文章编号：1000-5773(2006)04-0337-08

冲击载荷下混凝土本构模型构建研究*

王 政[1,2]，倪玉山[2]，曹菊珍[1]，张 文[2]

(1. 北京应用物理与计算数学研究所，北京 100088；
2. 复旦大学力学与工程科学系，上海 200433)

摘要：在对混凝土动态力学性能和现有本构模型综合分析的基础上，构建了一个新的适用于冲击响应问题数值分析的混凝土本构模型。该本构模型全面考虑了压力、应力第三不变量、变形的硬化和软化、应变率强化以及拉伸损伤等各个影响因素。将其加入 LTZ-2D 程序，确定了本构模型参数，对混凝土靶板的穿透问题进行了数值验证分析。计算得到的弹体剩余速度同实验结果基本一致，同时得到了混凝土靶板破裂的计算图像。计算结果及其分析表明，所构建的本构模型能够较好地反映冲击载荷作用下混凝土动态响应的主要特性。

关键词：冲击动力学；混凝土；本构模型
中图分类号：O383.3 **文献标识码**：A

1 引 言

在高速碰撞等冲击载荷作用下混凝土动态响应问题的数值模拟研究中，混凝土的本构模型研究是一个极其重要而又非常困难的课题。混凝土的物理和力学性能受周围环境和加载条件的影响很大，在分析冲击载荷作用下混凝土的本构模型时必须针对工程问题的具体特点。在冲击载荷作用点附近，混凝土介质处于大变形、高应变率和高静水压力状态。在远离载荷作用处，围压效应减弱而多轴应力效应非常明显，介质处于复杂应力状态。另外，在自由边界处，压缩应力波会反射形成拉伸卸载应力波，介质内部会发生压缩和拉伸应力波的相互作用。压缩应力和拉伸应力在材料内部作用时产生不同性质和不同程度的内部损伤和破坏，对材料性能产生复杂的影响。因此，适用于冲击问题的混凝土本构模型需要包含对动态效应、内部拉伸和压损伤以及各种复杂应力状态等影响因素的合理描述。

LTZ-2D 是国内自主开发研制的一个二维拉氏有限元弹塑性流体力学程序，经过多年逐步完善，已经有效应用于各种复杂几何与边界条件的多介质动力学响应问题的分析。目前 LTZ-2D 程序中主要有脆性材料模型、Gold 模型和 JH 模型等几种混凝土本构模型[1]。其它已经用于数值模拟冲击问题的混凝土本构模型主要有 Forrestal 模型[2]、RHT 模型[3]和 Malvar 模型[4]等，国内外许多学者在以上模型的基础上进行了本构模型改进以及相关数值模拟分析的研究工作。以上混凝土本构模型能够适当反映冲击载荷作用下混凝土的强度效应。据此数值模拟诸如弹体对混凝土靶板的碰撞侵彻等问题时，可以得到同实验结果符合较好的弹体剩余速度或靶体中的侵彻深度等计算结果，但是很难得到对混凝土介质的损伤和破裂情形(如众多的大小裂纹以及混凝土靶板正面和背面的碎裂现象等)的有效描述。为对防护工程以及多级弹体对混凝土介质的冲击等许多实际问题进行更有效的数值模拟分析，迫切需要构建能够更好地描述冲击载荷下混凝土动态力学性能的本构模型。

* **收稿日期**：2005-11-09；**修回日期**：2006-03-09
基金项目：NSAF 基金项目(10576010)；中国工程物理研究院科学技术基金(20060106)
作者简介：王 政(1972—)，男，博士，副研究员，主要从事高速碰撞理论与数值模拟研究. E-mail: wang_zheng@iapcm.ac.cn

2 构建混凝土本构模型

2.1 三极限面方法

混凝土的力学性能实验表明,在加载(尤其是有围压的压缩加载)过程中,其应力在加载和卸载过程中有弹性、非线性硬化和非线性软化三个阶段。与此相对应,有侧向约束时应力应变曲线中有初始屈服强度、最大强度和残余强度三个特征点,如图 1 所示。Malvar 和 RHT 模型都提出利用应力空间的三个极限面,即初始屈服强度面、最大强度面和残余强度面来对应这三个特征点,如图 2 所示。应力在初始屈服强度面以内为弹性过程,超过初始屈服强度而到达最大强度之前是硬化过程,经过最大强度后是软化过程。

