文章编号:1000-5773(2006)04-0408-07

卵形钢弹对铝合金靶板侵彻问题的数值模拟*

何 涛,文鹤鸣

(中国科学技术大学、中国科学院材料力学行为和设计重点实验室,安徽合肥 230027)

摘要:基于球形空穴膨胀理论(SCE),采用 ABAQUS 有限元商业软件并结合其子程序的二次开发功能对钢弹侵彻金属靶进行 3D 有限元数值模拟。根据空穴膨胀理论,靶体对侵彻弹体的影响可以用一个作用在弹体表面的力函数代替,这样在进行数值模拟时就无须划分靶体网格,也避免了复杂的接触问题,从而使模拟大大简化。模拟所用卵形弹为 VAR 4340 钢弹,靶体为 6061-T6511 铝合金。模拟过程中考虑到弹体的可变形性和入射时的微小偏航角等实际情况,并且考虑到了弹身在运动过程中和靶体的接触分离效应。所得模拟结果与文献中的实验结果进行了比较,发现模拟结果与实验结果吻合得很好,并得到了一些有意义的推论。

关键词:侵彻;卵形弹;金属靶;球形空穴膨胀理论;数值模拟

中图分类号:O347.3 **文献标识码**:A

1 引 言

侵彻问题的数值模拟是一个十分活跃的研究课题,计算方法也比较成熟。但是采用传统的数值模拟方法,把侵彻问题当作一般接触问题来处理,进行有限元分析时需要对靶体进行大量的网格划分,而且需要考虑弹、靶之间的复杂接触问题,此外,Language 方法还有可能在靶体变形过大时产生网格畸变而使运算中止。全三维数值模拟仍然需要大量的物力、财力和计算资源(CPU),因此,采用准确而简化的计算模型意义尤为重大。

空穴膨胀理论给简化的数值模拟提供了一个有效的方法,由于它能比较准确地给出弹体与靶体接触部分的瞬时应力,因此可以用加在弹体表面的力函数代替靶体对弹体的作用,这样在模拟弹丸侵彻靶体时就无需划分靶体网格,也无须考虑复杂的接触问题,而把靶体对弹的作用当作边界条件施加到弹体上,然后对弹的运动过程进行模拟,从而大大节省了运算时间。

美国圣地亚国家实验室的 Warren 等人基于球形空穴膨胀模型结果,采用显式动态有限元程序 PRONTO 3D,模拟了球形弹头 VAR4340 钢弹对 6061-T6511 铝靶正入射的侵彻问题[1]和考虑了自由表面效应的卵形弹头钢弹对 6061-T6511 铝靶的斜入射侵彻问题[2]。随后又模拟了卵形弹头 VAR4340 钢弹对石灰岩靶体正入射[3]和斜入射[4]的情况,与实验结果吻合得较好。此外,Sikhanda 等人[5]采用 DYNA3D 有限元商业软件对长杆贯穿薄靶的问题进行了模拟,模拟过程中采用随时间变化的压力脉冲来代替贯穿过程中薄靶对长杆的作用,取得的结果与实验进行了比较,结果也比较令人满意。同时由于考虑到高速侵彻过程中摩擦力过小[6-7],以上研究所进行的模拟都忽略了摩擦力的影响。目前,尚未有人利用空穴膨胀理论对卵形弹头钢弹以微小偏航角正入射金属靶的情况进行过系统的模拟。

本研究基于球形空穴膨胀理论(SCE),采用 ABAQUS 有限元商业软件并结合其子程序的二次开

* **收稿日期**:2005-08-29;**修回日期**:2005-11-21

作者简介:何 涛(1979—),男,博士研究生.

通讯作者:文鹤鸣(1965—),男,教授,博士生导师,主要从事冲击动力学研究. E-mail:hmwen@ustc.edu.cn

发功能对钢弹侵彻金属靶进行了 3D 有限元数值模拟。根据空穴膨胀理论,靶体对侵彻弹体的影响可以用一个作用在弹体表面的力函数代替,这样在进行数值模拟时就无须划分靶体网格,也避免了复杂的接触问题,从而使模拟大大简化。模拟所用卵形弹为 VAR4340 钢弹,靶体为 6061-T6511 铝合金。模拟过程中考虑到弹体的可变形性和入射时的微小偏航角等实际情况,并且考虑到了弹身在运动过程中和靶体的接触分离效应。所得模拟结果与文献中的实验结果进行了比较。

