DOI: 10.11883/1001-1455(2017)02-0269-05

平头弹丸正撞下钢筋混凝土靶板厚度方向的开裂*

咸玉席,文鹤鸣
(中国科学技术大学中科院材料力学行为和设计重点实验室,安徽 合肥 230027)

摘要:主要针对钢筋混凝土靶板在受到平头弹丸撞击下发生的厚度方向开裂的问题进行研究,并提出了一个弹丸低速撞击有限厚度板的二阶段模型。模型中第一阶段为侵彻阶段,弹丸受到混凝土介质的侵彻阻力由静阻力和速度效应引起的动阻力组成;模型中第二阶段为开裂阶段,钢筋混凝土靶板发生动态剪切破坏的最大承载力可以通过静态剪切破坏最大承载力乘以一个动态增强因子得到。该模型可以用来预测钢筋混凝土靶板发生厚度方向开裂破坏的临界能量。模型预测与实验结果吻合较好。

关键词:钢筋混凝土板;厚度方向开裂;侵彻;平头弹丸
中图分类号:O381 **国标学科代码**:13035 **文献标志码**:A

钢筋混凝土的撞击响应和破坏是土木工程中极受关注的问题。钢筋混凝土靶板受到弹丸撞击时,发生的几种局部破坏现象,如侵彻、厚度方向开裂,痂癍破坏和贯穿破坏[1-2]。在核电厂中,如果安全壳结构在弹丸撞击下发生厚度方向开裂,那么放射性物质就会从裂缝中泄露,造成严重的公共安全事故。通过实验数据得到的 UMIST 公式[3]和改进的经验公式[4],能够较好地预测钢筋混凝土结构发生厚度方向开裂破坏时,弹丸所需要的临界能量,但不能判断钢筋混凝土靶板受到平头弹丸撞击时发生的破坏模式。本文中主要研究钢筋混凝土靶板在平头弹丸正撞下厚度方向开裂破坏,给出厚度方向开裂破坏的半分析模型,并与相关实验结果进行比较。

1 半分析模型

通常情况下,平头弹丸撞击钢筋混凝土靶板会发生两种模式的破坏:(1)对较薄的靶板,直接发生厚度方向开裂;(2)对较厚的靶板,先发生侵彻,然后再发生厚度方向开裂。图 1 给出了二阶段开裂破坏模型示意图。图 1 中,x 为发生厚度方向开裂时的侵彻深度,d 为弹径,H 为靶厚,θ 为弹丸端部“死区”锥角,θ_1 为锥坡角。H_c 为锥形开裂(剪切)塞块的厚度,即发生两种不同形式破坏的临界靶板厚度。S 为钢筋混凝土靶板的跨度。rOz 为平头弹丸端部与靶体中心重合的移动圆柱坐标系。$r'O'z$ 为在靶体撞击面且与靶体中心重合的静止圆柱坐标系。

钢筋混凝土靶板发生厚度方向开裂破坏的临界能量为:

$$E_c = E_p + E_{cracking} \tag{1}$$

式中:E_p 为侵彻阶段所消耗的能量,$E_{cracking}$ 为锥形开裂所消耗的能量。E_p 可表达为:

$$E_p = \int_0^x F \mathrm{d}z \tag{2}$$

将混凝土材料对弹丸的侵彻阻力 F 表达式[5]代入式(2),并整理得:

$$E_p = \frac{\pi Y d^2 x}{8}\left(\frac{3}{2}\pi + 1\right) + \frac{\pi d^2 \beta_p \sqrt{\rho_c Y}\sin\left(\frac{\pi}{4}\right)}{4}\int_0^x v \,\mathrm{d}z \tag{3}$$

式中:Y 为与压力相关的混凝土剪切强度[6],ρ_c 为混凝土材料的密度,β_p 为通过理论计算或实验得到的动力修正系数,v 为弹丸撞击过程的瞬时速度。方程(3)等号右边第 2 项,在弹丸撞击速度较高时,可以

* **收稿日期**:2015-08-12;**修回日期**:2015-12-12
第一作者:咸玉席(1981—),男,博士;**通信作者**:文鹤鸣,hmwen@ustc.edu.cn。

