

文章编号: 1000-4750(2009)10-0183-08

# 半球形弹头钢长杆弹侵彻半无限铝合金靶的数值模拟

兰 彬, \*文鹤鸣

(中国科学技术大学中科院材料力学行为和设计国家重点实验室, 安徽, 合肥 230027)

**摘 要:** 利用显式动力有限元程序 ANSYS/LS-DYNA, 采用 ALE 方法和 Steinberg 本构模型对半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限厚 6061-T6511 铝合金靶进行了数值模拟。模拟结果表明: 根据打击速度的不同, 4340 钢长杆弹分别以刚体、变形非消蚀体和消蚀体侵彻 6061-T6511 铝合金靶, 这与 Forrestal 等的实验观测相符, 模拟得到的侵彻深度与实验数据变化趋势也相同。模拟结果也表明: 对于变形而不消蚀的弹体, 撞击初期主要是弹头变粗, 其后杆身变粗, 变形期间弹尾速度下降较快, 侵彻速度较稳定; 杆身轴线上未变形区到变形区的过渡区域两端侵彻方向应力分别接近弹体材料的 Hugoniot 弹性极限和初始屈服强度。

**关键词:** 长杆弹; 半无限靶; 侵彻; Steinberg 模型; 数值模拟

中图分类号: O347.3 文献标识码: A

## NUMERICAL SIMULATION OF THE PENETRATION OF A SPHERICAL-NOSED 4340 STEEL LONG ROD INTO SEMI-INFINITE 6061-T6511 ALUMINUM TARGETS

LAN Bin, \*WEN He-ming

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

**Abstract:** The numerical simulation of the penetration of a spherical-nosed 4340 Steel Long Rod into Semi-infinite 6061-T6511 Aluminum Targets is performed with ALE method and Steinberg's constitutive model using the ANSYS/LS-DYNA finite element code. It transpires that the state of the steel long rod penetrator changes with increasing impact velocity: first it penetrates the aluminum alloy targets as a rigid body, then as a deformable body without mass loss and finally as an erosive body at higher impact velocities, which is in agreement with the experimental observations made by Forrestal et al. It also transpires that for a deforming non-erosive penetrator the head of the penetrator becomes bigger only in the initial phase and followed by the subsequent thickening of the shank during which the velocity of the penetrator tail decreases rapidly whilst the penetration velocity remains relatively steady; that the stresses in the penetration direction at the two ends of the transition zone between the deformed region and undeformed region are close to Hugoniot Elastic Limit and its initial yield stress, respectively.

**Key words:** long rod penetrator; semi-infinite target; penetration; steinberg model; numerical simulation

长杆弹形状细长, 单位截面积的动能很高, 常用材料有高强度合金钢、钨合金和铀合金(贫化铀),

侵彻和贯穿能力很强。由于这些特点, 长杆弹在新武器装备研发和战争中得到了广泛的应用。自 20

收稿日期: 2008-06-08; 修改日期: 2008-10-21

作者简介: 兰 彬(1980—), 男, 四川贵阳人, 博士生, 从事冲击动力学研究(E-mail: lanbin@mail.ustc.edu.cn);

\*文鹤鸣(1965—), 男, 安徽芜湖人, 教授, 哲学博士, 博导, 从事冲击动力学研究(E-mail: hmwen@ustc.edu.cn).

世纪 60 年代以来,长杆弹侵彻一直是各国学者的研究热点,在实验<sup>[1-4]</sup>和理论模型<sup>[5-9]</sup>方面有大量成果发表。

然而,已有的研究多集中在消蚀弹体和刚体的侵彻,对变形而不消蚀弹体的行为关注得很少,而后者是兵器速度下常见的侵彻现象。实验方面有 Piekutowski<sup>[10]</sup>等人、Forrestal 和 Piekutowski<sup>[11]</sup>的工作,他们分别进行了不同强度的卵形弹头和半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限厚 6061-T6511 铝合金靶的实验,其中卵形弹头长杆弹有两种强度( $R_c = 38$ 、 $R_c = 53$ ),半球形弹头长杆弹有三种强度( $R_c = 36.6$ 、 $R_c = 39.5$ 、 $R_c = 46.2$ )。几组实验都表明在一定打击速度范围,弹体既不能保持刚体状态,也没有出现有质量损失的消蚀状态。目前,对于该侵彻现象的数值模拟仅有 Dekel 和 Rosenberg 的工作<sup>[12]</sup>,但他们研究的重点在于引入材料失效准则以便得到与实验数据相似的侵彻深度曲线,以及考察弹体长径比、弹靶密度比对刚体侵彻深度的影响,而未对变形弹体在侵彻过程中的行为进行分析,也没有给出侵彻图像。此外弹靶强度的取值不够严谨,均明显高于材料的实际强度。

基于上述背景,本文利用显式动力有限元程序 ANSYS/LS-DYNA,采用 ALE 方法和 Steinberg 本构模型对 4340 钢长杆弹侵彻 6061-T6511 铝合金靶进行了三维数值模拟,给出了不同打击速度下的侵彻图象,将模拟的结果与 Forrestal 和 Piekutowski<sup>[11]</sup>的实验进行了比较,并分析了弹体的变形特点和弹体在减速过程中的状态变化。

