DOI: 10.11883/bzycj-2017-0043 文章编号: 1001-1455(2018)05-1023-08

钢筋混凝土靶侵彻的可压缩弹-塑性动态空腔膨胀阻力模型*

邓勇军[1,2,3],宋文杰[4],陈小伟[3,5],姚 勇[2,3]

(1. 中国工程物理研究院总体工程研究所,四川 绵阳 621999;
2. 西南科技大学土木工程与建筑学院,四川 绵阳 621010;
3. 西南科技大学工程材料与结构冲击振动四川省重点实验室,四川 绵阳 621010;
4. 北京大学工学院力学与工程科学系,北京 100871;
5. 北京理工大学前沿交叉科学研究院,北京 100871)

摘要: 在 Forrestal 素混凝土靶侵彻的可压缩弹-塑性球形动态空腔膨胀理论模型基础上,考虑粉碎区以内钢筋对混凝土的环向约束作用,提出了一个适用于刚性弹侵彻钢筋混凝土靶的阻力模型。论文通过体积配筋率的引入,获得了钢筋混凝土靶空腔表面径向应力的理论解,并讨论了配筋率对空腔壁面径向应力及各分区大小的影响。结果表明:钢筋对混凝土的环向约束效应影响了空腔膨胀过程中混凝土各区域的大小分布,并提高了空腔表面的径向应力。

关键词: 动态空腔膨胀;钢筋混凝土;径向应力;体积配筋率

中图分类号: O345 **国标学科代码**: 13015 **文献标志码**: A

钢筋混凝土广泛应用于民用建筑以及军事设施,譬如地下指挥工事、武器弹药库、油料库和机库等,是主要的抗冲击防护结构。当这些重要建筑物作为攻击目标时,如何有效摧毁目标和有效发挥其防护功能成为主要关注问题。弹体侵彻素混凝土靶,在经验模型、实验研究、理论建模和数值分析方面已形成了一套相对完善的设计方法[1-4]。但实际的防护工程通常为钢筋混凝土结构,相对于素混凝土,侵彻过程中弹体所受到的阻力应该是由混凝土和钢筋共同决定,且钢筋强度、直径、配筋间距等因素也会严重影响弹体侵彻的最终结果。

素混凝土方面,比较成熟的侵彻理论为基于球形和柱形动态空腔膨胀的刚性弹动力学模型。Forrestal 等[5-7]在这方面进行了大量工作,并将其成功应用于混凝土、岩石和土壤介质的侵彻分析中。球形动态空腔膨胀理论中假定:在无限大介质中,一个空腔从半径为零开始以速度 V 向外膨胀,其周围介质逐渐被压缩并向外扩展,产生不同的响应区。对于混凝土类脆性材料来说,当膨胀速度 V 较低时(通常约为 1 000 m/s 左右),大致可以分为 5 个响应区,如图 1 所示:

(1) 空腔区(cavity region),大小一般为弹体直径;

(2) 粉碎区(crushed region),混凝土各个方向(径向、环向)均发生破坏,环向拉伸断裂,径向压缩溃裂,形成完全破坏;

(3) 破裂区(cracked region),混凝土环向应力达到其抗拉强度值,发生环向拉伸断裂破坏,而径向一般未达到使混凝土发生破坏的应力值,不形成径向溃裂。最终仅表现为环向单向拉伸裂纹;

(4) 弹性区(elastic region),混凝土处于弹性阶段;

(5) 未扰动区(undisturbed rigion),弹性波未达到区域,即不受力区域。

不同分区的边界由界面传播速度所确定。粉碎区边界由 $r=Vt$ 及 $r=ct$ 确定,破裂区边界由 $r=ct$

* **收稿日期**: 2017-02-15; **修回日期**: 2017-03-31
基金项目: 国家自然科学基金(11225213,11390361,11390362)
第一作者: 邓勇军(1987—),男,博士研究生; **通信作者**: 陈小伟,xwchen@caep.cn。

