

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0457

刚性钝头弹体正冲击 GH4169 间隔靶的消耗功分析*

孙永壮, 吕中杰, 黄风雷, 刘彦

(北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081)

摘要: 在 380~680 m/s 的弹体初速范围内, 开展了直径 8 mm 钨球正冲击 GH4169 间隔靶实验, 测得弹体初速、余速及靶板形貌, 明显看出第 1 层板挠度较小, 主要表现为剪切破坏, 并产生了杯状挤凿块, 第 3 层板挠度较大, 主要表现为拉伸破坏。提出了间隔靶消耗功计算公式, 结合剪切冲塞模型和建立的挤凿块速度模型计算了刚性钝头弹体冲击间隔靶中各层板的消耗功。结果表明, 第 2~3 层板的单位面密度消耗功远高于相同面密度的第 1 层板, 这与各层板的变形和失效形式密切相关。消耗功分析可用于定量描述间隔靶中各层板的抗侵彻性能。

关键词: 间隔靶; 消耗功; 挤凿块速度; 抗侵彻效应; 弹道极限

中图分类号: O385; TJ102.4

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Consumption work of GH4169 spacer plates in positive impact by blunt rigid projectiles

SUN Yongzhuang, LYU Zhongjie, HUANG Fenglei, LIU Yan

(State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

Abstract: At the initial velocity range of 380~680 m/s, positive impact on GH4169 spacer plates by 8 mm diameter tungsten spheres was performed, measuring the initial velocity, residual velocity and deflection. It is obvious that the first plate is mainly subjected to shear damage and ejected cup-shaped plug, the third plate is mainly subjected to tensile failure, and the deflection of the third plate is significantly greater than the first plate. The calculation formula for the consumption work of the spacer plates is established, the consumption work of each plates impacted by projectiles is calculated by combining the shear plugging model and the plug velocity model. The results show that the unit area density consumption work of the second and third plates is much higher than that of the first plate, which is closely related to the deformation and failure modes of the plates. Consumption work can be used to quantitatively describe the ballistic resistance of each plate.

Keywords: spacer plates; consumption work; plug velocity; ballistic resistance; ballistic limit

一些具有重要战略价值的军事目标都使用多层防护结构, 如大型舰船、航空母舰普遍采用多层间隔式的防护结构即间隔靶(层间具有一定间隙的多层靶), HyTech 超燃冲压发动机^[1-2]的瓦楞结构在穿甲问题中也可以等效为间隔靶和叠层靶(层间为接触式的多层靶)的组合形式。但由于间隔靶和叠层靶抗侵彻性能的复杂性, 当以弹道极限速度为评价指标时, 学者们在这方面的认识并不一致, 甚至得出现了相反的结论。一方面, Zhang 等^[3]通过实验得到 38CrSi 钝头弹体冲击相同总厚度 Q235 单层和多层靶的弹道极限速度, 对于叠层靶, 前层板的厚度越大弹道极限速度越高, 层数越多相应的弹道极限速度越低; 对于间隔靶, 空气间隔较小时弹道极限速度相应降低, 而大间隙时则存在两个弹道极限速度, 其中较高的弹道极限速度接近叠层靶, 而较低的弹道极限速度远低于叠层靶。肖新科^[4]以亚弹速范围内的 Taylor

* 收稿日期: 2019-12-04; 修回日期: 2020-03-23

基金项目: 国防基础科研重点项目(2016602B003)

第一作者: 孙永壮(1995—), 男, 硕士, sunforeverzhuang@163.com

通信作者: 吕中杰(1968—), 男, 博士, 副教授, lvzhongjie@bit.edu.cn

杆和大间隙的间隔靶为研究对象,得到了大间隙的间隔靶较高的弹道极限速度接近叠层靶而较低的弹道极限速度远低于叠层靶。Ben-Dor 等^[5]总结了多层金属靶的弹道性能方面的数值和实验研究,也表明分层和间隔会降低靶板的抗侵彻性能(尖头弹尤其明显)。另一方面,Dey 等^[6]用直径 20 mm 的平头弹体冲击相同总厚度的单层靶、叠层靶以及间隔靶,表明叠层靶和间隔靶的弹道极限速度均高于相同总厚度的单层靶,且叠层靶的弹道极限速度大于间隔靶。

本文中以直径 8 mm 钨球冲击 GH4169 间隔靶,测量弹体初速、余速和靶板形貌。基于剪切冲塞模型和能量守恒定律建立适用于刚性钝头弹体(平头、半球形头和球形)正贯穿中厚金属靶的挤凿块速度模型。提出以消耗功和单位面密度消耗功的概念来评价各层板的抗侵彻性能,结合剪切冲塞模型和挤凿块速度模型计算各层板的消耗功、消耗功的比值以及单位面密度消耗功的比值。

1 实验设计

实验设备的布置示意图及具体实验设备如图 1 所示,从图 1(a)可以看出,实验设备主要包括 12.7 mm 弹道枪、标尺、靶板、高速摄影和弹体回收装置。其中钨合金球形弹体的速度加载通过北京理工大学东花园试验基地的弹道枪实验平台实现,该弹道枪身管长 1.5 m、口径 12.7 mm,采用制式发射药和 12.7 mm 制式药筒,弹体和药筒之间采用尼龙弹托连接,以装满细沙的硬纸箱作为弹体和挤凿块的软回收装置^[7]。使用高速摄像机 FASTCAM SA5 监控整个撞击过程并测试弹体的初始速度和剩余速度,并在弹道平面内放置两把标尺,为高速摄影测速作尺寸参考。如图 1(b)所示,间隔靶通过多个 G 型夹与靶架固连。

