

文章编号: 1001-1455(2007)04-0331-08

大长细比弹体斜侵彻混凝土靶的动力学响应*

皮爱国, 黄风雷

(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: 基于刚塑性自由梁在横向冲击载荷下的动力学响应研究方法, 结合空腔膨胀理论给出的弹体载荷分析, 给出了弹体作为自由梁在塑性铰出现之前的响应行为, 得到了梁内任一截面在横向载荷下剪力和弯矩分布规律以及轴向载荷下的轴力分布规律。计算结果表明, 大长细比结构弹体的危险截面在承受较大轴向惯性压力载荷后, 对由非正侵彻导致的横向载荷极为敏感。最后基于压弯联合作用载荷分析, 给出了动能弹设计的抗弯极限壁厚要求。

关键词: 爆炸力学; 侵彻; 冲击载荷; 刚塑性梁; 动能弹; 空腔膨胀理论

中图分类号: O385

国标学科代码: 130 · 3530

文献标志码: A

1 引言

由于动能弹(EPW)的侵彻能力主要与弹头形状及截面质量有关, 在一定装填比要求下, 提高弹体长径比成为提高其侵彻能力的有效手段。大长细比动能弹在侵彻过程中可能存在两类稳定性问题: 一是弹道稳定性, 即侵彻过程中弹道偏转失稳; 二是弹体结构稳定性, 即撞击初期和侵彻过程中弹体结构可能面临的动态屈曲、弯曲及剪切破坏。两者均与初始侵彻速度、方向(倾角、攻角)和弹靶体材料相关。

刚塑性梁在横向强动载荷下的塑性动力特性研究始于 20 世纪 50 年代, E. H. Lee 等^[1]提出了“移行塑性铰”的重要概念。N. Jones 等^[2]把自由梁作为航天飞机的一阶近似, 研究了自由梁在三角形分布冲击载荷作用下的变形及失效, 引起了对空间自由梁的后续研究。目前该领域大量的研究工作在现代航空、航天工程中具有越来越强的应用背景。N. Heider 等^[3]在对长杆钨弹斜侵彻装甲钢时弹体响应的试验研究中, 基于 AUTODYN 程序用数值模拟方法分析了弹体的响应, 由任一时刻的应力状态结果积分得到沿弹长方向截面的剪力和弯矩分布。结果表明, 长杆弹体截面的剪切应力远小于材料屈服强度, 导致弹体破坏的主要因素是弯矩破坏, 弹体的破坏由侵彻时的动态载荷以及移行塑性铰而产生。

在本文中, 拟将弹体斜侵彻半无限混凝土靶早期的运动和变形模式简化为空间自由梁在端部突加横向载荷和轴向载荷情况下的响应行为, 结合空腔膨胀理论给出的弹体载荷分析, 给出了弹体在塑性铰出现之前的刚体响应行为, 得到梁内任一截面的剪力和弯矩分布规律。基于此载荷分析, 给出了大长细比动能弹设计的抗弯极限壁厚判据。

2 基于最大惯性载荷的弹体壳体壁厚设计

传统的弹体结构设计方法是基于将垂直侵彻最大惯性载荷等效为弹体结构在静力作用下的极限载荷, 在考虑一定安全系数的基础上给出相应的壁厚设计判据, 由该方法校核的战斗部经过靶场射击试验的鉴定, 确定它满足撞击强度要求后, 再将此瞬时过载值作为评价战斗部碰击强度的依据^[4-5]。陈小伟等^[6-9]基于空腔膨胀理论的斜侵彻载荷分析, 将侵彻初期峰值载荷作为弹体结构危险截面应力状态分析的依据, 给出了深层侵彻钻地弹的抗压/拉极限壁厚和要求。

大量侵彻试验研究表明, 刚性弹侵彻半无限混凝土靶的破坏包括一个锥形弹坑(深度为 kD , 试验证

* 收稿日期: 2006-03-10; 修回日期: 2006-06-19

作者简介: 皮爱国(1977—), 男, 博士研究生。

实一般取 $k=2.0\sim 2.5$) 和一个直径略大于弹径的隧道区。在斜侵彻工况下, 前期的开坑将由于靶板表面的自由面效应而增大口径。对于质量 m 、弹径 D 的刚性弹以初速 v_0 正侵彻密度及无约束抗压强度分别为 ρ_t 和 f_c 的混凝土靶的工况, M. J. Forrestal 等^[10] 利用球形空腔膨胀理论, 得到弹体在混凝土靶中锥形弹坑区和隧道区受到轴向总阻力

$$F = \begin{cases} cH & 0 < H \leq kD \\ \frac{\pi D^2}{4} [f_c S(f_c) + N^* \rho_t v_0^2] & H > kD \end{cases} \quad (1a)$$

$$(1b)$$

式中: $v_1^2 = (mv_0^2 - k\pi D^3 \sigma S(\sigma)/4)/(m + k\pi D^3 N \rho_t/4)$, c 可由 kD 处的连续条件得到; N^* 为弹头形状函数; S 是关于混凝土无约束抗压强度 f_c 的一个无量纲经验常数。

