

长杆弹侵彻半无限靶板流体动力学理论

高光发^{1,2,3}

1. 南京理工大学机械工程学院, 南京 210094
2. 安徽理工大学煤矿安全高效开采省部共建教育部重点实验室, 淮南 232001
3. 中国科学技术大学近代力学系, 合肥 230027

摘要 针对长杆弹垂直侵彻半无限金属靶板, 基于侵彻流体动力学理论, 研究结果和理论分析成果, 从最简单的 Bernoulli 方程出发, 逐步推导、分析和讨论长杆弹垂直侵彻半无限金属靶板的相关理论。根据实验观察结果结合理论分析、数值仿真讨论了 HTP 模型的内涵、适用范围和局限性, 给出了 HTP 模型的基本假设; 考虑靶板强度的影响, 进而分析 AR 模型的相关应用与内涵, 并在此基础上讨论了弹体强度的影响, 提出了改进的 AR 模型, 该模型是 AR 模型向 AT 模型过渡的一个模型, 并讨论了该模型的适用性; 结合数值研究和现有实验结果, 分析了侵彻过程中弹体的速度特征, 最后, 分析了 AT 模型的推导过程、内涵以及相关应用。HTP 模型是建立在 9 个基本假设的前提下成立的, 本文主要针对后两个假设, 逐步释放其限制, 从而逐步接近实际情况。

关键词 侵彻力学; 穿甲理论; 流体动力学; 长杆弹; HTP 模型

杆弹是当前军事装备中最常用的一类弹体, 如步枪子弹、穿甲弹等。由于长径比对于杆弹的侵彻能力有较大的影响, 特别是对于坚硬目标(如坦克装甲、坚硬金属外墙或高强混凝土工事)而言, 在一定范围内增大长径比能有效地提高其侵彻效率, 因此, 长杆弹成为了攻坚弹体的最主要形式之一, 如穿甲弹、破甲弹、钻地弹等。对于此类长杆弹而言, 最大程度提高侵彻效率是其最终的目标, 因此研究长杆弹的侵彻能力具有重要的军事意义, 反之, 通过研究长杆弹对靶板的侵彻行为从而研究靶板的抗侵彻行为, 对于提高装甲的防护能力有着重要的参考价值。

然而, 当入射速度足够大时, 此时弹体对靶板的侵彻过程中弹靶材料显示出流体特征^[1,2], 特别是弹体材料, 在侵彻过程中, 仅有弹头极少部分的材料发生塑性变形, 完全类似流体侵彻时的特征^[3]。基于这一现象, 长杆弹侵彻半无限靶板的流体动力学模型(简称 HTP)也就随着被提出了。事实上, 这一理论早在“二战”就被发现和应用, 但由于一些原因没有公开发表, 直到由 Birkhoff(1948)^[4]和 Pack and Evans(1951)^[5,6]将之用于聚能射流侵彻问题的研究并发表。HTP 是一个非常简单而经典的理论模型, 但它在很大范围内能够很好地预

测长杆弹的侵彻能力及最终侵彻深度, 也是首次从理论上分析并揭示长杆弹的侵彻行为, 迄今为止, 该理论仍然是长杆弹设计以及靶板优化设计的主要参考理论之一。

1 侵彻过程的 Bernoulli 方程

当长杆弹刚刚接触靶板的表面时(通常称为开坑阶段), 如图 1(a)所示, 在其接触面上瞬间会产生一个强平面冲击波同时向弹体和靶体传播, 紧接着在弹体和靶板的表面反射系列稀疏波, 这些波对入射波进行了干扰和扭曲, 使得材料内部应力状态极其复杂^[7]。假设接触面的移动速度(也就是后文定义的侵彻速度)相对于靶板的弹性波速来讲为亚声速(对于金属靶板而言, 这个假设一般都会成立), 则冲击波类似于半球形爆炸波以远超过界面移动的速度向前方传播, 此时弹靶材料中的也从简单波转变为双波(塑性波紧随着弹性波传播)^[8], 随着这些应力波不断的传播反射, 更多的塑性波在此过程中产生, 直到弹靶材料中的应力波逐渐稳定, 此时侵彻进入第二阶段, 也就是相对稳定阶段(可称之为准稳定阶段), 此时界面的移动速度(侵彻速度 U)接近一个常数值, 如图 1(b)所示。

收稿日期: 2015-03-25; 修回日期: 2015-11-01

基金项目: 国家自然科学基金项目(11202206, 11472008); 教育部博士点专项基金项目(20123415120001); 中国博士后科学基金项目(2011M501057); 安徽省自然科学基金项目(1208085QE86); 安徽省高校省级优秀青年人才基金重点项目(2012SQRL049ZD); 安徽理工大学博士基金项目(2011YB007); 中央高校基本科研业务费专项资金项目(30915118801)

作者简介: 高光发, 教授, 研究方向为爆炸与冲击动力学、波动力学, 电子信箱: gfgao@ustc.edu.cn

引用格式: 高光发. 长杆弹侵彻半无限靶板流体动力学理论[J]. 科技导报, 2016, 34(2): 287-298; doi: 10.3981/j.issn.1000-7857.2016.2.049

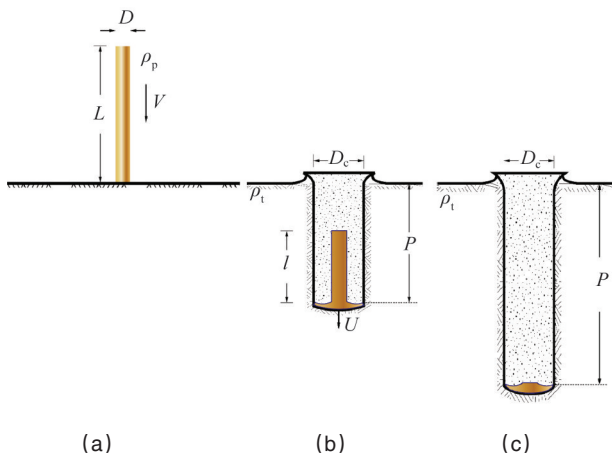


图1 长杆弹侵彻半无限靶板示意

Fig. 1 Schematic diagram of long-rod projectile penetrating semi-infinite target

当弹体的入射速度很大时,弹体与靶板的冲击产生的压力远大于其屈服强度,此时无论是弹体材料强度还是靶板材料强度对于侵彻行为的影响都可以忽略,也就是说,弹体和靶板呈流体状态。在此种情况下,假设弹靶界面移动加速度为0(即侵彻速度恒定)且弹坑形状固定,根据牛顿第二定律可知,弹靶界面两端所受压力相等。以此界面为参考坐标系,在相对于此坐标系而言,弹体的相对速度为 $V-U$,靶板的相对速度为 U 。在满足假设上述条件的基础上,可以利用流体力学中Bernoulli理论建立下列长杆弹高速垂直侵彻半无限靶板方程Bernoulli方程^[4]

$$\frac{1}{2}\rho_p(V-U)^2 = \frac{1}{2}\rho_t U^2 \quad (1)$$

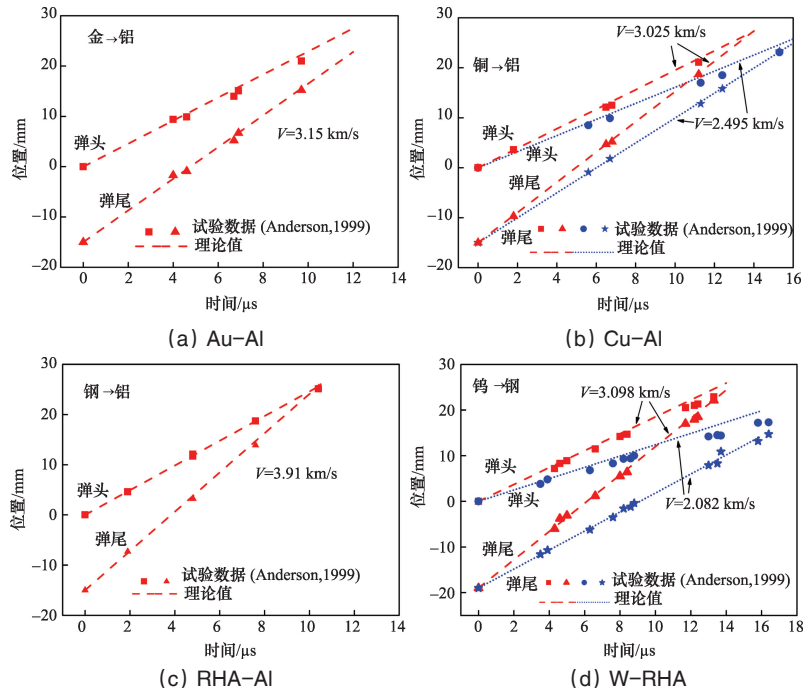


图2 高速侵彻过程中侵彻速度和弹体销蚀速度

Fig. 2 Penetration velocity and erosion velocity of projectiles

式中, V 、 U 分别为弹体的入射速度和侵彻速度, ρ_p 和 ρ_t 分别为长杆弹和靶板材料的密度。

1.1 基本假设与前提

式(1)对于长杆弹侵彻半无限靶板问题的适用性是建立在以下的假设条件前提下成立的:

- 1) 在侵彻过程中,界面的移动速度即弹体的侵彻速度可以认为是一个恒定值或近似恒定值或可以忽略,以保证界面沿侵彻方向无加速度(即忽略界面因加速度产生的惯性力);
- 2) 弹体的入射速度足够高,但所造成侵彻速度又必须远小于靶板材料的弹性声速;
- 3) 弹体垂直侵彻半无限靶板,即入射角和攻角皆为0;
- 4) 弹体和靶板材料为不可压缩材料,或其压缩性可以忽略不计;
- 5) 弹体为截面为圆形的平头圆柱体长杆弹,其长径比足够大,使得侵彻深度主要由准稳定阶段的侵彻行为完成;
- 6) 侵彻过程中开坑阶段和结束阶段的侵彻深度可以忽略不计或可以不予考虑;
- 7) 侵彻过程中弹靶材料中的热效应可以不予考虑;
- 8) 侵彻准稳定过程中弹体尾部速度可以认为是一个恒定值;
- 9) 使得弹靶材料的强度可以忽略不计(即弹靶材料可视为一种高密度流体)。

1.2 HTP模型的分析与验证

事实上,对于以上假设条件1)来讲,在满足条件2)中的“高速”和条件4)中的“大长径比”的基础上,相关试验^[9]也证实了“长杆弹高速侵彻过程中侵彻速度基本呈恒定值”这一假设基本成立,如图2所示,也就是说1.1节所述假设条件1)可以不是独立的条件,可以不予考虑。

从图2中可以看出,对于4种不同的弹靶材料和两种不同入射速度(图2(b)和图2(d)),侵彻过程中侵彻速度(图中Nose虚线斜率)和弹体的尾部速度(图中Tail虚线斜率)基本为常数,也就是说侵彻过程中侵彻速度和弹体销蚀速度基本恒定。

由式(1)可以得到侵彻速度与弹体的入射速度之间的关系

$$U = V / \left(1 + \sqrt{\frac{\rho_t}{\rho_p}} \right) \quad (2)$$

由式(2)可知,长杆弹高速侵彻半无限靶板时,其侵彻速度与弹体的入射速度成线性关系。这种线性关系在实验及相关研究中也得到了证实^[7-16],如图3所示。

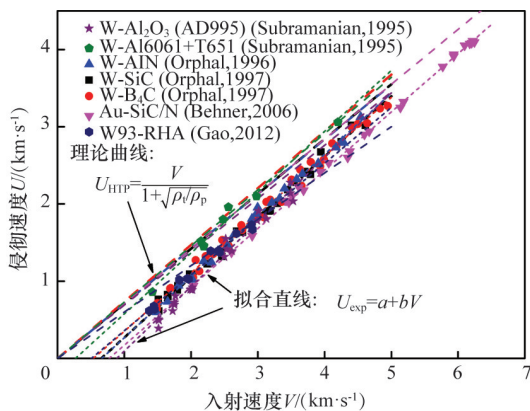


图3 高速侵彻过程中侵彻速度与弹体入射速度之间的线性关系

Fig. 3 Linear relationships between penetration velocity and impact velocity in the penetration process

从图3中可以看出,在高速侵彻过程中,不同弹靶材料、不同入射速度条件下,弹体的入射速度与侵彻速度皆呈线性关系,这也证明了在满足上述假设条件下侵彻流体动力学理论计算结果的合理性和适用性。

由式(2)可以得到长杆弹对半无限靶板的垂直侵彻深度为

$$P = Ut = U \frac{L}{V-U} = L \frac{U}{V-U} = L \sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_t}}, \text{ 即 } \frac{P}{L} = \left(\frac{\rho_p}{\rho_t} \right)^{1/2} \quad (3)$$

从式(3)长杆弹垂直侵彻半无限靶板最终侵彻深度计算方程可以看出,影响侵彻深度的主要因素是弹的长度和弹靶材料密度比的平方根;式中, P/L 称为归一化侵彻深度。该式说明了侵彻行为中一个最重要的影响因素即密度比,即在高速垂直侵彻半无限靶板的过程中,侵彻效率最关键的因素就是弹靶材料的密度比,任何通过改变弹体材料强度而降低密度来增加侵彻深度来优化长杆弹的侵彻能力或通过改变靶板强度而降低靶板密度来增加优化靶板抗侵彻能力的方法和思路在高速穿甲弹和装甲设计中都是“本末倒置”的。

1.3 HTP模型的局限性

从上述分析可知,高速侵彻过程中侵彻速度与弹体的入

射速度成近似线性关系,且斜率与HTP理论预测的非常近似,这些都说明该理论的准确性。同时,也表明:当弹体的入射速度很高时,弹靶材料强度确实如假设所言可不予考虑。事实上,Birkhoff等^[4]给出了一个简单的实例说明了这一假设的合理性:以钢靶为例,实验测量侵彻速度为2.7 km/s,因此界面处的压力为 $\rho_p U^2/2=29$ GPa,此值远大于材料钢的屈服强度,因此忽略材料的屈服强度对于侵彻行为进行表征是相对较准确,在工程上是可接受的。

另一方面,如图3所示,HTP理论直线都通过原点,而实际结果所拟合直线与横轴的交点都在原点的右侧,也就是说,其横轴上截距大于0,见表1所示^[10-18]。

表1 侵彻过程中弹体入射速度与侵彻速度之间的线性关系(I)
Table 1 Linear relationships between impact velocity V and penetration velocity U in the penetration process(I)

弹体/靶板	$U = a + bV$	速度/($\text{km} \cdot \text{s}^{-1}$)
W/B ₄ C	$U = -0.406 + 0.757V$	1.5~5.0
W/SiC-B	$U = -0.510 + 0.781V$	1.5~4.6
Au/SiC-N	$U = -0.584 + 0.755V$	2.0~6.2
W/AlN	$U = -0.524 + 0.792V$	1.5~4.5
W/Al ₂ O ₃ (AD995)	$U = -0.742 + 0.836V$	1.5~3.5
W/Al6061-T651	$U = -0.211 + 0.788V$	1.5~4.2
W93/RHA	$U = -0.365 + 0.723V$	1.5~3.0
Al6061-T6/RHA	$U = -0.454 + 0.423V$	3.0~8.0
RHA/WHA	$U = -0.264 + 0.424V$	2.0~8.0
WHA/RHA	$U = -0.153 + 0.628V$	2.0~4.5
Al6061-T6/WHA	$U = -0.476 + 0.335V$	3.0~8.0

从表1可以看出,纵轴上的截距始终小于0,即横轴上的截距始终大于0,从物理意义上讲,也就是说,存在一个近似恒定阻力来阻止弹体的有效侵彻。

另一方面,对比图3中HTP模型所计算出的斜率(式(4))和试验数据所拟合而出的斜率(表1):

$$b_{\text{HTP}} = 1 / \left(1 + \sqrt{\frac{\rho_t}{\rho_p}} \right) \quad (4)$$

从图4可以看出,对于不同弹靶材料其侵彻过程中入射速度与侵彻速度之间线性关系的斜率,HTP模型计算值(图4中斜率为1的点划线)与试验拟合值(图4中斜率为1.04的虚线)基本平行,唯一明显的区别是试验拟合直线有截距,也就是说,试验所得这种线性关系中的斜率大于理论值,且对于不同材料此差基本恒定且非常小(0.03),在此,暂不考虑这个小截距的影响(这个截距说明,对于同一种弹靶材料而言,入射速度越大,其临界能量^[7]就越小),式(2)所得计算值与表1中试验值的主要差别就是截距a。结合上述分析可以认为,

长杆弹对半无限靶板的侵彻过程中,只有弹体速度大于一定值(动能大于一定值),这个值可以初步认为是横轴上的截距时,弹体才能进行有效的侵彻而进入准稳定侵彻阶段^[7],这个临界动能可以称之为开坑临界能量。

