

平头弹穿透金属靶板的模式分析¹⁾

陈小伟^{*,†,2)} 梁冠军^{*} 姚 勇^{*} 王汝恒^{*} 陶俊林^{*}

^{*}(西南科技大学土木工程与建筑学院, 绵阳 621010)

[†](中国工程物理研究院总体工程研究所, 绵阳 621900)

摘要 对平头弹穿透金属靶的剪切冲塞和绝热剪切冲塞两种可能穿甲模式进行分析. 对作者先前提出的绝热剪切冲塞失效模型进一步发展, 给出在绝热剪切冲塞条件下修正的终点弹道极限和剩余速度. 对相关的平头弹穿甲 Weldox E 系列钢靶的试验数据进行分析比较, 讨论靶板厚度、靶材强度对终点弹道性能的影响. 更多实验数据证实: 在一定靶厚时由于靶板的结构响应导致弹道极限附近存在剩余速度跳跃; 随靶厚和靶材强度增加, 穿甲模式由剪切冲塞向绝热剪切冲塞转换.

关键词 平头刚性弹, 金属板, 穿甲, 剪切冲塞, 绝热剪切

中图分类号: O385 文献标识码: A 文章编号: 0459-1879(2009)01-0084-07

引 言

由于在民用和军事上的重要性, 平头刚性弹穿甲金属板的研究长期以来一直得到重视^[1~7], 近期工作可参见 Borvik 等^[2,8~11], Dey 等^[4] 和 Chen 等^[12,13], Chen 等^[1,14~16]. 伴随靶厚和撞击速度的增加, 剪切冲塞非常容易成为平头刚性弹穿甲金属板的最终模式. 已有多个分析模型可用于平头刚性弹穿甲金属板的终点弹道性能的预期分析, 比如 Wen 等^[17], Bai 等^[18], Ravid 等^[19]. 遵循动量和能量守恒, Recht 等^[20] 根据撞击速度和量纲分析求得弹道极限速度, 建议用剪切冲塞模型预测剩余速度, 仍是目前较公认和常用的模型. 该模型忽略相对较薄靶板的结构响应, 以及相对较厚靶板的局部侵彻. Srivathsa 等^[21,22] 利用能量守恒的方法提出一个弹道性能指标参数来评估和比较金属靶材的终点弹道, 该指标参数是靶材力学性能和弹体撞击速度的函数. 将局部撞击响应和整体结构响应相结合, Chen 等^[12] 建议一杂交的刚塑性模型用于分析平头弹撞击韧性圆靶的剪切破坏穿甲, 模型包括冲塞运动、靶板弯曲、膜力拉伸和局部的侵彻 / 压入, 将 Recht 等^[20] 模型包容进去, 使其成为一个特例. 借助于数值模拟, Chen 等^[1] 进一步讨论了 Chen 等^[12] 模型理论假设的适用性及与实验和数值结果的差异.

平头弹在穿甲金属靶板的过程中, 靶板厚度、靶材强 / 硬度及弹体初速等对其终点弹道性能都有重要的影响. Borvik 等^[2], Dey 等^[3] 通过实验和数值分析, 系统研究了靶厚和靶材强度对终点弹道的影响. 一般来说, 靶材失效仅为剪切冲塞时, 弹道极限随靶厚和靶材强度增加而单调上升. 但穿甲问题通常是一绝热过程. 在平头弹穿甲过程中, 塑性能转化成热能, 导致局部剪切区域产生高温, 当靶材的热软化超过靶材的应变 / 应变率强化时, 容易发生绝热剪切失效. 伴随靶厚和靶材强度的增加, 穿甲模式有可能由剪切冲塞向绝热剪切冲塞转换. 绝热剪切对终点弹道性能有着显著影响, 弹道极限随靶厚和靶材强度增加的单调性不再成立, 转而变化为“S”型关系^[23,24]. Chen 等^[1] 进一步考虑靶材失效可能的转换机制, 分析给出了平头刚性弹穿甲金属板产生绝热剪切冲塞的临界条件. 潘建华等^[25] 对延性金属靶在刚性平头弹正撞击下的含总体变形的局部简单剪切破坏和局部化的绝热剪切两种破坏模式也进行了研究, 利用 Bai-Johnson 热塑性本构关系^[26] 和 Wen-Jones 模型给出两种破坏模式之间转化的临界条件.

本文首先对 Chen 等^[12] 和 Chen 等^[1] 的模型进一步发展, 明确提出绝热剪切冲塞穿甲的概念, 并给出在绝热剪切冲塞条件下修正的终点弹道极限

2007-11-21 收到第 1 稿, 2008-04-11 收到修改稿.

1) 国家自然科学基金(10672152, 10602048) 和北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室开放基金(KFJJ06-4) 资助项目.

2) E-mail: chenxiaoweintu@yahoo.com

和剩余速度. 以此为理论基础, 对 Borvik 等^[2], Dey 等^[3] 的平头弹穿甲 Weldox E 系列钢靶的试验数据进行系统的分析比较, 讨论靶板厚度、靶材强度对终点弹道性能的影响.

