文章编号：1000-5773(2009)05-0353-07

杆式动能弹侵彻陶瓷复合靶的数值模拟研究*

孙占峰[1]，徐 辉[2]，李 平[1]，贺红亮[1]，彭建祥[1]，李大红[1]

(1. 中国工程物理研究院流体物理研究所，冲击波物理与爆轰物理
国防科技重点实验室，四川绵阳 621900；
2. 绵阳师范学院数学与计算机科学学院，四川绵阳 621000)

摘要：根据已有的实验数据和文献参数，确定了 YB-AD90 陶瓷材料的 JH-2 模型参数。采用 Autodyn-2D 程序，对杆式动能弹侵彻 YB-AD90 陶瓷复合靶的侵彻深度和动力学侵彻过程进行了数值模拟。研究结果表明，采用的数值模拟方法和陶瓷材料 JH-2 模型参数合适，模拟结果与实验结果基本吻合，并且能够模拟动态侵彻过程中弹丸头部的形状变化、材料破碎和通道塌陷等重要特征。

关键词：侵彻；陶瓷；数值模拟
中图分类号：O347.1 **文献标识码**：A

1 引 言

由于陶瓷材料具有比金属材料高得多的动力学弹性极限和声速，具有较高的抗压强度和硬度以及较低的密度，因此它作为一种有效的装甲防护材料，在近 30 年来被广泛地应用于经受强冲击作用的各种结构中。对陶瓷材料进行抗侵彻机理和规律研究具有重要的学术意义和应用价值。实验是研究弹丸侵彻陶瓷复合靶问题的最直接方法，但是对于复杂的侵彻过程实验能够提供的信息有限。解析模型和数值模拟是另外两个重要的研究手段。解析模型可以在一定程度上预测实验结果。它的优点是方程简单，模型参数少，计算量小；但缺点是模型引入了较多假定，误差较大，适用范围有限。与解析模型相比，数值计算方法[1]可以对弹丸侵彻陶瓷复合靶进行全物理、全过程的模拟，从而获悉完整过程的物理图象和各种瞬变现象，计算精度比解析模型高，适用范围广，可以模拟弹丸对不同构型的陶瓷靶的正、斜碰撞情况。

本研究根据已有的实验数据确定了 YB-AD90 陶瓷材料的 JH-2 模型参数，采用 JH-2 模型和 Autodyn-2D 程序，对杆式动能弹侵彻 YB-AD90 陶瓷复合靶过程进行了数值模拟，并与实验结果进行了对比和分析，研究该陶瓷材料的抗侵彻性能和规律。

2 YB-AD90 陶瓷材料 JH-2 模型参数的确定及合理性验证

2.1 JH-2 本构模型简介[2-3]

2.1.1 压力-比容关系

无损伤情况下(损伤度 $D=0$)，多项式形式的静水压力-比容关系可以表示为[4]

$$p = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 \qquad (\mu \geqslant 0) \tag{1}$$

* **收稿日期**：2008-02-27；**修回日期**：2008-07-10
基金项目：国家自然科学基金(10632080)
作者简介：孙占峰(1976－)，男，博士研究生，主要从事冲击波与爆轰物理研究. E-mail：sunzf7695@163.com
通讯作者：李 平(1966－)，男，博士，研究员，主要从事流体动力学研究. E-mail：lp0703@263.net

$$p = K_1\mu \qquad (\mu < 0) \tag{2}$$

$$\mu = \rho/\rho_0 - 1 \tag{3}$$

式中：K_1、K_2、K_3 为材料常数(K_1 为体积模量)，ρ_0 为初始密度。对于(2)式，因为拉伸区的外推范围不大，故可以只取到第一项。

损伤开始积累后($D>0$)，可能出现体胀，体胀效应等效于增加压力，故有损伤的材料的静水压力可以表示为

$$p = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 + \Delta p \tag{4}$$

式中：Δp 为压力增量。Δp 可以从能量转换的角度得到，即通过增加 Δp 将弹性能的减少转换成势能。当损伤度 D 增加时，材料强度降低，应力偏量降低。应力偏量的弹性能用下式求得