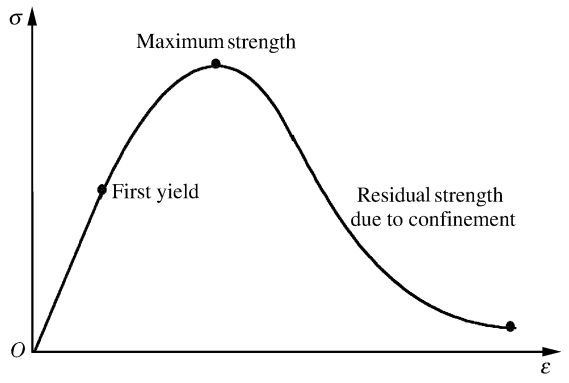


图 1 应力应变关系曲线

Fig. 1 Stress and strain relation curve

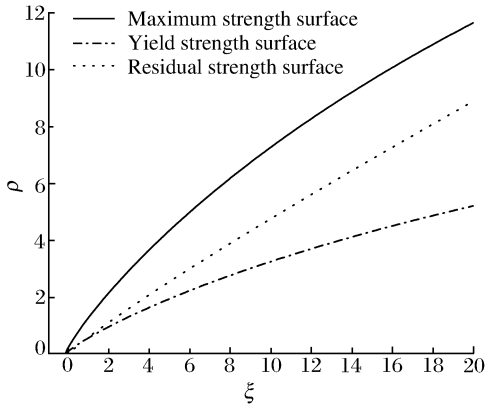


图 2 三个极限面(压缩子午线)

Fig. 2 Three limit surface(compressive meridian)

从工程应用的角度而言,三极限面的方法能够简洁而有效地描述混凝土应力状态的非线性变化,因此本研究构建的本构模型也建立在三极限面的基础之上。关键是要确定适当的极限面,以及确定应力在各极限面之间的变化方式以反映硬化和软化过程。以下对压力、应力第三不变量、变形的硬化和软化、应变率以及拉伸损伤等影响因素逐次进行分析并确定各个极限面模型。

2.2 确定极限面

为便于分析,通常将三维应力空间的极限面 $F(\sigma_{ij})=0$ 无变形地投影到反映形状改变和体积改变的二维 ξ、ρ 坐标面上,分析极限面投影曲线 $f(\rho,\xi)=0$,确定参数及进行应力迭代计算后再转化为偏应力 s_{ij}、压力 p 及总应力 σ_{ij} 等。其中

$$\xi=-I_1\Big/\left(\sqrt{3}\,f_c\right),\quad I_1=\sigma_{ij}\delta_{ij} \tag{1}$$

$$\rho=\sqrt{2J_2}\Big/f_c,\quad J_2=\frac{1}{2}s_{ij}s_{ij},\quad s_{ij}=\sigma_{ij}-\frac{1}{3}\sigma_{kk}\delta_{ij} \tag{2}$$

f_c 是无约束抗压强度。

构建极限面的主要步骤是:

(1) 首先考虑压力对三个极限面的影响效应

最大强度极限面及其参数的确定主要通过力学性能实验来确定。描述混凝土最大强度与压力关系的方法很多,本研究采用过-王准则形式[5]

$$\rho_m(\xi)=a_m[(b+\xi)/(c+\xi)]^n \tag{3}$$

式中:参数 $b=\sqrt{3}T^*$,$T^*=T/f_c$,T 为三向等拉强度,其它参数 a_m、c 及 n 由各种围压条件下材料力学性能实验拟合确定。选用(3)式的好处是它能使极限面经过三向等拉点、压力极大后强度有极值(a_m)。而且,同以上提到的 JH 模型、RHT 模型和 Malvar 模型等相比,(3)式能更好地拟合低压区和负压区的实验数据。图 3 中压缩子午线即为由(3)拟合得到的,图 3(a)中拟合的压缩子午线在较大的球应力区域中与实验数据符合得很好,图 3(b)中可以清楚地看到压缩子午线基本经过了单轴压缩和双轴拉伸、