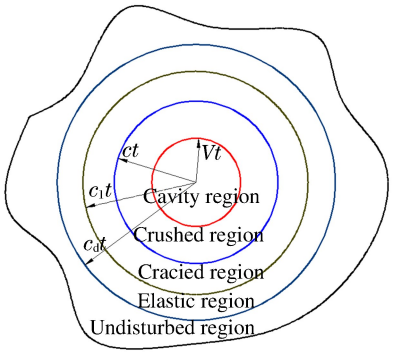


图 1 低速时混凝土空腔膨胀响应分区

Fig. 1 Regions of concrete cavity at low expanding speed

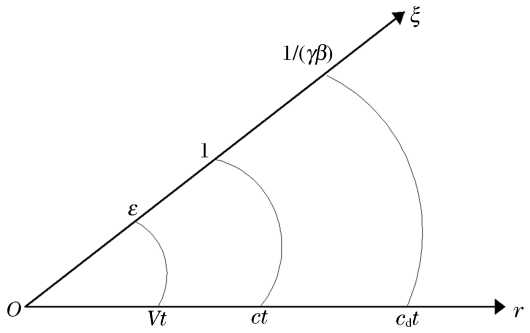


图 2 弹性-粉碎区模型

Fig. 2 Model of elastic-crushed region

及 $r=c_1t$ 确定，弹性区边界由 $r=c_1t$ 与 $r=c_dt$ 确定。其中，r 为径向欧拉坐标，t 为时间，V 为空腔膨胀速度，c 和 c_1 分别为粉碎区-破裂区、破裂区-弹性区的界面速度，c_d 为弹性波速度。当空腔膨胀速度较大时，界面速度 c 将超过 c_1，破裂区消失，形成粉碎区-弹性区模型，如图 2 所示，此时 c 表示粉碎区-弹性区界面传播速度。

Forrestal 等[7]结合不同的情况，给出了素混凝土不可压缩弹-塑性模型、可压缩弹-塑性模型、不可压缩弹性-破裂-粉碎区模型及可压缩弹性-破裂-粉碎区模型。以 Forrestal 等[7]的研究为基础，Chen 等[3]和 Li 等[8]总结给出了控制刚性弹侵彻力学的 2 个无量纲特征参数，即撞击函数和弹体几何函数，并据此进一步给出了混凝土靶侵彻/穿甲的初始弹坑、隧道区及剪切冲塞三阶模型。

钢筋的加入使得非均匀的混凝土材料更为复杂，目前人们对钢筋混凝土的侵彻机理认识并不完善，即便是在刚性弹正侵彻这种特殊的侵彻条件下，在侵彻阻力计算模型中如何考虑钢筋作用的阻力项，也没有较为合理的计算方法。已有钢筋混凝土靶侵彻实验表明[9]：钢筋混凝土中的弹体侵彻阻力相对于素混凝土显著增加。目前对钢筋混凝土介质侵彻问题的研究中，通常忽略钢筋或简单地等效简化钢筋作用[10-12]，或将其等效为强度增强的均匀混凝土介质[13-15]，以及混凝土和薄钢板的叠压夹层结构等，这些都较少涉及具体配筋对侵彻过程的影响。值得指出的是，Chen 等[16]在先前提出的混凝土靶穿甲三阶段模型基础[3]上，将配筋率和钢筋单轴拉伸强度作为侵彻过程中的主要影响因素，引入钢筋无量纲参数 Θ 建立了侵彻模型。

综上所述，可以看到，尽管学者对钢筋混凝土侵彻问题进行了不同程度的理论建模，但基本上都是将钢筋混凝土进行等效增强处理，即使部分学者考虑配筋率及钢筋直接作用的影响，但由于模型局限，仍然尚未提出令人信服的有效、可靠的理论研究方法。对于钢筋混凝土，钢筋将对混凝土破裂区及粉碎区产生约束并影响各区域分布，由此显著影响侵彻阻力的积分效应，从而影响侵彻过程中弹体的侵彻阻力。如何考虑钢筋对混凝土破裂区及粉碎区的约束及对应的空腔膨胀理论完善，目前尚没有相关分析工作。

本文中，以 Forrestal 等[7]提出的混凝土可压缩弹-塑性模型，即弹性-粉碎区理论模型为基础（如图 1～2 所示），考虑粉碎区钢筋对混凝土的环向约束作用，建立钢筋混凝土空腔膨胀的理论模型，以期为提高精确打击及防护工程设计提供参考。

1 钢筋的简化及引入

1.1 基本假设

防护工程中，钢筋通常分层布置在混凝土不同位置。本文中，假设钢筋混凝土靶为图 3 所示的配筋结构，在弹体沿 z 轴正侵彻情况下，建立刚性弹体侵彻钢筋混凝土的理论模型，作以下假设：

（1）对于弹性－粉碎区模型，假设弹性区钢筋对混凝土的约束作用可以忽略，仅考虑粉碎区以内的钢筋对混凝土的约束作用，且粉碎区以内钢筋全部受拉屈服；

（2）仅考虑钢筋的环向约束作用，不考虑径向作用；

（3）暂不考虑弹体直接撞击钢筋的阻力作用。

1.2　钢筋的约束作用

根据 1.1 节假设，设钢筋混凝土部分的尺寸为：$B\times L\times H$（如图 3 所示），共 m 层钢筋分层水平布置在靶体中，层间距为 H_1，各层钢筋呈网格形式布置，网格尺寸为 $a\times a$（如图 4 所示），钢筋直径为 d。

