合得到的参数与实验数据吻合得更好。

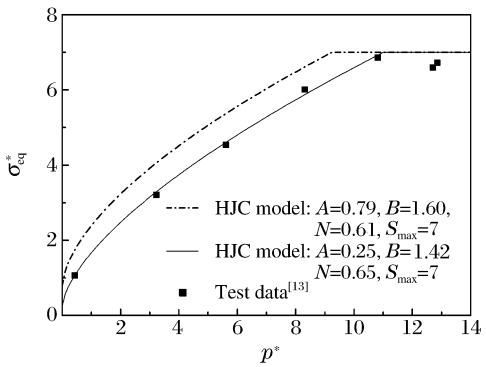


图 1　48 MPa 混凝土的剪切强度-压力曲线

Fig. 1　Shear strength-pressure curve for 48 MPa concrete

本研究以 Hanchak 等人[13]完成的卵形弹贯穿压缩强度为 48 MPa 的钢筋混凝土靶板为例,相应地,混凝土 HJC 模型的其它参数沿用 Holmquist[11]给出的参数,如表 1 所示。表 1 中:ρ_0 为混凝土密度,E 为弹性模量,ν 为泊松比,G 为剪切模量,$\varepsilon_{f,\min}$ 为损伤常数。

在 Hanchak 等人[13]的实验中弹体材料为 T-250 钢,因此模拟时弹丸采用 LS-DYNA[14]中的线弹塑性硬化模型 MAT_PLASTIC_KINEMATIC。弹丸和钢筋的材料模型参数列于表 2,其中:σ_y 为屈服应力,μ 为失效应变,E_p 为硬化模量,c、p 为 Cowper-Symonds 经验常数,β 为硬化参数。

表 1 48 MPa 混凝土的 HJC 本构模型参数

Table 1 HJC model parameters of 48 MPa concrete

$\rho_0/(\mathrm{g/cm^3})$	$E/(\mathrm{GPa})$	ν	$G/(\mathrm{GPa})$	A	B	C	N	$f_c/(\mathrm{GPa})$	$T/(\mathrm{GPa})$	$\dot{\varepsilon}_0/(\mu\mathrm{s}^{-1})$
2.44	35.70	0.2	14.86	0.25	1.42	0.007	0.65	0.048	0.004	10^{-6}
$p_{\mathrm{crush}}/(\mathrm{GPa})$	μ_{crush}	$S_{\max}$	$p_{\mathrm{lock}}/(\mathrm{GPa})$	μ_{lock}	D_1	D_2	$\varepsilon_{\mathrm{f,min}}$	$K_1/(\mathrm{GPa})$	$K_2/(\mathrm{GPa})$	$K_3/(\mathrm{GPa})$
0.016	0.001	7.0	0.80	0.10	0.04	1.0	0.01	85.0	−171.0	208.0

表 2 弹丸与钢筋材料模型参数

Table 2 Parameters of projectile and reinforcement

Materials	$\rho_0/(\mathrm{g/cm^3})$	$E/(\mathrm{GPa})$	$\sigma_y/(\mathrm{GPa})$	ν	μ	$E_p/(\mathrm{GPa})$	c	p	β
Projectile	8.00	210	1.72	0.30	2.0	2.0	1670	8.45	1
Steel reinforcement	7.85	200	0.40	0.30	0.8				0

2.2 有限元模型

本研究建立的钢筋混凝土靶板有限元模型按照实验[13]的实际配筋结构。根据弹丸和靶板的对称性，建立 1/4 模型，以减少计算量，其中靶板有限元模型以弹丸穿过的钢筋网孔为中心，如图 2 所示。钢筋直径为 5.61 mm，使用定义了接触面的圆柱体建模。弹丸、钢筋和混凝土均采用 Solid 164 单元划分网格，模型中节点总数为 159 670，单元总数为 143 728。对所建立的 1/4 模型进行对称处理，如图 3 所示。

