

正六边形钢管约束混凝土靶边长对抗侵彻性能影响的试验研究

宋殿义^{1,2}, 刘 飞², 蒋志刚², 谭清华², 申志强²

(1. 湖南大学 土木工程学院, 长沙 410082; 2. 国防科技大学 军事基础教育学院, 长沙 410072)

摘 要: 钢管约束混凝土在防护结构中具有广阔的应用前景。正六边形钢管约束混凝土靶具有优良的抗侵彻性能,其抗单发和多发打击性能明显优于半无限混凝土靶。为了研究钢管边长对抗侵彻性能的影响,进行了 12.7 mm 钨芯穿甲弹(撞击速度 600 ~ 836 m/s)侵彻不同边长正六边形钢管约束混凝土靶试验,得到了靶的破坏模式和主要损伤参数。结果表明:钢管边长对侵彻深度和侵彻阻力有较明显的影响,边长越小,侵彻深度越小,侵彻阻力越大;撞击速度约 600 m/s、钢管边长由 66 mm 减小到 55 mm 时,侵彻深度可减小约 19%,侵彻阻力增大约 17%;正六边形钢管约束混凝土靶的侵彻深度随着撞击速度的增大近似线性增加。

关键词: 约束混凝土; 侵彻试验; 钨芯穿甲弹; 侵彻深度; 侵彻阻力

中图分类号: TV331; TD313; O347.3 文献标志码: A DOI:10. 13465/j. cnki. jvs. 2019. 01. 009

Tests for influence of side-length of a concrete target confined with hexagonal steel tubes on its anti-penetration performance

SONG Dianyi^{1,2}, LIU Fei², JIANG Zhigang², TAN Qinghua², SHEN Zhiqiang²

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

2. College of Military Education and Training, National University of Defense Technology, Changsha 410072, China)

Abstract: The steel tube-confined concrete (STCC) has a wide application prospect in protective structure. Hexagonal STCC targets have an excellent anti-penetration performance, and their anti-impact ability against both single and multiple artillery shells is superior to that of semi-infinite concrete targets. Tests for hexagonal STCC targets penetrated by 12.7 mm armor piercing projectiles (APPs) with tungsten core at impact velocities within 600 m/s—836 m/s were conducted to study the influence of side-length of steel tube on targets’ anti-penetration performance, and their failure modes and main damage parameters were obtained. The results showed that the side-length of steel tube significantly affects depth of penetration (DOP) and penetration resistance; the shorter the steel tube side-length, the smaller the DOP, the larger the penetration resistance; when the impact velocity is about 600m/s and the steel tube side-length decreases from 66 mm to 55 mm, the DOP decreases by about 19% and the penetration resistance increases by about 17%; the DOP of hexagonal STCC targets approximately linearly increases with increase in impact velocity.

Key words: confined concrete; penetration test; armor piercing projectile (APP) with tungsten core; depth of penetration (DOP); penetration resistance

防护工程中的混凝土遮弹结构和核电站中的混凝土防护墙等防护结构都可能遭受弹丸的冲击作用^[1-5],提高强度和改善韧性是提高混凝土抗冲击能力的有效途径。钢管约束混凝土通过钢管对核心混凝土提供侧向约束,使核心混凝土处于三向受压状态,从而提高混凝土的抗压强度和延性^[6-8],且施工工艺简单、造价低。蒋志刚等^[9-12]进行的圆柱形钢管约束混凝土靶侵彻试

验表明,钢管约束混凝土靶的抗单发和多发打击性能均优于半无限混凝土靶。Choon 等^[13]和王起帆等^[14]分别进行了蜂窝混凝土靶与普通混凝土和钢筋混凝土靶的对比试验,表明蜂窝混凝土靶能有效限制靶的损伤范围。最近,蒙朝美等^[15]进行了圆形、正方形和正六边形钢管约束混凝土靶抗 12.7 mm 钨芯穿甲弹侵彻性能对比试验,结果表明:含钢率相近时,正六边形钢管约束混凝土靶的抗侵彻性能最优。但文献[15] 未考虑钢管边长对抗侵彻性能的影响。

鉴于正六边形钢管约束混凝土靶优良的抗侵彻性和现有研究的不足,本文在文献[15] 的基础上,重点研

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51308539)
收稿日期: 2018 - 01 - 17 修改稿收到日期: 2018 - 03 - 21
第一作者 宋殿义 男,硕士,副教授,1978 年生
通信作者 蒋志刚 男,博士,教授,1961 年生