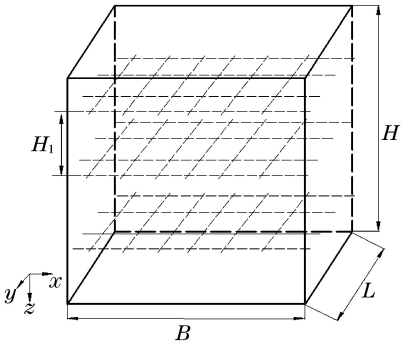


图 3　钢筋混凝土靶示意图

Fig. 3　Schematic of reinforced concrete target

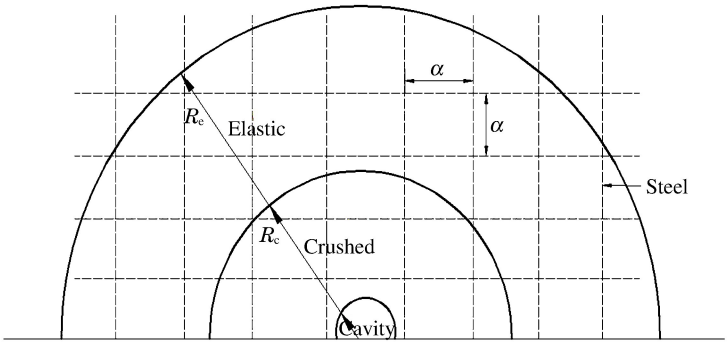


图 4　靶体钢筋布置

Fig. 4　Steel distribution in target

钢筋混凝土结构通常采用体积（或截面）配筋率描述钢筋配置情况，其中体积配筋率即单位体积中钢筋含量。根据假设，可知体积配筋率表达式为：

$$\gamma_V=\frac{(BL/a^2)(\pi/4)d^2a\times(2m)}{BLH}=\frac{m\pi d^2}{2aH} \tag{1}$$

由于钢筋网格沿 x、y 轴方向均为等间距（$a\times a$）布置，则体积配筋率与 x、y 轴方向的截面配筋率有以下关系：

$$\gamma_x=\gamma_y=\gamma_V/2 \tag{2}$$

弹体侵彻钢筋混凝土过程中，粉碎区以内的钢筋受空腔膨胀作用，变形示意如图 5 所示。由于钢筋与混凝土材料性质存在差异，膨胀过程中混凝土向外扩张的变形量大于钢筋向外扩张的变形量，导致钢筋对附近的混凝土产生环向约束作用，使混凝土处于三向受压状态。根据粉碎区以内钢筋的变形示意及假设，认为粉碎区以内每根钢筋均受拉达到屈服应力，即有 $\sigma_s^p(\xi)=-\sigma_y$，$\sigma_s^p(\xi)$ 为粉碎区每根钢筋上的应力，上标 p 表示塑性区（粉碎区），σ_y 为钢筋屈服强度，负号表示受拉。

在钢筋混凝土中选取微元体 $\mathrm{d}B\times\mathrm{d}L\times\mathrm{d}H$（图 6），建立钢筋与混凝土在微元体上力平衡关系，得到粉碎区钢筋带来的混凝土等效环向应力（以 x 方向为例）：

$$\mathrm{d}A\cdot\bar{\sigma}_{\theta s}^{p}=\mathrm{d}A\cdot\gamma_x\sigma_s^p(\xi) \tag{3}$$

式中：$\bar{\sigma}_{\theta s}^{p}$ 表示钢筋约束作用带来的混凝土等效环向应力，$\mathrm{d}A$ 为微元体中 x 方向横截面面积。

