

金属靶体材料动力硬度测试及动态阻力分析*

刘 闯¹, 张先锋¹, 黄长强², 丁 力¹, 陈海华¹, 王季鹏¹

(1. 南京理工大学 机械工程学院, 江苏 南京 210094;

2. 空军工程大学 航空航天工程学院, 陕西 西安 710038)

摘要:以高速侵彻下45钢靶体侵彻阻力为研究对象,开展了弹体高速侵彻45钢靶体试验,获取了典型弹体对45钢靶体的成坑参数。基于高速侵彻阻力模型对靶体侵彻阻力及影响因素进行分析。结合流体动力学侵彻模型对不同弹体材料侵彻45钢靶体侵彻深度规律进行研究。研究表明:随着撞击速度的增大,45钢的靶体阻力从5.13 GPa减小到3.7 GPa;基于材料动力硬度测试方法的靶体动态阻力测试结果和理论计算结果吻合较好;随着靶体动态屈服强度的增大,靶体阻力呈线性增大的趋势;侵彻深度及靶体动态阻力理论计算结果和试验数据吻合较好,说明所提动态阻力确定方法可行,可为高速侵彻动力学研究提供参考。

关键词:爆炸力学;高速侵彻;侵彻阻力;A-T模型;流体动力学

中图分类号: O385 **文献标志码:** A **文章编号:** 1001-2486(2020)01-162-08

Analysis of dynamic resistance and dynamic hardness test of metal target material

LIU Chuang¹, ZHANG Xianfeng¹, HUANG Changqiang², DING Li¹, CHEN Haihua¹, WANG Jipeng¹

(1. College of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. College of Aeronautics and Astronautics Engineering, Air Force Engineering University, Xi'an 710038, China)

Abstract: Experiments on 45 steel with high-velocity impact were carried out in order to study the target resistance. Then the influence of impact velocity and target parameters on the penetration resistance was analyzed by the calculation model. Also, the DOP (depth of penetration) of different projectiles penetrating 45 steel targets were studied based on the hydrodynamic penetration model. It was shown that the experimental results of penetration resistance based on the material dynamic hardness test method agrees well with the theoretical calculation results of hydrodynamic penetration model. Simultaneously, with the increase of impact velocity, the target resistance reduces from 5.13 GPa to 3.7 GPa. Also, the target resistance shows linear trend increase with the increase of the dynamic yield strength of targets. The DOP calculated by the hydrodynamic penetration model agrees well with the corresponding experimental data. All of these proved that the method to obtain dynamic resistance is feasible, thus can provide a reference for hypervelocity penetration dynamics research.

Keywords: mechanics of explosion; hypervelocity penetration; penetration resistance; Alekseevskii-Tate model; hydrodynamic theory of penetration

高速/超高速侵彻问题一直是武器终点效应和冲击动力学研究人员关注的焦点之一。高速侵彻过程中,弹、靶材料将进入流体状态,靶体阻力特性直接影响弹体的侵彻状态进而影响弹体结构响应和最终的侵彻深度。因此,开展弹体高速侵彻过程中的靶体阻力,特别是动态阻力特性研究对高速侵彻机理和高速侵彻武器设计的探索有重要意义。

近年来,国内外的学者开展了大量的高速/超

高速侵彻规律研究工作。相关研究表明:随着撞击速度的增大,弹体对靶板的侵彻会由刚性侵彻转入到变形侵彻,甚至是流体侵彻。高速撞击下,弹体头部进入流体侵彻阶段,弹体头部质量损失将会迅速增加、弹体长度也会急剧缩短。Alekseevskii^[1]和Tate^[2]采用流体动力学方法近似描述弹体的流体侵彻过程,根据弹、靶界面应力平衡关系基本方程建立了A-T模型,并提出用参数 $Y_p, R_t/H_t$ 描述弹、靶强度,并指出A-T方程中的

* 收稿日期:2018-09-28

基金项目:国家自然科学基金资助项目(11790292);国家自然科学基金委员会与中国工程物理研究院联合基金资助项目(U1730101);江苏省研究生科研创新计划资助项目(KYCX18_0460)

作者简介:刘闯(1990—),男,河南新蔡县人,博士研究生,E-mail:lc9009njst@163.com;

张先锋(通信作者),男,教授,博士,博士生导师,E-mail:lynx@njst.edu.cn

R_i 值接近于在靶体中膨胀形成单位体积球形空腔所需的能量^[3]。随后, Vitaman 等^[4]采用摆锤撞击的方法获得了 $10^{-6} \sim 10^2$ m/s 撞击速度下金属介质的动力硬度值 H_i , 并通过试验证明了用 H_i 代替 R_i 是可行的。Kozhushko 等^[5]采用低强度的铜杆弹在 $5 \sim 8$ km/s 下侵彻高硬度陶瓷并结合材料动力硬度和弹体动能关系式获得了陶瓷的靶体阻力 R_i 。孙庚辰等^[6]基于对坑底破碎介质的运动分析, 得到了不可压缩线性硬化材料中靶体阻力 R_i 计算式; 张连生等^[7]基于半球形弹体头部假设, 并引入等效面积结合空腔膨胀理论得到了 R_i 理论近似结果; Anderson 等^[8]基于弹、靶界面连续性, 结合柱形空腔膨胀理论, 提出了靶体阻力计算方法。随后, Wen 等^[9]、Galanov 等^[10]结合弹、靶接触条件, 从不同的角度对 R_i 进行了理论分析, 得到了 R_i 随侵彻速度变化的函数关系; 程怡豪^[11]对塑性和脆性材料 R_i 值的取值方法开展了详细讨论, 并结合材料动力硬度试验, 给出的 45 钢靶体参考阻力值为 4.76 GPa。综上所述, 目前高速侵彻的阻力取值主要为经验取值、简化理论分析以及低应变率下的试验测试, 高速侵彻下的靶体阻力只有少量的数据点, 缺少系统的高速侵彻靶体阻力试验数据。