究正六边形钢管约束混凝土靶边长对抗侵彻性能的影响。首先进行了3个边长系列共25个靶抗12.7 mm钨芯穿甲弹侵彻性能试验,得到了不同撞击速度下靶的破坏模式和主要损伤参数;而后分析了边长和撞击速度对侵彻深度和侵彻阻力的影响。本文研究成果可为钢管约束混凝土在防护结构中的应用提供参考。

1 试验方案与试验结果

1.1 试验方案

理论上,钢管壁厚相同时,减小边长可增大钢管对核心混凝土的约束作用,从而增大侵彻阻力,减小侵彻深度。为了考察钢管边长对抗侵彻性能的影响,本文采用与文献[15]相同壁厚的正六边形钢管(由3.5 mm厚Q235钢板焊接而成),仅变化钢管边长,设计的钢管约束混凝土靶试件规格如表1所示,其中:试件代号首字母T表示正六边形钢管,数字(110、120和132,单位为mm)为正六边形钢管外接圆直径(边长等于外接圆半径),含钢率为钢管体积占靶总体积的百分率。设计混凝土强度等级为C50,混凝土的实测密度为2 380 kg/m³,标准立方体(边长150 mm)的抗压强度为46.5 MPa(龄期32 d)。按厚靶设计,靶厚为350 mm。设计着靶姿态为中心正入射,每种规格靶分别进行3种不同撞击速度的侵彻试验,设计撞击速度分别为600 m/s、700 m/s和820 m/s;试验中射击数量根据试验情况确定,以保证在设计着靶速度下每种规格靶至少有一个有效侵彻深度数据。

表1 钢管约束混凝土靶规格

Tab. 1 Specification of steel-tube-confined concrete targets			
试件代号	钢管外接圆直径/ 壁厚/mm	靶厚/ mm	含钢率/ %
T132 系列	132/3.5	350	11.87
T120 系列	120/3.5		13.02
T110 系列	110/3.5		14.16

侵彻试验在国防科技大学防护工程实验室进行,试验原理如图1所示。其中:12.7 mm口径弹道枪用于发射12.7 mm弹丸,光幕靶和六路电子测时仪用于测量弹丸着靶速度(撞击速度);采用高速摄像机(型号FASTCAM SA1.1,最大帧频 6.75×10^5 fps,本文采用帧频50 000 fps)和相应图像处理软件构成的高速摄像系统记录弹丸的着靶姿态和漏斗坑混凝土的飞散情况。

试验采用钨芯穿甲弹,弹丸直径为12.7 mm,长度59.5 mm,质量47.5~49 g,弹丸结构如图2所示,其中钨芯直径7.5 mm,长度34.3 mm,质量19.7 g。

1.2 试验结果

共完成3类不同边长试件(25个靶)在3种撞击速

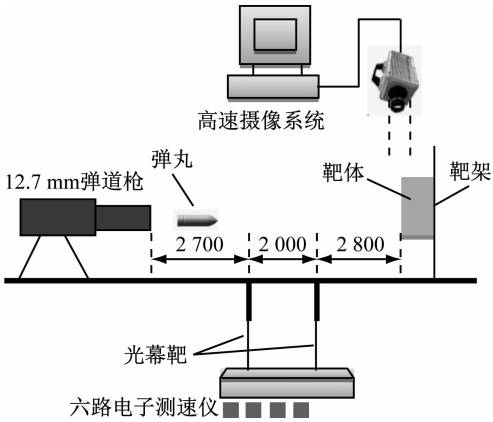


图1 侵彻试验原理图(mm)

Fig. 1 Schematic diagram of experiments (mm)

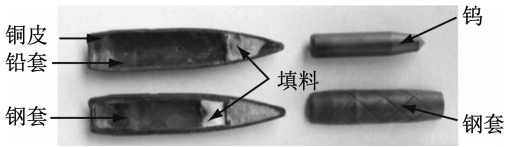
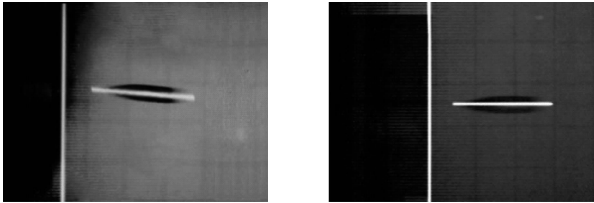


图2 12.7 mm钨芯穿甲弹结构图

Fig. 2 Inner structure of 12.7 mm APP with tungsten core

度下的侵彻试验。试验过程中用高速摄像系统记录了弹丸的着靶姿态,表明25个靶除T132-3为斜入射(图3(a))外,其余均为正入射(图3(b))。



(a) 斜入射 (b) 正入射

图3 弹丸着靶姿态(高速摄像)

Fig. 3 Incident posture of projectiles (high-speed video)