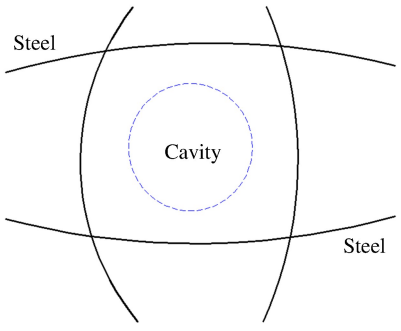


图 5　膨胀过程中钢筋变形示意图

Fig. 5　Steel deformation while cavity expanding

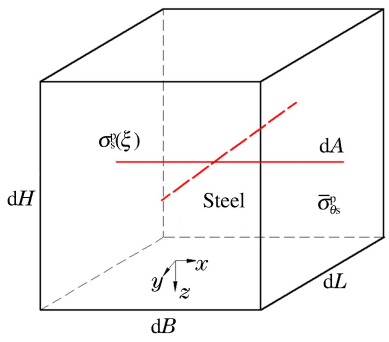


图 6　钢筋混凝土微元

Fig. 6　Infinitesimal of reinforced concrete

由式(2)和(3)可得：

$$\bar{\sigma}_{\theta s}^{p}=\gamma_V\sigma_s^{p}(\xi) \tag{4}$$

2 钢筋混凝土弹性-粉碎区理论

Forrest 等[7]在球形空腔膨胀理论基础上，给出了完整的素混凝土侵彻理论模型，其中弹性-粉碎区模型如图 2 所示。

考虑混凝土材料可压缩性时，弹性区由杨氏模量 E 和泊松比 ν 确定，其粉碎区采用线性压力-体应变关系和 Mohr-Coulomb 屈服准则描述：

$$p=K(1-\rho_0/\rho)=K\eta \tag{5}$$

$$p=(\sigma_r+\sigma_\theta+\sigma_\varphi)/3,\quad \sigma_\theta=\sigma_\varphi \tag{6}$$

$$\sigma_r-\sigma_\theta=\lambda p+\tau,\quad \tau=[(3-\lambda)/3]Y \tag{7}$$

式中：p 为静水压力，ρ_0、ρ 分别为变形前后的材料密度；η 为体积应变；K 为体积模量，且有 $E=3K(1-2\nu)$；σ_r、σ_θ(或 σ_φ)分别为素混凝土的径向、环向柯西应力(压为正)；λ 和 τ 分别为压力硬化系数和内聚力；Y 为单轴抗压强度。

考虑钢筋约束作用下，在欧拉坐标系下建立钢筋混凝土粉碎区的质量及动量守恒方程：

$$\rho\left(\frac{\partial v}{\partial r}+\frac{2v}{r}\right)=-\left(\frac{\partial \rho}{\partial t}+v\frac{\partial \rho}{\partial r}\right) \tag{8}$$

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r}+\frac{2}{r}(\sigma_r-\sigma_{\theta,sc})=-\rho\left(\frac{\partial v}{\partial t}+v\frac{\partial v}{\partial r}\right) \tag{9}$$

此时：

$$\sigma_{\theta,sc}=\sigma_\theta+\bar{\sigma}_{\theta s}^{p} \tag{10}$$

式中：v 为粒子速度(径向为正)，$\sigma_{\theta,sc}$为钢筋混凝土的环向应力，σ_θ 为素混凝土环向应力。

对于钢筋混凝土，ρ_0 表示钢筋混凝土变形前的密度，其表达式为：

$$\rho_0=\rho_s\gamma_V+\rho_c(1-\gamma_V) \tag{11}$$

式中：ρ_s 和 ρ_c 分别为变形前钢筋和混凝土密度。

$$\frac{\partial v}{\partial r}+\frac{2v}{r}=-\frac{\alpha}{2K(1-\eta)}\left(\frac{\partial \sigma_r}{\partial t}+v\frac{\partial \sigma_r}{\partial r}\right) \tag{12}$$

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r}+\frac{\alpha\lambda\sigma_r}{r}+\frac{\alpha\tau}{r}-\frac{2}{r}\bar{\sigma}_{\theta s}^{p}=-\frac{\rho_0}{(1-\eta)}\left(\frac{\partial v}{\partial t}+v\frac{\partial v}{\partial r}\right) \tag{13}$$

$$\alpha=\frac{6}{3+2\lambda},\qquad \eta=\frac{\alpha\tau}{2K}\left(\frac{\sigma_r}{\tau}-\frac{2}{3}\right) \tag{14}$$

引入无量纲变量及相似变换：

$$S=\sigma_r/\tau,\quad U=v/c,\quad \varepsilon=V/c,\quad \beta=c/c_p,\quad c_p^2=K/\rho_0 \tag{15}$$

$$\xi=r/(ct) \tag{16}$$

空腔表面边界条件为：

$$U(\xi=\varepsilon)=\varepsilon \tag{17}$$

将控制方程化成适合“龙格-库塔”方法[17]数值求解的标准形式：

$$\frac{dU}{d\xi}=\frac{\dfrac{2U}{\xi}+\dfrac{\tau\alpha^2}{2K\xi}\left(\dfrac{\xi-U}{1-\eta}\right)\left(\lambda S+1-\dfrac{2\bar{\sigma}_{\theta s}^{p}}{\tau\alpha}\right)}{\dfrac{\alpha\beta^2}{2}\left(\dfrac{\xi-U}{1-\eta}\right)^2-1} \tag{18}$$

$$\frac{dS}{d\xi}=\frac{\dfrac{\alpha}{\xi}+\dfrac{\alpha\lambda S}{\xi}-\dfrac{2}{\xi\tau}\bar{\sigma}_{\theta s}^{p}+\dfrac{2\beta^2KU}{\tau\xi}\left(\dfrac{\xi-U}{1-\eta}\right)}{\dfrac{\alpha\beta^2}{2}\left(\dfrac{\xi-U}{1-\eta}\right)^2-1} \tag{19}$$