$$U = \sigma_{\mathrm{ef}}^2/6G \tag{5}$$

式中：σ_{ef} 为有效塑性流动应力，G 为剪切模量。能量损失为

$$\Delta U = U_{D(t)} - U_{D(t+\Delta t)} \tag{6}$$

如果能量损失 ΔU 转化为势能，那么近似的能量守衡方程为

$$(\Delta p_{t+\Delta t} - \Delta p_t)\mu_{t+\Delta t} + (\Delta p_{t+\Delta t}^2 - \Delta p_t^2)/2K_1 = f\,\Delta U \tag{7}$$

方程左边第一项近似为压缩时($\mu>0$)的势能，第二项对应膨胀时($\mu<0$)的势能，f 是损失的弹性能转变成势能的比例。求解(7)式可得

$$\Delta p_{t+\Delta t} = -K_1\mu_{t+\Delta t} + [(K_1\mu_{t+\Delta t} + \Delta p_t)^2 + 2K_1 f\Delta U]^{1/2} \qquad (0 \leqslant f \leqslant 1) \tag{8}$$

f 值的选取具有一定经验性。当 $f=0$ 时，$\Delta p=0$，表示材料没有体胀效应。

2.1.2 强度模型

强度模型可表示为

$$\sigma^* = \sigma_{\mathrm{i}}^* - D(\sigma_{\mathrm{i}}^* - \sigma_{\mathrm{f}}^*) \tag{9}$$

式中：σ_{i}^* 为未损伤材料($D=0$)的无量纲有效应力，σ_{f}^* 为完全损伤材料($D=1$)的无量纲有效应力，D 为损伤度($0\leqslant D\leqslant 1$)。

无量纲有效应力(σ^*、σ_{i}^*、σ_{f}^*)的一般表达式为

$$\sigma^* = \sigma_{\mathrm{ef}}/\sigma_{\mathrm{ef(HEL)}} \tag{10}$$

式中：σ_{ef} 为实际有效应力，$\sigma_{\mathrm{ef(HEL)}}$ 为 Hugoniot 弹性极限(HEL)处的有效应力。有效应力的一般形式为

$$\sigma_{\mathrm{ef}} = \left\{\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)]\right\}^{1/2} \tag{11}$$

式中：σ_x、σ_y、σ_z 为正应力，τ_{xy}、τ_{xz}、τ_{yz} 为剪切应力。

未损伤材料($D=0$)的无量纲有效应力为

$$\sigma_{\mathrm{i}}^* = A(p^* + T^*)^N(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*) \tag{12}$$

$$p^* = p/p_{\mathrm{HEL}} \tag{13}$$

$$T^* = T/p_{\mathrm{HEL}} \tag{14}$$

完全破坏材料($D=1$)的无量纲有效应力为

$$\sigma_{\mathrm{f}}^* = Bp^{*M}(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*) \tag{15}$$

$$\sigma_{\mathrm{f}}^* \leqslant \sigma_{\mathrm{fmax}}^* \tag{16}$$

式中：A、B、C、M、N 为材料常数，p^* 为无量纲压力，T^* 为无量纲静水拉伸应力，p_{HEL} 为在 HEL 状态下的压力，T 为材料能承受的最大静水拉伸应力。无量纲应变率 $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$，参考应变率为 $\dot{\varepsilon}_0 = 1.0\ \mathrm{s}^{-1}$。$\sigma_{\mathrm{fmax}}^*$ 为材料的经验常数，一般情况下通过数值模拟 DOP(Depths of Penetration)实验获得。