1 平头弹体对韧性金属靶的剪切冲塞穿甲

针对平头刚性弹撞击金属圆板问题, Chen 等^[12] 利用刚塑性分析建立剪切冲塞模型, 并将局部撞击响应和整体结构响应相结合. 除剪切破坏之外, 针对不同厚度的靶板, 模型还考虑了靶板弯曲、膜力拉伸和局部压入 / 侵彻等的作用.

设弹质量 M , 弹径 d , 初速 V_i ; 靶径 D , 靶厚 H , 无量纲靶厚 $\chi = H/d$, 靶材的屈服应力和密度 σ_y 和 ρ . 有量纲质量 $\eta = \rho\pi d^2 H/4M$. 这里只考虑中厚靶和靶的弯曲效应, 不计及局部压入 / 侵彻和膜力拉伸, 对应于靶厚 $\chi_1 < \chi \leq \sqrt{3}(A + B\phi_J)/4$. 其中 χ_1 是薄靶厚度的经验上限, 倚赖于靶材和靶径, 一般有 $\chi_1 \approx 0.2$; A 和 B 是考虑局部压入 / 侵彻时所需的靶材常数, 由动态空腔膨胀模型决定.

模型假设当弹体前端对靶体的压缩力与冲塞块的塑性剪切力临界相等时, 弹体前端冲塞块形成. 一旦冲塞块形成, 它就与弹体在常剪力 ($Q_0 = H\tau_y$) 作用下运动, 其中 τ_y 是材料剪切屈服应力 (von-Mises 屈服条件时取 $\tau_y = \sigma_y/\sqrt{3}$). 考虑弯曲效应, Chen 等^[12] 给出平头弹穿甲中厚靶的弹道极限和剩余速度分别为

$$V_{BL} = 2\sqrt{\frac{2\chi(1+\eta)(\eta+\vartheta)}{\sqrt{3}}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_y}{\rho}} \quad (1a)$$

$$V_r = \frac{\vartheta V_i + \eta\sqrt{(V_i^2 - V_{BL}^2)}}{(1+\eta)(\eta+\vartheta)} \geq V_{Jump} \quad (1b)$$

在弹道极限时, 剩余速度存在速度跳跃 $V_{Jump} = \frac{\vartheta V_{BL}}{(1+\eta)(\eta+\vartheta)} > 0$. 式 (1a),(1b) 中 ϑ 是倚赖于靶厚和靶径的无量纲数

$$\vartheta = \begin{cases} \frac{3(1-\sqrt{3}\chi)(1+\eta)}{2(2\xi/d-1)(\xi/d+1)}, \\ \chi_1 < \chi < \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{(D/d)^2 - 1}{(D/d+1)^2 + 2} \right] \\ \frac{3(1-\sqrt{3}\chi)(1+\eta)}{(D/d-1)(D/d+2)}, \\ \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{(D/d)^2 - 1}{(D/d+1)^2 + 2} \right] \leq \chi < \frac{1}{\sqrt{3}} \end{cases} \quad (2)$$

若 $1/\sqrt{3} \leq \chi \leq \sqrt{3}(A + B\phi_J)/4$, 有 $\vartheta = 0$, 这时剩余速度方程 (1b) 与文献 [20] 相同. 式 (2) 中 ξ 是剪切

滑移相中弯曲铰位置, 由 Chen 等^[12] 给出

$$\frac{\xi}{d} = \begin{cases} \frac{\sqrt{3}\chi + \sqrt{1+2\sqrt{3}\chi-6\chi^2}}{2(1-\sqrt{3}\chi)}, \\ \chi_1 < \chi < \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{(D/d)^2 - 1}{(D/d+1)^2 + 2} \right] \\ \frac{D}{2d}, \quad \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{(D/d)^2 - 1}{(D/d+1)^2 + 2} \right] \leq \chi < \frac{1}{\sqrt{3}} \end{cases}$$

2 剪切失效向绝热剪切失效转换的临界条件

靶材、靶厚及弹速等对平头弹穿甲金属靶的终点弹道都有重要影响. 当不考虑靶板结构响应, 靶板穿甲为单一模式 (如剪切冲塞) 时, 弹道极限一般随靶厚和靶材强度增加而单调上升. 但穿甲问题是一绝热过程, 伴随板厚和靶材强度的增加, 靶板的结构响应通常可忽略, 但其穿甲模式有可能发生由剪切冲塞向绝热剪切冲塞转换, 或是两者的混合. 绝热剪切对终点弹道性能有着显著影响. 为此, Chen 等^[1] 又进一步分析了绝热剪切失效在平头弹穿甲金属靶中发生的临界条件.