## 1 数值模拟方法及模型

### 1.1 ALE 方法

ALE 方法的网格和 Euler 方法一样,也是系于空间的,但它能以任意的形式运动,允许自由地定义区别于材料和空间构型的参考构型,它的计算网格是基于参考构形而划分的,可以独立于物质构形和空间构形运动。ALE 方法能以相对较少的网格模型处理譬如整个物体有空间上的大位移,并且本身有大变形的问题,能得到清晰的材料界面,克服了纯 Lagrange 描述和纯 Euler 描述的缺陷<sup>[13]</sup>。

本文采用 LS-DYNA 软件的 ALE 法进行计算。其计算步骤<sup>[14]</sup>为:首先,物质网格以一个或数个 Lagrange 步变形,进行 Lagrange 显式计算,只考虑压力梯度分布对速度和能量改变的影响,动量方程

中的压力取前一时间步的值;然后用隐式格式求解动量方程,将显式计算得到的速度分量作为迭代求解的初始值;最后进行一个输运步,包括确定要移动的结点、移动边界结点、移动内结点、计算单元中心变量的输运、计算动量输运和更新速度,需要输运计算的变量为:单元解变量(密度、内能、应变等)和节点速度。输运步大多数的时间用于计算相邻单元之间的材料运输,只有小部分时间耗在计算网格调整。

ALE 方法可以用较粗糙的网格来获得较高的精确度。本文的计算采用二阶精度的单调输运算法(van leer 算法)。

### 1.2 本构模型、状态方程及参数

Steinberg 等人于 1980 年提出了一种适用于高压区的本构模型,不考虑应变率效应,只考虑应变及温度效应,实验中发现应变率增加,温度上升,屈服强度下降。在应变率大于  $10^5 \text{s}^{-1}$  的情况下,可以忽略应变率效应<sup>[15]</sup>。

LS-DYNA 软件中 Steinberg 本构模型的形式为<sup>[14]</sup>:材料未熔化(即熔化能量  $E_m >$  内能  $E$ )时,剪切模量为:

$$G = G_0 \left[ 1 + \frac{G'_p}{G_0} p V^{1/3} + \frac{G'_T}{G_0} \left( \frac{E - E_c}{3R'} - 300 \right) \right] e^{-\frac{fE}{E_m - E}} \quad (1)$$

其中,屈服强度为:

$$\sigma_Y = \sigma_0 [1 + \beta(\gamma_i + \bar{\varepsilon}^p)]^n \left[ 1 + \frac{\sigma'_p}{\sigma_0} p V^{1/3} + \frac{G'_T}{G_0} \left( \frac{E - E_c}{3R'} - 300 \right) \right] e^{-\frac{fE}{E_m - E}} \quad (2)$$

材料熔化后, $G$ 和 $\sigma_Y$ 都为0。式(1)和式(2)中: $G_0$ 为初始剪切模量; $\sigma_0$ 、 $\sigma_m$ 分别为初始屈服强度和最大容许屈服强度; $V$ 为相关体积,也即 $\rho_0/\rho$ ; $\beta$ 为材料常数。钢和铝合金的修正系数 $f$ 参照文献[16]取为0.001。 $G'_p$ 、 $\sigma'_p$ 分别为剪切模量和屈服强度对压强的偏导数, $G'_T$ 为剪切模量对温度的偏导数,文献[17]的高压冲击实验表明, $\sigma'_p/\sigma_0 = G'_p/G_0$ 。 $p$ 为压力, $\gamma_i$ 为初始塑性应变。 $E$ 、 $E_c$ 、 $E_m$ 分别为比内能、比冷能和比熔化能, $E_c$ 和 $E_m$ 由式(3)<sup>[14]</sup>确定,其中: $T_m$ 为熔化温度; $T_{m0}$ 为常压下的熔化温度; $\gamma_0$ 是 Gruneisen 常数; $\alpha$ 为修正常数; $R$ 为气体常数; $A$ 为原子量。

$$\begin{cases} E_C(x) = \int_0^x p dx - \frac{900R\rho \text{Exp}(\alpha x)}{A(1-x)^{2(\gamma_0-\alpha-1/2)}} \\ x = 1-V \\ E_m(x) = E_C(x) + \frac{3R\rho T_m(x)}{A} \\ T_m(x) = \frac{T_{m0} \text{Exp}(2\alpha x)}{V^{2(\gamma_0-\alpha-1/3)}} \end{cases} \quad (3)$$

状态方程采用 Gruneisen 方程<sup>[14]</sup>:

$$P = \begin{cases} \frac{\rho_0 C^2 \mu \left[ 1 + \left( 1 - \frac{\gamma}{2} \right) \mu - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[ 1 - (S_1 - 1)\mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + \\ (\gamma_0 + a\mu)E, & \mu \geq 0 \\ \rho_0 C^2 \mu + (\gamma + a\mu)E, & \mu < 0 \end{cases} \quad (4)$$

式(4)中:  $P$  为压力;  $E$  为材料比内能;  $\rho$  为当前密度;  $\rho_0$  为初始密度;  $C$  为  $v_s - v_p$  曲线的截距;  $S_1$ 、 $S_2$ 、 $S_3$  为  $v_s - v_p$  曲线的系数;  $v_s$  为冲击波速度;  $v_p$  为质点速度,二者可近似取线性关系(即  $S_2$  和  $S_3$  为 0),  $\mu = \rho / \rho_0 - 1$  为压缩比,  $\gamma_0$  是 Gruneisen 常数,  $a$  是  $\gamma_0$  的一阶体积修正系数, 本文取为 0。