有效应变率与有效应力类似，可表示为

$$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ef}} = \left\{\frac{2}{9}\left[(\dot{\varepsilon}_x - \dot{\varepsilon}_y)^2 + (\dot{\varepsilon}_x - \dot{\varepsilon}_z)^2 + (\dot{\varepsilon}_y - \dot{\varepsilon}_z)^2 + \frac{3}{2}(\dot{\gamma}_{xy}^2 + \dot{\gamma}_{xz}^2 + \dot{\gamma}_{yz}^2)\right]\right\}^{1/2} \tag{17}$$

式中：$\dot{\varepsilon}_x$、$\dot{\varepsilon}_y$、$\dot{\varepsilon}_z$ 为正应变率，$\dot{\gamma}_{xy}$、$\dot{\gamma}_{xz}$、$\dot{\gamma}_{yz}$ 为剪应变率。

2.1.3 损伤累积失效模型

与 Johnson-Cook 失效模型[5]一样,陶瓷等脆性材料的损伤演化可定义为

$$D=\sum \Delta\varepsilon_p/\varepsilon_p^f \tag{18}$$

$\Delta\varepsilon_p$ 是一个积分循环的有效塑性应变,ε_p^f 是一定压力下的断裂应变,具体表达式为

$$\varepsilon_p^f=D_1(p^*+T^*)^{D_2} \tag{19}$$

式中:D_1、D_2 为模型常数。

2.2 YB-AD90 陶瓷材料 JH-2 模型参数的确定

如前所述,JH-2 模型参数主要有三类:第一类是压力-比容关系中的材料常数,即 K_1、K_2、K_3、f;第二类是强度模型常数,即 σ_{HEL}、p_{HEL}、$\sigma_{ef(HEL)}$、T、A、B、C、N、M、σ^*_{fmax};第三类是损伤模型常数 D_1 和 D_2。

根据文献[4],采用以下方法估算无损伤压缩下的压力-比容关系

$$K_1=\rho_0 c_b^2 \tag{20}$$

$$K_2=\rho_0 c_b^2(2\lambda_0-1) \tag{21}$$

$$K_3=\rho_0 c_b^2(3\lambda_0^2-2\lambda_0) \tag{22}$$

式中:ρ_0 为材料密度,c_b 为体积声速。λ_0 满足达-迈公式

$$\lambda_0=(\gamma_0+1)/2 \tag{23}$$

陶瓷材料的 σ_{HEL} 根据平板正碰撞实验确定

$$\sigma_{HEL}=\rho_0 c_1 u_{HEL} \tag{24}$$

$$\rho_{HEL}=\rho_0[c_1/(c_1-u_{HEL})] \tag{25}$$

式中:c_1 为弹性纵波声速。HEL 处的 p_{HEL} 和 $\sigma_{ef(HEL)}$ 按下式计算

$$p_{HEL}=\sigma_{HEL}-\frac{4}{3}G_0\frac{\mu_{HEL}}{1+\mu_{HEL}} \tag{26}$$

$$\sigma_{HEL}=p_{HEL}+2\sigma_{ef(HEL)}/3 \tag{27}$$

计算时使用的 YB-AD90 陶瓷 JH-2 模型参数列于表 1,其中包含上述根据实验数据确定的部分参数,其它无法通过已有实验数据确定的 T^*、A、B、C、N、M、σ^*_{fmax}、D_1、D_2 等参数均取自文献[6]。

表 1　YB-AD90 陶瓷材料的 JH-2 模型参数

Table 1　JH-2 constitutive model parameters of YB-AD90 ceramic

ρ_0/(g/cm^3)	A	B	C	M	N	T/(GPa)	σ_{HEL}/(GPa)	p_{HEL}/(GPa)
3.625	0.88	0.64	0.28	0.60	0.007	0.262	5.3	2.80
$\sigma_{ef(HEL)}$/(GPa)	D_1	D_2	σ^*_{fmax}	G/(GPa)	K_1/(GPa)	K_2/(GPa)	K_3/(GPa)	f
3.75	0.02	0.83	0.5～1.0	109.7	228.6	191.4	111.5	1.0