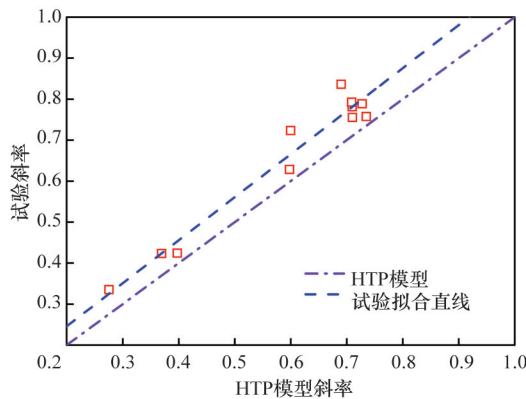


图4 侵彻速度与弹体入射速度线性关系中的斜率

Fig. 4 Slope values in the linear relationships between penetration velocity and impact velocity

研究表明,但弹靶材料强度为0时,即在数值研究过程中,不考虑材料的强度,侵彻速度与入射速度之间满足的线性关系如表2^[7]所示,此时直线过原点,与HTP模型所计算结果一致。综合图3、表1和表2,有理由认为图3和表1中所显示的截距产生的主要原因是弹靶材料的强度。

表2 侵彻过程中弹体入射速度与侵彻速度之间的线性关系(II)
Table 2 Linear relationships between impact velocity V and penetration velocity U in the penetration process (II)

弹体/靶板	$U = a + bV$	速度/($\text{km} \cdot \text{s}^{-1}$)
water/water	$U = 0.000 + 0.500V$	2.0~8.0
Au (no strength)/Au (no strength)	$U = 0.000 + 0.500V$	2.0~8.0

根据式(3)并结合图3、表1和表2中的拟合线性方程,可得,长杆弹对半无限靶板的最终侵彻深度(同上,这里认为弹体销蚀殆尽时侵彻深度为最终侵彻深度,暂不考虑侵彻第3阶段的侵彻效应)为

$$P = L \cdot \frac{U}{V - U} = L \cdot \frac{a + bV}{-a + (1 - b)V} = L \cdot \frac{a/V + b}{-a/V + (1 - b)} = L \cdot \left(\frac{1}{a/V + (1 - b)} - 1 \right) \quad (5)$$

当入射速度 V 非常大时,如 $V = 3 \text{ km/s}$, $a/V < 1/3000$, 而 $(1 - b)$ 取值范围为 $(0.1, 1.0)$, 因此,式(5)中 a/V 项可以忽略不计(即弹靶材料的强度),此时利用HTP模型预测长杆弹的侵彻深度是相对准确的;但入射速度较小时,该项即弹靶的强度影响不可忽略,如图5^[9]所示,图5为钨合金材料长杆弹垂直侵彻半无限装甲钢材料靶板的相关试验结果。

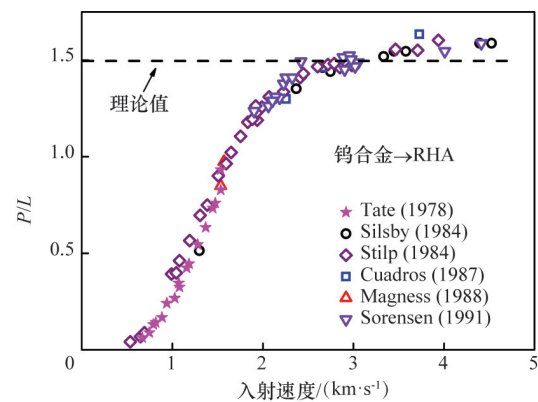


图5 归一化侵彻深度与长杆弹入射速度之间的关系

Fig. 5 Dependence of normalized penetration depth on impact velocity

从图5可以看出,当入射速度大于 2.4 km/s 时,长杆弹的归一化侵彻深度实验值与HTP模型计算值非常相近,而随着入射速度的减小,其偏差愈加增大,而且当入射速度小于约 0.5 km/s 时,则无有效侵彻深度。

2 Allen-Rogers 模型

由图3、表1和表2可以看出,当考虑弹靶材料的强度时,参数 a 的值不为0,而且对于一般金属弹体和靶板而言,此值小于0,即该直线与图3中纵轴的截距小于0,其横轴上的截距大于0。从物理上讲,就是当入射速度 V 大于0但较小时(如图中的 0.5 km/s),侵彻速度 U 却为0。可以称此门槛值为临界入射速度 V_0 ,此值即图3中横轴上的截距,不同弹靶材料其值不尽相同^[20]。此时,可以得到

$$\frac{1}{2} \rho_p (V - U)^2 = \frac{1}{2} \rho_t U^2 + \frac{1}{2} \rho_p V_0^2 \quad (6)$$

式(6)右端的第2项可以认为是弹体进行有效侵彻的门槛动能^[7],从第1节的分析可知,这项不为0的根本原因是弹靶材料的实际强度并不为0。因此,为了更准确预测和表征长杆弹垂直侵彻半无限靶板的侵彻行为,有必要对HTP模型进行改进,进而考虑材料的强度因素。

2.1 靶板强度对侵彻行为的影响

如同Birkhoff等^[4]的分析,但弹体的入射速度极大时,靶板的强度影响较小,但也存在一定的影响,如图6所示^[9]。图6为金属长杆弹垂直侵彻半无限铝靶板过程中侵彻速度时程曲线,弹体的入射速度为 3.155 km/s ,为了分析靶板强度的影响,研究中其他条件和参数不变,唯一不同之处在于一个靶板强度设定为0,另一个设定为实际强度 324 MPa 。其中,弹体材料为金,此金属材料具有密度高(密度为 19.30 g/cm^3)、剪切强度低等特点,可以视为致密且满足流体动力学假设的侵彻体。

从图6可以看出,在长杆弹的准稳定侵彻过程中(不考虑开坑阶段或最后的结束阶段)准稳定阶段,如果靶板的强度

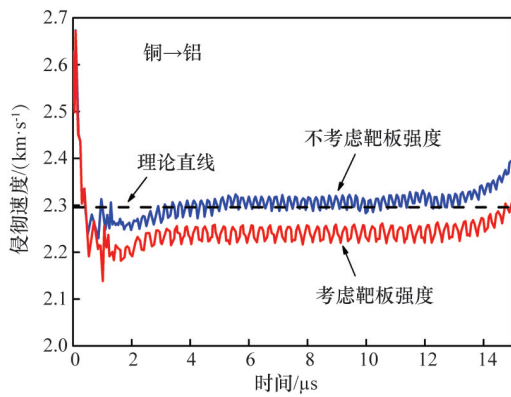


图6 金弹侵彻铝靶过程中侵彻速度时程曲线
Fig. 6 Penetration velocities versus time for a gold projectile into an aluminum target

为0,则侵彻速度(约2.3 km/s)与HTP模型计算结果非常接近(约2.3 km/s),基本在计算结果上下波动;当靶板的强度需要考虑时,其侵彻速度(约2.24 km/s)略低于理论计算结果,这说明靶板的强度对弹体的侵彻行为有一定影响。进一步研究表明,随着入射速度的减小,这个影响越来越明显,如图7和图8所示。图7显示钨(密度为17.45 g/cm³)长杆弹以4种不同入射速度(1.5~4.5 km/s)垂直侵彻半无限装甲钢靶板(密度为7.85 g/cm³)归一化侵彻深度(或侵彻效率)与靶板强

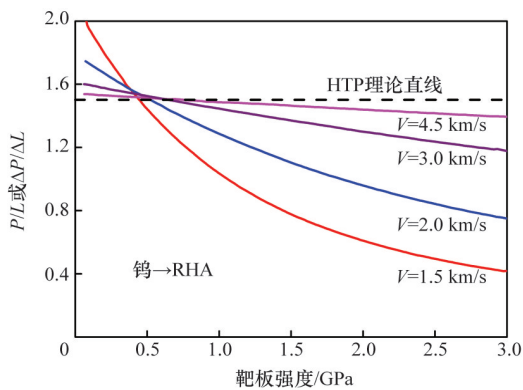


图7 不同入射速度时弹头的归一化侵彻深度(侵彻效率)与靶板强度之间的关系
Fig. 7 Normalized penetration depths versus target strength at different impact velocities

2.2 Allen-Rogers模型

当侵彻过程中靶板的强度被考虑,而不考虑弹体的强度时,式(1)可写为^[22]:

$$\frac{1}{2}\rho_p(V-U)^2 = \frac{1}{2}\rho_t U^2 + \phi, \quad \phi = f(Y_t) \quad (7)$$