剪切铰 / 带的特征宽度 $e_b = \alpha H/3$, 其中 α 是一经验参数,

$$\alpha = \begin{cases} 1, & V_i/c_p < 1 \\ \exp[C(1 - V_i/c_p)], & V_i/c_p \geq 1 \end{cases}$$

其中 $c_p = \sqrt{E_h/3\rho}$ 是剪切铰传播速度, 而 E_h 是塑性硬化模量; C 是经验参数, 建议取 $C = 5$. 可给出未穿透或弹道极限时 ($V_i \leq V_{BL}$) 剪切铰 / 带内的最大工程剪应变和平均剪应变率

$$\gamma_1 = \frac{3\sqrt{3}}{16\alpha\chi(1+\eta)(\eta+\vartheta)} \cdot \frac{\rho V_i^2}{\sigma_y} \quad (3a)$$

$$\dot{\gamma}_1 = \frac{3}{4\alpha(1+\eta)} \cdot \frac{V_i}{H} \quad (3b)$$

而在穿透情形 ($V_i > V_{BL}$), 剪切铰 / 带内的最大工程剪应变和平均剪应变率

$$\gamma_{1*} = \frac{1.5}{\alpha} \quad (4a)$$

$$\dot{\gamma}_{1*} = \frac{2\sqrt{3}(\eta+\vartheta)}{\alpha[V_i - \sqrt{(V_i^2 - V_{BL}^2)}]} \cdot \frac{\sigma_y}{\rho d} \quad (4b)$$

计及温度和应变率的影响, 利用 Johnson-Cook 流动法则给出剪力的本构关系

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[a + b \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + c \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\sqrt{3}\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (5)$$

其中, von Mises 等效应变和等效应变率为 $\varepsilon = \gamma/\sqrt{3}$, $\dot{\varepsilon} = \dot{\gamma}/\sqrt{3}$; a (或 $a = \sigma_y$), b (近似为塑性硬化模量 E_h), c, n 为材料常数; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; T_r 和 T_m 为室温和靶材熔点温度.

剪切区内的绝热温升可由条件 $dT = \frac{\beta}{\rho C_V} \tau d\gamma$ 和式 (5) 积分得到, 为简单起见, 常取 $m = 1$; 其中 C_V 为比热容, β 为 Taylor-Quinney 系数. 而常应变率下 ($d\dot{\gamma} = 0$) 绝热剪切在最大剪应力时发生 ($d\tau = 0$, 失稳条件)^[26]

$$\frac{\partial \tau}{\partial \gamma} + \frac{\beta \tau}{\rho C_V} \cdot \frac{\partial \tau}{\partial T} = 0 \quad (6)$$

根据式 (3),(4) 对剪切区 / 带内的最大工程剪应变和平均剪应变率的定义, 可由式 (6) 分别推导出在未穿透 / 弹道极限情形和穿透情形发生绝热剪切失效的相应临界速度 V_A 的表达式^[1]

$$\left[a + b \cdot \left(\frac{3\rho V_A^2}{16\alpha\chi(1+\eta)(\eta+\vartheta)\sigma_y} \right)^n \right]^2 \cdot \left[1 + c \ln \left(\frac{\sqrt{3}V_A}{4\alpha(1+\eta)\dot{\varepsilon}_0 H} \right) \right] = \frac{nb\rho C_V(T_m - T_r)}{\beta} \cdot \left(\frac{3\rho V_A^2}{16\alpha\chi(1+\eta)(\eta+\vartheta)\sigma_y} \right)^{n-1}, \quad \text{当 } V_i \leq V_{BL} \quad (7a)$$

$$\left[a + b \cdot \left(\frac{\sqrt{3}}{2\alpha} \right)^n \right]^2 \cdot \left[1 + c \ln \left(\frac{2(\eta+\vartheta)}{\alpha[V_A - \sqrt{(V_A^2 - V_{BL}^2)}] \dot{\varepsilon}_0} \right) \right] = \frac{nb\rho C_V(T_m - T_r)}{\beta} \cdot \left(\frac{\sqrt{3}}{2\alpha} \right)^{n-1}, \quad \text{当 } V_i > V_{BL} \quad (7b)$$

方程 (7a),(7b) 给出了绝热剪切临界速度 V_A 与靶厚、靶材参数 (强度、密度和力学性能等) 以及弹体参数之间的关系 (几何形状和质量).

3 平头弹对金属靶的绝热剪切冲塞穿甲

当绝热剪切条件在平头弹穿甲金属靶中一旦实现, 由于绝热温升导致的材料局部区域热软化, 靶板材料失效因其所需能量较剪切失效更小而更易实现, 因此可认为, 平头弹对金属靶的穿甲由剪切冲塞向绝热剪切冲塞转换, 也即, 冲塞穿甲包括两种模式, 剪切冲塞穿甲和绝热剪切冲塞穿甲. 前一种模式的终点弹道可由节 1 完全描述. 在绝热剪切冲

塞穿甲模式中, 其终点弹道性能相对较复杂, 需分别考虑.

$$(1) V_A \leq V_{BL}$$

绝热剪切失效先于剪切冲塞穿甲发生, 可认为穿甲模式为绝热剪切冲塞. 其弹道极限应修正为

$$V_{ASB-BL} = V_A$$

Chen 等^[1] 分析表明, 该工况对应于较大厚度靶板, 无需计及靶板的结构响应. 因此在更高速度撞击时, 弹和冲塞块的剩余速度是

$$V_r = \sqrt{(V_i^2 - V_{ASB-BL}^2)/(1+\eta)}$$

$$(2) V_A > V_{BL}$$

Chen 等^[1] 分析表明, 该工况对应于较小厚度靶板, 应考虑靶板的结构响应.