2.3 JH-2 模型参数合理性验证

为了验证 JH-2 模型参数的合理性,用该模型参数对 Cu 飞片撞击 YB-AD90 陶瓷样品的一维平面碰撞实验(撞击速度为 735 m/s)进行数值模拟,模拟结果和实验结果的比较见图 1。由图可见:样品自由面速度剖面的计算值稍高于实验值;但二者的基本特征一致,即开始为一个陡峭上升的先驱弹性波,继之是一个具有弥散特征的"塑性波",最后达到最终应力状态;"塑性波"部分初始应变率较低,在接近末端时应变率增加较快。这表明所用的 JH-2 本构模型及其参数是基本合理的。

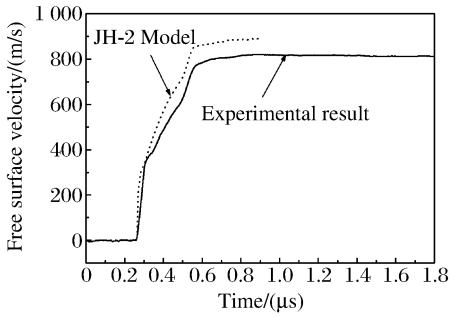


图 1　一维平面实验结果和模拟结果的比较

Fig. 1　Results of simulation and plane strain experiment

3 45 钢和钨的材料模型及参数

45 钢和钨不存在压缩损伤现象，数值计算中直接采用 Johnson-Cook 本构模型和 Mie-Gruneisen 状态方程，模型参数列于表 2。

表 2 45 钢及钨材料的状态方程和本构模型参数

Table 2 Parameters of equation of state and constitutive model of 45 steel and tungsten

Material	ρ/(g/cm^3)	c_0/(km/s)	λ	γ	G_0/(GPa)	A/(GPa)	B/(GPa)
45 steel	7.85	5.06	1.73	1.67	77	1.40	0.51
Tungsten	19.2	5.22	1.268	1.54	160.4	0.92	0.177
Material	n	C	$\dot{\varepsilon}_0$/(s^{-1})	m	T_0/(K)	c_v/(J/(kg·K))	T_m/(K)
45 steel	0.26	0.014	1.0	1.03	273	477	1 793
Tungsten	0.12	0.016	1.0	1.0	273	134	1 723

4 模拟计算结果与讨论

4.1 单层陶瓷复合靶侵彻深度的数值模拟

采用 Autodyn-2D 程序，对钨杆弹正侵彻单层陶瓷复合靶的二维轴对称问题进行了数值模拟，计算模型与实验模型相匹配，如图 2 所示。其中，弹丸为∅4.5 mm、长 45 mm 的平头钨杆弹，陶瓷外径为97 mm，钢约束筒外径为 180 mm，钢背板厚度为 100 mm。其它模型参数及计算结果与实验结果的比较列于表 3。表中：w 为弹丸初始速度，d_{cover}为钢盖板厚度，d_{c} 为陶瓷片厚度，d_{r} 为钢背板内的剩余侵彻深度，实验测得的总侵彻深度 $d_{\mathrm{TE}}=d_{\mathrm{cover}}+d_{\mathrm{c}}+d_{\mathrm{r}}$，$d_{\mathrm{TS}}$为侵彻深度的计算结果。计算时 YB-AD90 陶瓷材料用 SPH(Smoothing Particle Hydrodynamic)方法描述，其余材料采用 Lagrange 方法描述。采用侵蚀法解决大变形区网格畸变导致的计算中断问题，45 钢侵蚀参数 $\varepsilon_{\mathrm{erosion}}$取为 1.5，钨弹丸侵蚀参数 $\varepsilon_{\mathrm{erosion}}$取为 1.8。由表 3 可见，侵彻深度的计算结果与实验结果基本吻合。