式中 Y_t 为靶板的屈服强度, ϕ 为靶板的流变强度。

由式(7)可以得到侵彻速度的求解表达式:

度之间的关系^[9];图8显示软钢长杆弹(密度为7.8 g/cm³)垂直侵彻半无限铝合金靶板(密度为2.8 g/cm³)过程中归一化弹体侵蚀速度(其中符合意义同上节)与弹体入射速度之间的关系^[21]。

从图7和图8可以看出:

1) 随着靶板强度的增加,无论哪种入射速度,其归一化侵彻深度都呈下降趋势。

2) 入射速度越大,这种下降趋势越缓慢,而且当入射速度为4.5 km/s时,在很大范围内,其归一化侵彻深度与HTP模型计算值比较接近,即使靶板强度为3.0 GPa(这种强度的靶板相对少见),也是如此。所以,同上文分析,入射速度极大时,靶板强度影响可以忽略,可以利用HTP模型进行准确分析。图8也说明,入射速度极大时(约超过3.1 km/s),HTP模型计算值是相对准确的。

3) 当入射速度较小时,如图7中,入射速度小于3.0 km/s时,HTP模型计算误差就不可忽视了,如当靶板强度为3.0 GPa且入射速度为2.0 km/s时,其理论计算值是实际值的约1.9倍;而且,其入射速度越小时,此误差就越大,也就是说此时HTP模型不再适用。图8也说明这一点,从图中可以看出,对于实验中所用的铝合金靶板而言,当入射速度小于约2.3 km/s时,此时HTP模型误差不可忽视,也即是说此时靶板的强度必须予以考虑。

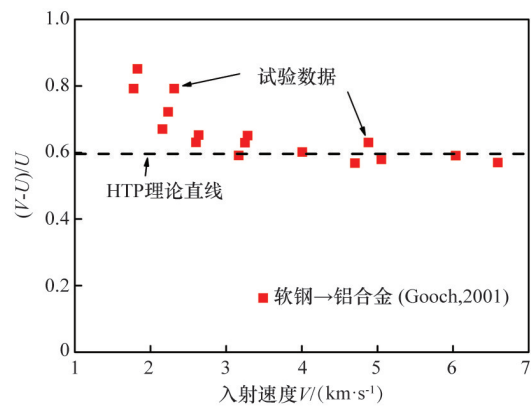


图8 长弹体的相对侵蚀速度与弹体入射速度之间的关系
Fig. 8 Normalized erosion velocities versus impact velocities

$$\begin{cases} U = \frac{\alpha^2 V - \sqrt{(\alpha^2 - 1)2\phi/\rho_t + \alpha^2 V^2}}{\alpha^2 - 1}, & \alpha \neq 1 \\ U = \frac{V^2 - 2\phi/\rho_t}{2V}, & \alpha = 1 \end{cases}, \quad \alpha = \sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_t}} \quad (8)$$

假设侵彻过程中,弹体尾部的速度保持不变,此时,由式(8)可知,弹体的侵彻速度也保持恒定,由此,可以进一步推导出弹体的销蚀速度时恒定,因而,归一化侵彻深度可以通

过下式得出

$$\frac{P}{L} = \frac{U}{V-U} = 1 / \left(\frac{V}{U} - 1 \right) = \left\{ \begin{array}{l} 1 / \left(\frac{V(\alpha^2 - 1)}{\alpha^2 V - \sqrt{(\alpha^2 - 1)2\phi/\rho_i + \alpha^2 V^2}} - 1 \right), \quad \alpha \neq 1 \\ \frac{V^2 - 2\phi/\rho_i}{V^2 + 2\phi/\rho_i}, \quad \alpha = 1 \end{array} \right. \quad (9)$$

如图3、表1和表2所示,弹体和靶板材料确定时,在一定速度范围,其横轴上的截距基本为常数,结合式(6),可以认为:

$$\phi = f(Y_i) = \frac{1}{2} \rho_p V_0^2 \quad (10)$$

一般情况下,靶板的流变强度不等于其屈服强度,如表3所示。研究发现^[23,24],当刚性圆杆弹侵彻理想塑性材料靶板时,靶板的流变强度约为2.8 Y_i 或2.6 Y_i ,暂取

$$\phi_{static} \approx 2.6Y_i \quad (11)$$

表3 靶板材料屈服强度与流变强度

Table 3 Yield strength and resistance strength of the target

弹体/靶板	靶板强度 Y_i /GPa	$\phi = f(Y_i)$ /GPa	速度 /($\text{km} \cdot \text{s}^{-1}$)
W/B ₂ C	≈ 2.86	2.78	1.5 ~ 5.0
W/SiC-B	≈ 3.90	4.11	1.5 ~ 4.6
Au/SiC-N	≈ 3.90	5.77	2.0 ~ 6.2
W/AlN	≈ 2.10	4.22	1.5 ~ 4.5
W/Al ₂ O ₃ (AD995)	≈ 2.10	7.60	1.5 ~ 3.5
W/Al6061-T651	0.275	0.69	1.5 ~ 4.2
W93/RHA(4340steel)	≈ 1.189	2.24	1.5 ~ 3.0
Al6061-T6/4340steel	≈ 1.189	1.56	3.0 ~ 8.0
RHA/WHA	≈ 0.517	1.52	2.0 ~ 8.0
WHA/4340steel	≈ 1.189	0.52	2.0 ~ 4.5
Al6061-T6/WHA	≈ 0.517	2.73	3.0 ~ 8.0
water/water	0.0	0	2.0 ~ 8.0
Au (no strength)/Au (no strength)	0.0	0	2.0 ~ 8.0

同时,实验发现材料的动态流变强度远大于其准静态添加下的强度,且约为后者的1.5倍,因此有

$$\phi \approx 3.9Y_i \quad (12)$$

因此,如考虑靶板的强度,HTP模型(1)和方程(6)可改进为

$$\frac{1}{2} \rho_p (V-U)^2 = \frac{1}{2} \rho_i U^2 + 3.9Y_i \quad (13)$$

图9为金属金(19.30 g/cm³)、锡(7.30 g/cm³)、铝(2.70 g/cm³)、镁(1.74 g/cm³)长杆弹以不同入射速度(0.7~2.8 km/s)垂直侵彻半无限铝7075-T6靶板(屈服强度为496 MPa,密度为2.70 g/cm³)试验结果^[22]、HTP模型计算结果、Allen-Rogers模型(简称AR模型)计算结果。可以看出,在弹体入射速度小于2.8 km/s时,AR模型计算结果与试验结果比较接近,远比HTP模型计算结果准确。这也充分说明了,在弹体入射速

度较低时,考虑靶板的强度是非常必要的,此时HTP模型的计算只能作为定性分析的参考,其计算误差较大,不能作为定量分析的依据。

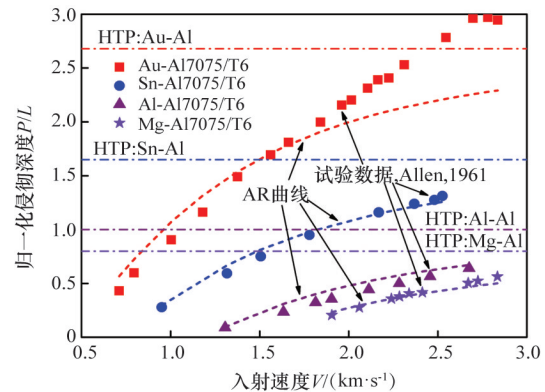


图9 HTP模型、AR模型计算曲线与长杆弹侵彻铝6061-T6靶板试验对比

Fig. 9 Comparison of the HTP model, AR model and experimental data

2.3 Allen-Rogers模型的局限性

事实上,AR模型是一种HTP模型的修正模型,其只是在HTP模型的基础上简单地考虑了靶板的强度而已,上述的研究表明,这种修正能够更准确地预测长杆弹在较低速度条件下垂直侵彻半无限靶板的侵彻深度。而在高速时,AR模型与HTP模型预测值较接近,以上节中铝长杆弹垂直侵彻铝6061-T6靶板为例,此时 $\alpha=1$,根据式(3)和式(9),有

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{P_{AR}}{L} = \frac{V^2 - 2\phi/\rho_i}{V^2 + 2\phi/\rho_i} = \frac{2}{1 + 2\phi/(\rho_i V^2)} - 1 \\ \frac{P_{HTP}}{L} = 1 \end{array} \right. \quad (14)$$