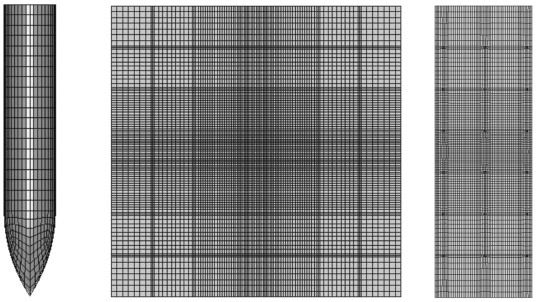


图 2 弹丸和靶板有限元模型

Fig. 2 Finite element models for projectile and target

对 1/4 模型的两个对称面施加对称约束，对两个边界面施加固支约束，上、下表面视为自由面。钢筋和混凝土之间采用绑定约束，不考虑相对滑移。弹丸与靶板之间采用面对面的侵蚀接触(ERODING_SURFACE_TO_SURFACE)，并与失效准则(MAT_ADD_EROSION)连用。设置负压、主应变及剪切应变的失效阈值以实现单元的删除。计算中，先针对某一撞击速度(如 606 m/s)调节计算参数，使计算得到的残余速度与实验结果一致，然后保持参数不变，进行不同撞击速度的数值模拟，获得残余速度。模拟时采用的负压、主应变及剪切应变的失效阀值分别为 4.5 MPa、1.0 和 0.5。

2.3 计算结果与分析

图 3 给出了撞击速度为 749 m/s 时不同时刻弹丸的侵彻深度及靶板的破坏形态。由图 3 可以大致得到混凝土靶板的侵彻贯穿过程：首先弹体撞击混凝土靶板表面，产生很大的冲击压力，形成一个锥形的初始弹坑；接着，弹体进入稳定侵彻阶段，形成圆柱形隧道区，并且在弹孔附近区域有裂纹产生；最后，混凝土靶板背面出现漏斗破碎区，弹体穿透靶板。

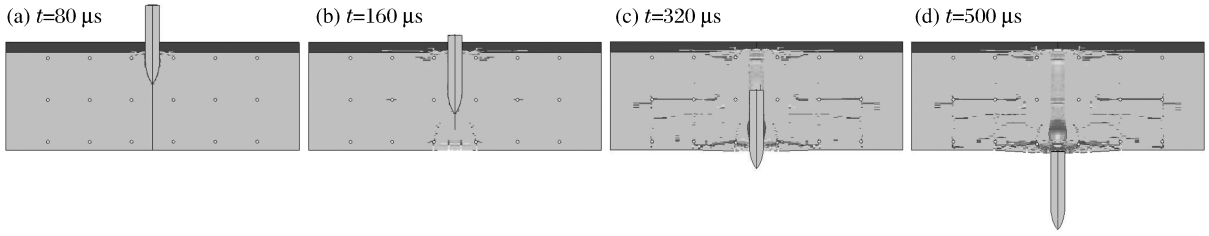
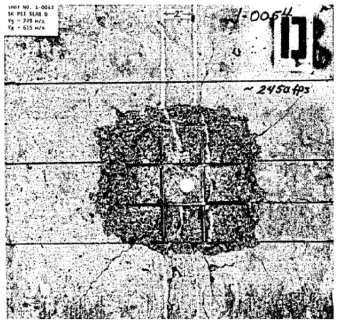


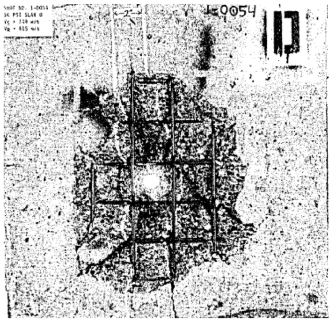
图 3 正撞击混凝土靶板时的侵彻过程(撞击速度为 749 m/s)

Fig. 3 Normal penetration of concrete target by a projectile (impact velocity is 749 m/s)