与 Forrestal 素混凝土模型[7]的主要区别在于：式(18)和(19)中分别多出了 $2\bar{\sigma}_{0s}^{p}/(\tau\alpha)$ 和 $2\bar{\sigma}_{0s}^{p}/(\xi\tau)$ 两项，且这两项与体积配筋率相关，反映了钢筋对径向应力及速度的影响。另一方面，式(18)和(19)中涉及的材料密度均也相应地变为钢筋混凝土密度。

当配筋率时，式(18)和(19)回归到可压缩素混凝土控制方程。与素混凝土理论类似，在弹性-粉碎区界面处满足 Hugoniot 跳跃条件[18]：

$$\rho_2(v_2-c)=\rho_1(v_1-c) \tag{20}$$

$$\sigma_2+\rho_2 v_2(v_2-c)=\sigma_1+\rho_1 v_1(v_1-c) \tag{21}$$

式中：下标 1 和 2 分别代表弹性区及粉碎区；ρ 为钢筋混凝土密度，v 为粒子速度。根据(20)，(21)可知界面处($\xi=1$)径向应力和粒子速度连续：

$$U_2=U_1,\qquad S_2=S_1,\qquad \rho_2=\rho_1 \tag{22}$$

弹性区中，不考虑钢筋对阻力的影响，故其解仍与文献[19]一致，即弹性区中，密度为钢筋混凝土未变形时的密度 ，杨氏模量仍为素混凝土的杨氏模量。

$$S_1=S_2=\frac{2[(1-2\nu)(1+\gamma\beta)+(1+\nu)(\gamma\beta)^2]}{3(1-2\nu)(1+\gamma\beta)-2\lambda(1+\nu)(\gamma\beta)^2} \tag{23}$$

$$U_1=U_2=\frac{3\tau(1+\nu)(1-2\nu)(1+\gamma\beta)}{E[3(1-2\nu)(1+\gamma\beta)-2\lambda(1+\nu)(\gamma\beta)^2]} \tag{24}$$

$$\gamma^2=\left(\frac{c_p}{c_d}\right)^2=\frac{1+\nu}{3(1-\nu)},\quad c_d^2=\frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho_0} \tag{25}$$

式中：c_d 为一维应变下的塑性体波波速，当 $\nu=1/3$ 时，$c_p=0.82c_d$。

可压缩钢筋混凝土模型求解的思路为：对于某一侵彻初速度，首先假设一个 β 的初值，求解出 U_2 和 S_2，然后通过控制方程逐步向空腔壁面积分，得到无量纲的径向应力及质点速度(对于弹性－粉碎区模型，其积分区间从弹塑性界面 $\xi=1$ 到空腔壁面 $\xi=\varepsilon$)，并判断质点速度是否满足边界条件 $U(\xi=\varepsilon)=\varepsilon$。若不满足，更新 β 初始值，重复前面计算过程直到边界条件满足时，得到真实的 $\beta=c/c_p$ 值所对应的无量纲径向应力 S 与 V 的关系。

3　算例验证

Forrestal 等[7]给出了素混凝土可压缩情况下，侵彻速度与空腔表面无量纲径向应力，弹性-粉碎区界面速度的关系。本文中采用 Forrestal 等[7]提供的数据进行理论模型的有效性验证。算例中弹体直径为 76.2 mm，弹头弧形半径 114.3 mm，弹体质量为 5.9 kg。混凝土采用 Forrestal 等[7]给出的参数：体积模量 $K=6.7$ GPa，抗压强度 $Y=130$ MPa，杨氏模量 $E=11.3$ GPa，泊松比 $\nu=0.22$，抗拉强度 $f=13$ MPa，密度 $\rho_c=2\,260$ kg/m^3，压力硬化系数 $\lambda=0.67$，内聚力 $\tau=100.97$ MPa。钢筋参数：直径为 6 mm，抗拉强度 $f_s=400$ MPa，杨氏模量 $E_s=200$ GPa，密度$\rho_s=7\,800$ kg/m^3。