M. J. Forrestal 等^[10] 和陈小伟^[9] 根据不同侵彻工况下的初始条件与侵深, 分别回归出 S 与 f_c 有如下关系 (f_c 的单位为 MPa)

$$S = 82.6 f_c^{-0.544}, \quad S = 72.0 f_c^{-0.5} \quad (2)$$

即初始撞击速度 v_0 在最初的撞击过程中造成了 kD 深度的锥形弹坑, 隧道区穿深始于 $L=kD$ 和 $v=v_1$, 由该理论得到弹丸在撞击过程中所受阻力的方程后, 根据牛顿定律和强度条件, 可以得到弹体的速度、加速度响应规律和半无限靶体的最终侵深, 校核某危险断面的强度, 或根据冲击载荷得到最小壳体壁厚设计极限。

对于常用的等壁厚设计弹体而言, 垂直侵彻时的危险截面位于承受最大压应力的弧柱交接面, 如图 1 所示。设壁厚为 h_t , 材料容许应力为 σ_{cr} , 忽略弹体开坑阶段的速度轻微损失, 不计材料强度的应变率强化效应, 忽略装填物对抗拉/压强度的贡献, 惯性载荷中不计弹头部分质量, 这是偏安全的考虑。由式 (1b) 可得危险截面处需承受的最大载荷应该满足

$$\pi D h_t \sigma_{cr} \geq \frac{\pi D^2}{4} [f_c S(f_c) + N \rho_t v_0^2] \quad (3)$$

陈小伟等^[7,9] 引入刚性弹的撞击函数 I 和几何函数 N , 即 $I = mv_0^2/(D^3 S f_c)$, $N = m/(N^* \rho_t D^3)$, 将上式整理后得到满足正撞击压缩强度要求的无量纲壳体壁厚条件

$$\frac{h_t}{D} \geq \frac{1}{4} \frac{S f_c}{\sigma_{cr}} \left(1 + \frac{I}{N} \right) \quad (4)$$

对于弹体后端面在撞击过程中的自由面反射拉伸效应, 简化为一维应力波在自由端面的等值反射, 并忽略应力波的衰减和材料的 Bauschinger 效应, 可知上式条件满足弹体后端壳体的抗拉极限。

3 自由梁端部作用横向阶跃载荷的运动与变形模式分析

由于 EPW 在实战时不可避免的面临非正侵彻情况, 此时大长细比弹体的结构稳定性具有决定性作用。本节中基于刚塑性理论进行分析^[11-13]。

动能弹高速侵彻混凝土靶板时, 弹体撞靶瞬间即在靶标介质中产生冲击波, 冲击波在弹体前面传播, 与靶体材料产生相互作用而改变了弹体将要通过的介质的材料性质, 因此弹体不是在完整材料中侵入而是在有着残余强度的介质中侵入。可以简化为中厚壁圆筒结构等截面自由梁在突加载荷下的响应问题: 从弹体抗弯设计的需要出发, 将初始开坑阶段附近的峰值载荷作为横向阶跃载荷值。如图 2 所示, 有一阶跃载荷 $P(t)$ 作用于等截面圆筒的端部, 主要讨论结构在阻力横向分量下的响应及在与阻力轴向分量联合作用下的应力状态分析。对于理想弹塑性材料在弹性范围内承受轴力 N_A 和弯矩载荷 M 共同作用梁截面的屈服函数及屈服条件为

$$\psi_e = \frac{|N_A|}{N_Y} + \frac{|M|}{M_Y} - 1 < 0 \quad (5a)$$

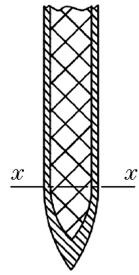


图 1 承受最大过载压应力的危险截面示意图

Fig. 1 Scheme of cross-section with maximum compressive stress

式中： N_Y 及 M_Y 分别为截面的分离的屈服极限。

对于理想刚塑性材料，圆环形截面薄壁梁在压弯载荷交互作用下的完全塑性极限函数^[14]

$$\psi_p = \left| \frac{M}{M_p} \right| - \cos\left(\frac{\pi}{2} \frac{N_A}{N_Y}\right) = \left| \frac{M}{\varphi_m M_Y} \right| - \cos\left(\frac{\pi}{2} \frac{|N_A|}{N_Y}\right) < 0 \quad (5b)$$

