

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0443

侵彻条件下两类靶体材料静阻力的探讨*

程怡豪^{1,2}, 王明洋^{1,3}, 王德荣¹, 宋春明¹, 岳松林¹, 谭仪忠¹

(1. 陆军工程大学国防工程学院, 江苏 南京 210007;

2. 陆军工程大学野战工程学院, 江苏 南京 210007;

3. 南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 以空腔膨胀理论为主要理论工具, 通过比较侵彻近区塑性材料和脆性材料动力学行为的差异, 对两类不同材料静阻力(R_t)的本质进行探讨, 并对脆性材料侵彻的若干应用问题提出建议。研究表明: (1) R_t 是靶体介质以固体特性抵抗局部扩孔、具有时间平均特性的弹体横截面平均应力, 其具体取值随着材料的物理力学特性、侵彻模型、撞击速度等因素而变化, 因此不是材料的固有特性。(2) 对于塑性靶体的非变形侵彻问题, 静态空腔膨胀理论的结果能够对 R_t 作出比较合理的预测; 对于拟流体侵彻问题, 一般需要对静态空腔膨胀理论的结果加以修正。(3) 脆性材料的 R_t 主要取决于破碎后介质的力学特性而与完整材料的力学特性关系不大, 且与单轴抗压强度之间不满足纯粹的单调关系; 当侵彻速度较低时, 应考虑侵彻速度对侵彻阻力的强化作用, 这种强化作用的本质是内摩擦; 当侵彻速度足够高时, 脆性材料体现出恒定不变的“动力硬度”, 其反映了材料的本征阻力特性。(4) 提高脆性材料的侵彻阻力的关键在于减小应力波峰值后环向拉应力的幅值、抑制材料的破碎速度和程度, 具体措施包括主动或被动地增加外围压、对基质中添加增韧增强纤维等; 为了实现对脆性材料侵彻问题更高精度的数值模拟, 建议更加重视对破碎介质动力学特性的研究。

关键词: 侵彻; 塑性材料; 脆性材料; 静阻力; Hugoniot 弹性极限; 动力硬度

中图分类号: O347 国标学科代码: 13015 文献标志码: A

Discussion on essences of static resistance of two types of material under penetration

CHENG Yihao^{1,2}, WANG Mingyang^{1,3}, WANG Derong¹, SONG Chunming¹, YUE Songlin¹, TAN Yizhong¹

(1. National Defense Engineering College, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, Jiangsu, China;

2. Field Engineering College, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, Jiangsu, China;

3. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China)

Abstract: Based on cavity expansion theories, the very essences of static target resistance, i.e. R_t of plastic and brittle materials are discussed by comparing the difference of dynamic behaviors in near region of penetration, and some suggestions about applications of brittle materials for penetration are given. The summary of discussion is shown as follows. Firstly, R_t is the mean and time-averaged stress on the cross section of the projectile, which is the resistance of target materials in solid state against local cavity expanding. The specific value of R_t varies with physical and mechanical properties of materials, penetration models, impact velocity and other factors, and thus is not an intrinsic property of material. Secondly, for the non-deformable projectile penetrating plastic materials, static cavity expansion theory is proper to predict R_t . For semi-hydrodynamic penetration cases, the results of static cavity expansion theory should be modified. Thirdly, R_t of brittle materials mainly

* 收稿日期: 2019-11-19; 修回日期: 2019-12-27

基金项目: 国家自然科学基金(51409258, 11602303, 11772355); 江苏省自然科学基金(BK20190570); 中国博士后基金(2018M643853, 2018M643854); 江苏省博士后基金(2018K047A)

第一作者: 程怡豪(1986—), 男, 博士, 讲师, 05105432@163.com

通信作者: 王德荣(1968—), 男, 博士, 副教授, wdrjb@163.com

depends on fractured materials, while it is weakly related to intact materials and not completely positively related to uniaxial compressive strength of intact materials. If penetration velocity is relatively low, the strengthening effect of R_t of brittle materials by penetration velocity increasing should be considered in terms of internal-friction. If penetration velocity is high enough, the intrinsic and constant resistance of brittle materials is realized, which is named as dynamic hardness. Fourthly, the key measures to increase R_t of brittle materials are to reduce the amplitude of hoop tensile stress following the peak compressive stress, to lower the crack velocity of materials and to restrain the fragmentation degree of materials. These can be solved by increasing external confining pressure and intensifying the tensile strength and fracture toughness of materials. Furthermore, it is suggested that the dynamic properties of fractured materials should be emphasized to increase the precision of numerical calculations of brittle materials under penetration.

Keywords: penetration; plastic material; brittle material; static target resistance; Hugoniot elastic limit; dynamic hardness

数十年来,国内外学者采用空腔膨胀理论开展了针对金属、混凝土、岩石和陶瓷等多种靶体材料侵彻阻力的研究,并根据研究的需要将侵彻阻力显式地表达为速度相关的多项式函数^[1-16],其中常数项阻力被理解为靶体的静阻力项,常以符号 R_t 表示。关于 R_t 的本质的认识目前比较模糊,其中: Anderson^[1] 认为 R_t 是与材料基本力学行为密切相关的半经验参数而并非材料常数; Rosenberg 等^[16] 则根据数值计算结果发现 R_t 与弹体材料和撞击速度无关,可以仅通过材料强度准则和弹性常数确定。此外,金属的 R_t 的取值通常超过其 Hugoniot 弹性极限(HEL)直至其若干倍^[1, 17],岩石和混凝土等材料的 R_t 的取值通常小于其 HEL^[18-20],而陶瓷类材料的 R_t 则似乎与 HEL 相当^[22]。上述差异应该与两类材料的动力学行为差异密切相关,但目前尚缺乏专门针对这一问题的讨论。