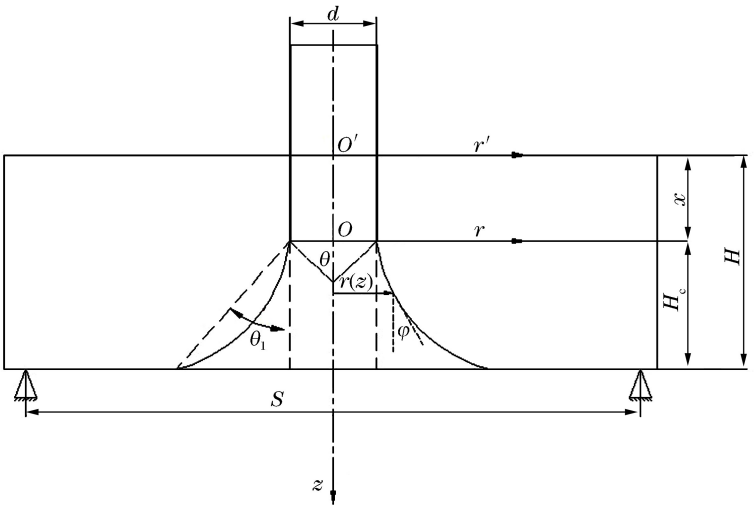

图 1 二阶段破坏模型示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the two-stage model (penetration + cone cracking)

利用数值方法求得。当弹丸撞击速度较低时,方程(3)等号右边第 2 项与第 1 项相比很小,作为一阶近似,可以忽略不计。因此,方程(3)可以简化成:

$$E_{\mathrm{p}}=\frac{\pi Y d^{2} x}{8}\left(\frac{3}{2}\pi+1\right) \tag{4}$$

当弹丸的侵彻深度达到 x 值时,混凝土锥形开裂(剪切)塞块形成并逐渐沿着弹丸的撞击方向移动,当移动的位移达到一个临界值 u 时,认为开裂裂纹已经形成[7]。因此,E_{cracking}可以近似表示为:

$$E_{\mathrm{cracking}}=\int_{0}^{u} P_{u}\,\mathrm{d}z \tag{5}$$

式中:P_{u} 是厚度为 H_{c} 的钢筋混凝土板的最大冲剪承载力,只需将文献[8]中的剪切强度 τ 由动态剪切强度 τ_{d} 代替即可。将 P_u 的表达式代入式(5),并整理得:

$$E_{\mathrm{cracking}}=2\pi\tau_{\mathrm{d}} u H_{\mathrm{c}}^{2}\,\frac{\tan\theta_{1}}{\ln\left(1+2\,\dfrac{H_{\mathrm{c}}}{d}\tan\theta_{1}\right)} \tag{6}$$

式中:$\tau_{\mathrm{d}}=\lambda_{1}\tau$,其中 λ_1 为动态增强因子,对核电厂所涉及到的低速撞击情况,其值可近似取为 9。

将式(4)和式(6)代入式(1)得:

$$E_{\mathrm{c}}=\frac{\pi Y d^{2} x}{8}\left(\frac{3}{2}\pi+1\right)+\frac{\pi d^{2}\beta_{p}\sqrt{\rho_{\mathrm{c}} Y}\sin\left(\dfrac{\pi}{4}\right)}{4}\int_{0}^{x} v\,\mathrm{d}z+2\pi\tau_{\mathrm{d}} u H_{\mathrm{c}}^{2}\,\frac{\tan\theta_{1}}{\ln\left(1+2\,\dfrac{H_{\mathrm{c}}}{d}\tan\theta_{1}\right)} \tag{7}$$

当弹丸撞击速度较低时(如核工业中涉及到的大质量低速度撞击情况),式(7)中等号右边第 2 项与第 1 项相比很小,作为一阶近似,可以忽略不计。因此,式(7)可以简化成:

$$E_{\mathrm{c}}=\frac{\pi Y d^{2} x}{8}\left(\frac{3}{2}\pi+1\right)+2\pi\tau_{\mathrm{d}} u H_{\mathrm{c}}^{2}\,\frac{\tan\theta_{1}}{\ln\left(1+2\,\dfrac{H_{\mathrm{c}}}{d}\tan\theta_{1}\right)} \tag{8}$$

