



强冲击荷载作用下混凝土材料动态力学特性及本构模型

宁建国^{①*}, 刘海峰^{①②}, 商霖^①

① 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081;

② 宁夏大学土木与水利工程学院, 宁夏 750021

* E-mail: jgning@bit.edu.cn

收稿日期: 2007-12-11; 接受日期: 2008-03-26

国家自然科学基金资助项目(批准号: 10625208)

摘要 基于连续损伤力学理论、统计细观理论和 Perzyna 黏塑性本构方程, 构造了一个塑性与损伤相耦合的本构模型来描述混凝土材料在强冲击载荷作用下的应力-应变响应特性. 在该模型中假设: 1) 宏观上混凝土材料是一个均匀连续体, 而从细观分析其内部则包含了大量随机分布的微裂纹和微空洞等损伤缺陷; 2) 混凝土材料的损伤演化是由其内部拉伸应力作用下微裂纹扩展的累积而引起的, 导致了材料强度和刚度的弱化; 3) 随着微空洞的塌陷, 混凝土材料内部产生了不可恢复的塑性变形, 体积模量也相应增加, 将这一过程看作是微空洞损伤的演化发展; 4) 微裂纹和微空洞损伤之间不发生相互作用; 5) 当裂纹扩展累积到一定程度时, 混凝土材料发生粉碎性破坏. 利用实验结果确定模型所需参数, 并将利用该模型得到的模拟曲线与实验测试曲线进行比较, 结果表明两者较一致.

关键词

混凝土材料
冲击特性
损伤演化
本构模型

混凝土是目前工业与民用建筑中最常用的结构工程材料, 已经被广泛地应用于高层建筑物、长跨桥、大坝、水电站、隧道、码头等. 这些混凝土结构在其工作过程中除了承受正常的设计载荷外, 往往还要承受诸如爆炸、冲击和撞击等动载荷. 为了更好地设计和分析这些混凝土结构, 必须对混凝土材料在冲击载荷作用下的力学性能及其本构特性进行研究.

目前, 人们对混凝土材料的动态力学性能已经有了比较深刻的认识和研究, 对其动态本构特性也做了许多研究工作. Watstein^[1]利用落锤装置进行了混凝土材料的动态力学性能实验, 由于落锤本身的惯性, 所测得的实验结果很难确保是材料动态性能的真实反应; Bischoff 等人^[2]和胡时胜等人^[3]利用 SHPB 压杆对混凝土的动态力学性能进行了实验研究; Ning 等人^[4~7]利用 SHPB 压杆分别对混凝土材料和钢筋混凝土材料在冲击荷载作用下的力学性能进行了系统、深

入的研究. 混凝土材料动态本构模型是研究其在爆炸或冲击荷载作用下损伤破坏机理、应力波的传播规律和衰减规律、结构破坏效应等的理论基础. 目前, 混凝土动态荷载下本构特性的研究已有一定的基础, 主要包括下面 3 个方面的研究: (i) 基于实验结果回归分析建立强度、弹性模量等力学参量与加载速率之间的关系^[1-3], 但具体定量结论尚不一致, 数据较为分散; (ii) 在已有本构模型的基础上, 经过修改, 得到新的本构模型^[4-6]; (iii) 基于材料变形机理的本构模型的建立, 大体上分为两类, 一类是建立在黏弹塑性力学基础上的本构模型^[7,8], 一类是建立在损伤力学基础上的本构模型^[9,10]. 然而, 它们都不能很好地描述冲击荷载作用下混凝土材料的动态响应特性. 为了更好地描述冲击荷载作用下混凝土材料的动态响应特性, 李兆霞^[11]和宁建国等人^[12]提出了含有损伤的黏塑性本构模型; 宁建国等人^[4-6]在理想的各向同性黏弹性本构方程和损伤耦合的基础上建立了混凝土和钢筋混凝土材料的动态本构关系; Burlion 等人^[13]提出一个基于损伤与塑性相耦合的本构模型. 在该模型中, 考虑了引起混凝土材料弹性模量弱化的两种不同的损伤机制: 拉伸损伤和压缩损伤, 其中拉伸损伤是由微裂纹的张开和扩展引起的, 通过正的弹性应变来控制; 压缩损伤相关于微空洞的塌陷, 由塑性应变来控制, 由此压缩损伤和塑性应变就完全耦合了. 这两种类型的损伤都通过标量形式的损伤变量来描述, 且对弹性模量的影响是双重的, 同时假设材料损伤是各向同性的. 随后, Ragueneau 等人^[14]也提出了一个相似的混凝土材料本构模型. 但由于缺乏对混凝土材料在冲击荷载作用下破坏机理的全面认识, 因此至今仍未有一种大家普遍接受的本构模型.

本文基于损伤与塑性耦合的理论, 发展了一个本构模型用于描述混凝土材料在强冲击荷载作用下的力学特性. 宏观上, 假设混凝土材料是一个均匀连续体; 而从细观角度来看, 混凝土材料内部存在大量随机分布的微裂纹损伤和微空洞缺陷. 假设微裂纹是均匀分布, 且符合理想微裂纹体系统条件, 由此基于统计细观的理论定义了一无量纲化的损伤变量——裂纹密度来表征微裂纹损伤所引起的混凝土材料宏观力学性能的劣化. 随着微空洞的塌陷, 混凝土材料被压缩密实, 体积模量也相应增大. 同时, 在混凝土材料内部还产生了不可恢复的塑性变形. 通过微空洞体积百分比的定义, 就可将损伤和塑性完全耦合. 基于裂纹扩展模型, 微裂纹被激活、成核并扩展. 当累积裂纹密度达到某一阈值时, 混凝土材料发生粉碎性破坏. 利用该模型对平板冲击下混凝土的冲击特性进行数值模拟, 结果表明: 模型预示结果无论在变形趋势上, 还是数值精度上都与实验结果符合得很好.