通过式(18)和(19)，求出当配筋率为 0 时，钢筋混凝土理论模型的空腔表面无量纲径向应力和弹性-粉碎区界面速度值，与 Forrestal 等[7]素混凝土结果对比见图 7 和图 8。从图 7、8 可知，当配筋率为 0 时，钢筋混凝土侵彻理论模型与 Forrestal 素混凝土模型[7]计算结果吻合，这表明本文的钢筋混凝土侵彻理论模型对 Forrestal 素混凝土模型[7]是包容的。

为分析钢筋约束作用对空腔壁面无量纲径向应力的影响，在钢筋混凝土内通过改变钢筋网格的层间距以获得不同的配筋率。此处结合工程实际，分别考虑了体积配筋率为 0(素混凝土)、0.6%、3%、6%的结果，分别对应于 Sliter[12]和 Chen 等[16]文中截面配筋率分类：低配筋率(低于 0.3%)、中配筋率(0.3%～1.5%)以及高配筋率(1.5%～3%)。

由图1可知，在弹性-粉碎区模型中，c在一定程度上反映了空腔膨胀过程中粉碎区的几何尺寸变化。

图 9 给出了不同配筋率下粉碎区-弹性区界面速度-侵彻速度关系，从图 9 中可以看出：对于可压缩

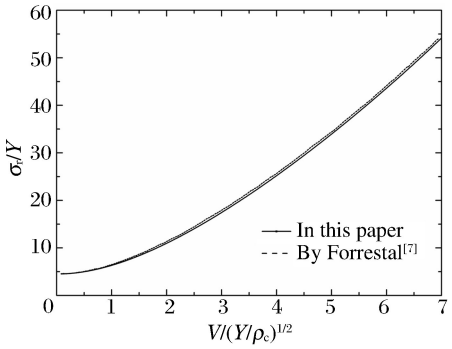


图 7 配筋率为零时钢筋混凝土
空腔表面径向应力-侵彻速度关系

Fig. 7 Relationship between radial stress at cavity surface and penetration speed at zero reinforcement ratio

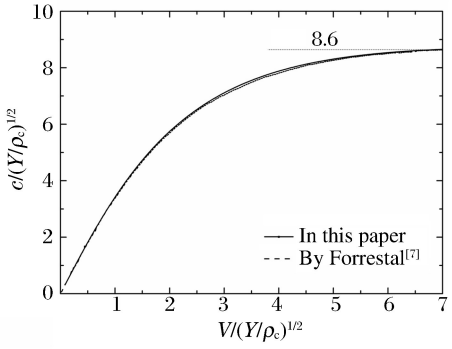


图 8 配筋率为零时钢筋混凝土
塑性-弹性界面速度-侵彻速度关系

Fig. 8 Speed of plastic-elastic interface vs. penetration speed at zero reinforcement ratio

情况，可以发现，随着配筋率的增大，界面速度 c 幅值呈减小的趋势，表明混凝土受钢筋的环向约束作用的影响，弹性-粉碎区界面速度降低，即粉碎区的尺寸相对减小，说明钢筋对混凝土粉碎区产生约束并影响了各区域分布。

图 10 给出了不同配筋率条件下无量纲径向应力与侵彻速度的关系。结果表明：初始侵彻速度一定时，随着配筋率的增加，径向应力显著增大。如初始侵彻速度为 600 m/s、体积配筋率为 3%时，径向应力增大比例为 4.91%；当体积配筋率达到 6%时，径向应力增大比例增加至 9.67%。同一配筋率下，初始侵彻速度增加，径向应力增大幅度加大。如体积配筋率为 6%、初始侵彻速度为 200m/s 时，径向应力增大比例为 8.07%；初始侵彻速度为 800 m/s 时，径向应力增大比例达到 9.91%，说明在侵彻速度较高时，钢筋约束效应对侵彻阻力影响较为显著。从图 10 中还可看出，体积配筋率为 3%（截面配筋率为 1.5%）及以下时，钢筋的作用较小，与 Sliter[12] 给出的结论一致。

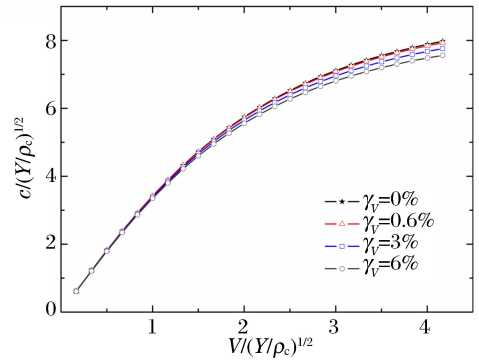


图 9 不同配筋率下粉碎区-弹性区界面速度-侵彻速度关系

Fig. 9 Speed of plastic-elastic interface vs. penetration speed at different reinforcement ratios

