

破甲技术文集

《破甲技术文集》编辑组 编

国防工业出版社

内 容 简 介

本文集收入了全国第二次破甲技术交流会议论文二十一篇。内容包括各种类型药型罩的设计和试验研究,破甲弹炸高和威力的分析研究,破甲弹射流速度分布以及隔板的作用研究等。另外还探讨了破甲深度计算方法。

本书可供有关专业的工程技术人员和大专院校师生参考。

破 甲 技 术 文 集

《破甲技术文集》编辑组 编

*

国防工业出版社出版

国防工业出版社印刷厂印装 内部发行

*

787×1092¹/₁₆ 印张18¹/₈ 424千字

1982年7月第一版 1982年7月第一次印刷 印数: 0,001—3,000册

统一书号: N15034·2206 定价: 1.90元

出版说明

在全同第二次破甲技术交流会上，宣读了三十多篇有关破甲技术研究和试验方面的论文。这是从全国第一次破甲技术交流会以来，有关厂、院、所在破甲弹的研究方面做了大量工作的结果。

这些论文介绍了破甲技术近几年来所取得的重要成果，进一步探讨了双锥药型罩的作用，并阐述了在旋压药型罩、炸高、射流断裂、波形控制和聚能工程计算等方面所取得的进展。

为了扩大交流面，我们从宣读的论文中编辑了二十一篇，并请作者进行了修改、补充，汇编成册，作为《破甲技术文集》出版。

由于时间仓促，编者水平所限，书中会有许多不当之处，恳切希望读者批评指正。

目 录

1. 双锥药型罩的设计和试验研究	1
2. 炸高对破甲深度影响的试验研究	16
3. Z-4破甲弹炸高分析	28
4. Z-1a破甲弹威力试验分析	38
5. Z-1a破甲弹射流速度分布测定总结	76
6. 旋压药型罩断裂射流形态及速度分布	87
7. 旋压药型罩结构的测定——旋压药型罩旋转补偿机理探讨总结	106
8. 旋压工艺条件的改变对破甲性能的影响	114
9. 关于破甲弹着靶时变形速度和引信的瞬发度、爆炸环半径的计算	124
10. 聚能破甲弹隔板作用研究	137
11. 破甲弹中爆轰波相互作用的初步研究	150
12. 提高J-7弹战斗部威力的几点措施	159
13. J-7战斗部的研究及设计	170
14. 提高J-5战斗部威力的途径——实验研究工作总结	187
15. 对喇叭罩破甲能力及旋转补偿机理的初步探索	194
16. 破甲深度计算方法	200
17. 双锥药型罩在Z-1b弹上的应用	239
18. 国外破甲弹的发展现状	255
19. 改善战斗部传爆系统的研究	263
20. 提高J-1破甲弹破甲威力的几点改进	267
21. Z-2战斗部研制工作体会	271

1. 双锥药型罩的设计和试验研究

(恽寿榕 张月娥等)

摘 要

根据对 J-1 弹和 J-4 弹射流参数和破甲参数的大量实测, 本文就双锥药型罩结构提出了设想, 并分析了双锥罩优于单锥罩的机理, 以及应用射流形成的临界条件和射流断裂状态等理论, 探讨了射流侵入不稳定的原因。

一、前 言

在对 J-1 弹和 J-4 弹的射流和破甲参数实测的基础上, 我们提出了双锥罩结构, 进行了较全面的动静破甲试验, 并做了脉冲 X 射线摄影 (罩压合和射流拉伸) 试验。

目前, 国外较重视双锥罩的研究, 美国 105 毫米破甲弹曾用过双锥罩⁽¹⁾, 美国第三代反坦克导弹“海龙法”亦将采用双锥罩⁽²⁾。看来, 双锥罩是今后发展的趋势。

二、从银示踪试验得到的启示

银示踪试验数据见表 1⁽³⁾:

表 1 J-1 弹和 J-4 弹对 603 钢的破甲效率

J-1 弹	罩母线范围 ΔL	70~60	60~30	30~8	
	破甲范围 Δp	0~40	40~225	225~312	
	破甲效率 $\eta = \frac{\Delta L}{\Delta p}$	4	6.17	4.18	
J-4 弹	罩母线范围 ΔL	57~41	41~25	25~15	15~8
	破甲范围 Δp	0	0~210	219~335	335~410
	破甲效率 η	0	13.1	12.5	8.55