2　分析模型

对于空穴膨胀理论的研究,近年来已经取得了很多成果[7-13],对于各种金属靶材、岩石、混凝土等靶体都进行了比较深入的研究,推导了弹靶接触面上的应力值,并从理论上给出了侵彻深度的公式。本研究基于球形空穴膨胀模型,对于金属材料,可以假定靶板介质在弹体侵入后,将形成球对称或者轴对称的空穴区、塑性区、弹性区、未扰动区,见图 1,弹塑性区的扩展,是由空穴的膨胀速度控制的。利用弹塑性区的运动学方程、动力学方程、应力应变关系,以及在弹塑性界面的质量和动量守恒条件,可以确定出当空穴以不同速度 v 扩展时空穴表面的应力大小

$$\sigma_r = c_1 + c_2 v + c_3 v^2 \tag{1}$$

采用 Warren 等人的考虑应变率效应的可压缩模型[6],根据文献[6]的结果:$c_1 = AY$,$c_2 = B(\rho_0 Y)^{1/2}$,$c_3 = C\rho_0$,其中 A、B、C 为常数,Y 为靶体准静态屈服强度,ρ_0 为靶体密度,以上值见表 1。这样确定出 c_1、c_2、c_3 的值,由作用力和反作用力定理,即可以得到靶体对弹体的压力大小:$p = c_1 + c_2 v_n + c_3 v_n^2$,$v_n$ 为弹体表面外法向速度。

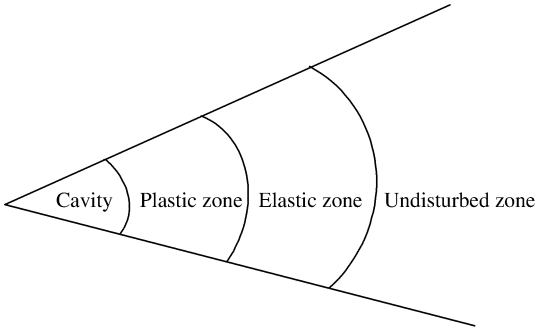


图 1　球形空穴膨胀问题中的不同响应区

Fig. 1　Response regions for spherical cavity expansion problem

表 1　6061-T6511 铝合金数据[6]

Table 1　6061-T6511 aluminum alloy data[6]

Y/(MPa)	ρ_0(kg/m^3)	A	B	C
276	2 710	5.039 4	0.983 0	0.940 2

由于模拟中并未把弹体当作钢体来处理,这样就必须考虑靶体所采用的本构方程。这里仍采用 Warren 等人[1]在进行侵彻模拟时所用的幂指数形式的本构方程

$$\bar{\sigma} = \begin{cases} E\varepsilon & \bar{\sigma} \leqslant Y_p \\ Y_p(1+\varepsilon_p/\varepsilon_{p0})^{1/n}(1+\dot{\varepsilon}_p/\dot{\varepsilon}_{p0})^{1/m} & \bar{\sigma} > Y_p \end{cases} \tag{2}$$

式中:$\bar{\sigma}$ 为等效应力,ε 为等效应变,ε_p 为等效塑性应变,$\dot{\varepsilon}_p$ 为等效塑性应变率,Y_p 为弹体的屈服强度,ε_{p0} 为参考应变,$\dot{\varepsilon}_{p0}$ 为参考应变率,m 和 n 为材料常数。VAR4340(Rc38)钢相关数据见表 2。

表 2　VAR4340(Rc38)钢数据[1]

Table 2　VAR4340(Rc38) steel data[1]

Y_p/(MPa)	ε_{p0}	$\dot{\varepsilon}_{p0}$/(1/s)	n	m
1 140	5.682×10^{-3}	5.940×10^{-4}	25.0	83.3

靶体对弹体的作用力的取得就为侵彻问题的数值模拟提供了一个简便而有效的途径,把靶体与弹体接触表面的应力看作一个已知压力函数场,作为弹体的边界条件施加在弹体表面上,就可以对弹体的侵入过程进行模拟了。

3 有限元方法

图 2 为本数值模拟和 Forrestal 所做实验中[7]所采用钢弹的几何尺寸：$2a=7.11$ mm，$C=3$，$L=71.1$ mm，$S=C\times 2a$。(C 定义为弹头曲率半径(S)和弹体直径($2a$)的比值。)