那么 R_t 的内涵究竟是什么? 塑性材料和脆性材料在 R_t 与 HEL 之间的关系为何具有显著差异? 本文以空腔膨胀理论和球面应力波理论为分析依据,通过比较侵彻近区塑性材料和脆性材料动力学行为的差异,对两类不同材料 R_t 的本质及其与 HEL 的关系进行探讨,并对脆性材料侵彻的若干应用问题提出建议。

1 塑性材料

1.1 对静态空腔膨胀理论的回顾

在塑性金属靶体的非变形侵彻问题中, R_t 可利用静态球形空腔膨胀理论估计。Hill^[3] 给出了这部分工作的详细理论推导。

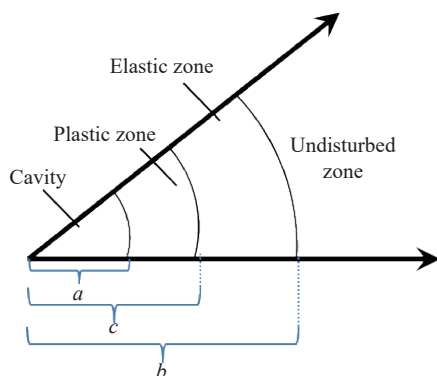


图1 塑性材料中球形空腔膨胀的响应区域

Fig. 1 Response regions of spherical cavity expansion in plastic materials

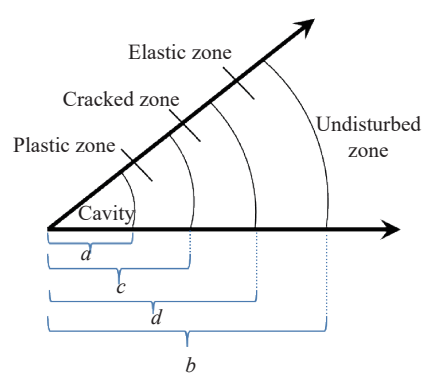


图2 脆性材料中球形空腔膨胀的响应区域

Fig. 2 Response regions of spherical cavity expansion in brittle materials

如图1所示,设在内压作用下该空腔从半径为0发展为半径为 a 的有限球腔,紧邻球腔的是半径为 c 的塑性区域,塑性区域外是半径为 b 的弹性变形区,如图2所示,对于脆性材料而言,尚需增加半径为

d 的径向裂纹区, 此时应力分布纯粹是径向坐标 r 的函数。已知有限球域条件下 a 对 c 的导数为:

$$\frac{da}{dc} = \frac{3(1-\nu)Y_t c^2}{E_t a^2} - \frac{2(1-2\nu)Y_t}{E_t} \left(1 - \frac{c^3}{b_0^3}\right) \frac{a}{c} \quad (1)$$

式中: ν 是介质的泊松比, Y_t 是介质的屈服应力, E_t 是介质的弹性模量, b_0 是球体的外半径。Tresca 准则下空腔内壁压力 p 满足:

$$p = 2Y_t \ln\left(\frac{c}{a}\right) + \frac{2Y_t}{3} \left(1 - \frac{c^3}{b_0^3}\right) \quad (2)$$

根据自相似原理, 当 $b_0 \rightarrow \infty$ 时, a/c 为常数, 为此在式(1)中要求:

$$\frac{c}{a} = \left[\frac{E_t}{3(1-\nu)Y_t} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3)$$

将式(3)代入式(2), 解得:

$$p_s = \frac{2}{3} Y_t \left\{ 1 + \ln \left[\frac{E_t}{3(1-\nu)Y_t} \right] \right\} \quad (4)$$

p_s 就是理想塑性材料在形成空腔 a 所需克服的最小孔壁压力。但需要强调的是, p_s 是在空腔半径从 0 膨胀为 a 得到的, 这和内半径为 a 的空心球腔在内压 p 作用下进入塑性状态所需临界应力的计算结果不同。事实上, 塑性区正应力的计算公式为:

$$\begin{cases} \sigma_r = -2Y_t \ln\left(\frac{c}{r}\right) - \frac{2Y_t}{3} \\ \sigma_\theta = Y_t - 2Y_t \ln\left(\frac{c}{r}\right) - \frac{2Y_t}{3} \end{cases} \quad a \leq r \leq c \quad (5)$$

式中: σ_r 为径向正应力, σ_θ 为环向正应力, r 是球心到考察点的距离。从式(5)的第一个式子可知当 $p=2Y_t/3$ 时空腔内壁就开始进入塑性。作为算例, 取典型装甲钢参数如下^[1]: $Y_t=1.0$ GPa, $\nu=0.3$, $E_t=200$ GPa, 代入式(4)可得 $p_s=3.72$ GPa, 因此:

$$\frac{p_s}{\frac{2}{3}Y_t} = 5.55 \quad (6)$$

当采用柱形空腔膨胀理论时, 式(4)的结果变为:

$$p_s = \frac{Y_t}{\sqrt{3}} \left\{ 1 + \ln \left[\frac{\sqrt{3}E_t}{(5-4\nu)Y_t} \right] \right\} \quad (7)$$

将上述装甲钢参数代入计算可得 $p_s=3.18$ GPa, 因此球形空腔膨胀理论的计算结果稍大于柱形空腔膨胀理论的计算结果。同时求解 p_s 与材料的 Hugoniot 弹性极限 (σ_{HEL}) 之间的比例关系。已知 σ_{HEL} 满足:

$$\sigma_{HEL} = \frac{1-\nu}{1-2\nu} Y_t = 1.75 \text{ GPa} \quad (8)$$

因此

$$\frac{p_s}{\sigma_{HEL}} = \begin{cases} \frac{3.72 \text{ GPa}}{1.75 \text{ GPa}} = 2.13 & \text{球形空腔膨胀理论} \\ \frac{3.18 \text{ GPa}}{1.75 \text{ GPa}} = 1.82 & \text{柱形空腔膨胀理论} \end{cases} \quad (9)$$

