

# 弹体垂直侵彻钢筋混凝土数值模拟

姜 华, 王君杰

(同济大学 桥梁工程系, 上海 200092)

**摘要:** 详细总结了 Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT) 混凝土模型, 采用标准立方体单轴拉伸和单轴压缩数值模拟揭示了模型基本特性, 并将该模型用于弹体侵彻钢筋混凝土数值模拟, 钢筋混凝土靶板前后表面的层裂破坏和内部断裂破碎现象均得到了较好反映, 计算得到的弹体残余速度和实测值吻合较好, 数值模拟还表明钢筋作用和混凝土模型相似角对弹体残余速度影响较小。

**关键词:** Riedel-Hiermaier-Thoma 混凝土模型; 数值模拟; 弹体侵彻; 钢筋混凝土板

**中图分类号:** TJ 414.3

**文献标识码:** A

## Numerical Simulation of Projectile Perforation Reinforced Concrete Perpendicularly

JIANG Hua, WANG Junjie

(Department of Bridge Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** This paper presents a summary of the Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT) concrete model in detail, and the basic characteristic is demonstrated by numerical simulation of the single brick element under the uniaxial compression and uniaxial tensile loads. Then the model is applied to the projectile perforation reinforced concrete simulation, both the spallation damage on the front and back face of concrete slab and rupture damage phenomenon in the inner of slab are well presented in the simulation, the residual velocity of projectile predicated by numerical simulation is on good agreement with experimental results reported by Hanchak. Besides, it is also found that there is little influence of the reinforced bar and the similarity angle on deviatoric plane to the residual velocity of projectile in the simulation.

**Key words:** Riedel-Hiermaier-Thoma concrete model; numerical simulation; projectile perforation; reinforced concrete plate

钢筋混凝土结构抗侵彻性能一直广受关注, 在最近 10 年里, 随着有限元仿真技术的不断推广和应用, 钢筋混凝土目标侵彻数值模拟已成为国内外学术研究热点, 而混凝土冲击模型的建构则为数值模拟关键环节之一。目前 Holmquist-Johnson-Cook (HJC) 混凝土模型<sup>[1-2]</sup>因模型参数相对较少, 用于侵彻和高速冲击模拟时在运算时间与计算精度上平衡较好, 应用最为广泛<sup>[3-6]</sup>。已有研究表明 HJC 模型能较好反映混凝土靶板中间部位由剪切挤压引起的断裂破碎现象和弹体侵彻混凝土后的残余速度, 但由于模型无法反映混凝土拉伸损伤, 在模拟混凝土靶板表面由拉伸应力波引起的层裂现象时不尽如人意<sup>[7-8]</sup>。有学者针对 HJC 在拉静水区处理上的不足, 引入连续损伤 TCK 模型用于拉静水区, 结合 HJC 模型对压静水区的模拟功能用于侵彻模拟时取得了较为满意结果<sup>[8-9]</sup>。而在 HJC 模型基础上发展而来的 Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT) 模型同样改进了拉静水区处理上的不足, 并对压静水区处理也做了相应改动。在总结 RHT 混凝土模型基本理论基础, 采用该模型模拟弹体侵彻钢筋混凝土试验。

## 1 RHT 混凝土模型

RHT 混凝土模型由 Riedel W 等人于 1999 年提出<sup>[10]</sup>, 继承了 HJC 混凝土破坏面具有的压力依赖性、应变速率敏感性和压缩损伤软化等特点, 同时引入了偏应力张量第三不变量对破坏面形状的影响, 考虑了拉静水和压静水区应变速率敏感性的差异性采用了不同的动力放大系数<sup>[11-12]</sup>, 破坏面定义同混凝土损伤模型<sup>[13]</sup>类似引入最大失效面、弹性屈服失效面和残余失效面 3 个控制破坏面, 当前失效面根

收稿日期: 2009-02-26

基金项目: 交通部西部交通建设科技资助项目(2007ZB06); 国家自然科学基金资助项目(50538050)

作者简介: 姜 华(1980—), 男, 博士生, 主要研究方向为桥梁船撞. E-mail: sunshine5601@126.com

王君杰(1962—), 男, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为桥梁抗震和桥梁船撞. E-mail: jjqxu@tongji.edu.cn

据等效塑性应变值或者累计等效塑性应变值(损伤值)在3个控制破坏面之间进行插值.另外,RHT混凝土模型还引入了拉伸损伤,拉伸和压缩损伤均取决于等效塑性应变,与材料塑性体积变化无关.

### 1.1 模型失效面

模型定义了如图1所示以静水压力  $p$  为横坐标的3个固定失效面,分别为最大失效面  $Y_{\text{fail}}$ 、残余失效面  $Y_{\text{res}}$  和弹性屈服失效面  $Y_{\text{ela}}$ ,应力符号规定以压为正、拉为负.

