DOI: 10.11883/bzycj-2017-0197
文章编号: 1001-1455(2018)06-1295-08

尖头碎片撞击小尺寸储罐的模拟实验*

陈国华,胡 昆,周池楼,祁 帅
(华南理工大学安全科学与工程研究所,广东 广州 510641)

摘要: 化工园区内,容器爆炸事故易引发多米诺效应,产生的碎片击中临近目标设备或装置可能造成事故后果升级。通过开展尖头碎片撞击小尺寸储罐模拟实验,得到了不同轴向撞击角的尖头碎片撞击不同壁厚小尺寸储罐的穿透形貌、穿透能量以及穿孔直径。结果表明:(1)尖头碎片以 0°轴向撞击角穿透罐壁形成的穿孔正面近似圆形,以 15°、30°及 45°轴向撞击角撞击形成的穿孔正面近似椭圆形且有 2 个条形翻边,穿孔背面均呈现花瓣型开裂;(2)轴向撞击角越大,壁厚越大,所需的穿透能量越大;(3)轴向撞击角与壁厚对穿孔轴向直径影响显著,但穿孔环向直径变化幅度不大。最后,根据穿甲力学理论和动量守恒定理,推导出适用于 0°～45°轴向撞击角的尖头碎片剩余速度理论计算公式。

关键词: 尖头碎片;小尺寸储罐;轴向撞击角;剩余速度
中图分类号: O389;X937 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

容器爆炸碎片引发的多米诺效应事故具有严重的破坏性,例如,1984 年 11 月 19 日,墨西哥城国家石油公司发生的由 LPG 槽车爆炸引发的连锁事故,产生了大量的爆炸碎片,造成 544 人死亡,1 800 多人受伤,120 万人紧急疏散。研究容器爆炸产生的爆炸碎片作用下临近储罐的结构动态响应特性及其破坏机理,是化工园区安全与石油储备安全面临的重要挑战之一。

目前,国内外学者对多种类型的板/壳结构在不同撞击荷载下的动力学响应开展了实验研究。例如,穆建春等[1]研究了自由梁中部在平头子弹横向正冲击下的穿透及变形,估算出局部剪切能、梁弯曲变形能、子弹及梁的残余动能在子弹初动能中所占的比例;A. Palmer 等[2]系统研究了两端固支薄壁圆管在一般撞击速度(46～325 m/s)作用下的临界穿孔动能及管内充装液体的影响;Y. Wang 等[3]分别研究了不同充装系数、不同壁厚的储水罐在冲击荷载下的动力学响应情况;D. Sun 等[4]开展了储罐外复合材料防护层抵抗高速小质量碎片撞击防护性能的实验研究,主要考虑的参数有:防护层厚度、面密度、纤维结构、碎片撞击速度,研究发现在单向纤维(UD)材料中存在临界厚度,使防护层的能量吸收能力最大,撞击速度达到弹道极限防护层背面的破孔凸起最严重;H. Yu 等[5]开展了铁路危化品槽罐车壳的冲击实验,研究其动力学响应,结果发现刺穿能量随着初始液体压力的降低而升高,随着槽罐壁厚的增大而增大,随着撞击物接触面积的增大而增大;唐恩凌等[6]开展了球型弹丸正撞击圆柱壳自由梁实验,研究了弹丸速度、壳体直径与壁厚对穿孔直径的影响。但是这些实验设置多数采用撞击物正撞击目标板/壳,较少涉及到撞击物以不同角度撞击(即斜撞击)下板/壳结构的失效模式与规律的实验研究。

本文中通过开展 0°、15°、30°以及 45°轴向撞击角的碎片撞击不同壁厚小尺寸储罐的模拟实验,得到不同壁厚的罐壁在不同轴向撞击角碎片撞击下的变形破坏情况及碎片剩余速度。同时,基于穿甲力学理论和动量守恒定理,推导出适用于 0°～45°轴向撞击角的尖头碎片剩余速度理论计算公式,并通过实验数据验证公式的准确性。研究结果可用于壳体结构在尖头碎片轴向撞击下的破坏预测,为壳体结构的安全防护设计提供理论参考。

* **收稿日期**: 2017-06-08; **修回日期**: 2017-12-08
基金项目: 国家自然科学基金项目(21576102,51705157);中国博士后科学基金项目(2016M602467);
中央高校基本科研业务费专项资金项目(2017BQ074)
第一作者: 陈国华(1967—),男,博士,教授; **通信作者**: 周池楼,mezcl@scut.edu.cn。

1 碎片撞击小尺寸储罐模拟实验方案

使用某型号步枪作为实验发射装置,以尖头弹作为尖头碎片,开展尖头碎片撞击小尺寸储罐模拟实验。其中碎片质量 8.8 g,直径 7.82 mm。实验示意图与尖头碎片结构示意图分别如图 1～2 所示。

