本文网址: http://www.ship-research.com/cn/article/doi/10.19693/j.issn.1673-3185.03379 **期刊网址:** www.ship-research.com

引用格式: 李楠, 伍星星, 王海坤, 等. 战斗部头部形状对侵彻钢板影响的试验与理论研究 [J]. 中国舰船研究, 2024, 19(3): 127–133.

LI N, WU X X, WANG H K, et al. Experimental and theoretical research on influence of warhead's nose shape on penetrating steel plates[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2024, 19(3): 127–133 (in Chinese).

战斗部头部形状对侵彻钢板影响的试验与理论研究

扫码阅读全文

李楠[1], 伍星星[*2], 王海坤[2], 张伦平[2], 李君华[1]

1 中国人民解放军 92941 部队, 辽宁 葫芦岛 125001

2 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082

摘 要: [**目的**] 旨在探究战斗部头部形状对其侵彻匀质金属板性能的影响。[**方法**] 利用 92 mm 滑膛炮发射平头型战斗部和尖头型战斗部侵彻 Q345B 与 921A 钢材料的靶板, 通过测速靶网以及高速摄像方法对战斗部侵彻钢板前后的速度进行测量, 分析侵彻靶板后战斗部与靶板的毁伤模式, 从而建立起不同头部形状战斗部侵彻下的理论评估方法。[**结果**] 结果表明: 战斗部头部形状对侵彻靶板后的毁伤模式以及对不同类型钢板的等效换算均具有重要影响; 尖头型战斗部对靶板的毁伤以花瓣型为主, 平头型战斗部以剪切冲塞为主; 与贝尔金公式相比, 采用改进 Thomoson 公式计算战斗部侵彻靶板后的剩余速度所得结果与试验结果吻合更好。[**结论**] 所提方法及结果可用于后续对战斗部穿甲性能的评估, 并可为后续大质量战斗部侵彻金属板研究提供相关依据。

关键词: 爆炸力学; 毁伤特性; 穿甲试验; 尖头型战斗部; 平头型战斗部; 理论计算

中图分类号: U661.4; O385 **文献标志码:** A **DOI:** 10.19693/j.issn.1673-3185.03379

Experimental and theoretical research on influence of warhead's nose shape on penetrating steel plates

LI Nan[1], *WU Xingxing*[*2], *WANG Haikun*[2], *ZHANG Lunping*[2], *LI Junhua*[1]

1 The 92941 Unit of PLA, Huludao 125001, China

2 China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China

Abstract: [**Objective**] This paper aims to explore the influence of a warhead's nose shape on penetrating homogeneous metallic plates. [**Methods**] A series of armor-piercing penetration tests are performed by launching sharp and blunt-nosed projectiles from a 92 mm smoothbore gun to impact Q345B and 921A steel target plates. By recording the initial and residual velocity measurements of the warhead before and after penetrating into the target plates using a target net and high-speed video camera, the failure modes and damage modes related to the plates and projectile after the penetration test are analyzed, and an improved estimation method is established for calculating the residual velocity of the penetration of armor-piercing projectiles with different nose shapes. [**Results**] The results indicate that the warhead's nose shape has a significant impact on both the damage mode of the pierced plate and the conversion between various types of steel plate for the purpose of obtaining equivalent ballistic performance. In terms of damage characteristics, the petal failure of the target plate is the dominant mode after penetration by a sharp-nosed projectile, while a blunt-nosed projectile mainly contributes to the punching shear failure of the plate. In contrast with the K.A. Belkin formula for calculating the residual velocity of armor-piercing projectiles penetrating into plates, the proposed improved Thompson's formula in this paper is in better agreement with the test results. [**Conclusion**] The results show that the proposed method is adaptable to the similar estimation of armor-piercing projectile performance, thereby providing a basis for further research on the penetration of large-mass warheads into metallic plates.