在未穿透 / 弹道极限情形时 ($V_i \leq V_{BL} < V_A$), 撞击过程不发生绝热剪切失效.

若 $V_{BL} < V_i < V_A$, 弹体剪切冲塞穿透靶板, 也不发生绝热剪切失效, 其终点弹道仍用节 1 的式 (1a),(1b) 描述.

若 $V_i \geq V_A$, 弹体绝热剪切冲塞穿透靶板, 由于失效模式变换, 建议其剩余速度由式 (1b) 修正为

$$V_r = \frac{\vartheta V_i + \eta \sqrt{(V_i^2 - V_{ASB-BL}^2)}}{(1+\eta)(\eta+\vartheta)}$$

这里仍取 $V_{ASB-BL} = V_A$.

更进一步, 在剪切冲塞向绝热剪切冲塞转换过程中, 剪切区区的材料失效模式并非绝对的单一. 实验结果也表明, 材料失效是剪切失效和绝热剪切失效的混杂. 因此, 更一般地, 可假设绝热剪切冲塞穿甲的弹道极限有函数关系

$$V_{ASB-BL} = (1-\delta) \cdot V_A + \delta \cdot V_{BL}, \quad 0 < \delta \leq 1 \quad (8)$$

δ 的取值依赖于材料失效中哪种模式占据主要作用. 若 $\delta = 0.5$, 则 $V_{ASB-BL} = (V_A + V_{BL})/2$. 将式 (8) 应用于本节, 可得到修正的平头弹对金属靶的绝热剪切冲塞穿甲的终点弹道性能.

4 试验分析

Chen 等^[12] 首次理论解释了金属薄靶穿甲问题中终点弹道极限附近存在剩余速度跳跃和一定靶厚范围内弹道极限会随靶厚增加而反常下降的特殊物理现象. 本文对 Borvik 等^[2], Dey 等^[3] 的实验数据作进一步的分析, 更多的实验证实上述物理现象的

存在. 并进一步讨论 Chen 等^[12], Chen 等^[1] 和本文修正模型随靶厚及靶强度变化的适用性.

本文的分析模型假定穿甲后弹丸和冲塞块的剩余速度相同. 须指出的是, 实验中弹丸和冲塞块的剩余速度是有一定差别的. 根据动量守恒, 可定义名义剩余速度为

$$V_r = \frac{M \cdot V_{pr} + M_{pl} \cdot V_{plr}}{(M + M_{pl})}$$

式中, V_{pr} 为实验中弹丸的剩余速度, V_{plr} 为冲塞块的剩余速度, $M_{pl} = \pi\rho d^2 H/4$ 为冲塞块质量.

Borvik 等^[2] 的研究中靶材为 Weldox460E, 分析所需的材料参数参见该文. Dey 等^[3] 的研究包括 Weldox460E, Weldox700E 和 Weldox900E 3 种靶材, 主要差别是屈服强度不同, 分别为 499 MPa, 859 MPa 和 992 MPa. 分析中取 3 种靶材的其它材料参数相同. 平头弹材为 Arne 钢 ($\sigma_y = 1900$ MPa), 假设刚性, 质量、弹径、长度分别为 0.197 kg, 20 mm 和 80 mm.

4.1 靶板厚度对弹道性能的影响

图 1 给出不同厚度的 Weldox 460E 钢靶穿甲的终点弹道性能实验结果和由 Chen 等^[12](节 1) 得到的理论预期. 靶板厚度分别为: 6 mm, 8 mm, 10 mm, 12 mm, 16 mm, 20 mm, 相应的无量纲靶厚分别为 ($\chi = H/d$) 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.8 和 1.0.

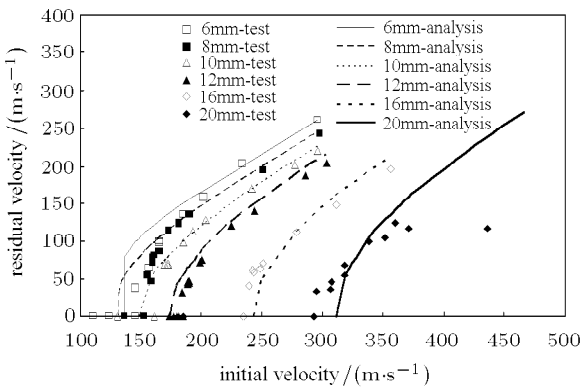


图 1 剩余速度的理论预期和实验数据

Fig.1 Prediction of residual velocity and test data^[2]

显然, 除高速穿甲 20 mm 厚靶的剩余速度预期有出入外, 理论模型给出了与实验结果比较一致的预期. Borvik 等^[2] 的更多实验表明, 由于靶板弯曲响应导致较薄靶板 ($\chi = 0.3, 0.4, 0.5$) 在弹道极限时分别有大小不一的速度跳跃, 其值随靶厚增加而减小; 而较厚靶板 ($\chi = 0.6, 0.8, 1.0$) 的剩余速度曲

线则连续变化, 进一步证实了 Chen 等^[12] 理论建模的合理性.