试验后对靶的主要损伤参数进行了测量,试验结果汇总于表2,损伤模式如图4所示。其中: Δd 为弹孔偏心距,近似取为试验完成后测量得到的靶心至弹孔中心的距离; $\Delta d/r_c$ 为偏心率, r_c 为试件内切圆半径; V 为漏斗坑体积,采用填砂法测量; H_1 为漏斗坑深度; H

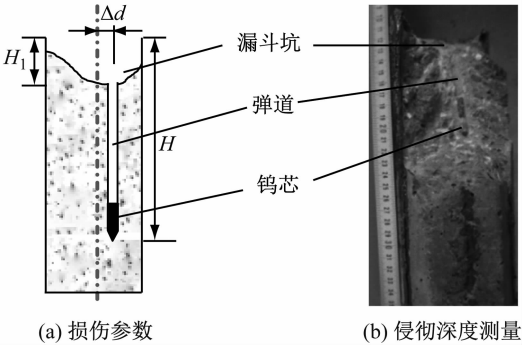


图4 损伤参数和侵彻深度测量

Fig. 4 Damage parameters and measurement of DOP

为侵彻深度,解剖试件后用钢卷尺测量,如图4(b)所示。由于粗骨料、弹丸结构和混凝土的离散性等原因,导致有的试件弹道严重偏转,钢管壁在钨芯撞击下产生了鼓包或穿孔现象(图5),表2中其侵彻深度 H 值为迎弹面至穿孔或鼓包中心的距离。所有试件背面混凝土均无损伤,可视为厚靶。

表2 靶的主要损伤参数

Tab.2 Main damage parameters of the tested targets

序号	试件编号	钢管外接圆 直径/壁厚/mm	$v_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$\Delta d/\text{mm}$	$\Delta d/r_c/\%$	V/ml	H_1/mm	H/mm	备注
1	T132-9	132/3.5	835.9	5.0	8.7	255	53	177.5*	钢管穿孔
2	T132-11	132/3.5	828.2	3.0	5.2	215	46	193.4*	钢管鼓包
3	T132-22	132/3.5	830.9	9.0	15.7	175	54	182.7	
4	T132-23	132/3.5	807.4	5.0	8.7	180	50	177.8	
5	T132-7	132/3.5	—	5.0	8.7	145	41	131.7*	未测速
6	T132-21	132/3.5	703.7	10.0	17.5	140	35	133.8	
7	T132-3	132/3.5	603.7	5.0	8.7	120	34	89.8*	斜入射
8	T132-17	132/3.5	616.1	4.0	7.0	105	31	103.3	
9	T132-18	132/3.5	—	6.0	10.5	105	34.0	—	
10	T120-21	120/3.5	810.7	4.0	7.7	155	44	174.0	
11	T120-22	120/3.5	810.0	7.0	13.5	150	39	183.7*	钢管鼓包
12	T120-27	120/3.5	833.7	12.0	23.1	134	42	146.9*	钢管穿孔
13	T120-8	120/3.5	699.8	3.0	5.8	110	38.5	147.7*	钢管鼓包
14	T120-11	120/3.5	709.0	11.0	21.2	115	41.0	159.6*	钢管鼓包
15	T120-23	120/3.5	685.4	6.0	11.5	138	38.4	126.7	
16	T120-3	120/3.5	606.4	3.0	5.8	99	31.0	90.6	
17	T120-14	120/3.5	620.3	8.0	15.4	115	35.0	100.3	
18	T120-26	120/3.5	615.0	5.0	9.6	85	29.2	94.7	
19	T110-3	110/3.5	815.3	11.0	23.1	—	—	176.2*	钢管穿孔
20	T110-14	110/3.5	807.1	10.0	21.0	98	34	130.0*	钢管穿孔
21	T110-21	110/3.5	812.3	10.0	21.0	125	37	169.7	
22	T110-15	110/3.5	711.7	11.0	23.1	96	31.0	147.2*	钢管鼓包
23	T110-19	110/3.5	703.2	11.0	23.1	115	36.0	124.3	
24	T110-7	110/3.5	600.4	7.0	14.7	64	30.0	87.0	
25	T110-20	110/3.5	609.9	3.0	6.3	65	27.0	85.1	

注:(1) 试件编号中靶边长系列后的数值为有效射击的编号;(2) “—”表示未测到数据,“*”表示钢管穿孔、鼓包或未测速,或混凝土、弹丸异常等,侵彻深度分析时视为无效数据

图6为靶正面损伤模式,漏斗坑表面主要径向裂纹用记号笔描绘示意。可见:3种边长靶的损伤模式相同,漏斗坑表面径向裂纹主要集中在对角线附近,且钢管有“圆形化”趋势。但是,随着边长的减小,径向裂纹逐渐减少,“圆形化”趋势越明显。这表明边长越小,钢管的约束作用越强。