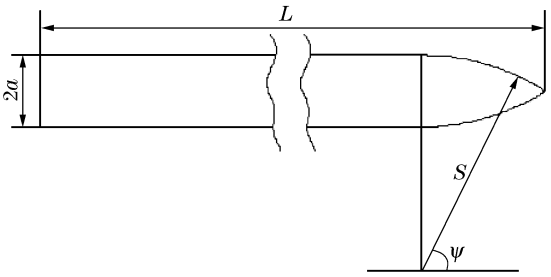


图 2 卵形弹头钢弹几何尺寸

Fig. 2 Geometry of an orgival-nosed steel projectile

用弹体表面压力函数代替靶体对弹体的作用，这样在使用有限元方法对侵彻问题进行数值模拟时，就可以把靶体的影响，用作用于弹体表面单元的压力边界条件来代替。图 3 为弹体表面单元所受压力边界条件示意图，各节点上所受正压力函数可以表示为

$$p_I = c_1 + c_2(\boldsymbol{v}_I \cdot \boldsymbol{n}) + c_3(\boldsymbol{v}_I \cdot \boldsymbol{n})^2 \quad (I = 1,4) \tag{3}$$

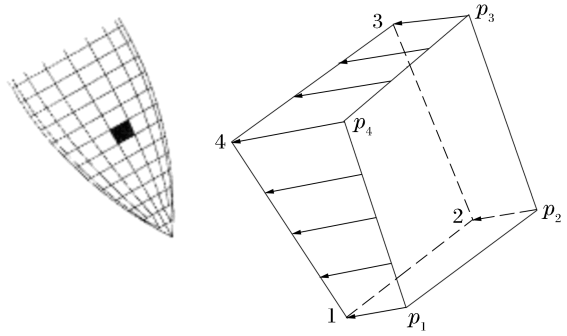


图 3 作用在单元表面压力边界条件示意图

Fig. 3 Definition of pressure boundary condition that acts on an element side

式中：$\boldsymbol{v}_I$ 表示节点的速度矢量，$\boldsymbol{n}$ 表示弹体表面在节点处向外的法向方向。c_1、c_2、c_3 的值在上文已经给出。从(3)式中可以看出弹体表面瞬时压力随弹体表面位置的改变即 $\boldsymbol{v}_I$、$\boldsymbol{n}$ 的改变而不断更新，而整个弹体表面压力分布又随时间步长的增加而不断改变。

同时，由于弹体入射时并非完全正入射，因此还需要考虑弹体和靶板的接触分离效应。Warren[1-4]等人采用的方法是当($\boldsymbol{v}_I \cdot \boldsymbol{n}$)的值在某个节点上为零或为负值，令压力为零。但是大量的数值模拟发现，当入射速度和偏航角都比较大的时候，由于弹体尾部摆动比较剧烈，容易造成弹尾部分应力过大，使计算结果严重脱离实际情况。原因在于弹尾在进入靶体后和空穴壁存在一定距离，在摆动过程中并非一直与空穴壁接触，因此弹尾部分过高估计了空穴壁对弹体的压力。

在确定了压力边界条件并考虑到弹体的本构方程(2)以后就可以对侵彻问题进行数值模拟了，如图(4)所示为弹体单元的网格划分。在数值模拟中采用了 C3D8R 实体单元进行模拟，共采用 2 896 个单元。此外由于采用有限元方法进行弹体表面网格划分，划分单元的离散化必然导致一小部分的质量损失，这里采用稍微增加弹体密度来弥补质量的损失，取弹体密度 VAR4340(Rc38)为 8 025 kg/m^3(原为 7 830 kg/m^3)，以保证弹体的总质量不变。