从实验可知, J-3 弹的罩顶部 16 毫米长的母线与侵入深度无关, 其原因可解释为该母线所形成的射流速度偏低, 被后来形成的射流赶上并超过, 并入后续射流中了, 因而在射流连续侵入时, 只增加侵入孔径, 不增加侵入深度。这种解释有待于实验进一步证实, 但可以认为 J-4 弹罩顶部部分的设计不合理, 效率很低; 而罩中部和口部效率很高, 达 J-1 弹相应部分的两倍, 这表明结构设计得相当好。J-1 弹的罩顶部母线破甲率为 4, 其数值虽不算大, 但是比 J-4 弹的破甲效率好多了; 而罩中部和口部破甲率偏低, 只是由于母线

较长,才使得总破甲深度不致过低,从而说明罩中部尤其是罩口部的设计是不合理的。

目前使用的药型罩锥角一般为 $40^\circ \sim 60^\circ$,从 J-4 (锥角 60°) 和 J-1 弹 (锥角 40°) 来看,虽然两种弹总破甲深度基本一样 (例如对 603 钢的静破甲深度分别是药柱直径的 5.13 和 5.2 倍),但从罩母线各部分的破甲效率来看,都有其设计不合理的部分。也就是说,单锥角药型罩不易做到使罩各部分都处于高效率的状态。因此,我们联想到综合利用两种弹优点的双锥罩结构,即罩的上半部采用 J-1 弹的 40° 罩,下半部采用 J-4 弹的 60° 罩,使得整个药型罩都处于高效率状态,从而得到性能优于 J-4 弹和 J-1 弹的新装药结构。

另外, J-4 弹射流头部速度为 7560 米/秒,如果将其罩顶部分锥角减少后,既提高了射流头部速度,也避免了后续射流超过的现象。对于 J-1 弹来说,当其侵彻深度超过 220 毫米以后,射流断裂了,使得后期侵彻深度降低,而且呈现出不稳定状态。解决的办法是,增加该部分射流直径或降低射流速度梯度。这可通过加大罩口部的锥角来实现。因此,采用双锥罩能克服上述两种弹各自的缺点。

三、双锥药型罩设计

设计原则是,尽量保持两种弹的结构尺寸,特别是药型罩的尺寸应符合原结构要求。另外,要注意药型罩两个锥角连接处尺寸的平滑连接。

设计的步骤如下:

(1) 弹径取 J-1 弹尺寸,并将 J-4 弹按几何相似律缩小到 J-1 弹尺寸^①。由于射流各参数也符合几何相似律,故以罩口部内径为基准,将 J-4 弹的 h (罩微元高度) $-P$ (破甲深度) 曲线缩小 $\frac{792}{1000}$ 。缩小后的 J-4 弹的 $h-P$ 曲线如图 1 所示。由图可知,罩的 $h=26$ 毫米以内是射流的高效率部分,应予保留;而往上则效率显著降低,故采用 J-1 弹的 40° 锥角代替。J-1 弹的 $h-P$ 曲线见图 2。

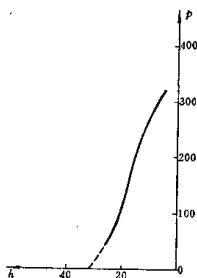


图 1 缩小 J-4 弹的 $h-P$ 曲线

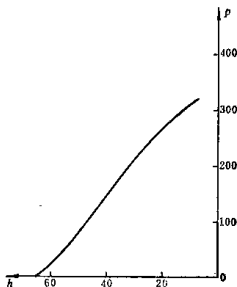


图 2 J-1 弹的 $h-P$ 曲线

① 对于无隔板结构的弹的几何相似情况,经实验证明是正确的,而有隔板结构的弹,也应符合这种几何相似规律。这样在比例缩小不大的情况下,其可靠性更大。

取 J-1 弹罩高 $h_1 = 40$ 毫米, 该处内表面直径为

$$\phi_1 = 2(28.5 - 40 \operatorname{tg} 20^\circ) = 27.8 (\text{毫米})$$

现在缩小的 J-4 弹的罩内表面直径为 $\phi 27.8$ 毫米处的高度 h_2 由下式得到

$$27.8 = 2(28.5 - h_2 \operatorname{tg} 30^\circ)$$

$$h_2 = 25.3 (\text{毫米})$$

可见 h_2 保留了 J-4 弹药型罩的高效率部分。

(2) 计算双锥罩连接处的射流参量 在双锥罩 40° 部分的下端:

由 J-1 弹 $h-p$ 曲线 (图 2) 查得 $p = 145$ (毫米);

由 J-1 弹 $p-t$ 曲线⁽⁴⁾查得射流破甲时间 $t = 42$ (微秒)。

相应的射流速度为

$$V_{i1} = \frac{H - b_2 + p_0 + p}{i_0 - t_{e2} + t_0 + t}$$

式中 H ——炸高;

p_0, t_0 ——第一段射流破甲深度和破甲时间;

b_2, t_{e2} ——第二段射流虚拟点源坐标;

i_0 ——射流头部从罩口运动到靶面的时间。

以 $p = 145$ 毫米, $t = 42$ 微秒代入得

$$V_{i1} = 5.13 (\text{毫米/微秒})$$

在双锥罩 60° 角部分的上端:

由缩小的 J-4 弹 $h-p$ 曲线 (图 1) 查得 $p = 50$ 毫米, 放大到原尺寸为 63 毫米。

由 J-4 弹 $p-t$ 曲线查得 $t = 21$ 微秒, 相应射流速度 V_{i2} , 用上述公式计算得

$$V_{i2} = 5.45 (\text{毫米/微秒})$$

V_{i1} 应和 V_{i2} 一样, 而现在相差 0.32 毫米/微秒。

(3) 计算双锥连接处的壁厚 通过 J-1 弹药型罩外表面尺寸计算 (图 3) 可得:

$$fg = 6 (\text{毫米})$$

$$ef = \frac{6}{\sin 20^\circ 19'} = 17.3 (\text{毫米})$$

$$ed = 39.3 (\text{毫米})$$

$$eg = \frac{6}{\operatorname{tg} 20^\circ 19'} = 13.5 (\text{毫米})$$

$$gc = \frac{ed}{\cos 20^\circ 19'} - eg = 28.5 (\text{毫米})$$

g 处壁厚 1 毫米, 壁厚变化率 $\Delta = 0.00565$, 故 c 处壁厚 $\delta_1 = 1 + 38.1 \times 0.00565 = 1.161$ (毫米)。

J-4 弹罩缩小后尺寸见图 4 所示。离罩口部 25.3 毫米处壁厚 δ_2 (壁厚变化率 $\Delta = 0.014$) 为

$$\delta_2 = 1.42 - \frac{0.014(25.3 - 4.9)}{\cos 30^\circ} = 1.09 (\text{毫米})$$

δ_1 和 δ_2 应当一样, 现在相差 0.071 毫米。



图3 壁厚计算

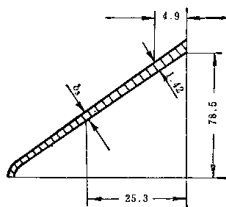


图4 壁厚计算

(4) 炸高 由于原来的两种弹的炸高不同, 故在选择双锥罩的炸高时应全面考虑。对于双锥罩的上半部, 如果仍保持 J-1 弹的炸高, 则下半部罩形成的射流侵入时, 不再是原 J-4 弹的炸高状态。