式中：截面的弯曲形状因子 $\varphi_m = M_p/M_Y$ ，即塑性极限弯矩与弹性极限弯矩之比。

从弹体的使用性能要求出发，使用弹性屈服极限函数更符合实际和偏安全的考虑，故以下的分析均采用(5a)式的屈服条件。首先给出自由梁在横向冲击载荷 $P(t)$ 下的响应。

余同希等^[12]的研究表明，在弯矩和剪力联合作用下截面达到塑性极限状态的条件中，只有短粗梁或工字梁等对剪应力敏感的梁，剪力才有一定影响；且当截面上的剪力达到塑性极限剪力的一半时，截面所能承受的弯矩只比塑性极限弯矩小 10%。的试验表明^[13]，自由梁的塑性变形，特别是梁的残余变形主要发生在梁的早期响应阶段，即对应移行塑性铰阶段，接下来主要是刚体运动。而弹体结构稳定性的基本要求之一是保证弹体不发生塑性变形，故做假定：(1) 早期的瞬态变形基于小变形假定；(2) 弹体材料为率无关的理想刚塑性材料，结构的塑性极限弯矩 M_p 为常数；(3) 弹体结构简化为大长细比等截面中厚壁圆筒，不考虑剪力对截面屈服的影响；(4) 峰值载荷的横向分量为阶跃载荷 $P(t)$ 恒值。

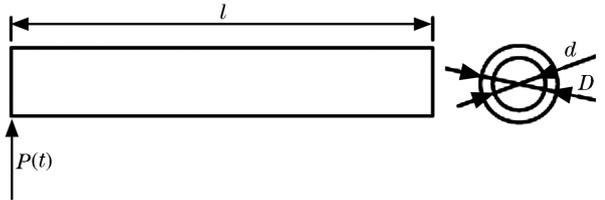


图 2 端部受突加阶跃载荷的自由梁
Fig. 2 A free-free beam subjected to dynamic lateral loading on one end

图 2 所示为长为 l 等直梁，中厚壁圆筒内径为 d ，外径为 D ，截面面积为 A ，材料密度为 ρ ，受阶跃载荷为 $P(t)$ 。其中阶跃载荷 $P(t) = P_0 H(t)$ ， $H(t)$ 为 Hemiside 阶跃函数。

在低载情况下，自由梁只作刚体运动，其运动模式如图 3 所示，即运动分解为刚体平动和绕质心的转动， u 为端点位移， θ 为端点转角。由刚体动力学可得到其运动方程为

$$\begin{cases} P = \rho A l (\ddot{u} - \frac{l}{2} \ddot{\theta}) \\ \frac{l}{2} P = \frac{\rho A l^3}{12} \ddot{\theta} \end{cases} \quad (6)$$

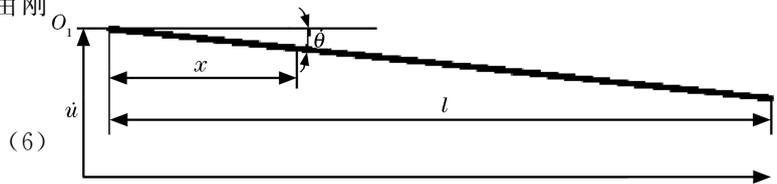


图 3 第 I 相：塑性铰出现之前的刚体响应

Fig. 3 Rigid body response before formation of plastic hinge(phase I)

由上式求解可得

$$\ddot{u} = 4P/(\rho A l), \quad \ddot{\theta} = 6P/(\rho A l^2) \quad (7)$$

梁内距端点 $O_1 x$ 处任一截面的剪力

$$Q(x) = P - \rho A x (\ddot{u} - (x\ddot{\theta})/2) \quad (8)$$

将式(7) 结果代入可得

$$Q(x) = P - 4Px/l + 3Px^2/l^2 \quad (9)$$

梁内距端点 O_1 为 x 处任一截面的弯矩为

$$M(x) = Px - \rho A \ddot{u} x^2/2 + \rho A \ddot{\theta} x^3/6 \quad (10)$$

将式(7) 结果代入可得

$$M(x) = Px - 2Px^2/l + Px^3/l^2 \quad (11)$$

由上述分析可得剪力与弯矩沿截面分布的情况如图 4、5 所示。

由 $dM(x)/dx = 0$ 条件可求得最大弯矩所在位置为 $x = l/3$ 。即动态横向载荷导致的自由梁响应最大弯矩截面位于距离头部约 $l/3$ 处，其最大弯矩为