本文基于材料动力硬度测试方法, 结合动能弹高速侵彻典型金属靶体试验, 基于冲击侵彻成坑试验结果和靶体动态阻力计算方法确定了不同撞击速度下金属靶体的动态阻力。对高速侵彻靶体阻力的影响因素进行了分析讨论。基于确定的靶体动态阻力, 结合流体动力学模型, 计算了不同材料弹体侵彻典型金属靶体侵彻深度, 并结合试验结果验证了动态阻力测试方法的可靠性。

1 金属靶体动态阻力确定方法

金属弹体对金属靶体的高速侵彻过程中, 弹、靶界面的压力远大于其材料的屈服强度, 此时在弹头产生强压缩波并储存大量的弹性能, 弹体头部进入流体侵彻状态, 弹体其余部分仍处于刚体状态^[11]。如图 1 所示, v 为弹体尾部速度, u 为弹体侵彻速度, 其侵彻过程可以用流体动力学方法近似描述, Tate^[12]将弹、靶接触部分材料视为理想流体, 并根据弹、靶界面应力平衡关系, 提出考虑弹、靶强度的修正伯努利方程来描述侵蚀弹体侵彻过程。其弹、靶界面平衡方程为:

$$\frac{1}{2}\rho_p(v-u)^2 + Y_p = \frac{1}{2}\rho_t u^2 + R_i \quad (1)$$

式中: Y_p 为弹体动态屈服强度, R_i 为靶体强度表

征项, ρ_p 为弹体密度, ρ_t 为靶体密度。

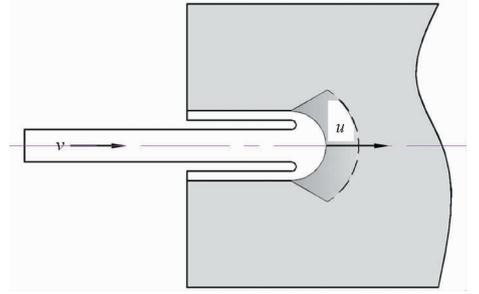


图 1 流体侵彻示意图

Fig. 1 Schematic diagram of hydrodynamic penetration

Alekseevskii 提出采用靶体材料的动力硬度 H_i 作为靶体强度项来修正伯努利方程, 并指出动力硬度 H_i 的物理意义是单位体积材料变形的塑性功^[1]。其方程为:

$$\frac{1}{2}\rho_p(v-u)^2 + Y_p = \frac{1}{2}\rho_t u^2 + H_i \quad (2)$$

1.1 侵彻过程参数测试方法

对方程(1)进行整理, 可以得到:

$$R_i = \frac{\rho_t u^2}{2} \left[\frac{\rho_p^2}{\rho_t^2} \left(\frac{v}{u} - 1 \right)^2 - 1 \right] + Y_p \quad (3)$$

其中, ρ_p 、 ρ_t 为弹、靶材料的固有属性参数, Y_p 可以通过材料动态力学试验来获得, R_i 、 u 、 v 为未知参量。通过试验可以测得任意时刻的 $u-v$ 值, 即可确定高速侵彻过程中的 R_i 值。在试验中, 可采用计时仪器或者 X 光摄影法来获得侵彻过程中的弹、靶界面运动参数, 进而得到弹靶作用过程中任意时刻的 $u-v$ 值。这种测试方法要求能够测出高速侵彻靶体过程中连续的侵彻速度 u 。对靶体的厚度、表面粗糙度和计时仪器的精度要求较高。然而, 在现有的试验技术条件下, 获得系列的 $u-v$ 关系值难度较大。因此, 通过此试验方法来获得靶体的 R_i 值也很困难。

1.2 材料动力硬度测试方法

硬度被定义为材料开坑的阻力, 是金属材料最重要的特性之一, 可以分为低加载速率的准静态硬度与高加载速率的动力硬度。目前, 侵彻问题中广泛采用的空腔膨胀理论就是由准静态硬度测试理论模型推广而来的^[13]。高加载速率的动力硬度最早由 Martell 提出, 随后, Tabor^[14]定义其为金属材料在快速压头下开坑的阻力, 并且认为它是冲击条件下单位开坑体积所消耗的能量。Alekseevskii 明确指出了动力硬度 H_i 具有的物理意义是单位体积材料变形所需要的塑性功^[1]。材料动力硬度可以用来表征材料抗冲击能力的大