1 塑性与损伤相耦合的本构模型

爆炸或冲击荷载作用下, 混凝土材料本身承受着很大的压力载荷, 其内部微空洞必然塌陷, 由此引起了不可恢复的塑性应变, 体积模量也相应地有所增加. 同时, 伴随着微空洞缺陷的塌陷, 混凝土材料内部微裂纹损伤也不断演化发展, 并最终导致材料的破坏. 因此, 在本文中采用一种基于损伤与塑性相耦合的本构模型来描述混凝土材料冲击特性的响应. 混凝土材料冲击特性通过球量和偏量特性的分解来描述, 其中偏量特性可以用修正型的、与静水压力相关的 Perzyna 黏塑性方程来描述. 球量特性通过状态方程来描述.

在小应变的前提下, 遵循应变分解假定, 将应变的增量可以分解为弹性部分和非弹性部分, 即

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{in}. \quad (1)$$

在非弹性应变中, 如果只是考虑其不可逆的部分, 则上式可以写成:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}, \quad (2)$$

式中弹性应变 ε_{ij}^e 包含了无损基体材料的弹性应变 ε_{ij}^m 和由裂纹张开/滑移所引起的弹性应变 ε_{ij}^c 两部分, 即

$$\varepsilon_{ij}^e = \varepsilon_{ij}^m + \varepsilon_{ij}^c. \quad (3)$$

它们都是正比例于有效应力场; 黏塑性应变是卸载后材料中残留的不可逆变形, 主要是由于微空洞的塌陷所引起的, 可由黏塑性流动方程求得.

1.1 本构关系

混凝土材料内部存在大量的微裂纹和微空洞缺陷, 在冲击荷载作用下, 这些微裂纹和微空洞缺陷对混凝土材料的破坏有着很大影响. 因此, 假设混凝土材料是由实体和微空洞组合而成, 其中实体包含了无损基体材料和微裂纹, 那么实体的应力张量和弹性应变张量之间的关系可表示为

$$\sigma_{ij} = M_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e, \quad (4)$$

式中 M_{ijkl} 为实体的有效刚度张量, 当弹性和塑性之间不发生耦合时 M_{ijkl} 为常张量.

假设应力偏量和应力球量之间不发生相互作用, 引入应力加法分解, 将总的应力张量分解为偏应力张量和球应力张量两部分之和:

$$\sigma_{ij} = S_{ij} - P\delta_{ij}. \quad (5)$$

根据弹塑性力学知识可知, 偏应力张量和偏应变张量之间满足如下弹性应力-应变关系:

$$S_{ij} = 2G(e_{ij} - e_{ij}^{vp}), \quad (6)$$

其中 G 为有效剪切模量, $e_{ij} \left(= \varepsilon_{ij} - \frac{1}{3} \varepsilon_{kk} \delta_{ij} \right)$ 和 e_{ij}^{vp} 分别是应变张量和黏塑性应变张量的偏量部分; ε_{kk} 为体积应变, δ_{ij} 为克罗内克符号.

关于球应力-应变关系, 也即状态方程, 可通过经验拟合实验曲线而得到. 为此, 将 Mie-Gruneisen 方程进行如下修正:

$$P = P_H \left(1 - \frac{1}{2} \gamma \mu \right) + \gamma P (I - I_0), \quad (7)$$

其中 $\mu (= \rho / \rho_0 - 1)$ 为弹性体积压缩比; $\gamma (= \gamma_0 \rho_0 / \rho)$ 为 Mie-Gruneisen 参数; ρ 和 ρ_0 分别为材料的当前密度和初始密度; I 和 I_0 分别为材料的当前比内能和初始比内能, 并且满足能量守恒方程: $\rho \dot{I} = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}$; P_H 为材料密度为 ρ 时的 Hugoniot 压力, 其方程形式如下:

$$P_H = K(\beta_1 \mu + \beta_2 \mu^2 + \beta_3 \mu^3), \quad (8)$$

式中 K 是有效体积模量, β_1 , β_2 和 β_3 为材料参数, 可由实验数据拟合而得到; 对 $\mu < 0$ 的情况,

β_2 和 β_3 取为 0 值.

Budiansky 和 O'Connel^[15] 将含微裂纹体看成是无损基体和微裂纹组成的复合材料, 假设无损基体是弹性的、各向同性的; 微裂纹是随机分布的, 但复合材料仍然看成是均匀的、各向同性材料, 利用自洽方法得出了含微裂纹体的等效模量与无损基体模量之间的关系, 其结果在岩石、混凝土等脆性材料中得到了广泛的应用. 在本文中将混凝土材料看成是由实体和微空洞组合而成, 其中实体包含了无损基体和微裂纹. 借鉴 Budiansky 和 O'Connel^[15] 的研究结果, 得到了混凝土材料中实体部分的等效模量与无损基体模量之间的如下关系:

$$K_e = \tilde{K}_m(1-D), \quad (9)$$

$$G_e = \tilde{G}_m(1-D), \quad (10)$$

其中 K_e 和 G_e 分别为混凝土材料中实体部分的体积模量和剪切模量; $\tilde{K}_m$ 和 $\tilde{G}_m$ 分别为无损基体的体积模量和剪切模量; D 为损伤因子, 由下式确定:

$$D = \frac{16}{9} \frac{1-\nu^2}{1-2\nu} C_d, \quad (11)$$

式中 C_d 为裂纹密度, 裂纹密度的定义有多种形式^[15], 本文假设微裂纹满足理想的微裂纹系统条件, 定义了新的裂纹密度, 具体定义见 2.1 节; ν 为混凝土材料的泊松比, 与无损基体材料的泊松比 $\tilde{\nu}$ 满足如下关系

$$\nu = \tilde{\nu} \left(1 - \frac{16}{9} C_d \right). \quad (12)$$

在此基础上, Mackenzie^[16] 将含有微空洞材料看成是无损基体与微空洞组成的复合材料, 假设无损基体是各向同性, 微空洞是球形, 且随机分布, 考虑了材料内部微空洞的影响, 得出了含有微空洞材料的等效模量与无损基体模量的关系. 本文将混凝土材料看成是实体与微空洞组成的复合材料, 如前面所述, 实体为均匀的、各向同性的, 由(9)和(10)式得到了混凝土材料中实体部分的等效模量, 然后利用 Mackenzie 的结论, 就可以得到如下混凝土材料有效模量计算公式:

$$K = \frac{4K_e G_e (1-f^*)}{4G_e + 3K_e f^*}, \quad (13)$$

$$G = G_e (1-f^*) \left(1 - \frac{6K_e + 12G_e}{9K_e + 8G_e} f^* \right), \quad (14)$$

式中 f^* 为材料中微空洞所占的体积百分比; 当微空洞体积百分比 f^* 和裂纹密度 C_d 取为 0 值时, (7)式化为无损伤、无缺陷材料的 Mie-Gruneisen 方程.