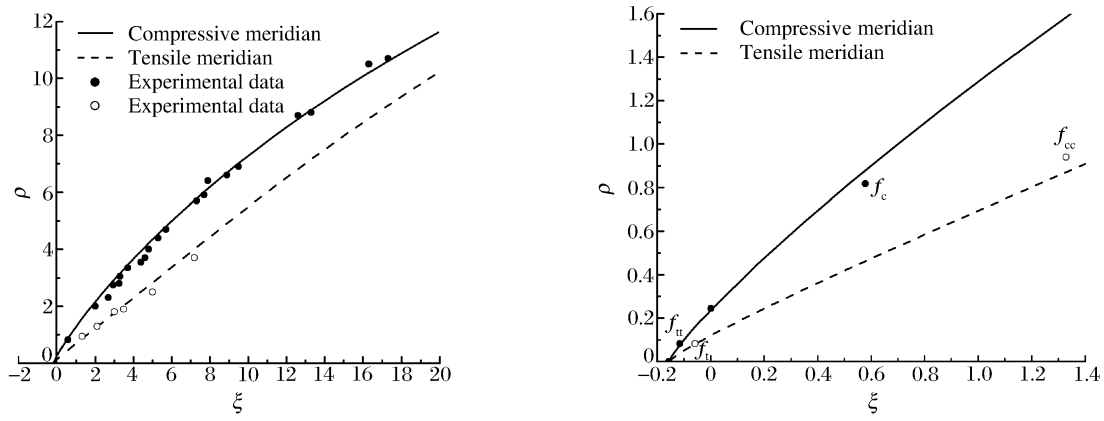
以及三轴拉伸等几个实验特征点。图 3(a)中实验数据来自文献[4]。

为了尽量减少参数,初始屈服面和残余强度极限面分别取为(4)式和(5)式

$$\rho_y(\xi)=a_y[(b+\xi)/(c+\xi)]^n \tag{4}$$

$$\rho_r(\xi)=a_r\xi^m \tag{5}$$

式中:a_y、a_r 和 m 为参数。



(a) Pressure is in a larger range　　(b) Local enlarged curve

图 3　压缩和拉伸子午线

Fig. 3　Compressive and tensile meridians

(2) 分析应力第三不变量的影响即八面体剪应力方位角效应

混凝土作为脆性材料的主要特性就是抗拉强度比抗压强度小,因此其在应力空间的极限面不再是关于静水压力轴对称的曲面。即极限面在偏应力平面上即 π 平面上的投影不是圆,而同偏离主应力轴在 π 平面上的投影线的角度 θ(即八面体剪应力方位角)有关。θ 由(6)式确定,θ 体现了应力第三不变量的影响

$$\cos(3\theta)=\frac{3\sqrt{3}J_3}{2J_2^{3/2}},\quad J_3=\frac{1}{3}s_{ij}s_{jk}s_{ki} \tag{6}$$

θ 为 π/3 时确定压缩子午线,θ 为零时确定拉伸子午线。不同围压条件下混凝土材料呈现出不同程度的脆性,因此拉伸子午线与压缩子午线之比 $e(\xi)$是随球应力不断变化的。通常认为 $e(\xi)$的取值范围是[1/2,1],即围压很高时极限面在 π 平面上的投影成为圆形。本研究确定 $e(\xi)$为

$$e(\xi)=1-\frac{1}{2}\exp[-k_e(b+\xi)] \tag{7}$$

式中:k_e 是调节系数。(7)式使得 e 由 0.5 连续变化到 1,不必如 Malvar 模型那样定义复杂的分段线性函数。

另外,一定 θ 角时的强度与压缩子午线上的强度之比 R_θ 采用 Willam Warnke[6] 的椭圆函数模型

$$R_\theta=\frac{2(1-e^2)\cos\theta+(2e-1)\sqrt{4(1-e^2)\cos^2\theta-4e+5e^2}}{4(1-e^2)\cos^2\theta+(1-2e)^2} \tag{8}$$

θ 取值范围是[0,π/3],相应的 R_θ 取值范围是[e,1]。

拟合实验数据后得到的拉伸子午线如图 3 所示,图 3(a)中拟合的拉伸子午线在较大的球应力区域中与实验的强度数据符合得很好,从图 3(b)中可以清楚地看到拉伸子午线基本经过了单轴拉伸和双轴压缩、以及三轴拉伸等几个实验特征点。

图 4 是 π 平面上的极限面(线)。图 4 表明随着压力的逐渐升高,偏平面上的极限面逐渐由三角形转向椭圆和圆形,体现出(6)式、(7)式和 (8)式描述的 $e(\xi)$与 R_θ 的效应。

(3) 硬化和软化分析即对应力状态在各极限面之间变化的控制

累积等效塑性应变 ε_p 是分析混凝土介质变形的硬化和软化过程的基本参量,定义硬化软化因子为

$$\lambda = \varepsilon^{\mathrm{p}} / \varepsilon^{\mathrm{p}}_{\max} \tag{9}$$

式中：$\varepsilon^{\mathrm{p}}_{\max}$是模型参数。

确定硬化和软化因子后，定义如下的应力在各极限面之间变化的控制函数 $\eta(\lambda)$

$$\eta(\lambda) = \lambda/\lambda_{\mathrm{m}} \exp(1-\lambda/\lambda_{\mathrm{m}}) \tag{10}$$