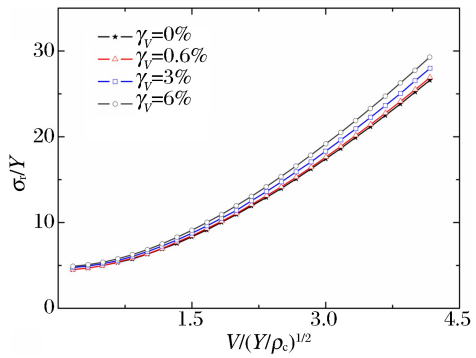


图 10 不同配筋率下径向应力-侵彻速度关系

Fig. 10 Relationship between radial stress and penetration speed at different reinforcement ratios

为便于在工程中应用，对于素混凝土弹-塑性模型，Forrestal 等[7]根据理论解，对空腔壁面的径向应力表达式采用如下公式进行简化：

$$\frac{\sigma_r}{Y}=A_0+B_0\frac{V}{(Y/\rho_c)^{1/2}}+C_0\frac{V^2}{(Y/\rho_c)} \tag{26}$$

式中：$A_0=4.50$，$B_0=0.75$，$C_0=1.29$。对于钢筋混凝土靶，由图 10 结果可知，仍然可以采用 Forrestal[7] 的方法，将空腔壁面的径向应力表达式进行如下简化：

$$\frac{\sigma_r}{Y}=A(\gamma_V)+B(\gamma_V)\frac{V}{(Y/\rho_c)^{1/2}}+C(\gamma_V)\frac{V^2}{(Y/\rho_c)} \tag{27}$$

与 Forrestal 等[7]不同的是，式(27)中 A、B、C 为体积配筋率 γ_V 的函数。根据不同配筋率下多种工况的计算，得到不同配筋率情况下的多组待定系数(A、B、C)，然后通过分析，找到待定系数与配筋率的简易关系。对计算的数据进行拟合，发现 A、B、C 与体积配筋率 γ_V 呈线性关系，如图 11 所示。

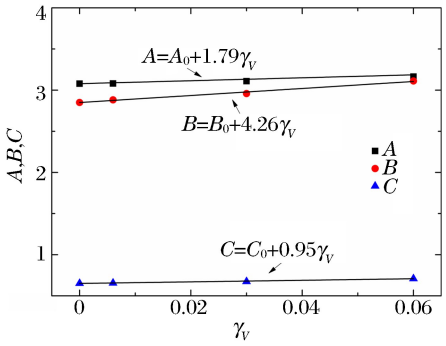


图 11 可压缩系数 A、B、C 与体积配筋率变化关系

Fig. 11 Relationship between coefficients of A, B, C and reinforced ratios

根据拟合，得到：

$$A(\gamma_V)=A_0+A_1\gamma_V,\quad B(\gamma_V)=B_0+B_1\gamma_V$$
$$C(\gamma_V)=C_0+C_1\gamma_V \tag{28}$$

本次算例中 $A_1=1.79$，$B_1=4.26$，$C_1=0.95$。则钢筋混凝土径向应力可表示为混凝土＋钢筋应力形式：

$$\frac{\sigma_r}{Y}=A_0+B_0\frac{V}{(Y/\rho_c)^{1/2}}+C_0\frac{V^2}{(Y/\rho_c)}+A_1\gamma_V+B_1\gamma_V\frac{V}{(Y/\rho_c)^{1/2}}+C_1\gamma_V\frac{V^2}{(Y/\rho_c)} \tag{29}$$

当 $\gamma_V=0$ 时，表示素混凝土。模型中未考虑弹与靶的接触摩擦阻力，且常数 A_0、A_1、B_0、B_1、C_0、C_1 根据不同的初始参数确定。

4　结　论

本文基于球形动态空腔膨胀理论模型，在 Forrestal 素混凝土弹性-塑性区模型[7]的基础上，提出了一个适用于刚性弹侵彻钢筋混凝土靶的计算模型。通过与素混凝土理论结果对比分析，得到以下结论：(1) 相对于素混凝土模型，钢筋对混凝土的环向约束效应提高了空腔表面的径向应力，且径向应力随配筋率的增加而增大；(2) 钢筋对混凝土的约束作用影响了空腔膨胀过程中混凝土各区域大小的分布；(3) 模型中通过引入配筋率因素，可以全面地反映配筋间距，网格尺寸等具体的配筋情况对侵彻过程的影响。

参考文献：

[1] BISHOP R F, HILL R, MOTT N F. The theory of indentation and hardness tests[J]. Proceedings of the Physical Society, 1945,57(57):147-159.