图7为切割钢管后典型试件核心混凝土侧面裂纹最明显一侧的裂纹分布情况。可见:在钢管的约束作用下,所有试件核心混凝土的整体性均较好,无散落,但侧面出现了轴向、环向和斜向裂纹。当撞击速度为820 m/s左右时,迎弹面出现明显崩落,并主要集中在各边中部,而角部崩落较少;崩落处附近出现了轴向裂纹,但裂纹较细;在轴向裂纹末端形成了贯通的环向裂纹,导致混凝土试件断裂;随着试件边长的减小,轴向裂纹增加,迎弹面崩落更加明显。当撞击速度约为700 m/s和600 m/s时,核心混凝土侧面损伤的规律与撞击



图 5 钢管侧面鼓包和穿孔

Fig. 5 Buckling and perforation on lateral side of steel tube

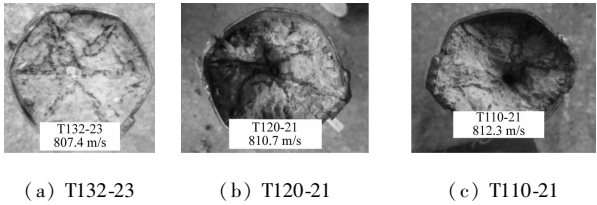


图 6 靶正面损伤模式

Fig. 6 Damage modes of targets at front face

速度约为 820 m/s 时相似,但裂纹分布的区域和数量减少,迎弹面混凝土崩落也减少。

图 8 给出了试验后收集的部分钨芯照片。其中: T132-11、T120-8、T120-11、T120-22 和 T110-15 试件,钨芯由于撞击侧面钢管导致断裂;T132-3 试件由于弹丸斜入射,弹道偏转严重导致钨芯断裂;试件 T120-3 和 T120-21,可能是由于弹道处粗骨料等原因,导致弹道