$$M_{\max} = M(l/3) = 4Pl/27 \quad (12)$$

令 $M_{\max} = M$ ，定义梁中出现塑性铰时所须作用的横向载荷 P^* 为

$$P^* = 27M_p/(4l) \quad (13)$$

此结果与 R. F. Recht^[15] 针对尖卵头形的圆柱壳弹体斜撞击金属靶体的载荷分布分析及文献[9]的结果一致。

综上所述,当 $P < P^*$ 时,梁的运动可分解为平动和绕质心的转动,由于没有截面达到梁的塑性极限弯矩,因而图 4 所示塑性铰出现之前的刚体响应模式成立。当 $P = P^*$ 时,则在离撞击端 $l/3$ 处达到塑性极限弯矩,从而在该截面形成塑性铰,原来的运动与变形机构模式被破坏,响应进入第二相,此时梁在塑性铰处截面两侧的部分分别作刚体转动和平动。此相在 $P > P^*$ 后立即被破坏,从而进入第三相,梁的响应模式将首先在 $x = x_h < l/3$ 处形成塑性铰,变形机构如图 6。

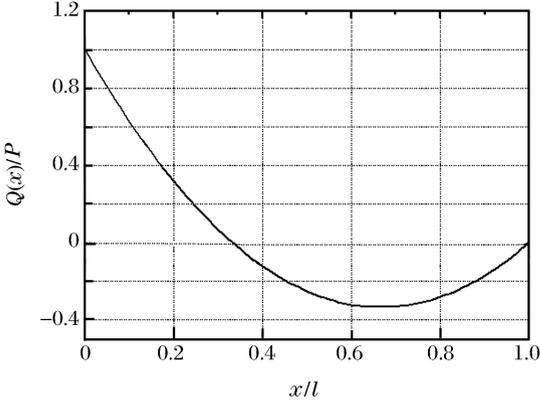


图 4 无量纲剪力沿截面分布

Fig. 4 Distribution of dimensionless shearing force

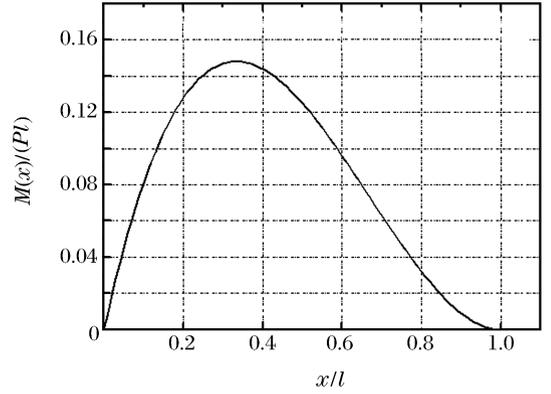


图 5 无量纲弯矩沿截面分布

Fig. 5 Distribution of dimensionless bending moment

其运动方程为

$$\begin{cases} P = \rho A x_h (\ddot{u} - x_h \ddot{\theta} / 2) \\ M_p = \rho A x_h^2 \ddot{u} / 2 - \rho A x_h^3 \ddot{\theta} / 3 \\ \ddot{u} - x_h \ddot{\theta} + \dot{x}_h (\dot{\varphi} - \dot{\theta}) - (l - x_h) \ddot{\varphi} / 2 = 0 \\ M_p = \rho A (l - x_h)^3 / 12 \end{cases} \quad (14)$$

从以上运动方程组可求解 \ddot{u} 、 $\ddot{\theta}$ 、 $\ddot{\varphi}$ 及变形机构各段的剪力、弯矩分布,结合梁的结构和材料的本构方程可以求解结构的最终塑性变形。可以证明,在 $x \neq x_h$ 的任一截面上均有 $M(x) < M_p$,而且塑性铰的位置随载荷 P 的增大而向载荷作用的端部移动。另外,对于理想刚塑性材料,由于塑性变形对应的应力合力存在极限值,且交互作用下一侧的塑性变形将导致中性轴偏离结构截面的几何形心轴,式(5a)定义的弹性范围屈服函数不再成立,而对应式(5b)的完全塑性极限函数。本文中主要讨论自由梁在第一相的运动,对此不作详叙。