图 2 给出 Weldox460E 钢靶厚度变化 (χ 或者 H/d) 对弹道极限的影响. 实验数据表明, 伴随靶厚增加, 较薄靶板的弹道极限增加缓慢, 而较厚靶板的弹道极限增加呈线性. 理论分析指出这正是由于靶板结构响应导致的. 更一般地, Chen 等^[12] 还指出, 在一定靶厚范围内, 由于靶板结构响应的作用, 较薄靶板的弹道极限有可能会随靶厚增加而反常下降.

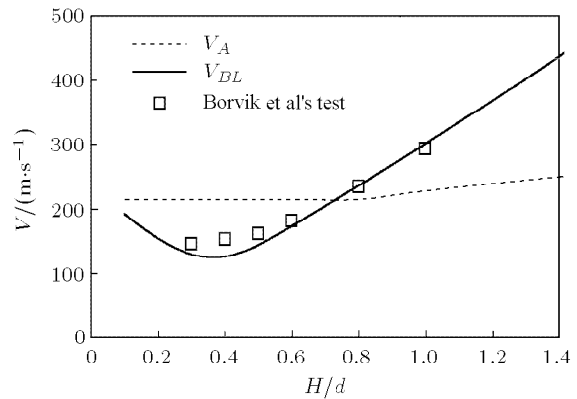


图 2 弹道极限 V_{BL} 和绝热剪切临界速度 V_A 随靶厚的变化
Fig.2 Variations of critical velocities for ballistic limit (V_{BL}) and initiation of adiabatic shear (V_A) against thickness of plate (H/d)

Borvik 等^[2,8,9] 实验也讨论了不同厚度靶板冲塞穿甲的不同失效模式, 指出, 伴随靶厚的增加, 靶板变形由薄靶结构响应向局部剪切冲塞、绝热剪切失效变化, 分别有变形 (deformed ASB) 和相变 (transformed ASB) 绝热剪切带两类. 根据 Chen 等^[1] 的研究, 图 2 同时给出绝热剪切失效的临界速度条件随靶厚变化的关系, 与 Chen 等^[1] 的图 4 稍有不同. Chen 等^[1] 的图 4 给出在弹道极限时对应的绝热剪切的临界速度.

强调的是, 两条理论分析曲线在 $\chi = 0.7$ 附近相交. 因此, 当 $\chi < 0.7$ 时, 因为 $V_A > V_{BL}$, 表明较薄靶板, 撞击速度即便超过弹道极限, 其靶板失效仍为剪切冲塞, 绝热剪切也不易产生; 需要更高速度穿甲 ($V_i > V_A$), 穿甲才可能由局部剪切冲塞向绝热剪切冲塞转化. 而当 $\chi > 0.7$ 时, 因为 $V_A < V_{BL}$, 表明较厚靶板, 绝热剪切失效较易产生, 即使在较低速度撞击而无穿甲时, 也可能产生绝热剪切失效. 特别地, 当绝热剪切冲塞发生时, 由于同时伴杂有剪切失效和绝热剪切失效, 其弹道极限应根据本文

节 3 的式 (8) 进行修正. 如图 2, 实验数据更靠近由剪切模型得到的弹道极限, 表明其中的剪切较绝热剪切占据主要失效机制. 因此, 相应于 Borvik 等 [2] 的实验, 建议式 (8) 中 $\delta = 0.9$.

Chen 等 [1] 已详细讨论了伴随靶厚和撞击速度的增加, 局部剪切区的绝热温升、应变和应变率, 与实验和数值分析吻合较好. 这里不再重复.

比较可知, 图 1 中较薄靶板的弹道极限及其剩余速度跳跃与实验值有一定的差异. Chen 等 [12] 也给出了考虑膜力效应的薄靶模型分析, 并指出实验结果应介于薄靶和中厚靶模型之间. 需要着重指出, 在靶厚 20 mm ($\chi = 1.0$) 及更厚靶情形 (25 mm, 30 mm), 理论模型给出的剩余速度预期小于实验结果, 原因主要在于理论分析中刚性弹假设与实际情况的差别. 弹体的变形和钝粗更加严重, 更多的能量用于弹体的塑性形变, 甚至在更厚靶情形 (25 mm, 30 mm), 弹体出现破碎. 因此, Chen 等 [12] 模型有其特定的适用范围.