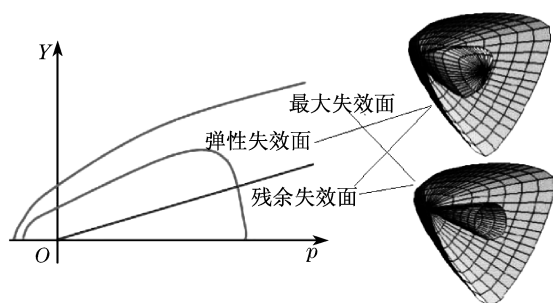


图1 RHT混凝土模型破坏面

Fig.1 Failure surface of RHT concrete model

#### 1.1.1 最大失效面

失效面形状取决于静水力、相似角和应变速率,相应的失效函数  $Y_{\text{fail}}$  表示为压缩子午线等效应力强度  $Y_c(p^*)$ 、偏平面上角隅函数  $R_3(\theta)$  和应变效应函数  $F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon})$  三者乘积形式,即

$$Y_{\text{fail}} = \sigma_{\text{eq}}^* = Y_c(p^*) R_3(\theta) F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon}) \quad (1)$$

式中:各量纲左上角的\*表示各物理量关于材料单轴抗拉强度  $f_c$  量纲为一化后的值,如等效应力  $\sigma_{\text{eq}}$  定义为  $\sigma_{\text{eq}} = \sqrt{3S_{ij}S_{ij}}/\sqrt{2}$ ,其量纲为一化值为  $\sigma_{\text{eq}}^* = \sigma_{\text{eq}}/f_c$ ,  $S_{ij}$  为偏应力张量.另外,材料的三轴等拉强度为  $f_{\text{tt}}$ ,静水压力定义为  $p = \sigma_{ii}/3$ ,  $\sigma_{ij}$  为应力张量.  $S_{ij}$  和  $\sigma_{ij}$  之间满足  $S_{ij} = \sigma_{ij} - p\delta_{ij}$ ,  $\delta_{ij}$  为克罗内克符号.

压缩子午线上的等效应力强度  $Y_c(p^*)$  表示为

$$Y_c(p^*) = \begin{cases} A(p^* + F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon})f_{\text{tt}})^N & p^* \geq 1/3 \\ 0 & p^* \leq f_{\text{tt}} \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $A$  和  $N$  为指数函数的待定系数;  $\dot{\epsilon}$  为应变速率.插值控制点为单轴压缩  $(\sigma_{\text{eq}}^*, p^*) = (f_c/f_c, 1/3)$ 、剪切  $(f_s/f_c, 0)$  和单轴拉伸  $(f_t/f_c, f_t/3f_c)$  3种应力状态,其中  $f_s, f_t$  分别表示材料剪切强度和单轴抗拉强度.

当  $f_{\text{tt}} < p^* < 1/3$  时,  $Y_c(p^*)$  用式(2)线性内插取值.

角隅模型函数  $R_3(\theta)$  表示任意应力角对应的子午线半径与压缩子午线半径之比,采用 Willans-Warnke 模型<sup>[14-15]</sup>,表达式如下:

$$R_3(\theta) = \left[ 2(1 - k^2) \cos\left(\theta - \frac{\pi}{3}\right) + (2k-1) \sqrt{4(1-k^2) \cos^2\left(\theta - \frac{\pi}{3}\right) + 5k^2 - 4k} \right] \cdot \left[ 4(1 - k^2) \cos^2\left(\theta - \frac{\pi}{3}\right) + (1 - 2k)^2 \right]^{-1} \quad (3)$$

式中:  $\theta$  为偏平面上的相似角 ( $0^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$ ),可用偏应力张量  $S_{ij}$  第二不变量  $J_2$  和第三不变量  $J_3$  表示

$$\cos 3\theta = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{\sqrt{J_2^3}} \quad (4)$$

其中,  $J_3 = S_{ij}S_{jk}S_{ki}/3$ ,  $J_2 = S_{ij}S_{ij}/2$ ,  $\theta = 0^\circ, 30^\circ$  和  $60^\circ$  分别对应压缩子午线、剪切子午线和拉伸子午线;  $k$  为某一静水压力下拉伸子午线半径与压缩子午线半径比值,  $k$  的取值为  $0.5 \leq k = k_0 + F p^* \leq 1$ ,  $k_0$  为初始拉压子午线半径比,  $F$  为压力影响系数.角隅模型函数图像在  $0^\circ \sim 60^\circ$  应力角区间上为椭圆弧线且具有单调递减、图像光滑和外凸特征,满足如下方程:  $R_3(0) = 1, R_3(\pi/3) = k, R'_3(0) = R'_3(\pi/3) = 0$ .

拉压子午线比值  $k$  取不同值时,各向同性材料的角隅函数偏平面图像变化见图2,图像具有3轴对称性,当  $k = 0.5$  时图形退化为三角形(Rankine 函数),当  $k = 1$  时变为圆周(Mises 函数),即为不考虑相似角对材料强度影响情形.