现如果按 J-1 弹的炸高 110 毫米进行侵入计算, 则由图 5 可知, 双锥罩的炸高应为 $110 + 40 - 25.3 = 124.7$ (毫米)。

双锥罩型罩的上部分形成的射流的侵入深度为 145 毫米, 故罩的下部分开始侵入时, 其射流距孔底距离为

$$124.7 + 145 = 269.7 \text{ (毫米)}$$

缩小的 J-4 弹炸高为 130 毫米, 距离罩口部为 25.3 毫米; 微元的射流侵入时, 距离孔底距离为

$$130 + 50 = 180 \text{ (毫米)}$$

可见在双锥罩中, 60° 角的射流微元侵入时距离加长了 89.7 毫米。

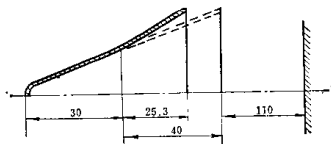


图5 双锥药型罩的炸高

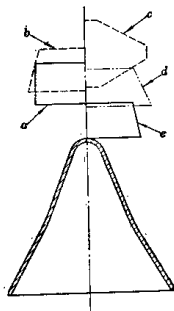


图6 双锥罩不同结构的隔板形状

a—J-1 弹; b—某厂试验用隔板; c—A 型弹; d—ΠΓ-7BM 弹隔板; e—J-4 弹隔板。

(5) 尺寸调整 两部分罩接合处壁厚应一致。将 60° 角部分上端壁厚 δ_2 增加到 δ_1 值, 即 1.161 毫米, 则可使该处射流速度降低, 以便和 40° 角罩形成的射流相连接, 并增加射流质量, 使射流在较长的延伸过程中不致缩断裂。由于 J-4 弹的炸高尺寸本来留有余量, 因而在加大双锥罩延伸距离的情况下, 有可能保持射流的完整状态。此时壁厚变化率为 1.21%, 正好和 ΠΓ-7BM 罩的壁厚变化率相等。

(6) 爆轰波形 由于隔板对罩上半部的影响比较显著一些,因此双锥罩的隔板和罩顶高应以 J-1 弹的结构为主。图 6 为不同结构的隔板形状比较。图中 $\Pi\Gamma-7BM$ 和 J-4 弹是为缩小后的尺寸。由图可知 J-4 弹的隔板距罩太近,不可取; J-1 弹和 $\Pi\Gamma-7BM$ 弹的隔板比较接近,在实际使用时,应比单兵火箭弹的罩顶高大些,隔板直径也以相应加大为宜。

(7) 预计破甲深度 前面已计算出双锥罩的上部分的破甲深度是 145 毫米,但其下部分,由于已不完全是 J-4 弹罩的尺寸,而且壁厚变化率和炸高都有变化,所以实际侵彻深度有待试验确定,但可计算出缩小的 J-4 弹的总侵彻深度为 316 毫米,其双锥罩下部分侵彻深度为

$$316 - 50 = 266(\text{毫米})$$

双锥罩总侵彻深度为

$$145 + 266 = 411(\text{毫米})$$

预计的双锥罩的 $h-p$ 曲线如图 7 所示。所设计的 J-1 弹双锥罩尺寸见图 8。

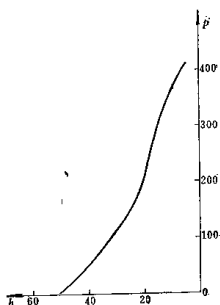


图 7 预计的双锥罩 $h-p$ 曲线

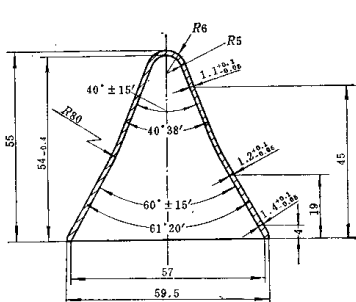


图 8 J-1 弹的双锥罩

四、A 型弹动静破甲试验

药型罩采用冲压加工制成。先将校型后的 40° 罩切短,再用双锥罩模具在摩擦压力机上校成双锥形,然后切边和冲导线槽即得成品。试验用的双锥罩加工工艺虽然没有改变,但其装药结构有所变动。A 型弹采用和 50° 罩相同的隔板,见图 9。A 型弹和 50° 罩弹是放在一起同时进行试验的。

(1) 静破甲试验。其试验条件为:全装药柱装入壳体,用引信起爆,45 号钢靶,垂直侵彻。先后以不同的罩材料,做了不同炸高的静破甲试验(共 40 发),试验结果见表 2 所示。由表可知,炸高为 125 毫米时,双锥罩结构的平均破甲深比 50° 罩结构深 25 毫米,比原 40° 罩的静破甲深 30 毫米。

曾对 45 号钢叠合靶进行了静破甲试验,其炸高为 125 毫米,孔型结构如图 10 所示。由图可知,双锥罩结构的穿孔在 280 毫米以后出现葫芦形,而原 40° 罩结构在 226 毫米出

现葫芦形，前者增加了54毫米，而且A型弹在侵彻深度250毫米处的孔直径比J-1弹大1毫米。侵彻后期的孔径较大，有利于后效作用。

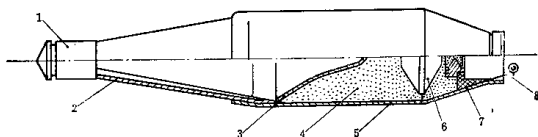


图9 A型弹

1—引信；2—风帽；3—双锥药型罩；4—带调整器的炸药装药；

5—壳体；6—可发性聚苯乙烯隔板；7—衬套；8—导线。

表2 A型弹静破甲试验

药型罩		双锥	50°	双锥	50°	双锥	50°
炸高(毫米)		140	140	125	125	110	110
试验发数		3	6	34	28	3	7
破甲深度 (毫米)	最大	422	410	403	375	393	375
	最小	409	345	369	351	330不透	350
	平均	417	380	390	365	368	360