由于爆炸碎片撞击储罐主要造成前壁破坏,因此主要研究碎片作用下储罐前壁的破坏情况。实验试件采用∅300 mm×300 mm 半结构柱壳模拟的小尺寸储罐,罐壁壁厚 $h=1.00,1.50,2.00,2.75$ mm,采用化工储罐设备常用材料 Q235。实验过程中尖头碎片轴向撞击角 $\theta=0°,15°,30°,45°$。小尺寸储罐两侧各放置一台 Model 57 型红外光感应式子弹测速仪,分别测量出尖头碎片撞击速度 v_i 的实验值和穿透罐壁后的剩余速度 v_r 的实验值。实验共进行了 16 组,如表 1 所示。

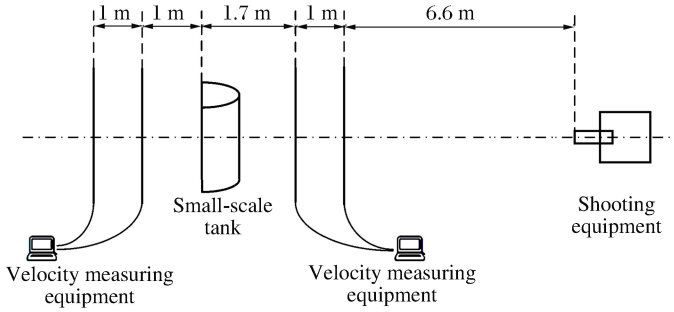


图 1 尖头碎片撞击小尺寸储罐模拟实验示意图

Fig. 1 Simulation experiment layout on small-scale tank impacted by conical projectiles

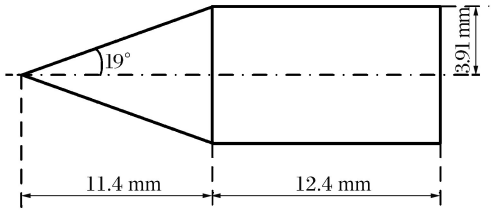


图 2 7.82 mm 尖头碎片结构示意图

Fig. 2 Conical projectile of 7.82 mm in diameter

表 1 尖头碎片剩余速度的实验值与理论计算值对比

Table 1 Experimentally obtained value and theoretically calculated value of residual velocity of conical projectiles

实验编号	h/mm	θ/(°)	v_i 的实验值/(m·s^{-1})	v_r/(m·s^{-1})		相对误差/%
				实验	理论计算	
1	1.00	0	842	826	825	0.06
2	1.50	0	853	828	828	0
3	2.00	0	859	813	826	1.58
4	2.75	0	840	765	796	4.05
5	1.00	15	859	842	843	0.17
6	1.50	15	864	836	841	0.57
7	2.00	15	859	809	828	2.40
8	2.75	15	858	779	817	4.82
9	1.00	30	861	843	843	0
10	1.50	30	853	819	827	0.97
11	2.00	30	860	801	825	3.03
12	2.75	30	859	775	812	4.79
13	1.00	45	855	836	829	0.79
14	1.50	45	857	812	819	0.87
15	2.00	45	863	786	813	3.40
16	2.75	45	858	761	790	3.91

注:相对误差为尖头碎片剩余速度的实验值与理论计算值之间的相对误差。

2 实验结果分析

2.1 穿透形貌

图 3 为 0°轴向撞击角的尖头碎片穿透壁厚 1.0 mm 储罐的正面、背面形貌图。由图 3 可见,尖头碎

片穿透罐壁后穿孔正面形成近似圆形的穿孔，边缘整齐，罐壁失效区域局部变形很小，罐壁整体几乎没有变形。穿孔背面呈现花瓣型开裂，花瓣弯曲角度接近 90°，从花瓣根部到顶部厚度逐渐变薄。当碎片侵入罐壁材料后，推动罐壁材料向前运动产生弯矩，在罐壁的轴向、径向、环向三个方向形成高的拉应力。当达到罐壁材料的拉伸强度极限时，就会在碎片撞击点四周的不同方向上产生裂纹，伴随着较小的结构变形，罐壁穿孔呈现花瓣型开裂。由于碎片在侵彻过程中推动罐壁材料形成的拉应力，导致从花瓣根部到顶部厚度逐渐变薄。

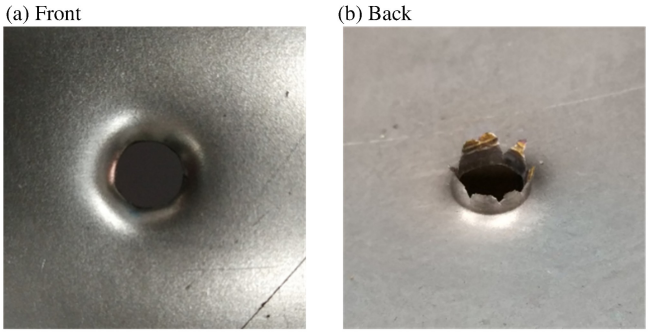


图 3　0°轴向撞击角的尖头碎片穿透壁厚 1.0 mm 储罐穿孔形貌

Fig. 3　Morphology of perforation for vertical tank with 1.0 mm wall thickness at axial impact angle equal to 0°