4.2 靶板强 / 硬度对弹道性能的影响

在研究靶板强 / 硬度对弹道性能的影响问题上, Sangoy 等 [23] 已指出分别存在 3 个区, 其一是较低强 / 硬度区, 侵彻阻力随材料强 / 硬度增加而增加, 其二是中等强 / 硬度区, 由于绝热剪切损伤导致弹道极限随强 / 硬度增加而减少; 其三是高强 / 硬度区, 由于弹体的破碎重新导致侵彻阻力随材料强 / 硬度增加而增加. 也即, 绝热剪切对终点弹道性能有着显著影响, 弹道极限随靶厚和靶材强度增加的单调性不再成立, 转而变化为“S”型关系 [23,24].

Dey 等 [3] 针对 12 mm 厚度的 Wieldox460E, Wieldox700E 和 Wieldox900E3 种靶板做了大量穿甲试验, 分析了靶板强 / 硬度对弹道性能的影响. 3 种靶材的主要差别是屈服强度的不同, 分别为 499 MPa, 859 MPa 和 992 MPa; 故理论分析中取 Wieldox700E 和 Wieldox900E 的其它材料参数与 Wieldox460E 相同.

Chen 等 [1] 利用 Johnson-Cook 材料模型, 讨论绝热剪切失效的影响, 其中靶材强度的作用也能得到较好的描述. 图 3 给出绝热剪切失效的临界速度及由 Chen 等 [12] 弹道极限随靶材强度的变化, 同时也给出不同靶材的弹道极限的实验结果. 若单纯根据剪切冲塞穿甲模型 [12], 其弹道极限 V_{BL} 应随靶材强度单调上升. 而由绝热剪切冲塞模型 [1], 在较低靶材强度范围内, 绝热剪切失效的临界速度 V_A 随强

度增加先缓慢上升, 但在较高靶材强度范围内, V_A 则随强度增加缓慢下降. Chen 等 [1] 模型可以较好地预期 Sangoy 等 [23] 已指出的前两个分区的存在.

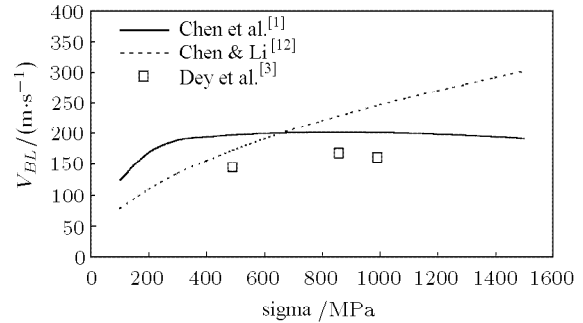


图 3 弹材强度对靶板弹道性能的影响 ($\chi = H/d = 0.6$)

Fig.3 Effect of plate strength on ballistic performance for $\chi = H/d = 0.6$

图 4~6 分别给出了 12 mm 厚度的 Wieldox460E, Wieldox700E 和 Wieldox900E3 种靶板穿甲的终点弹道实验数据, 以及由剪切冲塞穿甲模型 [12] 和绝热剪切冲塞模型 [1] 分别给出的理论预期. 显然, 在较低速度内, Wieldox 460E 靶材弹道极限的实验结果与剪切冲塞模型 [12] 的理论预期比较一致, 表明这时其主要穿甲失效是剪切冲塞; 而在较高速度时, 其实验结果则在两个模型之间, 其失效机制应是剪切和绝热剪切共同作用. 而 Wieldox700E 和 Wieldox900E 两种靶材弹道极限的实验结果与绝热剪切冲塞模型 [1] 的理论预期更接近, 也即, 两种靶材的穿甲失效机制主要为绝热剪切.

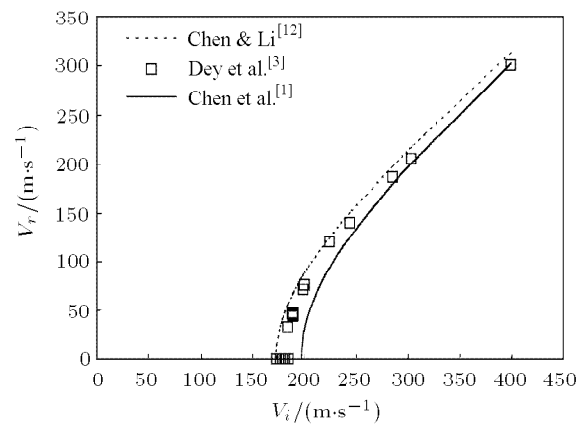


图 4 剩余速度的理论预期和实验数据 (Wieldox460E)

Fig.4 Prediction of residual velocity and test data (Wieldox460E)

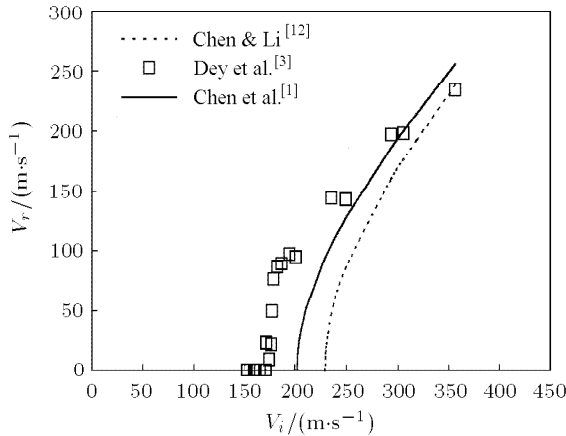


图 5 剩余速度的理论预期和实验数据 (Weldox700E)
Fig.5 Prediction of residual velocity and test data
(Weldox700E)