[2] GOODIER J N. On the mechanics of indentation and cratering in the solid targets of strain-hardening metal by impact of hard and soft spheres[C]// Proceedings of the 7th Symposium on Hypervelocity Impact III, 1965:215-259.

[3] CHEN X W, LI Q M. Deep penetration of a non-deformable projectile with different geometrical characteristics[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002,27(6):619-637.

[4] YANKELEVSKY D Z. Local response of concrete slabs to low velocity missile impact[J]. International Journal of Impact Engineering, 1997,19(4):331-343.

[5] FORRESTAL M J, ALTMAN B S, CARGILE J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 1994,15(4):395-405.

[6] FORRESTAL M J, LUK V K. Penetration into soil targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 1992,12(3):427-444.

[7] FORRESTAL M J, TZOU D Y. A spherical cavity-expansion penetration model for concrete targets[J]. International Journal of Solids & Strchture, 1997,28(5):4127-4146.

[8] LI Q M, CHEN X W. Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003,28(1):93-116.

[9] 周宁，任辉启，沈兆武，等. 侵彻钢筋混凝土过程中弹丸过载特性的实验研究[J]. 实验力学，2006,21(5):572- 578.
ZHOU Ning, REN Huiqi, SHEN Zhaowu, et al. Experimental study on overload characteristics of projectile penetrating reinforced concrete[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2006,21(5):572-578.

[10] LUK V K, FORRESTAL M J. Penetration into semi-finite reinforced concrete targets with spherical and ogival nose pro-

jectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 1987,6(4):291-301.
[11] KENNEDY R P. A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects [J]. Nuclear Engineering & Design, 1976,37(2):183-203.
[12] SLITER G E. Assessment of empirical concrete impact formulas[J]. Journal of Structural Division, 1980,106(5):1023-1045.
[13] RIERA J D. Penetration, scabbing and perforation of concrete structure hit by solid missile[J]. Nuclear Engineering & Design, 1989,115(1):121-131.
[14] BARR P. Guidelines for the design and assessment of concrete structures subjected to impact[R]. London: HMSO, 1990.
[15] DANCYGIER A N. Effect of reinforcement ratio on the resistance of reinforced concrete to hard projectile impact[J]. Nuclear Engineering & Design, 1997,172(1):233-245.
[16] CHEN X W, LI X L, CHEN Y Z, et al. Normal perforation of reinforced concrete target by rigid projectile[J]. International Journal of Impact Engineering, 2008,35(14):1119-1129.
[17] PRESS W H, FLANNERY B P, TEUKOLSKY S A, et al. Numerical recipes, the art of scientific computing[M]. New York: Cambridge University Press, 1989.
[18] FORRESTAL M J, LUK V K. Dynamic spherical cavity expansion in a compressible elastic-plastic solid[J]. Journal of Applied Mechanics, 1988,55(2):275-279.
[19] HOPKINS H G. Dynamic expansion of spherical cavities in metals[M]// Sneddon I N, Hill R. Progress in Solid Mechanics. New York: North-Holland Publishing Company, 1960.

A dynamic cavity-expansion penetration model of compressible elastic-plastic response for reinforced concrete targets

DENG Yongjun[1,2,3], SONG Wenjie[4], CHEN Xiaowei[3,5], YAO Yong[2,3]

(1. *Institute of Systems Engineering, China Academy of Engineering Physics, Mianyang* 621999, *Sichuan, China*;
2. *School of Civil Engineering and Architecture, Southwest University of Science and Technology, Mianyang* 621010, *Sichuan, China*;
3. *Shock and Vibration of Engineering Materials and Structures Key Laboratory of Sichuan Province, Southwest Universtiy of Science and Technology, Mianyang* 621010, *Sichuan, China*;
4. *Engineering Mechanics and Engineering Sciences, Peking University, Beijing* 100871, *China*;
5. *Advanced Research Institute of Multisciplinaty Science, Beijing Insititute of Technology, Beijing* 100081, *China*)

Abstract: In the present paper, based on the compressible elastic-plastic response penetration model of plain concrete proposed by Forrestal, a dynamic spherical cavity-expansion penetration model for reinforced concrete targets is constructed with considering the hoop confinement effect derived from reinforcing bars in the crushed region. The theoretical solution of radial stress for the compressible reinforced concrete is achieved through introducing the reinforcement ratio, i. e., the volume fraction of rebars in the concrete target. The effects of reinforcement ratio on radial stress and size of response regions are discussed. The results show that the hoop confinement effect derived from reinforcing bars changes the size of each region and improves the radial stress at cavity surface.

Keywords: dynamic cavity-expansion; reinforced concrete; radial stress; volume reinforcement ratio

(责任编辑 王小飞)