图 4 为 30°轴向撞击角的尖头碎片穿透壁厚 2.0 mm 储罐的正面、背面形貌图。15°、30°以及 45°轴向撞击角的尖头碎片穿透罐壁具有类似的形貌特征，穿孔正面都形成近似椭圆形的穿孔，且穿孔轴向直径 d_a 大于穿孔环向直径 d_r。罐壁整体几乎没有变形，罐壁失效区域局部变形很小，但大于 0°轴向撞击角的罐壁失效区域变形，穿孔附近边缘有明显的凹陷变形，并产生 2 个条形翻边。穿孔背面呈现花瓣型开裂，沿碎片飞行方向形成较大的花瓣，而穿孔上部罐壁材料没有外翻形成花瓣。原因是：(1)在尖头碎片沿着罐壁轴向方向的速度分量作用下，碎片与罐壁之间产生高的剪应力，挤压穿孔上部的罐壁材料形成条形翻边；(2)在尖头碎片沿着罐壁径向方向的速度分量作用下，碎片推动穿孔下部的罐壁材料形成高的拉应力，下部的罐壁材料在穿孔背面形成花瓣形开裂。

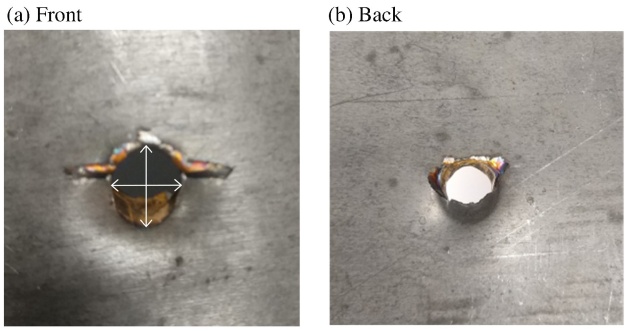


图 4　30°轴向撞击角的尖头碎片穿透壁厚 2.0 mm 储罐穿孔形貌

Fig. 4　Morphology of perforation for vertical tank with 2.0 mm wall thickness at axial impact angle equal to 30°

2.2　穿透能量

穿透能量是指尖头碎片以一定角度穿透小尺寸罐壁所消耗的能量。由文献[5]可知，尖头碎片撞击罐壁的穿透能量 E_p 近似计算方法为：

$$E_p = \frac{1}{2}mv_i^{\ 2} - \frac{1}{2}mv_r^2 \tag{1}$$

式中：m 为尖头碎片质量。

由图 5(a)可知，当尖头碎片撞击角一定时，壁厚越大，穿透罐壁所需的穿透能量越大。对穿透能量随壁厚变化的曲线进行参数拟合，如图 5(b)所示，以获得罐壁穿透能量公式。文献[7]中的研究表明，穿透能量与壁厚存在二次函数关系，选用二次多项式对实验结果进行拟合，其函数表达式为：

$$E_p = a + bh + ch^2 \tag{2}$$

为了得到含撞击角的罐壁穿透能量与壁厚之间的函数表达式，参数 a、b、c 采用多项式函数拟合为轴向撞击角的关系式，拟合结果如下：

$$a = -22.24 + 4.07\theta - 0.34\theta^2 \tag{3}$$

$$b = 98.13 - 4.44\theta + 0.44\theta^2 \tag{4}$$

$$c = 45.02 + 1.23\theta - 0.11\theta^2 \tag{5}$$

将拟合的式(3)～(5)代入式(2),即可得到 0°～45°轴向撞击角的小质量尖头碎片高速穿透材料为 Q235 的罐壁穿透能量与壁厚、轴向撞击角之间的关系式:

$$E_{\mathrm{p}}=(-0.11\theta^{2}+1.23\theta+45.02)\,h^{2}+(0.44\theta^{2}-4.44\theta+98.13)\,h+(-0.34\theta^{2}+4.07\theta-22.24) \tag{6}$$