可见, p_s 约为 σ_{HEL} 的 2 倍。

1.2 不同条件下 R_t 的取值

Forrestal 等^[23] 将式(4)中得到的 p_s 作为 R_t , 得到了半球形头部弹体在无摩擦条件下的侵彻阻力函数, 即:

$$\frac{F}{\pi r_0^2} = R_t + BN\rho_t v^2, \quad R_t = \frac{2}{3} Y_t \left\{ 1 + \ln \left[\frac{E_t}{3(1-\nu)Y_t} \right] \right\}, \quad N = 0.5 \quad (10a)$$

式中: F 是弹头所受阻力的合力, r_0 是弹体半径, B 是材料力学性能决定的常数且 $B \approx 1$, ρ_t 是靶体密度, v 是瞬时侵彻速度, N 是弹头形状系数。与式(10a)对应的侵彻深度计算公式为:

$$\frac{h_{\max}}{(L+2r_0/3)} = \frac{(\rho_p/\rho_t)}{B} \ln \left[1 + \frac{1}{2} B \left(\frac{Y_t}{R_t} \right) \left(\frac{\rho_t v_0^2}{Y_t} \right) \right] \quad (10b)$$

式中: h_{\max} 是最终侵彻深度, L 是弹身长度, ρ_p 是弹体密度。空腔膨胀理论并非决定 R_t 的唯一方法, 例如, Rosenberg 等^[24] 认为非变形侵彻条件下侵彻阻力仅仅包含常数项 R_t , 其表达式为:

$$\frac{F}{\pi r_0^2} = R_t = \left(1.1 \ln \frac{E_t}{Y_t} - \phi \right) Y_t \quad (11a)$$

式中: ϕ 按照尖卵形头部、锥形头部和半球形头部分别取为 1.15、0.93 和 0.2。与式(11a)相对应的侵彻深度计算公式为:

$$\frac{h_{\max}}{(L+2r_0/3)} = \frac{\rho_p v_0^2}{2R_t} \quad (11b)$$

图 3 给出了对某种铝合金侵彻的计算结果和实验结果^[23] 的对比, 其中 $\rho_p=8\ 000\ \text{kg/m}^3$, $\rho_t=2\ 710\ \text{kg/m}^3$, $\nu=0.33$, $Y_t=340\ \text{MPa}$, $E_t=69\ \text{GPa}$, $L=71.12\ \text{mm}$, $r_0=3.55\ \text{mm}$ 。可见, 当撞击速度小于 1 km/s 时, Rosenberg 模型^[24] 的预测效果似乎更佳。但式(10)具有相对严格的物理力学基础, 特别是通过引入空腔膨胀理论使得 R_t 的确定更加理性, 而且在引入一个合适的弹靶间摩擦系数后, 式(10)可以和实验结果更加吻合; 相比之下, 式(11)则是依赖于实验结果的半经验参数。

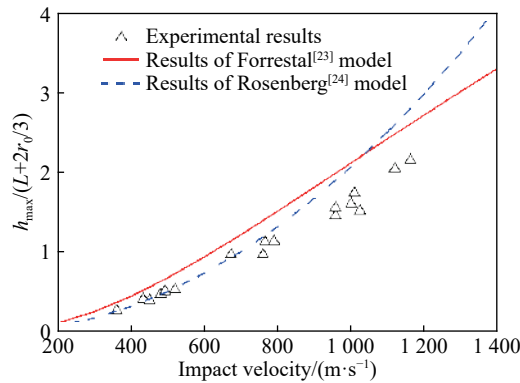


图 3 铝靶侵彻的理论计算与实验结果^[23] 对比

Fig. 3 Penetration depth into aluminum targets between results from theoretical calculations and experiments^[23]

这里需要指出的是, 无论采用空腔膨胀理论还是其他方法, R_t 都不能理解为纯粹的材料常数, 这是因为 R_t 不仅与材料的基本物理力学性质相关, 还与具体的侵彻模型的选择、侵彻速度等因素相关。例如, 超高速侵彻条件下经常采用 A-T 模型, 其在弹靶界面的控制方程满足^[17]:

$$\frac{1}{2} \rho_p (v_j - v)^2 + Y_p = \frac{1}{2} \rho_t v^2 + R_t \quad (12)$$

式中: v_j 为弹体尾部速度, Y_p 为弹体特征阻力(取为弹体材料的 HEL)。

Tate^[25] 参照式(4)拟合得到了 R_t , 即:

$$R_t = Y_t \left\{ \frac{2}{3} + \ln \left[\frac{2E_t}{(4 - e^{-\lambda}) Y_t} \right] \right\} \quad (13)$$

式中: λ 是经验参数, 建议 $\lambda=0.7$ 。以 $Y_t=1.0$ GPa, $\nu=0.3$, $E_t=200$ GPa 的装甲钢为例, 可得 $R_t=5.44$ GPa, 这是式(4)的 1.46 倍之多。对这一结果应该从两方面考虑: 一方面, A-T 模型本身尚不完备, 因此必须对 R_t 进行修正以符合实验结果; 另一方面, 球形空腔膨胀理论与真实的侵彻近区状态的差异在超高速侵彻条件下十分明显, 因此 R_t 有所变化。Rosenberg 等^[16]、Walker 等^[26] 的数值计算结果证实了上述推断, 即侵彻近区塑性区的大小与形态随着侵彻速度、弹体形状差异而变化, 因此采用不变的 R_t 描述侵彻机理将不可避免的存在与实验结果之间的误差。