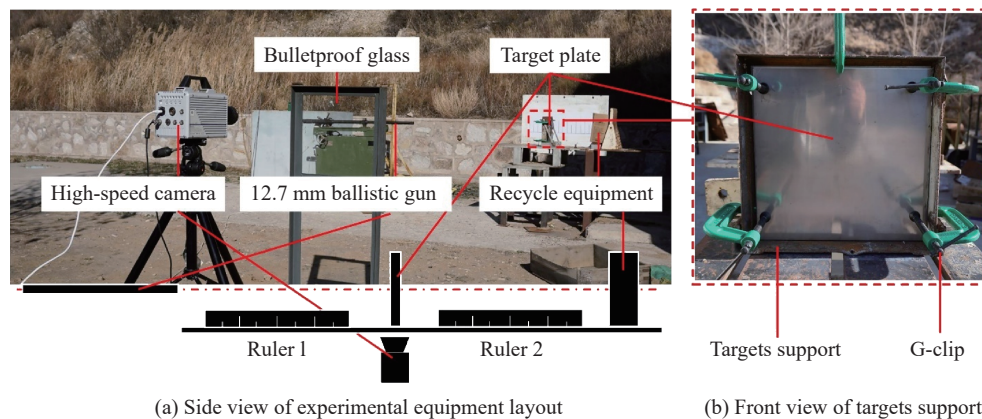


图 1 实验设备布置

Fig. 1 Experimental equipment layout

间隔靶结构如图 2 所示,由 3 层板组成,以弹体冲击的先后顺序依次命名为第 1、2、3 层板。第 1、3 层板厚 3 mm,第 2 层板厚 1 mm,第 1 层板和第 2 层板之间放置 50 mm 厚的钢垫块,在第 1、2 层板之间形成 50 mm 的空气间隙,第 2、3 层板之间无空气间隙,为接触式。

弹体为直径 8 mm 的球形弹体,材料为 W152(93 钨)。靶板材料为产自东北特钢集团的镍基高温合金 GH4169,在常温和高温时都具有良好的机械性能,是一种强度较高的金属靶板。靶板厚度分别为 1、3 mm,靶板材料的力学性能和物理特性见表 1。

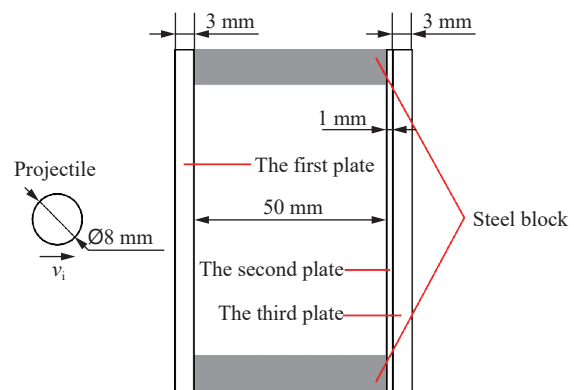


图 2 间隔靶结构示意图

Fig. 2 Schematic of spacer plates structure

表 1 GH4169(固溶处理)的物理和力学性能^[8]

Table 1 Physical and mechanical properties of GH4169 (solution treatment)

执行标准	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	μ	$T_m/^\circ\text{C}$	σ_y/MPa	$\sigma_{s0.2}/\text{MPa}$	E/GPa	G/GPa	H/HRB	$\delta_5/\%$
GB/T 14992~2005	8.24	0.3	1260~1320	965	550	205	79.24	≤ 102	≥ 30

为了设计弹体初速和更快逼近弹道极限速度,需要对间隔靶的弹道极限速度进行粗略预估。高润芳等^[9]通过几种钨合金弹体正侵彻装甲钢板的实验数据,发现相同质量的球形和柱形弹体对靶板的弹道极限影响不大。Pereira 等^[10]给出了柱状 Ti-6-4 弹体(底面直径 12.7 mm、高 25.4 mm)冲击面密度为 8.35 kg/m² 的 Inconel 718 的弹道极限速度为 192 m/s,弹道极限能量为 260 J。基于文献 [10] 的实验数据及不同弹靶系统之间弹体对相同面密度靶板的弹道极限比动能等效准则^[11],来预估本实验的弹道极限速度:

$$m_{px}v_{50,x}^2A_y\rho_yh_y = m_{py}v_{50,y}^2A_x\rho_xh_x \quad (1)$$

式中: m_p 为弹体质量, v_{50} 为弹道极限速度, A 为弹体横截面积, ρ_t 为靶材密度, h 为靶板厚度, 下标 x 表示已知弹道极限弹靶系统的各物理量, 下标 y 表示待求弹道极限弹靶系统的各物理量, 式 (1) 适用于钝头弹体穿甲有限厚金属靶的弹道极限速度预估。Inconel 718 为 GH4169 的美国相近牌号, 认为它们的抗侵彻性能相近, 即弹体对相同面密度 Inconel 718 与 GH4169 的弹道极限比动能相等。由式 (1) 预估得钨球(直径 8 mm、质量 4.7 g)对第一层板和间隔靶的弹道极限速度分别约 367.8、563.1 m/s。

2 实验结果

根据预估得到的间隔靶弹道极限速度,设计了 17 发穿甲间隔靶实验,弹体初速为 380~680 m/s,实验后钨球无明显变形。逐个测量并记录弹体质量 m_p 、靶板厚度 h 、各层板挠度 Z 、弹体初速 v_i 、弹体余速 v_r 以及靶板贯穿类型,如表 2 所示,其中下标 1、2、3 分别表示间隔靶的第 1、2、3 层板。

表 2 直径 8 mm 钨球冲击 GH4169 间隔靶实验结果

Table 2 Experimental results of 8 mm diameter tungsten ball impacting GH4169 spacer plates