Key words: explosion mechanics; damage characteristics; armor-piercing penetration test; sharp-nosed warhead; blunt-nosed warhead; theoretical calculation

收稿日期: 2023–05–29 **修回日期:** 2023–08–02 **网络首发时间:** 2023–11–08 08:58

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(613305)

作者简介: 李楠, 男, 1981 年生, 硕士, 工程师

伍星星, 男, 1989 年生, 硕士, 高级工程师

***通信作者:** 伍星星

0 引 言

半穿甲反舰导弹战斗部凭借自身动能穿透舰船舷侧外板进入舰体发生舱室内爆可对舰体结构、设备造成严重毁伤,因此,提高舰船抗导弹打击能力的关键在于提升战斗部侵彻舰船结构的机理认知[1]。

国内外学者对侵彻贯穿等问题进行了系列研究,但基本上是以小质量的弹丸和破片为研究对象[2-6],现有的文献鲜有涉及大质量的半穿甲反舰导弹战斗部侵彻问题。陈刚[7]通过试验和数值仿真方法研究超音速截锥形半穿甲战斗部侵彻金属薄板问题,获取了不同撞击角度、不同撞击板厚下战斗部的变形和损伤特性,对比分析了同等质量下单层板和双层板结构对战斗部防护效果的影响,探讨了战斗部前舱物结构对侵彻性能的影响。段卓平[8]针对超音速截卵形战斗部侵彻典型加筋板结构问题开展了试验和理论研究,其结合侵彻靶板后的典型破坏模式,建立了战斗部穿甲剩余速度的理论评估方法。吴海军等[9]利用 DYNA 有限元软件对卵形战斗部不同初始速度和不同倾角侵彻双层大间隔 921A 钢板过程进行数值模拟研究,获得了穿甲过程中的应力、应变、速度、载荷等物理参数的时历曲线,分析了穿甲过程中的变形破坏模式和偏转规律。杜志鹏等[10]根据锥形反舰导弹穿透舷侧外板的毁伤特性,进一步改进了 Zaid 与 Paul 提出的剩余速度评估方法。徐双喜[11]将靶板耗能分为了冲塞块剪切变形能和动能、靶板的塑性变形能、花瓣撕裂过程中产生的动能、裂纹径向扩展能和花瓣弯曲能这 6 个部分,结果显示建立的理论方法与仿真结果吻合较好。祝奔霆和吴国民[12]对截卵形弹体侵彻加筋板架结构的过程进行数值仿真,分析了板架吸能模式以及不同加筋类型对弹体飞行姿态的影响。在前期,少量关于大质量战斗部侵彻问题的研究基本上是以尖头型战斗部为研究对象,鲜有涉及平头战斗部。

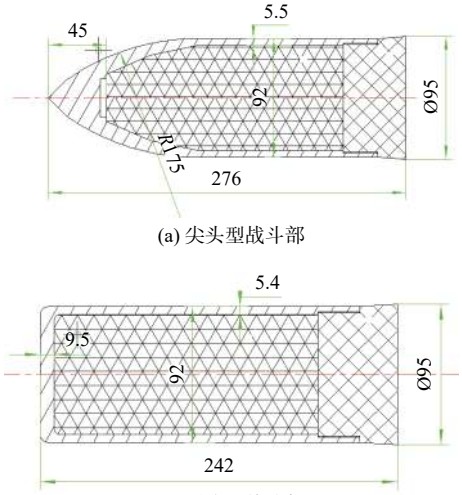
基于此,本文将开展尖头型和平头型战斗部的系列打靶试验,通过穿甲不同厚度的金属靶板(Q345B 和 921A 钢等),获得在不同头部形状战斗部侵彻下的破坏模式,并建立这 2 种类型战斗部侵彻金属板的剩余速度计算方法。最后,结合靶板毁伤模式和材料力学性能试验数据建立不同强度金属板抗穿甲性能的相似转化关系。