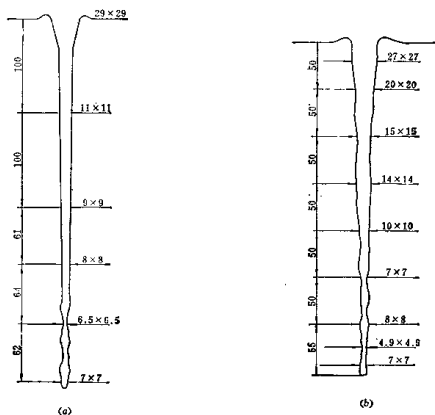


图10 静破甲孔型

(a)—A型弹；(b)—J-1弹。

(2) 动破甲试验。前后共对A型弹做了72发动破甲试验。试验时,风帽与壳体的连接方式分为原来收口结构和联接环对接结构两种,其试验结果见表3。由表中可看出,改变炸高和连接方式并没有提高破甲率。72发弹的平均破甲率为85%,相当于40°罩结构的水平,但是穿透靶板的孔型较好,有85%的通孔,不堵杆,对增加后效有利。

表3 双锥罩破甲战斗部动破甲试验

组 序	有效发数	动炸高(毫米)	连接方式	穿 透 数	破甲率(%)	通 孔 数
1	20	125	收口	17	85	12
2	12	125	收口	10	83.3	10
3	19	125	对接	16	84.2	14
4	10	125	对接	9	90	8
5	11	140	收口	9	81.7	8

五、脉冲X射线摄影试验

为了分析影响动破甲不稳定的因素,曾进行了脉冲X射线摄影试验。双锥罩结构分两种,一种隔板直径为45毫米,即A型弹;另一种隔板直径为35毫米,称为B型弹,它的药柱与J-1弹的相同。

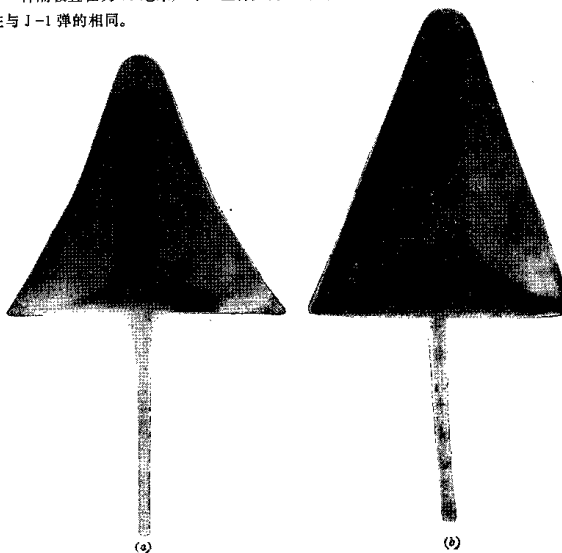


图11 A型弹压合过程
(a)—A型弹;(b)—J-1弹。

(1) 罩压合过程。对A型弹做了两组试验,其照片见图 11。由图上可知杵的上半部分和J-1 弹相似,而下半部分直径较细,因为锥角已改为 60° 。原来曾估计双锥罩 $40^\circ \sim 60^\circ$ 连接处可能形成不连续射流,但在照片上看不出杵和射流有不连续现象。

由脉冲X射线照片测定了A型弹 60° 罩部分的压合速度 V_0 ,其结果见表 4 所示。

表 4 A 型弹的 V_0

h (毫米)	13.5	8.4	4.6
V_0 (毫米/微秒)	2.23	1.73	1.3
δ	6.6°	5.2°	3.9°

表中 h 为罩微元离罩口的高度, δ 为罩变形角。图 12 中给出了A型弹和J-1 弹的 $h-V_0$ 曲线。由图中可看出, A 型弹的 V_0 值显著提高了。