1.2 流动方程和屈服法则

在 Perzyna 模型^[17]中, 黏塑性应变由下式确定:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (15)$$

式中 F 为修正 Gurson 屈服函数; $\dot{\lambda}$ 称为黏塑性流动因子, 是一个非负比例因子. Colantonio 和 Stainier^[18] 曾提出一个塑性流动因子的定义式, 用于解释材料中孔隙率的变化. 这里, 我们采用同样的方法定义黏塑性流动因子:

$$\dot{\lambda} = \frac{f^*}{1-f^*} \left\langle \frac{F}{m_{vp}} \right\rangle^{n_{vp}}, \quad (16)$$

式中 m_{vp} 和 n_{vp} 为材料参数, 可通过实验数据拟合得到, 其中函数 $\langle x \rangle$ 的定义如下:

$$\langle x \rangle = \begin{cases} x & x > 0, \\ 0 & x \leq 0. \end{cases} \quad (17)$$

为了考虑微空洞之间的相互作用, Needleman 和 Tvergaard^[19] 将 Gurson 屈服函数修正为

$$F(\sigma_{ij}, Y_d, f^*) = \frac{3J_2}{Y_d^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(q_2 \frac{I_1}{2Y_d}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0, \quad (18)$$

其中 I_1 和 J_2 分别为应力张量的第一不变量和偏应力张量的第二不变量, 并且定义如下:

$$I_1 = \sigma_{kk}, \quad J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij}, \quad s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij}. \quad (19)$$

(18) 式中, q_1 , q_2 和 q_3 可通过数值模拟来确定. Burlion 等人^[13] 和 Ragueneau 等人^[14] 将 Y_d 看作材料的屈服应力, 并认为其与塑性应变和塑性应变率有关. 然而, 他们都假设塑性应变是由于微空洞的塌陷所引起的. 因而, 定义 Y_d 为混凝土材料的屈服应力. 在爆炸或强冲击载荷作用下, 它近乎是率无关的, 其增强很大程度上应归于静水压力的影响^[2,20,21].

借鉴 Lemaitre 等人^[22] 提出的三轴等效应力概念, 等效屈服应力 Y_d 定义如下:

$$Y_d = \sigma_{eq} R_v^{1/2}, \quad (20)$$

式中 R_v 为三轴函数, 用于揭示静水压力对塑性变形的影响, 可表示为

$$R_v = \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{P}{\sigma_{eq}} \right)^2. \quad (21)$$

同样地, 一维应力条件下的动态应力强度

$$\sigma_d = \sigma_s \left[C_0 + C_1 \log \dot{\bar{\epsilon}}_p^* + C_2 (\log \dot{\bar{\epsilon}}_p^*)^2 \right], \quad (22)$$

其中 σ_s 为准静态下的应力强度, $\dot{\bar{\epsilon}}_p^* (= \dot{\bar{\epsilon}}_p / \dot{\epsilon}_0)$ 为无量纲化的等效塑性应变率且 $\dot{\epsilon}_0 = 1.0/s$, C_0 , C_1 和 C_2 为应变率敏感系数, 替换 (20) 和 (21) 式中的等效应力 σ_{eq} , 由此则可得三轴等效屈服应力

$$Y_d = \sqrt{\frac{2}{3}(1+\nu)\sigma_d^2 + 3(1-2\nu)P^2}, \quad (23)$$

式中 P 为相应于动态应力强度 σ_d 时的静水压力.

2 损伤变量的描述

混凝土材料内部存在大量随机分布的微裂纹和微空洞, 这些微裂纹和微空洞的大小和形状各不相同, 其取向和空间位置也具有一定的分布. 在本文中, 我们将基于不同的微观力学机理来研究混凝土材料内部微裂纹损伤和微空洞缺陷的演化发展规律.

2.1 微裂纹损伤变量的描述

2.1.1 损伤变量的定义

爆炸或冲击荷载作用下, 微裂纹损伤被激活, 形成应力释放区, 并产生累积损伤, 从而导致材料力学性能的劣化和最终的开裂破坏. 假设这些微裂纹是均匀分布的, 且符合理想微裂纹体系统条件. 由此, 基于统计细观的理论我们定义了一无量纲化的损伤变量——裂纹密度为

$$C_d = \int_0^\infty n(a, t)(\beta_c a^3) da, \quad (24)$$

来表征微裂纹损伤所引起的混凝土材料宏观力学性能的劣化. (24)式中, $n(a, t)$ 为理想微裂纹体系统中微裂纹的数密度分布函数, 且满足如下方程^[23]:

$$\frac{\partial n}{\partial t} + \frac{\partial(n\dot{a})}{\partial a} = n_N, \quad (25)$$

上两式中 a 为微裂纹的尺度, $\dot{a}$ 为裂纹扩展速度; n_N 为微裂纹成核密度; β_c 为几何因子, 依赖于微裂纹的形状与尺度.