1 试验研究

1.1 试验系统

试验在南京理工大学打靶试验场开展,试验用战斗部壳体材料为高强度及高硬度 30CrMnSi,炸药与引信材料采用 PPS 塑料替代。如图 1(图中数值单位:mm)和图 2 所示,尖头型战斗部以"战斧"反舰导弹战斗部为原型缩比设计,弹径 92 mm,弹长 276 mm,壳体质量 3.21 kg,填充物质量 1.45 kg,总质量 4.66 kg;平头型战斗部以"捕鲸叉"反舰导弹战斗部为原型缩比设计,弹径 92 mm,弹长 242 mm,壳体质量 2.86 kg,填充物质量 1.66 kg,总质量 4.52 kg。如图 3 所示,靶板钢材料分别为 Q345B 和 921A,尺寸为 1 000 mm×1 000 mm,四周边界通过 M24 螺栓与工装架连接,螺栓间距为 150 mm,靶板实际有效面积为 700 mm×700 mm。

试验时,92 mm 滑膛炮与金属靶板之间在一



(a) 尖头型战斗部

(b) 平头型战斗部

图 1 发射试验用战斗部结构尺寸示意图

Fig. 1 Dimensions of warhead for armor-piercing penetration test

图 2 尖头型和平头型战斗部实物图

Fig. 2 Sharp and blunt-nosed warheads

图 3 靶板固定方式示意图

Fig. 3 The fixed scheme of target plate

定距离下水平发射战斗部。靶前设置有测速靶网, 用于测量战斗部中靶速度, 靶侧设置有高速摄像测量系统, 用于测量战斗部中靶前后的速度及战斗部弹道轨迹。在工装后方后设置有沙袋墙, 避免穿透靶板的战斗部对周边建筑物及设施造成毁伤, 同时也便于回收战斗部。

1.2　试验结果

试验共发射 6 发战斗部(尖头型、平头型各 3 发), 试验用靶板共 5 种类型, 包括 8 mm Q345B, 15 mm Q345B, 15 mm 921A, 16 mm 921A 和 18 mm 921A。图 4 所示为高速摄像机记录下的尖头型战斗部穿甲侵彻靶板的典型过程。由图可见, 战斗部侵彻靶板前后的姿态基本保持一致, 弹道基本上与靶板垂直。表 1 给出了战斗部穿甲靶板的试验结果。从表 1 中所示战斗部穿甲前后的剩余速度来看, 尖头型战斗部比平头型战斗部具有更强的穿透性能; 从靶板所用钢材料来看, 921A 相比 Q345B 具有更强的抗战斗部穿甲性能; 从穿甲靶板后的毁伤模式来看, 尖头型战斗部穿甲靶板后容易出现花瓣开裂模式, 而平头型战斗部穿甲靶板后基本表现为剪切冲塞毁伤模式, 靶板毁伤区域多集中在破口附近。

图 4　战斗部穿甲靶板前后过程示意图

Fig. 4　The process of armor-piercing projectile penetrating target plate

表 1　不同头部形状的战斗部穿甲靶板试验结果对比

Table 1　Comparison of test results of armor-piercing projectile penetrating into target plate by different nose shapes of warhead

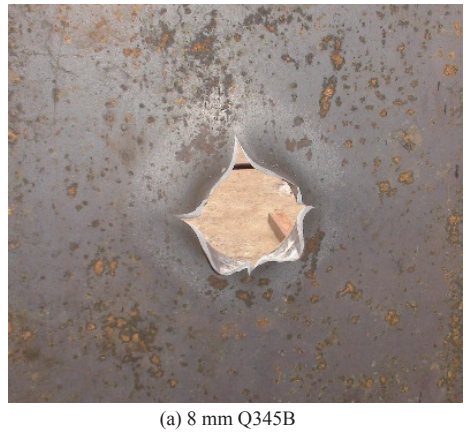
序号	战斗部类型	靶板类型	试验测量速度/(m·s⁻¹)		靶板毁伤模式
			入射速度	剩余速度	
1	尖头	15 mm 921A	273	149	圆形破口边缘有裂纹
2	尖头	8 mm Q345B	208	185	花瓣开裂
3	尖头	15 mm Q345B	273	216	近似花瓣开裂
4	平头	16 mm 921A	288	–	剪切冲塞，圆形破口
5	平头	18 mm 921A	278	117	剪切冲塞，圆形破口
6	平头	15 mm Q345B	277	163	剪切冲塞，圆形破口