小,其本质上反映了材料抵抗局部变形能力的强弱,其含义明确,测定方法简单可靠。高加载速率下的材料动力硬度可以类似定义为冲击条件下单位体积开坑所消耗的能量^[14],如式(4)所示。

$$R_t = H_t = \frac{W_8}{V_c} \quad (4)$$

式中: V_c 为成坑体积, W_8 是形成体积为 V_c 时所需的能量。

从式(4)可以看出,只要获得弹体的初始撞击动能 W_8 和靶体的开坑体积 V_c ,便可以得到靶体在此撞击速度下的动力硬度值。

2 45 钢靶体材料动力硬度测试试验

通过对比两种材料动态阻力测试方法,可以发现:侵彻过程参数测试方法对试验技术要求较高,很难获取有效的试验结果,而材料动力硬度测试方法相对较容易,能够更方便地获得靶体材料的动态阻力。基于此,本文选用材料动力硬度测试方法来测定靶体材料的动态阻力。以 45 钢靶体材料为研究对象,开展高速侵彻 45 钢靶试验,获得弹体撞击动能和靶体开坑参数,结合式(4)求解得到 45 钢的动力硬度 H_t ,即靶体的动态阻力值。

2.1 弹靶结构参数

试验弹体采用 45 钢材料。图 2、图 3 分别为试验弹体的结构图和实物照片,全弹分为弹体、弹托、尼龙底推 3 个部分,其中,弹托采用卡瓣结构,呈三瓣对称布局,在膛内起支撑约束弹体、密闭火药气体的作用,出炮口后弹托与弹体在外弹道飞行中,在空气阻力作用下脱开。在弹、靶接触面上,平头弹丸的轴向受力状态更为简单,能够满足一维流体动力学侵彻理论。因此,侵彻试验弹体选为圆柱形平头弹体,尺寸为 $\Phi 14.5 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$ 。弹体有稳定的飞行姿态弹体尾部留有尾裙结构,以保证对靶体的正撞击。靶体材料 45 钢,尺寸为 $\Phi 120 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$,45 钢体积模量 K_t 和剪切模量 G_t 、分弹性模量 E_t 分别取为 170 GPa、79 GPa 和 205 GPa,密度为 7850 kg/m^3 。

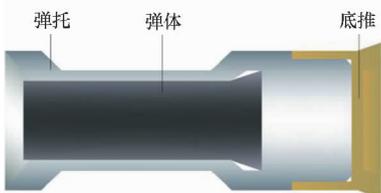


图 2 试验用弹体结构示意图

Fig. 2 Schematic diagram of projectile



图 3 试验用弹体照片

Fig. 3 Photo of projectile used in the experiment

2.2 高速侵彻试验方案

侵彻试验基于 25 mm 弹道炮发射平台,该发射平台能将质量不小于 200 g 的弹体加速到不低于 1700 m/s,可以满足本课题试验研究需要。图 4 为试验布局示意图,整个试验系统包括弹道炮发射装置、卡瓣捕获装置、速度测试装置靶体及固定装置。其中,弹体被弹托固定于炮膛中并被加速到指定的速度;在高速飞行中,弹托在飞行阻力作用下与弹体分离并偏离弹道中心线,最后停留在卡瓣捕获装置内部;速度测试装置可记录弹体在两个铝箔靶之间的飞行时间,进而确定弹体的飞行速度;高速录像装置可记录试验弹体飞行状态及着靶姿态。

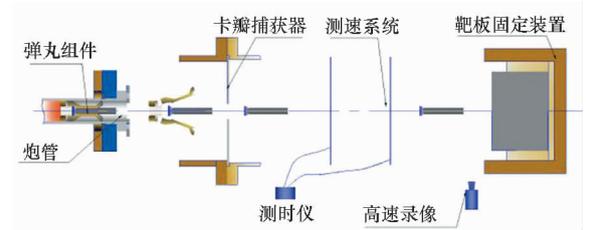


图 4 试验布局示意图

Fig. 4 Experimental layout

2.3 弹体高速侵彻试验结果

在高速撞击试验过程中,可以通过调整火药装药量来调整弹体撞击速度。经过必要的发射装药、弹体姿态等调试工作,共获取了 6 发弹体撞击靶体的有效开坑数据。忽略掉弹体从测速靶到靶板之间的速度衰减,认为测试速度即为弹体撞击靶体速度。计算得到试验撞击速度在 1 ~ 1.6 km/s 之间。图 5 为弹体撞靶前的弹体飞行姿态,可以看出弹体脱壳顺利,飞行姿态较好,满足正撞击试验的要求。

试验后,将 45 钢靶体沿弹坑中心轴线切开,图 6 为侵彻试验后 45 钢靶体的开坑剖面照片。从图 6 可以看出,低速下 45 钢靶体开坑呈半球形,随着撞击速度的增大,靶体的开坑深度和开坑直径增大,侵彻后的弹坑逐渐呈 U 形。在弹坑内壁有鳞片状不规则分布物质,弹坑直径约为弹体直径的 2 ~ 3 倍。这说明弹体进入流体侵彻阶段。