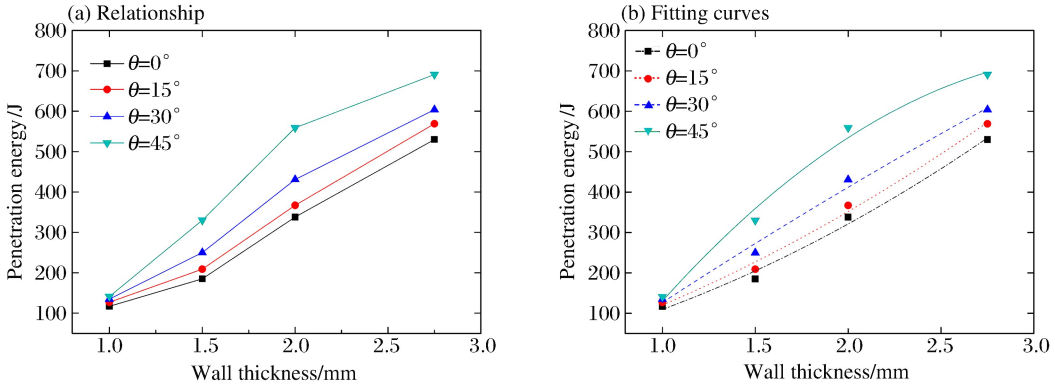


图 5 壁厚与穿透能量关系及拟合曲线图

Fig. 5 Fitted curves showing the relationship between wall thickness and penetration energy

图 6 为轴向撞击角与穿透能量关系图,由图 6 可知:

(1)当壁厚一定时,尖头碎片轴向撞击角越大,穿透罐壁所需的穿透能量越大。原因是轴向撞击角越大,碎片沿罐壁轴向方向的速度分量越大,导致碎片沿轴向撞击罐壁的滑擦距离增大,因此穿透罐壁所需要的穿透能量也就越大。且在壁厚一定时,曲线斜率随轴向撞击角的增大而增大,表明轴向撞击角越大,对罐壁的穿透能量影响越显著;

(2)随着壁厚增大,曲线的整体斜率也随之增大,说明壁厚越大,罐壁的穿透能量对轴向撞击角越敏感。

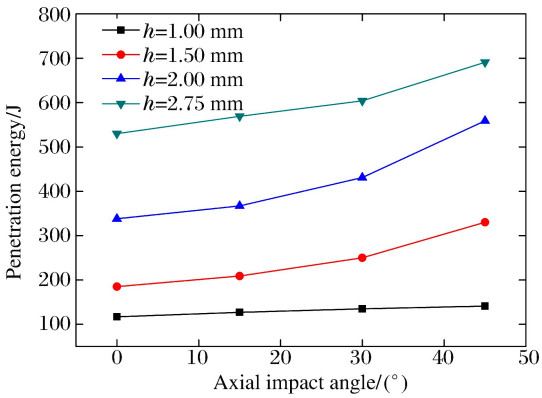


图 6 碎片轴向撞击角与穿透能量关系图

Fig. 6 Relationship between axial impact angle and penetration energy

2.3 穿孔直径

穿孔直径指尖头碎片穿透罐壁后,在罐壁上形成孔洞的直径,包括穿孔轴向直径 d_{a} 和穿孔环向直径 d_{r},如图 4(a)所示。0°轴向撞击角的尖头碎片撞击罐壁形成的穿孔形状并不是圆形,而是轴向直径略大于环向直径的椭圆。原因是储罐罐壁的轴向强度极限小于环向强度极限,在校核圆筒或柱壳等结构的应力时,轴向应力不大于许用应力,而环向应力不大于 1.25 倍的许用应力。因此在碎片侵彻过程中,储罐罐壁在轴向比环向更容易发生破坏,导致形成的穿孔轴向直径略大于环向直径。

图 7 为穿孔直径与壁厚、轴向撞击角关系图,由图 7 可知:

(1)从图 7(a)可以看出,当轴向撞击角一定时,0°轴向撞击角的尖头碎片穿透罐壁的穿孔轴向直径随着壁厚的增大而减小。原因是碎片在侵彻扩孔过程中会挤压罐壁材料,在孔边缘形成一圈整齐的翻边,且壁厚越大,侵彻扩孔越难,所形成的翻边厚度越大,导致轴向直径减小。当轴向撞击角一定时,15°、30°以及 45°轴向撞击角的尖头碎片穿透罐壁的穿孔轴向直径随着壁厚的增大而增大。当轴向撞击角从 15°增大到 45°时,曲线斜率逐渐增大,即轴向撞击角越大,穿孔轴向直径对壁厚越敏感。

(2)从图 7(b)可以看出,当壁厚一定时,碎片轴向撞击角越大,穿孔轴向直径越大。且曲线曲率随着轴向撞击角的增大而增大,说明轴向撞击角对穿孔轴向直径的影响更大。原因是轴向撞击角越大,碎

片沿着罐壁轴向方向的速度分量越大，碎片沿轴向撞击罐壁的滑擦距离越大，导致穿孔轴向直径增大。但当轴向撞击角增大到一定值时，尖头碎片因接触罐壁后发生滑动而不能穿透罐壁。

(3)从图 7(c)～(d)可以看出，随着碎片轴向撞击角以及壁厚的变化，穿孔环向直径变化幅度不大，最大穿孔环向直径比最小的仅高出 0.53 mm。图 7(c)中，因翻边的影响，0°轴向撞击角尖头碎片对罐壁造成的穿孔环向直径随着壁厚的增大而减小。15°、30°以及 45°轴向撞击角尖头碎片对罐壁造成的穿孔环向直径随着壁厚的增大而增大，曲线曲率随着壁厚的增加而减小。