实验	m_p/g	h_1/mm	h_2/mm	h_3/mm	$v_i/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$v_r/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	Z_1/mm	Z_2/mm	Z_3/mm	贯穿类型
1	4.69	3.14	1.07	3.18	510.9		5.87	7.09	6.41	未贯穿
2	4.70	3.14	1.07	3.18	517.7		2.18	7.72	7.30	未贯穿
3	4.69	3.14	1.07	3.18	541.4		3.28	8.20	8.18	未贯穿
4	4.70	3.14	1.07	3.18	569.4		1.91	7.83	7.98	未贯穿
5	4.70	3.12	1.10	3.10	566.7		3.87	8.35	10.92	未贯穿
6 ¹⁾	4.70	3.14	1.07	3.18	563.6			8.23	12.18	未贯穿
7	4.70	3.18	1.05	3.14	562.6		2.98	6.68	9.78	未贯穿
8 ²⁾	4.70	3.18	1.05	3.14	685.7		2.91	5.84	15.86	贯穿
9	4.70	3.16	1.07	3.13	388.5		1.67	2.44	2.40	未贯穿
10	4.69	3.16	1.07	3.13	587.8		0.88	8.61	13.74	未贯穿
11	4.70	3.16	1.07	3.13	643.4	199.7	2.01	9.01	13.47	贯穿
12	4.69	3.16	1.07	3.13	618.4	158.4	1.00	7.64	13.85	贯穿
13 ³⁾	4.70	3.13	1.09	3.15	627.1		1.45	7.48		未贯穿
14	4.72	3.13	1.09	3.15	641.0		0.84	9.16	14.24	未贯穿
15	4.69	3.13	1.09	3.15	673.0	200.4	0.89	9.94	6.81	贯穿
16	4.71	3.13	1.09	3.15	647.2	132.1	1.09	8.71		贯穿
17	4.70	3.16	1.07	3.13	668.4	200.9	2.25	8.51	13.52	贯穿

1) 弹托嵌入第1层板; 2) 弹体余速未测到; 3) 弹体嵌入第3层板。

将 17 组实验的弹体初速与贯穿情况绘制在图 3 中, 图 3 显示穿甲间隔靶实验中局部贯穿时的最高速度 $v_{hp}=641.0$ m/s, 完全贯穿时的最低速度 $v_{lc}=618.4$ m/s, 即局部贯穿时的最高速度大于完全贯穿时的最低速度。由于弹体贯穿第 1 层板射出的挤凿块与弹体冲击第 2 层板位置的异同, 大间隙间隔靶被贯穿的速度数据可以分为两簇^[3-4], 如图 4 中散点所示, 且两簇数据分别对应两个弹道极限速度。弹道极限速度等于贯穿靶板的最低速度与未贯穿靶板的最高速度的平均值, 因此可以直接从实验数据中获得, 较低的弹道极限速度 $v_{50a}=603.1$ m/s, 较高的弹道极限速度 $v_{50b}=644.1$ m/s。

Recht 等^[12]提出的分析模型可用于弹体无明显变形的冲击工况, 因此适用于钨球正冲击 GH4169 间隔靶实验中弹体初速和余速的关系拟合, Recht-Ipson 模型拟合得到的曲线如图 4 所示。

$$v_r = a(v_i^p - v_{50}^p)^{1/p} \quad a = \frac{m_p}{m_p + m_s}, p = 2 \quad (2)$$

式中: m_s 为挤凿块质量, 为了更好地拟合表 2 中的实验数据, 用最小二乘法找到模型常数 a 和 p 与实验数据的最佳拟合效果。根据实验数据得到两条拟合曲线的 Recht-Ipson 模型^[12]参数如表 3 所示。

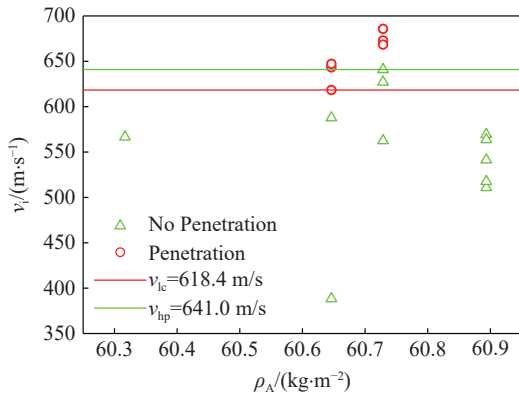


图 3 GH4169 间隔靶的贯穿情况

Fig. 3 Penetration type of GH4169 spacer plates

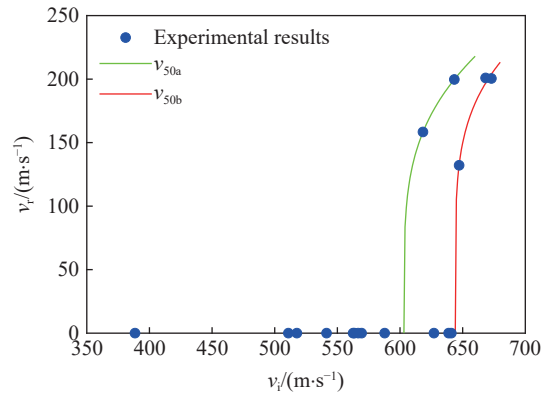


图 4 GH4169 间隔靶的弹体初速和余速关系

Fig. 4 Residual velocity curve for GH4169 spacer plates

表 3 根据实验数据拟合得到的 Recht-Ipson 模型参数

Table 3 Parameters in the Recht-Ipson model obtained by fitting experiments

拟合曲线	$v_{50}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	a	p
v_{50a}	603.1	0.42	4.49
v_{50b}	644.1	0.40	5.39

图 5 给出了弹体冲击间隔靶实验后测得各层板挠度, 挠度越大即结构变形越大, 意味着消耗功越多。当弹体初速大于弹道极限速度时, 板的挠度会急剧减小并趋于一个极限值, 实验速度范围均大于第 1 层板的弹道极限速度, 因此第 1 层板的挠度始终保持在 2 mm 左右。当弹体初速够高时, 第 2~3 层板的挠度也会达到极限值, 分别约为 8、14 mm。3 层板的挠度变化趋势形成了类似“3 级阶梯”的形式, 在弹体初速较低时各层板的挠度均较小; 弹体初速增加至 500~600 m/s 时, 第 1 层板的挠度与初速较低时没有明显变化, 第 2~3 层板的挠度增幅明显, 且