式中, P_{AR} 和 P_{HTP} 分别表示AR模型与HTP模型的计算值,其他符号意义同上。

如图10所示,当入射速度较小时,两者预测值差别较大,而当入射速度较大(>5 km/s)时,两者预测值比较接近。

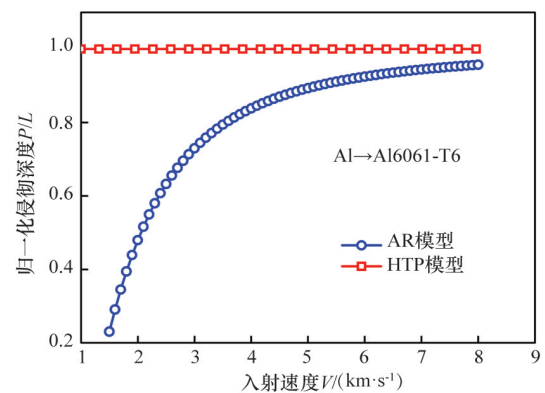


图10 HTP模型、AR模型预测值对比

Fig. 10 Comparison of the predicted values of the HTP model, AR model, and AR model

然而,AR模型并没有考虑靶板的强度,其前提条件是假设靶板为射流,事实上,这就存在一个误差,射流特别是侵彻金属靶板的射流速度都非常高,而此时其计算值与HTP模型计算值相近,而在较低速时,弹体基本为含一定强度的长杆弹,因此,从实际出发,弹体的强度应该予以考虑。同时,研究表明^[25],弹体的强度对于侵彻行为有一定的影响(表4^[17]),特别是速度较低时,该影响不可忽视。

表4 侵彻过程中弹体入射速度与侵彻速度之间的线性关系(III)
Table 4 Linear relationships between impact velocity V and penetration velocity U in the penetration process (III)

弹体/靶板	$U = a + bV$	速度/($\text{km} \cdot \text{s}^{-1}$)
Au/water	$U = 0.070 + 0.804V$	2.0~8.0
Al6061-T6/Au	$U = 0.021 + 0.269V$	2.0~8.0

从表4可以看出,弹体的强度对于其侵彻靶板有着正面的影响,也即是说,其他条件不变时,弹体的强度越大其侵彻深度就越大^[25]。

图11为钨合金长杆弹(17.45 g/cm^3)垂直侵彻半无限装甲用钢靶(密度 17.45 g/cm^3 , 强度为 1.5 GPa)在不同入射速度下的归一化侵彻深度(或侵彻效率)。从图11可以看出,考虑弹体的强度时所得的归一化侵彻深度大于不考虑弹体强度时对应的值,特别是速度为 $1.0 \sim 4.0 \text{ km/s}$ 时,差别比较明显。

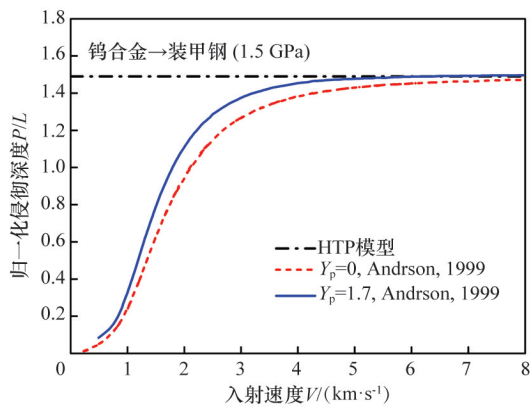


图11 考虑两种强度值长杆弹垂直侵彻钢板的归一化侵彻深度与入射之间的关系

Fig. 11 Normalized penetration depth versus impact incident velocity for vertical penetration of steel plates by long-rod projectiles with two different strengths

综上所述,AR模型是对HTP模型的一种修正,该模型考虑了靶板的强度,在很大程度上提高了模型预测值的准确性和实用性;然而,弹体的强度对长杆弹垂直侵彻半无限靶板的侵彻行为有一定的影响,特别是在入射速度较低时,这种影响比较明显、不可忽视。因此,AR模型有进一步修正的必要。

3 Alekseevskii-Tate 模型

同上分析,如果同时考虑弹靶材料的强度,则有:

$$\frac{1}{2}\rho_p(V-U)^2 + f(Y_p) = \frac{1}{2}\rho_t U^2 + g(Y_t) \quad (15)$$

式中, Y_p 和 Y_t 分别为弹和靶的屈服强度。

参考AR模型,可以进一步假设:

$$\begin{cases} R_p = f(Y_p) = k_p \cdot Y_p \\ R_t = g(Y_t) = k_t \cdot Y_t = R_i \end{cases} \quad (16)$$

式中, k_p 和 k_t 分别为弹和靶的材料常数。则有

$$\frac{1}{2}\rho_p(V-U)^2 + k_p \cdot Y_p = \frac{1}{2}\rho_t U^2 + k_t \cdot Y_t \quad (17)$$

先假设 $k_p = k_t = k$, 结合式(6), 则有:

$$\frac{1}{2}\rho_p V_0^2 = k_t \cdot Y_t - k_p \cdot Y_p = k(Y_t - Y_p) \quad (18)$$

式(18)表明,当弹体强度大于靶板强度时,图3中纵轴上的截距大于0,而当弹体强度小于靶板强度时,其横轴上的截距大于0。也就是说,如果该假设成立,则有:

$$U = a + bV \begin{cases} a < 0 & Y_t > Y_p \\ a = 0 & Y_t = Y_p \\ a > 0 & Y_t < Y_p \end{cases} \quad (19)$$

然而,研究表明^[17],式(19)不成立,更严谨地讲,当前研究中所涉及的材料假设不成立,如表5所示。从表5中^[17]可以看出,弹靶材料互换时,参数 a 都小于0,结合式(18)和式(19)可得:

$$\begin{cases} Y_t - Y_p < 0 \\ Y_t - Y_p > 0 \end{cases} \quad (20)$$

式(20)明显是矛盾的,因此该假设不成立,也就是说 $k_p \neq k_t$, 且 $k_p < k_t$ 。研究^[22]表明可取 $k_t = 3.9$, 但有些研究表明 $k_t \approx 4.5$ 或其他值^[26,27]。

表5 侵彻过程中弹体入射速度与侵彻速度之间的线性关系(IV)
Table 5 Linear relationships between impact velocity V and penetration velocity U in the penetration process (IV)

弹体/靶板	$U = a + bV$	速度/($\text{km} \cdot \text{s}^{-1}$)
RHA/WHA	$U = -0.264 + 0.424V$	2.0~8.0
WHA/RHA	$U = -0.153 + 0.628V$	2.0~4.5

3.1 改进的Allen-Rogers模型

由式(15)和式(16),并假设侵彻过程中侵彻速度保持恒定,此时弹体的销蚀速度也是恒定的,同HTP模型的假设,定义弹体销蚀殆尽时的侵彻深度为最终侵彻深度,此时,有

$$\frac{P}{L} = \frac{U}{V-U} = 1 / \left(\frac{V}{U} - 1 \right) =$$

$$\begin{cases} 1 / \left(\frac{V(\alpha^2 - 1)}{\alpha^2 V - \sqrt{2(\alpha^2 - 1)(R_t - R_p)} / \rho_t + \alpha^2 V^2} - 1 \right), & \alpha \neq 1 \\ \frac{V^2 - 2(R_t - R_p) / \rho_t}{V^2 + 2(R_t - R_p) / \rho_t}, & \alpha = 1 \end{cases} \quad (21)$$

图12为软钢长杆弹垂直侵彻软钢半无限靶板的归一化侵彻深度与入射速度之间的关系,其中,实验中入射速度范围为0.8~2.5 km/s^[8],软钢(mild steel)弹体的流变强度 $R_p = Y_{p,Hugoniot}$ 为1.10 GPa^[8],靶板的流变强度为 $R_t = 3.9Y_{t,Hugoniot}$,密度为7.80 g/cm³。

由于 $\rho_p = \rho_t$,即 $\alpha = 1$,结合式(21)可有

$$\frac{P}{L} = \frac{U}{V-U} = 1 / \left(\frac{V}{U} - 1 \right) = \frac{V^2 - 2(R_t - R_p) / \rho_t}{V^2 + 2(R_t - R_p) / \rho_t} = \frac{2}{1 + 2(R_t - R_p) / (\rho_t V^2)} - 1 \quad (22)$$