(4)从图 7(d)可以看出，1.00 mm 壁厚的穿孔环向直径随着尖头碎片轴向撞击角的增大先减小后增大。1.50、2.00 、2.75 mm 壁厚的穿孔环向直径均随着碎片轴向撞击角的增大而小幅度增大。

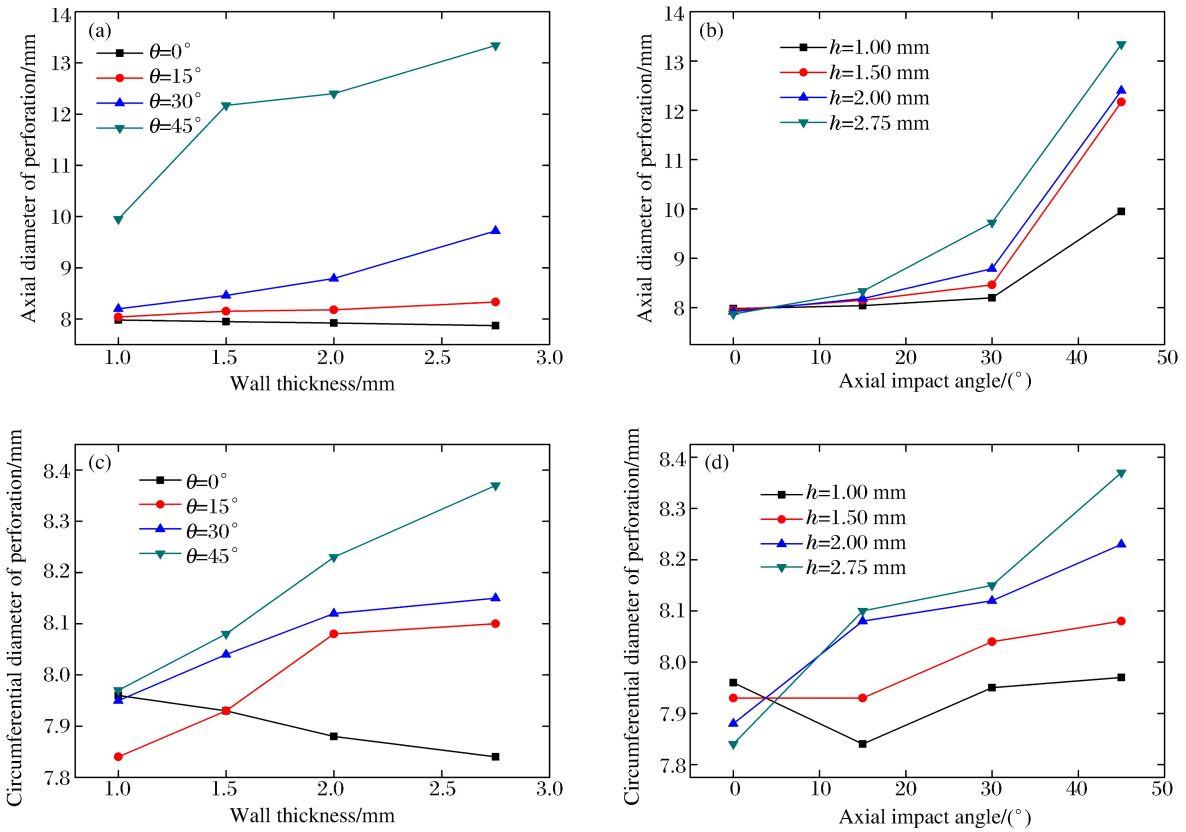


图 7　穿孔直径与壁厚、轴向撞击角关系图

Fig. 7　Relationship of perforation diameter with wall thickness and axial impact angle

3　碎片穿透罐壁的剩余速度计算

3.1　0°轴向撞击角

因罐壁曲率对储罐吸收能量影响不大[8]，且相对于小尺寸储罐，尖头碎片产生的穿孔局部变形很小，将花瓣型开裂穿孔附近的罐壁近似视为平面板[9]，推导尖头碎片穿透罐壁后的剩余速度 v_r 的理论计算公式。图 8 为尖头碎片以 0°轴向撞击角穿透罐壁示意图。