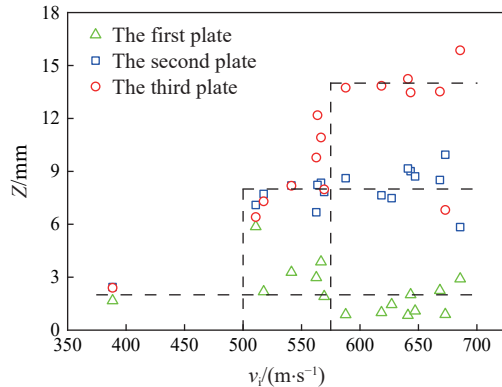


图 5 GH4169 间隔靶的各层板挠度

Fig. 5 Deflection of GH4169 spacer plates

第 2 层板的挠度维持在一定范围而第 3 层板的挠度仍呈上升趋势; 当弹体初速超过 600 m/s 时, 第 3 层板的挠度才趋于平稳, 此时 3 层板挠度均达到极限值。图 6 为实验后部分间隔靶的截面图, 其中 Z_1 、 Z_2 、 Z_3 分别表示第 1、2、3 层板的挠度。可以看出, 第 1 层板挠度较小, 主要表现为剪切破坏, 第 3 层板挠度较大, 主要表现为拉伸破坏, 不会产生挤凿块。由于第 2 层板只有 1 mm 厚, 因此忽略第 2 层板产生的挤凿块。

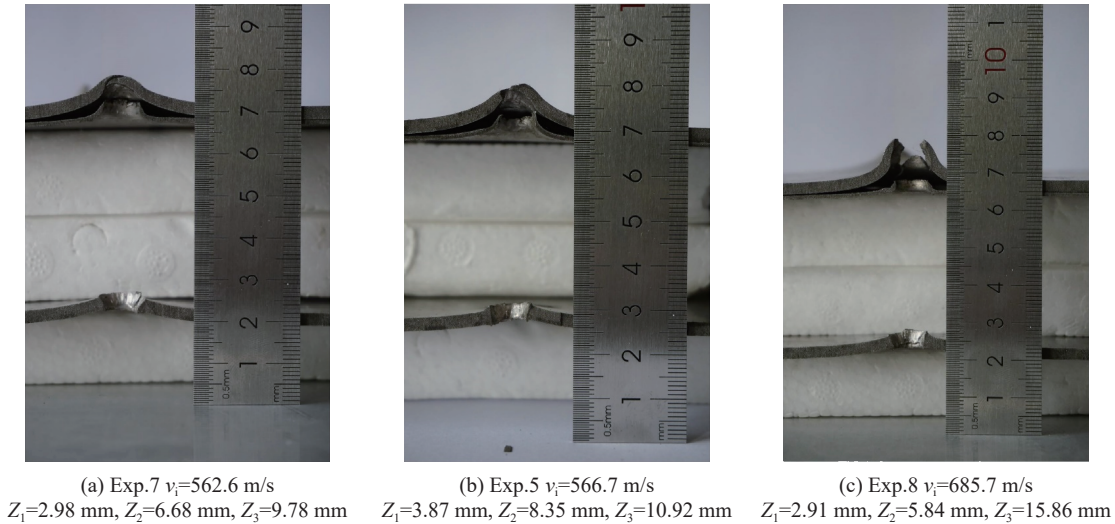


图 6 实验后 GH4169 间隔靶截面

Fig. 6 Section of GH4169 spacer plates after experiment

3 间隔靶的消耗功分析

将弹体冲击靶板过程中消耗在靶板上的能量定义为消耗功 (ΔK), 靶板单位面密度上的消耗功定义为单位面密度消耗功, 为靶板的抗侵彻性能提供新的评价指标。以往多以弹道极限速度来衡量靶板的抗侵彻性能^[3-6], 一定弹靶条件下弹道极限速度为一定值, 而消耗功会随着弹体初速的变化而变化, 并实时体现着靶板的抗侵彻性能。要描述间隔靶各层板的消耗功, 建立各层板消耗功计算公式, 首先需要计算贯穿单层板后的弹体余速和挤凿块速度, 其中弹体余速可由已有的剪切冲塞模型求得, 挤凿块速度的计算则需要建立相应的挤凿块速度模型。

3.1 消耗功计算公式

GH4169 间隔靶的消耗功分析如图 7 所示, 假设弹体无质量损耗。弹体以初速 v_i 贯穿第 1 层板后产生 1 枚挤凿块, 挤凿块速度 v_s 略高于贯穿第 1 层板后的弹体余速 v_{r1} , 由于贯穿第 1 层板后的弹体余速和挤凿块速度在间隔靶实验中难以测定, 因此弹体余速可由剪切冲塞模型求得, 挤凿块速度可由基于能量守恒定律和剪切冲塞模型建立的挤凿块速度模型来计算。接着弹体和挤凿块共同冲击第 2~3 层板, 由于弹体或挤凿块的弹道发生偏转, 造成挤凿块与弹体冲击在下一层板上位置的不同, 亦或挤凿块在弹体和第 2~3 层板的共同作用下破碎为质量较小不能贯穿靶板的若干块, 因此挤凿块的动能会全部消

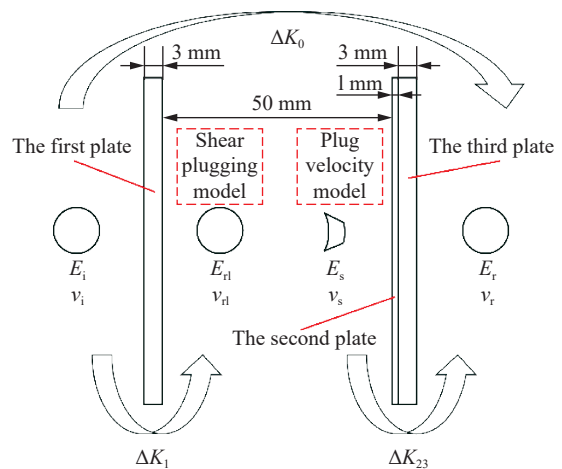


图 7 GH4169 间隔靶消耗功示意图

Fig. 7 Schematic of consumption work of spacer plates

耗在第2~3层板上,最终贯穿整个间隔靶后只有弹体射出。弹体初动能 E_i 减去弹体贯穿第1层板的剩余动能 E_{r1} 和挤凿块动能 E_s , 得到弹体消耗在第1层板的消耗功 ΔK_1 ; 弹体贯穿第1层板的剩余动能 E_{r1} 与挤凿块动能 E_s 之和减去弹体剩余动能 E_r 得到弹体消耗在第2~3层板的消耗功 ΔK_{23} ; 弹体初动能 E_i 减去弹体剩余动能 E_r 得到弹体贯穿整个间隔靶的消耗功 ΔK_0 。