假设从时刻 t 到 $t + dt$ 裂纹密度发生变化, 即 $\partial C_d / \partial t > 0$, 那么可以得到

$$\frac{\partial C_d}{\partial t} = \left(\frac{\partial C_d}{\partial t} \right)_g + \left(\frac{\partial C_d}{\partial t} \right)_n, \quad \left(\frac{\partial C_d}{\partial t} \right)_g = \int_0^\infty 3n \cdot \beta_c a^3 \frac{\dot{a}}{a} da, \quad \left(\frac{\partial C_d}{\partial t} \right)_n = \int_0^\infty \frac{n_N}{n} n \cdot \beta_c a^3 da, \quad (26)$$

式中表明裂纹密度的变化是由裂纹线性尺度的长大和成核两个部分引起的.

2.1.2 微裂纹的成核

混凝土材料内部含有大量的微裂纹和微空洞缺陷, 在冲击荷载作用下, 这些微裂纹和微空洞要发生扩展和长大, 同时材料内部还不断有新的微裂纹和微空洞成核和扩展, 这些均造成材料宏观力学性能的劣化, 最终导致材料的破坏. 目前还没有切实可行的实验手段将混凝土材料中微裂纹引起的损伤和微空洞引起的损伤区分开来, 更不用说给出材料微损伤的成核和扩展模型. 为了对混凝土材料在冲击荷载作用下的力学性能进行研究, 必须借鉴其他材料微损伤的成核和扩展模型.

微裂纹的成核过程是一个随机过程, 并用成核率密度 n_N 来描述, 其大小与应力状态及微裂纹的尺寸有关. 由于白以龙^[23]在实验基础上给出的微裂纹成核模型反应了微裂纹的成核与微裂纹成核的阈值应力、微裂纹的大小及当前应力状态之间的关系, 而且具有较广泛的应用. 因此本文采用白以龙提出的如下微裂纹成核密度表达式:

$$n_N = K_{th} \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_{th}} - 1 \right) \left(\frac{a}{a_{th}} \right) \exp \left[- \left(\frac{a}{a_{th}} \right)^m \right], \quad (27)$$

式中 K_{th} , m , a_{th} 为材料常数, 与材料的性质有关, σ_{th} 为微裂纹成核的阈值应力, 只有当应力 $\sigma_t > \sigma_{th}$ 时微裂纹成核, 并且扩展, 否则保持不变, 上述参数均可以通过实验来确定. σ_t 是混凝土内部引起微裂纹损伤演化的拉伸应力, 与混凝土外部作用荷载 σ_{ij} 不相同, 但具有某种函数关系. 此处, 我们采用如下简单数学形式

$$\sigma_t = \beta \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}}, \quad (28)$$

来建立两者之间的函数关系. (28) 式中 β 为材料参数, 表征了材料内部微损伤对其内部应力场的影响程度.

将(27)式代入(26)式第三式得到由于微裂纹成核引起裂纹密度的增加:

$$\left(\frac{\partial C_d}{\partial t} \right)_n = K_{th} \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_{th}} - 1 \right) \int_0^{\infty} \left(\frac{a}{a_{th}} \right)^{m-1} \exp \left[- \left(\frac{a}{a_{th}} \right)^m \right] \beta_c a^3 da.$$

当 $m=1$ 时, 上式简化为

$$\left(\frac{\partial C_d}{\partial t} \right)_n = 6 K_{th} \beta_c a_{th}^4 \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_{th}} - 1 \right).$$

由于 a_{th} 为 10^{-3} m 量级, 因此可以忽略微裂纹成核引起的裂纹密度的增加, 只考虑混凝土中原有微裂纹长大引起的裂纹密度的增加.

2.1.3 裂纹扩展模型

材料和结构的破坏是从材料中的孤立的微空洞成核开始, 形成微裂纹, 发展为宏观裂纹, 直至整个材料和结构破坏^[24].

Seaman 等人^[25]和 Stenvens 等人^[26]通过材料的平板冲击实验发现, 材料内部微空洞的扩展与当前的应力状态及微空洞的尺寸有关. 假设微空洞是球形, 在各个方向上均匀变形, 在实验研究的基础上提出一个考虑黏性效应的微空洞增长模型. 其适用于高应变率加载情况, 具体方程形式如下:

$$\frac{\dot{R}}{R} = \frac{P - P_{g0}}{4\eta}, \quad (29)$$

式中 R 为球形微空洞的半径, $P (= \sigma_{kk} / 3)$ 是平均体积应力, P_{g0} 为相关于静态屈服应力的空洞增长阈值, η 为具有黏性量纲的常数, 与材料性质有关.

Curran 等人^[27]认为, 在很高应力作用下, 微裂纹开始成核、扩展, 并且发生相互作用, 不同方向、大小的微裂纹相互结合, 导致材料破坏成大小不一的碎块. 通过材料的平板冲击实验发现微裂纹的扩展与微空洞的增长遵从同样的黏性增长规律, 故可采用(29)式来表示裂纹的扩展速率方程.

引入内部拉伸应力 σ_t 和裂纹扩展阈值应力 σ_{th} 代替(29)式中的平均体积应力 P 和微空洞增长阈值应力 P_{g0} , 用微裂纹尺度 a 代替(29)式中微孔洞半径 R , 由此修正 S 型裂纹扩展模型为如下表示形式:

$$\frac{\dot{a}}{a} = \frac{\sigma_t - \sigma_{th}}{4\eta}, \quad (30)$$

基于Irwin裂纹失稳扩展的临界条件, 可以得到裂纹扩展的阈值应力^[28]:

$$\sigma_{th} = \frac{K_{IC}}{f\left(\frac{a}{W}\right)\sqrt{\pi a_{th}}}, \quad (31)$$

其中 $f\left(\frac{a}{W}\right)$ 是依赖于试件几何形状的几何因子, 其表示形式为

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \left[\frac{1}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}} \right] \left[1.1214 + 0.0294 \frac{a}{W} - 2.1907 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 3.5511 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 6.2459 \left(\frac{a}{W}\right)^4 - 21.1853 \left(\frac{a}{W}\right)^5 + 20.0463 \left(\frac{a}{W}\right)^6 - 6.4967 \left(\frac{a}{W}\right)^7 \right], \quad (32)$$

式中 W 为试件横向尺度. 由于 $f\left(\frac{a}{W}\right)$ 的计算值都在 1.0 附近, 为了计算分析方便, 在本文中取为 1; K_{IC} 为材料的断裂韧性, 表示材料抵抗裂纹失稳扩展能力的一个物理量, 可由实验确定. 在动态冲击条件下, 一般认为 K_{IC} 是依赖于加载速率的函数, 然而结论尚不一致^[29~31]. Lamert等人^[30]的研究结果表明, 断裂韧性随着应变率的增加而近乎线性的增加. 而Tandon等人^[31]却发现, 断裂韧性随应变率的增加反而减小. 由于研究所限, 当前仍把其看作是一个不变的材料参数, 并取为准静态下的相应值.