(1)穿透过程动量守恒定理

设 r 为尖头碎片穿过罐壁 x' 处的穿孔半径，m 为尖头碎片质量，v 为尖头碎片穿过罐壁 x' 处的速度，v_i 为尖头碎片开始穿透罐壁时的撞击速度。由文献[10]，根据动量守恒定理得：

$$mv_i = mv + M_w(x') \tag{7}$$

式中：$M_w(x')$ 为碎片穿过罐壁 x' 处罐壁开裂部分的动量。

(2)穿透过程开裂部分有效质量

储罐壁厚为 h，密度为 ρ，原来距离尖头碎片轴线为 s 的圆环，变形后沿着 x 方向位移为 λ，该圆环的动量以及距尖头碎片轴线为 s 的圆环微元的速度分别为：

$$\mathrm{d}M_{\mathrm{w}}=2\pi\rho s\dot{\lambda}h\,\mathrm{d}s \tag{8}$$

$$\dot{\lambda}=\frac{\mathrm{d}\lambda}{\mathrm{d}t}=\frac{\mathrm{d}x}{\mathrm{d}t}\frac{\partial\lambda}{\partial x}=v\frac{\partial\lambda}{\partial x} \tag{9}$$

则碎片穿过罐壁 x' 处罐壁开裂部分的动量为：

$$M_{\mathrm{w}}=2\pi\rho h\int_0^r vs\frac{\partial\lambda}{\partial x}\mathrm{d}s \tag{10}$$

穿透过程中罐壁开裂部分的有效质量为：

$$m_{\mathrm{w}}(x)=\frac{M_{\mathrm{w}}}{v}=2\pi\rho h\int_0^r s\frac{\partial\lambda}{\partial x}\mathrm{d}s \tag{11}$$

(3)穿透罐壁的剩余速度

设 β 为尖头碎片锥角的一半，花瓣在变形过程中未发生伸长，所以穿透前距离花瓣尖端为 s 的微元，形成花瓣后仍为 s(见图 8)，因此得出：

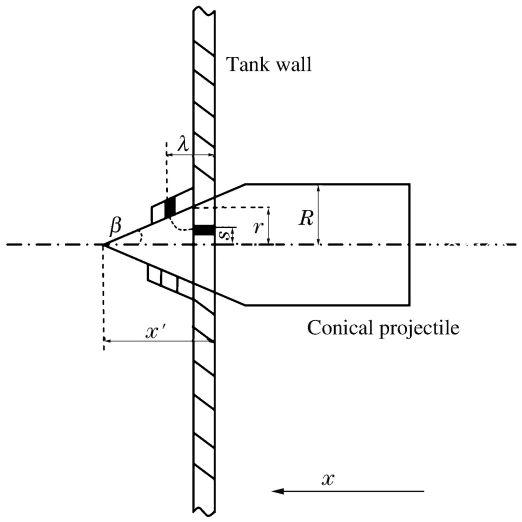


图 8 尖头碎片以 0°轴向撞击角穿透罐壁示意图

Fig. 8 Tank wall penetrated by conical projectiles at axial impact angle equal to 0°

$$\lambda=(x'\tan\beta-s)\cos\beta \tag{12}$$

尖头碎片锥形部分穿过罐壁即表示已经完全穿透，此时 $r=R$，结合式(7)、(11)～(12)得到尖头碎片穿透罐壁后的剩余速度 v_{r} 的计算公式：

$$v_{\mathrm{r}}=\frac{mv_{\mathrm{i}}}{m+\pi\rho hR^2\sin\beta} \tag{13}$$

3.2 非 0°轴向撞击角

(1)穿透过程开裂部分有效质量

图 9 为尖头碎片以非 0°轴向撞击角穿透罐壁示意图。尖头碎片以非 0°轴向撞击角穿透罐壁过程中，尖头碎片锥形部分穿过罐壁即表示已经完全穿透，此时 $r=\dfrac{R}{\cos\theta}$，原距尖头碎片轴线为 s 的圆环，变形后沿着 x 方向的位移为 λ。该圆环的动量为：

$$\mathrm{d}M_{\mathrm{w}}=2\pi\rho s\dot{\lambda}\frac{h}{\cos\theta}\mathrm{d}s \tag{14}$$

将式(9)代入式(14)中并积分，得到碎片穿过罐壁后 x' 处罐壁开裂部分的动量：

$$M_{\mathrm{w}}=2\pi\rho\frac{h}{\cos\theta}\int_0^{\frac{R}{\cos\theta}}vs\frac{\partial\lambda}{\partial x}\mathrm{d}s \tag{15}$$

此时，穿透过程中罐壁开裂部分的有效质量为：

$$m_{\mathrm{w}}(x)=\frac{M_{\mathrm{w}}}{v}=2\pi\rho\frac{h}{\cos\theta}\int_0^{\frac{R}{\cos\theta}}s\frac{\partial\lambda}{\partial x}\mathrm{d}s \tag{16}$$

