DOI: 10.11883/bzycj-2022-0050

蜂窝钢管混凝土抗侵彻性能实验研究*

赵宏远，武海军，董　恒，吕映庆，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： 为了研究蜂窝钢管混凝土的抗侵彻性能，采用 125 mm 口径滑膛炮开展了蜂窝钢管混凝土靶侵彻实验共 6 发，获得了不同工况时靶板破坏形态及侵深数据，分析了蜂窝钢管混凝土的典型破坏形式，对比了不同弹靶尺寸因数时靶板破坏形式的区别以及着靶点和钢管壁厚对蜂窝钢管混凝土抗侵彻能力的影响。同时，对 7 组不同壁厚的六边形钢管混凝土和 3 组六边形无钢管混凝土柱进行了单轴压缩实验，研究了不同壁厚时六边形钢管对核心混凝土强度及延性的增强效应，拟合了核心混凝土强度增强因数同围箍因数的关系，并改进普通混凝土侵深的经验公式，得到了适用于蜂窝钢管混凝土的最大侵深计算公式。结果表明：钢管壁厚是影响侵深的重要因素，壁厚越大，侵深越小；着靶点位置对侵深的影响较复杂，具有离散性；着靶点位置对靶体表面破坏形式影响较大；钢管可以有效增加核心混凝土的强度和延性；改进后的侵深计算公式可以预测弹体对蜂窝钢管混凝土靶的最大侵深。

关键词： 抗侵彻性能；125 mm 口径滑膛炮；蜂窝钢管混凝土；强度增强效应；侵彻深度
中图分类号： O347.3　　**国标学科代码：** 1303530　　**文献标志码：** A

An experimental study of anti-penetration performance of concrete-filled steel tube with honeycomb structure

ZHAO Hongyuan, WU Haijun, DONG Heng, LYU Yingqing, HUANG Fenglei
(*State Key Laboratory of Explosion Science and Technology*, *Beijing Institute of Technology*, *Beijing* 100081, *China*)

Abstract: In order to study the anti-penetration performance of concrete-filled steel tube (CFST) with honeycomb structure, six experiments on anti-penetration of the CFST with honeycomb structure were conducted by using a 125-mm smooth bore gun. The failure pattern and penetration depth of the targets under different working conditions were measured, and the typical failure modes of the CFST with honeycomb structure were analyzed. The differences of the failure pattern of the targets under different target-to-projectile size ratios were compared, while the influences of the impact point and steel tube wall thickness on the anti-penetration performance of the CFST with honeycomb structure were explored. Uniaxial compression tests on seven groups of hexagonal concrete-filled steel tube columns with different wall thicknesses and three groups of hexagonal concrete columns were carried out. The enhancement effects of the hexagonal steel tube on the strength and ductility of the core concrete under different wall thicknesses were studied, and the relationship between the strength enhancement coefficient of the core concrete and the hoop coefficient was obtained by data fitting. By refining the empirical formula for calculating the penetration depth of ordinary concrete, the formula for calculating the maximum penetration depth of the CFST targets with honeycomb structure was given. The results show that the wall thickness is an important factor that affects penetration depth, that is, the greater the wall thickness, the smaller the penetration depth. The locations of impact points have a great influence on the failure pattern of the target surface, but the influences of the locations of impact points on the penetration depth are complex. The existence of the steel tube can effectively increase the strength and ductility of the core concrete. The refined penetration depth formula can predict the maximum penetration depths of the projectiles to the CFST targets with honeycomb structure.

* **收稿日期：** 2022-02-11；**修回日期：** 2022-05-18
基金项目： 国家自然科学基金（11390362）
第一作者： 赵宏远（1997—　），男，硕士，751385573@qq.com
通信作者： 武海军（1975—　），男，博士，教授，wuhj@bit.edu.cn

Keywords: anti-penetration performance; 125-mm smooth bore gun; concrete-filled steel tube with honeycomb structure; effect of strength enhancement; penetration depth

随着高速侵彻动力学的发展，武器弹药的毁伤威力和打击精度逐渐提高，国防工程面临的威胁日益严峻[1]。采用高强度材料披覆在工事表面，可以有效降低弹体对工事的毁伤程度。高强度材料（如纤维混凝土[2-3]、超高性能混凝土[4] 和钢管混凝土[5] 等）可以利用自身强度，降低弹体侵彻深度，以达到防护的目的。钢管混凝土（concrete-filled steel tube, CFST）是由钢管和混凝土组成的一种新的结构，钢管和混凝土的综合作用使二者的延性和强度大大增加，混凝土的破坏形式由脆性破坏变为延性破坏，有效提高了结构的抗侵彻性能[6]。相比于其他高强度材料，钢管混凝土造价低、强度高、施工方便，非常适合作为遮弹层。蜂窝钢管混凝土是由多个单孔六边形钢管混凝土按照一定规律排布组合而成的防护结构，如图 1 所示。与其他结构的钢管混凝土相比，蜂窝钢管混凝土排布紧密、施工方便，更适合工程化应用。