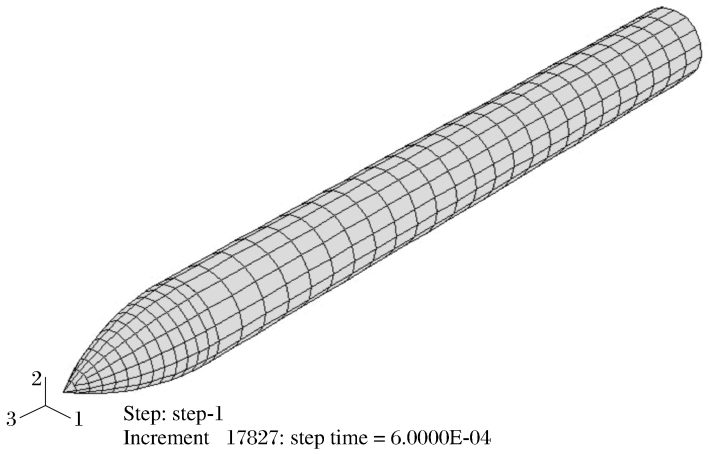


图 4 卵形弹有限元单元网格划分示意图

Fig. 4 Finite element mesh of an ogival-nosed projectile

4 模拟结果

本节列出了卵形弹头侵彻 6061-T6511 铝靶的模拟结果，并把数值模拟的结果与实验结果[7]进行了比较。采用 ABAQUS 6.3 有限元商业计算软件进行模拟，用户子程序使用 FORTRON 90 进行编写，

所有数值模拟都在 2 500 MHz 处理器,1 Gb 内存的 PC 机上进行。

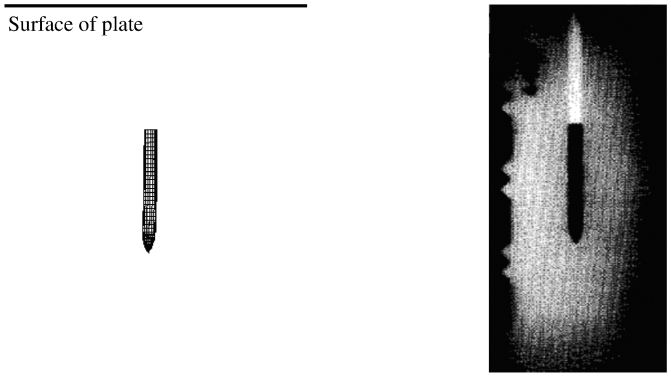
表 3 列出了在不同的初始侵彻速度下用 ABAQUS 模拟所得的侵彻结果与实验结果。表 3 中标(a)的数据为文献[7]中的实验结果,括号内的值表示弹体侵彻轨迹的长度。标(b)的数据表示模拟时采用 0°偏航角入射的结果。当速度过大时(>1 km/s 以后),由于入射偏航角的影响使弹尾应力急剧增加,而在弹尾处产生很大的塑性变形甚至压溃,导致运算无法正常进行下去,与实际情况也相差过大。因此在这里出于计算的需要,当速度大于 1 km/s 以后,在模拟时都取初始偏航角为零。

表 3　卵形弹头的侵彻结果比较

Table 3　Comparison between simulations and experimental data for the ogive-nose projectile

Velocity /(m/s)	Inclination /(°)	Depth of penetration	
		Experimental/(mm)[a]	Simulation/(mm)
569	0.25	58	60
570	3.6	55	57
679	1.0	72	81
821	1.76	102	104
966	0.8	140	144
1 147	—	190	192[b]
1 237	2.0	224	216[b]
1 365	2.5	249(252)	245[b]
1 396	2.5	249(267)	256[b]
1 493	1.5	277(303)	283[b]

图 5 显示的是 VAR4340(Rc38) 钢弹以初速度为 966 m/s、0.8°入射角侵入 6061-T6511 靶体后最终位置图。将模拟结果与试验结果比较,发现模拟结果能够很好地反映弹体侵彻过程。图 6 所示为弹体在侵彻过程中几个时刻的位置和变形情况以及表面压力的分布情况,本文中选取了几个典型的时刻以便于比较:(a) 为弹的初始入射情况 0.0 μm,(b) 80 μm,(c) 150 μm,(d) 320 μm。由图 6(b)可见,钢弹在没有完全侵入靶体时由于入射偏航角的影响会使弹尾发生很大的摆动,这时弹尾处应变比较大,也是弹体中最薄弱的部分。



(a) Simulation　　(b) Post-test photograph[7]

图 5　最终弹丸位置(初速度 v_0=966 m/s,0.8°倾斜角)