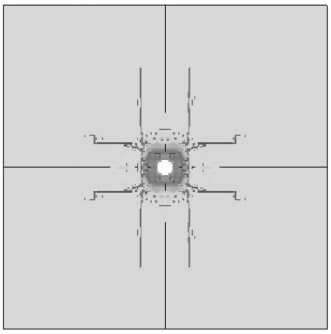
图 4(a)和图 4(b)为弹丸(撞击速度为 749 m/s)贯穿钢筋混凝土靶板后靶板正面及背面的实验结果,图 4(c)和图 4(d)则为相应的数值模拟结果。从图 4 中可以看出,靶板背面的破坏区域大于正面的破坏区域,数值模拟结果与实验现象吻合较好。



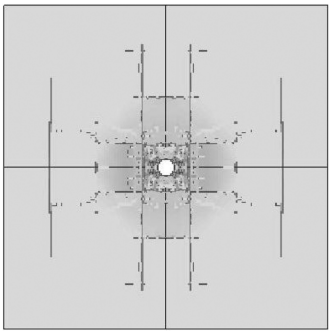
(a) Experimental result of the front side



(b) Experimental result of the rear side



(c) Simulated result of the front side



(d) Simulated result of the rear side

图 4　靶板表面破坏特征

Fig. 4　Surface failure patterns of target

图 5 给出了通过数值模拟得到的不同撞击速度下的残余速度以及 Hanchak 等人[13]的实验结果。可见:在弹道极限附近,即撞击速度较小时,数值模拟得到的残余速度略大于实验值;撞击速度较大时,两者吻合较好。

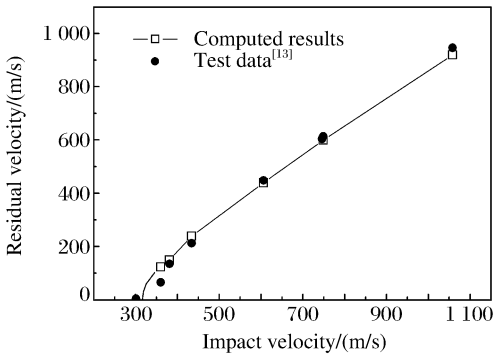


图 5　不同撞击速度下的残余速度

Fig. 5　Residual velocity-impact velocity curves

3　爆炸载荷下钢筋混凝土靶的数值模拟

3.1　材料模型

采用 2.1 节中的 HJC 本构模型来模拟混凝土靶在爆炸载荷作用下的行为。利用张凤国等人[15]的方法确定了 50 MPa 混凝土的 HJC 模型参数,如表 3 所示。单元的删除仍然采用负压、主应变及剪切应变的失效阈值来实现,阈值分别为 4.5 MPa、1.0 和 0.5。

钢筋采用 2.1 节中的随动硬化材料模型,钢筋密度为 7.85 g/cm^3,弹性模量为 200 GPa,泊松比为 0.3,屈服强度为 550 MPa,切线模量为 2.1 GPa。

应用 MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型来描述炸药材料特性。爆轰产物压力、内能及相对体积采用 JWL 状态方程描述

$$p = A(1-\omega\eta/R_1)\mathrm{e}^{-R_1/\eta} + B(1-\omega\eta/R_2)\mathrm{e}^{-R_2/\eta} + \omega\rho e \tag{4}$$

式中:A、B 为常数;R_1、R_2、ω 为实验拟合参数;$\eta=\rho/\rho_0$,ρ 为密度,ρ_0 为初始密度;e 为比内能。所用的

Comp B 炸药的材料参数如表 4 所示[9]。

空气采用 NULL 材料模型及 LINEAR_POLYNOMIAL 状态方程描述。线性多项式状态方程为

$$p = C_0 + C_1V + C_2V^2 + C_3V^3 + (C_4 + C_5V + C_6V^2)E \tag{5}$$

式中:p 为压力,E 为单位体积内能,V 为相对体积。当线性多项式状态方程用于空气模型时,$C_0 = -0.1$ MPa,$C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$,$C_4 = C_5 = 0.4$。空气密度取 1.3×10^{-3} g/cm^3。