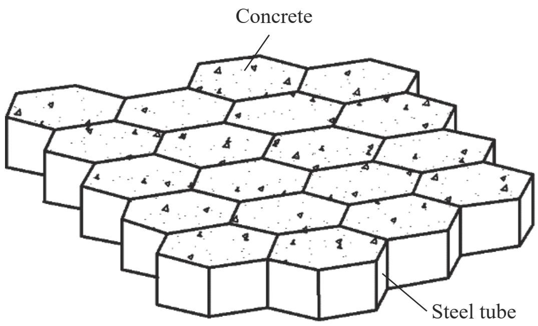


图 1　蜂窝钢管混凝土[5]

Fig. 1　CFST with honeycomb structure[5]

目前，关于钢管混凝土抗侵彻性能的研究较少。甄明等[7-8] 采用 12.7 mm 穿甲弹进行了单孔圆形钢管混凝土侵彻实验，重点研究了钢管混凝土的侵彻模式、侵彻深度、漏斗坑尺寸和抗侵彻性能，表明钢管混凝土具有良好的抗单发和多发的打击能力。蒙朝美等[9] 采用 12.7 mm 穿甲弹进行了单孔多边形钢管混凝土靶侵彻实验，设置了圆形钢管、四边形钢管、六边形钢管 3 个对照组，给出了 3 种钢管的典型破坏形式。这些实验的对象均为单孔钢管混凝土，没有考虑多个钢管的协同作用，具有一定的局限性。詹昊雯[10] 采用 12.7 mm 枪弹进行了蜂窝钢管混凝土侵彻实验，研究了单孔六边形和蜂窝钢管混凝土的抗侵彻能力差异。王起帆等[11] 研究了钢管混凝土组合结构，采用 15 mm 弹体对蜂窝钢管混凝土和钢筋混凝土进行了侵彻实验，表明蜂窝钢管混凝土的侵深和开坑面积均小于钢筋混凝土的。

为了清晰地描述弹体侵彻钢管混凝土的各种工况，定义弹靶尺寸比 U 为单个钢管截面外接圆直径与弹体直径的比。上述研究中，弹体均为 12～15 mm 枪弹，约束钢管外接圆直径多大于 150 mm，则 $U>10$。弹体侵彻过程中，弹体仅同混凝土接触，钢管主要为增强混凝土围压，并不直接参与整个抗侵彻过程。但在防护工程中，弹体直径与约束钢管外接圆直径可能相近，工况多为 $0.8<U<6.0$。则着靶点不同时，弹体与钢管壁的接触程度及靶板破坏形式也不同，靶板的抗侵彻能力有区别。现有的研究结果无法为相关防护工程的建造提供参考，因此，有必要开展 $0.8<U<6.0$ 时蜂窝混凝土靶板抗侵彻性能研究。

本文中，开展 $0.8<U<6.0$ 时蜂窝钢管混凝土侵彻实验，获得不同着靶点和不同壁厚时靶板的破坏形式；开展六边形钢管混凝土准静态压缩实验，定量分析钢管的强度增强效应，同时对原有的混凝土侵深经验公式进行修正，获得适用于蜂窝钢管混凝土的最大侵深计算公式。研究结果拟为相关工程设计提供参考。

1　实　验

1.1　弹体

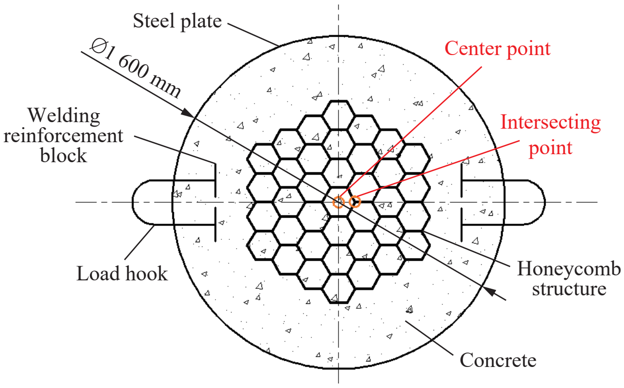
截卵型弹体长为 647 mm，直径为 100 mm，弹体头部曲率半径与弹体直径的比 $\varphi=3$，如图 2 所示。弹体材料为 30CrMnSi2A，密度为 7 850 kg/m^3，弹性模量为 210 GPa，屈服强度为 1 413 MPa，经过热处理的弹体洛氏硬度不低于 48。弹体内部装填模拟物，密度约 1 650 kg/m^3，弹体总质量为 20.57～22.42 kg。

图 2　弹体照片

Fig. 2　A photo of the projectile

1.2 靶体

设置 3 种结构靶板，壁厚 5 mm 蜂窝钢管混凝土靶 3 块，壁厚 8 mm 蜂窝钢管混凝土靶 3 块，作为对照组的无钢管混凝土靶 1 块。将组成蜂窝钢管混凝土靶的单个六边形钢管混凝土作为一个单元，单元边长为 80 mm，壁厚分别为 5 和 8 mm，材料为 Q345 钢。靶体所用混凝土材料均为含钢纤维的 C100 自密实混凝土，测得密度为 2 420 kg/m^3，自然养护条件（28 d）下混凝土标准立方体抗压强度为 101 MPa。着靶点有中心点和交点（见图 3），通过移动靶板位置，实现不同着靶点的侵彻实验。