尽管空腔膨胀理论并不能圆满地描述不同条件下侵彻近区的应力应变状态, 但其仍然是理解 R_t 本质的有效途径。在综合以上分析后我们作如下推断: R_t 是靶体介质以固体特性抵抗局部扩孔的、具有时间平均特性的弹体横截面平均应力, 其具体取值随着材料的物理力学特性、侵彻模型、撞击速度等因素而变化, 因此不是材料的固有特性。

2 脆性材料

2.1 脆性材料 R_t 值实验研究

在脆性材料的非变形侵彻问题中 Forrestal 阻力模型得到了普遍应用, 即^[5, 11-12]:

$$F = \pi r_0^2 (R_t + N\rho_t v^2) \quad (14a)$$

R_t 按照下式拟合:

$$R_t = \frac{N\rho_t v_0^2}{\left(1 + \frac{4\pi r_0^3 N\rho_t}{m_p}\right) \exp\left[\frac{2\pi r_0^2 (h_{\max} - 4r_0)}{m_p}\right] - 1} \quad (14b)$$

式中: m_p 是弹体质量。Forrestal 等^[5] 得到了混凝土的 R_t 值计算方法, 即:

$$R_t = (72.0f_c^{-0.5})f_c = 275 \sim 665 \text{ MPa} \quad f_c = 14 \sim 97 \text{ MPa} \quad (15)$$

式中: f_c 为混凝土单轴抗压强度。此外, 张德志等^[12] 基于式(14)得到了某种花岗岩的 $R_t=0.95 \sim 1.41$ GPa。当仅考虑阻力的常数项时, Rosenberg 等^[27] 曾给出如下形式, 即:

$$F = \pi r_0^2 R_t \quad R_t = (0.22 \ln f_c) - 0.285 = 279 \sim 728 \text{ MPa}, \quad f_c = 13 \sim 100 \text{ MPa} \quad (16)$$

与之形成对比的是, 35 MPa 普通混凝土的 HEL 可达到 1.0 GPa 以上^[18], 花岗岩的 HEL 可达到 2.5~4.5 GPa^[19-20]。当长杆弹侵彻陶瓷等高硬度脆性材料时, 弹体通常发生侵蚀, 此时需采用形如式(12)中的拟流体侵彻模型, 其中 Rosenberg 等^[22] 曾经对 HEL 分别为 6 GPa 和 7 GPa 的 AD85 陶瓷和 BC90G 陶瓷进行高速侵彻实验, 发现 R_t 大体与陶瓷的 HEL 相当。由此可见, 脆性材料 R_t 通常小于其对应的 HEL (如混凝土、岩石) 或与 HEL 相当 (如陶瓷)。而从 1.1 节的计算可知, 塑性金属靶体的 R_t 通常约为 HEL 的 2 倍。

进一步观察式(15)~(16)中 R_t 随 f_c 的变化规律(图 4)可以发现, 无论是 Forrestal 模型还是 Rosenberg 模型, R_t 都随 f_c 的增大而单调增大。直觉上看这似乎是合理的, 但注意到 Zhang 等^[28] 曾经通过实验研究超高强混凝土的抗侵彻性能, 发现为了使得混凝土的 f_c 超过 150 MPa, 必须去除粗骨料, 而如果不能相应地采取增韧措施, 那么即使混凝土的 f_c 达到 250 MPa, 其侵彻深度也与未去除粗骨料的 100 MPa 混凝土相差无几(图 5 中虚线框部分所示)。Zhang 等^[28] 认为去除粗骨料的混凝土变的极易开裂, 此时其抗侵彻能力反而受到制约, 因此单纯以 f_c 作为衡量混凝土介质侵彻阻力大小是有失偏颇的。

要深入回答脆性材料 R_t 和 HEL 之间的大小关系问题, 以及 R_t 与 f_c 之间的依赖性问题, 尚需深入分析侵彻近区靶体材料的动力学行为。

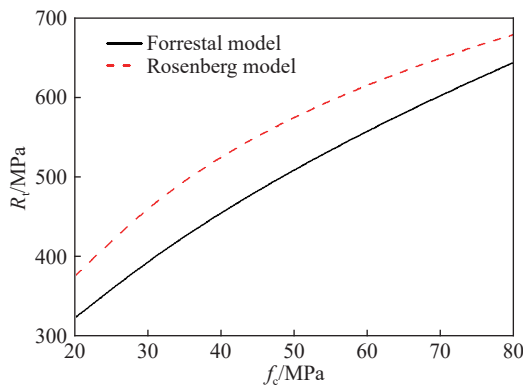


图 4 不同 f_c 条件下混凝土 R_t 的拟合结果
Fig. 4 Fitted R_t values of concrete with different f_c values

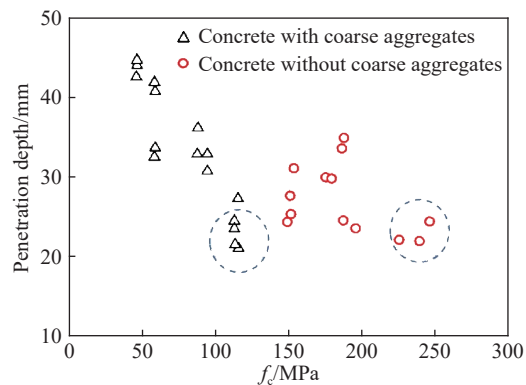


图 5 不同 f_c 条件下混凝土侵彻深度的实验结果^[28]
Fig. 5 Effect of f_c on experimental penetration depth in concrete^[28]