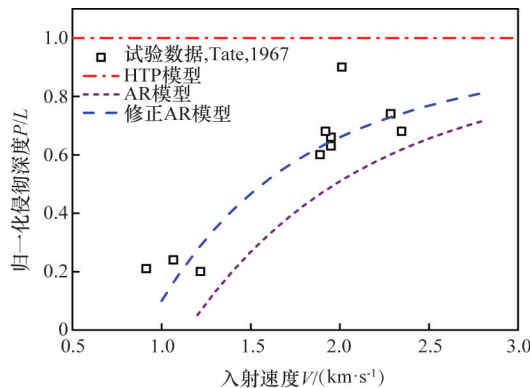


图12 软钢长杆弹垂直侵彻软钢半无限靶板的归一化侵彻深度与入射之间的关系

Fig. 12 Normalized penetration depth versus impact velocity for vertical penetration of mild steel targets by mild steel penetrators

图12长虚线即为AT模型所计算出的曲线,而点划线和短虚线分别为HTP模型和AR模型所计算出的曲线。由图12可以看出:

1) 同上节分析一致,HTP模型在弹体的入射速度较小时(实验中小于2.5 km/s)计算结果与实际试验结果差别很大,不能作为定量的计算工具实验;

2) AR模型由于没有考虑弹体的强度,所计算出的归一化侵彻深度小于实际试验值,但其趋势与试验结果较吻合;

3) 改进的AR模型无论在变化规律、趋势还是准确性上很好地吻合了本次试验结果。

图13为钨合金长杆弹垂直侵彻半无限装甲钢(4340钢,RHA)靶板的试验结果^[9],试验中弹体入射速度的范围为0.5~4.8 km/s。其中,钨合金的密度为17.60 g/cm³,屈服强度为1.506 GPa,弹体的流变强度为 $R_p = Y_p$;RHA的密度为7.83 g/cm³,屈服强度为1.189 GPa,取靶板的流变强度为 $R_t = 3.9Y_t$, $R_t = 3.9Y_t$ 。由式(21),可有

$$\frac{P}{L} = \frac{U}{V-U} = 1 / \left(\frac{V}{U} - 1 \right) = \frac{1}{\left(\frac{V(\alpha^2 - 1)}{\alpha^2 V - \sqrt{2(\alpha^2 - 1)(R_t - R_p) / \rho_t + \alpha^2 V^2}} - 1 \right)} \quad (23)$$

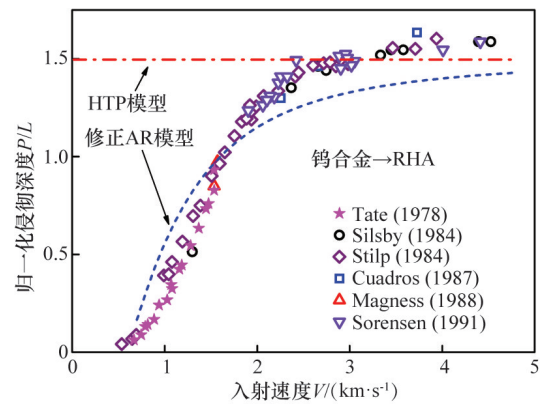


图13 钨合金长杆弹垂直侵彻半无限RHA靶板的归一化侵彻深度与入射之间的关系

Fig. 13 Normalized penetration depth versus impact velocity for vertical penetration of RHA targets by tungsten alloy penetrators

从图13可以看出,考虑弹靶强度改进的AR模型能够较好地描述不同入射速度条件下钨合金长杆弹垂直侵彻半无限装甲钢靶板的归一化侵彻深度。

3.2 Alekseevskii-Tate模型

一般来讲,HTP模型和AR模型的几个基本假设之一的“在侵彻过程中,界面的移动速度即弹体的侵彻速度可以认为是一个恒定值或近似恒定值或可以忽略,以保证界面沿侵彻方向无加速度”在入射速度较高时可以认为成立,这点可以从图2的试验结果看出。同时,也视弹体在侵彻的主要阶段为一个准稳定过程(有时称之为“准稳定阶段”),在此“准稳定”过程中,弹尾的速度我们也相应地认为是恒定的。也就是说侵彻速度与弹体销蚀速度皆为常量。事实上,上述改进的Allen-Rogers模型即是在此基础之上建立的。

然而,研究发现,事实并非如此。当弹靶的强度较小或弹体的入射很大时,此种假设所造成的误差不是很明显;但当弹靶强度较大或弹体的入射速度较小时,就不一定如此,由于其初始动能相对较小,在克服弹靶材料塑性变形和部分转化热能后,剩余的能量较小,此时,弹体尾部的速度在侵彻过程中呈逐渐减小的趋势。

图14为钨合金长杆弹(长径比为12.5)垂直侵彻厚(可视半无限)高硬刚靶过程中弹体尾部在不同时刻的相对位移^[8],试验中,弹体钨合金材料密度为17.6 g/cm³,屈服强度为1.20 GPa;靶板材料高硬钢材料密度为7.85 g/cm³,屈服强度为(1.45±0.1) GPa;弹体入射速度为1.25 km/s。图中点划线表示假设侵彻过程中弹体尾部速度恒定且等于入射速度(1.25 km/s)时弹体尾部在不同时刻位移的计算值,虚线是试验值的拟合曲线。从图14可以看出,两者非常接近,这进一步论证HTP模型和AR模型中相关假设的合理性;另一方面,可以看出,实际侵彻过程中弹体尾部的速度是逐渐减小的。

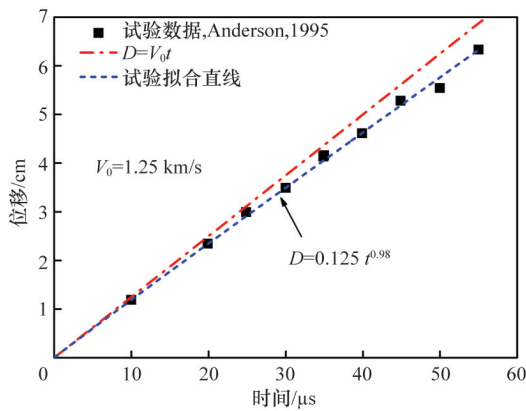


图 14 钨合金长杆弹垂直侵彻半无限硬钢靶板过程中弹尾位移时程曲线

Fig. 14 Displacement time history curves for vertical penetration of hard steel targets by tungsten alloy penetrators

图 15 为 4340 钢平头杆弹(长径比为 5, 长度为 31.75 mm)垂直侵彻厚(可视为半无限)4340 钢靶板过程中弹体尾部的速度时程曲线^[29]。数值研究中弹靶的本构模型均为 Johnson-cook 金属材料本构模型^[30, 31], 断裂模型采用 Johnson-cook 断裂模型^[31]。此两种模型能够较好地表征金属弹体高速侵彻金属靶板的相关特征^[30-32]。相关本构和断裂模型参数参考文献^[31], 弹靶密度取 7.85 g/cm³^[33]。数值计算结果与同几何参数、材料参数及同条件下的试验结果^[33]符合较好。

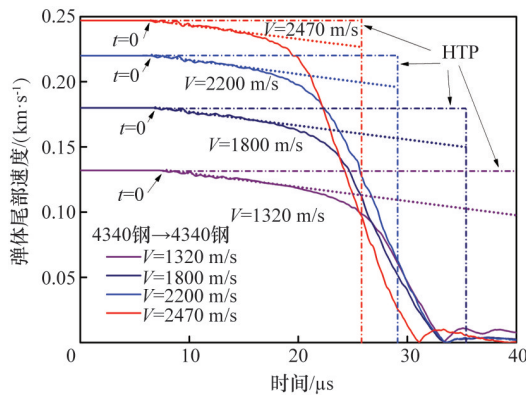


图 15 4340 钢长杆弹垂直侵彻半无限 4340 钢靶板过程中弹尾速度时程曲线(I)

Fig. 15 Velocity time history curves for the tail of the penetrator in vertical of 4340 steel targets by 4340 steel penetrators(I)

从图 15 可以看出, 在侵彻“准稳定”过程中, 在不同入射速度条件下, 弹体尾部的速度都并不恒定, 呈逐渐减小趋势, 即 HTP 模型、AR 模型和改进的 AR 模型中这一假设(假设 8)都存在误差。

为了更准确地分析长杆弹侵彻半无限靶板侵彻行为, 我们可以考虑弹体的这种减速行为。可有:

$$\frac{1}{2} \rho_p (v-u)^2 + R_p = \frac{1}{2} \rho_t u^2 + R_t \quad (24)$$

式中

$$\begin{cases} v=v(t) & V=v(0) \\ u=u(t) & U=u(0) \end{cases} \quad (25)$$

式(24)与式(15)唯一不同点在于前者考虑了弹体尾部速度在侵彻过程中的减速行为。式(24)所代表的模型首先由 Alekseevskii 和 Tate 分别于 1966 年和 1967 年独立地提出^[8, 34], 通常称之为 Alekseevskii-Tate 模型(简称 AT 模型)。