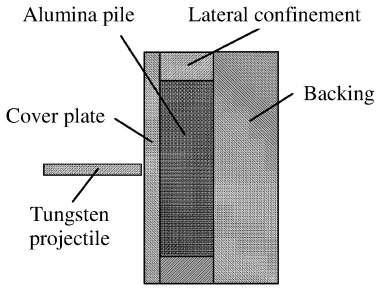


图 2 杆弹侵彻陶瓷复合靶示意图

Fig. 2 Schematic diagram of projectile penetrating into ceramic targets

表 3 杆弹侵彻陶瓷复合靶实验结果和计算结果

Table 3 Experimental and computational results of projectile penetration into ceramic targets

Shot Number	w/(km/s)	d_{cover}/(mm)	d_{c}/(mm)	d_{r}/(mm)	d_{TE}/(mm)	d_{TS}/(mm)
619	2.310	10.2	12.1	41.7	53.3	57.33
620	2.298	10.3	18.2	41.0	64.5	62.57
621	2.312	10.2	24.2	39.0	64.0	71.70
622	2.300	10.2	5.8	50.0	66.0	71.86
704	1.690	10.2	12.1	31.0	69.5	68.11
705	1.910	10.3	12.1	42.1	73.4	64.55
706	2.315	10.2	29.9	29.2	69.3	64.88

4.2 单层陶瓷复合靶动力学侵彻过程的数值模拟

对钨杆弹以不同速度侵彻单层陶瓷复合靶的动力学过程进行了数值模拟。图 3 给出了长径比为 10 的平头钨杆弹以 w=2.3 km/s 的速度碰撞陶瓷靶(实验编号 619)时，不同时刻计算得到的侵彻过程和陶瓷的损伤演化结果。从图中可以清楚地看到：当 t=3 μs 时陶瓷靶盖板下方的陶瓷出现了轻微的损

伤,见图 3(a);当 $t=4\ \mu s$ 时陶瓷靶金属背板前方的陶瓷开始出现一定程度的“倒三角”型损伤,见图 3(b);随着时间的推移,“倒三角”区域向前进一步扩大发展,损伤程度也更为严重;当 $t=7\ \mu s$ 时,“倒三角”扩大到陶瓷前界面(弹丸/陶瓷界面),形成断裂锥(Hertzian Cone);此后,弹丸穿过盖板继续侵彻已经损伤的陶瓷片和背板,直到整个侵彻过程结束。