表 3 50 MPa 混凝土的 HJC 本构模型参数

Table 3 HJC model parameters of 50 MPa concrete

ρ_0/(g/cm^3)	E/(GPa)	ν	G/(GPa)	A	B	C	N	f_c/(GPa)	T/(GPa)	$\dot{\varepsilon}_0$/(μs^{-1})
2.314	33.85	0.2	14.1	0.79	1.60	0.007	0.61	0.05	0.004	10^{-6}
p_{crush}/(GPa)	μ_{crush}	S_{max}	p_{lock}/(GPa)	μ_{lock}	D_1	D_2	$\varepsilon_{f,min}$	K_1/(GPa)	K_2/(GPa)	K_3/(GPa)
0.0167	8.9×10^{-4}	7.0	0.83	0.18	0.04	1.0	0.01	85.0	−171.0	208.0

表 4 Comp B 炸药的材料参数

Table 4 Parameters of Comp B explosive

ρ_0/(g/cm^3)	D/(km/s)	p_{CJ}/(GPa)	A/(GPa)	B/(GPa)	R_1	R_2	ω
1.71	7.79	28.3	524.3	7.67	4.2	1.1	0.34

3.2 有限元模型

钢筋混凝土靶板模型结构按照实验的实际配筋结构[9],混凝土内布置上下两层直径为 16 mm 的单向光圆钢筋,上层钢筋间距为 150 mm,下层钢筋间距为 75 mm。钢筋和混凝土均采用 SOLID 164 单元实体建模。为了便于观察爆炸冲击波的作用,采用 Euler 描述空气及 TNT 炸药,用 Lagrange 描述钢筋混凝土靶板,再通过流固耦合 * CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 来实现两种网格之间的相互作用。为了节约计算资源,根据模型的对称性,建立 1/4 模型。在两个对称面上施加对称约束,短边边界采用固支约束。实验中炸药为圆柱形药包,其轴线平行于靶板的短边,因此计算时炸药从端部起爆。图 6 为钢筋混凝土靶板和炸药的实验配置示意图。图 7 为 xz 面、yz 面经对称处理后的钢筋混凝土靶和炸药的有限元模型。

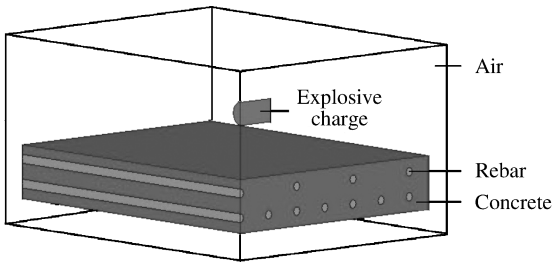


图 6 1/4 有限元模型图

Fig. 6 1/4 finite element model

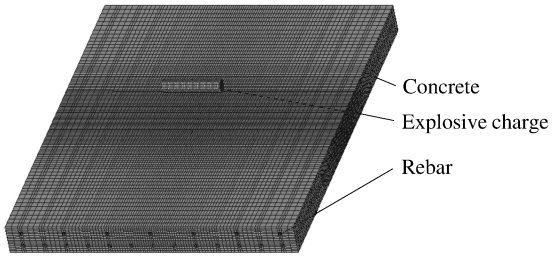
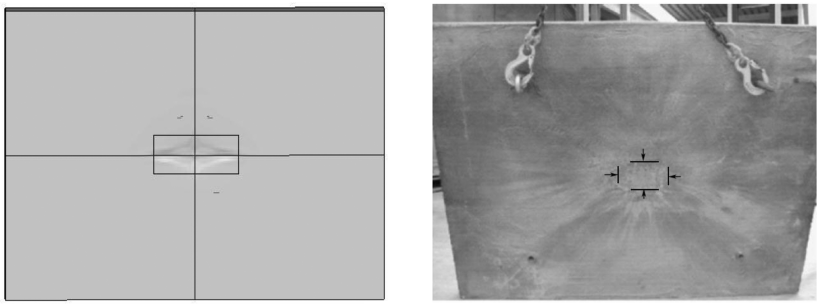