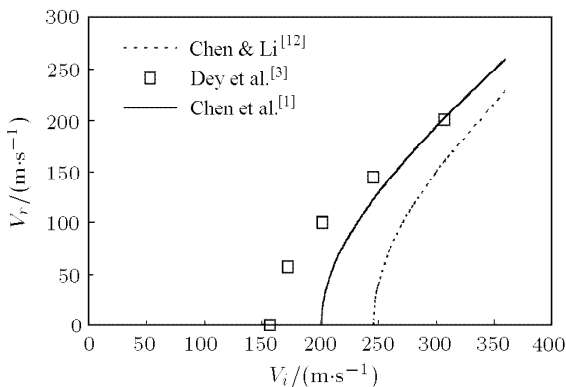


图 6 剩余速度的理论预期和实验数据 (Weldox900E)
Fig.6 Prediction of residual velocity and test data
(Weldox900E)

即使在尖头弹穿甲 Weldox460E, Weldox700E 和 Weldox900E 3 种靶板的实验分析中, 也有可能出现类似的穿甲模式转变. 一般而言, 伴随靶板强度和厚度的增加, 刚性弹假设越来越不成立, 穿甲机理越易改变. 因此, 任何一个理论模型都有特定的适用范围, 在具体应用时需特别强调.

5 讨 论

在研究平头弹穿透不同韧性金属靶板时, 利用式 (3),(4) 对剪切带中应变和应变率的定义, 沿用本文的基本方法和思路, 原则上可根据实际的靶材本构关系, 进行绝热剪切失效临界条件的分析计算. 前提条件是需要考虑温度项的影响. 比如针对线性硬化材料, Chen 等^[1] 已指出, 可用 Cowper-Symonds 本构代替式 (5) 的 Johnson-Cook 本构关系进行分析. 同样在假设温度项因子后, 也可将 Bai-Johnson 热塑性本构关系移植进来. 区别于潘建华等^[25] 的是, 结

合 Chen 等^[12] 和 Chen 等^[1] 模型, 本文模型可显式地获得包含靶板结构响应的金属靶剪切冲塞和绝热剪切冲塞穿甲的终点弹道性能, 以及得到弹道穿甲中绝热剪切带的带宽和温升, 以此来进一步判断决定变形绝热剪切带或相变绝热剪切带 (Deformed ASB 或 Transformed ASB).

6 结 语

本文对 Chen 等^[12] 和 Chen 等^[1] 的模型进一步发展, 明确提出绝热剪切冲塞穿甲的概念, 并给出在绝热剪切冲塞条件下的终点弹道极限和剩余速度. 以此为理论基础, 对 Borvik 等^[2], Dey 等^[3] 的平头弹穿甲 WeldoxE 系列钢靶的试验数据进行系统的分析比较, 重点讨论靶厚、靶材强度对终点弹道性能的影响. 证实在一定靶厚时由于靶板的结构响应导致弹道极限附近存在剩余速度跳跃; 随靶厚的增加, 剪切冲塞穿甲模式有可能向绝热剪切冲塞穿甲模式转换; 靶材强度的变化也将导致靶板穿甲失效模式的类似变化. 由于绝热剪切的存在, 弹道极限随靶厚和靶材强度增加的单调性不再成立. 分析模型的理论预期与试验结果吻合较好.

参 考 文 献

- 1 Chen XW, Li QM, Fan SC. Initiation of adiabatic shear failure in a clamped circular plate struck by a blunt projectile. *Int J Impact Eng*, 2005, 31(7): 877~893
- 2 Borvik T, Hopperstad OS, Langseth M, et al. Effect of target thickness in blunt projectile penetration of Weldox 460E steel plates. *Int J Impact Engng*, 2003, 28(4): 413~464
- 3 Dey S, Borvik T, Hopperstad OS, et al. The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes. *Int J Impact Engng*, 2004, 30: 1005~1038
- 4 Backman ME, Goldsmith W. Mechanics of penetration of projectiles into targets. *Int J Engng Sci*, 1978, 16: 1~99
- 5 Anderson Jr CE, Bodner SR. Ballistic impact: the status of analytical and numerical modeling. *Int J Impact Engng*, 1988, 7: 9~35
- 6 Corbett GG, Reid SR, Johnson W. Impact loading of plates and shells by free-flying projectiles: a review. *Int J Impact Engng*, 1996, 18: 141~230
- 7 Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. Ballistic impact: recent advances in analytical modeling of plate penetration dynamics—a review. *ASME Applied Mechanics Reviews*, 2005, 58(11): 355~371
- 8 Borvik T, Langseth M, Hopperstad OS, et al. Ballistic penetration of steel plates. *Int J Impact Engng*, 1999, 22: 855~886
- 9 Borvik T, Leinum JR, Solberg JK, et al. Observations on shear plug formation in Weldox 460E steel plates impacted