(2) 射流速度分布。我们曾拍摄了不同结构、不同时间的射流照片,测得了射流头部速度 V_{j0} 和尾部速度 V_{jm} , 见表 5 所示。从表中可看出 J-1 弹和 B 型弹的 V_{j0} 很接近,这是因为两种弹的副药柱,隔板及药型罩上半部相同,而下半部结构对 V_{j0} 无影响。同样, A 型弹和 J-4 弹的 V_{jm} 相近,因为两种弹药型罩的下半部锥角一样。

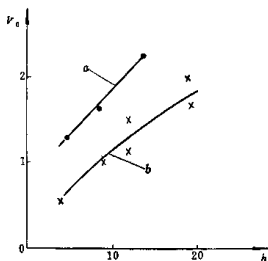


图 12 A 型弹和 J-1 弹的 V_0
a—A 型弹; b—J-1 弹。

表 5 不同结构的 V_{j0} 和 V_{jm}

结 构 号	J-1	A	B	J-4
罩	40°	双锥	双锥	60°
隔板	$\phi 35$	$\phi 45$	$\phi 35$	
V_{j0} (毫米/微秒)	9.0	9.6	9.1	7.6
V_{jm} (毫米/微秒)	1.6	1.9		1.8

A 型弹的射流速度分布如图 13 所示。从图上的射流速度为线性分布可看出,在罩的 $40^\circ \sim 60^\circ$ 连接处没有速度分布不连续的情况。

由下式可计算各结构的射流速度梯度 K 。射流速度分布

$$V_j = \frac{H - b - l}{t_0 - t_n + t} = -Kl + K(H - b) \quad (1)$$

式中 H ——炸高;

b, t_0 ——射流虚拟点源坐标;

t ——时间;

l —— t 时刻射流速度为 V_l 的微元与射流头部的距离。

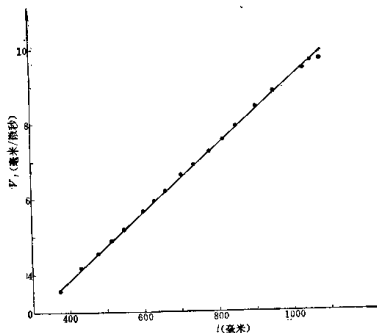


图13 A型弹的射流速度分布
试验号: 29; 闪光时间148.82微秒。

为了求射流头部到达炸高位置时的 K 值, 以 $t = 0$, $l = 0$, $V_l = V_{l_0}$ 代入上式得:

$$K = \frac{V_{l_0}}{H - b} \quad (2)$$

根据脉冲X射线测得的数据计算得 K 值, 见表6所示。由表可知双锥罩结构的速度梯度减小了。

表6 不同结构的 K 值计算

结 构	罩 型	H (毫米)	b (毫米)	V_{l_0} (毫米/微秒)	K (1/微秒)
J-1	单锥	110	-25.4	9.0	0.0665
A型	双锥	125	-38.26	9.6	0.0587
B型	双锥	125	-28.0	9.03	0.0590

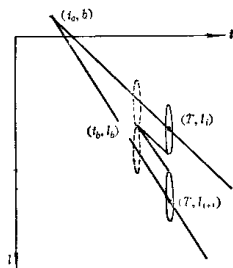
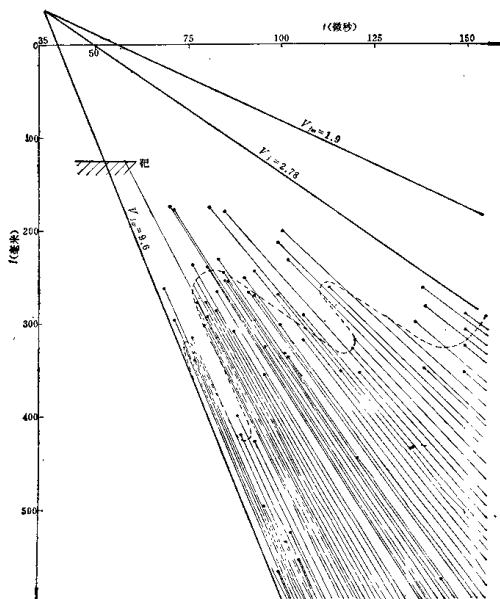
(3) 射流拉断过程。比较不同结构的断裂射流形状, 可看出A型弹射流的前部颗粒与J-1弹类似, 而射流的后部颗粒则与J-4弹类似, 说明双锥罩射流基本保留了两种弹的射流性质。

下面计算射流微元的断裂时间 t_b 和断裂位置 l_b , 设

(1) 射流断裂前后速度分布不变;