图 7 炸药及钢筋混凝土网格

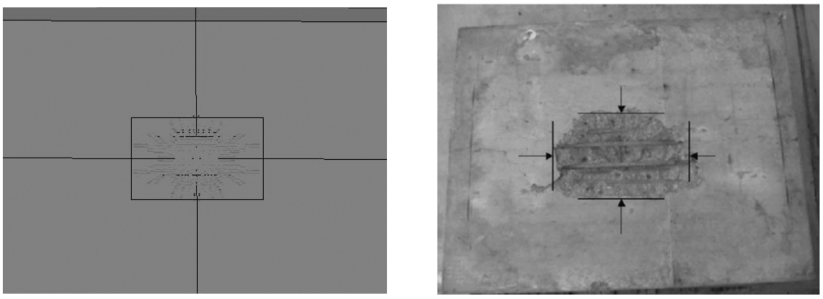
Fig. 7 Mesh of explosive and reinforced concrete slab

3.3 计算结果与分析

图 8 给出了数值模拟得到的靶板破坏图像和实验观测照片[9],其中图 8(a)为爆炸后钢筋混凝土靶板正面的破坏图像,图 8(b)为靶板背面的破坏图像。从图 8 中可以看出:靶板的迎爆面中心区域有一个面积较小的爆炸坑,这是由于靶板受到爆炸冲击波压缩作用而产生的;靶板背面出现了一个较大的开裂区域,部分混凝土出现了崩落,致使内部钢筋露出,并且在破坏区域外围有许多向周围扩展的裂纹,这是因为当爆炸荷载产生的应力波在钢筋混凝土中传播至背爆面的自由面时,产生了强拉伸波,由于混凝土的抗拉强度比较小,因而造成了靶板背面产生较大的破坏和开裂区域。