Fig. 5　Final projectile position for v_0=966 m/s, 0.8° angle of inclination

图 7 所示为钢弹分别在 569 m/s 和 570 m/s 的入射速度下,侵入靶体最终位置等效应变分布图。由图 7(a)可以看出,当入射速度为 569 m/s 时,由于入射偏航角为 0.25°,很小,所以钢弹基本是直线侵彻,弹体上靠近弹头部分的应变比较大,这部分比较薄弱,最大等效应变为 0.023 45;而由图 7(b)可以看出,当入射速度为 570 m/s 时,由于入射偏航角为 0.36°,比较大,所以弹尾的摆动比较明显,弹尾部

分的应变比较大，是比较薄弱的部分，最大等效应变为 0.212 9。通过比较发现，初始偏航角对弹体的侵彻深度和变形都有很大的影响。

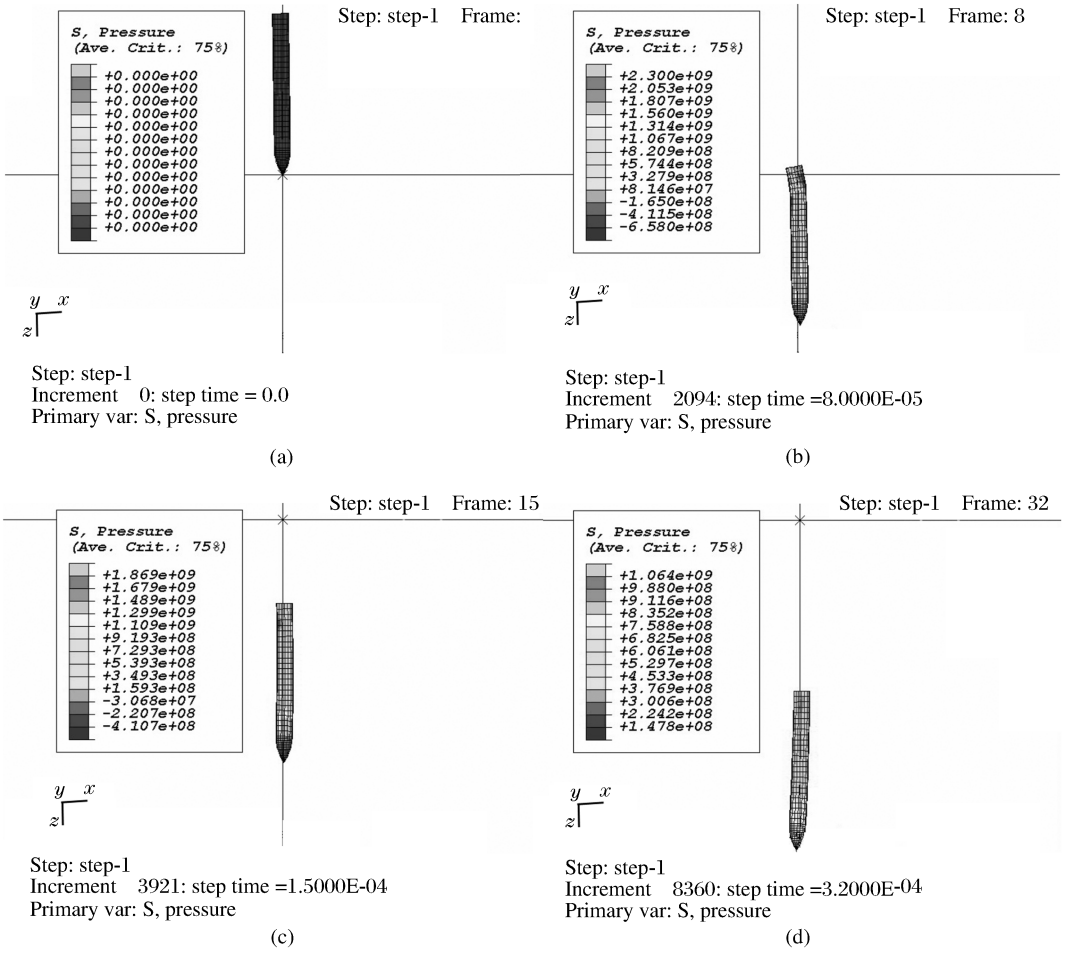
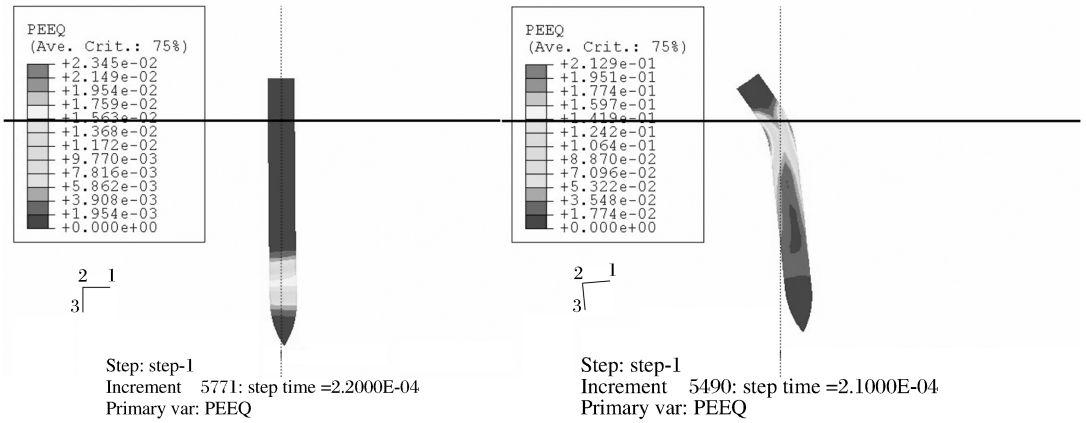