当间隔靶中第1层板为未贯穿时,第1层板的消耗功为弹体初动能;当弹体贯穿间隔靶中第1层板时主要为剪切破坏,第1层板后会射出挤凿块,利用获得的实验数据和建立的挤凿块速度模型得到第1层板的消耗功为:

$$\Delta K_1 = E_i - E_{r1} - E_s = \frac{1}{2}m_p v_i^2 - \frac{1}{2}m_p v_{r1}^2 - \frac{1}{2}m_s v_s^2 \quad (3)$$

弹体和挤凿块共同作用在第2~3层板上,当间隔靶中第2~3层板为未贯穿时,第2~3层板的消耗功为弹体剩余动能与挤凿块动能之和;当间隔靶中第2~3层板为贯穿时主要为拉伸破坏,如图6所示,不会有新的挤凿块产生,间隔靶中第2~3层板的消耗功为:

$$\Delta K_{23} = E_{r1} + E_s - E_r = \frac{1}{2}m_p v_{r1}^2 + \frac{1}{2}m_s v_s^2 - \frac{1}{2}m_p v_r^2 \quad (4)$$

在整个间隔靶的消耗功可表示为:

$$\Delta K_0 = E_i - E_r = \frac{1}{2}m_p v_i^2 - \frac{1}{2}m_p v_r^2 \quad (5)$$

在被贯穿的间隔靶中,各层板的单位面密度消耗功与间隔靶单位面密度消耗功的比值为:

$$\lambda_1 = (\Delta K_1 / \rho_t h_1) / (\Delta K_0 / \rho_t (h_1 + h_2 + h_3)) \quad (6)$$

$$\lambda_{23} = (\Delta K_{23} / \rho_t (h_2 + h_3)) / (\Delta K_0 / \rho_t (h_1 + h_2 + h_3)) \quad (7)$$

式中: λ_1 表示第1层板与整个间隔靶单位面密度消耗功的比值, λ_{23} 表示第2~3层板与整个间隔靶单位面密度消耗功的比值。

3.2 挤凿块速度模型

文献 [12-14] 中将挤凿块速度与弹体余速视为相等,并根据能量守恒提出:

$$\frac{1}{2}m_p v_i^2 = \frac{1}{2}m_p v_r^2 + \frac{1}{2}m_s v_r^2 + W_s + E_d \quad (8)$$

式中: W_s 是弹体剪切靶板所消耗的能量(剪切功), E_d 是靶板关于变形和热的能量(塑性功)。然而,在更多的弹靶情况下,如当靶板材料为强度和硬度较高且脆的铝合金板以及高强钢板时,挤凿块与弹体是分离的,且挤凿块速度往往高于弹体余速^[4,15-18],因此在弹体冲击靶板整个过程中,将弹体余速 v_r 和挤凿块速度 v_s 分开来考虑,有:

$$\frac{1}{2}m_p v_i^2 = \frac{1}{2}m_p v_r^2 + \frac{1}{2}m_s v_s^2 + W_s + E_d \quad (9)$$

在一定的弹靶条件下,剪切功为一常量,而塑性功与弹体初速的平方存在线性关系^[12-14]。另外,由于弹体初动能和弹体剩余动能存在线性关系^[19],即 v_i^2 可由 v_r^2 线性表示,因此 v_s^2 和 v_r^2 存在线性关系,可描述为:

$$v_s = (k v_r^2 + v_{s\text{jump}}^2)^{1/2} \quad (10)$$

式中: k 为与弹靶条件相关的常数, $v_{s\text{jump}}$ 为弹体余速等于0时挤凿块速度相对于弹体余速的跳跃值,由于弹体余速本身存在速度跳跃^[20],即弹体余速不可能等于0,因此 $v_{s\text{jump}}$ 在实际实验中并不存在, $v_{s\text{jump}}$ 只用于描述弹体余速与挤凿块速度的关系。

在弹体对靶板挤凿破坏理论方面,有关弹体余速的研究已较充分。在 Recht-Ipson 能量守恒模型^[12]的基础上,Chen 等^[21]将刚塑性分析和动态空腔膨胀理论与局部撞击响应、整体结构响应相结合,建立了适用于刚性钝头弹体对金属靶板的剪切冲塞模型,得到了钝头弹体对中厚金属靶剩余速度的理论公式:

$$v_r = \frac{\vartheta v_i + \eta \sqrt{v_i^2 - v_{50}^2}}{(1+\eta)(\eta+\vartheta)} \geq v_{rjump} \quad (11)$$

式 (11) 即为剪切冲塞模型, 其中 v_{rjump} 为当弹体初速等于弹道极限速度时弹体余速的跳跃值, 因此挤凿块速度的跳跃值 $v_{sjump} = v_{srjump} + v_{rjump}$, ϑ 是依赖于靶厚的无量纲量, η 为无量纲质量, 等于挤凿块质量与弹体质量的比值。

将式 (11) 带入式 (10), 得到挤凿块速度与弹体初速的关系为:

$$v_s = \left(k \left(\frac{\vartheta v_i + \eta \sqrt{v_i^2 - v_{50}^2}}{(1+\eta)(\eta+\vartheta)} \right)^2 + v_{srjump}^2 \right)^{1/2} \quad (12)$$

式 (12) 即为适用于刚性钝头弹体(平头、半球形头和球形)正贯穿中厚金属靶的挤凿块速度模型。可利用式 (12) 对间隔靶中第 1 层板射出的挤凿块速度进行计算, 利用式 (11) 计算钝头弹体贯穿第 1 层板后的弹体余速。

3.3 挤凿块速度模型的参数确定

ϑ 是依赖于靶厚的无量纲量^[21-22], 对于中厚金属靶其定义为:

$$\vartheta = \begin{cases} \frac{3(1-\sqrt{3}\chi)(1+\eta)}{2(2\xi/d-1)(\xi/d+1)} & \chi_1 < \chi < \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{(D/d)^2-1}{(D/d+1)^2+2} \right) \\ \frac{3(1-\sqrt{3}\chi)(1+\eta)}{(D/d-1)(D/d+2)} & \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{(D/d)^2-1}{(D/d+1)^2+2} \right) \leq \chi < \frac{1}{\sqrt{3}} \\ 0 & \frac{1}{\sqrt{3}} \leq \chi \leq \frac{\sqrt{3}}{4} (A+B\Phi_1) \end{cases} \quad (13)$$