(a) Failure patterns of the front side

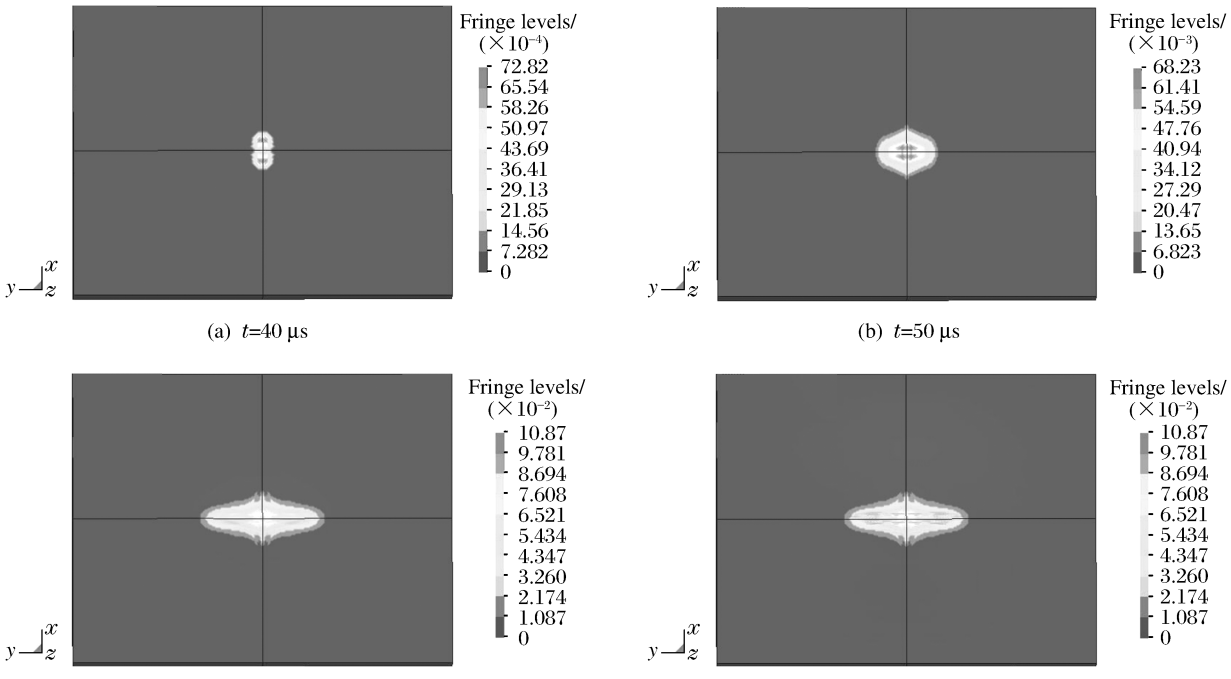


(b) Failure patterns of the rear side

图 8　爆炸载荷下靶板表面的破坏特征

Fig. 8　Surface failure patterns of target under explosive loading

图 9 给出了钢筋混凝土靶板迎爆面不同时刻的损伤分布云图。可以看出:在爆炸的开始阶段,爆炸冲击波到达钢筋混凝土靶板后,首先会在靶板中心区域产生损伤,随着时间的延长,损伤范围越来越大,



(a) t=40 μs　(b) t=50 μs

(c) t=90 μs　(d) t=300 μs

图 9　混凝土靶板迎爆面不同时刻的损伤分布

Fig. 9　Damage distribution of the front side of concrete target at different time

并且损伤范围的增长速度很快,损伤主要集中在药包周围区域。炸药起爆后约 90 μs 时,损伤范围不再扩大,也就是说,由炸药爆炸引起的压缩应力波已经衰减到只能引起周围混凝土介质的弹性变形,不能再造成介质的破坏。这主要是因为计算中炸药的当量有限,产生的爆轰气体的压力峰值是有限的,一旦应力峰值在某处衰减到低于混凝土强度后,就不能再诱发损伤了。

图 10 为不同时刻靶板剖面的损伤分布图。可以看出,冲击波到达靶板后,首先会在靶板迎爆面中心区域产生损伤,并且随着时间的推移损伤区域逐渐扩大并向下层混凝土扩展;爆炸冲击波到达靶板背爆面后,在自由面反射形成拉伸波,造成靶板背面的拉伸碎裂;经过一定时间后,靶板正面的损伤区域不再扩大,而靶板背面的碎裂区域仍在扩展,最后靶板中心下层钢筋外侧的混凝土几乎完全崩落。