忽略成核率(将单位时间、单位体积内微裂纹生成的个数称为成核率)效应, 可得微裂纹密度演化方程

$$\left(\frac{\partial C_d}{\partial t} \right) \approx \left(\frac{\partial C_d}{\partial t} \right)_g = \frac{3}{4} \frac{\sigma_t - \sigma_{th}}{\eta} C_d, \quad (33)$$

式中假定了在积分过程中 σ_t 都和单个微裂纹尺寸 a 无关, 而只相关于所有微裂纹损伤累积的整体效果.

2.1.4 损伤演化方程

通过(11), (12)和(33)式, 建立了裂纹密度 C_d 与损伤变量因子 D 之间的关系式. 借助微裂纹损伤的演化方程, 将损伤变量因子 D 写成率形式, 即:

$$\dot{D} = \frac{16}{9} \left[f_1(v) - \frac{16}{9} \tilde{v} f_2(v) C_d \right] \dot{C}_d, \quad (34)$$

其中

$$f_1(v) = \frac{1-v^2}{1-2v}, \quad f_2(v) = \frac{2(1-v+v^2)}{(1-2v)^2}, \quad (35)$$

微裂纹密度可通过对(33)式积分而得到

$$C_d = C_{d0} \exp \left[\frac{3}{4} \frac{\sigma_t - \sigma_{th}}{\eta} (t - t_0) \right], \quad (36)$$

式中 C_{d0} 为混凝土材料的初始裂纹密度, t_0 为裂纹扩展的初始时间.

2.2 微空洞损伤变量的描述

2.2.1 损伤变量的定义

混凝土是一种多孔隙材料, 其内部随机分布了大量的微空洞. 在爆炸或冲击载荷作用下, 这些微空洞塌陷, 材料被压缩密实, 从而引起体积模量的增大.

假设这些微空洞的分布是均匀的, 并以其体积百分比 f^* (表示为材料孔隙度 δ 与密度 ρ 的乘积), 作为一种表征材料内部损伤的度量为

$$f^* = \delta \cdot \rho. \quad (37)$$

2.2.2 损伤演化方程

Burlion 等人^[13]假设微空洞的演化是由混凝土材料黏塑性体应变率 $\dot{\varepsilon}_{kk}^{vp}$ 所控制的, 给出了如下微空洞损伤演化方程:

$$\dot{f}^* = k(1 - f^*) f^* \dot{\varepsilon}_{kk}^{vp}. \quad (38)$$

由此可将微空洞引起的损伤与黏塑性应变完全耦合. (38)式中 k 为模型参数, 用于控制微空洞体积百分比随黏塑性流动的变化率.

利用以上演化方程, 我们可得到微空洞体积百分比 f^* 的表示形式为

$$f^* = \frac{\exp(k \varepsilon_{kk}^{vp})}{\frac{1 - f_0^*}{f_0^*} + \exp(k \varepsilon_{kk}^{vp})}, \quad (39)$$

式中 $f_0^* (= \delta_0 \cdot \rho_0)$ 为初始微空洞体积百分比, δ_0 为混凝土材料的初始孔隙度, ρ_0 为混凝土材料的初始密度. 随着黏塑性压应变逐渐减小, 微空洞体积百分比按曲线规律缓慢减小; 当黏塑性压应变趋于无穷小值的时候, 微空洞体积百分比则趋于零, 这很明显是合乎常理的.

3 模型参数确定

利用混凝土的平板冲击实验, 确定了上述本构模型的参数, 并对混凝土的冲击特性进行了数值模拟.

3.1 平板冲击实验

选用一级轻气炮动力实验装置在 200~500 m/s 速度范围内冲击混凝土圆柱形靶板. 靶板试件应变率响应量级达到了 $10^4/s$, 横向约束压力范围在 1~1.5 GPa 之间. 研究中, 共做了 5 发弹体冲击靶板的实验, 其中 3 发实验取到了比较满意的实验信号. 飞片和靶板采用同质材料, 其

原料配比和物理参数见表 1. 飞片直径为 75 mm, 厚度为 5 mm. 靶板由 5 块相同的圆盘形试件组成, 其内依次放入 3 个压阻计, 分别标记为 No.1, No.2 和 No.3. 试件直径为 70 mm, 厚度为 5 mm. 飞片放置于射弹前端.

表 1 混凝土试件的配料比和基本物理参数

名称	水泥	粉煤灰	硅灰	砂	水	减水剂 HSG	减水剂 AE
配比/g	300	50	20	540	100	2.5	1.5
参量	杨氏模量		泊松比		抗压强度		孔隙度
	E_0/GPa		ν_0		σ_s/MPa		$\delta_0/\text{cm}^3\cdot\text{g}^{-1}$
数值	41		0.2		72		0.041
参量	体积模量		剪切模量		抗折强度		密度
	K_0/GPa		G_0/GPa		σ_{sw}/MPa		$\rho_0/\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$
数值	22.8		17.1		12.8		2.35

实验时将飞片黏贴于射弹上, 高压气体的突然释放推动射弹沿抽空的炮管运动. 当高速运行的射弹碰撞到靶板时, 产生一个较高的压力脉冲, 由压阻计记录一组(共 3 个, 分别对应于测试点 No.1, No.2 和 No.3)电压信号.