式中：λ_{m} 是参数，$\eta(\lambda)$函数曲线如图 5 所示。

当前加载面 ρ_{l} 的确定方法是

$$\rho_{\mathrm{l}}(\xi) = \begin{cases} \rho_{\mathrm{y}} + \eta(\rho_{\mathrm{m}} - \rho_{\mathrm{y}}) & \lambda \leqslant \lambda_{\mathrm{m}} \\ \rho_{\mathrm{r}} + \eta(\rho_{\mathrm{m}} - \rho_{\mathrm{r}}) & \lambda > \lambda_{\mathrm{m}} \end{cases} \tag{11}$$

式中：ρ_{m}、ρ_{y} 和 ρ_{r} 分别是(3)式、(4)式和(5)式确定的最大强度、初始屈服强度和残余强度极限面。

(10)式和图 5 表明当 λ 由零逐渐增加到 λ_{m} 时，$\eta(\lambda)$由零增加到 1，之后随 λ 的逐渐增大，$\eta(\lambda)$逐渐降低到零。再由(11)式可见，在这一变形过程中当前加载面由初始屈服强度极限面到最大强度和残余强度极限面之间逐渐转换，由此则描述了形状变形导致的硬化和软化过程。

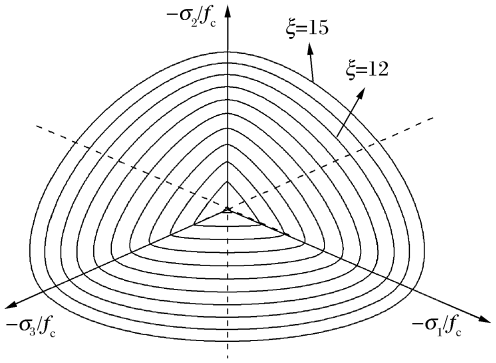


图 4 压力增加时极限面偏量截面

Fig. 4 Deviatoric sections of limit surface for increasing pressure

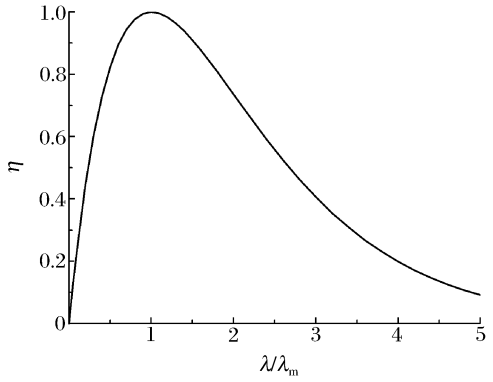


图 5 屈服面硬化和软化控制函数

Fig. 5 Control function of limit surface for hardening and softening

(4) 应变率强化效应

关于混凝土材料应变率强化效应的本质机制目前还没有一致的看法，有认为是由于高应变率时混凝土内部的粗骨料呈现高强度效应造成的，也有认为是由于摩擦效应与惯性效应等造成的[7]。工程应用中常采用对数多项式函数形式拟合实验数据，这里采用 JH 模型[8]等所用的经验式

$$R_{\mathrm{rate}} = (1 + C\ln\dot{\varepsilon}^{*}) \tag{12}$$

式中：C 是应变率强化倍数，$\dot{\varepsilon}^{*}$ 是无量纲化后的等效应变率。

考虑应变率强化及 θ 角的影响效应后，(11)式表示的当前加载面 ρ_{l} 变为

$$\rho(\xi, \lambda, \theta, \dot{\varepsilon}) = \rho_{\mathrm{l}} R_{\theta} R_{\mathrm{rate}} \tag{13}$$

(13)式即确定了考虑压力强化、变形的硬化和软化影响、应力第三不变量的影响以及应变率强化效应的混凝土极限面模型。

(5) 拉伸损伤模型

混凝土材料受到冲击载荷作用后在其作用面和背面都会发生不同程度的拉伸破坏，对这一现象的数值模拟还处于探索性的研究阶段。

武海军[9]等人曾将分析岩石破裂问题的 TCK 模型[10]加入 LS-DYNA 软件进行了相关的数值模拟研究工作，得到了较好的结果。TCK 模型基于裂纹密度分布和平均裂纹尺度的分析得到了裂纹密度参数控制的损伤演化方程，其损伤模型有一定的细观机制。但由于其损伤演化方程中关于拉伸球应力(负压力)的函数采用幂函数形式，而且其幂次参数一般在 5～7 之间，在数值计算中容易引起计算不稳定。