由式(24)和式(25), 可有

$$u = \frac{1}{1-\mu^2} (v - \mu \sqrt{v^2 + A}) \quad (26)$$

式(26)中

$$\mu = \frac{1}{\alpha} = \sqrt{\frac{\rho_t}{\rho_p}}, \quad A = \frac{2(R_t - R_p)(1-\mu^2)}{\rho_t} \quad (27)$$

假设弹体在侵彻过程中的 t 时刻剩余长度、弹体尾部速度和侵彻速度分别为 $l(t)$ 、 $v(t)$ 和 $u(t)$, 弹体半径为 r , 弹体最终剩余长度为 l_0 。以长杆弹为研究对象, 根据动量守恒定律, 可有^[8]:

$$-R_p = \rho_p l \frac{dv}{dt} \quad (28)$$

式(28)说明, 当弹体强度不为 0, 即 $R_p > 0$ 时, 弹体尾部速度始终不大于初始入射速度, 即 $v \leq V$ 。同时, 从式(28)可以看出, 在“准稳定”侵彻过程中, 弹体尾部的减速度的大小与弹体材料流变强度成正比。

研究表明, 弹体在“准稳定”侵彻过程中其尾部速度的减速度大小与弹体的动态屈服强度成正比。如图 16 所示, 当弹体的动态屈服强度从 600 MPa 逐步增加至 1000 MPa 时, 弹体尾部的减速度逐渐增加(图中点虚线的斜率的绝对值逐渐增加)。而同时, 上文中分析表明, 弹体的流变强度与弹体的动态屈服强度呈线性正比关系, 因此, 从图 16 的研究结果可以看出, 弹体在“准稳定”侵彻过程中其尾部速度的减速度大小与弹体的流变强度呈正比关系。这与理论分析结果(式(28))结论一致。

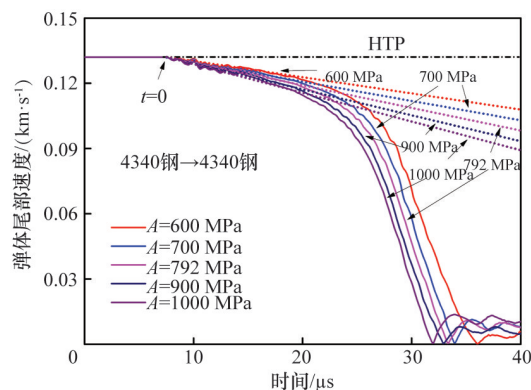


图 16 4340 钢长杆弹垂直侵彻半无限 4340 钢靶板过程中弹尾速度时程曲线(II)

Fig. 16 Velocity time history curves for the tail of the penetrator in vertical penetration of 4340 steel targets by 4340 steel penetrators(II)

同时,侵彻过程中下式恒成立:

$$\frac{dl}{dt} = -(v-u) \quad (29)$$

联立式(27)~式(29),有:

$$\frac{dl}{l} = \frac{\mu\rho_p(\sqrt{v^2+A}-\mu v)}{(1-\mu^2)R_p} dv = \frac{\mu\rho_p}{(1-\mu^2)R_p} (\sqrt{v^2+A} dv - \mu v dv) \quad (30)$$

对式(30)进行积分,并结合式(25)初始条件,可得

$$\frac{l}{L} = \left(\frac{v(v)}{v(V)}\right)^{k_1} \exp[k_2[\vartheta(v) - \vartheta(V)]] \quad (31)$$

其中

$$v(x) = x + \sqrt{x^2+A} \quad \vartheta(x) = (x\sqrt{x^2+A} - \mu x^2) \quad (32)$$

$$k_1 = \frac{R_t - R_p}{\mu R_p} \quad k_2 = \frac{\mu\rho_p}{2(1-\mu^2)R_p}$$

式(31)根据 $R_t - R_p$ 的符号即 R_t 与 R_p 的相对大小分为以下3种情况^[8,35]。

1) $R_t - R_p > 0$ 即 $R_t > R_p$ 。

此时,弹体在侵彻过程中一直存在销蚀现象,即流体侵彻特性,直到

$$u = \frac{1}{1-\mu^2}(v_c - \mu\sqrt{v_c^2+A}) = 0 \quad \text{即} \quad v_c = \sqrt{\frac{2(R_t - R_p)}{\rho_p}} \quad (33)$$

时弹体侵彻行为结束。

此时,式(28)和式(29)仍然成立,由两式,可有:

$$R_p \frac{dl}{l} = \rho_p v dv \quad (34)$$

(1) 如果弹体的入射速度大于 v_c ,即 $V > v_c$,令当弹体尾部速度降低到 v_c 时弹体的剩余长度为 l_c ,结合式(31)可有:

$$\frac{l_c}{L} = \left(\frac{\sqrt{A(1+\mu)/(1-\mu)}}{V + \sqrt{V^2+A}}\right)^{\frac{R_t - R_p}{\mu R_p}} \exp\left\{\frac{\mu\rho_p}{2(1-\mu^2)R_p} [\mu A - (V\sqrt{V^2+A} - \mu V^2)]\right\} \quad (35)$$

对式(34)进行积分可以求出侵彻过程结束后弹体的剩余长度 l_s :

$$l_s = l_c \cdot \exp\left(\frac{R_p - R_t}{R_p}\right) \quad (36)$$

(2) 如果弹体的入射速度不大于 v_c ,即 $V \leq v_c$,此时弹体一直没有对靶板进行有效的侵彻,即

$$\begin{cases} l_c = L \\ u = U = 0 \end{cases} \quad (37)$$

根据式(36),可以计算出弹体的最终剩余长度

$$\frac{l_s}{L} = \exp\left(\frac{R_p - R_t}{R_p}\right) = \exp\left(\frac{-\rho_p V^2}{2R_p}\right) \quad (38)$$

2) $R_t - R_p < 0$ 即 $R_t < R_p$ 。

此时,在侵彻过程中,但弹体尾部的速度减小到

$$v_r = u_r = \sqrt{\frac{2(R_p - R_t)}{\rho_t}} \quad (39)$$

时,弹体的销蚀速度为:

$$\frac{dl}{dt} = -(v-u) = 0 \quad (40)$$

式(39)表示弹体此时的销蚀速度减小为0,且此后弹体的销蚀速度一直保持为0,即弹体保持刚体侵彻状态直至侵彻行为停止。

利用式(31),并结合式(39),可以计算出弹体的最终剩余长度:

$$\frac{l_c}{L} = \left(\frac{\sqrt{A(\mu+1)/(\mu-1)}}{V + \sqrt{V^2+A}}\right)^{\frac{R_t - R_p}{\mu R_p}} \exp\left\{\frac{-\mu\rho_p}{2(1-\mu^2)R_p} (V\sqrt{V^2+A} - \mu V^2)\right\} \quad (41)$$

3) $R_t - R_p = 0$ 即 $R_t = R_p$ 。

此种情况是一种特例,也是唯一能够得到准确解析解的一种情况。需要注意的是, $R_t = R_p$ 并不代表弹靶材料的动态屈服强度相同,一般来讲,此种情况表示靶板的强度明显低于弹体强度。弹体的侵彻过程一直呈现流体特征,从上式可以看出,仅有

$$(v-u) = u = 0 \quad \text{即} \quad v = u = 0 \quad (42)$$

时,弹体的侵彻行为才回停止,此时弹体尾部速度和弹体销蚀速度也均为0。

由此,可以得到 t 时刻弹体的侵彻深度

$$p(t) = \int_0^t u dt \quad (43)$$

根据式(43)及式(26)、式(28)和式(31),有

$$\frac{p(t)}{L} = \frac{1}{\mu} \left\{ 1 - \exp\left[\frac{\mu\rho_p}{2(1+\mu)R_p} (v^2 - V^2)\right] \right\} \quad (44)$$

4 结论

杆弹特别是长杆弹对金属靶板的侵彻问题一直以来为侵彻力学研究的重点和热点。本研究针对长杆弹垂直半无限靶板,从最基本的Bernoulli方程出发,利用实验数据、数值仿真以及理论推导相结合的方法,分析和讨论侵彻问题的流体动力学模型。