本文的数值模拟参照 Forrestal 和 Piekutowski<sup>[11]</sup> 的其中一组实验( $R_c = 39.5$ ), 取弹体初始屈服强度  $\sigma_0 = 1229\text{MPa}$ , 密度为  $7885\text{kg/m}^3$ , 铝合金靶初始屈服强度为  $276\text{MPa}$ , 两者其它参数分别取自文献[18]和文献[16], 见表 1、表 2 和表 3。

表 1 材料模型参数

Table 1 Parameters of materials model

材料	$\rho_0/(\text{kg/m}^3)$	$G_0/\text{GPa}$	$\sigma_0/\text{MPa}$	$T_{m0}/\text{K}$	$C/(\text{m/s})$
4340 钢	7885	77	1229	1578	4580
6061-T6511 铝合金	2700	27.6	276	933.15	5376

表 2 材料模型参数

Table 2 Parameters of materials model

材料	$S_1$	$A$	$G'_p/G_0/\text{GPa}^{-1}$	$G'_r/G_0/\text{K}^{-1}$	$\beta$
4340 钢	1.49	55.85	0.026	0.00045	43
6061-T6511 铝合金	1.55	26.98	0.0797	0.000672	125

表 3 材料模型参数

Table 3 Parameters of materials model

材料	$n$	$\gamma_0$	$\alpha$	$\sigma_m/\text{GPa}$
4340 钢	0.35	1.93	1.4	2
6061-T6511 铝合金	0.1	2.19	1.7	0.45

### 1.3 几何模型

计算的几何模型如图 1 所示, 长杆弹头部为半球形, 半径 0.3555cm, 杆身长 7.11cm, 靶板半径为 4.266cm(杆弹半径的 12 倍), 厚 15.642cm(杆身长度的 2.2 倍), 包围长杆弹的是空气网格, 弹靶和空气均使用 ALE 算法, 不同材料之间的界面共节点, 这使得材料变形时可在不同的空间网格流动, 靶板外表面设置为应力无反射边界以模拟无限域。由于模型具有轴对称性, 故可只计算 1/4, 两个互相垂直的剖面设置为对称面。弹体曲面经网格离散化会引起质量的误差, 模型中弹体质量乘以 4 为 22.86g, 与实验<sup>[11]</sup>中的 23g 仅相差 0.6%, 可以忽略。

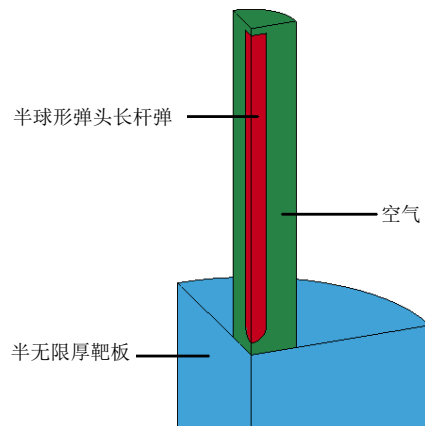


图 1 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶的计算模型

Fig.1 Numerical model for a spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating a semi-infinite 6061-T6511 aluminum target

## 2 数值模拟结果及分析

### 2.1 模拟结果

图 2 为数值模拟的侵彻深度与实验数据<sup>[11]</sup>对比, 均用“等效杆长”归一化, 等效杆长指与弹体有相同质量、相同杆身半径的平头长杆弹的长度, 半球形弹头长杆弹的等效杆长为  $L_0 = 7.11 + 2/3 \times 0.3555 = 7.347\text{cm}$ 。尽管模拟结果与实验数据存在差别, 但二者保持了相同的变化趋势: 随着打击速度增大, 侵彻深度先稳定增长(与刚体侵彻曲线接近<sup>[11]</sup>), 然后明显下降。当打击速度超过某值时, 侵彻深度再度增长, 在  $V_0 = 2200\text{m/s}$  处达到流体动力学极限, 之后增长变缓。模拟结果与实验数据在  $V_0 > 1800\text{m/s}$  的区域吻合得很好。钢长杆弹侵彻 6061-T6511 铝合金靶的侵彻深度曲线显示出与钨合金长杆弹侵彻钢靶<sup>[19]</sup>截然不同的特点, 后者的侵彻深度随打击速度单调递增。

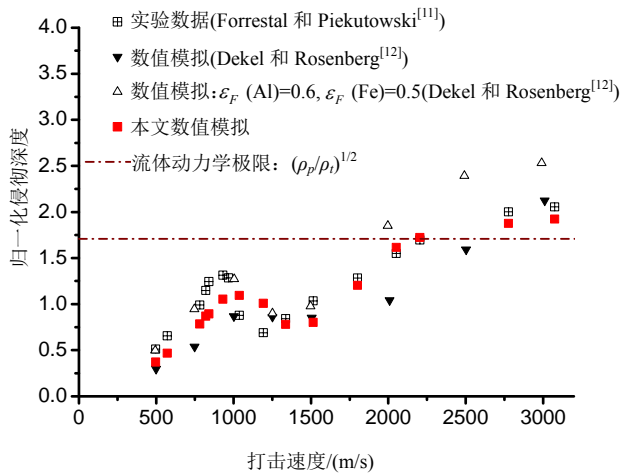


图2 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶侵彻深度的模拟结果与实验数据的比较

Fig.2 Comparison of numerically predicted penetration depth with experimental results for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets

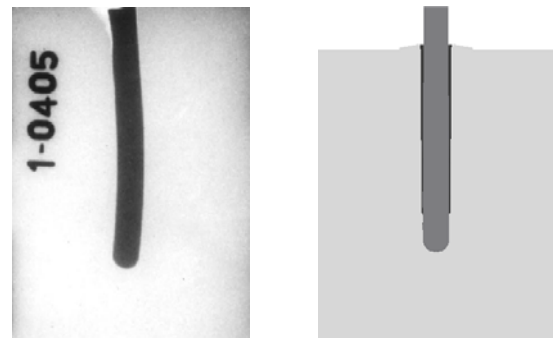
图 2 中也给出了 Dekel 和 Rosenberg<sup>[12]</sup>的模拟结果,  $\epsilon_F$  为材料的失效应变, 实心倒三角数据为不考虑失效应变的模拟结果, 可见其在整个速度范围与实验数据相差较大, 且未能体现侵彻深度在一定速度范围下降的现象; 空心三角数据考虑了弹靶材料的失效应变( $\epsilon_F$  分别为 0.5 和 0.6), 在低速区域与实验数据吻合得很好, 也描述了侵彻深度下降并再度增长的变化趋势, 但  $V_0 > 2000\text{m/s}$  的区域与实验数据差别较大。Dekel 和 Rosenberg 为了使数值模拟的侵彻深度与实验数据尽量接近, 人为调整了材料的屈服强度(失效应变的取值也有不确定性), 而本文使用真实的材料屈服强度取得了更好的模拟结果。

图 3—图 7 分别显示了  $V_0 = 781\text{m/s}$ 、 $V_0 = 932\text{m/s}$ 、 $V_0 = 1037\text{m/s}$ 、 $V_0 = 1802\text{m/s}$ 、 $V_0 = 3075\text{m/s}$  的模拟结果图像与实验照片<sup>[11]</sup>对比。

$V_0 = 781\text{m/s}$ , 如图 3 所示, 模拟的弹体最终形态与实验照片相同, 几乎没有变形, 弹体可视为刚体。实验照片中杆身发生弯曲是由于偏航角的影响, 当偏航角很小时, 对侵彻深度和弹体形态影响都很小, 数值模拟无需考虑, 可保持模型的对称性而不增大网格单元数量。

$V_0 = 932\text{m/s}$ , 如图 4 所示, 模拟的弹体最终形态与实验照片相同, 杆身前段略微变粗, 弹头表面因撞击而变得扁平, 弹体前段与其侧面的靶体材料

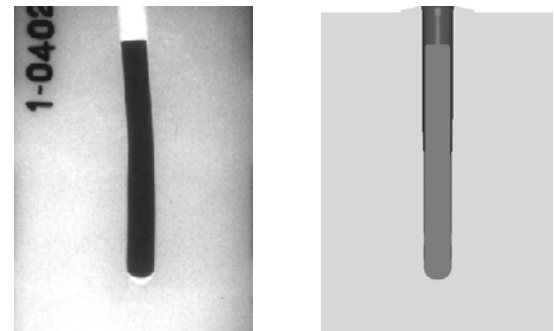
接触较紧密。同样由于偏航角影响, 实验中杆身也发生了弯曲。



(a) 实验照片 (b) 数值模拟

图 3 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0 = 781\text{m/s}$ )数值模拟与实验照片对比

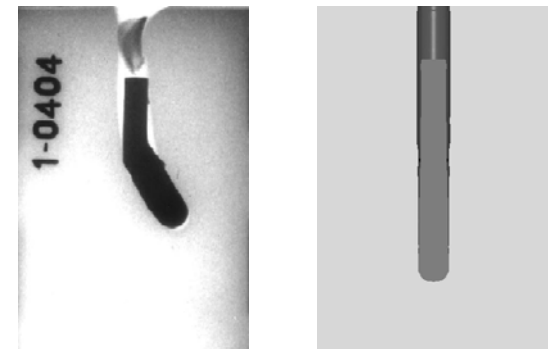
Fig.3 Comparison of numerical simulation with test photo for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0 = 781\text{m/s}$



(a) 实验照片 (b) 数值模拟

图 4 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0 = 932\text{m/s}$ )数值模拟与实验照片对比

Fig.4 Comparison of numerical simulation with test photo for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0 = 932\text{m/s}$



(a) 实验照片 (b) 数值模拟

图 5 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0 = 1037\text{m/s}$ )数值模拟与实验照片对比

Fig.5 Comparison of numerical simulation with test photo for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0 = 1037\text{m/s}$

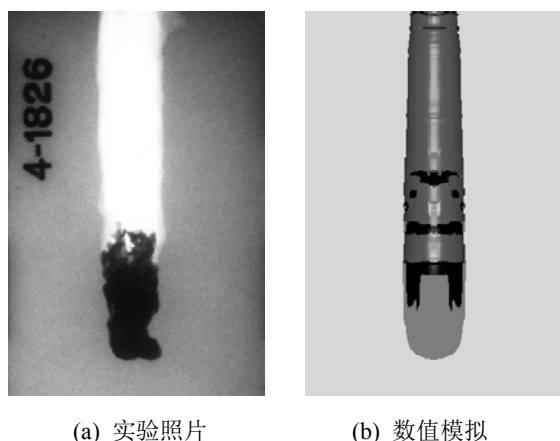
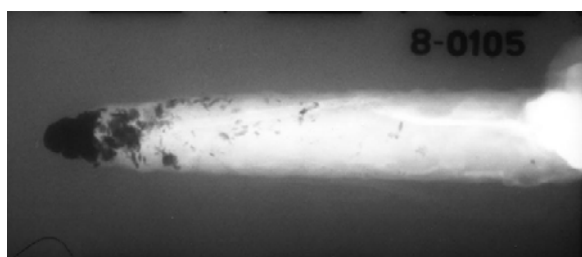
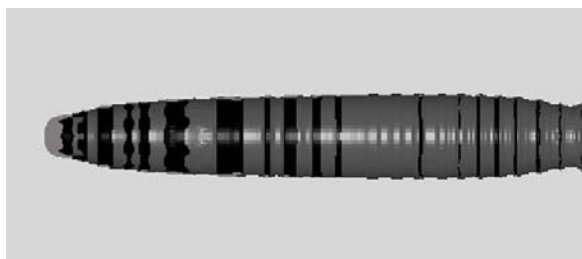