注：平头型战斗部穿甲16 mm 921A靶板时因提前触发，高速摄像机未采集到数据。

1.3　弹靶毁伤模式分析

图 5 所示为不同板厚靶板在尖头型战斗部侵彻后的毁伤模式。由图中可见, 8 mm Q345B 靶板因板厚较薄, 出现了经典的四瓣花瓣开裂模式; 15 mm Q345B 靶板破口区域顶端为四瓣花瓣开裂, 但根部区域变为两块花瓣, 撕裂破口平整, 未出现典型的 45°倾角, 呈现的是典型的剪切撕裂毁伤模式; 15 mm 921A 靶板破口区域整体表现为三瓣花瓣开裂, 同时伴有局部区域脱落现象, 裂缝破口区域呈 45°倾角。对比 8 mm 与 15 mm 板厚的靶板可进一步发现, 当板厚较厚时, 靶板与战斗部头部接触区域出现了明显的灼烧现象, 且该区域范围内靶板厚度减薄很多, 靶板钢材料为 921A 时上述现象更明显。尖头型战斗部壳体在穿甲过程中基本未发生明显的塑性变形。

图 6 依次为平头型战斗部侵彻 16 mm 921A 和 15 mm Q345B 靶板后战斗部与靶板的毁伤效果。与尖头型战斗部相比, 平头型战斗部在穿甲过程中其自身很容易出现撕裂脱落的毁伤模式。15 mm Q345B靶板在穿甲后的战斗部前端盖与壳体发生脱落, 并可明显看出头部变形表现为墩粗, 壳体周身伴有一条贯穿的裂纹。16 mm 921A 靶板穿甲后战斗部前端盖不仅脱落, 且周身靠近头部区域还伴有撕裂脱落现象, 壳体自身也产生了一条整体径向并伴有局部环向的裂纹。靶板破口区域基本上呈圆形, 靶板材料为 921A 时的破口



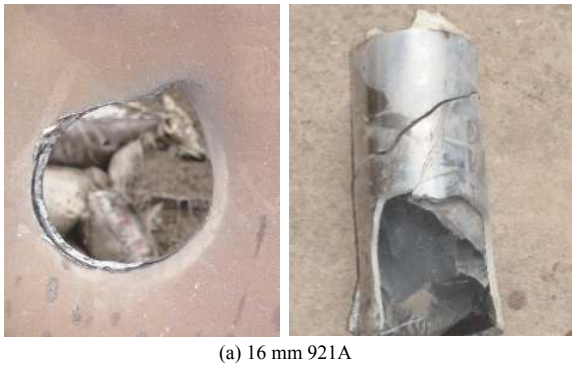
(a) 8 mm Q345B

(b) 15 mm Q345B

(c) 15 mm 921A

图 5 尖头型战斗部侵彻后的靶板毁伤模式

Fig. 5 The failure modes of target plate after armor-piercing projectile penetration by sharp-nosed warhead



(a) 16 mm 921A

(b) 15 mm Q345B

图 6 平头型战斗部侵彻后的战斗部与靶板的毁伤模式

Fig. 6 The damage modes of target plate and blunt-nosed warhead after armor-piercing projectile penetration

边缘区域较为光滑平整，局部出现了蓝色，表明在侵彻过程中出现了一定的熔化现象，而靶板材料为 Q345B 时的破口边缘却极度不平整。由图还可见，上述 2 种靶板均产生了一块与战斗部直径相当的冲塞块。

2 不同头部形状战斗部侵彻靶板的剩余速度理论分析

2.1 贝尔金公式

由贝尔金（K.A. Belkin）公式可知，战斗部侵彻金属靶板后的弹道极限速度计算公式可以表示为

$$v_c = 6\,060\sqrt{k\sigma_d(1+\phi)}D^{0.75}H^{0.7}/(M^{0.5}\cos\alpha) \quad (1)$$

式中：$\phi = 6\,160C_e/C_m$，其中 $C_e = H/D$，$C_m = M/D^3$，C_e 和 C_m 分别为靶板的相对厚度和相对质量，H 为靶板厚度，D 为战斗部直径，M 为战斗部质量；σ_d 为靶板的屈服强度；α 为战斗部偏转角度；k 为战斗部效能系数。