通过已标定的换算公式

$$P = \Delta R / (R_g \cdot k_2), \tag{40}$$

其中

$$k_2 = \begin{cases} 0.026 \text{ GPa}^{-1}, & P \leq 3 \text{ GPa}, \\ 0.028 \text{ GPa}^{-1}, & P \geq 3 \text{ GPa}, \end{cases} \tag{41}$$

式中 R_g 为螺旋型锰铜压阻传感器的电阻, 利用(40)式, 将电压信号转换为压力信号, 如图 1 所示. 根据这一系列压力信号, 由拉氏分析方法处理得到了其他力学参量, 如应变、应变率、比容和比内能. 图 2 给出了 200 m/s 冲击速度下混凝土靶板内部测试得到的应力-应变曲线.

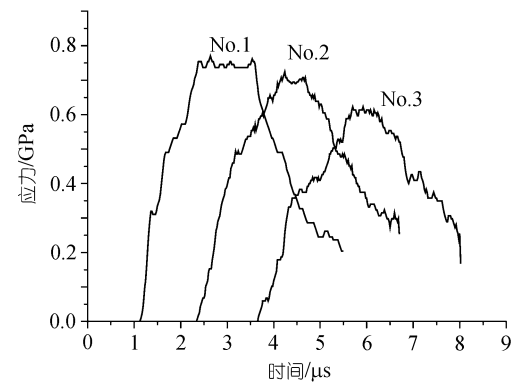


图 1 混凝土靶板内部的压力时间历程曲线

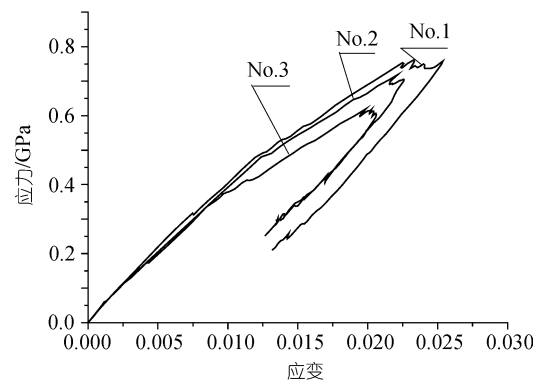


图 2 混凝土靶板内部的应力-应变全曲线

3.2 模型参数

本文的损伤与塑性耦合本构模型的参数确定来自 3 个方面: (i) 对混凝土试件进行基本

的物理和力学实验, 测试得到其基本的物理和力学性能参数, 见表 1; (ii) 参考其他混凝土类材料的实验参数; (iii) 利用试凑法不断拟合逼近已有冲击实验结果, 最终评估得到一组最优的模型参数值, 见表 2.

表 2 中, 初始体积模量和剪切模量可以通过弹性力学知识得到如下:

$$K_0 = \frac{E_0}{3(1-2\nu_0)} \quad G_0 = \frac{E_0}{2(1+\nu_0)}. \quad (42)$$

Grote 等人^[20]应用下列直线型关系拟合准静态实验和 SHPB 实验应变率范围内的强度数据:

$$R = 0.0235 \log \dot{\epsilon} + 1.07, \quad (43)$$

其中 R 为动态强度与准静态强度的比值, 且 $\log \equiv \log_{10}$. 这里, 我们拓宽(43)式的应用范围到强冲击加载的情况.

表 2 模型参数列表

力学参数	体积模量 K_0/GPa	剪切模量 G_0/GPa	黏性系数 $\eta/\text{GPa} \cdot \text{s}$	率敏感系数	
				C_1	C_2
数值	22.8	17.1	0.00018	1.07	0.0235
压力参数	β_1	β_2	β_3	Mie-Gruneisen 状态参数	
				γ_0	
数值	1.0	-2.012	2.447	1.0	
屈服参数	q_1	q_2	q_3	材料参数	
				m_{vp}	n_{vp}
数值	1.5	1.0	2.25	0.0018	2.55
损伤参数	裂纹密度 C_{d0}	断裂韧性 $K_{IC}/\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$	裂纹长度 a_{th}/m	材料参数	
				β	k
数值	0.07	0.8	0.001	0.2	1.0

压力参数 $\beta_i (i=1,2,3)$ 的取值来自混凝土材料的平板撞击实验, 如前所述, 通过将试件中的应力分为球应力部分(即静水压力部分)和偏应力部分, 得到压力与体积的关系曲线, 对实验数据进行拟合, 就可以确定 $\beta_i (i=1,2,3)$ 的值, 采用该组压力系数计算得到的压力值与实验结果非常接近^[32], Needleman 和 Tvergaard^[19]假设均匀的多孔介质服从(18)式表示的屈服条件, 计算材料中含有周期分布的空洞情况, 并将计算结果与平面应变的数值分析结果进行了比较, 确定系数 $q_i (i=1,2,3)$ 的取值为 $q_1=1.5$, $q_2=1$, $q_3=2.25$; 断裂韧性 K_{IC} 取自断裂力学手册; 初始裂纹密度为 0~0.56 之间的某一个值, 由于没有相应的微观测试方法, 参考文献[33]中岩石材料裂纹密度的取值, 混凝土材料初始裂纹密度的具体取值见表 2. 针对不同的加载情况, 裂纹成核尺度 a_{th} 的量级约取为 1 mm.

其他模型参数利用试凑法不断拟合逼近已有实验结果得到, 其中黏性系数 η 用于控制裂纹扩张的累计损伤, 影响系数 m_{vp} 和 n_{vp} 分别用于控制塑性流动改变的大小和速率. 材料参数 β 可以通过在裂纹扩展阈值应力 σ_{th} 与混凝土材料弹性极限 σ_s 之间建立关系, 将其粗略求得. Gruneisen 参数 γ_0 和微空洞演化影响系数 k 对数值拟合结果的影响不是很明显, 都可取为 1.0.