2.2 脆性材料 R_t 值的理论研究

完整脆性材料具有极高的 HEL。在冲击波波阵面或短波(即升压时间远远小于正压时间的压缩波)峰值附近,材料处于三向受压状态^[29],此时无论是脆性材料还是塑性材料,都会显示出显著的塑性行为,HEL 仍然由式(8)计算,但 Y_t 应该理解为当时当地应力状态和应变速率下的屈服应力。以岩石为例,由 Lundborg 关系^[30]可知高压下岩石具有 von-Mises 塑性极限 Y_d ,且对于硬岩而言 $Y_d = 1.0 \sim 2.0$ GPa,岩石的 Poisson 比为 $0.25 \sim 0.35$,因此 HEL 的估算结果是:

$$\sigma_{HEL} = \frac{1-\nu}{1-2\nu} Y_d = (1.5 \sim 4.3) \text{ GPa} \quad (17a)$$

这里同时给出基于 Rosenberg 建议的陶瓷材料 HEL 计算公式的计算结果^[31]:

$$\sigma_{HEL} = \frac{1-\nu}{(1-2\nu)^2} Y_d = (3.0 \sim 14.4) \text{ GPa} \quad (17b)$$

可见,相同参数下式(17b)远远高于式(17a)的计算结果,而从花岗岩的 HEL 看^[19-20],式(17a)更加符合实际情况。但无论是式(17a)还是式(17b)都表明,脆性介质之所以具有较高的 HEL 是因为其具有极高的 Y_d 。

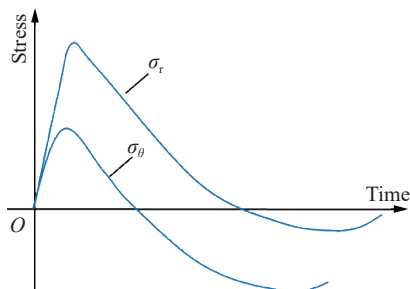


图 6 基于球面波的腔壁应力衰减规律^[32]
Fig. 6 Decay of spherical wave stresses on cavity^[32]

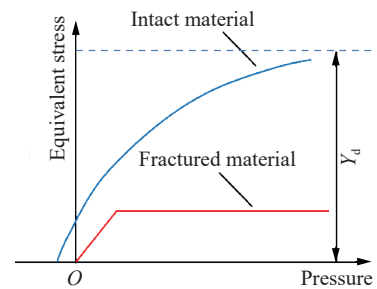


图 7 完整条件下和损伤条件下脆性材料的强度模型^[34]
Fig. 7 Model for strength of intact and damaged brittle materials^[34]

脆性材料侵彻阻力主要取决于破碎后介质。众所周知,脆性材料的破坏形态受压力和应变率的影响十分显著,因此式(17)的 HEL 必须在极高应变率($10^4 \sim 10^5 \text{ s}^{-1}$)的一维应变压缩条件的下才能体现出来^[19]。在球面应力波波峰后方,不仅径向应力迅速减小,而且环向应力也迅速减小并转变为拉应力,其幅值甚至将超过波阵面环向压应力的幅值^[32](图 6)。由于脆性材料的动力拉伸强度比 HEL 低约一个数量级,因此在环向拉应力的作用下将会首先出现径向裂纹并将波阵面后面的材料切割成尺度不等的碎块。裂

纹传播速率一般在 $\sim 10^2$ m/s 且最高可达 Rayleigh 波速(完整岩石的 Rayleigh 波速在 2.5~3.0 km/s^[33]), 而一般弹道问题的撞击速度小于 1 km/s, 此时弹体将在已经破碎的介质中侵彻, 因此在理论分析中必须考虑强度退化。

Satapathy 等^[34] 和 Bavdekar 等^[35] 发现, 破碎介质的 Mohr-Coulomb 准则参数对准稳态侵彻阻力的影响比完整介质的 Mohr-Coulomb 准则参数更加重要(图 7), 此时 R_t 与完整材料的力学特性参数(如 HEL 和 f_c)关系不大。因此, 具有超高 f_c 的混凝土如果缺乏粗骨料则极可能“一裂即碎”, 其残余强度甚至可能低于较低强度混凝土。基于同样的理由, 不能仅凭两批次混凝土具有相同 f_c 就认为两者具有相同的 R_t 。

脆性材料的 R_t 与侵彻速度有关。上述研究均是建立在“材料破碎在先, 侵彻过程在后”的前提下。若侵彻速度超越破碎阵面的传播速度时, R_t 将急剧上升, 甚至超越材料的 HEL。表 1 给出了不同的陶瓷 R_t 值, 其中 Sternberg^[36] 和 Rosenberg 等^[22] 的结果比较接近, 而 Kozhushko 等^[37] 的建议值是另两位学者所提出建议值的 4 倍以上, 这是因为 Kozhushko 等是在 5~12 km/s 撞击速度条件下测得的结果, 侵彻速度很可能已经超越陶瓷材料的裂纹前端, 测得的是陶瓷的本征阻力值(原苏联学者称之为“动力硬度”^[38]), 远远大于侵彻破碎介质所需克服的阻力。Vlasova 等^[39] 认为陶瓷类介质的 R_t 值具有理论极限值 R_{tmax} , 即:

$$R_{tmax} = \frac{1}{2}\rho_t c_{st}^2 = \frac{G_t}{2} \tag{18}$$

式中: c_{st} 为陶瓷的剪切波速, G_t 为靶体的剪切模量。这一公式的计算结果与 Kozhushko 等给出的建议值相吻合。

表 1 不同学者建议的陶瓷 R_t 值 (单位: GPa)