图6 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0 = 1802\text{m/s}$ )数值模拟与实验照片对比

Fig.6 Comparison of numerical simulation with test photo for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0 = 1802\text{m/s}$



(a) 实验照片



(b) 数值模拟

图7 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0 = 3075\text{m/s}$ )数值模拟与实验照片对比

Fig.7 Comparison of numerical simulation with test photo for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0 = 3075\text{m/s}$

$V_0 = 1037\text{m/s}$ , 如图 5 所示, 杆身前段明显变粗, 弹头也更扁平, 同样由于较大偏航角, 实验中弹体发生弯折, 并影响了侵彻坑道的走向, 弯折的严重程度说明杆弹变形部分与未变形部分之间的应力明显超过材料屈服强度。另一方面, 弹体的弯折使得未变形部分的动能并未完全施加于弹头与靶体的界面, 即未耗散在侵彻方向, 其中一部分用于推开侧面的靶体材料(变形部分弹体与侧面的靶

体材料之间), 又加剧了杆身前段变粗的趋势, 这是实验所得的侵彻深度小于数值模拟结果的重要原因。

$V_0 = 1802\text{m/s}$ , 如图 6 所示, 弹体变形非常剧烈, 材料由侧面翻转, 侵彻过程中伴随有质量的损失, 弹体已发生消蚀。弹体剩余长度较小, 最后成为短而粗的杵体;  $V_0 = 3075\text{m/s}$ , 如图 7 所示, 弹体以典型的消蚀状态侵彻靶板, 最终只有极少量的质量残留。 $V_0 = 1802\text{m/s}$  和  $V_0 = 3075\text{m/s}$  两个算例都与实验照片吻合得较好, 在图 6 和图 7 中侵彻深度与实验数据也很接近(图 2 中也给出了数值模拟合实验数据的比较), 数值模拟准确地反应了这两个打击速度下的侵彻行为, 实验<sup>[11]</sup>中  $V_0 = 1802\text{m/s}$  和  $V_0 = 3075\text{m/s}$  的偏航角明显大于  $V_0 = 932\text{m/s}$  和  $V_0 = 1037\text{m/s}$ , 表明弹体出现消蚀状态后, 偏航角对侵彻的影响不大。另外, 从图 7 的实验照片和数值模拟结果均可以看出, 在侵彻后期开坑直径减小, 说明消蚀状态的弹体侵彻时, 开坑直径随侵彻速度减小而减小。而在  $V_0 = 1802\text{m/s}$  时, 侵彻后期的开坑直径很稳定, 说明在侵彻过程中弹体状态发生了变化。

上述五个打击速度的侵彻图像描述了弹体的三种状态, 即刚体形态(图 3), 变形而不消蚀状态(图 4 和图 5)和消蚀状态(图 6 和图 7), 同时也解释了图 2 中侵彻深度曲线下降的原因: 一方面, 打击速度超过某临界值后, 弹体前段变形(包括头部形状变平和杆身变粗), 并推开侧面的靶体材料, 消耗了一部分动能; 另一方面, 开坑直径增大, 且头部表面比球形扁平, 使弹体所受的阻力增大。

## 2.2 弹体变形的分析

$V_0 = 1037\text{m/s}$  实验照片中弹体由弯折处分成的两部分直径截然不同, 但各自内部又保持一致, 表明弹体的变形过程类似于“波”的传播。本小节主要对  $V_0 = 1037\text{m/s}$  的数值模拟结果进行分析, 以了解垂直侵彻中弹体变形但不消蚀的行为特点。

图 8 为  $V_0 = 1037\text{m/s}$  算例中弹体头部的变形过程: 撞击初始, 远超过弹体屈服强度的高压使其表面变平, 材料向侧面扩展, 到  $t = 12\mu\text{s}$  时弹头直径达到最大值(如图中白线所示); 之后头部几乎不再变化, 而变形区域在杆身内延伸, 杆身的变形区域逐渐达到最大直径。弹头直径表征弹靶之间作用力的范围, 是影响最终侵彻深度的重要因素。

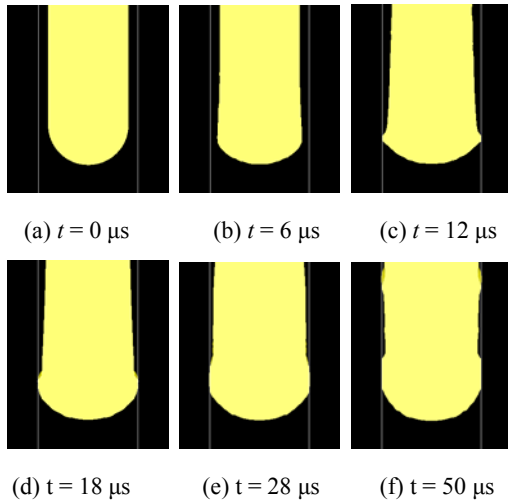


图8 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0 = 1037\text{m/s}$ )弹头变形过程