(a) Structure

(b) Photo

图 3　靶体的结构和照片

Fig. 3　The structure and photo of the target

为了模拟半无限靶并控制钢材用量，选择蜂窝钢管混凝土的靶板前部为厚 400 mm 蜂窝靶板，后部为厚 400 mm 的 C100 自密实混凝土背板，并一体浇筑成型。靶板直径为 1 600 mm，总厚度为 800 mm。为了增加围压，靶板外部使用 Q235 钢板进行围箍。蜂窝钢管混凝土靶如图 3 所示。无钢管混凝土靶不含蜂窝，总厚度也为 800 mm。

2 结果和分析

2.1 结果

由 125 mm 口径滑膛炮发射弹体，改变装药量、控制弹体发射速度，采用高速摄影系统记录弹体的着靶姿态和着靶速度。弹体的着速为 271～352 m/s，实验后的弹体保持完整的整体结构，无明显变形，如图 4 所示。靶体表面的破坏情况如图 5 所示，具体结果见表 1。

图 4　实验后的弹体

Fig. 4　The projectile after experiment

由图 5(a) 可见，对于蜂窝钢管混凝土靶，当中心着靶时，弹体直接命中的单元会发生严重破坏，单元内的混凝土已经完全脱出，临近单元内混凝土出现不同程度剥落，但剥落程度相对较小。由图 5(b)～(e) 和图 6 可见，当交点着靶时，由于钢和混凝土材料强度的不均匀性，弹体受到偏转力和力矩的影响，在侵入靶体 30～100 mm 时发生偏转，并最终侵入着靶点的临近单元中。交点着靶时，侵彻前期钢管发生明显变形，钢管的挤压作用使着靶点附近单元内混凝土均出现剥落。相比传统混凝土的破坏（见图 5(g)），钢管壁限制了靶体表面开坑的面积和深度。

蜂窝钢管混凝土靶和无钢管混凝土靶的表面裂纹扩展，如图 7 所示。钢管壁增强了混凝土的韧性并影响了应力波的传递，蜂窝钢管混凝土靶的表面均为短裂纹且无主裂纹，裂纹延伸范围均小于两个单元。无钢管混凝土靶表面的主裂纹均为大裂纹，裂纹一直延伸到靶板边界，裂纹中可见明显的断裂钢纤维。

(a) F-1　　(b) F-2　　(c) F-3

(d) E-1　　(e) E-2　　(f) E-3　　(g) S-1

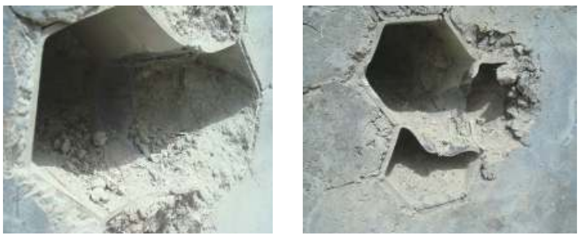
图 5　靶体的破坏形态

Fig. 5　Damage of targets

表 1　侵彻实验结果

Table 1　Results of the penetration experiments

靶体	钢管	壁厚/mm	着靶点	初速/(m·s^{-1})	弹重/kg	侵深/mm	开坑尺寸/mm^2
F-1	有	5	中心	352	20.60	478	320×410
F-2	有	5	交点	274	20.62	290	300×420
F-3	有	5	交点	271	22.40	294	290×370
E-1	有	8	中心	274	20.57	280	290×300
E-2	有	8	交点	307	20.61	324	290×290
E-3	有	8	中心	317	22.42	357	350×400
S-1	无	—	—	271	22.41	310	1 150×1 170



(a) F-2　　(b) E-2

图 6　交点着靶时弹体偏转痕迹和钢管剪切破坏

Fig. 6　Deflection marks of projectile and shear failures of steel tube wall under intersecting point impact

(a) With steel tube, F-1　　(b) Without steel tube, S-1

图 7　有无钢管混凝土靶的表面裂纹

Fig. 7　Surface cracks of targets with or without steel tube

2.2　侵彻深度

相近的实验有一定的速度差异,为了控制干扰变量,需要消除速度的影响。而侵彻深度与初速成正比,可按比例换算弹体在不同着靶速度下的侵彻深度。为比较相同壁厚、不同着靶点对侵深的影响,将

实验 F-1 的速度换算至 274 m/s 与实验 F-2 对比, 将实验 E-1 的速度换算至 307 m/s 与实验 E-2 对比, 换算后的结果见表 2。图 8 为侵彻深度对比。

表 2　按初速换算后的侵彻深度

Table 2　Penetration depths converted by initial velocity

靶体	钢管	壁厚/mm	着靶点	初速/(m·s^{-1})	换算初速/(m·s^{-1})	侵深/mm	换算侵深/mm
F-1	有	5	中心	352	274	478	370
E-1	有	8	中心	274	307	280	313