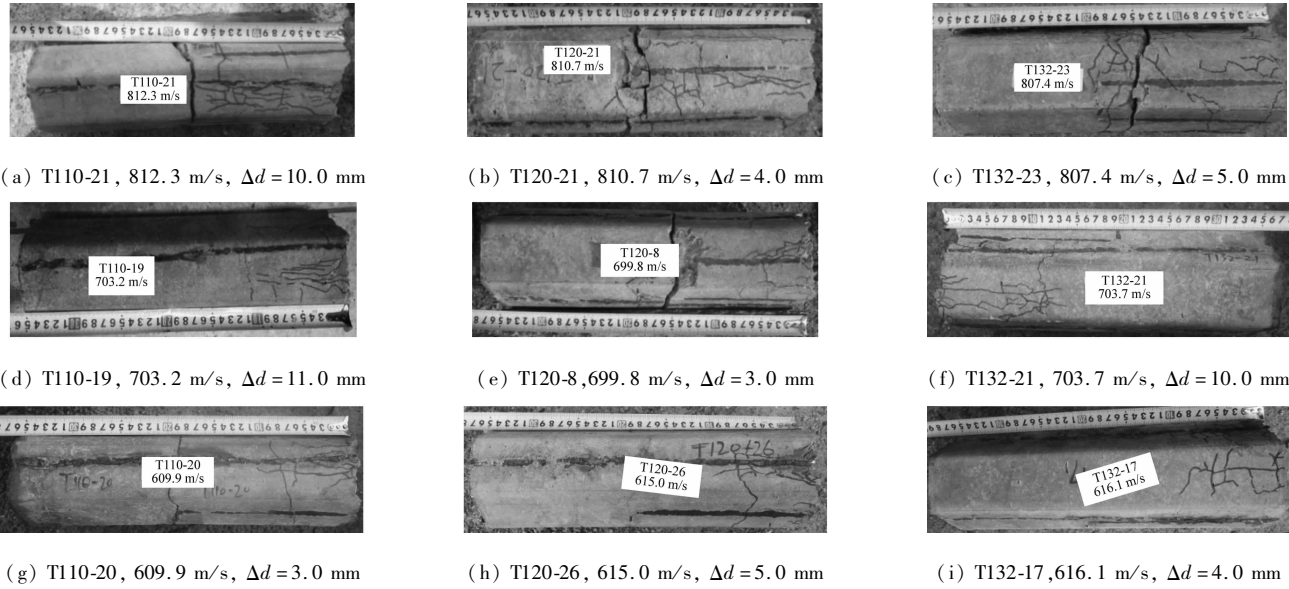


图 7 典型试件混凝土侧面损伤

Fig. 7 Damage on lateral side of typical concrete targets

2 试验结果分析

2.1 漏斗坑的深度与体积

图 9 和图 10 分别给出了 3 种钢管边长靶在不同撞

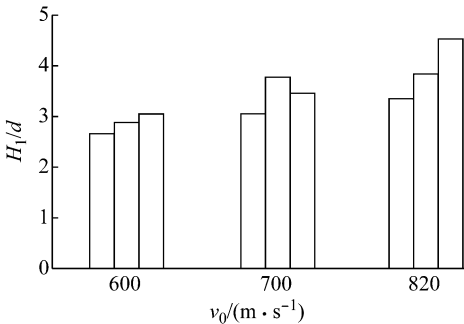


图 9 漏斗坑深度与撞击速度的关系

Fig. 9 Relationship between depth of crater and impact velocity

偏转严重,钨芯断裂。但是,断裂后的钨芯仍较为完整,所有钨芯均无明显塑性变形,可视为刚体。

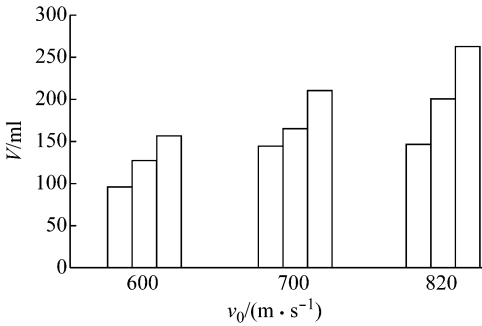


图 10 漏斗坑体积与撞击速度的关系

Fig. 10 Relationship between crater volume and impact velocity

击速度 v_0 下 H_1/d (d 为弹径 12.7 mm) 和漏斗坑体积 V 的柱状图,其中:600、700 和 820 分别代表撞击速度为 600 m/s、700 m/s 和 820 m/s 左右;阴影部分的上、下线分别表示最大值和最小值。

由表 2 和图 9、图 10 可知,撞击速度和钢管边长对漏斗坑深度和体积均有影响。总体上,撞击速度越高,冲击荷载越大,钢管壁的反射压缩波强度越高,应力波在混凝土中的传播范围越大,因此混凝土飞散越多,漏斗坑的体积和深度越大;当撞击速度相近时,边长越小,钢管的约束作用越大,漏斗坑体积越小,漏斗坑深度也越小。当 V_0 为 600 m/s 左右时, H_1 的平均值约为 2.0 倍~2.5 倍弹径;当 v_0 为 700 m/s 左右时, H_1 的平均值约为 2.5 倍~3.0 倍弹径;当 v_0 为 820 m/s 左右时, H_1 的平均值约为 3.0 倍~4.0 倍弹径。当撞击速度为 820 m/s 左右时, T132 系列的漏斗坑深度和体积明显大于 T120 和 T110 系列,其原因可能是: T132 钢管边长较大,钢管的约束作用相对较小。

2.2 侵彻深度

偏心率较小时(小于 0.35),弹着点对侵彻深度的影响可以忽略,本文试验偏心率在 0.25 以内,可不考虑弹着点的影响。将表 2 中钢管穿孔、鼓包和未测得撞击速度以及弹丸异常等因素造成侵彻深度异常的数据视为无效数据,图 11 给出了表 2 中有效侵彻深度 H 数据与撞击速度 v_0 的关系,并对每种规格靶分别以最大相关系数的曲线进行拟合,其中 H_{T132} 、 H_{T120} 和 H_{T110} 分别为 T132、T120 和 T110 的侵彻深度,其相关系数分别为 0.997、0.997 和 0.996。

图 11 中还给出了半无限混凝土靶理论曲线,其侵彻深度 H 按文献[10-12]公式计算

$$H = \frac{2m}{\pi d_c^2 N^* \rho_c} \ln \left(1 + \frac{N^* \rho_c v_0^2}{R} \right) + kd \tag{1}$$

式中: m 为弹芯质量, d_c 为弹芯直径, N^* 为弹芯头部形状系数; ρ_c 为核心混凝土密度,本文按试验取为 2 380 kg/m³; R 为等效侵彻阻力, $R = Sf_c$, $S = 72f_c^{-0.5}$, f_c 为混凝土无侧限单轴抗压强度(MPa),本文根据文献[15]