对于平头型战斗部：

$$k = (2\sqrt{2}/3)C_e^{0.5}[0.2245i/(1+\phi)+0.034]$$

对于尖头型战斗部：

$$k = (2\sqrt{2}/3)C_e^{0.5}[0.2653i/(1+\phi)+0.034]$$

$$i = [(8-5n_2)/15n_1]\sqrt{(1-n_2)(2n_1+n_2-1)}+n_2^2$$

式中：n_1 为战斗部体头部曲率半径与战斗部半径之比；n_2 为战斗部头部钝化直径与战斗部直径之比。针对尖头型战斗部，$n_1 = 3.8$，$n_2 = 0$。针对平头型战斗部，相关系数 $i = 1$。

对于平头型战斗部，穿透靶板后冲塞块的剩余动能 E_r 可以表示为

$$E_r = \frac{1}{2}(M+m)v_r^2 \quad (2)$$

其中，

$$m = \frac{\pi D^2}{4}\rho H/\cos\alpha$$

式中：m 为冲塞块的质量；ρ 为靶板密度。

在战斗部与靶板相撞的初始压缩阶段，碰撞损失的动能 E_f 为

$$E_f = \frac{1}{2}Mv_0^2 - \frac{1}{2}(M+m)v_r^2 = \frac{1}{2}Mv_0^2\left(\frac{m}{m+M}\right) \quad (3)$$

式中，v_0 为战斗部入射初始速度。

假设 W_s 为战斗部对靶板剪切冲塞所做的总功，则可知如下能量守恒方程：

$$\frac{1}{2}Mv_0^2 = \frac{1}{2}(M+m)v_r^2 + E_f + W_s \quad (4)$$

若令战斗部剩余速度 $v_r = 0$，由上式，可求出

W_s为

$$W_s = \frac{1}{2}\left(\frac{M^2}{M+m}\right)v_c^2 \tag{5}$$

并可求出平头型战斗部的剩余速度v_r为

$$v_r = \frac{M}{M+m}\sqrt{v_0^2 - v_c^2} \tag{6}$$

针对尖头型战斗部, 由于不产生冲塞块, 根据能量守恒方程可变为

$$\frac{1}{2}Mv_0^2 = \frac{1}{2}Mv_r^2 + E_f + W_s \tag{7}$$

E_f的计算与式(3)一致, 则尖头型战斗部的剩余速度v_r可以表示为

$$v_r = \frac{M}{\sqrt{M(M+m)}}\sqrt{v_0^2 - v_c^2} \tag{8}$$

2.2　改进 Thomoson 理论

针对尖头型战斗部, 假设在战斗部穿甲靶板的过程中其动能消耗主要表现为碰撞耗能W_{f1}、延性扩孔能W_{f2}和裂缝(剪切)撕裂能W_{f3}。

$$W_{f1} = E_k\left(\frac{m}{M+m}\right) \tag{9}$$

$$m = \pi R^2 \rho H \tag{10}$$

式中: E_k为战斗部穿甲前动能; R 为战斗部半径。

根据尖头型战斗部穿甲 Thomoson 理论, 延性扩孔耗能W_{f2}可以表示为

$$W_{f2} = 0.5\pi R^2 \sigma_d H \tag{11}$$

单条裂缝撕裂能W_{f3}可以表示为

$$W_{f3} = 0.822\sigma_d H^{1.6} L^{1.4} \tag{12}$$

式中, L 为裂缝长度。

因此, 战斗部总体耗能可以表示为

$$W = W_{f1} + W_{f2} + nW_{f3} \tag{13}$$

针对平头型战斗部, 本文对尖头型战斗部穿甲的 Thomoson 理论进行了改进, 假设战斗部耗能主要表现为碰撞耗能W_{f1}、延性扩孔能W_{f2}、剪切撕裂能W_{f3}和冲塞块动能W_{f4}。