3.3 结果与讨论

图 3~5 为不同冲击速度下混凝土靶板内部在不同的测试点(测试点分别为 No.1, No.2 和 No.3)位置处的模型预测曲线与实验测试曲线的比较, 从图中可以看出, 模型预示结果无论在变形趋势上, 还是数值精度上都与实验结果符合得很好。

通过对图 3~5 中不同混凝土靶板内部同一测试点(如测试点 No. 1, No. 2 或者测试点 No. 3)位置处应力-应变曲线的比较, 可发现: 随着冲击速度的提高, 混凝土的承载能力显著增强, 同时塑性变形能力也得到了极大的提高。这主要有两方面的原因, 一方面是由于混凝土应变率敏感效应的影响; 另一方面是由于其静水压力相关特性的影响, 横向约束压力的存在限制了裂纹的扩展。

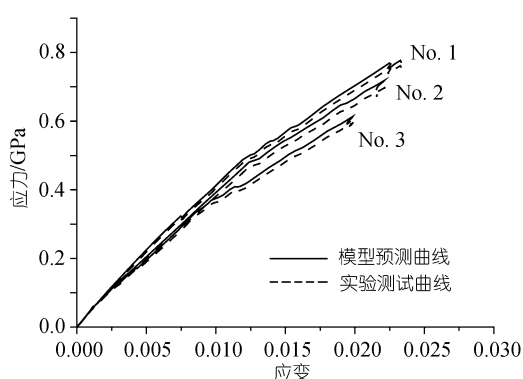


图 3 200 m/s 冲击速度下混凝土靶板内部的应力-应变曲线

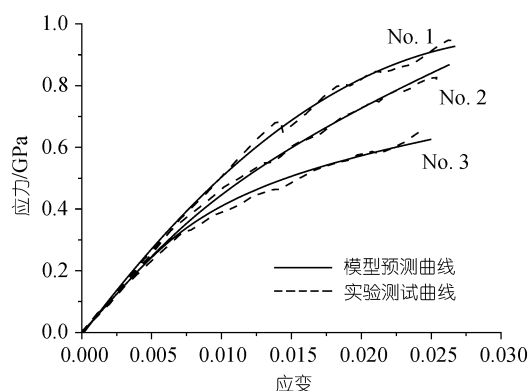


图 4 250 m/s 冲击速度下混凝土靶板内部的应力-应变曲线

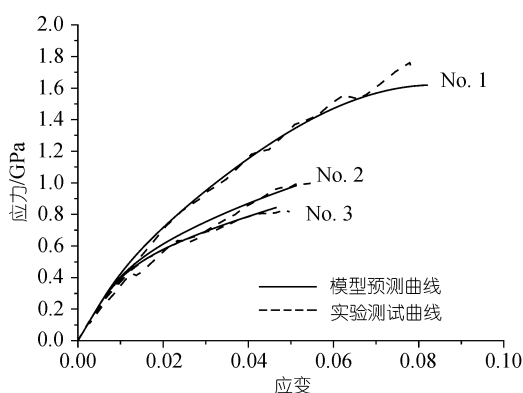


图 5 300 m/s 冲击速度下混凝土靶板内部的应力-应变曲线

由图 3~5 还可看出, 随着同一靶板内部不同测试点 No. 1, No. 2 和 No. 3 位置距离初始冲击位置的增加, 混凝土的强度和变形明显地减小。这一方面是由于靶板本身在物理上和几何上引起了压力脉冲波形的弥散, 应力-应变关系的非线性弥散行为对应了微损伤缺陷的萌生和扩展; 另一方面是由于混凝土内部含有的大量微损伤缺陷。在冲击荷载作用下这些损伤缺陷引起了压力脉冲幅值的衰减, 它伴随着能量的耗散, 反映了压力脉冲与材料及其细观结构相互作用的过程和结果。随着冲击速度的增加, 弥散和衰减效应更为明显。

4 结论

混凝土材料冲击特性响应是一个非常复杂的过程, 不仅涉及了材料内部微结构损伤缺陷

(微裂纹和微空洞等)的演化发展,而且还涉及了材料应变率敏感效应和静水压力相关性的影响.然而,目前在实验上分离这些材料特性并直接测试是不可能的.因此,对材料变形特性及其损伤演化过程做一些必要的假设.假设混凝土材料宏观上是一个均匀连续体,而从细观分析其内部则包含了大量随机分布的微裂纹和微空洞等损伤缺陷;混凝土材料的损伤演化是由其内部拉伸应力作用下微裂纹扩展的累积而引起的,导致了材料强度和刚度的弱化;随着微空洞的塌陷,混凝土材料内部产生了不可恢复的塑性变形,体积模量也相应增加,将这一过程看作是微空洞损伤的演化发展;微裂纹和微空洞损伤之间不发生相互作用;当裂纹扩展累积到一定程度时,混凝土材料发生粉碎性破坏.

本文基于裂纹成核、扩展和贯穿的断裂理论和统计细观理论,以及微空洞演化相关的 Perzyna 黏塑性本构方程,我们构建了一个新的本构模型用于描述混凝土材料的这些复杂的力学特性.模型中,不再区分拉伸损伤和压缩损伤的概念,而是把损伤归咎于材料内部拉伸应力引起裂纹扩展的累积;将微空洞塌陷引起其体积分数比的演化与材料塑性变形相耦合,并利用修正型的静水压力相关的 Perzyna 黏塑性方程来求取塑性应变;将微裂纹损伤和微空洞缺陷的演化发展及其相互作用对混凝土材料力学性能的影响通过有效弹性模量的刻画而体现.

同时将本文模型的模拟结果与混凝土材料的平板冲击实验进行了比较,结果表明,模型计算得到的模型预示曲线与一维应变加载条件下实验测试曲线无论在变形趋势上,还是数值精度上都吻合良好.因此该本构模型可以用于描述较高冲击速度下的混凝土平板冲击实验.为了提高该动态本构模型在混凝土结构设计、分析研究方面的可靠性,还需要同别人研究的实验数据进行比较,提高该动态模型的预测精度和实用性.这将是今后我们的研究工作之一.