1) 当弹体以超高速对半无限金属靶板进行侵彻(如射流侵彻、破甲弹破甲过程)过程中,弹体和靶板呈现流体特征,其侵彻速度、弹体尾部速度呈稳定状态,利用Bernoulli方程可以较准确地求解出其侵彻过程中的相关参数。此时,密度和速度是影响侵彻结果的最关键的两个因素。

2) 当侵彻速度降低时(如穿甲弹侵彻破坏过程),弹体和靶板强度对侵彻行为的影响(特别是靶板材料的强度)不可忽视,必须予以考虑。此时密度、速度和弹靶强度是影响侵

彻结果的4个重要的因素。

3) 弹体在侵彻的“准稳定”过程中,尾部的速度与HTP模型假设的稳定不变不相符,而是呈现逐渐减小的趋势,而且此减小的趋势与靶板的动态压缩强度成正比。

参考文献(References)

- [1] Taylor G I. The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress. I. theoretical consideration[J]. Proceedings of the Royal Society of London Series A, Mathematical and Physical Sciences, 1948, 194(1038): 288-299.
- [2] Hawkyard J B. A theory for the mushrooming of flat-ended projectiles impinging on a flat rigid anvil, using energy considerations[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1969, 11(3): 313-333.
- [3] Tate A. A possible explanation for the hydrodynamic transition in high speed impact[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1977, 19: 121-123.
- [4] Birkhoff G, McDougall D P, Pugh E M, et al. Explosives with lined cavities[J]. Journal of Applied Physics, 1948, 19(6): 563-582.
- [5] Pack D C, Evans W M. Penetration by High-Velocity ('Munroe') Jets: I [J]. Proceedings of the Physical Society, Section B, 1951, 64(4): 298-302.
- [6] Pack D C, Evans W M. Penetration by High-Velocity ('Munroe') Jets: II [J]. Proceedings of the Physical Society, Section B, 1951, 64(4): 303-310.
- [7] 高光发, 李永池, 沈玲燕, 等. 入射速度对长杆弹垂直侵彻行为的影响规律[J]. 高压物理学报, 2012, 26(4): 449-454.
Gao Guangfa, Li Yongchi, Shen Yanling, et al. Effect of impact velocity on the penetration behavior for long-rod penetrator vertically penetrating semi-infinite target[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2012, 26(4): 449-454.
- [8] 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.
- [9] Anderson Jr C E, Orphal D L, Franzen R R, et al. On the hydrodynamic approximation for long-rod penetration[J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22: 23-43.
- [10] Orphal D L, Franzen R R. Penetration of confined silicon carbide targets by tungsten long rods at impact velocities from 1.5 to 4.6 km/s[J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 19(1): 1-13.
- [11] Orphal D L, Franzen R R, Charters A C, et al. Penetration of confined boron carbide targets by tungsten long rods at impact velocities from 1.5 to 5.0 km/s[J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 19(1): 15-29.
- [12] Orphal D L, Franzen R R, Piekutowski A J, et al. Penetration of confined aluminum nitride targets by tungsten long rods at 1.5-4.5 km/s[J]. International Journal of Impact Engineering, 1996, 18(4): 355-368.
- [13] Behner T, Orphal D L, Hohler V, et al. Hypervelocity penetration of gold rods into SiC-N for impact velocities from 2.0 to 6.2 km/s[J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 68-79.
- [14] Subramanian R, Bless S J. Penetration of semi-infinite AD955 alumina targets by tungsten long rod penetrators from 1.5 to 3.5 km/s[J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 17: 807-816.
- [15] Subramanian R, Bless S J, Cazamias J, et al. Reverse impact experiments against tungsten rods and results for aluminum penetration between 1.5 and 4.2 km/s[J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 17: 817-824.
- [16] 高光发, 李永池, 段士伟, 等. 侵彻准稳定过程中冲击速度与侵彻速度的关系[J]. 兵器材料科学与工程, 2011, 34(1): 13-16.
Gao Guangfa, Li Yongchi, Duan Shiwei, et al. Dependence of penetration velocity on impact velocity at quasi-steady stage[J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011, 34(1): 13-16.
- [17] Orphal D L, Anderson Jr C E. The dependence of penetration velocity on impact velocity[J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 546-554.
- [18] Anderson Jr C E, Littlefield D L, Walker J D. Long-rod penetration, target resistance, and hypervelocity impact[J]. International Journal of Impact Engineering, 1993, 14: 1-12.
- [19] Sorensen B R, Kimsey K D, Silsby G F, et al. High velocity penetration of steel targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 1991, 11(1): 107-119.
- [20] Whiffin A C. The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress. II. tests on various metallic materials[J]. Proceedings of the Royal Society, 1948, 194(1038): 300-322.
- [21] Gooch W A, Burkins M S, Walters W P, et al. Target strength effect on penetration by shaped charge jets[J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 26: 243-248.
- [22] Allen W A, Rogers J W. Penetration of a rod into a semi-infinite target[J]. Journal of the Franklin Institute, 1961, 272(4): 275-284.
- [23] Hencky H. Über einige statisch bestimmte Falle des Gleichgewichts in plastischen Körpern[J]. Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 1923, 3: 241-251.
- [24] Ishlinsky A J. The axi-symmetrical problem in plasticity and Brinell test[J]. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 1944, 8(3): 201-224.
- [25] Anderson Jr C E, Hohler V, Walker J D, et al. The influence of projectile hardness on ballistic performance[J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22: 619-632.
- [26] Bishop R F, Hill R, Mott N F. The theory of indentation and hardness tests[J]. The Proceedings of the Physical Society, 1945, 57(3): 147-159.
- [27] Eichelberger R J. Experimental test of the theory of penetration by metallic jets[J]. Journal of Applied Physics, 1956, 27: 63-68.
- [28] Anderson Jr C E, Hohler V, Walker J D, et al. Time-resolved penetration of long rods into steel targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 16(1): 1-18.
- [29] 高光发, 李永池, 赵凯, 等. 长杆弹侵彻过程中弹靶材料本构参数对侵彻计算的影响规律及其优化[J]. 兵器材料科学与工程, 2016, 39(2): (已录用).
Gao Guangfa, Li Yongchi, Zhao Kai, et al. Influence Rules and Mechanisms of Material Constitutive Parameters on the Penetration Depth and Optimization for them[J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2016, 39(2): in press.
- [30] Johnson G R, Cook W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[C]// Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics. Hague, Netherlands, 1983.
- [31] Johnson G R, Cook W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 21(1): 31-48.
- [32] Teng X, Wierzbicki T. Evaluation of six fracture models in high velocity perforation[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2006, 73: 1653-1678.

- [33] Wilson, Foster, Jones and Gillis. In 'A penetration mechanics database' [R]//Anderson C E, et al. SwRI Report 3593/001, AD- A246351. Southwest Research Institute, San Antonio, TX, 1989: A194-A195.
- [34] Alekseevskii V P. Penetration of a rod into a target at high velocity[J].

- Fizika Goreniya i Vzryva (Combustion, Explosion, and Shock Waves), 1966, 2(2): 99-106.
- [35] Tate A. Further results in the theory of long rod penetration[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969, 17: 141-150.

Hydro-dynamics theory for long-rod projectile penetrating semi-infinite target: reviews and studies

GAO Guangfa^{1,2,3}

1. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China
2. Key Laboratory of Safety and High-efficiency Coal Mining, Ministry of Education; Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China
3. Department of Modern Mechanics, University of Science and Technology of China, Hefei 230027, China

Abstract Taking the behavior of long-rod projectile vertically penetrating semi-infinite metal target as the subject, this paper deduces and reviews a series of modified penetration theories based on the hydro-dynamic theory of penetration (HTP). A large quantity of published experimental data and numerical simulation results are employed for discussion of the theoretical analysis results. The assumptions and premises for the establishment of HTP model are presented. Based on these experimental data, the numerical results and theoretical analysis results, the connotation, scope of application and limitation of HTP model are discussed. The nine application preconditions for the HTP model are proposed. If the strength of the target is taken into account, the Allen-Rogers model is available. On the basis of analysis of the Allen-Rogers model and considering the strength of the projectile, this paper developed a modified Allen-Rogers model, provided solutions for it and made comparative analysis. In view of the deceleration of the projectile in the process of penetration, the numerical simulation of the penetration was conducted. The derivation and evolution of the theoretical model from the modified Allen-Rogers model to Alekseevskii-Tate model are discussed.

Keywords penetration mechanics; penetration mechanism; hydrodynamics; long-rod projectile; hydro-dynamic theory of penetration

(责任编辑 刘志远)