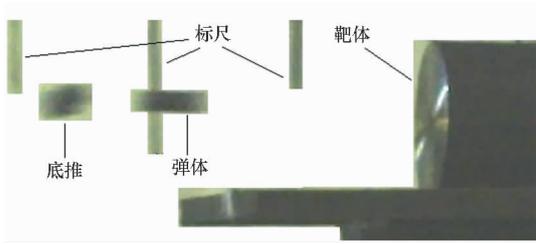


图 5 弹体飞行姿态

Fig. 5 Flight gesture of projectile

弹坑周围形成了塑性金属所具有的外翻的“唇沿”,这是由于弹、靶体材料在剧烈碰撞后发生较大变形,靶体材料沿着坑壁向外流动形成的痕迹。弹坑周围未受撞击的靶体部位有不同程度的隆起,这是由于靶体在受到挤压后,坑体四周的材料向上抬升运动形成的。随着撞击速度的增大,弹坑周围唇沿的高度从 3 mm 增大到 6 mm。在侵彻过程中,弹体碎片完全熔化,试验后,其碎片与靶体贴合在一起。图 7 为试验获得的典型撞击速度下的靶体开坑形状。

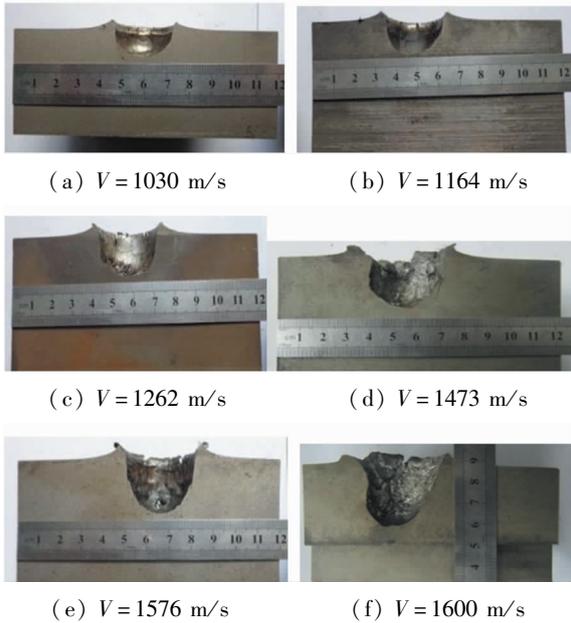


图 6 试验靶体破坏情况

Fig. 6 Morphologies of cratering after impact of projectile

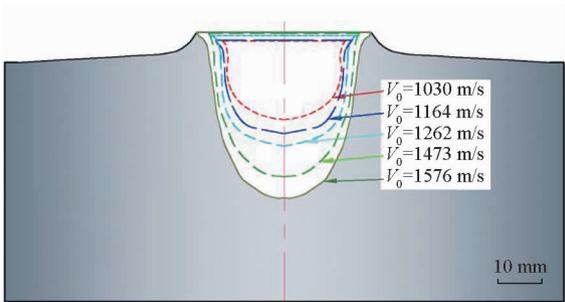


图 7 不同撞击速度下的开坑形状

Fig. 7 Schematic diagrams of cratering with different impact velocity

试验后,将 45 钢靶体剖面照片导入图形处理软件进行测量分析,可以得到不同撞击速度下的开坑直径和开坑深度的参数。将剖开的靶体合在一起,分多次将融化的石蜡浇筑到 45 钢靶坑体内,石蜡浇筑高度与开坑区凸起边缘平齐。待石蜡冷却凝固后,将钢靶的上半部分移开,从靶体底部向石蜡位置量取实验前靶体厚度值并在蜡模上做好标记。随后,沿着所做标记,用刀去除其多余部分,获得了与坑体相同的蜡模。并通过测量同条件下浇筑的规则石蜡试样块的质量,计算出所浇筑石蜡体的密度。随后,通过测量坑体石蜡的质量,结合石蜡块密度,可获得不同撞击速度下 45 钢靶体的开坑体积,表 1 为侵彻后靶体成坑参数。表中给出了试验后靶体的开坑深度、直径随撞击速度的变化规律以及开坑体积随撞击动能的变化规律。试验结果表明:随着撞击速度的增大,靶体的开坑直径、深度和开坑体积越来越大。基于材料动力硬度计算公式(见式(4)),结合高速撞击 45 钢靶体成坑体积和弹体动能数据,通过计算可以得到不同撞击速度下 45 钢靶体材料的动力硬度值,即靶体阻力值,如表 2 所示。靶体阻力的计算结果表明:随着撞击速度的增大,靶体的侵彻阻力逐渐减小。当撞击速度从 1000 m/s 增大到 1600 m/s 时,45 钢靶体的动力硬度从 5.13 GPa 减小到约 3.7 GPa。

表 1 侵彻后靶体成坑参数

Tab. 1 Parameters of cratering after impact

编号	弹体速度/ (m/s)	成坑深度/ mm	成坑直径/ mm	成坑体积/ mm ³	弹体动能/ J	R_t/H_t / GPa
12	1030	12.8	24.7	5166.7	2.65×10^4	5.13
10	1164	15.6	26.5	7655.6	3.455×10^4	4.51
9	1262	21.5	28.2	10433.3	4.02×10^4	3.85
11	1473	26.3	30.5	15377.8	5.42×10^4	3.52
6	1576	29.5	32.9	16870.5	6.21×10^4	3.68
7	1600	29.6	32.8	17307.2	6.40×10^4	3.70