本研究的拉伸损伤模型遵循了 Tuler-Butcher 时间累积损伤模型[11]的思想，但根据有限元程序数

值计算的冲击问题应力场的特点进行了修正

$$\varphi=\int_0^t f_{\mathrm{d}}\alpha\left(\frac{|\ p\ |-T_{\mathrm{c}}}{T}\right)^{\beta}\mathrm{d}t,\qquad p<-T_{\mathrm{c}} \tag{14}$$

式中：α、β、T_{c} 和 T 均为参数，T_{c} 为拉伸损伤开始增长的拉伸球应力阈值，三向等拉强度 T 作为无量纲化参数。α、β 由计算结果反推确定。f_{d} 是区分剪切变形损伤和拉伸损伤的限制因子

$$f_{\mathrm{d}}=\begin{cases}1-\left|\sqrt{3J_2}/p\right|/\gamma & 0\leqslant\left|\sqrt{3J_2}/p\right|<\gamma\\ 0 & \gamma\leqslant\left|\sqrt{3J_2}/p\right|\end{cases} \tag{15}$$

式中：γ 为可调参数。

另外，拉伸损伤 φ 对强度极限面及拉伸球应力的影响通过乘以因子$(1-\varphi)$来修正。

2.3　状态方程

选用 JH-1[8] 三段式状态方程，压力与体积应变的关系分为线弹性、空隙压实过程及完全压实三个阶段。

压缩加载时

$$p=\begin{cases}K_{\mathrm{elastic}}\mu & 0\leqslant\mu\leqslant\mu_{\mathrm{crush}}\\ p_{\mathrm{crush}}+\dfrac{p_{\mathrm{lock}}-p_{\mathrm{crush}}}{\mu_{\mathrm{plock}}-\mu_{\mathrm{crush}}}(\mu-\mu_{\mathrm{crush}}) & \mu_{\mathrm{crush}}<\mu<\mu_{\mathrm{plock}}\\ K_1\bar{\mu}+K_2\bar{\mu}^2+K_3\bar{\mu}^3 & \mu\geqslant\mu_{\mathrm{plock}}\end{cases} \tag{16}$$

式中：$K_{\mathrm{elastic}}=E/3(1-2\nu)$为弹性体积模量，$\mu$ 为体积应变，$\bar{\mu}=(\mu-\mu_{\mathrm{lock}})/(1+\mu_{\mathrm{lock}})$为修正的体积应变，$\mu_{\mathrm{lock}}$ 为完全压实段方程参数，K_1、K_2、K_3 为参数。$p_{\mathrm{crush}}=f_{\mathrm{c}}/3$ 为弹性阶段的压力阈值，$\mu_{\mathrm{crush}}=p_{\mathrm{crush}}/K_{\mathrm{elastic}}$ 为相应的体积应变。μ_{plock} 为混凝土完全压实时的体积应变，p_{lock} 为相应的压力。

压缩后卸载时

$$\Delta p=\begin{cases}K_{\mathrm{elastic}}\Delta\mu & 0\leqslant\mu_{\max}\leqslant\mu_{\mathrm{crush}}\\ [(1-F)K_{\mathrm{elastic}}+FK_1]\Delta\mu & \mu_{\mathrm{crush}}<\mu_{\max}<\mu_{\mathrm{plock}}\\ K_1\Delta\mu & \mu_{\max}\geqslant\mu_{\mathrm{plock}}\end{cases} \tag{17}$$

式中：$F=(\mu_{\max}-\mu_{\mathrm{crush}})/(\mu_{\mathrm{plock}}-\mu_{\mathrm{crush}})$，$\mu_{\max}$ 为卸载时达到的最大应变。

拉伸载荷时

$$p=(1-\varphi)K_{\mathrm{elastic}}\mu$$

3　本构模型参数及穿透问题计算

本构模型的参数原则上应该由材料的力学性能实验确定。混凝土力学性能实验主要有：

(1) 基本力学性能实验：单轴抗压强度、单轴抗拉强度、剪切强度和循环加载实验等。

(2) 多轴应力状态实验：各种拉、压组合应力状态和各种不同应力加载路径及循环加、卸载实验。多轴应力状态实验是构建材料的本构关系和破坏准则以及确定其参数的基本依据。