应变速率效应函数  $F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon})$  采用 CEB-FIP 规范<sup>[12]</sup>规定,即在压静水区(静水压大于单轴受压对应值时)采用单轴受压公式、在拉静水区(静水力绝对值大于单轴受拉对应绝对值时)采用单轴受拉公式、在位于两者之间的中间区域采用线性内插.引入应变速率效应函数相当于给静态破坏面提供了相应的动力放大系数,静力破坏面绕原点 ( $p^* = 0, \sigma_{\text{eq}}^* = 0$ ) 进行径向膨胀后可得到相应的动力破坏面见图3.

当  $p^* > 1/3$  时

$$F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon}) = \begin{cases} \frac{f_{\text{cd}}}{f_c} = \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^\alpha & \dot{\epsilon} \leq 30\text{s}^{-1} \\ \frac{f_{\text{cd}}}{f_c} = \gamma \sqrt[3]{\dot{\epsilon}} & \dot{\epsilon} > 30\text{s}^{-1} \end{cases} \quad (5)$$

式中:  $f_{\text{cd}}$  为考虑应变速率效应后的单轴抗压强度;  $\dot{\epsilon}$  为应变速率;  $\dot{\epsilon}_0$  为单轴压缩对应的参考应变速率,  $\dot{\epsilon}_0 = 3 \times 10^{-5} \text{s}^{-1}$ ; 系数  $\alpha, \gamma$  分别定义为  $\alpha = 1/(5 +$

$$3f_c/4), \lg \gamma = 6.156\alpha - 0.492.$$

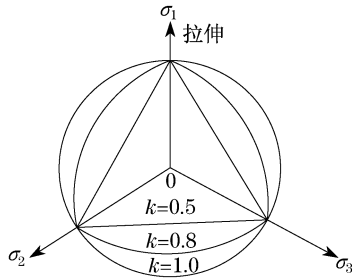


图2 Willans Warnke 函数偏平面图像

Fig.2 Deviatoric cross sections according to Willans Warnke function

当  $p^* < f_t/(3f_c)$  时

$$F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon}) = \begin{cases} \frac{f_{td}}{f_t} = \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{\delta} & \dot{\epsilon} \leq 30\text{s}^{-1} \\ \frac{f_{td}}{f_t} = \eta \sqrt[3]{\dot{\epsilon}} & \dot{\epsilon} > 30\text{s}^{-1} \end{cases} \quad (6)$$

式中:  $f_{td}$  为考虑应变速率效应后的单轴抗压强度,  $\dot{\epsilon}_0$  为单轴压缩对应的参考应变速率,  $\dot{\epsilon}_0 = 3 \times 10^{-6} \text{s}^{-1}$ ; 系数  $\delta, \eta$  分别定义为  $\delta = 1/(10 + 0.6f_c)$ ,  $\lg \eta = 7.112\delta - 2.33$ .

当  $f_t/(3f_c) \leq p^* \leq 1/3$  时, 应变速率效应  $F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon})$  取值在式(5)和式(6)之间线性内插.

若混凝土材料单轴抗压强度  $f_c$  取 48 MPa, 根据式(5)和式(6), 计算得到的应变速率效应(动力放大系数)  $F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon})$  示于图 4, 拉静水区比压静水区对应变速率更为敏感, 即使在较低应变速率 1 时, 压静水和拉静水区的动力放大系数分别达到 1.29 和 1.45.

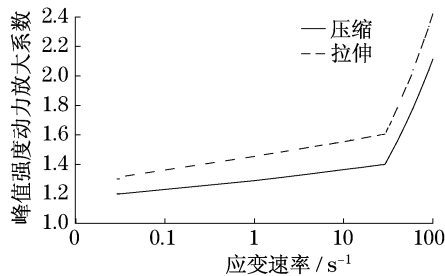


图4 RHT 混凝土模型应变速率效应

Fig.4 Strain rate effect of RHT concrete model

### 1.1.2 残余失效面

残余失效面描述同最大失效面类似, 同样取决于静水压力、相似角和应变速率, 压缩子午线强度  $Y_{\text{res}}(p^*)$  也采用了指数函数表达式.

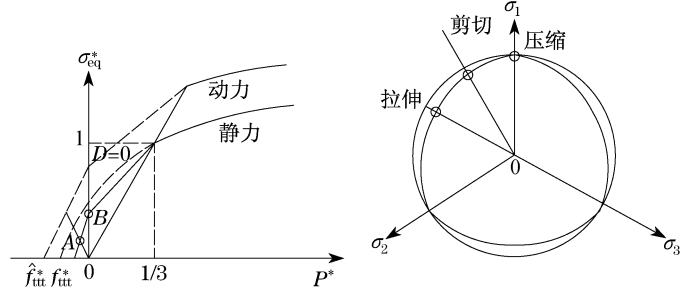


图3 RHT 混凝土模型最大破坏面压缩子午线和偏平面

Fig.3 Compressive meridian line and deviatoric section of maximum failure surface of RHT concrete model

$$\sigma_{\text{eq}}^* = Y_{\text{res}}^* = Y_{\text{res}}(p^*) R_3(\theta) F_{\text{rate}}(\dot{\epsilon}) \quad (7)$$

$$Y_{\text{res}}(p^*) = B(p^*)^M [\text{sgn}(p^*) + 1]/2 \quad (8)$$

$$\text{sgn}(p^*) = \begin{cases} 1 & p^* > 0 \\ 0 & p^* = 0 \\ -1 & p^* < 0 \end{cases} \quad (9)$$

式中:  $B, M$  为指数函数待定系数. 根据式(9)和式(8)可知静水压力为负时, 压缩子午线强度为零即此时不存在残余失效面(图 1).