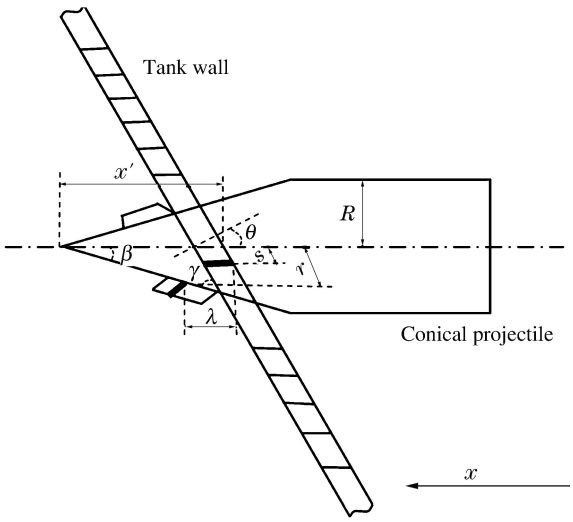


图 9 尖头碎片以非 0°轴向撞击角穿透罐壁示意图

Fig. 9 Tank wall penetrated by conical projectiles at axial impact angle above 0°

(2)穿透罐壁的剩余速度

设 β 为尖头碎片锥角的一半，$\gamma=90°-\theta-\beta$，花瓣在变形过程中未发生伸长，所以穿透前距离花瓣的尖端为 s 的点，形成花瓣后仍为 s，通过几何关系分析，得出位移 λ 为：

$$\lambda=\left(\frac{x'\sin\beta}{\sin\gamma}-s\right)\left(1-\frac{\tan\theta}{(\tan\theta+\tan\gamma)\cos\gamma}\right)\cos\beta \tag{17}$$

尖头碎片穿过罐壁后 x' 处，距尖头碎片轴线为 s 的圆环微元的速度为：

$$\dot{\lambda}=v\frac{\partial\lambda}{\partial x}=v\left(\frac{\sin\beta\cos\beta}{\sin\gamma}-\frac{\sin\beta\cos\beta\tan\theta}{\sin\gamma\cos\gamma(\tan\theta+\tan\gamma)}\right) \tag{18}$$

引入参数 G，因 θ 和 β 是确定的，故 G 确定：

$$G=\frac{\partial\lambda}{\partial x}=\left(\frac{\sin\beta\cos\beta}{\sin\gamma}-\frac{\sin\beta\cos\beta\tan\theta}{\sin\gamma\cos\gamma(\tan\theta+\tan\gamma)}\right) \tag{19}$$

结合式(7)、(16)和(19)，得到尖头碎片以非 0°轴向撞击角穿透罐壁后的剩余速度 v_r 的计算公式：

$$v_r=\frac{mv_i}{m+\pi\rho\dfrac{h}{\cos\theta}\dfrac{R^2}{\cos^2\theta}G} \tag{20}$$

3.3　结果验证

将尖头碎片穿透罐壁的剩余速度理论计算值与实验值进行对比验证，对比结果如表 1 所示。尖头碎片剩余速度理论计算值与实验值十分接近，最大相对误差为 4.79%，最小相对误差为 0，平均相对误差为 1.97%，验证了剩余速度理论计算公式的准确性，可适用于 0°～45°轴向撞击角的尖头碎片穿透罐壁的剩余速度预测。

当轴向撞击角一定时，壁厚越大，碎片剩余速度的相对误差越大，原因是壁厚越大，碎片与罐壁之间接触面积越大，摩擦耗能越大，且穿孔附近的局部变形耗能越大，导致相对误差越大。当壁厚一定时，轴向撞击角越大，相对误差也越大，原因是轴向撞击角越大，尖头碎片沿着罐壁轴向方向的速度分量越大，碎片与正面罐壁材料之间的滑擦变形耗能越大，同时摩擦耗能越大，穿孔附近的局部变形耗能越大，导致相对误差越大。

4　结　论

通过开展尖头碎片撞击小尺寸储罐模拟实验，得出以下结论：

(1)0°轴向撞击角的尖头碎片穿透罐壁，穿孔正面形成近似圆形的穿孔，穿孔背面呈现花瓣型开裂，弯曲角度接近 90°，从花瓣根部到顶部罐壁材料逐渐变薄；15°、30°以及 45°轴向撞击角的尖头碎片穿透罐壁后穿孔正面形成近似椭圆形的穿孔以及 2 个条形翻边，且穿孔轴向直径 d_a 大于穿孔环向直径 d_r，穿孔背面呈现花瓣型开裂，沿碎片飞行方向形成较大的花瓣。

(2)当尖头碎片撞击角一定时，壁厚越大，所需的穿透能量越大。当壁厚一定时，尖头碎片轴向撞击角越大，所需的穿透能量也越大，轴向撞击角对穿透能量影响越显著。且壁厚越大，穿透能量对轴向撞击角越敏感。

(3)轴向撞击角与壁厚对穿孔轴向直径影响显著。15°、30°及 45°轴向撞击角的尖头碎片穿透罐壁的穿孔轴向直径随着壁厚的增大而增大，且轴向撞击角越大，穿孔轴向直径对壁厚越敏感；当壁厚一定时，碎片轴向撞击角越大，穿孔轴向直径也越大，且轴向撞击角对穿孔轴向直径的影响越显著。但随着碎片轴向撞击角以及壁厚的变化，穿孔环向直径变化幅度不大。