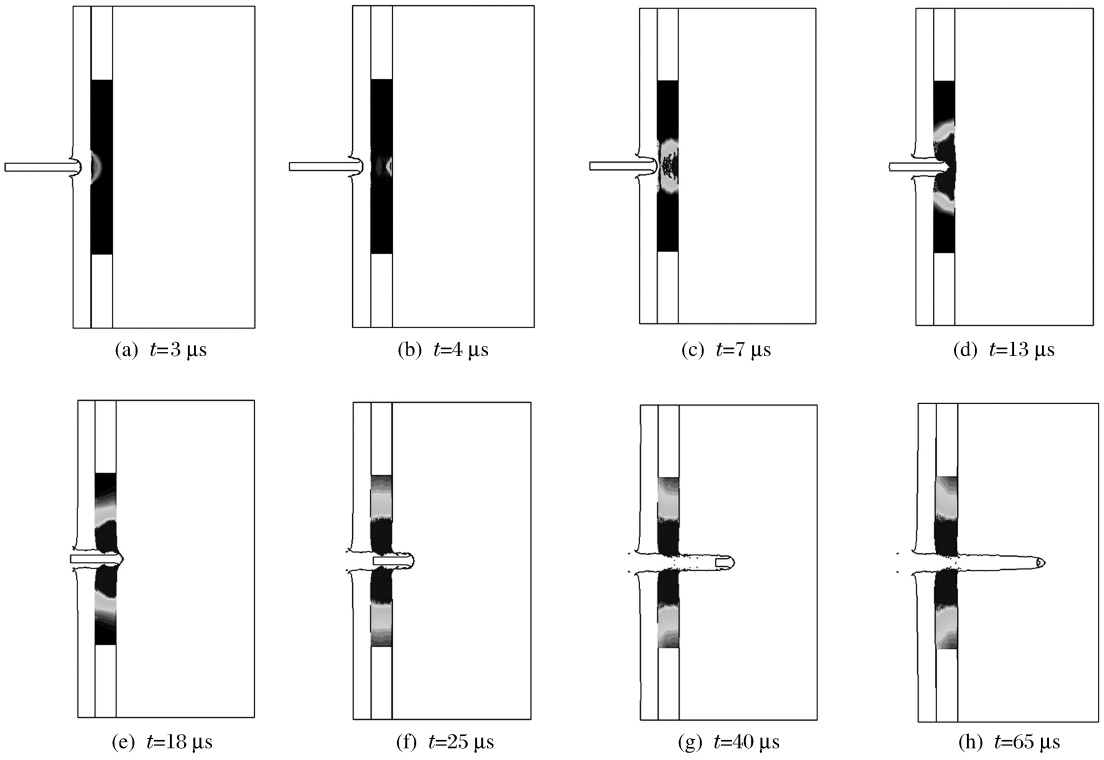


图 3　单层陶瓷复合靶抗长杆弹侵彻过程的数值模拟结果

Fig. 3　Simulation result of the penetration process for single layer ceramic target

众所周知,高速弹丸碰撞金属靶时,由于弹丸和金属靶局部塑性流动剧烈,侵彻过程中弹丸头部常常出现明显的蘑菇头形状。本研究的计算结果显示:杆式动能弹侵彻金属盖板和背板时,弹丸头部形状为蘑菇头,见图 3(a)～图 3(c)及图 3(f);但在侵彻陶瓷片的过程中,弹丸头部形状呈现向锥形演变的趋势,见图 3(d)和图 3(e),这表明陶瓷和金属材料抗弹丸侵彻机理是有区别的。Shockey[7]从 DOP 实验回收的弹丸观察到,弹丸在侵彻陶瓷过程中锥形头部和蘑菇形头部交替出现,并且认为这是陶瓷碎片对弹丸头部挤压、磨损作用的结果。本计算结果与 Shockey 等人的实验结果基本吻合。从图3(e)和图 3(f)中还可以观察到陶瓷碎片在弹丸侵彻形成的通道中向内塌陷,这将对弹丸产生一定的磨蚀作用。谭多望等[8]在射流侵彻陶瓷靶实验中就观察到了这种现象,他们认为通道向内塌陷使后续射流失稳,提高了陶瓷靶的抗侵彻能力。研究还表明,弹丸侵彻陶瓷的初期,材料的抗压强度、剪切强度、断裂强度和断裂韧性等宏观力学性能决定陶瓷的断裂破坏程度和侵彻过程。之后,弹丸在已经发生了冲击损伤并且强度明显降低的陶瓷材料内进行准静态侵彻,此时材料的抗侵彻能力主要表现为陶瓷碎块对弹体的切削和磨蚀作用。该阶段的时间尺度更长,是体现陶瓷抗侵彻性能的主要阶段。较大的横向尺寸以及其它横向约束限制了陶瓷碎粒的横向运动,增大了碎粒之间的摩擦力,增强了材料的抗剪能力,进而增强了陶瓷碎粒对弹丸的切削和磨蚀作用,在一定程度上增强了陶瓷的抗侵彻性能。盖板的主要作用是加强陶瓷碎粒的约束,阻止碎粒的流动,增加陶瓷碎粒对弹丸的切削和磨蚀,使弹丸在侵彻过程中不断变短、变细,从而增强陶瓷的抗侵彻能力。