### 1.1.3 弹性屈服失效面

弹性屈服面即初始屈服面, 通过对剪切破坏区域的最大失效面的缩放和引入考虑体积屈服的盖帽面得到.

$$Y_{\text{ela}}^* = Y_{\text{fail}}^* F_{\text{cap}}(p^*) F_{\text{ela}} \quad (10)$$

式中:  $F_{\text{cap}}(p^*)$  为盖帽函数, 其在区间  $[p_0/f_c, 1/3]$  上为图 5 给出的椭圆线, 在端点  $1/3$  处导数不连续(存在奇异点), 在量纲为一化压力  $p_0/f_c$  处取零值, 其中  $p_0$  为空隙材料的弹性极限值  $p_{\text{crush}}$ ,  $F_{\text{cap}}(p^*)$  与最大失效函数  $Y_{\text{fail}}^*$  相乘后得到图 5 所示的连续光滑函数图像.

$$F_{\text{cap}}(p^*) = \begin{cases} 1 & p^* \leq 1/3 \\ \sqrt{1 - \left( \frac{p^* - 1/3}{p_0/f_c - 1/3} \right)^2} & p_0/f_c < p^* < 1/3 \\ 0 & p^* \geq p_0/f_c \end{cases} \quad (11)$$

$F_{\text{ela}}$  为材料弹性强度与极限强度之比, 定义如下:

$$F_{\text{ela}} = \begin{cases} F_{t, \text{ela}}/f_t & p^* \leq F_{t, \text{ela}}/(3f_c) \\ F_{c, \text{ela}}/f_c & p^* \geq F_{c, \text{ela}}/(3f_c) \end{cases} \quad (12)$$

式中:  $F_{t, \text{ela}}, F_{c, \text{ela}}$  分别为材料单轴拉伸和单轴压缩对应的弹性极限强度. 当  $F_{t, \text{ela}}/(3f_c) < p^* < F_{c, \text{ela}}/(3f_c)$  时,  $F_{\text{ela}}$  采用内插取值.

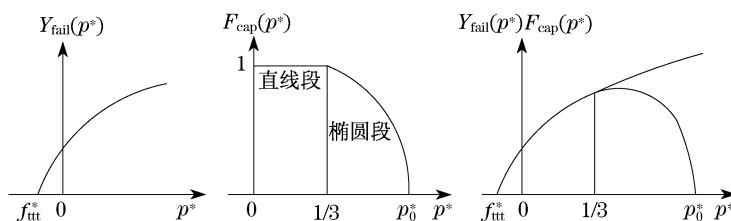


图5 RHT混凝土模型弹性屈服失效面

Fig.5 Initial elastic failure surface of RHT concrete model

#### 1.1.4 当前失效面

当前失效面  $Y_{pre}$  通过最大失效面  $Y_{fail}$  与残余失效面  $Y_{res}$  或弹性屈服失效面  $Y_{ela}$  内插得到. 当前失效面位于弹性屈服失效面和最大失效面之间时, 失效面位置取决于等效塑性应变值.

$$Y_{pre} = Y_{ela} + \frac{\epsilon_{pl,eq}}{\epsilon_{plhard,eq}}(Y_{fail} - Y_{ela}) \quad (13)$$

$$\epsilon_{plhard,eq} = \frac{Y_{fail} - Y_{ela}}{3G_{ela}} \frac{G_{ela}}{G_{ela} - G_{pla}} \quad (14)$$

式中: 等效塑性应变  $\epsilon_{pl,eq}$ 、 $\epsilon_{plhard,eq}$  分别为图6所示的当前失效面对应的等效塑性应变和最大失效面对应的等效塑性应变;  $G_{ela}$ 、 $G_{pla}$  分别表示材料的弹性剪切模量和塑性剪切模量.

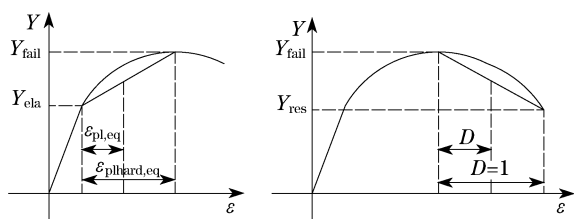


图6 RHT混凝土模型当前破坏面

Fig.6 Present failure surface of RHT concrete model

当前失效面位于最大失效面和残余失效面之间时, 失效面取决于损伤量  $D$  ( $0 \leq D \leq 1$ ), 损伤量  $D$  采用了 HJC 模型的剪切损伤定义, 取决于累积相对等效塑性应变.