(4)推导出适用于 0°～45°轴向撞击角的尖头碎片穿透罐壁的剩余速度理论计算公式，且通过实验结果验证了公式的准确性。

参考文献：

[1]　穆建春，乔志宏，张依芬，等. 自由梁中部在平头子弹横向正冲击下的穿透及变形[J]. 爆炸与冲击，2000，20(3)：200-207. DOI：10.3321/j.issn:1001-1455.2000.03.002.
MU Jianchun，QIAO Zhihong，ZHANG Yifen，et al. Perforation and deformation of free-free beam by transverse impact of flat-nosed missile at the middle of its span[J]. Explosion and Shock Waves，2000，20(3)：200-207. DOI：10.3321/j.issn:1001-1455.2000.03.002.

[2]　PALMER A，NEILSON A，SIVADASAN S. Pipe perforation by medium-velocity impact[J]. International Journal of Impact Engineering，2006，32(7)：1145-1157. DOI：10.1016/j.ijimpeng.2004.09.010.

[3] WANG Y, LEE S C. Experimental study of water tank under impulsive loading[J]. Archives of Civil & Mechanical Engineering, 2015,15(4):986-996. DOI: 10.1016/j.acme.2014.09.006.

[4] SUN D, JIANG J, ZHANG M, et al. Ballistic experiments on the mechanism of protective layer against domino effect caused by projectiles[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2016,40(3):17-28. DOI: 10.1016/j.jlp.2015.11.020.

[5] YU H, JEONG D Y. Impact dynamics and puncture failure of pressurized tank cars with fluid-structure interaction: a multiphase modeling approach[J]. International Journal of Impact Engineering, 2016,90(4):12-25. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.11.014.

[6] 唐恩凌,施晓涵,王猛,等.高速碰撞下圆柱壳自由梁的穿孔特性[J].爆炸与冲击,2016,36(8):121-128. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)01-0121-08.
TANG Enling, SHI Xiaohan, WANG Meng, et al. Perforation characteristics of cylindrical shell free beam under high-speed impact[J]. Explosion and Shock Waves, 2016,36(8):121-128. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)01-0121-08.

[7] 王晓强,朱锡,梅志远,等.低合金船用结构钢抗高速破片能力研究[J].材料工程,2009,33(8):1-5. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4381.2009.08.001.
WAMG Xiaoqiang, ZHU Xi, MEI Zhiyuan, et al. Experimental investigation into anti-penetrating capacity of low allow ship hull steel strctures to high velocity steel fragment[J]. Journal of Materials Engineering. 2009,33(8):1-5. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4381.2009.08.001.

[8] 朱东.大型钢储罐在撞击和爆炸荷载作用下的动力响应分析[D].杭州:浙江大学,2016:22-33.

[9] 任会兰,宁建国.冲击固体力学[M].北京:国防工业出版社,2013:201-240.

[10] 邓云飞,孟凡柱,李剑锋,等.Q235 钢板对半球形头弹抗侵彻特性[J].爆炸与冲击,2015,35(3),386-392. DOI: 10.11883/1001-1455(2015)03-0386-07.
DENG Yunfei, MENG Fanzhu, LI Jianfeng, et al. The ballistic performance of Q235 metal plates subjected to impact by hemispherically-nosed projectiles[J]. Explosion and Shock Waves, 2015,35(3):386-392. DOI: 10.11883/1001-1455(2015)03-0386-07.

Simulation experiment on small-size tank impacted by conical projectiles

CHEN Guohua, HU Kun, ZHOU Chilou, QI Shuai

(*Institute of Safety Science & Engineering, South China University of Technology, Guangzhou* 510641, *Guangdong, China*)

Abstract: In this work, to forestall the domino effects resulting from the container explosion that may lead to serious damages to equipments and devices in a chemical industry park impacted by explosion fragments, we obtained the penetrating morphology, penetration energy and perforation diameter, of small-size tanks with different wall thicknesses that were impacted by conical projectiles at different axial impact angles, with the following results achieved: that the front penetrating morphology is nearly circular when the axial impact angle is 0°, and is nearly oval with two flangings when the axial impact angle is 15°, 30°, and 45°; that their backs are both dehiscent like petals; the larger the axial impact angle and tank wall thickness, the more penetration energy is needed; and that the axial impact angle and tank wall thickness have significant influence on the axial diameter of the perforation, but barely affect the circumferential diameter of the perforation. Also, based on the mechanics of perforation and the laws of conservation of momentum, we derived the residual velocity formula of conical projectiles suitable for axial impact angles ranging from 0 to 45 degrees.

Keywords: conical projectiles; small-size tank; axial impact angle; residual velocity

(责任编辑 曾月蓉)