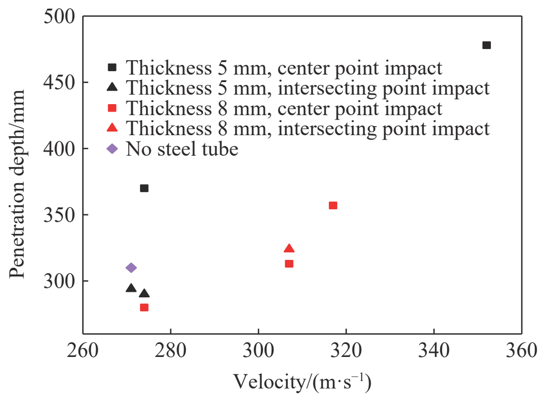


图 8　实验及按初速换算后的侵彻深度

Fig. 8　Experimental and converted penetration depths based on initial velocity

2.2.1　着靶点的影响

由图 8 可见, 当壁厚为 5 mm、速度为 274 m/s 时, 中心着靶的侵深远大于交点着靶的, 二者相差约 25.8%; 当壁厚为 8 mm、速度为 307 m/s 时, 中心着靶的侵深与交点着靶的差别较小, 即着靶点位置对侵深的影响程度具有离散性。这可能是因为, 当着靶点为钢管交点时, 在着靶瞬间弹体与钢管壁发生碰撞, 压缩作用使钢管壁产生剪切破坏, 同时使弹体发生偏转。侵深达到约 100 mm 时, 弹体侵入临近蜂窝单元, 不再与钢管壁接触。整个侵彻过程中, 钢管壁直接阻碍弹体运动的前半段较短, 主要起致偏作用。弹体侵入临近单元后, 因角度偏转, 弹体受力更复杂, 且弹体头部可能与钢管壁发生二次碰撞, 所以着靶点位置对侵深影响具有离散性。由图 6 明显可见, 弹体偏转痕迹和钢管壁的剪切破坏。

2.2.2　钢管壁厚的影响

由图 8 可见, 当着靶点为中心点、速度为 274 m/s 时, 壁厚 5 mm 靶板的侵深比 8 mm 的增加了约 32%, 即壁厚对侵深影响较大。这是由于, 钢管为核心混凝土提供了围压, 增强了核心混凝土的强度, 同时阻止了核心混凝土裂隙的发展, 增加了其延性。钢管壁厚越大, 钢管产生的约束效应越明显, 越能增强核心混凝土的强度, 使侵深下降。

在无钢管混凝土靶侵彻实验中, 侵彻深度仅为 343 mm。这是因为, 弹体侵入靶板后, 向右上方发生严重倾斜, 且弹体侵入靶板一定距离后, 向右上方弹出, 造成侵深过小。

2.3　不同弹靶尺寸比时靶体的破坏

王起帆等[11] 进行了 15 mm 枪弹侵彻钢管外接圆直径 240 mm 蜂窝混凝土的实验, 该实验中 U=16; 而本文实验中 U=1.6。靶板的破坏形式分别如图 9～10 所示, 可见弹靶尺寸比显著影响靶板表面的破坏形式。

当 U=16 时, 靶板中钢管部分不直接参与侵彻, 侵彻结束后, 钢管仍为六边形, 无明显损伤及变形。混凝土只发生小部分崩落, 崩落范围仅局限在着靶点单元, 临近单元无裂纹。这是因为, 弹靶尺寸差距过大, 致使应力波传递到钢管并发生透射后, 已严重衰减, 未达到混凝土的破坏条件。

当 U=1.6、着靶点不同时, 钢管参与侵彻的程度也不同。中心着靶时, 着靶点单元钢管保持完整, 但角部发生钝化, 六边形钢管截面形状趋于圆形。着靶点单元混凝土破坏严重, 靠外侧的混凝土已经完全脱出。着靶点临近位置单元混凝土出现轻微剥落。交点着靶时, 着靶点钢管发生剪切破坏, 部分钢管被撕裂脱落, 其余钢管向内挤压变形。着靶点临近位置单元混凝土破坏都较严重。两种着靶方式下, 着靶点附近单元均出现了细微裂纹, 但裂纹长度较短。

(a) Center point impact　(b) Intersecting point impact

图 9　当 U=16 时靶板破坏[11]

Fig. 9　Failure of targets when U=16[11]