作为一阶近似,式(8)中的侵彻深度 x[5] 可以看成是速度为 v_0 的弹丸的最大侵彻深度。将 x 的表达式代入式(8)可得:

$$E_{\mathrm{c}}=\frac{(3\pi+2)^{2} Y m}{16\beta_{\mathrm{p}}^{2}\rho_{\mathrm{c}}\sin^{2}\left(\dfrac{\pi}{4}\right)}\left[\frac{2\beta_{p}\sqrt{\rho_{\mathrm{c}}}\sin\left(\dfrac{\pi}{4}\right)}{\sqrt{Y}\left(\dfrac{3\pi}{2}+1\right)}v_{0}-\ln\left(1+\frac{2\beta_{p}\sqrt{\rho_{\mathrm{c}}}\sin\left(\dfrac{\pi}{4}\right)}{\sqrt{Y}\left(\dfrac{3\pi}{2}+1\right)}v_{0}\right)\right]+$$

$$2\pi\tau_{\mathrm{d}}uH_{\mathrm{c}}^{2}\frac{\tan\theta_{1}}{\ln\left(1+2\frac{H_{\mathrm{c}}}{d}\tan\theta_{1}\right)} \tag{9}$$

式中：m 为弹丸质量。

当 $H\leqslant H_{\mathrm{c}}$ 时，$H_{\mathrm{c}}=H$ 的钢筋混凝土靶板只发生厚度方向开裂，并没有发生侵彻现象，此时，弹丸的侵彻深度 $x=0$。因此，对于 $H\leqslant H_{\mathrm{c}}$ 的薄钢筋混凝土靶板，其厚度方向开裂破坏的临界能量可以由式(7)简化为：

$$E_{\mathrm{c}}=2\pi\tau_{\mathrm{d}}uH^{2}\frac{\tan\theta_{1}}{\ln\left(1+2\frac{H}{d}\tan\theta_{1}\right)} \tag{10}$$

2　相关系数的确定

令动态抗冲剪承载力 P_{u} 等于混凝土介质对弹丸的侵彻阻力(即 $P_{\mathrm{u}}=F$)，并整理得：

$$\left(\frac{H_{\mathrm{c}}}{d}\right)^{2}=\frac{\ln\left(1+\frac{2H_{\mathrm{c}}\tan\theta_{1}}{d}\right)}{8\tau_{\mathrm{d}}\tan\theta_{1}}\left[\frac{Y}{2}\left(\frac{3}{2}\pi+1\right)+\beta_{\mathrm{p}}\sqrt{\rho_{\mathrm{c}}Y}v\sin\left(\frac{\pi}{4}\right)\right] \tag{11}$$

当弹丸的撞击速度较低时(如核工业中涉及到的大质量低速度撞击情况)，式(11)等号右边第 2 项与第 1 项相比很小，作为一阶近似，可以忽略不计。因此，式(11)可以进一步简化为：

$$\left(\frac{H_{\mathrm{c}}}{d}\right)^{2}=\frac{Y\left(\frac{3}{2}\pi+1\right)\ln\left(1+\frac{2H_{\mathrm{c}}\tan\theta_{1}}{d}\right)}{16\tau_{\mathrm{d}}\tan\theta_{1}} \tag{12}$$

式(12)表明：如果 $\frac{H}{d}<\frac{H_{\mathrm{c}}}{d}$，钢筋混凝土靶板在平头弹丸撞击下将直接发生厚度方向开裂破坏；如果 $\frac{H}{d}\geqslant\frac{H_{\mathrm{c}}}{d}$，钢筋混凝土靶板将先发生侵彻、然后再发生厚度方向开裂破坏。

如果弹丸的瞬时撞击速度很小或接近于零时，弹丸的侵彻阻力近似等于静阻力，同时在弹丸的端部与靶体的背面之间形成塞块。因此，预测防止钢筋混凝土靶板发生厚度方向开裂破坏的最小厚度 H_{crack} 可以由下式确定：

$$H_{\mathrm{crack}}=x+H_{\mathrm{c}} \tag{13}$$

将 x 的表达式代入式(16)，得到：

$$H_{\mathrm{crack}}=\frac{(3\pi+2)\,m}{\pi d^{2}\beta^{2}\rho_{\mathrm{c}}\sin^{2}\left(\frac{\pi}{4}\right)}\left[\frac{2\beta\sqrt{\rho_{\mathrm{c}}}\sin\left(\frac{\pi}{4}\right)}{\sqrt{Y}\left(\frac{3\pi}{2}+1\right)}v_{0}-\ln\left(1+\frac{2\beta\sqrt{\rho_{\mathrm{c}}}\sin\left(\frac{\pi}{4}\right)}{\sqrt{Y}\left(\frac{3\pi}{2}+1\right)}v_{0}\right)\right]+H_{\mathrm{c}} \tag{14}$$