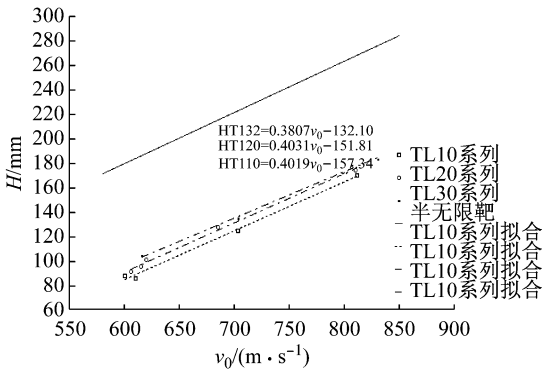


图 11 侵彻深度与撞击速度的关系

Fig. 11 Relationship between DOP and impact velocity

取为立方体抗压强度的 0.81 倍,即 $f_c = 0.81 \times 46.5 = 37.7$ MPa; v_0 为弹丸的撞击速度; $kd = H_1$ 为漏斗坑深度, k 为经验常数,对于有粗骨料的半无限混凝土靶可取为 2.5^[18]; d 为弹丸直径。本文弹丸与文献[11-12, 15]相同: $d = 12.7$ mm, $m = 19.7$ g, $d_c = 7.5$ mm, $N^* = 0.26$ 。

由表 2 和图 11 可得:

(1) 在试验撞击速度范围内,正六边形钢管约束混凝土靶的侵彻深度明显小于半无限靶;正六边形钢管约束混凝土靶侵彻深度与撞击速度近似呈线性关系,撞击速度 820 m/s 左右时的侵彻深度约为撞击速度 600 m/s 左右的 2 倍。

(2) 总体上,当撞击速度相近时,钢管边长越小,约束作用越强,侵彻深度越小,即侵彻阻力越大。当撞击速度为 600 m/s 左右时, T110 靶比 T120 和 T132 靶的侵彻深度分别减小了 10.6% 和 19.1%。但随着撞击速度的提高,侵彻深度差异变小。究其原因可能是:钢管的约束作用与约束刚度正相关,当撞击速度较低时(600 m/s 左右),在弹芯侵彻过程中,钢管尚未达到动屈服强度,对于相同壁厚钢管,边长越小,约束刚度越大,因此侵彻深度越小;但是,当撞击速度较高时(820 m/s 左右),在弹芯侵彻过程中,小边长钢管可能已经达到动屈服强度,约束刚度有所降低,因此减小钢管边长对侵彻深度的影响不明显。

2.3 侵彻阻力

根据试验得到的侵彻深度 H 和漏斗坑深度 $H_1 = kd$,可由式(1)得等效侵彻阻力计算公式

$$R = \frac{N^* \rho_c v_0^2}{\exp \left[\frac{\pi d_c^2 N^* \rho_c (H - kd)}{2m} \right] - 1} \tag{2}$$

由表 2 有效侵彻深度数据,按式(2)计算,表 3 给出了 R 和无量纲侵彻阻力 R/f_c 的范围和平均值,其中: T132、T120 和 T110 靶, $f_c = 37.7$ MPa; T161 靶, $f_c = 54.3$ MPa; 半无限靶, $f_c = 37.7$ MPa, $R/f_c = S = 11.7$ 。

表 3 R 和 R/f_c 计算值
Tab. 3 Values of R and R/f_c

靶的类型	T110	T120	T132	T161	半无限靶
R/MPa	918 ~ 1 316	937 ~ 1 256	996 ~ 1 058	1 154 ~ 1 177	442
平均值/MPa	1 160	1 123	993	1 167	442
R/f_c	24.4 ~ 34.9	24.9 ~ 33.3	26.4 ~ 28.0	21.3 ~ 21.7	11.7
平均值	30.8	29.8	26.3	21.5	11.7

为得到无量纲侵彻阻力 R/f_c 与钢管边长 L (mm) 的关系,令 $y = R/f_c$, 根据表 3 的 R/f_c 平均值,采用 Lorentz 函数进行非线性拟合,即

$$y = y_0 + \frac{2a}{\pi} \times \frac{b}{4 \times (L - L_0)^2 + b^2} \tag{3}$$

式中: $y = y_0 = 11.7$ 为水平渐近线,对应于半无限靶; $L = L_0$ 时, y 有极大值, L_0 为理论最佳边长;参数 L_0 、 a 、 b 取为对应于最大相关系数(0.993)的值: $L_0 = 40$ mm, $a = 2\,538.9$, $b = 70.1$ 。

图 12 给出了式(3)与表 3 计算值的比较,其中:实线部分($L \geq 55$ mm,拟合曲线分段 1),精度较高,反映了 R/f_c 随 L 变化的趋势;虚线部分($L < 55$ mm,拟合曲线分段 2),无试验数据,仅供参考。