4.3 多层陶瓷复合靶动力学侵彻过程的数值模拟

为了进一步研究损伤演化过程,我们模拟了长径比为 3 的尖头钢杆弹以初速度 3.12 km/s 撞击“盖板+陶瓷+隔板+陶瓷+隔板+陶瓷+背板”构成的陶瓷复合靶的侵彻过程,计算模型见图 4(a)。每块陶瓷尺寸为∅76 mm×12 mm,钢盖板厚度为 3 mm,钢隔板厚度为 2 mm,钢约束筒外径为 115 mm。侵彻深度的计算结果为 16.7 mm,实验结果为 15.5 mm,相对误差约为 7.8%,二者基本吻合。数值模拟给出了不同时刻陶瓷损伤的演化结果,见图 4(b)~图 4(f)。可以看到:碰撞后大约 3~4 μs,在第 1 块陶瓷的后界面已出现损伤,随着损伤的发展和扩大,形成断裂锥;在大约 14 μs,断裂锥已经在第 2 块陶瓷内形成,并且在第 3 块陶瓷的后界面也有损伤形成;在 22 μs 时,侵彻结束,此时断裂锥在第 3 块陶瓷内基本形成。计算结果与文献[9]回收实验中观察到的陶瓷靶中形成的断裂锥基本一致。含有多层和单层陶瓷的两种复合靶的抗侵彻机理相同,只是前者增强了对陶瓷碎粒流动的约束,在一定程度上增强了靶的抗侵彻性能。

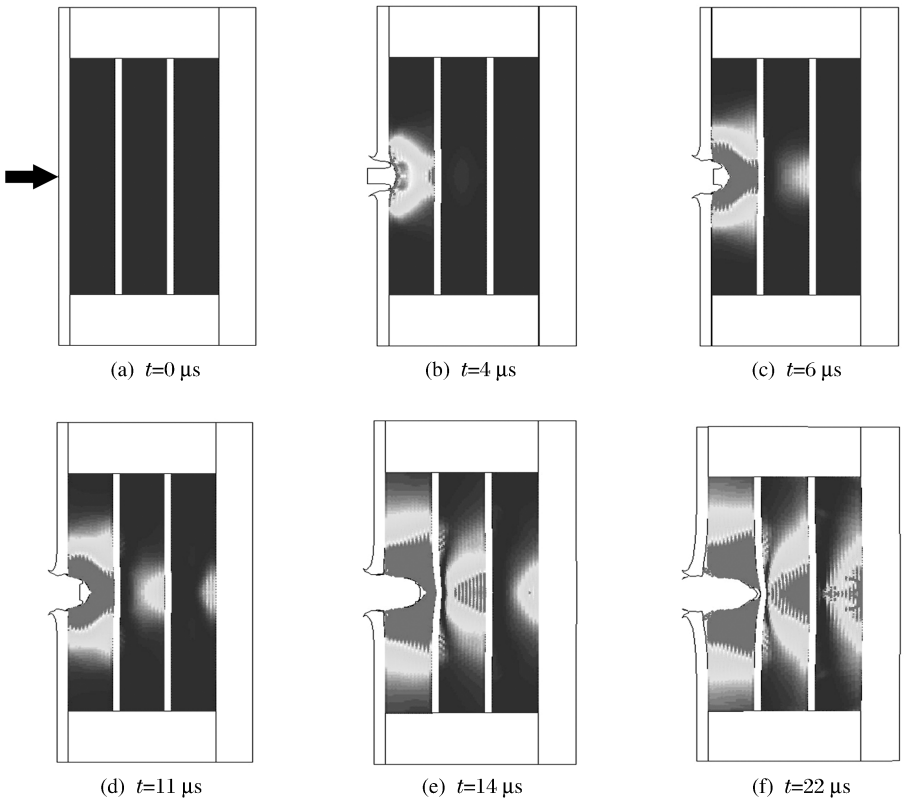


图 4 间隔陶瓷靶抗尖头钢弹丸侵彻过程的数值模拟结果

Fig. 4 Simulation result of the penetration process for multilayer ceramic target