W_{f1}和W_{f2}保持不变, 战斗部穿甲过程中的剪切撕裂能W_{f3}可以表示为

$$W_{f3} = \tau_d \pi D H^2 \tag{14}$$

式中, τ_d为剪切应力。

冲塞块的动能可以表示为

$$W_{f4} = 0.5mv_r^2 \tag{15}$$

因此, 战斗部的总体耗能可以表示为

$$W = W_{f1} + W_{f2} + W_{f3} + W_{f4} \tag{16}$$

2.3　试验结果与理论计算比较

鉴于战斗部与靶板的相互作用为瞬态高应变率过程, 靶板材料呈现出较强的应变率效应。根据文献 [12] 给出的材料力学性能试验结果, 本文针对 Q345 钢材料, 取σ_d = 500 MPa; 针对 921A 钢材料, 取σ_d = 800 MPa。同时, 考虑到平头型战斗部在穿甲过程中自身会发生较大塑性及局部撕裂变形, 假设其自身塑性撕裂所消耗的能量为初始动能的 10%, 结果如表 2 所示。

表 2　不同头部形状战斗部穿甲靶板的剩余速度测量结果与理论值对比

Table 2　The results of measured residual velocity after armor-piercing projectile penetrating target plate compared with that of theoretical calculation in the case of different nose shapes of warhead

序号	战斗部类型	靶板类型	测量速度/(m·s⁻¹)		贝尔公式计算的剩余速度/(m·s⁻¹)	误差/%	改进Thomoson公式计算的剩余速度/(m·s⁻¹)	误差/%
			入射速度	剩余速度				
1	尖头	15 mm 921A	273	149	205	57.6	168	12.7
2	尖头	8 mm Q345B	208	185	188	1.6	173	6.4
3	尖头	15 mm Q345B	273	216	224	3.7	203	6.0
4	平头	16 mm 921A	288	–	–	–	–	–
5	平头	18 mm 921A	278	117	58	50.4	124	5.9
6	平头	15 mm Q345B	277	163	161	1.2	183	12.2

通过表 2 中关于不同头部形状战斗部穿甲靶板的剩余速度测量结果与理论值的对比可以明显发现, 对于 Q345 钢材料靶板, 无论是平头型还是尖头型战斗部, 使用贝尔金公式计算的战斗部剩余速度与试验值误差较小, 基本控制在 5% 以内; 对于 921A 钢材料靶板, 使用贝尔金公式计算的剩余速度与试验值误差基本在 50% 左右, 而由改进 Thomoson 公式计算的结果, 上述误差基本在 10% 左右。这主要是因为改进的 Thomoson 公式能够更加具体地考虑不同战斗部头部形状对靶板

的毁伤模式，而对其的细化甄别是建立高精度战斗部侵彻理论评估方法的重要基础。综合而言，使用改进的 Thomoson 公式计算的结果总体上与试验结果吻合较好，后续可用于战斗部侵彻金属靶板评估。此外，本文建立的理论评估方法仅适合于亚音速范围内战斗部侵彻金属板的评估，对于超高速或者高超声速下的评估，因战斗部与金属板这两者的毁伤模式存在一定的差异，该理论评估方法不一定适合。

3 战斗部头部形状对金属板的抗侵彻性能相似等效关系分析

从宏观层面来看，金属材料的强度越高，意味着其抗弹性能越突出，但鲜有研究能够直接给出金属板的强度究竟对其抗战斗部穿甲性能存在何种定量的影响关系。因此，考虑到所提战斗部侵彻金属靶板剩余速度计算方法具有较佳的可信度，本文主要据此对 Q345 钢和 921A 钢材料的靶板对不同头部形状战斗部抗弹性能的相似等效关系进行分析。

3.1 材料力学性能比较

中国船舶科学研究中心针对 Q345B 和 921A 钢材料开展了系列力学性能试验[13]，并建立了比较齐全的各类金属材料力学性能数据库，表 3 和表 4 的试验数据主要来自该数据库。其中，表 3 示出的是不同应变率下 Q345B 和 921A 钢材料的屈服强度、抗拉强度比值关系，表 4 示出的是不同应变率下 Q345B 和 921A 钢材料的能量吸收密度之间的关系，该比值关系综合考虑了材料强度和断裂应变的影响。