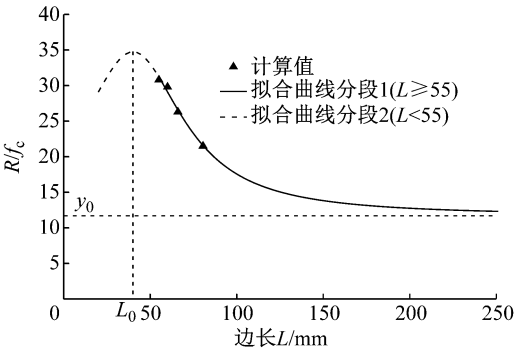


图 12 无量纲侵彻阻力 R/f_c 与正六边形钢管边长 L 的关系
Fig. 12 Relationship between dimensionless penetration resistance (R/f_c) and side-length of hexagon steel tube (L)

由表 3 和图 12 可得:

(1) 正六边形钢管约束混凝土靶的侵彻阻力与钢管边长和混凝土强度有关。钢管壁厚相同时,钢管边长越小或混凝土强度越高, R 越大,T110 靶的 R 平均值比 T132 和 T120 靶分别增大了 16.8% 和 3.3%,而混凝土强度最高的 T161 靶平均侵彻阻力最大;钢管边长越小,无量纲侵彻阻力 R/f_c 越大,T110 靶的 R/f_c 平均值比 T161、T132 和 T120 靶分别增大了 43.3%、17.1% 和 3.3%。

(2) T110 靶与 T120 靶相比,侵彻阻力 R (R/f_c) 仅增大了 3.3%,即钢管边长减小到一定程度后,进一步减小边长对提高侵彻阻力的作用不大。由拟合曲线,当 L 大于 150 mm 时, R/f_c 变化很小,已趋于半无限靶;

当 $L = L_0 = 40$ mm 时, R/f_c 有极大值(34.8),但根据文献[11],钢管直径过小(小于 90 mm),极易发生钢管穿孔、鼓包或严重塑性变形等情况,导致靶的防护能力下降。综上分析,对于本文试验弹丸,正六边形钢管(壁厚 3.5 mm)的合理边长为 50 ~ 150 mm。

3 结 论

本文进行了 12.7 mm 钨芯穿甲弹侵彻不同边长正六边形钢管约束混凝土靶试验,得到了靶的损伤模式和主要损伤参数,分析了钢管边长对抗侵彻性能的影响。结果表明:

- (1) 钢管边长和撞击速度对漏斗坑体积和深度都有影响,边长越大或撞击速度越高,漏斗坑的体积和深度越大。
- (2) 钢管边长对侵彻深度和侵彻阻力有较大影响,钢管边长越小,侵彻深度越小,侵彻阻力越大。当撞击速度约为 600 m/s 时,T110 靶比 T120 和 T132 靶的侵彻深度分别减小了 10.6% 和 19.1%;T110 靶的无量纲侵彻阻力平均值比 T161、T132 和 T120 靶分别增大了 43.3%、17.1% 和 3.3%。对于本文试验的弹丸和钢管壁厚,正六边形钢管的合理边长为 50 ~ 150 mm。

参 考 文 献

[1] 闫焕敏, 张志刚, 葛涛, 等. 防护工程中遮弹层的研究进展[J]. 兵器材料科学与工程, 2016, 39(1): 127-132.
YAN Huanmin, ZHANG Zhigang, GE Tao, et al. Research progress of bursting layer in protection engineering [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2016, 39(1): 127-132.

[2] 田力, 朱聪. 碰撞冲击荷载作用下钢筋混凝土柱的损伤评估与防护技术[J]. 工程力学, 2013, 30(9): 144-150.
TIAN Li, ZHU Cong. Damage evaluation and protection technique of RC columns under impulsive load [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(9): 144-150.

[3] DANCYGIER A N, KATZ Z, BENAMOU D, et al. Resistance of double-layer reinforced HPC barriers to projectile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 67: 39-51.

[4] BRUHL J C, VARMA A H, JOHNSON W H. Design of composite SC wall to prevent perforation from missile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 75: 75-87.

[5] RIEDELA W, NOLDGEN M, STRABBURGER E, et al.

Local damage to ultra high performance concrete structures caused by an impact of aircraft engine missiles [J]. Nuclear Engineering and Design, 2010, 240: 2633-2642.

[6] 董振华, 韩强, 杜修力. FRP 约束 RC 矩形空心截面桥墩分析模型及试验验证 [J]. 工程力学, 2013, 30 (12): 57-64.

DONG Zhenhua, HAN Qiang, DU Xiuli. Analytical model and experimental validation of FRP confined bridge columns with RC rectangular hollow cross sections [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(12):57-64.