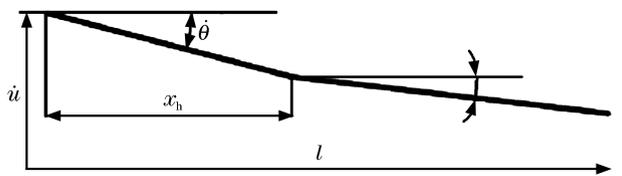


图 6 第三相:塑性铰出现之后的变形机构图

Fig. 6 Velocity field for locomotory plastic hinge(phase III)

4 塑性铰出现之前的弹体抗弯极限载荷分析

由上节的讨论可知,由横向载荷 $P(t)$ 产生的截面弯矩小于结构的塑性极限弯矩时,自由梁的响应表现为刚体的整体平动和绕质心的转动。在 EPW 斜侵彻混凝土靶板的工况下,分析结构弹体危险截面的应力状态时,除了阻力的横向分量 $P(t)$ 导致的弯曲应力外,还作用有阻力的轴向分量导致的压缩应力,后者所导致的弹体轴向惯性压缩载荷往往已经接近刚性弹体的设计屈服极限,故此时大长细比弹体的结构稳定性对横向载荷的影响更为敏感。

本节中在两者的压、弯联合作用下分析大长细比弹体保持刚性的抗弯曲极限载荷,如图 7 所示。取截面的屈服弯矩为弹性极限弯矩 M_Y 。

横向载荷参照陈小伟^[9]等给出的刚性弹丸斜侵彻混凝土靶板时的平均侧向作用力

$$P = F_{\perp\text{avg}} = \frac{1}{2} \frac{\pi D^2}{4} (Sf_c + N^* \rho v_0^2) \sin\beta \quad \frac{x}{d} > k \quad (15)$$

M. J. Forrestal 等^[10]给出的轴向载荷作用力

$$F_{\text{axis}} = \frac{\pi D^2}{4} (Sf_c + N^* \rho v_0^2 \cos^2\beta) \quad (16)$$

由前面给出的梁中任意截面弯矩分析,得到距头部 x 处任意截面的最大弯曲压应力

$$\sigma_{w,x,max} = \frac{MD/2}{\pi(D^4 - d^4)/64} \quad (17)$$

假设弹体质量沿弹长 l 均布,得同一截面的轴向惯性载荷压应力

$$\sigma_{\text{nr}} = \frac{l-x}{l} \frac{F_{\text{axis}}}{\pi(D^2 - d^2)} \quad (18)$$

对上述结果进行整理,引入刚性弹的撞击函数 I 和几何函数 N ,将式(15)~(18)代入式(5a)可得

$$\psi_e(x, \beta) = \frac{F_{\text{axis}} \left(1 - \frac{x}{l}\right)}{N_Y} + \frac{F_{\perp\text{avg}} \left(x - \frac{2x^2}{l} + \frac{x^3}{l^2}\right)}{M_Y} - 1 = \frac{\pi D^2 Sf_c / 4}{N_Y} \left(1 - \frac{x}{l}\right) \left(1 + \frac{I}{N} \cos^2\beta\right) + \frac{\pi D^2 Sf_c / 4}{2M_Y} \left(x - \frac{2x^2}{l} + \frac{x^3}{l^2}\right) \left(1 + \frac{I}{N}\right) \sin\beta - 1 \quad (19)$$

其中对于中厚壁圆筒截面有

$$N_Y = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) \sigma_{\text{cr}}, \quad M_Y = 2\sigma_{\text{cr}} I_0 / D, \quad I_0 = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64} \quad (20)$$

对于特定的斜撞击角 β ,通过对上式求导 $d\psi/dx = 0$ 可得最大压缩应力截面所在处。

$$x = \frac{2}{3}l - \frac{l}{3A} \sqrt{A^2 + 3AB/l} \quad (21)$$

式中: $A = (\pi D^2 Sf_c / 4)(1 + (I/N) \sin\beta) / 2M_Y$, $B = (\pi D^2 Sf_c / 4)(1 + (I/N) \cos^2\beta) / N_Y$ 。

将上式代入式(21)可得在一定弹体几何情况下,以任意角 β 斜撞击混凝土靶时弹体的弹性范围危险截面应力,从而进行结构弹体的抗弯能力校核;对于等壁厚设计的大长细比侵彻弹体,其斜侵彻状态下的危险截面只可能存在于弹体头部与柱体部分交界面到距离头部 $l/3$ 之间,即 $l_h < x < l/3$, l_h 为弹头长度。