Table 1 R_t values of ceramic suggested by different researchers (unit in GPa)

陶瓷种类	Kozhushko等 ^[37]	Sternberg ^[36]	Rosenberg等 ^[22]
B ₄ C	42~49	13.3~14.1	6.4
SiC	25~30	5~11	7.5
Al ₂ O ₃	20~25	9.2	6.0

事实上, 即便在一般弹道速度条件下, R_t 也与撞击速度之间显示出相关性。图 8 根据式(14)给出了张德志等^[12] 的花岗岩侵彻实验和徐建波^[40] 的混凝土侵彻实验的不同撞击速度下的 R_t 值。可见, 随着撞击速度从 300 m/s 提高到 900 m/s, 混凝土的 R_t 从 950 MPa 提高到 1 400 MPa; 撞击速度从 200 m/s 提高到 700 m/s, 混凝土的 R_t 从 250 MPa 提高到 325 MPa。对于此类现象, 王明洋等^[21] 认为, 当侵彻速度较低时, 岩石类介质没有恒定的 R_t , 而应该考虑侵彻速度对侵彻阻力的强化作用, 这种作用的本质是内摩擦, 此时侵彻阻力是侵彻速度的一次函数; 当侵彻速度足够高时, 材料的内摩擦效应达到饱和并体现为恒定不变的“动力硬度”(硬岩的动力硬度可达数个 GPa), 具体表述为:

$$\sigma = \begin{cases} \frac{4}{3}\tau_s + \kappa_1\rho_t c_{Lt}v & Ma^* \leq 1.0 \\ H_t + \frac{\kappa_2}{2}\rho_t v^2 & 1.0 < Ma^* \leq 3.0 \\ H_t + \frac{1}{2}\rho_t v^2 & Ma^* > 3.0 \end{cases} \tag{19a}$$

$$Ma^* = \frac{v}{c^*} = \frac{v}{\sqrt{\frac{2H_t}{\rho_t}}}, \quad H_t = \frac{K_t}{2G_t} Y_d \tag{19b}$$

式中: σ 是作用在弹头横截面的平均应力, τ_s 是岩石的黏聚力, H_t 为岩石的动力硬度, Ma^* 为广义马赫数, 其定义为侵彻速度 v 与特征速度 c^* 之比, c^* 取决于岩石动力硬度和密度, κ_1 、 κ_2 为阻力系数。花岗岩侵彻实验结果已经初步证实了式(19)的合理性(图 9)。

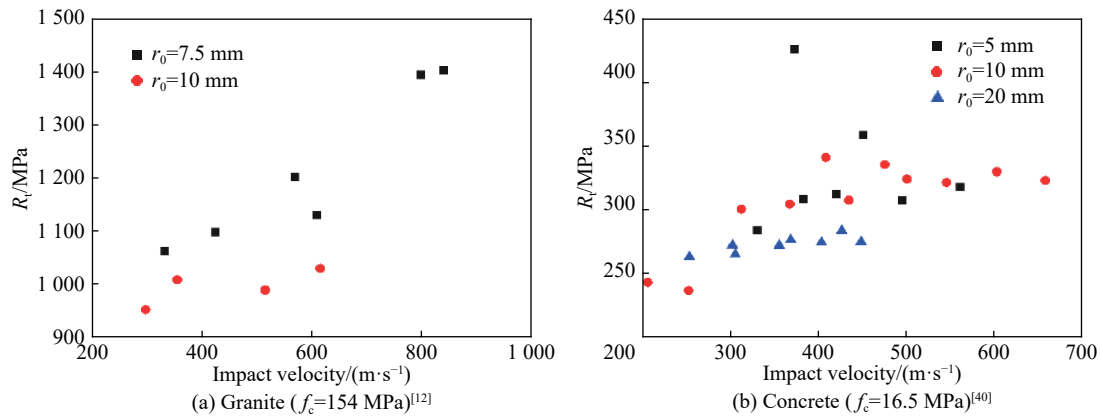


图8 花岗岩和混凝土靶体 R_t 随撞击速度的变化规律
Fig. 8 R_t of granite and concrete varying with impact velocity

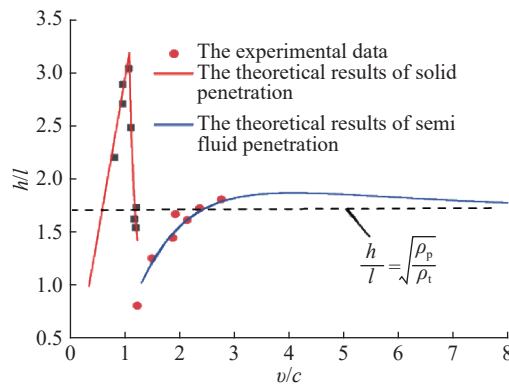


图9 花岗岩侵彻深度的实验结果与理论计算结果的预测效果^[21]
Fig. 9 Comparison of calculation results with experimental results of penetration depth in granite^[21]

2.3 对工程实践的启示

由于限制脆性材料侵彻阻力的主要原因是应力波峰值后方的环向拉应力造成的材料破碎,因此提高脆性材料的侵彻阻力的关键在于:(1)减小小应力波峰值后环向拉应力的幅值;(2)抑制材料的破碎速度和程度。为了实现第一点,可以主动或被动地增加外围压。这一手段在陶瓷装甲防护技术中已经得到了广泛实践^[41]。此外,徐松林等^[42]和蒙朝美等^[43]的实验结果分别证实了主动和被动约束对于提高混凝土的抗侵彻能力具有一定作用,任劼等^[44]的数值计算结果显示较高的岩体围压会显著地减小金属射流的侵彻深度。为了实现第二点,既可以增加外围压,也可以通过材料复合技术提高材料的韧性,这实际上已经在钢纤维高性能混凝土的抗侵彻研究中得到了应用^[45]。