(3) 动态力学性能实验：SHPB(Split Hopkinson Pressure Bar)实验(抗压强度应变率敏感性)、SHPB 劈拉实验(抗拉强度应变率敏感性)和平板冲击实验(高压状态方程、层裂强度等)。

系统地进行以上混凝土的力学性能实验难度很大、费时也费力。另外，由于本研究所构建的本构模型拟从唯象的角度出发，尽可能地描述混凝土在力学性能实验中表现出来的各种性能，所以本构模型的构建较为复杂，参数较多，部分本构模型参数需要根据计算结果反推确定。

本研究利用 Hanchak 等[12] 所做的混凝土靶侵彻实验作为检验数值计算结果的模型，确定本构模型参数时也针对这一模型。表 1 是所确定的混凝土本构模型参数。

基本参数容易直接由实验得到。最大强度极限面参数通过拟合混凝土多轴加载实验数据得到。a_{y} 取为 a_{m} 的 0.4～0.6 倍，将同单轴抗压强度实验中开始发生塑性变形的实验结果基本相符。参数 a_{r} 和 m 主要根据计算结果反推确定。

图 2～图 5 中的拟合曲线所用参数如表 1 中所示。状态方程参数及应变率强化参数 C 源自文献[8]。ε^{p}_{max}根据循环加载中通常混凝土材料达到的塑性变形值确定。λ_m 和 γ 根据数值计算中在弹体周围的混凝土靶介质发生塑性变形和损伤的情况调节确定。T_c 取一个较小的值即可。

α 和 β 是根据体积模量为 11.0 GPa，应变率为 1 000/s 时损伤和拉伸球应力(负压力)的演化情况确定的。图 6 和图 7 分别是拉伸球应力和损伤随体积应变变化的曲线。表 1 中 φ_c 是达到拉伸破坏的损伤度阈值，当单元拉伸损伤达到 φ_c 后将其清除。

表 1 混凝土本构模型参数

Table 1 Parameters for concrete constitutive model

Basic parameters	ρ/(kg/m^3)		f_c/(MPa)		T/(MPa)		G/(GPa)	
	2 400		48		4.8		14	
Limit surface	a_m	a_y	b	c	n	a_r	m	k_e
	38	17	0.156	61	0.85	0.6	0.9	0.07
Hardening softening & damage	ε^{p}_{max}	λ_m	C	T_c/(MPa)	α	β	γ	φ_c
	0.01	0.7	0.007	1.0	0.04	1.0	4.5	0.85
Equation of state	$K_{elastic}$/(GPa)	K_1/(GPa)	K_2/(GPa)	K_3/(GPa)	p_{crush}/(MPa)	μ_{crush}	μ_{lock}	μ_{plock}
	16	17.4	38.8	29.8	16	0.001	0.1	0.15

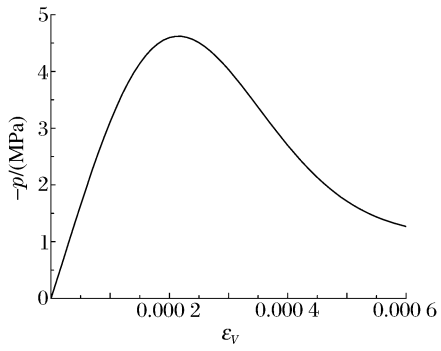


图 6 拉伸压力随体积应变变化

Fig. 6 Tensile pressure changing with bulk strain

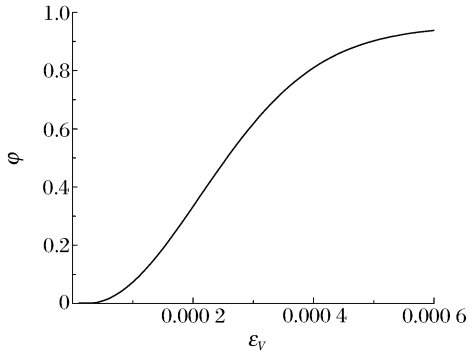


图 7 拉伸损伤随体积应变的变化

Fig. 7 Tensile damage changing with bulk strain

采用表 1 的本构模型参数，利用 LTZ-2D 程序对混凝土靶侵彻的 Hanchak 实验模型进行了初步计算。图 8 中穿透混凝土靶后剩余速度与碰撞速度关系的计算结果同实验基本一致。图 9、图 10 和图 11 分别是碰靶速度为 400 m/s 模型在 0.3 ms、0.6 ms 和 1 ms 时刻的计算网格图。图 12 是采用 JH 混凝土本构模型时计算的同一模型在 1 ms 时刻的计算网格图。同图 12 相比较可以看出，利用 JH 模型得到的靶板碰撞面和背面的计算图像类似于韧性材料的结果，而利用本研究构建的本构模型则计算出靶板碰撞面和背面的开坑和层裂现象。由此表明所构建的本构模型可以较好地描述混凝土材料在动态复杂应力载荷作用下发生的弹性、塑性硬化、损伤软化以及拉伸破裂等力学过程。