Fig.8 Deformation process of the penetrator nose for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0 = 1037\text{m/s}$

图 9 为  $V_0=1037\text{m/s}$  时弹尾速度、侵彻速度、侵彻深度和弹体长度随时间的变化规律。侵彻前期弹尾速度明显高于侵彻速度，侵彻后期弹尾速度与侵彻速度大致相同，但由于杆弹内部存在应力波的来回振荡，故两个速度曲线有交错。联系图 8，整个侵彻过程可分为四个阶段。

1) 弹头变形阶段。考虑到计算模型中弹体头部与靶板的初始距离，侵彻实际上从  $t=2\mu\text{s}$  开始，故弹头变形持续时间为  $10\mu\text{s}$ ，本阶段侵彻深度为  $0.71685\text{cm}$ ，约占最终侵彻深度  $8.0413\text{cm}$  的  $8.91\%$ 。

2) 杆身变形阶段(约  $12\mu\text{s} - 60\mu\text{s}$ )。弹尾速度下降较快，与之后的刚体侵彻阶段相近，而侵彻速度较稳定，两个速度的差别使弹体杆身变粗，但未出现材料的翻转(即消蚀)，同时弹体长度变短。本阶段侵彻深度  $3.41015\text{cm}$ ，占最终侵彻深度的  $42.2\%$ ，比重较大。

3) 刚体侵彻阶段(约  $60\mu\text{s} - 178\mu\text{s}$ )。弹体长度不再变化，整个弹体可视为刚体， $t=60\mu\text{s}$  时弹尾速度为  $710.835\text{m/s}$ ，由于先前弹头直径变大和弹头表面变平的因素，此时的刚体侵彻不同于  $V_0=710.835\text{m/s}$  的情形。本阶段侵彻深度  $3.9512\text{cm}$ ，占最终侵彻深度的  $49.1\%$ ，与杆身变形阶段一起构成了最终侵彻深度的主要部分。

4) 回弹阶段( $178\mu\text{s}$  之后)。靶体材料的弹性恢复阶段，侵彻深度的变化可忽略。

杆身变粗的过程是我们感兴趣的部分，取该阶段的三个时刻( $t=18\mu\text{s}$ 、 $t=28\mu\text{s}$ 、 $t=50\mu\text{s}$ )考察弹体

内质点速度和侵彻方向( $Z$  方向)应力分布。如图 10 所示，图 10 中横坐标为弹体内轴线上的位置坐标， $0\text{cm}$  处为弹头顶点。从速度分布曲线可以看出，随着时间推进( $t:18\mu\text{s} \rightarrow 28\mu\text{s} \rightarrow 50\mu\text{s}$ )，弹尾速度  $v$  和侵彻速度  $u$  的差距减小，且前者变化大( $v:998.2\text{m/s} \rightarrow 972.57\text{m/s} \rightarrow 825.12\text{m/s}$ )，后者变化小( $u:725.1\text{m/s} \rightarrow 720.51\text{m/s} \rightarrow 688.74\text{m/s}$ )。在不同时刻弹体后段都有速度一致的区域，即未变形区域。 $Z$  方向应力分布曲线上三角形与圆形标注的拐点在不同时刻各自具有稳定的应力值，分别与弹体材料的 Hugoniot 弹性极限(泊松比取  $0.3$ ， $\text{HEL}=1.229 \times (1-0.3)/(1-2 \times 0.3)=2.151\text{GPa}$ )和初始屈服强度( $1.229\text{GPa}$ )相近，同一条曲线上两个标注点之间的区域可视为弹体由未变形区到变形区的过渡区域。图 10 清晰地显示了杆身变形的过程。

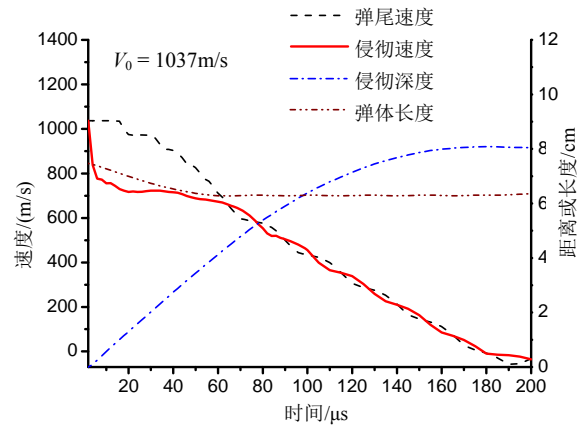


图9 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0 = 1037\text{m/s}$ )弹尾速度、侵彻速度、侵彻深度和弹体长度的时程变化

Fig.9 Tail velocity-time, penetration velocity-time, depth of penetration-time and rod length-time histories for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0 = 1037\text{m/s}$