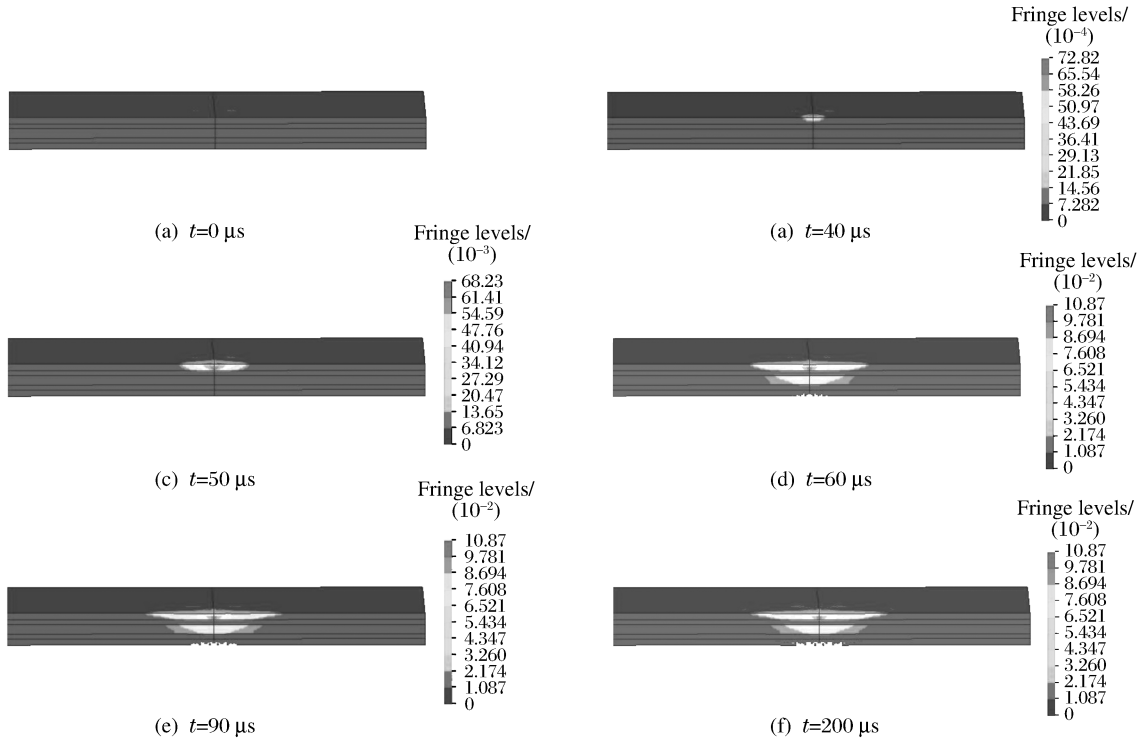


图 10 混凝土靶板剖面不同时刻的损伤分布

Fig. 10 Damage distribution across the thickness of concrete target at different time

通过模拟靶板的破坏状态发现,靶板背爆面的破坏通常要比迎爆面严重。而靶板内部炸药中心对应的迎爆面处的压力数值达到 170 MPa,而背爆面压力则只有 4 MPa,即爆炸冲击波到达靶板后在靶板内部衰减很快。但是,由于压缩冲击波到达靶板背爆面后会在自由表面反射形成拉伸波,而混凝土的拉伸强度远远小于压缩强度,与反射拉伸波在同一量级,因此靶板背爆面的破坏程度比迎爆面严重。在钢筋混凝土结构的防护设计中应考虑到这一特点,适当在背爆面增加配筋率。

4 结 论

采用 HJC 混凝土损伤本构模型,分别对钢筋混凝土靶板在弹丸冲击和爆炸载荷作用下的响应进行了有限元数值模拟,并将模拟结果与实验结果和经验公式进行了对比分析。在弹丸侵彻的数值模拟中:建立的模型和选取的参数很好地再现了靶板的开坑、隧道及漏斗碎裂区,计算得到的弹体弹道极限及残余速度结果与实验数据吻合较好。在爆炸数值模拟中:模拟得到的靶板破坏状态与实验现象具有良好的一致性,即靶板背爆面的破坏程度比迎爆面严重,这要归因于混凝土的拉伸强度远远低于压缩强度。研究结果可以为 HJC 混凝土本构模型参数的选取以及混凝土材料的冲击或爆炸问题的数值模拟提供一定参考。

References:

[1] Polanco-Loria M, Hopperstad O S, Børvik T, et al. Numerical Predictions of Ballistic Limits for Concrete Slabs Using a Modified Version of the HJC Concrete Model [J]. Int J Impact Eng, 2008, 35(5): 290-303.

[2] Wu H J, Huang F L, Jin Q K, et al. Numerical Simulation on Perforation of Reinforced Concrete Targets [J]. Explosion and Shock Waves, 2003, 23(6): 545-550. (in Chinese)
武海军,黄风雷,金乾坤,等. 弹体贯穿钢筋混凝土数值模拟 [J]. 爆炸与冲击,2003,23(6):545-550.

[3] Qu M, Chen X W. Numerical Simulations on Perforation of Reinforced Concrete Targets [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(4): 341-349. (in Chinese)
屈　明,陈小伟. 钢筋混凝土穿甲的数值模拟 [J]. 爆炸与冲击,2008,28(4):341-349.

[4] Wang T Y, Ren H Q, Zhang L J, et al. Numerical Simulation of General Bomb Penetration into Pre-Stress Reinforced Concrete Containment [J]. Engineering Mechanics, 2005, 22(5): 126-130. (in Chinese)
王天运,任辉启,张力军,等. 常规装药侵彻预应力钢筋混凝土安全壳数值模拟 [J]. 工程力学,2005,22(5):126-130.

[5] He T, Wen H M. Determination of the Analytical Forcing Function of Target Response and Its Applications in Penetration Mechanics [J]. Journal of University of Science and Technology of China, 2007, 37(10): 1249-1261. (in Chinese)
何　涛,文鹤鸣. 靶体响应力函数的确定方法及其在侵彻力学中的应用 [J]. 中国科学技术大学学报,2007,37(10):1249-1261.