[7] 史庆轩, 王南, 王秋维, 等. 高强钢筋约束高强混凝土轴心受压本构关系研究 [J]. 工程力学, 2013, 30 (5): 131-137.

SHI Qingxuan, WANG Nan, WANG Qiuwei, et al. Uniaxial compressive stress-strain model for high-strength concrete confined with high-strength lateral ties [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(5): 131-137.

[8] MU Z C, DANCYGIER A N, ZHANG W, et al. Revisiting the dynamic compressive behavior of concrete-like materials [J]. International Journal of Impact Engineering, 2012, 49: 91-102.

[9] 蒋志刚, 甄明, 刘飞, 等. 钢管约束混凝土抗侵彻机理的数值模拟 [J]. 振动与冲击, 2015, 34(11): 1-6.

JIANG Zhigang, ZHEN Ming, LIU Fei, et al. Simulation of anti-penetration mechanism of steel tube confined concrete [J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(11): 1-6.

[10] 甄明, 蒋志刚, 万帆, 等. 钢管约束混凝土抗侵彻性能试验 [J]. 国防科技大学学报, 2015, 37(3): 121-127.

ZHEN Ming, JIANG Zhigang, WAN Fan, et al. Steel tube confined concrete targets penetration experiments [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2015, 37(3): 121-127.

[11] WAN F, JIANG Z G, TAN Q H, et al. Response of steel-tube-confined concrete targets to projectile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 94: 50-59.

[12] 蒋志刚, 万帆, 谭清华, 等. 钢管约束混凝土抗多发打击试验 [J]. 国防科技大学学报, 2016, 38(3): 117-123.

JIANG Zhigang, WAN Fan, TAN Qinghua, et al. Mult-hit experiments of steel-tube-confined concrete targets [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2016, 38(3): 117-123.

[13] CHOON W R O, ZHANG M H, DHU H J, et al. Cellular cement composites against projectile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 86: 13-26.

[14] 王起帆, 石少卿, 王征, 等. 蜂窝遮弹层抗弹丸侵彻实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2016, 36(2): 253-258.

WANG Qifan, SHI Shaoqing, WANG Zheng, et al. Experimental study on penetration-resistance characteristics of honeycomb shelter [J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(2): 253-258.

[15] 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): 3-9.

MENG Chaomei, SONG Dianyi, JIANG Zhigang, et al. Experimental research on anti-penetration performance of polygonal steel-tube-confined concrete targets [J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(13): 3-9.

[16] FORRESTAL M J, ALTAN B S, CARGILE D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectile into concrete targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 1994, 15: 395-405.

[17] FREW D J, HANCHAK S J, GREEN M L, et al. Penetration of concrete targets with ogive-nose steel rods [J]. International Journal of Impact Engineering, 1998, 21: 489-497.

[18] GOMEZA J T, SHUKLA A. Multiple impact penetration of semi-infinite concrete [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25: 965-979.

(上接第 43 页)

[8] ZHAO C Y, ZHANG Y M. Synchronization and general dynamic symmetry of a vibrating system with two exciters rotating in opposite direction [J]. Chinese Physics B, 2009, 19(3): 1-7.

[9] ZHAO C Y, WEN B C. Synchronization control of vibration system with dual-motor drives rotating in the same direction [C]//Proceedings of the Second Chinese World Congress on Intelligent Control and Intelligent Automation. Xi'an, China, 1997.

[10] ZHAO C Y, ZHU H T. Synchronization of two coupled exciters in a vibrating system of spatial motion [J]. Acta Mech Sin, 2010, 26: 477-493.

[11] ZHANG X L, WEN B C. Theoretical and experimental study on synchronization of the two homodromy exciters in a non-resonant vibrating system [J]. Shock and Vibration, 2013, 332: 2300-2317.

[12] 张秀华, 张庆灵. 非线性微分代数系统的控制理论与应用 [M]. 北京: 科学出版社, 2007.

[13] MARHOMY A E, SATTAR N E A. Stability analysis of rotor-bearing system via Routh-Hurwitz Criterion [J]. Applied Energy, 2004, 77: 287-308.

[14] SENATOR M. Synchronization of two coupled escapement-driven pendulum clocks [J]. Journal of Sound and Vibration, 2006, 291: 566-603.

[15] 闻邦椿, 刘树英. 振动机械的理论与动态设计方法 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2001.

[16] 赵春雨, 闻邦椿. 多电机驱动的传动机械系统同步控制理论及应用 [J]. 东北大学学报, 1997(增刊 1): 342-347.

ZHAO Chunyu, WEN Bangchun. Multimotor driven synchronous control theory and application of transmission mechanical system [J]. Journal of Northeastern University, 1997(Sup 1): 342-347.