参考文献

- 1 Watstein D. Effect of strain rate on the compressive strength and elastic properties of concrete. *ACI Mater J*, 1953, 49 (8): 729—744
- 2 Bischoff P H, Perry S H. Compressive behavior of concrete at high strain rates. *Mater Struct*, 1991, 144 (24): 425—450 [\[DOI\]](#)
- 3 胡时胜,王道荣. 混凝土材料动态力学性能的实验研究. *工程力学*, 2001, 18(5): 115—118
- 4 Ning J G, Jiang F. Experimental study on reinforced concrete subjected to shock loading. *Key Eng Mater*, 2006, 326-328: 1633—1636
- 5 商霖,宁建国. 强冲击载荷下混凝土动态本构关系. *工程力学*, 2005, 22(2): 116—119
- 6 商霖,宁建国,孙远翔. 强冲击载荷作用下钢筋混凝土本构关系的研究. *固体力学学报*, 2005, 26(2): 175—181
- 7 Ning J G, Shang L, Sun Y X. A viscoelastic continuum damage model for reinforced concrete subjected to shock loading. *Key Eng Mater*, 2006, 306-308: 309—314
- 8 Georgin J F, Reynouard J M. Modeling of structures subjected to impact: concrete behavior under high strain rate. *Cem Concr Compos*, 2001, 13: 1—13
- 9 李庆斌,张楚汉,王光纶. 单压状态下混凝土的动力损伤本构模型. *水利学报*, 1994, 3: 85—89
- 10 Chen D N, Al-Hassani S T S, Yin Z H, et al. Modeling shock loading behavior of concrete. *Int J Solids Struct*, 2001, 38: 8787—8803 [\[DOI\]](#)
- 11 李兆霞. 一个综合模糊裂纹和损失的混凝土应变软化本构模型. *固体力学学报*, 1995, 16(1): 22—30
- 12 宁建国,商霖,孙远翔. 混凝土材料冲击特性的研究. *力学学报*, 2006, 38(2): 199—208

- 13 Burlion N, Fabrice G, Gilles P C, et al. Compaction and tensile damage in concrete: Constitutive modeling and application to dynamics. *Comp Meth Appl Mech Eng*, 2000, 183: 291—308[DOI]
- 14 Ragueneau F, Gatuingt F. Inelastic behaviour modelling of concrete in low and high strain rate dynamics. *Comput Struct*, 2003, 81: 1287—1299[DOI]
- 15 Budiansky B, O'Connell R J. Elastic moduli of a cracked solid. *Int J Solids Struct*, 1976, 12: 81—97[DOI]
- 16 Mackenzie J H. The elastic constants of a solid containing spherical holes. *Proc Phys Soc*, 1950, 63: 2—11
- 17 Perzyna P. The constitutive equations for rate sensitive plastic materials. *Quart App Math*, 1963, 20: 321—332
- 18 Colantonio L, Stainier L. Numerical integration of visco-plastic constitutive equations for porous materials. In: Desideri J-A, Le Tallec P, Onate E, et al. eds. *Num Meth Eng'96*. New York: Wiley Pubs, 1996. 28—34
- 19 Needleman A, Tvergaard V. An analysis of ductile rupture in notched bars. *J Mech Phy Solids*, 1984, 32: 461—490[DOI]
- 20 Grote D L, Park S W, Zhou M. Dynamic behavior of concrete at high strain rates and pressures: I. Experimental characterization. *Int J Impact Eng*, 2001, 25: 869—886[DOI]
- 21 Li Q M, Meng H. About the dynamic strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test. *Int J Solids Struct*, 2003, 40: 343—360[DOI]
- 22 Lemaitre J, Chaboche J L. Aspect phenomenologique de la rupture Par endommagement. *J Mecan Appl*, 1978, 2(3): 317—365
- 23 白以龙. 冲击荷载下材料的损伤和破坏. 见: 王礼立, 余同希, 李永池编. *冲击动力学进展*. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 1992. 34—57
- 24 白以龙, 汪海英, 夏梦芬, 等. 固体的统计细观力学-连接多个耦合的时空尺度. *力学进展*, 2006, 36(2): 286—305
- 25 Seaman L, Curran D R, Shockey D A. Computational models for ductile and brittle fracture. *J Appl Phys*, 1976, 47: 4814—4826[DOI]
- 26 Stenvens A L, Davison L, Warren W G, et al. *Dynamic Crack Propagation*. Leyden: Noordhoff, 1972. 37—55
- 27 Curran D R, Seaman L, Shockey D A. Shear band observations and derivations of requirements for a shear band model. *Phys Rep*, 1987, 144: 253—288[DOI]
- 28 Wu X R, Carlsson A J. *Weight Function and Stress Intensity Factor Analysis*. 1st ed. New York: Pergamon Press, 1991
- 29 John R. Mixed mode fracture of concrete subjected to impact loading. Dissertation of Doctoral Degree. Evanston IL: Northwestern University, 1988
- 30 Lambeert D E, Ross C A. Strain rate effects on dynamic fracture and strength. *Int J Impact Eng*, 2000, 24: 985—998[DOI]
- 31 Tandon S, Faber K T. Effects of loading rate on the fracture of cementitious materials. *Cement Concrete Res*, 1999, 29: 397—406[DOI]
- 32 Holmquist T J, Johnson G R, Cook W H. A computation constitutive model for concrete subjected to large strains, high strain rates, and high pressures. In: 14th International Symposium on Ballistics. Canada: Québec, 1993. 591—600
- 33 Taylor L M, Chen E P, Kuszmaul J S. Microcrack-induced damage accumulation in brittle rock under dynamic loading. *J Comp Meth Appl Mech Eng*, 1986, 55: 301—332[DOI]