5 结 论

用 Autodyn-2D 程序对杆式动能弹侵彻陶瓷复合靶的过程进行了数值模拟。模拟结果表明,弹丸前端的先驱冲击波造成了陶瓷片的压缩损伤和破坏,该先驱冲击波在金属背板(或金属夹层)表面的反射会进一步加重陶瓷材料的颗粒化,在几何形状上呈现出断裂锥图像。弹丸正是在这种碎裂化的陶瓷介质中进行侵彻的。从杆式动能弹头部形状看,它与金属靶相撞后形成的局域塑性流动,使其头部从平端面演化成明显的蘑菇头形状;但在其侵彻陶瓷材料的过程中,其头部形状将呈现向钝锥形演化的趋势。并且,侵彻过程中陶瓷碎片在弹丸侵彻形成的通道中会向内塌陷,对弹丸产生磨蚀作用,进而增强陶瓷材料的抗侵彻性能。

References:

[1] Holmquist T J, Timothy J, Johnson G R, et al. Modeling Prestressed Ceramic and Its Effect on Ballistic Performance [J]. Int J Impact Eng, 2005, 31(2): 113-127.

[2] Meyers M A, Murr L E, Staudhammer K P. Shock Wave and High-Strain-Rate Phenomena in Materials [M]. New York: Marcel Dekker Inc, 1992: 1075-1081.

[3] Johnson G R, Holmquist T J. An Improved Computational Constitutive Model for Brittle Materials [J]. AIP Conf Proc, 1994, 339(1): 981-984.

[4] Jing F Q. Guide of Experimental Equation of State [M]. Beijing: Science Press, 1999: 189-334. (in Chinese)
经福谦. 实验物态方程导引 [M]. 北京: 科学出版社, 1999: 189-334.

[5] Johnson G R, Cook W H. Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strain [J]. Eng Fract Mech, 1985, 21(1): 31-48.

[6] Anderson C E, Johnson G R, Holmquist T J. Ballistic Experiments and Computations of Confined 99.5% Al_2O_3 Ceramic Tiles [A]//Proceedings of 15th International Symposium on Ballistics [C]. Jerusalem, Israel, 1995: 65-72.

[7] Shochey D A, Marchand A H, Skaggs S R, et al. Failure Phenomenology of Confined Ceramic Targets and Impacting Rods [J]. Int J Impact Eng, 1990, 9(3): 263-275.

[8] Tan D W, Xie P H. Experimental Studies of Alumina Ceramic against a Shaped-Charge Jet Penetration [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 1997, 11(2): 145-149. (in Chinese)
谭多望, 谢盘海. 射流侵彻陶瓷力学特性实验研究 [J]. 高压物理学报, 1997, 11(2): 145-149.

[9] Li P, Li D H, Ning J G, et al. Experimental Study on the Ballistic Performance and Mechanism of Confined Ceramic Targets against Long Rod Penetrators [J]. Explosion and Shock Waves, 2003, 23(4): 289-294. (in Chinese)
李　平, 李大红, 宁建国, 等. Al_2O_3 陶瓷复合靶抗长杆弹侵彻性能和机理实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2003, 23(4): 289-294.

Numerical Simulations on Penetration of Rod Projectiles into YB-AD90 Ceramic Targets

SUN Zhan-Feng[1], XU Hui[2], LI Ping[1], HE Hong-Liang[1], PENG Jian-Xiang[1], LI Da-Hong[1]

(1. *National Key Laboratory of Shock Wave and Detonation Physics, Institute of Fluid Physics, CAEP, Mianyang* 621900, *China*;
2. *College of Mathematics and Computer Science, Mianyang Normal University, Mianyang* 621000, *China*)

Abstract: JH-2 constitutive model parameters of YB-AD90 ceramic were derived from experiments and literatures. The penetration depths and the dynamic penetration processes of rod projectiles into YB-AD90 ceramic targets were numerically simulated using Autodyn-2D. The results indicate that the simulation method and parameters of JH-2 model are acceptable. Some important features in the penetrating processes such as the shape change of the projectile head, the material fragmentation, and the channel-collapse are simulated and discussed. The simulation results are consistent with experimental results.

Key words: penetration; ceramic; numerical simulation