另外,根据上述载荷分析可以得到满足要求的结构弹体壁厚设计准则。

以美军 MMTD 弹体为例,弹体几何尺寸及侵彻工况如表 1 所示。

表 1 美军 MMTD 弹体几何尺寸及侵彻工况

Table 1 Geometry parameter of MMTD and target material properties

m/kg	D/cm	CRH	λ_{ht}	λ_l	l_h/cm	f_c/MPa	$\rho_t/(\text{g}/\text{cm}^3)$	β	$v/(\text{m}/\text{s})$
113	15	4.5	0.08~0.12	12	30	50	2.45	$0^\circ \sim 30^\circ$	250~600

注: λ_{ht} 为无量纲壁厚, $\lambda_{\text{ht}}=h_t/D$; λ_l 为长径比, $\lambda_l=l/D$ 。

图 8 给出了长径比为 12、无量纲壁厚为 0.08 的美军 MMTD 弹体以 400 m/s 的速度、斜撞击角 β 分别为 0° 、 10° 、 15° 、 20° 、 30° 侵彻 $f_c=50$ MPa 半无限混凝土靶时,沿弹长方向 ($x>l_h$) 的屈服函数值,取弹壳体材料 $\sigma_y=1\ 500$ MPa。在此工况下,倾角为 15° 时,危险截面处的屈服极限函数值已经大于 0,说明该处应力已经超过材料屈服极限,载荷的进一步增加将导致材料的塑性应变和结构的弯曲变形。由横向载荷所导致的弹体弯曲应力及无量纲弯曲应力在屈服函数中所占比例均随倾角增加很快,且随倾

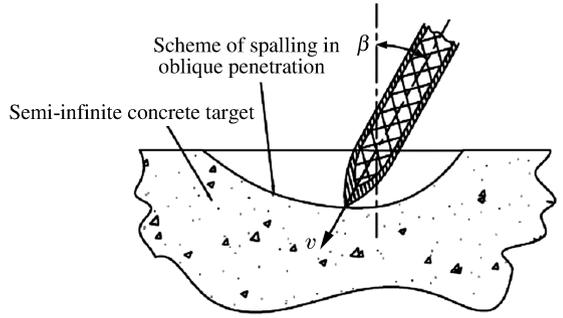


图 7 大长细比弹体斜侵彻半无限混凝土靶示意图

Fig. 7 Scheme of slender projectile penetrating into semi-infinite concrete target

角增加,危险截面逐渐由弧柱交界面向 $x=l/3$ 处靠拢,说明大长细比结构弹体的危险截面在承受较大轴向惯性压力载荷后,对由斜侵彻导致的横向载荷极为敏感。

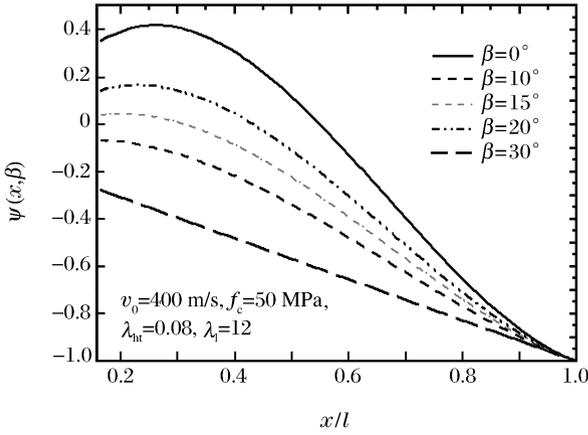


图8 不同倾角下无量纲屈服函数值分布

Fig. 8 Dimensionless yield function value distribution in axis on different obliquity

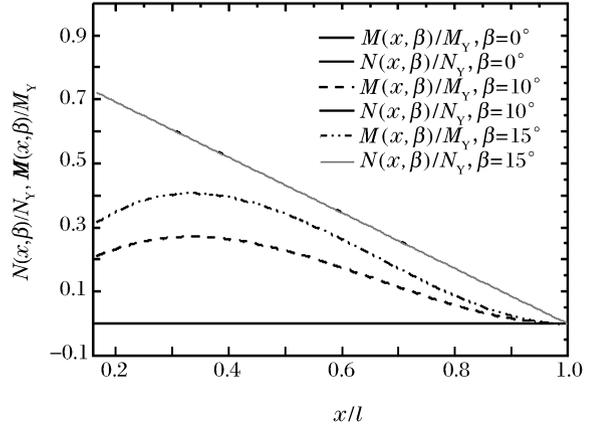


图9 不同倾角下无量纲轴压应力弯曲应力分布

Fig. 9 Dimensionless axis compressive stress and bending stress distribution in axis on different obliquity