3 靶体动态阻力理论分析及侵彻深度计算

3.1 靶体阻力试验与理论计算结果分析

在高速侵彻过程中,弹体将进入流体侵彻阶段,可以采用流体动力学方法近似描述弹体侵蚀过程。国内外的学者分别基于不同的假设条件,从不同的角度对高速侵彻过程中靶体阻力 R_t/H_t

进行了分析,获得了流体侵彻阶段靶体阻力的数学表达式,其中使用较多的几种靶体阻力模型为 A-T 模型、R-M-M 模型、S-W-Z-S 模型、Z-H 模型、A-W 模型和 L-W 模型。其靶体动态阻力的表达式如表 2 所示。

表 2 R_t 的不同计算模型形式

Tab. 2 Calculation results of R_t with different models

模型	靶体阻力表达式	备注
A-T ^[1] 模型	$R_t = \sigma_{yt} \left(\frac{2}{3} + \ln \frac{2E_t}{(4 - e^{-0.7})\sigma_{yt}} \right)$	E_t 为靶体材料弹性模量
S-W-Z-S ^[6] 模型	$R_t = \frac{2}{3}\sigma_{yt} \left(1 + \ln \frac{2E_t}{3\sigma_{yt}} \right) + \frac{2}{27}\pi^2 E_t$	
Z-H ^[7] 模型	$R_t = \frac{1}{2}\sigma_{yt} \cdot \left[\frac{2}{3} + \ln \frac{2E_t}{(4 - e^{-0.7})\sigma_{yt}} \right] - \rho_t \cdot u^2 / 8$	
R-M-M ^[11] 模型	$R_t = \frac{\sigma_{yt}}{\sqrt{3}} \left[1 + \ln \frac{\sqrt{3}E_t}{(5 - 4\nu)\sigma_{yt}} \right]$	
A-W ^[8] 模型	$R_t = \frac{7}{3}\ln(\alpha_k)\sigma_{yt}$	α_k 由式(10)求出
L-W ^[9] 模型	$R_t = S + C\rho_t \left\{ U_{r0} \exp \left[- \left(\frac{u - U_{r0}}{nU_{r0}} \right)^2 \right] \right\}^2 - \frac{1}{2}\rho_t \left\{ u - U_{r0} \exp \left[- \left(\frac{u - U_{r0}}{nU_{r0}} \right)^2 \right] \right\}^2$	$U_{r0} = \sqrt{HEL/\rho_t}, S$ 为靶体静态阻力, HEL 为材料动态屈服强度

不同的靶体阻力模型关系式都表明:靶体阻力和靶体材料的动态屈服强度 σ_{yt} 有很大的关系。因此,本文基于霍普金森压杆(Split Hopkinson Pressure Bar, SHPB)平台,开展了 45 钢材料的动态压缩试验,获得了 45 钢材料的动态屈服强度 σ_{yt} 。

图 8 为试验获得的 45 钢材料动态屈服强度随应变率变化的曲线。从图中可以看出,45 钢材料的动态屈服强度随着应变率的增大而呈现先急剧增大后缓慢增大的趋势。当应变率从 10^{-3} s^{-1} 增大到 4000 s^{-1} 时,45 钢材料的屈服强度从 380 MPa 增大到 940 MPa。试验结果与已有研究成果一致^[15-16]。研究表明^[16]:45 钢材料在 4000 s^{-1} 应变率下的动态屈服强度可以用来表述高速侵彻过程中材料的动态强度。因此,在随后的计算过程中取 4000 s^{-1} 下的 σ_{yt} 值为 940 MPa。

基于试验所获得的 σ_{yt} 值和表 1 的靶体参数对高速侵彻靶体阻力进行计算。图 9 为各种理论模型计算结果与材料动力硬度测试试验结果对比。其中, $[R_t]$ 为 A-T 模型计算的靶体阻力值。计算结果表明:理论计算模型中,A-T、R-M-M 和 S-W-Z-S 靶体阻力模型计算结果较本文的试验结果高;A-W、Z-H 和 L-W 模型计算结果与试验测