图 6 VAR4340(Rc38)卵形弹头对 6061-T6511 铝靶侵彻模拟图(初速度 v_0 = 966 m/s，0.8°倾斜角)

Fig. 6 Simulation of a VAR4340(Rc38) orgival-nosed projectilepenetrating 6061-T6511 aluminum target with v_0 = 966 m/s, 0.8° angle of inclination



(a) v_0 = 569 m/s, 0.25° angle of inclination (b) v_0 = 570 m/s, 3.6° angle of inclination

图 7 钢弹最终位置的等效应变分布图

Fig. 7 Final projectile positions with equivalent strain contours

图8给出了实验侵彻深度、刚体计算模型结果和模拟结果的比较曲线,图中同时也给出了Forrestal[7]和 Wen[11]采用刚体侵彻模型计算得到的侵彻深度曲线,其中 Forrestal 模型与本研究模拟采用的是同样的弹体表面受力函数,所不同的是Forrestal 模型中没有考虑偏航角的影响,并把弹体当作刚体来处理。从图 8 中可以看出,模拟侵彻深度与实验结果吻合得比较好,弹体采用变形体所得的侵彻深度较刚体模型的侵彻深度要浅些。

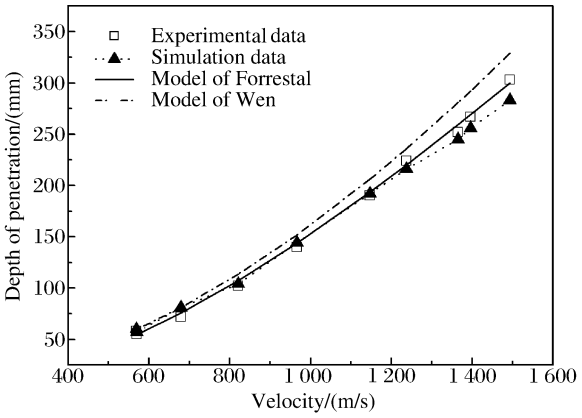


图 8　不同模型预测结果与实验侵彻深度的比较

Fig. 8　Comparisons between different model predictions and the experimental penetration data

5　结　论

基于球形空穴膨胀理论(SCE),采用 ABAQUS 有限元商业软件并结合其子程序的二次开发功能对钢弹侵彻金属靶进行了 3D 有限元数值模拟。根据空穴膨胀理论,靶体对侵彻弹体的影响可以用一个作用在弹体表面的力函数代替,这样在进行数值模拟时就无须划分靶体网格,也避免了复杂的接触问题,从而使模拟大大简化。本模拟所用卵形弹为 VAR4340 钢弹,靶体为 6061-T6511 铝合金。模拟过程中考虑了弹体的可变形性和入射时的微小偏航角等实际情况对侵彻过程的影响,以及弹身在运动过程中和靶体的接触分离效应。

所得模拟结果与文献中的实验结果进行了比较,发现模拟结果与实验结果吻合得很好。同时,模拟结果还表明弹体初始偏航角对整个侵彻过程有很大的影响,入射偏航角越大,入射时弹尾摆动越剧烈,导致侵彻深度的降低,也容易使弹尾处发生断裂。这一发现对侵彻(钻地)武器的设计具有重要的指导意义。

References:

[1] Warren T L, Tabbara M R. Simulations of the Penetration of 6061-T6511 Aluminum Targets by Spherical-Nosed VAR 4340 Steel Projectiles [J]. Int J Solids Struct, 2000, 37(3/2): 4419-4435.