- by blunt-nosed projectiles. *Int J Impact Engng*, 2001, 25: 553~572
- 10 Borvik T, Langseth M, Hopperstad OS, et al. Perforation of 12mm thick steel plates by 20mm diameter projectiles with blunt, hemispherical and conical noses, Part I: Experimental study. *Int J Impact Engng*, 2002, 27(1): 19~35
- 11 Borvik T, Hopperstad OS, Berstad T, et al. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with blunt, hemispherical and conical noses, Part II: Numerical simulations. *Int J Impact Engng*, 2002, 27(1): 37~64
- 12 Chen XW, Li QM. Shear plugging and perforation of ductile circular plates struck by a blunt projectile. *Int J Impact Engng*, 2003, 28(5): 513~536
- 13 Chen XW, Li QM. Perforation of a thick plate by rigid projectiles. *Int J Impact Engng*, 2003, 28(7): 743~759
- 14 Chen XW, Li QM, Fan SC. Oblique perforation of thick metallic plates by rigid projectiles. *Acta Mechanica Sinica*, 2006, 22: 367~376
- 15 Chen XW, Yang YB, Lu ZH, et al. Perforation of metallic plates struck by a blunt projectile with a soft nose. *Int J Impact Engng*, 2008, 35(6): 549~558
- 16 Chen XW, Zhou XQ, Li XL. On Perforation of Ductile Metallic Plates by Blunt Rigid Projectile. *European Mechanics/A* (in 2rd round review), 2007
- 17 Wen HM, Jones N. Low-velocity perforation of punch-impact-loaded metal plates. *J Pressure Vessel Technol*, 1996, 118(2): 181~187
- 18 Bai YL, Johnson W. Plugging: physical understanding and energy absorption. *Metals Technol*, 1982, 9: 182~190
- 19 Ravid M, Bodner SR. Dynamic perforation of viscoplastic plates by rigid projectiles. *Int J Impact Eng*, 1983, 21(6): 577~591
- 20 Recht RF, Ipson TW. Ballistic perforation dynamics. *J Appl Mech*, 1963, 30: 385~391
- 21 Srivathsa B, Ramakrishnan N. On the ballistic performance of metallic materials. *Bull Mater Sci*, 1997, 20(1): 111~123
- 22 Srivathsa B, Ramakrishnan N. A ballistic performance index for thick metallic armour. *Comput Model Simul Eng*, 1998, 3(1): 33~39
- 23 Sangoy L, Meunier Y, Pont G. Steels for ballistic protection. *Israel J Tech*, 1988, 24: 319~326
- 24 Li QM, Chen XW. Penetration and Perforation into Metallic Targets by a Non-deformable Projectile. Chapter 10, pp173~192, Zhang LZ, ed: *Engineering Plasticity and Impact Dynamics*, World Scientific Publishing, 2001
- 25 潘建华, 文鹤明. 平头弹丸正撞下延性金属靶板的破坏模式. *高压物理学报*, 2007: 21(2): 157~164 (Pan Jianhua, Wen Heming. Failure modes of ductile metal plates under normal impact by flat-ended projectiles. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2007: 21(2): 157~164)
- 26 Bai YL, Dodd B. *Adiabatic Shear Localization: Occurrence, Theories and Application*. UK: Pergamon Press, 1992

(责任编辑: 曹珂)

PERFORATION MODES OF METAL PLATES STRUCK BY A BLUNT RIGID PROJECTILE¹⁾

Chen Xiaowei^{*,†,2)} Liang Guanjun^{*} Yao Yong^{*} Wang Ruheng^{*} Tao Junlin^{*}

^{*}(School of Civil Engineering, Southwest University of Science & Technology, Mianyang 621010, China)

[†](Institute of Structural Mechanics, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621900, China)

Abstract The present paper analyzes the possible modes of shear plugging and adiabatic shear plugging in the perforation of metal plates struck by a blunt rigid projectile. The modified ballistic limit and residual velocity with adiabatic shear plugging are further formulated. Further experimental analyses are conducted on the perforations of Weldox E steel plates, in order to discuss the effects of plate thickness and material strength/hardness on the terminal ballistic performance. More experimental evidences confirm the jump of residual velocity at ballistic limit induced by the structural response of plate. With increasing the thickness of plate and the material strength, failure modes of plate may transform from shear plugging to adiabatic shear plugging.

Key words blunt rigid projectile, metallic plate, perforation, shear plugging, adiabatic shear plugging

Received 21 November 2007, revised 11 April 2008.

1) The project supported by the National Natural Science Foundation of China (10672152, 10602048) and the State Key Lab of Explosion Science and Technology of Beijing Institute of Technology (KFJJ06-4).

2) E-mail: chenxiaoweintu@yahoo.com