3 结论

材料的静阻力 R_t 是材料抵抗侵彻能力的定量表征,但关于不同类型材料 R_t 的本质缺乏针对性的讨论。本文以空腔膨胀理论和球面应力波理论为工具进行分析,对塑性和脆性两类不同材料 R_t 的本质进行探讨,结论如下:

(1) R_t 是靶体介质以固体特性抵抗局部扩孔的、具有时间平均特性的弹体横截面平均应力,其具体取值随着材料的物理力学特性、侵彻模型、撞击速度等因素而变化,因此不是材料的固有特性。

(2) 对于塑性靶体的非变形侵彻问题,静态空腔膨胀理论的结果能够对 R_t 作出比较合理的预测。对于拟流体侵彻问题,一般需要对静态空腔膨胀理论的结果加以修正。

(3) 脆性材料的 R_t 主要取决于破碎后介质的力学特性而与完整材料的力学特性关系不大,且与 f_c 之

间不满足纯粹的单调关系。当侵彻速度较低时,应考虑侵彻速度对侵彻阻力的强化作用,这种强化作用的本质是内摩擦;当侵彻速度足够高时,脆性材料体现出恒定不变的“动力硬度”,其反映了材料的本征阻力特性。

(4)提高脆性材料的侵彻阻力的关键在于减小应力波峰值后环向拉应力的幅值、抑制材料的破碎速度和程度,具体措施包括主动或被动地增加外围压、对基质中添加增韧增强纤维等。此外,为了实现对脆性材料更高精度的数值模拟,建议更加重视对破碎介质动力学特性的研究。

参考文献:

- [1] ANDERSON 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.
- [2] FORRESTAL M J, LUK V K. Dynamic spherical cavity-expansion in a compressible elastic-plastic solid [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1988, 55(2): 275–279. DOI: 10.1115/1.3173672.
- [3] HILL R. The mathematical theory of plasticity [M]. Oxford: Oxford University Press, 1998.
- [4] FORRESTAL M J, TZOU D Y. A spherical cavity-expansion penetration model for concrete targets [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1997, 34(31/32): 4127–4146.
- [5] FORRESTAL M J, ALTMAN B S, CARGILE J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1994, 15(4): 395–405. DOI: 10.1016/0734-743X(94)80024-4.
- [6] HE T, WEN H M, GUO X J. A spherical cavity expansion model for penetration of ogival-nosed projectiles into concrete targets with shear-dilatancy [J]. *ActaMechanicaSinica*, 2011, 27(6): 1001–1012.
- [7] 彭永, 方秦, 吴昊, 等. 对弹体侵彻混凝土靶体阻力函数计算公式的探讨 [J]. *工程力学*, 2015, 32(4): 112–119. PENG Y, FANG Q, WU H, et al. Discussion on the resistance forcing function of projectiles penetrating into concrete targets [J]. *Engineering Mechanics*, 2015, 32(4): 112–119.
- [8] KONG X Z, WU H, FANG Q. Rigid and eroding projectile penetration into concrete targets based on an extended dynamic cavity expansion model [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 100: 13–22. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.10.005.
- [9] 卢正操, 张元迪, 文鹤鸣, 等. 长杆弹侵彻半无限混凝土靶的理论研究 [J]. *现代应用物理*, 2018, 9(4): 040102. LU Z C, ZHANG Y D, WEN H M, et al. Theoretical study on the penetration of long rods into semi-infinite concrete target [J]. *Modern Applied Physics*, 2018, 9(4): 040102.
- [10] FORRESTAL M J. Penetration into dry porous rock [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1986, 22(12): 1485–1986.
- [11] FREW D J, FORRESTAL M J, HANCHAK S J. Penetration experiments with limestone targets and ogive-nose steel projectiles [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2000, 67(4): 841–845. DOI: 10.1115/1.1331283.
- [12] 张德志, 张向荣, 林俊德, 等. 高强钢弹对花岗岩正侵彻的实验研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2005, 24(9): 1612–1618. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2005.09.024. ZHANG D Z, ZHANG X R, LIN J D, et al. Penetration experiments for normal impact into granite targets with high-strength steel projectile [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2005, 24(9): 1612–1618. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2005.09.024.
- [13] LI J C, MA G W, YU M H. Penetration analysis for geo-material based on unified strength criterion [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35: 1154–1163. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2008.01.003.
- [14] SATAPATHY S, BLESS S. Calculation of penetration resistance of brittle materials using spherical cavity expansion analysis [J]. *Mechanics of Materials*, 1996, 23: 323–330. DOI: 10.1016/0167-6636(96)00022-1.
- [15] GALANOV B A, KARTUZOV V V, IVANOV S M. New analytical model of expansion of spherical cavity in brittle material based on the concepts of mechanics of compressible porous and powder materials [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35: 1522–1528. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2008.07.016.