[6] Krauthammer T, Otani R K. Mesh, Gravity and Load Effects on Finite Element Simulations of Blast Loaded Reinforced Concrete Structures [J]. Comput Struct, 1997, 63(6): 1113-1120.

[7] Fang Q, Liu J C, Zhang Y D, et al. Finite Element Analysis of Failure Modes of Blast-Loaded R/C Beams [J]. Engineering Mechanics, 2001, 18(2): 1-8. (in Chinese)
方　秦,柳锦春,张亚栋,等. 爆炸荷载作用下钢筋混凝土梁破坏形态有限元分析 [J]. 工程力学,2001,18(2):1-8.

[8] Wu H J, Huang F L, Fu Y S, et al. Numerical Simulation of Reinforced Concrete Breakage under Internal Blast Loading [J]. Journal of Beijing Institute of Technology, 2007, 27(3): 200-204. (in Chinese)
武海军,黄风雷,付跃升,等. 钢筋混凝土中爆炸破坏效应数值模拟分析 [J]. 北京理工大学学报,2007,27(3):200-204.

[9] Zhou X Q, Kuznetsov V A, Hao H, et al. Numerical Prediction of Concrete Slab Response to Blast Loading [J]. Int J Impact Eng, 2008, 35(10): 1186-1200.

[10] Tu Z G, Lu Y. Evaluation of Typical Concrete Material Models Used in Hydrocodes for High Dynamic Response Simulations [J]. Int J Impact Eng, 2009, 36(1): 132-146.

[11] Holmquist T J, Johnson G R, Cook W H. A Computational Constitutive Model for Concrete Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Pressures [A]//Proceedings of the 14th international Symposium on Ballistics [J]. Quebec, Canada, 1993: 591-600.

[12] Malvar L J, Crawford J E, Wesevich J W, et al. A Plasticity Concrete Material Model for DYNA3D [J]. Int J Impact Eng, 1997, 19(9-10): 847-873.

[13] Hanchak S J, Forrestal M J, Young E R, et al. Perforation of Concrete Slabs with 48 MPa (7 ksi) and 140 MPa (20 ksi) Unconfined Compressive Strengths [J]. Int J Impact Eng, 1992, 12(1): 1-7.

[14] Hallquist J O. LS-DYNA3D Theoretical Manual [Z]. Livermore, California, USA: Livermore Software Technology Corporation, 1997.

[15] Zhang F G, Li E Z. A Method to Determine the Parameters of the Model for Concrete Impact and Damage [J]. Journal of Ballistics, 2001, 13(4): 12-16. (in Chinese)
张凤国,李恩征. 混凝土撞击损伤模型参数的确定方法 [J]. 弹道学报,2001,13(4):12-16.

Numerical Simulation of the Response of Reinforced Concrete Slabs to Projectile Impact or Explosive Loading

MENG Yang, WEN He-Ming

(*CAS Key Laboratory for Mechanical Behavior and Design of Materials, University of Science and Technology of China, Hefei* 230027, *China*)

Abstract: Numerical simulation is first conducted herein of the perforation of reinforced concrete slabs by an ogival-nosed projectile using LS-DYNA. The triaxial test data reported in this paper for the 48 MPa concrete are used to determine the values of the parameters employed in the Holmquist-Johnson-Cook (HJC) model. It is shown that the numerical simulations correlate well with the experimental observations in terms of ballistic limit, residual velocity, impact crater, penetration tunnel and scabbing crater. The response of reinforced concrete slabs to explosive loading is also studied numerically by the fluid-solid coupled method of LS-DYNA. The simulation reproduces the transient process of the shock wave and the main rupture process of the slabs. The numerically obtained pressure-time histories are found to be in reasonable agreement with those predicted by the empirical equations; the failure patterns obtained by the numerical simulation are found to be similar to those obtained experimentally.

Key words: reinforced concrete slab; projectile impact; explosive loading; numerical simulation