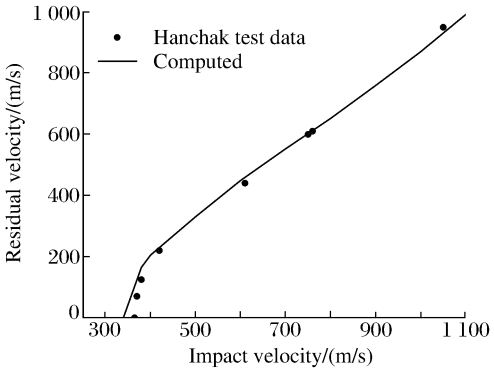


图 8 0.5 kg 钢弹穿透混凝土靶后剩余速度与碰撞速度关系

Fig. 8 Residual velocity versus impact velocity for 0.5 kg steel projectile perforating concrete targets

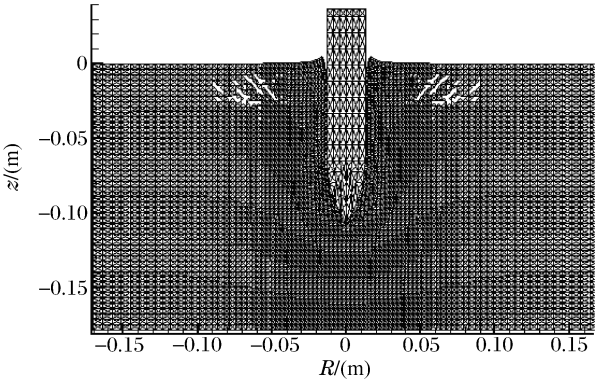


图 9　0.3 ms 时刻计算网格图

Fig. 9　Computational cell at 0.3 ms

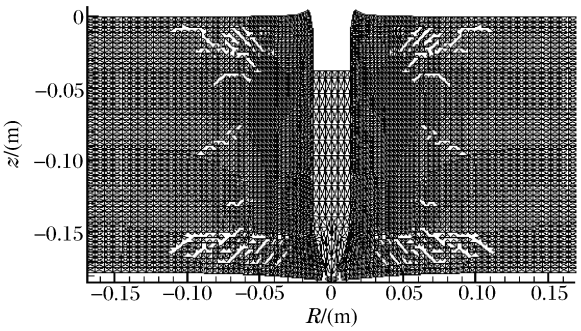


图 10　0.6 ms 时刻计算网格图

Fig. 10　Computational cell at 0.6 ms

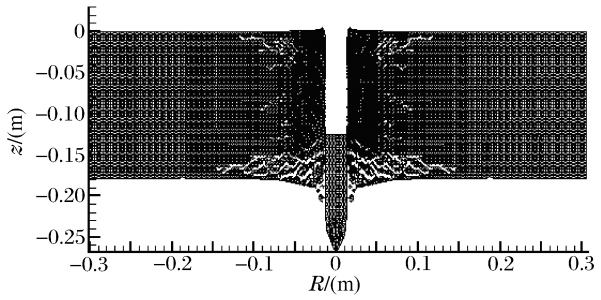


图 11　1 ms 时刻计算网格图

Fig. 11　Computational cell at 1 ms

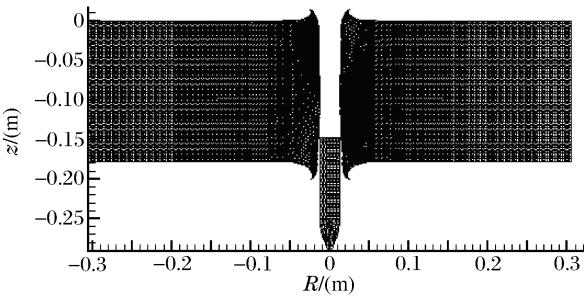


图 12　JH 混凝土本构模型计算的 1 ms 时网格图

Fig. 12　Computational cell at 1 ms with JH concrete constitutive model

4　结　论

本研究以数值模拟冲击工程问题为主要目的,基于宏观唯象方法构建了一个适用于数值模拟混凝土材料冲击响应过程的本构模型。该本构模型全面考虑了压力强化、应力第三不变量的影响、变形的硬化和软化影响、应变率强化效应以及拉伸损伤等各个影响因素,可以较好地描述混凝土材料在动态复杂应力载荷作用下发生的弹性、塑性硬化和损伤软化以及拉伸破裂等力学过程。