(2) 射流断裂后射流颗粒的速度和长度不再改变。考察 T 时刻拍摄的脉冲X射线断裂射流照片, 取相邻两颗粒(图14)。图中颗粒 i 下端的运动轨迹为

$$V_{li}(t - t_{i_0}) = l - b - \frac{1}{2} \delta t \quad (3)$$

图14 t_b 和 l_b 的计算图15 A型弹的 t_b , l_b (试验号29)

而颗粒 $i+1$ 上端的运动轨迹为

$$V_{H+1}(t-t_a) = 1 - b + \frac{1}{2}\delta_{i+1} \quad (4)$$

式中 V_H, V_{H+1} ——颗粒速度;

δ_i, δ_{i+1} ——颗粒长度。

方程 (3) 和 (4) 的交点就是两颗粒的断裂时间和断裂位置, 而

$$V_H = \frac{l_i - b}{T - t_a} \quad (5)$$

$$V_{H+1} = \frac{l_{i+1} - b}{T - t_a} \quad (6)$$

式中 l_i, l_{i+1} 分别为 T 时刻颗粒 i 和 $i+1$ 的中点位置。

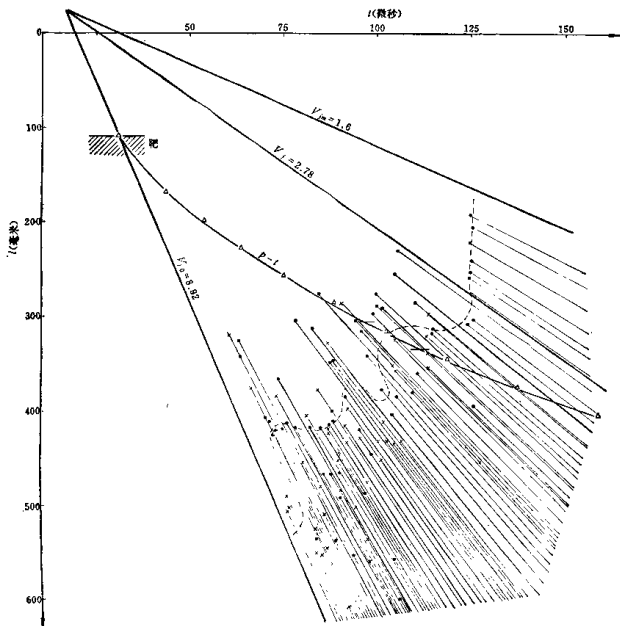


图16 J-1 弹的 l_b, l_b

解 (3)、(4)、(5)、(6) 四个方程得

$$t_a = \frac{(\delta_l + \delta_{l+1})(T - t_a)}{2(l_{l+1} - l_l)} + t_a \quad (7)$$

$$l_b = \frac{\delta_l(l_{l+1} - b) + \delta_{l+1}(l_l - b)}{2(l_{l+1} - l_l)} + b \quad (8)$$

因此, 若已知 t_a 和 b , 即可求得各个射流颗粒的 t_b 和 l_b 。A 型弹的 t_b 和 l_b 见图 15, J-1 弹的 t_b 和 l_b 见图 16。由上述图中可看出, 断裂位置和断裂时间是随机性的, 但也有其大致的规律:

(1) 整个射流是先断成有限的几段, 然后各段再断裂成小段;

(2) 最早断裂的位置不一定是在射流头部, 例如 J-1 弹和 A 型弹是在头部靠后一点处首先断裂;

(3) 根据总的趋势可以大致地划分出射流的断裂区和连续区 (在此忽略颈缩区)。

在图 16 中示出了 J-1 弹侵彻 603 号钢的 $p-t$ 曲线。试验号 3 的弹进入断裂区的破甲深度为 225 毫米; 试验号 4 为 195 毫米, 图中以虚线表示, 而实际静破甲孔中出现葫芦形的深度为 220 毫米。由此可知, 葫芦形孔和断裂侵彻深度是相关的。比较图 15 和图 16 可看出, A 型弹的头部射流断裂区比 J-1 弹的更靠近侵彻点, 而后部断裂区则离侵彻点较远。通常希望射流尽量在连续区侵彻, 而 A 型弹在炸高为 125 毫米时, 头部已靠近断裂区。这可能是影响侵彻不稳定的一个原因。