式中: D 为靶径, $\chi = h/d$ 为无量纲靶厚, χ_1 为依赖于靶材和靶径的无量纲薄靶上限厚度, 一般有 $\chi_1 \approx 0.2$, ξ 为剪切滑移相中弯曲角与撞击点的距离^[22], A 和 B 是动态空腔膨胀理论中金属靶的无量纲材料常数, $\Phi_1 = \rho v_i^2 / \sigma_s$ 是 Johnson 毁伤数^[23]。结合式 (13) 求得直径 8 mm 的钨球冲击第 1 层板 (3 mm 厚 GH4169 板) 对应的 ϑ 取 0.077。 η 为无量纲质量, 等于挤凿块质量与弹体质量的比值

$$\eta = \beta(\rho_t \pi d^2 h) / (4m_p) \quad (14)$$

式中: d 为弹体直径, β 是与弹体形状有关的常数。平头弹体贯穿中厚金属靶形成的挤凿块直径一般与弹体直径相等, 此时 β 取 1。而半球形头和球形弹体相对平头弹体对靶板的剪切区域更小, 所形成的杯状挤凿块的上下底面直径均明显小于弹体直径。文献 [18] 中在一定弹体速度范围内, 有关挤凿块的数据表明挤凿块质量与弹体初速相关性不大, 由柱状挤凿块和杯状挤凿块的质量关系^[18], 得出半球形头和球形弹体对应的 β 一般取 0.6。

挤凿块速度模型中不同类型刚性钝头弹体对应的 k 、 v_{srjump} 可依据已有的弹体余速和挤凿块速度数据拟合得到。Børvik 等^[18] 通过基于激光的光学设备, 在轻气炮发射平头及半球形头的工具钢弹体 (直径 20 mm、质量 0.197 kg) 冲击厚度 12 mm 的 Weldox 460 E 钢靶板的实验中, 得到了弹体余速和挤凿块速度, 如图 8 中所示。为获得球形弹体冲击中厚金属靶的弹体速度和挤凿块速度数据, 进行了直径 8 mm 钨球冲击 3 mm 厚 GH4169 靶板的穿甲实验, 将穿甲实验结果的弹体余速和挤凿块速度数据点绘入图 8 中。在实验范围内数据点均在直线 $v_s = v_r$ 之上, 表明挤凿

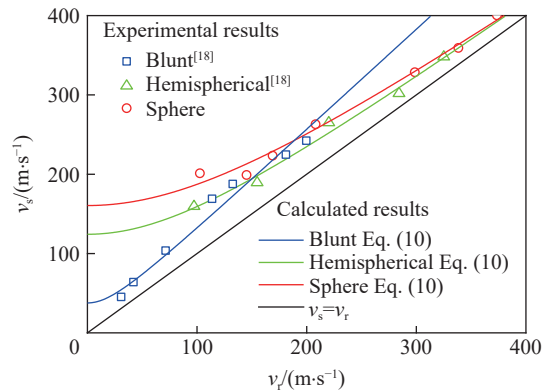


图 8 弹体余速与挤凿块速度关系

Fig. 8 Residual velocity of projectiles and plug velocity

块速度均大于弹体余速。通过文献 [18] 以及钨球冲击 GH4169 靶板的实验数据, 对挤凿块速度模型在三种不同形状弹体(平头、半球形头和球形弹体)冲击中厚金属靶工况下的参数取值进行确定。基于式 (10) 对上述的弹体余速和挤凿块速度数据进行拟合, 得到不同类型刚性钝头弹体对应的 k 、 v_{srjump} 如表 4 所示, 后续可根据刚性钝头弹的形状直接从表 4 中选取挤凿块速度模型的参数值。

表 4 依据实验数据获得的模型参数
Table 4 Model parameters obtained from experimental data

弹体类型	k	$v_{srjump}/(m \cdot s^{-1})$
平头弹体	1.61	37.21
半球形头弹体	0.99	124.28
球形弹体	0.93	160.52

将通过式 (10) 得到的挤凿块速度与弹体余速关系曲线如图 8 所示, 由图 8 可知, 计算数据与实验数据吻合很好, 表明式 (10) 可很好地描述挤凿块速度与弹体余速的关系。将曲线横坐标延长至弹体余速等于 0 m/s, 此时对应一定的挤凿块速度, 曲线与纵坐标轴的交点的纵坐标值表示挤凿块速度相对于弹体余速为 0 时的跳跃值 v_{srjump} 。

3.4 消耗功分析的结果

至此消耗功计算公式所需的贯穿第 1 层板后的弹体余速可由剪切冲塞模型式 (11) 求得, 挤凿块速度可依据挤凿块速度模型式 (12) 计算。依据表 2 中弹体初速, 将挤凿块速度模型和剪切冲塞模型的计算结果代入式 (3), 得到间隔靶中第 1 层板的消耗功; 将挤凿块速度模型和剪切冲塞模型的计算结果以及表 2 中的弹体余速代入式 (4), 得到间隔靶中第 2~3 层板的消耗功; 将表 2 中弹体初速和余速数据代入式 (5), 得到整个间隔靶的消耗功, 如图 9 所示。

在实验初速范围内, 第 1 层板均被贯穿, 第 1 层板的消耗功随着弹体初速的增加而缓慢增长, 表明随着弹体初速的提高, 第 1 层板的抗侵彻性能略有增加。第 2~3 层板的消耗功和间隔靶的消耗功变化趋势一致, 当弹体初速低于 650 m/s 时, 随着弹体初速增加消耗功显著增加, 弹体初速继续增加时消耗功无明显变化。在弹体初速低于间隔靶弹道极限速度时, 弹体未能贯穿间隔靶, 弹体动能全部被间隔靶吸收, 弹体初动能的增量等于第 2~3 层板消耗功的增加值。当弹体初速大于间隔靶弹道极限速度时, 随着弹体初速的增加, 各层板的消耗功均无明显增加。