(a) Center point impact, E-1　(b) Intersecting point impact, E-2

图 10　当 U=1.6 时靶板破坏

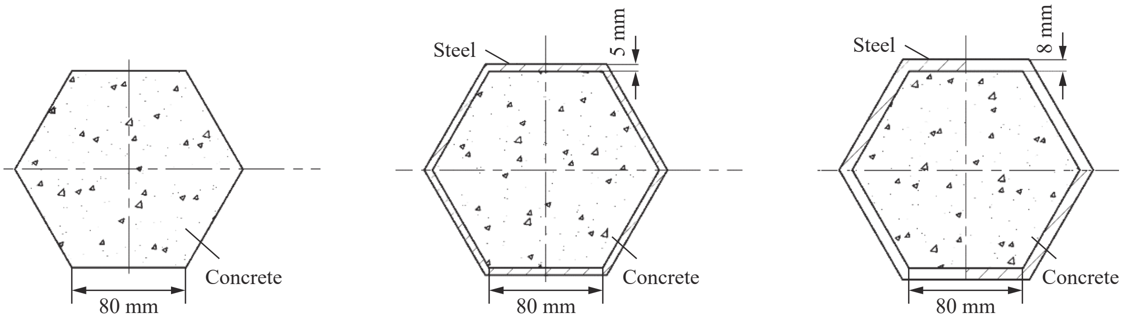
Fig. 10　Failure of targets when U=1.6

3　钢管的增强效应

侵彻过程中, 钢管提供的侵彻阻力包括两种, 一种为直接侵彻阻力, 一种为间接侵彻阻力。其中, 直接侵彻阻力是弹体与钢管直接接触产生的侵彻阻力; 间接侵彻阻力是以钢管为核心混凝土提供了围压, 增强了其强度及延性, 从而间接增加的阻力。本文中, 对蜂窝钢管混凝土的单个单元即单孔六边形钢管混凝土, 开展单轴压缩实验, 获得不同壁厚时单孔六边形钢管混凝土的应力-应变曲线及破坏形式, 由实验数据分析钢管的整体增强效应。

3.1　单轴压缩实验

使用微机控制电液伺服压剪试验机 YAW7506, 对不同壁厚的单孔六边形钢管混凝土进行了单轴压缩实验。实验试件共 3 种: 边长 80 mm 的六边形 C100 自密实混凝土土柱; 壁厚 5 mm 单孔六边形钢管混凝土; 壁厚 8 mm 单孔六边形钢管混凝土。试件所用的混凝土和钢材料与第 2 节一致。试件高度均为 300 mm, 试件结构如图 11 所示。



(a) No steel tube　(b) t=5 mm　(c) t=8 mm

图 11　实验试件的结构

Fig. 11　Structures of experiment specimens

实验结果见表 3, 试件的承载力-应变曲线如图 12 所示, 典型破坏形式如图 13 所示。

3 种试件的破坏形式及其承载力曲线有明显不同。对无钢管混凝土, 当压力达到约 75% 极限承载力时, 试件侧面混凝土大量剥落, 但未出现贯穿裂纹。当压力达到试件最大承载力时, 出现轻微爆裂声。试件发生脆性破坏, 承载能力迅速下降, 出现了两条纵向长裂纹, 从顶部贯穿到底部。由于钢纤维增加了试件的延性, 试件承载力曲线的下降段斜率小于岩石和素混凝土等传统脆性材料。而壁厚 5 和

8 mm 的钢管混凝土，在达到极限承载力前试件均无明显变形。达到极限承载力后，试件并未发出爆裂声，可见钢管内部混凝土延性增强了。在混凝土压碎变形产生的侧向压力作用下，钢管逐渐鼓曲，钢管对混凝土的约束作用随着钢管侧向变形的增加而增大。当钢管受力达到强化阶段时，试件变形和承载能力趋于稳定，试件整体呈上、中和下三段鼓曲破坏。由承载力曲线，壁厚 5 mm 试件达到最大承载力后，曲线出现缓慢下降段，下降速度远小于无钢管试件的，而壁厚 8 mm 试件出现了平台段。

表 3　核心混凝土的强度增强因数

Table 3　Strength enhancement coefficients of core concretes

试件	钢管	b/mm	t/mm	δ	P/MN	σ_r/MPa	f_c^*/MPa	k
1	无	—	—	0	0.964	0	57.9	1
2	无	—	—	0	1.035	0	62.0	1
3	无	—	—	0	0.904	0	54.1	1
4	有	80	5	0.52	2.361	13.8	104.9	1.81
5	有	80	5	0.52	2.366	13.9	105.2	1.82
6	有	80	5	0.52	2.354	13.6	104.2	1.79
7	有	80	8	0.83	3.034	17.3	116.7	2.01
8	有	80	8	0.83	2.962	15.5	110.6	1.91
9	有	80	8	0.83	3.000	16.5	114.0	1.96

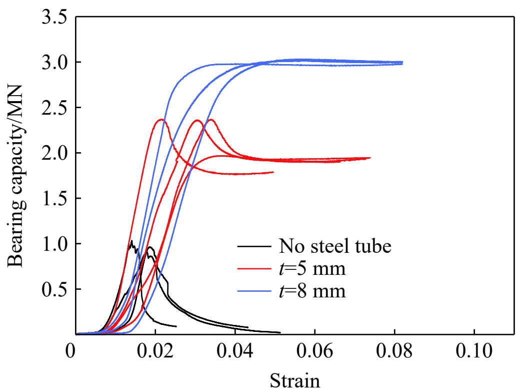


图 12　试件的承载力曲线

Fig. 12　Bearing capacity curves of specimens

(a) No steel tube　(b) t=5 mm　(c) t=8 mm

图 13　试件的破坏形态

Fig. 13　Damage of specimens

3.2 增强效应

钢管为核心混凝土提供了围压, 使核心混凝土处于三维受压状态, 其抗压强度出现了明显增强。定义强度增强因数 k 为被钢管增强后的核心混凝土抗压强度与无钢管混凝土抗压强度的比。强度增强因数 k 越大, 钢管提供的增强效应越强。由文献 [12-15], 相同材料、不同尺寸和形状的混凝土的强度差异很大。为了更清晰地分析钢管对核心混凝土强度的增强效应, 记 f_c 为混凝土标准立方体的无侧限抗压强度, 记 f_{c2} 为本文实验中的六边形 C100 自密实混凝土土柱的强度(即试件 1～3 的抗压强度平均值)。