3　与实验结果的比较

根据实验观察，大部分的钢筋混凝土板仅发生厚度方向开裂，而并没有发生侵彻现象，即 $H<H_{\mathrm{c}}$。由于钢筋混凝土靶板基本上满足 $\frac{S}{H}>6$ 的情况，所以 $\tau_{\mathrm{d}}=0.015\lambda_{1}\eta f'_{\mathrm{c}}$[8]，$\eta$ 为钢筋影响系数。方程(12)可以进一步写成如下无量纲的形式：

$$\frac{E_{\mathrm{c}}}{\eta f'_{\mathrm{c}}d^{3}}=0.27\pi\left(\frac{ud}{H^{2}}\right)\left(\frac{H}{d}\right)^{4}\frac{\tan\theta_{1}}{\ln\left(1+2\frac{H}{d}\tan\theta_{1}\right)} \tag{15}$$

方程(15)中唯一待定的经验参数为 u，令 $\frac{ud}{H^{2}}=\zeta$，其值为 3.3×10^{-3}，方程(15)可以简化为：

$$\frac{E_{\mathrm{c}}}{\eta f'_{\mathrm{c}}d^{3}}=0.27\pi\zeta\left(\frac{H}{d}\right)^{4}\frac{\tan\theta_{1}}{\ln\left(1+2\frac{H}{d}\tan\theta_{1}\right)} \tag{16}$$

图 2 给出了模型预测(式(16))和文献[9]中所报道的在平头弹丸撞击下钢筋混凝土板发生厚度方向开裂破坏时的实验结果的比较。从图 2 可以看出,模型预测与实验结果吻合较好。

将本文模型预测的靶体破坏模式与文献[9]中的实验观察结果进行比较。表 1 列出了本文模型预测的钢筋混凝土靶板受到低速平头弹丸撞击时破坏模式转换临界值(H_c/d)以及模型预测破坏模式与实验观察破坏模式的比较,可以看出理论预测核实验结果吻合很好。

表 1 破坏模式转换临界值

Table 1 Critical values for the transition of different failure modes

编号	m/kg	H/d	f_c'/MPa	V_0/(m·s^{-1})	H_c/d	破坏模式	
						模型预测	实验观察[9]
55	401	1.0	25.1	6.32	3.00	CC	CC
71	404	1.8	33.2	6.80	3.30	CC	CC
66	396	2.7	36.3	5.07	3.53	CC	CC
61	407	4.0	32.7	6.83	3.90	P+CC	P+CC
77	399	6.0	32.0	14.35	4.20	P+CC	P+CC

注:P 为侵彻;CC 为厚度方向开裂破坏。

由于钢筋混凝土靶板厚度方向开裂破坏主要是在平头弹丸低速撞击下发生的,在计算混凝土介质对弹丸的侵彻阻力做功时,可以忽略式(3)等号右边的第 2 项。为了验证这种简化的合理性,利用文献[9]中的 No. 77 实验数据来进行比较,如图 3 所示。

图 3 给出了弹丸侵彻阶段所消耗的能量 E_p 的表达式(3)与(4)之间的比较。可以看出在平头弹丸以 14.35 m/s 的速度撞击钢筋混凝土靶板侵彻阶段所消耗的能量中动阻力所做的功与静阻力所做的功相比很小,可以忽略不计。因此,低速撞击时可以直接利用公式(4)计算弹丸侵彻阶段所消耗的能量。

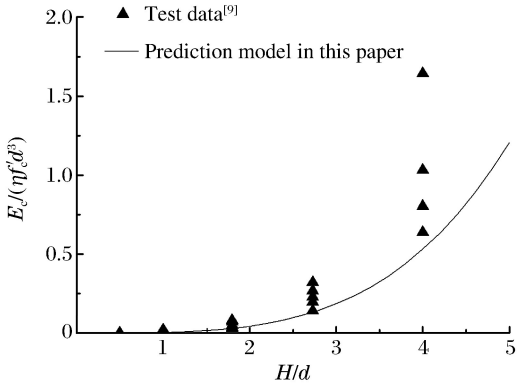

图 2 公式(16)与实验数据[9]的比较

Fig. 2 Comparison of Eq. (16) with experimental data[9]