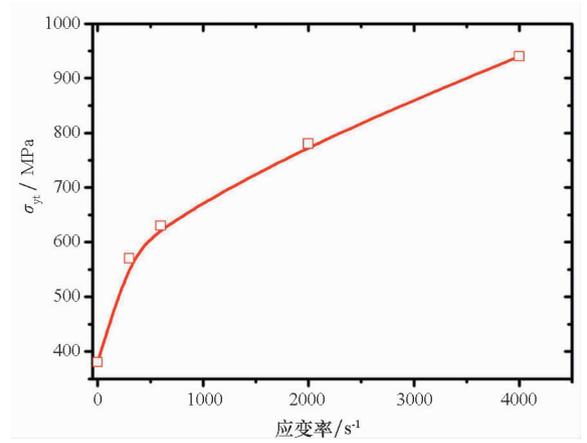


图 8 45 钢材料屈服强度随应变率变化

Fig. 8 Strain rate effect on dynamic strength of 45 steel

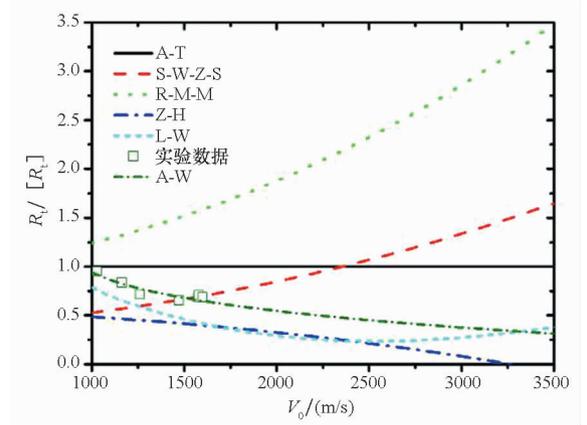


图 9 不同理论模型计算结果和试验对比

Fig. 9 Experiment data versus calculate result

试结果规律相似,能反映出靶体阻力随撞击速度增大而减小的规律,但 Z-H 和 L-W 靶体阻力模型计算结果较试验值偏低;A-W 模型计算结果和试验值吻合较好,文中计算结果与楼建锋^[17]对国内外修正模型的分析结果一致。因此,在随后的理论分析中选用 A-W^[8]模型对靶体阻力的影响因素进行分析讨论。其弹靶界面平衡方程为:

$$\frac{1}{2}\rho_p(v-u)^2 + \sigma_{yp} = \frac{1}{2}\rho_t u^2 + R_t \quad (5)$$

弹体运动方程为:

$$\frac{dv}{dt} = -\frac{\sigma_{yp}}{\rho_p l} \quad (6)$$

$$\frac{dl}{dt} = -(v-u) \quad (7)$$

$$\frac{dp}{dt} = u \quad (8)$$

式中: σ_{yp} 取为弹体动态屈服强度,本文中取值为 940 MPa; l 为弹体剩余长度; p 为弹体侵彻深度。

$$R_t = \frac{7}{3}\ln(\alpha_k)\sigma_{yt} \quad (9)$$

其中, α_k 是靶体塑性流动区的无量纲化长度,可

由以下关系式求得:

$$\left(1 + \frac{\rho_1 u^2}{\sigma_{yt}}\right) \sqrt{K_1 - \rho_1 \alpha_k^2 u^2} = \left(1 + \frac{\rho_1 \alpha_k^2 u^2}{2G_1}\right) \sqrt{K_1 - \rho_1 u^2} \quad (10)$$

式中: K_1 和 G_1 分别为靶体材料的线性体积模量和剪切模量。

由式(9)、式(10)可以看出, 侵彻速度 u 、靶体动态屈服强度 σ_{yt} 、靶体体积模量 K_1 和靶体剪切模量 G_1 的取值直接影响着靶体阻力的大小, 其中 u 和 σ_{yt} 为靶体阻力的主要影响因素。而对于相同的弹靶条件, 侵彻速度 u 取决于撞击速度 V_0 。因此, 本文对初始撞击速度 V_0 和靶体动态屈服强度 σ_{yt} 值对靶体阻力影响规律进行分析。图 10 为靶体阻力随撞击速度的变化规律, 图 11 为靶体阻力随靶体动态屈服强度的变化规律曲线。计算结果表明: 随着撞击速度的增大, 靶体阻力先急剧减小后缓慢减小, 最后趋于稳定值; σ_{yt} 对靶体阻力 R_1 的影响较大, 随着 σ_{yt} 的增大, 靶体阻力呈线性增大的趋势。

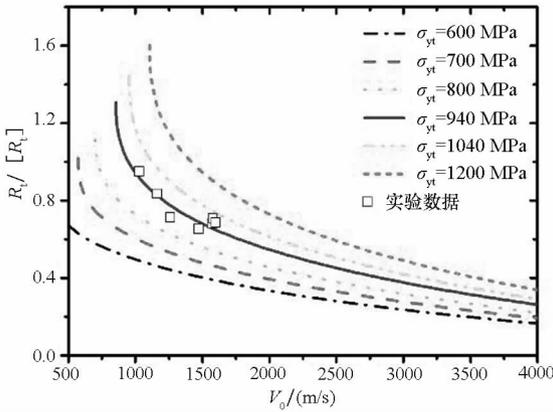


图 10 靶体阻力随撞击速度变化规律

Fig. 10 R_1 with different impact velocity

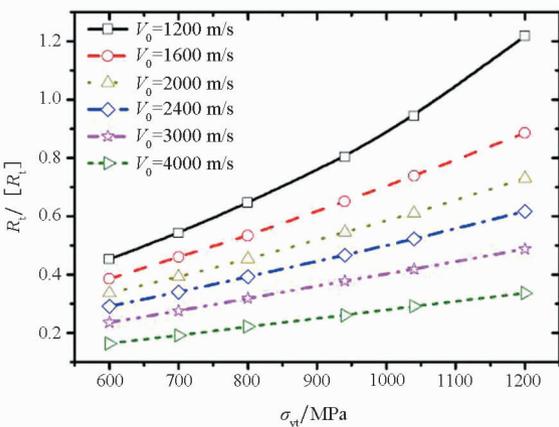


图 11 靶体阻力随靶体动态屈服强度变化规律

Fig. 11 R_1 with different dynamic yield strength

3.2 基于靶体动态阻力测试结果的侵彻深度理论分析

高速侵彻过程中, 靶体的动态阻力值直接影响着侵彻深度。因此, 为了验证本文材料动力硬度测试结果的可靠性, 开展了不同弹体材料(45 钢弹体、钨合金弹体)侵彻 45 钢靶体试验, 侵彻实验钨合金弹体尺寸为 $\Phi 7 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$ 。试验钨合金弹体密度为 $17\,300 \text{ kg/m}^3$, 弹体动态屈服强度 Y_p 为 2.4 GPa 。