由图9可知,在 0° 、 10° 、 15° 倾角下对应的无量纲轴压应力分布相差很小,三条曲线(最上方)几乎重合,说明在常规军用弹速范围内的侵彻工况下由弹体速度引起的阻力惯性项在整个侵彻阻力中所占比例极小,载荷主要由与混凝土强度相关的静力项所产生。

基于上述分析,在斜撞击角 β 不大的情况下 ($\beta < 15^\circ$),可忽略式(16)给出的轴向载荷惯性项中 β 的影响,将屈服函数式(20)重新整理可得到弹体抗弯无量纲壳体壁厚 λ_{ht} 与长细比 λ_l 、倾角 β 、撞击函数 I 和弹头形状函数 N 等的相互影响关系。一方面,给定弹体设计后的着角要求

$$\sin\beta < \left(\frac{\sigma_{cr}}{Sf_c(1+I/N)} - \frac{1-x_m/l}{4\lambda_{ht}(1-\lambda_{ht})} \right) \bigg/ \frac{\lambda_l(x_m/l)(1-x_m/l)^2}{2\lambda_{ht}(1-3\lambda_{ht}+4\lambda_{ht}^2-2\lambda_{ht}^3)} \quad (22a)$$

认为 λ_{ht}^2 及更高次项为小量而忽略其影响,上式可简化为

$$\sin\beta < \left(\frac{\sigma_{cr}}{Sf_c(1+I/N)} - \frac{1-x_m/l}{4\lambda_{ht}} \right) \bigg/ \frac{\lambda_l(x_m/l)(1-x_m/l)^2}{2\lambda_{ht}} \quad (22b)$$

另一方面,一定着角范围内的弹体抗弯设计无量纲壳体壁厚要求

$$\lambda_{ht} > \left(\frac{1}{2}\lambda_l \frac{x_m}{l} \left(1 - \frac{x_m}{l} \right)^2 \sin\beta + \frac{1}{4} \left(1 - \frac{x_m}{l} \right) \right) \bigg/ \frac{\sigma_{cr}}{Sf_c(1+I/N)} \quad (23)$$

特别地,对于 $\beta=0^\circ$ 的垂直侵彻工况,弹体承受的横向载荷 $F_{\perp avg}=0$,式(23)退化为

$$\lambda_{ht} = \frac{h_t}{D} > \frac{1}{4} \left(1 - \frac{x_m}{l} \right) \frac{Sf_c}{\sigma_{cr}} \left(1 + \frac{I}{N} \right) \quad (24)$$

即得正侵彻下弹体壁厚设计准则或由式(19)得弹体抗压承载能力判据。惯性载荷中忽略大长细比弹体头部质量影响,偏安全的校核 $x=l_h$ 处危险截面得到的设计准则同式(4)。

5 结论

(1) 基于小变形假设的刚塑性动力分析方法能较好的分析结构弹体侵彻前期在横向载荷下的响应情况,所得的结果如任意截面的剪力、弯矩分布规律可作为大长细比结构弹体力学设计及弹体结构响应计算的依据。

(2) 在一定弹速范围内,由侵彻速度引起的阻力惯性项在整个侵彻阻力中所占比例极小,载荷主要由与混凝土强度相关的静力项所产生。大长细比结构弹体的危险截面在承受较大轴向惯性压力载荷后,对由非正侵彻导致的横向载荷极为敏感。

(3) 从保证结构稳定性的要求出发,建立了大长细比结构弹体在斜侵彻情况下,危险截面受弯、压

联合作用的弹体抗弯壁厚设计准则,以及一定壳体厚径比弹体的斜侵彻理论着角要求。所得的结果可为大长细比弹体的设计提供参考。

理想刚塑性模型极大的简化了结构的响应模式,但未考虑弹性效应、几何大变形效应、应变率效应、应变强化效应等二极效应,得到的弹体结构强度设计准则是偏安全的。只考虑了斜侵彻工况下的横向载荷,未计及攻角效应、自由面效应等影响,且未考虑早期的波传播效应。下一步工作需要计及上述效应,得到更精确和更完善的结果。

感谢与中国工程物理研究院陈小伟研究员的有益讨论。

参考文献:

- [1] Lee E H, Symonds P S. Large plastic deformations of beam under transverse impact[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1952, 19, 308-314.
- [2] Jones N, Wierzbicki T. Dynamic plastic failure of a free-free beam[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1987, 6: 240-255.
- [3] Heider N, Weber K, Weidemaier P. Experimental and numerical simulation analysis of the impact process of structured KE penetrators onto semi-infinite and oblique plate targets[C]//Norbert Burman, Jeremy Anderson, George K. 21th International Symposium on Ballistics. IBC Press, 2005.
- [4] 王儒策,赵国志. 弹丸终点效应[M]. 北京:北京理工大学出版社,1993.
- [5] 刘树华,丘光申,潘昌祥,等. 火箭弹设计[M]. 北京:国防工业出版社,1984.
- [6] CHEN Xiao-wei, LI Qing-ming. Deep penetration of a non-deformable projectile with different geometrical characteristics[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2002, 27(6): 619-637.
- [7] CHEN Xiao-wei, FAN S C, LI Qing-ming. Oblique and normal penetration/perforation of concrete target by rigid projectiles[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30(6): 617-637.
- [8] CHEN Xiao-wei, LI Qing-ming. Transition from non-deformable projectile penetration to semi-hydrodynamic penetration[J]. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 2004, 130(1): 123-127.
- [9] 陈小伟. 动能深侵彻弹的力学设计 I: 侵彻/穿甲理论和弹体壁厚分析[J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(6): 499-505. CHEN Xiao-wei. Mechanic designs of EPW—Part I: The penetration/perforation theory and the analysis on the cartridge of projectile[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005, 25(6): 499-505.
- [10] 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.
- [11] Lellep J, Torn K. Plastic response of a circular cylindrical shell to dynamic loadings[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30: 555-576.
- [12] 余同希,章亮炽. 塑性弯曲理论及其应用[M]. 北京:科学出版社,1992.
- [13] Yu T X, Yang J L, Reid S R. Dynamic behavior of elastic-plastic free-free beams subjected to impulsive loading [J]. *International Journal of Solids Structures*, 1996, 33:2 659-2 680.
- [14] 余同希, W. J. 斯壮. 塑性结构的动力学模型[M]. 北京:北京大学出版社,2002. YU Tong-xi, Stronge WJ. Dynamic models for structural plasticity[M]. Beijing: Beijing University Press, 2002.
- [15] Recht R F. Ballistic impact dynamics, Parts I and II[R]. Prepared for the Handbook Division of the US Army Research Office, 1986.

Dynamic behavior of a slender projectile on oblique penetrating into concrete target

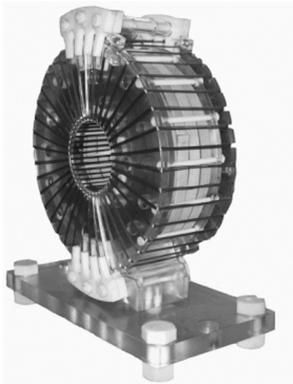
PI Ai-guo^{*}, HUANG Feng-lei

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

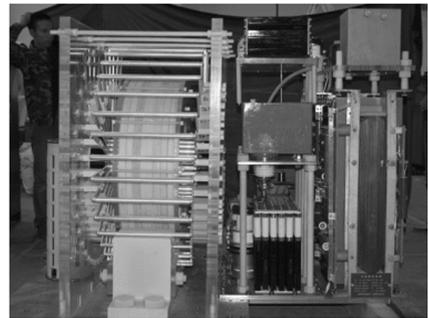
Abstract: The rigid-perfectly plastic dynamic response of a slender projectile penetrating into a semi-infinite concrete target with an oblique angle was presented based on the theory of free-free beam subjected to impulsive lateral loading. The lateral and axial loading was given by dynamic cavity expansion theory. The distribution of compressive stress conducted by bending moment and axial inertial load was presented which indicated that slender EPW was sensitive to the effect of lateral impulsive loading resulted from non-ideal impact. A criterion expression, for the minimum thickness of the cartridges and the maximum oblique angle of projectile, without any bending failure and damage, were formulated in the case of hollow and slender missiles penetrating into semi-infinite concrete targets at different initial velocities and length-to-diameter ratio.

Key words: mechanics of explosion; penetration; impulsive loading; rigid-plastic beam; EPW; cavity expansion theory

(接 330)



磁开关



内部结构

超高压脉冲功率电源

(转 351 页)

(中国工程物理研究院流体物理研究所提供)

* Corresponding author: PI Ai-guo
E-mail address: aiguo_pi@bit.edu.cn
Telephone: 86-10-68915921