$$Y_{pre} = Y_{fail} - D(Y_{fail} - Y_{res}) \quad (15)$$

当前剪切模量  $G_{pre}$  根据损伤量由未损伤 ( $D=0$ ) 时的剪切模量  $G_{in}$  和完全损伤 ( $D=1$ ) 时的剪切模量  $G_{res}$  插值得到

$$G_{pre} = G_{in} - D(G_{in} - G_{res}) \quad (16)$$

$$\text{当 } D_1(p^* + f_{ttt}^*)^{D_2} \geq \epsilon_{f,min}$$

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon_P}{D_1(p^* + f_{ttt}^*)^{D_2}} = \int_0^{\epsilon_P} \frac{d\epsilon_P}{D_1(p^* + f_{ttt}^*)^{D_2}} \quad (17)$$

$$\text{当 } D_1(p^* + f_{ttt}^*)^{D_2} < \epsilon_{f,min}$$

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon_P}{\epsilon_{f,min}} = \int_0^{\epsilon_P} \frac{d\epsilon_P}{\epsilon_{f,min}} \quad (18)$$

式中:  $D_1$  和  $D_2$  为材料损伤常数;  $\epsilon_{f,min}$  为材料破坏时的最小塑性应变<sup>[1,5]</sup>;  $\epsilon_P$  为塑性应变.

#### 1.2 状态方程

状态方程描述静水压力、材料密度和内能之间的关系, 使用前提为同样压力和温度下初始空隙材料的内能与压实材料的内能相等, 完全压实后的材料静水压力表示如下<sup>[11]</sup>:

$$\begin{aligned} p(\rho, E) &= A_1 \mu + A_2 \mu^2 + A_3 \mu^3 + \\ &\quad (B_0 + B_1 \mu) \rho_0 e \quad \mu > 0 \\ p(\rho, E) &= T_1 \mu + T_2 \mu^2 + B_0 \rho_0 e \quad \mu < 0 \end{aligned} \quad (19)$$

式中:  $p$  为材料所受静水压力;  $\rho$  为材料体积变化后的密度;  $E$  为弹性模量;  $A_1, A_2, A_3, B_0, B_1, T_1, T_2$  为待定常数;  $\mu$  为相对体积变化量,  $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ , 其中  $\rho_0$  为材料体积变化前密度, 当  $\mu > 0$  时表示体积压缩, 当  $\mu < 0$  时表示体积膨胀;  $e$  表示材料内能.

对于空隙材料其密度  $\rho$  用  $\rho_p \alpha$  表示,  $\rho_p$  为空隙材料密度,  $\alpha$  为材料空隙度,  $\alpha = V_p/V_s$ , 其中  $V_p, V_s$  分别为同样温度和压力下空隙材料和压实材料体积, 将  $\rho_p \alpha$  代入式(19)后得到空隙材料静水压力表达式

$$\begin{aligned} p(\rho_p, E, \alpha) &= A_1 \bar{\mu} + A_2 \bar{\mu}^2 + A_3 \bar{\mu}^3 + \\ &\quad (B_0 + B_1 \bar{\mu}) \rho_0 e \quad \bar{\mu} > 0 \\ p(\rho_p, E, \alpha) &= T_1 \bar{\mu} + T_2 \bar{\mu}^2 + B_0 \rho_0 e \quad \bar{\mu} < 0 \end{aligned} \quad (20)$$

式中:  $\bar{\mu} = \rho_p \alpha / \rho_0 - 1$ .

RHT 模型采用 Herrmann 提出的  $P-\alpha$  状态方程,  $P-\alpha$  关系如图7所示, 函数表达式为

$$\alpha = g(p, e) = 1 + (\alpha_{ini} - 1) \cdot \left[ \frac{(p_{lock} - p)}{(p_{lock} - p_{crush})} \right]^n \quad (21)$$

式中:  $\alpha_{ini}$  为初始混凝土孔隙度;  $p_{lock}$  为材料压实时对应的压力, 此时  $\alpha = 1$ ;  $p_{crush}$  为空隙开始压缩时的压力;  $n$  为压缩指数.

2 模型特性

为了得到 RHT 混凝土在单轴拉压下的力学特性,采用边长 15 cm 的混凝土标准立方体块数值模拟,混凝土材料圆柱体标准抗压强度  $f'_c$  取 35 MPa,采用等位移加载模式,加载等效应变速率为  $\dot{\epsilon} = 1.0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,参数取值见表 1 和表 2.