3.2 等效转换关系分析

运用本文所建立的战斗部侵彻金属靶板剩余速度计算方法得到的同等防护效果所需靶板厚度可见表 5。由表中数据可知，当战斗部头部为尖头型时，若要达到同等防护效果，Q345B 的板厚大体为 921A 的 1.75 倍（表中用 H_{Q345B}/H_{921A} 表示），该比值与不同应变率下 Q345B 与 921A 钢材料的能量吸收密度比值基本一致。

当战斗部头部为平头型时，Q345B 与 921A 的板厚一致时即可达到同等防护效果。其主要原因是，平头型战斗部的侵彻过程基本表现为剪切冲塞过程，起主导作用的是冲塞块质量和金属板剪切作用，因穿甲过程为高应变率过程，在此状态下，Q345B 与 921A 的剪切强度比值约为 1.2～1.3，若此时稍微增加冲塞块的质量（Q345B 板厚比 921A 的厚），两者的防护效果将基本相当。

表 3 不同应变率下 Q345B 与 921A 钢材料基本力学性能对比

Table 3 Comparison of the basic mechanical properties between Q345B and 921A steel under different strain rates

应变率	屈服强度/MPa		比值	抗拉强度/MPa		比值
	Q345	921A		Q345	921A	
0.002	364	667	1.83	616	809	1.31
1	430	710	1.65	661	840	1.27
10	463	725	1.57	658	852	1.29
100	523	747	1.43	697	890	1.28
1 500	610	792	1.30	781	947	1.21
3 000	636	831	1.31	762	969	1.27

表 4 不同应变率下 Q345B 与 921A 钢的能量吸收密度值对比

Table 4 Comparison of the energy absorption density between Q345B and 921A steel under different strain rates

应变率	真实的能量吸收密度/MPa		比值
	Q345	921A	
0.002	970	1 530	1.58
1	892	1 516	1.70
10	850	1 464	1.72
100	842	1 435	1.70
1 500	919	1 457	1.59
3 000	929	1 556	1.67

表 5 不同头部形状战斗部侵彻靶板等效计算结果

Table 5 Equivalent calculation rerults of armor-piercing projectile penetrating target plate by different nose shapes of warhead

序号	战斗部类型	靶板类型	入射速度/(m·s⁻¹)	剩余速度/(m·s⁻¹)	同等防护效果的靶板特性		
					靶材	靶板厚度/mm	H_{Q345B}/H_{921A}
1	尖头	15 mm 921A	273	149	Q345B	26	1.73
2	尖头	8 mm Q345B	208	185	921A	4	2.0
3	尖头	15 mm Q345B	273	216	921A	10	1.50
4	平头	16 mm 921A	288	–	–	–	–
5	平头	18 mm 921A	278	117	Q345B	19	1.05
6	平头	15 mm Q345B	277	163	921A	14	1.07

4 结　论

本文主要依托试验和理论研究方法, 对平头型、尖头型战斗部穿甲不同板厚的 Q345B 和 921A 金属靶板进行了研究, 主要得到如下结论:

1) 尖头型战斗部穿甲金属板毁伤基本表现为花瓣开裂, 但随着板厚度的增加, 可发现花瓣顶端板厚明显小于根部, 且顶端区域的灼烧熔化现象较明显。

2) 平头型战斗部穿甲金属板毁伤基本表现为剪切冲塞, 战斗部在穿甲过程中极易出现毁伤, 921A 靶板破口周边光滑, Q345B 靶板破口却较粗糙, 这可能与金属材料的材质有较大关系。

3) 相较于贝尔金公式, 本文所提 Thomoson 公式的计算结果与试验结果总体上吻合较好, 可用于后续对战斗部穿甲性能的评估。

4) 针对尖头型战斗部, 若要达到同等防护效果, 所需 Q345 钢材料的质量大体是 921A 的 1.75 倍, 这与两种材料的能量吸收密度比值基本相当。对于平头型战斗部, 同等质量的 Q345B 与 921A 钢材料几乎可以达到同等的防护效果。

参考文献:

[1] 周沪, 岳学森, 孔祥韶, 等. 战斗部舱内爆炸下舰船耦合毁伤数值计算 [J]. 中国舰船研究, 2022, 17(5): 241–249, 267.
ZHOU H, YUE X S, KONG X S, et al. Numerical calculation of coupled damage effects on ship subjected to internal blast loading of warhead[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2022, 17(5): 241–249, 267 (in Chinese).