确定强度增强因数关键在于, 确定不同壁厚钢管的围压 σ_r。计算不同壁厚钢管提供的围压时, 需做两个假设。(1) 钢管服从 von-Mises 屈服准则。(2) 三维受压下的六边形截面混凝土的强度极限条件与圆形截面混凝土的相同, 六边形混凝土强度 f_c^* 与围压 σ_r 之间具有线性关系[16]:

$$\frac{f_c^*}{f_c} = 1 + 3.4\frac{\sigma_r}{f_c} \tag{1}$$

式中: f_c 为混凝土标准立方体的无侧限抗压强度。

为了消除几何特征的影响, 在本实验的基础上确定核心混凝土强度增强因数 k 时, 无钢管时混凝土抗压强度应该使用六边形 C100 自密实混凝土柱的实测强度 f_{c2}, 而不应使用混凝土标准立方体无侧限抗压强度 f_c。式 (1) 则变为:

$$k = \frac{f_c^*}{f_{c2}} = 1 + 3.4\frac{\sigma_r}{f_{c2}} \tag{2}$$

式中: f_{c2} 为六边形 C100 自密实混凝土柱的实测强度。

此处, 使用 f_{c2} 只是为了在求 k 时消除几何特征产生的影响。在计算围箍因数和侵深时, 混凝土抗压强度仍使用标准立方体的无侧限抗压强度 f_c。

计算简图如图 14 所示, 钢管壁壁面压力 σ_3 与混凝土所受围压 σ_r 互为反作用力, 二者数值相等。钢管的壁厚为 t, 外边长为 B, 内边长为 b。仅研究 $B/t \geqslant 10$ 的薄壁钢管混凝土, 因钢管壁较薄, 可认为钢管壁环向拉应力 σ_2 均匀分布, 且 $\sigma_3 \ll \sigma_2$, 则 von Mises 屈服准则退化为:

$$\sigma_1^2 + \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2 = f_s^2 \tag{3}$$

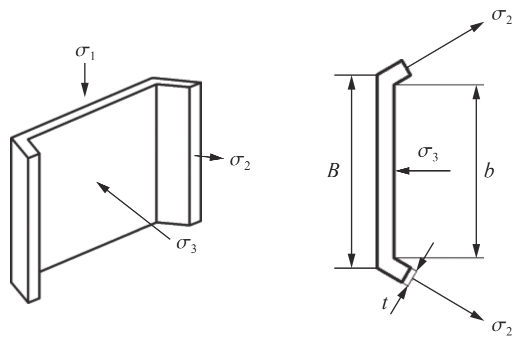


图 14　钢管壁的受力分析

Fig. 14　Stress analysis f steel tube wall

可解得:

$$\sigma_1 = \sqrt{f_s^2 - \frac{3}{4}\sigma_2^2} - \frac{\sigma_2}{2} \tag{4}$$

由钢管壁的平衡条件可得, 钢管环向拉应力 σ_2 与钢管围压 σ_3 的关系为:

$$\sigma_2 = \frac{\sqrt{3}b}{3t}\sigma_3 \tag{5}$$

联立式 (1)～(3) 解得, 钢管混凝土承载力 N 为:

$$N = A_s\sigma_1 + A_c f_c^* = A_s\left(\sqrt{f_s^2 - \frac{1}{4}\left(\frac{b}{t}\sigma_r\right)^2} - \frac{\sqrt{3}b}{6t}\sigma_r\right) + A_c(f_{c2} + 3.4\sigma_r) \tag{6}$$

式中: A_s 为钢管横截面积, f_s 为钢管屈服强度, A_c 为混凝土横截面积。

如已知钢管混凝土承载力, 根据式 (6), 可以求得单轴压缩实验中试件破坏时混凝土所受围压 σ_r, 代入式 (2) 即可求得该围压下的核心混凝土强度和强度增强因数。核心混凝土强度增强因数的计算结果见表 3。

围箍因数是衡量钢管混凝土围箍效应最常用的参数。实验结果显示, 核心混凝土强度增强因数与围箍因数呈线性关系:

$$k = 1.089 + 1.12\delta \tag{7}$$

式中: 围箍因数 $\delta = A_s f_s / (A_c f_c)$。线性关系如图 15 所示, 拟合效果较好($R^2$=0.903)。

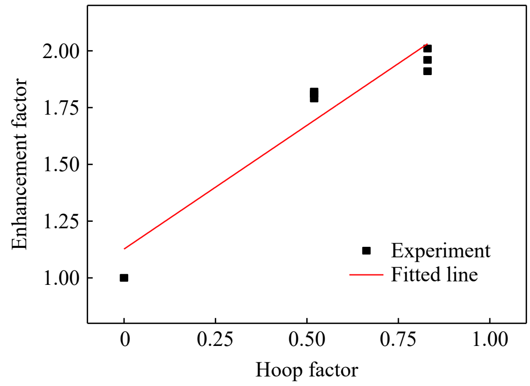


图 15　核心混凝土强度增强因数与围箍因数的关系

Fig. 15　The relationship between the strength enhancement factor of core concrete and the hoop factor