图 11 为  $t=10\mu\text{s}$ 、 $t=28\mu\text{s}$ 、 $t=70\mu\text{s}$  时垂直于侵彻方向的速度分量  $v_x$  分布图(箭头越长，其值越大)，三个时刻分别处于弹头变形阶段、杆身变形阶段和刚体侵彻阶段。 $t=10\mu\text{s}$  时， $v_x$  的最大值出现在弹头与杆身结合处，约  $439\text{m/s}$ (计算中使用的单位制为  $\text{g-cm-}\mu\text{s}$ )，且弹体其它部分  $v_x$  极小，表明该时刻弹头材料的横向位移非常剧烈； $t=28\mu\text{s}$  时，杆身出现  $v_x$  的极大值，约  $42\text{m/s}$ (比  $t=10\mu\text{s}$  时小一个量级)，为材料由未变形区进入变形区的标志，弹头与杆身结合处也有极大值，而图 8 中表明  $t > 12\mu\text{s}$  后弹头表面形状不再变化，故可以认为此时弹头表面有质量的磨蚀； $t=70\mu\text{s}$  时，弹体变形已停止，仅在弹

头表面有很轻微的质量磨蚀,  $v_x$  最大值约为 12m/s。

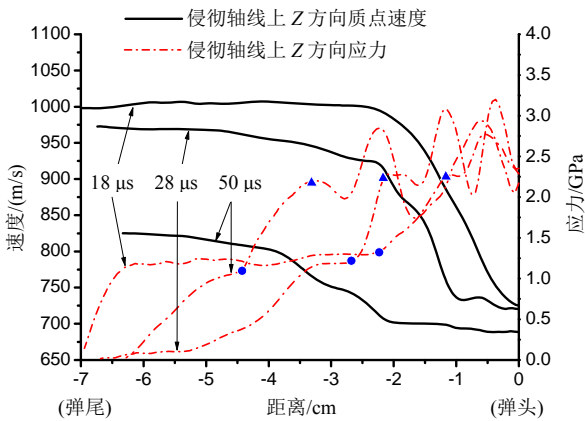


图 10 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0=1037\text{m/s}$ ,  $t=18\mu\text{s}$ 、 $t=28\mu\text{s}$ 、 $t=50\mu\text{s}$ )弹中侵彻轴线上 Z 方向应力和质点速度分布

Fig.10 Distributions of Z-stress and particle velocity on the penetration centerline for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0=1037\text{m/s}$  and  $t=18\mu\text{s}$ ,  $t=28\mu\text{s}$ ,  $t=50\mu\text{s}$

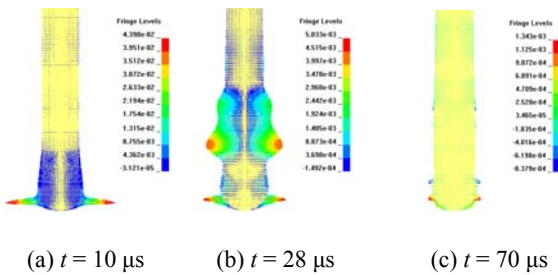


图 11 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0=1037\text{m/s}$ ,  $t=10\mu\text{s}$ 、 $t=28\mu\text{s}$ 、 $t=70\mu\text{s}$ )垂直于侵彻方向的速度分量  $v_x$  分布

Fig.11 Distribution of particle velocity perpendicular to penetration axis for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0=1037\text{m/s}$  and  $t=10\mu\text{s}$ ,  $t=28\mu\text{s}$ ,  $t=70\mu\text{s}$

$V_0 = 1802\text{m/s}$  的侵彻前期弹体出现消蚀状态,且在侵彻结束时有较多的质量残留,弹体状态的变化可由弹尾速度、侵彻速度和弹体质量的时程变化来了解,如图 12 所示。侵彻后期弹体质量曲线平稳而有起伏,这是由于弹体抛向后方的碎片在空间网格中占的体积百分比很小,LS-DYNA 后处理软件显示这些碎片时存在误差(“时隐时现”),质量曲线由下降转为上升的拐点可认为是弹体不再损失质量的时间点,即  $t = 82\mu\text{s}$  时弹体消蚀停止,此时质量为 5.1165g,与初始质量 5.71488g 相比损失 10.47%,弹体长度 2.4817cm,比初始“等效长度”7.347cm 缩短 66.2%,长度变化远大于质量损失,

弹体变为短而粗的杵体,  $0\mu\text{s}-82\mu\text{s}$  为消蚀阶段,该阶段结束时弹尾速度与侵彻速度相差 410.2m/s;约在  $t = 98\mu\text{s}$  时,弹尾速度与侵彻速度的差别很小,可认为弹体长度不再变化,  $82\mu\text{s}-98\mu\text{s}$  为变形非消蚀阶段,弹体长度减小至 2.1067cm;约  $98\mu\text{s}-123\mu\text{s}$  为刚体侵彻阶段,与  $V_0 = 1037\text{m/s}$  的情形相似,两条速度曲线也因应力震荡而交错;  $123\mu\text{s}$  以后为弹性回弹阶段。上述四个阶段在最终侵彻深度中所占比例分别为约 85.66%、9.49%、5.62%和-0.77%。

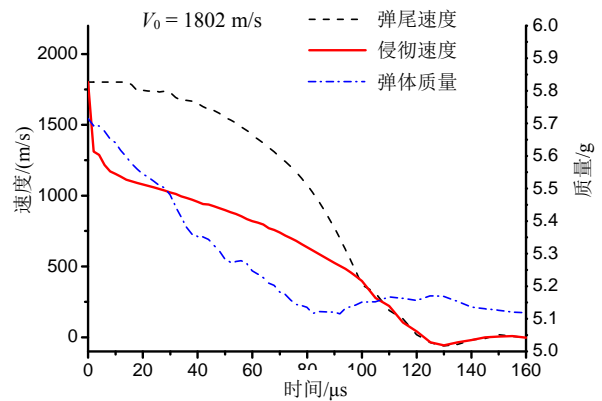


图 12 半球形弹头 4340 钢长杆弹侵彻半无限 6061-T6511 铝合金靶( $V_0 = 1802\text{m/s}$ )弹尾速度、侵彻速度、侵彻深度和弹体质量的时程变化