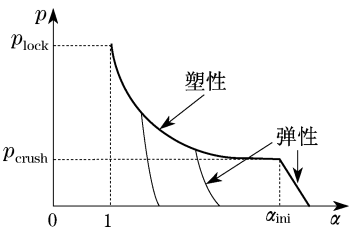


图 7 RHT 混凝土模型状态方程  
Fig.7 Equation of state of RHT concrete model

表 1 RHT 混凝土模型材料参数  
Tab.1 Parameters of RHT concrete

$G_{\text{ela}}/\text{GPa}$	$f_c/\text{MPa}$	$f_t/f_c$	$f_s/f_c$	$A$	$N$	$k$	$G_{\text{ela}}/(G_{\text{ela}} - G_{\text{pla}})$	$f_{t,\text{ela}}/f_t$
14.87	48.0	0.1	0.18	1.6	0.61	0.680 5	2.0	0.7
$f_{c,\text{ela}}/f_c$	$B$	$M$	$\alpha$	$\delta$	$D_1$	$D_2$	$\epsilon_{f,\text{min}}$	$G_{\text{res}}/G_{\text{in}}$
0.53	1.6	0.61	0.022	0.026	0.04	1	0.01	0.13

表 2 状态方程参数  
Tab.2 Parameters of equation of state

$\rho_p/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$C_p/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$p_{\text{crush}}/\text{MPa}$	$p_{\text{lock}}/\text{MPa}$	$n$	$A_1/\text{GPa}$
2 314	2 920	23.3	600	3	35.27
$A_2/\text{GPa}$	$A_3/\text{GPa}$	$B_0$	$B_1$	$T_1/\text{GPa}$	$T_2/\text{GPa}$
39.58	9.04	1.22	1.22	35.27	0

单轴拉压数值模拟结果如图 8 所示,RHT 混凝土模型能较好反映混凝土拉压作用下的应变软化现象,压缩残余应力为一稳定值,拉伸残余应力为零,其中拉伸应变软化现象可以看作对 HJC 模型最明显的改进(HJC 模型无法反应拉伸应变软化现象).从

损伤与应变关系曲线可见,损伤具有递增性,压缩损伤主要发生在应力曲线下降段,两者达到残余应力状态时损伤量  $D = 1$ .拉伸损伤的引入也是 RHT 混凝土最明显的特点,引入拉伸损伤导致拉伸应变软化.

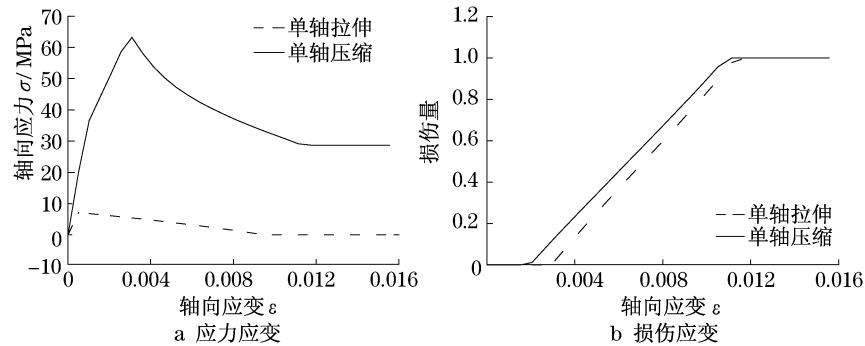


图 8 单轴拉压应变曲线  
Fig.8 Uniaxial tensile compression strain response

3 分析实例

对 Hanchak 侵彻试验<sup>[16]</sup>采用 RHT 混凝土模型进行数值模拟,钢筋混凝土靶板尺寸为 610 mm × 610 mm × 78 mm,配有 3 层正交钢筋(图 9a),单根钢筋长度为 143.7 mm,钢筋直径为 5.69 mm,钢筋网

格尺寸为 76.2 mm × 76.2 mm.钢弹头 CRH<sup>[17]</sup> 比率为 3,弹体直径为 25.4 mm.钢筋和弹体材料密度  $\rho$ 、弹性模量  $E$ 、泊松比  $\gamma$ 、屈服强度  $\sigma_y$  和失效应变  $\xi_p$  取值见表 3,两者均采用 Cowper-Symonds<sup>[18]</sup> 模型,混凝土材料参数取值见表 1 和表 2.

$$\sigma_{eq}/\sigma_0 = 1 + (\dot{\epsilon}_{eq}/D)^{1/q}, \quad \sigma_{ep}\sigma_0 \geq 1 \quad (22)$$

式中:  $\sigma_{eq}$ ,  $\dot{\epsilon}_{eq}$  分别为等效应力和等效应变速率;  $\sigma_0$  为单轴静态屈服强度; 参数  $D, q$  取值为  $D = 40.4$ ,  $q = 5$ .

表3 钢筋和弹体参数

Tab.3 Parameters of reinforcing steel and projectile

材料	$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$E / \text{GPa}$	$\gamma$	$\sigma_y / \text{MPa}$	$\xi_p$
钢筋	7 850	2.10	0.3	345	0.35
弹体	8 020	2.07	0.3	1 720	0.35

Hanchak 侵彻试验中弹头冲击靶板正中央, 模拟时建立 1/4 实体有限元模型(图 9b), 钢筋采用杆单元模拟, 杆端部和体单元共结点, 混凝土和钢筋单元网格尺寸均为 2 mm. 靶板和弹头之间设置侵彻接触, 忽略弹体与混凝土间的摩擦作用.