3.3　最大侵深公式

由以上可知, 中心着靶时, 钢管不直接参与侵彻, 只提供间接侵彻阻力, 一般情况下, 此时的侵深最大。在工程中, 以最大侵彻深度作为防护结构的设计参考依据更具安全性。因此, 有必要给出蜂窝钢管混凝土的最大侵彻深度计算公式, 即中心着靶时弹体的侵彻深度计算公式。

以上拟合了核心混凝土强度增强因数与钢管混凝土围箍因数的关系, 给出了不同壁厚钢管对核心混凝土强度增强效应即钢管提供的间接阻力的定量分析。用增强后的核心混凝土强度 kf_c 替换侵深经验公式中的混凝土标准立方体无侧限抗压强度 f_c, 即可得到适用蜂窝钢管混凝土的最大侵深计算公式。

金栋梁等[17] 和何翔等[18] 分析了 20 余种常用的侵彻经验公式及其特点和适用范围, 在量纲分析基础上, 给出了合理的经验公式:

$$\frac{x}{d} = 0.057K_2N_1\frac{11-r}{11}\left(\frac{m}{\rho_c d^3}\right)^{0.5}\left(\frac{f_c d^2}{mg}\right)^{-0.33}\left(\frac{v_0^2}{dg}\right)^{0.5} \qquad 150\ \mathrm{m/s}\leqslant v_0<600\ \mathrm{m/s} \tag{8}$$

式中: x 为侵彻深度; d 为弹体直径; K_2 为质量修正因子; 对截卵型头部弹体, $N_1 = 0.18(l_h/d)^{0.5} + 0.56$, l_h 为弹体长度; r 为钢筋配比相关因数, 这里 r=0; m 为弹体质量; ρ_c 为靶体密度; f_c 为混凝土标准立方体无侧限抗压强度; 重力加速度 g=10 m/s^2; v_0 为侵彻速度。质量修正因子为:

$$K_2 = \begin{cases} 1.15m^{0.136} & m\leqslant 400\ \mathrm{kg} \\ 0.9m^{0.136} & 400\ \mathrm{kg}<m<1\,500\ \mathrm{kg} \\ 0.6m^{0.136} & 1\,500\ \mathrm{kg}\leqslant m\leqslant 2\,500\ \mathrm{kg} \end{cases} \tag{9}$$

在此基础上修正, 用 kf_c 替换 f_c, 则式 (8) 变为:

$$\frac{x}{d} = 0.057K_2N_1\left(\frac{m}{\rho_c d^3}\right)^{0.5}\left[\frac{(1.089+1.12\delta)f_c d^2}{mg}\right]^{-0.33}\left(\frac{v_0^2}{dg}\right)^{0.5} \qquad 150\ \mathrm{m/s}\leqslant v_0<600\ \mathrm{m/s} \tag{10}$$

使用修正的经验公式, 对侵彻结果进行计算, 见表 4。

由表 4, 实验 E-1 和 E-3 结果预测较好, F-1 预测结果略有误差。这是因为, 实验靶体前 400 mm 为蜂窝结构, 后 400 mm 为自密实混凝土结构, 当侵深超过 400 mm 时, 蜂窝无法继续起作用, 致使实际侵深大于预估侵深。因此, 改进的经验公式可以合理地预测侵深。

表 4　实验和计算的侵彻深度

Table 4　Experimental and computational penetration depths

靶体	钢管	壁厚/mm	着靶点	初速/(m·s^{-1})	实验侵深/mm	计算侵深/mm	误差/%
F-1	有	5	中心	352	478	400	16.31
E-1	有	8	中心	274	280	290	3.57
E-3	有	8	中心	317	357	364	1.96

4　结　论

开展了弹体在速度 270～352 m/s 下侵彻无钢管混凝土和蜂窝钢管混凝土靶的实验，对不同钢管壁厚的单孔六边形钢管混凝土靶进行了单轴压缩实验，探讨了蜂窝钢管混凝土的抗侵彻性能及机理。得到了以下结论。

(1) 当 $0.8<U<6.0$ 即弹体直径同钢管边长相近时，着靶方式对靶体表面破坏形式的影响明显。中心着靶时，着靶点单元钢管部分保持完整，但角部发生钝化，钢管截面形状由六边形趋向于圆形。着靶点处单元混凝土破坏严重，临近位置单元内混凝土出现轻微剥落。交点着靶时，着靶点处钢管发生剪切破坏，部分钢管被撕裂脱落，其余钢管向内挤压变形。着靶点临近位置单元混凝土破坏都较严重。

(2) 蜂窝钢管混凝土的钢管壁厚和侵深关系较密切，壁厚 5 mm 蜂窝钢管混凝土的侵深比 8 mm 壁厚的增加了约 32%；着靶方式对侵深的影响具随机性。

(3) 蜂窝钢管混凝土抗侵彻过程中，钢管增强了核心混凝土的强度和延性。且钢管对核心混凝土的强度增强因数与钢管混凝土的围箍因数之间呈线性关系。

(4) 改进的侵深经验公式可以用于预测弹体侵彻蜂窝钢管混凝土的最大侵深。

参考文献：

[1] 党爱国，李晓军. 国外钻地武器发展回顾及展望 [J]. 飞航导弹，2014(6): 35–39. DOI: 10.16338/j.issn.1009-1319.2014.06.008.