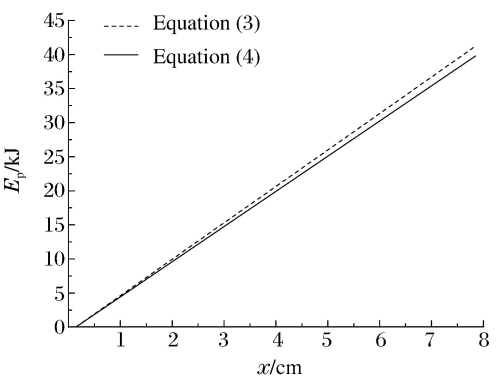

图 3 式(3)与式(4)的比较

Fig. 3 Comparison between Eq. (3) and Eq. (4)

4 结 论

主要建立了预测钢筋混凝土靶板受到平头弹丸低速垂直撞击时发生厚度方向开裂破坏的二阶段模型,并给出了预测钢筋混凝土靶板发生厚度方向开裂破坏的临界能量表达式和钢筋混凝土靶板发生不同破坏模式的转换条件。

结果表明:模型预测的钢筋混凝土靶板在平头弹丸撞击下发生厚度方向开裂破坏的临界能量与文献中报道的实验结果吻合较好;模型预测的钢筋混凝土靶板在平头弹丸撞击下发生的破坏模式也与文献中报道的实验观察结果相吻合。

参考文献：

[1] Kennedy R P. A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects[J]. Nuclear Engineering and Design, 1976,37(2):183-203.

[2] Li Q M, Reid S R, Wen H M, et al. Local impact effects of hard missiles on concrete targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 2005,32(1/2/3/4):224-284.

[3] Reid S R, Wen H M. Predicting penetration, cone cracking, scabbing and perforation of reinforced concrete targets struck by flatted faced projectiles[R]. UMIST Report ME/AM/02.01/TE/G/018507/Z, 2001.

[4] Wen H M, Xian Y X. A unified approach for concrete impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015,77:84-96.

[5] 咸玉席，文鹤鸣. 平头弹侵彻半无限混凝土靶的工程模型[J]. 防护工程，2012,34(2):35-38.
Xian YuXi, Wen Heming. An engineering model for the penetration of flat-nosed projectiles into semi-infinite concrete targets[J]. Protective Engineering, 2012,34(2):35-38.

[6] Wen H M, Yang Y. A note on the deep penetration of projectiles into concrete[J]. International Journal of Impact Engineering, 2014,66:1-4.

[7] Yankelevsky D Z, Leibowitz O. Punching shear in concrete slabs[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1999,41:1-15.

[8] 咸玉席，文鹤鸣. 钢筋混凝土平板冲剪强度的无量纲公式[J]. 高压物理学报，2016,30(4):291-300.
Xian Yuxi, Wen Heming. Dimensionless formulae for punching shear strength of reinforced concrete slabs[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2016,30(4):291-300.

[9] Sinclair A C E. Drop tests on a reinforced concrete floor at Rogerstone Power Station[R]. TD/SEB/REP/41555/93, 1993.

Predicting through-thickness cone cracking of reinforced concrete slabs struck normally by flat-nosed projectiles

Xian Yuxi, Wen Heming

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

Abstract: A two-stage model is proposed herein to predict the through-thickness cone cracking of a reinforced concrete slab struck transversely by a flat-ended projectile at relatively low velocities. The first stage is penetration, in which the resistive pressure from the concrete medium during the penetration process is composed of two parts: quasi-static resistive pressure and dynamic resistive pressure arising from velocity effect. The second stage is cone cracking, in which the dynamic resistive load is obtained through the punch shear strength for the concrete slab loaded quasi-statically by introducing a dynamic enhancement factor. A semi-analytical equation is derived for predicting the critical impact energy that causes the through-thickness cone cracking of the reinforced concrete slab subjected to impact by the flat-nosed projectile. It transpires that the present model predictions are in good agreement with available test data.

Keywords: reinforced concrete slabs; through-thickness cone cracking; penetration; flat-nosed projectiles

(责任编辑　张凌云)