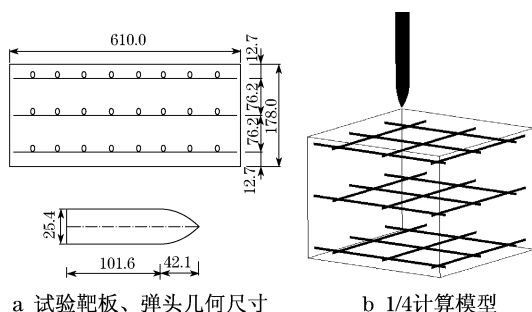


图9 试验靶板、弹头几何尺寸和 1/4 计算模型(单位:mm)  
Fig.9 Geometry and a quarter of computation mode of projectile and target plate in test(unit:mm)

弹体以  $749 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  着速侵彻靶板后的实测残余速度为  $615 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , 仿真计算得到的弹体速度变化曲线如图 10 所示. 考虑相似角和钢筋两者共同作用时弹体余速为  $603 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , 若考虑混凝土破坏面相似角而不考虑钢筋作用得到的弹体余速为  $616 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , 不考虑相似角影响(此时破坏面和 HJC 混凝土模型一样与偏平面的交线为圆周线)但考虑钢筋作用时弹体余速为  $595 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . 钢筋和混凝土相似角对弹体余速的影响均不超过 2.2%, 钢筋的影响很小与弹体未与钢筋直接接触有关, 混凝土相似角影响很小一方面说明采用圆截面描述弹体侵彻产生高静水压力下的破坏面符合要求, 另一方面也说明了 HJC 模型破坏面不考虑相似角影响用于侵彻模拟是可行的.

图 11a、图 11b 分别表示试验后混凝土靶板前表面和后表面破坏情况, 靶板前后表面出现的开坑脱落现象为拉伸应力波引起的破坏, 中间白色圆孔(圆孔直径等于弹体直径)为压缩应力波引起的穿孔破坏. 考虑钢筋和相似角作用得到的靶板前后表面仿真结果如图 12a 和图 12b 所示, 外围深颜色表示混

凝土已开裂其拉伸损伤量  $D = 1$ , 中间深颜色表示混凝土未出现拉伸损伤即  $D = 0$ , 可见 RHT 模型较好地反映了靶板前后表面的层裂破坏现象. 图 12 中间白色圆孔表示模拟得到的靶板中间部分混凝土剪切挤压引起的断裂破碎, 其尺寸与图 11 中间白色圆孔大小一致, 这一现象说明 RHT 模型同 HJC 混凝土模型一样能较好地模拟混凝土剪切挤压破坏现象.

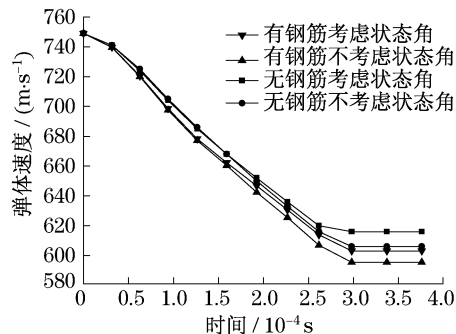


图10 弹体速度变化曲线  
Fig.10 Variation of projectile velocity

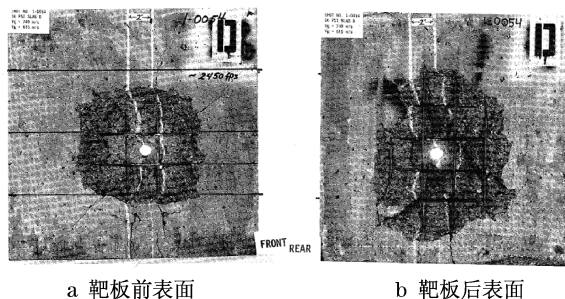


图11 实际试验后靶板前后表面  
Fig.11 Post test photograph of impact and exit surface of slab in the test

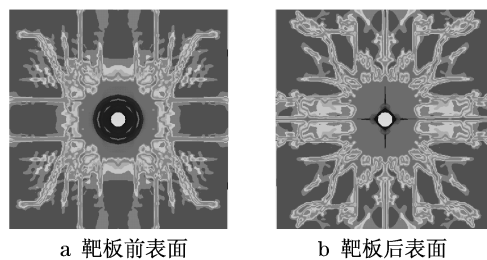


图12 模拟试验后靶板前后表面  
Fig.12 Post test photograph of impact and exit surface of slab of the computation

其余着速下采用 RHT 混凝土模型考虑相似角和钢筋作用, 得到的计算残余速度与实测值对比列于表 4, 误差表达式为计算余速与实测余速的差值除以实测余速, 结果表明计算弹体残余速度和试验残余速度之间的误差随弹体着速增加而减少.