六、动破甲不稳定原因分析

影响动破甲不稳定的因素是很复杂的, 应对具体产品和试验进行具体分析。现仅对影响 A 型弹的动破甲不稳定原因进行分析如下:

(1) 从杆的形状和射流速度分布可得出双锥罩两个锥角连接处的射流是连续的结论。但从射流断裂曲线可看出, 该处并没有提前断开, 因此不能作为影响动破甲不稳定的原因;

(2) 关于射流头部的速度是否偏高问题。根据射流的流体理论可知: 罩壁相对于压合点的压合速度 V_z 如果超过罩材料音速, 则产生超音速碰撞; 当压合角 β 小于临界值 β_c 时, 形成不连续的射流; 当 β 大于 β_c 时, 不形成射流⁽⁸⁾⁽⁹⁾。 V_z 可由下式求得:

$$V_z = V_0 \frac{\sin(90^\circ - (\alpha + \delta))}{\sin \beta} \quad (9)$$

$$V_l = V_0 \frac{1}{\sin \frac{\beta}{2}} \cos \left(\frac{\beta}{2} - \alpha - \delta \right) \quad (10)$$

式中 V_z ——罩微元相对于压合点的压合速度;

V_0 ——罩微元压合速度;

α ——半锥角;

β ——压合角;

δ ——方向角。

由实验测得 J-1 弹罩顶附近 $\beta = 35^\circ$, $\delta = 76^\circ$, 射流头部速度 $V_{l0} = 8.92$ 毫米/微秒。已知 $\alpha = 20^\circ$, 代入上式得:

$$V_2 = 4.23 (\text{毫米/微秒})$$

而铜的音速为 4.54 毫米/微秒^[7]，可见 V_2 已接近音速。现在 A 型弹的 $V_{10} = 9.6$ 毫米/微秒，由于数据不足，不能计算 V_2 值，但由上面 J-1 弹的计算可推测出 V_2 已经超过音速了，虽然还不致于形不成射流，但很可能形成不连续的射流，从而影响破甲稳定；

(3) 由射流断裂曲线可看出，A 型弹的射流头部断裂位置很接近侵彻点，因此在侵彻时，有的弹头部射流已呈断裂状态，从而使破甲不稳定；

(4) 以动静破甲数据比较来看，动破甲更不稳定。在炸高为 125 毫米的 34 发静破甲数据中，最低破甲深度值为 369 毫米，这对于穿透 100 毫米，65° 靶板来说应该是足够的。但在动破甲时，10 发中总有 1~2 发侵彻不透。其原因可能是，当弹头着靶时所产生的应力波传到药型罩和装药，对超音速碰撞形成射流过程有较大的影响，因而产生较大的破甲“动静差”；

(5) 其它如引信和装配质量的影响等。

七、C型弹和D型弹动静破甲试验

根据上面分析，我们将 A 型弹的隔板减薄和减小，以降低射流头部速度。

C 型弹的隔板厚减薄 10 毫米，直径减小为 40 毫米，其结构见图 17(c)。它采用单面装药的调整器，中心孔径为 1 毫米。此种调整器结构简单，容易加工，性能可靠，能将偏心 3 毫米的起爆点调整到 0.5 毫米以内。例如将偏心 3 毫米的 J-1 弹起爆时，其静破甲深度比正常起爆降低约 60 毫米，但加上此调整器后，恢复到了正常起爆的破甲深度。此种调整器还能缩短战斗部高度，加上隔板的减薄，使得 C 型弹战斗部高度比 A 型弹缩短 13 毫米。

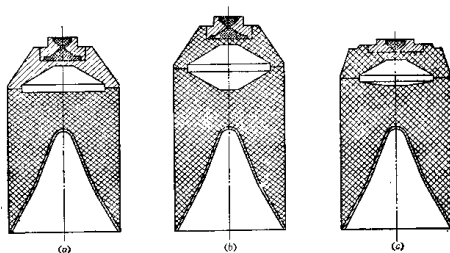


图17 双锥弹的三种结构

(a)—D型弹；(b)—A型弹；(c)—C型弹。

D 型弹结构如图 17(a) 所示。它将 A 型弹的隔板改为单锥形，厚度减为 14 毫米，其副药柱同 A 型弹，并将罩顶高缩短，因而使整个战斗部高度缩短 10 毫米。

静破甲试验：C 型弹对 45 号钢静破甲试验的结果为 (单位毫米)：

369	378	378	380	380
380	381	388	397	403