利用该本构模型对混凝土靶穿透问题可以给出同实验基本一致的剩余速度计算结果以及定性基本合理的靶板开坑和层裂的图像。

但是,本研究所构建的部分本构模型参数还不能通过混凝土材料的力学性能实验得到。另外,由于本构模型中应变软化和损伤模型没有考虑尺度效应,数值计算时网格划分方法和大小对计算结果有一定影响。该项工作还需要不断完善,以便更全面地反映混凝土材料的动态力学性能以及更好地模拟冲击加载下混凝土靶板开坑和破裂力学过程。

References:

[1]　Cao J Z, Zhou S R, Li E Z. Effect of the Constitutive Relation of Material in Numerical Computation [J]. Acta Armamentarii, 1998, 19(1): 69-72. (in Chinese)

曹菊珍,周淑荣,李恩征. 材料的本构关系在数值计算中的作用 [J]. 兵工学报,1998,19(1):69-72.

[2] Forrestal M J, Luk V K, Watts H A. Penetration of Reinforced Concrete with Ogive-Nose Penetrators [J]. Int J Solids Structures, 1988, 24(1): 77-87.

[3] Heider N, Hiermaier S. Numerical Simulation of Tandem Warheads [A]//Iris Rose Crewther. 19th Int Symp on Ballistics [C]. Interlaken, Switzerland: IBS2001 Symposium Office, 2001: 1493-1499.

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

[5] Guo Z H, Wang C Z, Zhang X Q. Study of Concrete Strength and Failure Rule under Multiaxial Stress [J]. Transaction of Civil Engineering, 1991, 24(3): 1-14. (in Chinese)
过镇海, 王传志, 张秀琴. 多轴应力下混凝土的强度和破坏准则研究 [J]. 土木工程学报, 1991, 24(3): 1-14.

[6] Menetrey P, Willam K J. Triaxial Failure Criterion for Concrete and Its Generalization [J]. ACI Structural Journal, 1995, 92(3): 311-318.

[7] Grote D L, Park S W, Zhou M. Dynamic Behavior of Concrete at High Strain Rates and Pressures: I Experimental Characterization [J]. Int J Impact Eng, 2001, 25(3): 869-886.

[8] Holmquist T J, Johnson G R. A Computational Constitutive Model for Concrete Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Pressures [A]//Michael J M, Joseph E B. 14th International Symposium on Ballistics [C]. Quebec, Canada, 1993: 591-600.

[9] Wu H J, Huang F L, Jin Q K, et al. Numerical Simulation on Peroration 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.

[10] Taylor L M, Chen E P. Microcrack-Induced Damage Accumulation in Brittle Rock under Dynamic Loading [J]. Methods Appl Mech and Eng, 1986, 55: 301-320.

[11] Gilman I J, Tuler F R. Dynamic Fracture by Spallation in Metals [J]. Int J Fract Mech, 1970, 6(2): 169-182.

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

Building of a Constitutive Model for Concrete under Dynamic Impact

WANG Zheng[1,2], NI Yu-Shan[2], CAO Ju-Zhen[1], ZHANG Wen[2]

(1. *Beijing Institute of Applied Physics and Computational Mathematics, Beijing* 100088, *China*;
2. *Department of Mechanics and Engineering Science, Fudan University, Shanghai* 200433, *China*)

Abstract: By analyzing both of dynamic behavior and existing constitutive models of concrete, a new constitutive model has been built to simulate dynamic response of concrete. The main factors such as pressure, the third invariant of stress tensor, strain hardening and softening, stain rate and tensile damage have been taken into account in the constitutive model. After calibrating all parameters of the model, simulation of a perforation problem on concrete target has been carried out with the Lagrangian finite element code LTZ-2D. The computed results of residual velocity are well consistent with the test data, and a reasonable figure of fractured concrete target is obtained. Results demonstrated that the built constitutive model could well describe the main characters of concrete under impact loading.

Key words: impact; dynamic; concrete; constitutive model