表4 数值计算弹体残余速度对比

Tab.4 Comparison of computational residual velocity

着速/ (m·s <sup>-1</sup> )	实测/ (m·s <sup>-1</sup> )	计算/ (m·s <sup>-1</sup> )	误差/ %	着速/ (m·s <sup>-1</sup> )	实测/ (m·s <sup>-1</sup> )	计算/ (m·s <sup>-1</sup> )	误差/ %
300	0			606	449	468	4.23
360	67	88	31.30	746	605	600	0.83
381	136	158	16.18	749	615	603	1.95
434	214	202	5.61	1 058	947	932	1.58

## 4 结语

RHT 混凝土模型在 HJC 混凝土模型基础上引入拉伸损伤和偏平面角隅函数,并考虑了拉压应变速率效应差异性;其破坏面定义类似于混凝土损伤模型采用 3 个控制破坏面,当前失效面根据等效塑性应变值或者累计等效塑性应变值在 3 个控制破坏面之间进行插值。

该模型用于弹体侵彻混凝土数值模拟时,混凝土靶板前后表面层裂破坏现象和混凝土靶板中间断裂破碎现象均得到了较好体现,计算得到的弹体残余速度和实测残余速度吻合较好,两者之间的误差随弹体着速增加而减少。另外,数值模拟还表明弹体侵彻钢筋混凝土时混凝土内部钢筋和混凝土模型相似角对弹体残余速度影响幅度均很小。

## 参考文献:

- [1] Holmquist T J, Johnson G R, Cook W H. A computational constitutive for concrete subjected to large strains, high Strain rates and high pressure [C] // Proceeding of the 14th International Symposium on Ballistics. Quebec: International Ballistics Committee, 1993: 591 - 600.
- [2] Livermore Software Technology Corporation. LS - DYNA Keywords user ' s manual ( version 971 ) [ M ]. California: Livermore Software Technology Corporation, 2007.
- [3] 张凤国,李恩征. 大应变、高应变率及高压强条件下混凝土的计算模型[J]. 爆炸与冲击, 2002, 22(3): 198.  
ZHANG Fengguo, LI Enzheng. Computational model for concrete subjected to large strain, high strain rate and high pressure [J]. Journal of Explosion and Impact, 2002, 22 (3): 198.
- [4] 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.  
ZHANG Fengguo, LI Enzheng. Method to determine parameters of concrete damage model [J]. Journal of Ballistics, 2001, 13 (4): 12.
- [5] 姜华,王君杰. 弹体侵彻混凝土数值模拟失效指标研究[J]. 振动与冲击, 2009, 28(8): 30.
- JIANG Hua, WANG Junjie. Investigation on failure index of concrete in the projectile perforation simulation [J]. Journal of Vibration and Shock, 2009, 28(8): 30.
- [6] 沈俊,刘瑞朝,杨建超,等. 弹体侵彻岩体效应试验与理论研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 7(5): 946.  
SHEN Jun, LIU Ruichao, YANG Jianchao, et al. Experimental and theoretical studies of projectile penetrating rocks [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 7 (5): 946.
- [7] 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.  
WU Haijun, HUANG Fenglei, JIN Qiankun, et al. Numerical simulation on perforation of reinforced concrete targets [J]. Journal of Explosion and Impact, 2003, 23(6): 545.
- [8] 马爱娥,黄风雷,李金柱,等. 钢筋混凝土抗贯穿数值模拟 [J]. 北京理工大学学报, 2007, 27(2): 103.  
MA Ai'e, HUANG Fenglei, LI Jinzhu, et al. Simulation on the perforation of reinforced concrete [J]. Journal of Beijing Institute of Technology, 2007, 27(2): 103.
- [9] LIU Yan, MA Ai'e, HUANG Fenglei. Numerical simulations of oblique-angle penetration by deformable projectiles into concrete targets [J]. Int J Impact Engng, 2008(1): 1.
- [10] Riedel W, Thoma K, Hiermaier S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA2B2500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C] // 9th International Symposium, Interaction of the Effects of Munitions with Structures. Berlin-Strausberg: IBMAC, 1999: 315 - 322.
- [11] Century Dynamics Inc. AUTODYN v4. 2 user manual [M]. California: Century Dynamics Inc, 2001.
- [12] Comite Euro-Internation Du Beton. CEB-FIB model code 1990, design code [S]. Lausanne: Thomas Telford, 1993.
- [13] Malvar L Javier, Crawford John E, Wesevich James W, et al. A plasticity concrete material model for Dyna3d [J]. Int J Impact Engng, 1997, 19(9 - 10): 847.
- [14] William K J, Warnke E P. Constitutive model for the triaxial behavior of concrete [C] // Proceedings of IABSE Seminar on Concrete Structure Subjected to Triaxial Sstresses. Bergamo: IABSE, 1975: 1 - 30.
- [15] Bardet J P. Lode dependences for isotropic pressure-sensitive elasto-plastic materials [J]. Trans ASME, 1990, 57(9): 498.
- [16] S J Hanchak, M J Forrestal, E R Young, et al. Perforation of concrete slabs with 48 MPa and 140 MPa unconfined compressive strength [J]. Int J Impact Engng, 1992, 12(1): 1.
- [17] 张德志,张向荣,林俊德,等. 高强钢弹对花岗岩正侵彻的实验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(9): 1612.  
ZHANG Dezhi, ZHANG Xiangrong, LIN Junde, et al. Penetration experiments for normal impact into granite targets with high-strength steel projectile [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(9): 1612.
- [18] Norman Jones. Structure impact [M]. London: Cambridge University Press, 1989.