[2] 纪冲，龙源，万文乾，等. 钢纤维混凝土抗侵彻与贯穿特性的实验研究 [J]. 爆炸与冲击，2008, 28(2): 178–185. DOI: 10.11883/1001-1455(2008)02-0178-08.
JI C, LONG Y, WAN W Q, et al. On anti-penetration and anti-perforation characteristics of high-strength steel fiber-reinforced concrete [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(2): 178–185. DOI: 10.11883/1001-1455(2008)02-0178-08.

[3] SOVJÁK R, VAVŘINÍK T, MÁCA P, et al. Experimental investigation of ultra-high performance fiber reinforced concrete slabs subjected to deformable projectile impact [J]. Procedia Engineering, 2013, 65: 120–125. DOI: 10.1016/j.proeng.2013.09.021.

[4] LAI J Z, GUO X J, ZHU Y Y. Repeated penetration and different depth explosion of ultra-high performance concrete [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 84: 1–12. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.05.006.

[5] 石少卿，黄翔宇，刘颖芳，等. 多边形钢管混凝土短构件在防护工程中的应用 [J]. 混凝土，2005(2): 95–98. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2005.02.027.
SI S Q, HUANG X Y, LIU Y F, et al. Application of polygonal short steel tube filled with concrete on the defense work [J]. Concrete, 2005(2): 95–98. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2005.02.027.

[6] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2012.05.002.

[7] 甄明. 有限空腔膨胀理论及约束混凝土抗侵彻机理研究 [D]. 长沙: 国防科学技术大学，2013.
ZHEN M. Investigation of finite cavity expansion and the mechanism of confined concrete against penetration [D]. Changsha, Hunan, China: National University of Defense Technology, 2013.

[8] 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. DOI: 10.11887/j.cn.201503020.

ZHEN M, JIANG Z G, WAN F, et al. Steeltube confined concrete targets penetration experiments [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2015, 37(3): 121–127. DOI: 10.11887/j.cn.201503020.

[9] 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. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2018.13.003.

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. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2018.13.003.

[10] 詹昊雯. 钢管约束混凝土遮弹结构抗射弹侵彻效应研究 [D]. 长沙: 国防科技大学, 2017.

ZHAN H W. Investigation on the anti-penetration effects of steel-tube-confined concrete shield structures [D]. Changsha, Hunan, China: National University of Defense Technology, 2017.

[11] 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. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)02-0253-06.

WANG Q F, SHI S Q, WANG Z, et al. Experimental study on penetration-resistance characteristics of honeycomb shelter [J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(2): 253–258. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)02-0253-06.

[12] BAŽANT Z P, PLANAS J. Fracture and size effect in concrete and other quasibrittle materials [M]. Boca Raton: CRC Press, 1998.

[13] ISSA Mohsen A, ISSA Mahmoud A, ISLAM M S, et al. Size effects in concrete fracture (Ⅱ): analysis of test results [J]. International Journal of Fracture, 2000, 102(1): 25–42. DOI: 10.1023/A:1007677705861.

[14] ISSA Mohsen A, ISSA Mahmoud A, ISLAM M S, et al. Size effects in concrete fracture (Ⅰ): experimental setup and observations [J]. International Journal of Fracture, 2000, 102(1): 1–24. DOI: 10.1023/A:1007533218153.

[15] VAN VLIET M R A, VAN MIER J G M. Experimental investigation of size effect in concrete and sandstone under uniaxial tension [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2000, 65(2/3): 165–188. DOI: 10.1016/S0013-7944(99)00114-9.

[16] DING F X, LI Z, CHENG S S, et al. Composite action of hexagonal concrete-filled steel tubular stub columns under axial loading [J]. Thin-Walled Structures, 2016, 107: 502–513. DOI: 10.1016/j.tws.2016.07.005.

[17] 金栋梁, 何翔, 刘瑞朝, 等. 岩石侵彻深度经验公式 [C] // 第五届全国工程结构安全防护学术会议. 南京: 中国力学学会, 2005.

[18] 何翔, 刘瑞朝, 吴飚, 等. 现场岩体侵彻试验研究及侵彻深度经验公式的提出 [C] // 中国软岩工程与深部灾害控制研究进展: 第四届深部岩体力学与工程灾害控制学术研讨会暨中国矿业大学 (北京) 百年校庆学术会议论文集. 北京: 中国岩石力学与工程学会, 2009.

(责任编辑　丁峰)