研究表明: 弹体强度 Y_p 小于等于靶体阻力 R_1 时, 弹体处于侵蚀侵彻状态, 直到弹体的速度 V 下降到侵彻临界速度 V_c 时, 此时侵彻速度 $u = 0$, 侵彻过程停止, 剩余弹体将继续发生塑性变形。随后, 弹体进入惯性扩孔和弹性恢复阶段, 但这一过程对侵彻深度的贡献不大。因此, 在计算时忽略由于惯性引起的侵彻深度变化。结合式(5)~(10)对不同弹体侵彻 45 钢靶的侵彻深度进行理论分析。

图 12 为不同理论模型无量纲侵彻深度 (P/L_0) 随撞击速度 (V_0) 计算结果与本文钨合金侵彻 45 钢试验结果对比。从图中可以看出, 各个理论模型均能反映出钨合金弹体高速侵彻 45 钢靶体的侵彻深度规律。其中, Z-H、L-W 模型计算结果较试验结果偏大, 这是由于 Z-H、L-W 模型靶体阻力计算值要比实际值小, 使得侵彻深度计算结果偏大; 而 A-T、R-M-M 和 S-W-Z-S 模型靶体阻力计算值要比实际测得的值大, 使得侵彻深度计算结果较本文的试验结果偏低; 对比以上计算模型, A-W 模型侵彻深度计算结果与本文的试验数据最为吻合, 这也验证了靶体动态阻力测试结果的正确性。

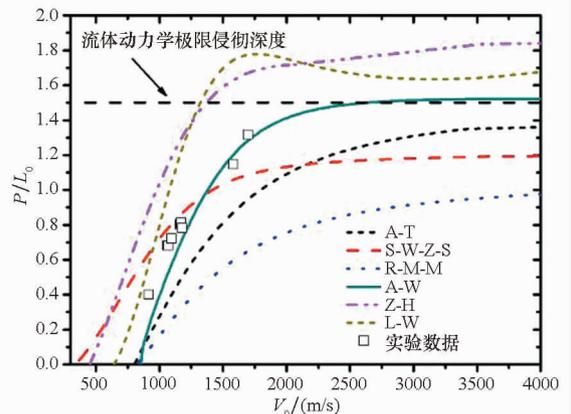


图 12 不同理论模型的侵彻深度计算和试验结果

Fig. 12 DOP calculation results and experimental results

施存程^[11]通过材料动力硬度测试试验给出的 45 钢靶体参考阻力值为 4.76 GPa 。图 13 为本

文试验获得参数与文献[11]的侵彻深度计算结果对比曲线。计算结果表明:

1) 靶体参考阻力值取定值 4.76 GPa 时, 理论模型计算结果能够反映出 45 钢靶体侵彻深度随速度变化规律, 低速下理论模型计算结果与试验结果吻合较好, 然而, 速度增大时, 理论模型计算结果要比试验结果偏小。这是由于随着速度的增大, 靶体阻力逐渐减小。而计算模型中靶体阻力取为定值, 使得计算结果会较实际值偏小。

2) 在撞击速度为 1000 ~ 1600 m/s 时, 靶体动态阻力测试方法与 A-W 模型计算结果吻合较好。此时, A-W 侵彻深度理论模型计算结果和试验结果吻合较好。验证了高速(1000 ~ 1600 m/s)侵彻下, 基于材料动力硬度测试方法的金属靶体动态阻力测试方法是可靠的。

3) 钨合金、45 钢材料弹体侵彻试验和理论计算结果表明: 随着撞击速度的增大, 靶体的侵彻深度呈现先增大的趋势, 当撞击速度增大到 2200 m/s 时, 靶体的侵彻深度趋于稳定值(流体动力学极限侵彻深度), 这与已有的研究结果^[16-17]一致, 说明 A-W 侵彻模型在高速(撞击速度大于 1000 m/s)下能够可靠地预测靶体的侵彻深度。

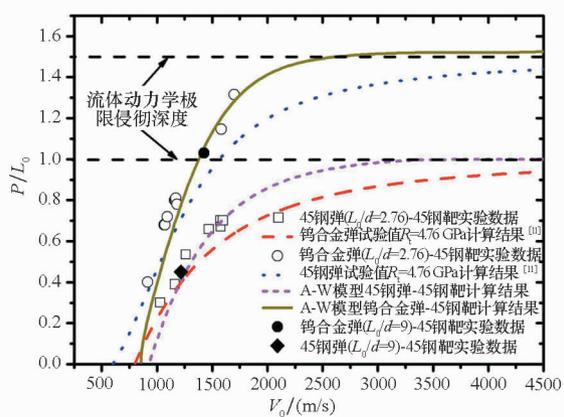


图 13 基于不同 R_1 试验结果理论模型侵彻深度计算结果和试验结果对比

Fig. 13 DOP calculation results based on the different experiment R_1 and experimental DOP results