[2] GUPTA N K, IQBAL M A, SEKHON G S. Experimental and numerical studies on the behavior of thin aluminum plates subjected to impact by blunt-and hemispherical-nosed projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 32(12): 1921–1944.

[3] BØRVIK T, LEINUM J R, SOLBERG J K, et al. Observations on shear plug formation in Weldox 460E steel plates impacted by blunt-nosed projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25(6): 563–572.

[4] REID S. R. Metal forming and impact mechanics[M]. Oxford: Pergamon Press. 1985: 271−287.

[5] CAMACHO G T, ORTIZ M. Adaptive Lagrangian modelling of ballistic penetration of metallic targets[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1997, 142(3/4): 269–301.

[6] 张磊, 高松林, 李晓彬, 等. 饼形破片入水侵彻速度衰减公式的修正 [J]. 中国舰船研究, 2019, 14(3): 51–57.
ZHANG L, GAO S L, LI X B, et al. Correction of water-penetrating velocity attenuation formula for "Pie" fragment[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2019, 14(3): 51–57 (in Chinese).

[7] 陈刚. 半穿甲战斗部弹体穿甲效应数值模拟和实验研究 [D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2006
CHEN G. Numerical and experimental investigation on penetration effects of semi-armor-piercing warhead[D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2006 (in Chinese)

[8] 段卓平. 半穿甲弹丸对加筋靶板侵彻的终点弹道的实验和理论研究 [J]. 爆炸与冲击, 2005, 25(6): 547–551.
DUAN Z P. The experimental and theoretical research for end-point trajectory of warhead penetrating ribbings structural target[J]. Explosion and Shock Waves, 2005, 25(6): 547–551 (in Chinese).

[9] 吴海军, 初哲, 王可慧, 等. 卵形弹体斜侵彻双层大间隔 921A 钢板数值模拟研究 [J]. 北京理工大学学报, 2015.35(增刊 2): 194-199.
WU H J, CHU Z, WANG K H, et al. Numerical study of ogive-nose projectiles oblique penetrating double-layered spaced 921A steel targets[J]. Transaction of Beijing Institute of Technology, 2015, 35 (Supp 2): 194−199 (in Chinese).

[10] 杜志鹏, 李晓彬, 夏利娟, 等. 反舰导弹战斗部动能穿甲花瓣型破坏模型 [J]. 上海交通大学学报, 2006, 40(10): 1794–1797.
DU Z P, LI X B, XIA L J. et al. Research on the Kinetic armor-piercing effect of semi-armor-piercing missile warhead[J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University, 2006, 40(10): 1794–1797 (in Chinese).

[11] 徐双喜. 大型水面舰船舷侧复合多层防护结构研究 [D]. 武汉: 武汉理工大学, 2010
XU S X. Research on the composite and multilayer defensive broadside structure for large surface ship[D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2010 (in Chinese).

[12] 祝奔霆, 吴国民. 截卵形弹体侵彻加筋板架结构数值仿真 [J]. 中国舰船研究, 2022, 17(6): 244–251.
ZHU B T, WU G M. Numerical simulation on truncated oval-nosed projectile penetrating into stiffened plate[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2022, 17(6): 244–251 (in both Chinese and English).

[13] 孟利平. 应变率和应力三轴度对船用钢变形和断裂的影响研究 [D]. 无锡: 中国船舶科学研究中心, 2016.
MENG L P. Influence of strain rate and stress triaxiality on the deformation and fracture behaviour of ship hull steel[D]. Wuxi: China ship Scientific Research Center, 2016 (in Chinese).