- [16] ROSENBERG Z, DEKEL E. A numerical study of the cavity expansion process and its application to long-rod penetration mechanics [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35: 147–154. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.01.005.
- [17] TATE A. A theory for the deceleration of long rods after impact [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1967, 15(6): 387–399. DOI: 10.1016/0022-5096(67)90010-5.
- [18] RIEDELW, WICKLEIN M, THOMA K. Shock properties of conventional and high strength concrete: experimental and mesomechanical analysis [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35: 155–171. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.02.001.
- [19] 李干, 王明洋, 宋春明, 等. 超高速飞片撞击花岗岩实验及其动态力学性能研究 [C] // 第六届全国工程安全与防护学术会议. 湘潭: 中国岩石力学与工程学会工程安全与防护分会, 2018.
- [20] PETERSEN CF. Shock wave studies of selected rocks [D]. California: Stanford University, 1969.
- [21] 王明洋, 李杰, 李海波, 等. 岩石的动态压缩行为与超高速动能弹毁伤效应计算 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(6): 1200–1217. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0173.
- WANG M Y, LI J, LI H B, et al. Dynamic compression behavior of rock and simulation of damage effects of hypervelocity kinetic energy bomb [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(6): 1200–1217. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0173.
- [22] ROSENBERG Z, TSALIAH J. Applying Tate's model for the interaction of long rod projectiles with ceramic targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1990, 9(2): 247–251. DOI: 10.1016/0734-743X(90)90016-O.
- [23] FORRESTAL M J, TZOU D Y, ASKARI E, et al. Penetration into ductile metal targets with rigid spherical-nose rods [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1995, 16(5/6): 699–710.
- [24] ROSENBERG Z, DEKEL E. On the deep penetration of deforming long rods [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2010, 47: 238–250. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2009.09.030.
- [25] 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. DOI: 10.1016/0020-7403(86)90075-5.
- [26] WALKER J D, ANDERSON C E. A time-dependent model for long-rod penetration [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1995, 16(1): 19–48.
- [27] ROSENBERG Z, DEKEL E. The deep penetration of concrete targets by rigid rods: revisited [J]. *International Journal of Protective Structure*, 2010, 1: 125–144. DOI: 10.1260/2041-4196.1.1.125.
- [28] ZHANG M H, SHIM V P, LU G, et al. Resistance of high-strength concrete to projectile impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31: 825–841. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.04.009.
- [29] GRADY D E. Shock-wave compression of brittle solids [J]. *Mechanics of Materials*, 1998, 29: 181–203.
- [30] LUNDBORG N. Strength of rock-like materials [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 1968, 5: 427–454. DOI: 10.1016/0148-9062(68)90046-6.
- [31] ROSENBERG Z. On the relation between the Hugoniot elastic limit and the yield strength of brittle materials [J]. *Journal of Applied Physics*, 1993, 74(1): 752–753. DOI: 10.1063/1.355247.
- [32] 王礼立. 应力波基础 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2005.
- [33] 胡进军, 谢礼立. 地震超剪切破裂研究现状 [J]. *地球科学进展*, 2011, 26(1): 39–47.
- HU J J, XIE L L. Review of the state-of-art researches on earthquake super-shear rupture [J]. *Advance in Earth Science*, 2011, 26(1): 39–47.
- [34] SATAPATHY S, BLESS S. Cavity expansion resistance of brittle materials obeying a two-curve pressure-shear behavior [J]. *Journal of Applied Physics*, 2000, 88(7): 4004–4012. DOI: 10.1063/1.1288007.
- [35] BAVDEKAR S, PARSARD G, SUBHASH G, et al. An improved dynamic expanding cavity model for high-pressure and high-strain rate response of ceramics [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2017, 26: 39–47.
- [36] STERNBERG J. Material properties determining the resistance of ceramics to high velocity penetration [J]. *Journal of Applied Physics*, 1989, 65(9): 3417–3424. DOI: 10.1063/1.342659.
- [37] KOZHUSHKO A A, RYKOVA I I, SINANI A B. Resistance of ceramics to penetration at impact velocities above 5 km/s [J]. *Journal de Physique IV*, 1991, 1(C3): C3–117. 1.
- [38] ISBELL W M, ANDERSON C E, ASAY J R, et al. Penetration mechanics research in the former Soviet Union [R]. San

- Diego, California: Science Applications International Corp, 1992.
- [39] VLASOVA M V, KAKAZEI N G, KOVTUN V I. Failure of self-bonded silicon carbide under dynamic pressure [J]. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*, 1988, 27(4): 325–329.
- [40] 徐建波. 长杆弹对混凝土的侵彻特性研究 [D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2001.
- [41] 刘桂武, 倪长也, 金峰, 等. 陶瓷/金属复合装甲抗弹约束效应述评 [J]. *西安交通大学学报*, 2011, 45(3): 7–15.
LIU G W, NI C Y, JIN F, et al. Review of anti-ballistic confinement effects of ceramic-metal composite armor [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2011, 45(3): 7–15.
- [42] 徐松林, 单俊芳, 王鹏飞, 等. 三轴应力状态下混凝土的侵彻性能研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(7): 071101. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0034.
XU S L, SHAN J F, WANG P F, et al. Penetration performance of concrete under triaxial stress [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(7): 071101. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0034.
- [43] 蒙朝美, 宋殿义, 蒋志刚, 等. 多边形钢管约束混凝土靶抗侵彻性能试验研究 [J]. *振动与冲击*, 2018, 37(13): 14–19.
MENG C M, SONG D Y, JIANG Z G, et al. Tests for anti-penetration performance of polygonal steel tube-confined concrete targets [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(13): 14–19.
- [44] 任劼, 党发宁, 马宗源, 等. 复杂地应力条件下聚能射流装药侵彻深部砂岩穿透深度研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2018, 37(3): 679–688.
REN J, DANG F N, MA Z Y, et al. Penetration depth of shaped charge into deep sandstone under complex geostress [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2018, 37(3): 679–688.
- [45] FAN P X, WANG M Y, SONG C M. Anti-strike capability of steel-fiber reactive powder concrete [J]. *Defence Science Journal*, 2013, 63(4): 363–368. DOI: 10.14429/dsj.63.2407.

(责任编辑 王易难)