4 结论

开展了动能弹体高速侵彻 45 钢靶试验, 获得了 1000 ~ 1600 m/s 撞击速度下的 45 钢靶体成坑参数随撞击参数的变化规律。结合侵彻理论模型对 45 钢靶体阻力及侵彻深度进行分析。主要结论如下:

1) 基于侵彻试验, 结合材料动力硬度测试方

法, 获得了 45 钢靶体动态阻力随撞击速度的变化规律。

2) 当撞击速度从 1000 m/s 增加到 1600 m/s 时, 45 钢靶体阻力从 5.13 GPa 减小到约 3.7 GPa。

3) 靶体的动态屈服强度和弹体的撞击速度直接影响着侵彻过程中靶体动态阻力的大小。随着撞击速度的增大, 靶体阻力先急剧减小后缓慢减小, 最后趋于稳定值, 而随着靶体动态阻力的增大, 靶体阻力呈线性增大的趋势。

4) 侵彻深度及靶体动态阻力理论计算结果和试验数据吻合较好, 这说明在撞击速度为 1000 ~ 1600 m/s 时, 本文动态阻力确定方法可靠。可为高速侵彻金属靶体动态阻力测试提供参考。

参考文献 (References)

- [1] Alekseevskii V P. Penetration of a rod into a target at high velocity [J]. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 1966, 2(2): 63 - 66.
- [2] 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.
- [3] Tate A. Long rod penetration models—part II. extensions to the hydrodynamic theory of penetration [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1986, 28(9): 599 - 612.
- [4] Vitaman F F, Zlatin N A, Loffe B S. Deformable resistance of metals at velocities $10^{-6} - 10^2$ m/s [J]. *Journal of Technical Physics*, 1949, 19(3): 300 - 326.
- [5] Kozhushko A, Izotov A D, Lazarev V B, et al. Hydrodynamic model concepts in the problem of the dynamic strength of materials of various physicochemical nature—Part II. effects of the strength characteristics of media [J]. *Neorganicheskie Materialy*, 1993, 29(9): 1189 - 1209.
- [6] 孙庚辰, 吴锦云, 赵国志, 等. 长杆弹垂直侵彻半无限厚靶板的简化模型 [J]. *兵工学报*, 1981(4): 1 - 8. SUN Gengchen, WU Jinyun, ZHAO Guozhi, et al. A simplified model of the penetration of the long-rod penetrator against the plates with semi-infinite thickness at normal angle [J]. *Acta Armamentarii*, 1981(4): 1 - 8. (in Chinese)
- [7] Zhang L S, HUANG F L. Model for long-rod penetration into semi-infinite targets [J]. *Journal of Beijing Institute of Technology*, 2004, 13(3): 285 - 289.
- [8] Anderson C E, Walker J D, Hauver G E. Target resistance for long-rod penetration into semi-infinite targets [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1993, 138(1): 93 - 104.
- [9] Wen H M, Lan B. Analytical models for the penetration of semi-infinite targets by rigid, deformable and erosive long rods [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2010, 26(4): 573 - 583.
- [10] Galanov B A, Ivanov S M, Kartuzov V V. On one new

- modification of Alekseevskii-Tate model for nonstationary penetration of long rods into targets[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 26: 201–210.
- [11] 程怡豪. 超高速弹体撞击混凝土和岩石毁伤机理研究[D]. 南京:中国人民解放军理工大学, 2016.
CHENG Yihao. Research on damage mechanisms of hypervelocity projectiles impacting concrete and rock materials[D]. Nanjing: PLA University of Science and Technology, 2016. (in Chinese)
- [12] Tate A. Long rod penetration models—part I. a flow field model for high speed long rod penetration[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1986, 28(8): 535–548.
- [13] Bishop R F, Hill R, Mott N F. The theory of indentation and hardness tests[C]// *Proceedings of the Physical Society*, 1945, 57: 147–159.
- [14] Tabor D. A simple theory of static and dynamic hardness[J]. *Proceedings of the Royal Society A*, 1948, 192(1029): 247–274.
- [15] 陈刚, 陈忠富, 陶俊林, 等. 45 钢动态塑性本构参量与验证[J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(5): 451–456.
CHEN Gang, CHEN Zhongfu, TAO Junlin, et al. Investigation and validation on plastic constitutive parameters of 45 steel [J]. *Explosion and Shock Wave*, 2005, 25(5): 451–456. (in Chinese)
- [16] Kong X Z, Wu H, Fang Q, et al. Projectile penetration into mortar targets with a broad range of striking velocities: test and analyses [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 106: 18–29.
- [17] 楼建锋. 侵彻半无限厚靶的理论模型与数值模拟研究[D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2012.
LOU Jianfeng. Theoretical model and numerical study on penetrating into semi-infinite targets[D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2012. (in Chinese)