在被贯穿的间隔靶中, 第 1 层板和第 2~3 层板的消耗功分别占间隔靶消耗功的比值如图 10 所示。各层板的消耗功占总消耗功的比值与弹体初速无明显关系, 第 1 层板和第 2~3 层板的消耗功与总消耗功的比值分别约为 0.32 和 0.68。

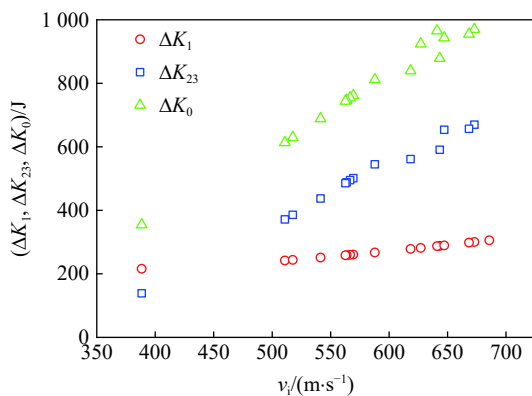


图 9 弹体贯穿间隔靶各层板的消耗功
Fig. 9 Consumption work of the spacer plates

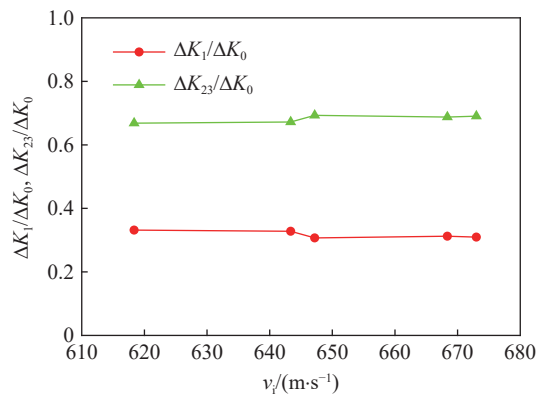


图 10 消耗功的比值
Fig. 10 The ratio of consumption work

单位面密度消耗功越大, 表示靶板的抗侵彻性能越强。虽然间隔靶中第 2~3 层板的厚度只是第 1 层板的 1.33 倍, 但其消耗功是第 1 层板的 2.15 倍, 若按相同面密度靶板的消耗功来看, 第 2~3 层板单位面密度的消耗功是第 1 层板的 1.61 倍。各层板的单位面密度消耗功与间隔靶单位面密度消耗功的比

值如图 11 所示。可以得到, 第 1 层板的单位面密度消耗功约为间隔靶单位面密度消耗功的 0.74 倍, 而第 2~3 层板的单位面密度消耗功约为间隔靶单位面密度消耗功的 1.25 倍。

结果表明, 间隔靶中接触式的第 2~3 层板的单位面密度消耗功远高于具有相同面密度的第 1 层板。这是因为间隔靶中各层板的变形和失效形式不同, 如图 6 所示, 在刚性钝头弹体冲击时, 第 1 层板主要发生剪切破坏, 来自于第 1 层板的挤凿块会阻碍第 2~3 层板的剪切局部化, 并使其具有较好的结构变形能力而较弱的剪切变形能力, 使第 2~3 层板发生的较大的结构变形表现为拉伸破坏, 其中较大结构变形的失效

伴随着显著的吸能能力, 而且接触式的第 2~3 层板间的相互作用使得整体结构的抗弯刚度较高可以给弹体更大的抗力, 进而使第 2~3 层板单位面密度的抗侵彻性能远高于相同面密度的第 1 层板。

4 结 论

通过将弹体冲击靶板过程中消耗在靶板上的能量定义为消耗功, 靶板单位面密度上的消耗功定义为单位面密度消耗功, 为靶板的抗侵彻性能提出了新的评价指标。对刚性钝头弹体正冲击 GH4169 间隔靶实验开展消耗功分析, 得到以下结论:

(1) 以直径 8 mm 钨球冲击 GH4169 间隔靶, 测得弹体初速、余速及靶板形貌, 第 1 层板挠度明显较小, 主要表现为剪切破坏, 且产生了杯状挤凿块, 第 3 层板挠度较大, 主要表现为拉伸破坏。

(2) 基于剪切冲塞模型和能量守恒建立了适用于刚性钝头弹体(平头、半球形头和球形)正贯穿中厚金属靶的挤凿块速度模型, 用剪切冲塞模型和挤凿块速度模型可分别计算刚性钝头弹体贯穿单层金属板后的弹体余速和挤凿块速度。

(3) 以剪切冲塞模型和挤凿块速度模型为基础, 提出了间隔靶消耗功计算公式, 结合实验数据计算了弹体冲击各层板的消耗功。结果表明, 第 2~3 层板单位面密度的消耗功远高于相同面密度的第 1 层板, 这与各层板的变形和失效形式密切相关, 消耗功分析可定量描述间隔靶中各层板的抗侵彻性能。

参考文献:

- [1] HANK J M, MURPHY J S, MUTZMAN R C. The X-51A scramjet engine flight demonstration program [C] // Proceedings of the 15th AIAA International Space Planes and Hypersonic Systems and Technologies Conference. Dayton: AIAA Press, 2008: 1-13. DOI: 10.2514/6.2008-2540.
- [2] 曾慧, 白菡尘, 朱涛. X-51A 超燃冲压发动机及飞行验证计划 [J]. *导弹与航天运载技术*, 2010(1): 57-61. DOI: 10.3969/j.issn.1004-7182.2010.01.012.
ZENG H, BAI H C, ZHU T. X-51A scramjet engine flight and demonstration program [J]. *Missiles and Space Vehicles*, 2010(1): 57-61. DOI: 10.3969/j.issn.1004-7182.2010.01.012.
- [3] ZHANG W, DENG Y F, CAO Z S, et al. Experimental investigation on the ballistic performance of monolithic and layered metal plates subjected to impact by blunt rigid projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 49: 115-129. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2012.06.001.
- [4] 肖新科. 双层金属靶的抗侵彻性能和 Taylor 杆的变形与断裂 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010: 45-51.
- [5] BEN-DOR G, DUBINSKY A, ELPERIN T. New results on ballistic performance of multi-layered metal shields: review [J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2017, 88: 1-8. DOI: 10.1016/j.tafmec.2016.11.002.
- [6] DEY S, BØRVIK T, TENG X, et al. On the ballistic resistance of double-layered steel plates: An experimental and numerical investigation [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2007, 44(20): 6701-6723. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2007.03.005.