[2] Warren T L, Kevin L P. Penetration of 6061-T6511 Aluminum Targets by Ogive-Nosed VAR 4340 Steel Projectiles at Oblique Angles: Experiments and Simulations [J]. Int J Impact Eng, 2001, 25: 993-1022.

[3] Warren T L. Simulations of the Penetration of Limestone Targets by Ogive-Nose 4340 Steel Projectiles [J]. Int J Impact Eng, 2002, 27: 475-496.

[4] Warren T L, Hanchak S J, Poormon K L. Penetration of Limestone Targets by Ogive-Nosed VAR 4340 Steel Projectiles at Oblique Angles: Experiments and Simulations [J]. Int J Impact Eng, 2004, 30: 1307-1331.

[5] Sikhanda S, Stephan B. Response of Long Rods to Moving Lateral Pressure Pulse: Mumerical Evaluation in DYNA3D [J]. Int J Impact Eng, 2001, 26: 663-674.

[6] Warren T L, Forrestal M J. Effect of Strain Hardening and Strain-Rate Sensitivity on the Penetration of Aluminum Targets with Spherical-Nosed Rods [J]. Int J Solids Struct, 1998, 35: 3737-3753.

[7] Pickutouwski A J, Forrestal M J, Poormon K L, et al. Penetration of 6061-T6511 Aluminum Targets by Ogive-Nose Steel Projectiles with Striking Velocities between 0.5 and 3.0 km/s [J]. Int J Impact Eng, 1999, 23: 723-734.

[8] Forrestal M J, Tzou D Y, Askari E, et al. Penetration into Ductile Metal Targets with Rigid Spherical-Nose Rods [J]. Int J Impact Eng, 1995, 16: 699-710

[9] Forrestal M J, Tzou D Y. A Spherical Cavity-Expansion Penetration Model for Concrete Targets [J]. Int J Solids Struct, 1997, 34(31-32): 4127-4146.

[10] Forrestal M J, Okajima K, Luk V K. Penetration of 6061-T651 Alumnium Targets with Rigid Long Rods [J]. ASME J Appl Mechan, 1988, 55(4): 755-760.

[11] Wen H M. Predicting the Penetration and Perforation of Targets Struck by Projectiles at Normal Incidence [J]. Mechanics of Structures and Machines, 2002, 30(4): 543-557.

[12] Zhou H, Wen H M. Penetration of Bilinear Strain-Hardening Targets Subjected to Impact by Ogival-Nosed Projectiles [A]//Huang P, Li S C, Wang Y J. Proceeding of 2003 International Autum Seminar on International Autumn Seminar on Propellants, Explosives and Pyrotecnics, Theory and Practicing of Energetic Materials (Vol. 5) [C]. Beijing/New York: Science Press, 2003: 933-942.

[13] Zhou H, Wen H M. Dynamic Cylindrical Cavity Expansion Model and Its Application to Penetration Problems [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2006, 20(1): 67-78.
周 辉, 文鹤鸣. 动态柱形空穴膨胀模型及其在侵彻问题中的应用 [J]. 高压物理学报, 2006, 20(1): 67-78.

Numerical Simulations of the Penetration of Aluminum Targets by Ogive-Nosed Steel Projectiles

HE Tao, WEN He-Ming

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

Abstract: Numerical simulations are conducted herein on the penetration of aluminum targets by ogival-nosed steel projectiles using the commercial FEM code ABUQUS. In the simulations, the response of the targets are represented by a forcing function, which is derived from spherical cavity expansion theory. This methodology eliminates the need for discretizing the targets as well as the need for a contact algorithm. It is shown that the numerical simulations are in good agreement with the available experimental data for the penetration of 6061-T6511 aluminum targets struck by VAR 4340 steel projectiles, reported in the literature. It is also shown that pitch and yaw or inclination angle has significant effects on the depth of penetration as well as projectile response.

Key words: penetration; ogive-nose projectiles; metallic targets; spherical cavity expansion model; numerical simulation