Fig.12 Tail velocity-time, penetration velocity-time and residual penetrator mass-time histories for spherical-nosed 4340 steel long rod penetrating semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets at  $V_0 = 1802\text{m/s}$

### 3 结论

本文以  $R_c = 39.5$  的半球形弹头钢长杆弹侵彻 6061-T6511 铝合金靶为例进行了数值模拟,侵彻深度与实验数据保持了相同的变化趋势。根据侵彻深度曲线的变化规律和数值模拟对侵彻现象的描述,可将打击速度由低到高划分为 3 个区域:1) 刚弹侵彻; 2) 变形非消蚀弹侵彻; 3) 消蚀弹侵彻。弹体在消蚀阶段形成的侵彻深度占最终侵彻深度的大部分,弹体减速而改变状态之后的侵彻深度可忽略不计。

弹体行为的数值模拟结果表明:撞击初始阶段弹头剧烈变形,在较短时间内其直径就达到最大值;之后弹头不再变化,而变形区域在杆身内延伸,杆身的变形区域逐渐达到最大直径,期间弹尾速度下降较快,而侵彻速度较稳定。杆身轴线上未变形区到变形区的过渡区域两端侵彻方向应力分别接

近弹体材料的 Hugoniot 弹性极限和初始屈服强度。变形阶段的侵彻深度与随后的刚体侵彻阶段一起构成了最终侵彻深度的主要部分。

#### 参考文献:

- [1] Hohler V, Stilp A J. Penetration of steel and high density rods in semi-infinite steel targets [R]. Proceeding of the Third International Symposium Ballistics, H3, Karlsruhe, 1977.
- [2] Silsby G F. Penetration of semi-infinite steel targets by tungsten rods at 1.3 to 4.5km/s [R]. Proceeding of the Eighth International Symposium on Ballistics, TB/31-35, Orlando, Florida, 1984.
- [3] Hohler V, Stilp A J. Hypervelocity impact of rod projectiles with L/D from 1 to 32 [J]. International Journal of Impact Engineering, 1987, 5: 323—331.
- [4] Anderson Jr C E, Morris B L, Littlefield D L. A penetration mechanics database [R]. SwRI Report 3593/001, Southwest Research Institute, San Antonio, TX, 1992.
- [5] Tate A. A theory for the deceleration of long rods after impact [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1967, 15: 387—399.
- [6] Alekseevskii V P. Penetration of a rod into a target at high velocity [J]. Combust Explos Shock Waves, 1966, 2: 63—66.
- [7] Grace F I. Nonsteady penetration of long rods into semi-infinite targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 1993, 14: 303—314.
- [8] Wang P, Jones S E. An elementary theory of one-dimensional rod penetration using a new estimate for pressure [J]. International Journal of Impact Engineering, 1996, 18(3): 265—279.
- [9] Walker J D, Anderson Jr C E. A time-dependent model for long-rod penetration [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 16(1): 19—48.
- [10] Piekutowski A J, Forrestal M J, Poormon K L. Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nose steel projectiles with striking velocities between 0.5 and 3.0 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 23: 723—734.
- [11] Forrestal M J, Piekutowski A J. Penetration experiments with 6061-T6511 aluminum targets and spherical-nose steel projectiles at striking velocities between 0.5 and 3.0 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 2000, 24: 57—67.
- [12] Dekel E, Rosenberg Z. Numerical study of the transition from rigid to eroding-rod penetration [J]. Journal of Physics IV France, 2003, 110: 681—686.
- [13] 张雄, 陆明万, 王建军. 任意拉格朗日-欧拉描述法研究进展[J]. 计算力学学报, 1997, 14(1): 91—102.  
Zhang Xiong, Lu Mingwan, Wang Jianjun. Research progress in arbitrary lagrangian-eulerian method [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 1997, 14(1): 91—102. (in Chinese)
- [14] Livermore. LS-DYNA keyword user's manual (970v) [DB]. California: Livermore Software Technology Corporation, 2003.
- [15] Steinberg D J, Cochran S G, Guinan M W. A constitutive model for metals applicable at high strain rate [J]. Journal of Applied Mechanics, 1980, 51(3): 1498—1504.
- [16] Lee W H, Painter J W. Material void-opening computation using particle method [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22: 1—22.
- [17] 华劲松. 高温高压下钨合金的本构方程研究[D], 绵阳: 中国工程物理研究院, 1999.  
Hua Jinsong. High temperature and high pressure constitutive model for tungsten alloy [D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 1999. (in Chinese)
- [18] 李茂生, 陈栋泉. 高温高压下材料的本构模型[J]. 高压物理学报, 2001, 15(1): 24—31.  
Li Maosheng, Chen Dongquan. A constitutive model for materials under high-temperature and pressure [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2001, 15(1): 24—31. (in Chinese)
- [19] 兰彬, 文鹤鸣. 钨合金长杆弹侵彻半无限钢靶的数值模拟及分析[J]. 高压物理学报, 2008, 22(3): 245—252.  
Lan Bin, Wen Heming. Numerical simulation and analysis of the penetration of tungsten alloy long rods into semi-infinite armor steel targets [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2008, 22(3): 245—252. (in Chinese)