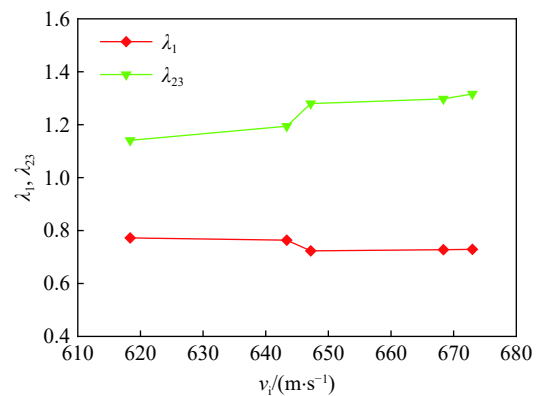


图 11 单位面密度消耗功的比值

Fig. 11 The ratio of unit area density consumption work

- [7] 任杰, 徐豫新, 王树山. 超高强度平头圆柱形弹体对低碳合金钢板的高速撞击实验 [J]. *爆炸与冲击*, 2017, 37(4): 629–636. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)04-0629-08.
REN J, XU Y X, WANG S S. High-speed impact of low-carbon alloy steel plates by ultra-high strength blunt projectiles [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2017, 37(4): 629–636. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)04-0629-08.
- [8] 庄景云, 杜金辉, 邓群. 变形高温合金 GH4169 组织与性能 [M]. 北京: 冶金工业出版社, 2011: 13–26.
- [9] 高润芳, 韩峰, 马晓青, 等. 几种钨合金破片垂直侵彻装甲钢板极限穿透速度研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2005, 25(4): 57–59, 62. DOI: 10.3969/j.issn.1673-9728.2005.04.020.
GAO R F, HAN F, MA X Q, et al. Investigation of tungsten fragments of different shape penetrating armour plate [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2005, 25(4): 57–59, 62. DOI: 10.3969/j.issn.1673-9728.2005.04.020.
- [10] PEREIRA J M, LERCH B A. Effects of heat treatment on the ballistic impact properties of Inconel 718 for jet engine fan containment applications [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 25(8): 715–733. DOI: 10.1016/S0734-743X(01)00018-5.
- [11] 王海福, 刘志雄, 冯顺山. 钢球侵彻钛合金靶板弹道极限速度 [J]. *北京理工大学学报*, 2003, 23(2): 162–164. DOI: 10.3969/j.issn.1001-0645.2003.02.008.
WANG H F, LIU Z X, FENG S S. Ballistics limit velocity for spherical steel fragments penetrating titanium-alloy target plates [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2003, 23(2): 162–164. DOI: 10.3969/j.issn.1001-0645.2003.02.008.
- [12] RECHT R F, IPSON T W. Ballistic perforation dynamics [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1963, 30(3): 384–390. DOI: 10.1115/1.3636566.
- [13] 钱伟长. 穿甲力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1984: 280–288.
- [14] ANDERSON Jr C E. Analytical models for penetration mechanics: a review [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 108: 3–26. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.03.018.
- [15] 司马玉洲, 肖新科, 王要沛, 等. 7A04-T6 高强铝合金板对平头杆弹抗侵彻行为的试验与数值模拟研究 [J]. *振动与冲击*, 2017, 36(11): 1–7, 13. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.11.001.
SIMA Y Z, XIAO X K, WANG Y P, et al. Tests and numerical simulation for anti-penetrating behavior of a high strength 7A04-T6 aluminium alloy plate against a blunt projectile's impact [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(11): 1–7, 13. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.11.001.
- [16] BØRVIK T, LANGSETH M, HOPPERSTAD O S, et al. Ballistic penetration of steel plates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1999, 22(9–10): 855–886. DOI: 10.1016/S0734-743X(99)00011-1.
- [17] BØRVIK T, HOPPERSTAD O S, LANGSETH M, et al. Effect of target thickness in blunt projectile penetration of Weldox 460 E steel plates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, 28(4): 413–464. DOI: 10.1016/S0734-743X(02)00072-6.
- [18] BØRVIK T, LANGSETH M, HOPPERSTAD O S, et al. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses: Part I: experimental study [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2002, 27(1): 19–35. DOI: 10.1016/S0734-743X(01)00034-3.
- [19] CZARNECKI G J. Estimation of the v_{50} using semi-empirical (1-point) procedures [J]. *Composites Part B: Engineering*, 1998, 29(3): 321–329. DOI: 10.1016/S1359-8368(97)00032-2.
- [20] 陈小伟. 穿甲/侵彻问题的若干工程研究进展 [J]. *力学进展*, 2009, 39(3): 316–351. DOI: 10.6052/1000-0992-2009-3-J2007-090.
CHEN X W. Advances in the penetration/perforation of rigid projectiles [J]. *Advances in Mechanics*, 2009, 39(3): 316–351. DOI: 10.6052/1000-0992-2009-3-J2007-090.
- [21] CHEN X W, LI Q M. Shear plugging and perforation of ductile circular plates struck by a blunt projectile [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, 28(5): 513–536. DOI: 10.1016/S0734-743X(02)00077-5.
- [22] 陈小伟, 杨云斌, 路中华. 带前舱物的钝头弹对金属靶的正穿甲分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2006, 26(4): 294–302. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)04-0294-09.
CHEN X W, YANG Y B, LU Z H. Perforation of metallic plates struck by a blunt projectile with a nose-cabin-column [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2006, 26(4): 294–302. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)04-0294-09.
- [23] ZHAO Y P. Prediction of structural dynamic plastic shear failure by Johnson's damage number [J]. *Forschung im Ingenieurwesen*, 1998, 63(11/12): 349–352. DOI: 10.1007/PL00010753.

(责任编辑 曾月蓉)