

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.168



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



聚脲喷涂钢制罐体抗爆性能试验及 数值模拟研究

杨光¹, 张博一², 韦建树¹, 蒋月新³, 徐世林¹

(1. 上海爵格工业工程有限公司, 上海 200082; 2. 哈尔滨工业大学 土木工程学院, 哈尔滨 150001;
3. 哈尔滨工业大学(深圳) 土木与环境工程学院, 广东 深圳 518055)

摘要:为考查聚脲涂层对钢制罐体抗爆能力的增强效果,对内侧喷涂聚脲涂层的缩尺模型罐和无涂层模型罐进行两次地面爆炸试验,并采集罐体测点位移时程及残余变形等响应数据。采用 LS-DYNA 软件中的 ALE 流固耦合分析方法对罐体的爆炸响应过程进行有限元模拟,并考查涂层粘接设定、罐体材料及涂层厚度对涂层防护效果的影响。试验结果表明,内侧喷涂聚脲涂层能显著降低罐体的最大位移及残余变形。数值模拟结果表明,聚脲涂层与钢板间的不同接触设置对罐体位移峰值的影响可以忽略,而对罐体残余位移影响较大;随着钢材屈服强度的提高,聚脲涂层位移的降低率逐渐减小;增大涂层厚度可减小罐体变形,但带来的增益不断降低。

关键词:钢制罐体;聚脲;抗爆性能;流固耦合

中图分类号:TE972

文献标志码:A

文章编号:2096-6717(2023)01-0044-10

Experimental and numerical simulation study on blast-resistance capacity of polyurea sprayed steel tank

YANG Guang¹, ZHANG Boyi², WEI Jianshu¹, JIANG Yuexin³, XU Shilin¹

(1. Shanghai Dragon Industrial Engineering Co., Ltd, Shanghai 200082, P. R. China; 2. School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, P. R. China; 3. School of Civil and Environmental Engineering, Harbin Institute of Technology, Shenzhen 518055, Guangdong, P. R. China)

Abstract: To investigate the enhancement effect of polyurea coating on the blast-resistance capacity of steel storage tanks, two ground explosion experiments were carried out in this study via the scale model steel tanks with polyurea coating sprayed inside and uncoated steel tanks, and the response data such as displacement time-history and residual deformation of the measuring point of the tanks were collected. Meanwhile, ALE fluid-solid coupling analysis method in LS-DYNA software was used to simulate the explosion response process of the

收稿日期:2021-04-12

基金项目:国家自然科学基金(51778196)

作者简介:杨光(1987-),男,主要从事抗爆安全防护研究,E-mail:yangguang198759@sina.com。

张博一(通信作者),男,副教授,E-mail:zhangby@hit.edu.cn。

Received:2021-04-12

Foundation items:National Natural Science Foundation of China (No. 51778196)

Author brief:YANG Guang (1987-), main research interest: anti-explosion and safety protection, E-mail: yangguang198759@sina.com.

ZHANG Boyi (corresponding author), associate professor, E-mail: zhangby@hit.edu.cn.

tanks, and the influence of different coating connection settings, tank materials and coating thickness on the coating protection effect was investigated. The test results show that the inner spray polyurea coating can significantly reduce the maximum displacement and residual deformation of the tanks. The numerical simulation results show that the influence of different connection settings between the polyurea coating and the steel plate on the peak displacement of the tanks is negligible, while the influence on the residual displacement of the tanks is great. At the same time, with increase of steel yield strength, the displacement reduction ratio of polyurea coating decreases gradually. Increasing the coating thickness can reduce the deformation of tank. However, the enhancement effect decreases continuously.

Keywords: steel tank; polyurea; blast-resistance capacity; fluid-solid coupling

近年来,石油化工罐区逐渐成为恐怖袭击的目标。2020年1月,叙利亚巴尼亚斯储油罐区就曾遭到恐怖分子爆炸袭击,造成超过10亿美元的直接经济损失。有效降低爆炸造成的损失、控制灾害影响范围一直是业内关注的焦点,其中,大型钢制储油罐爆炸因具有巨大的危害性而受到重点关注。当罐区某一位置遭到爆炸袭击时,产生的冲击波会迅速波及附近储油罐,如果储油罐抗爆能力不足,则可能发生结构破坏,进而导致燃油泄漏,并引发二次爆炸乃至连环爆炸,从而造成巨大的经济损失和人员伤亡。

喷涂聚脲弹性体(PSUA)是近20年来研制开发的一种新型绿色施工技术^[1],其原料——聚脲是一种高分子弹性体,具有耐磨、防水、抗疲劳等优点,广泛应用于工业涂装领域。大量研究表明,聚脲涂层在结构抗冲击方面也有着优异的性能^[2-4]。Davidson等^[5]对聚脲喷涂的砌体墙进行了试验及数值模拟分析,研究表明,在墙体背面喷涂聚脲能更有效地提升墙体的抗爆性能。Raman等^[6]则对聚脲涂覆钢筋混凝土板的抗爆能力进行了数值模拟研究,结果表明,聚脲涂层能够将爆炸作用下钢筋混凝土板的位移响应减小40%。将高分子弹性体用于金属结构抗爆能力提升的相关研究也取得了较为显著的成果^[7-12]。Xue等^[13]通过试验与数值分析发现,喷涂高分子弹性体的双层金属板结构存在颈缩迟滞效应(neck retardation),使双层板结构的颈缩极限显著提高,从而增强了其承受冲击荷载的能力;Mcshane等^[14]针对Xue等^[13]的理论进行聚合物-金属双层板动态断裂研究发现,在拉伸能量的吸收方面,足够坚硬和坚固的聚合物涂层对结构存在一定的增强作用;Jiang等^[15]对聚脲复合钢板在低速冲击下的性能进行试验研究发现,在低速冲击作用下,聚脲涂层能够有效地减小钢板的塑性变形,且当涂层厚度较薄时效果显著,而厚度增加带来的强度提升并不明显。目前,现有研究多局限于单个板

构件(如聚脲-金属双层板)的局部承载研究,而对于完整金属结构物的爆炸试验及数值研究较少,对于聚脲应用于整体金属结构的抗爆性能提升也缺乏较明确的论据。

笔者针对某大型钢制储罐的抗爆性能进行相似结构模型的爆炸试验,通过试验数据的比较,研究聚脲涂层对薄壁钢制罐体结构抗爆能力的提升作用,并结合试验模型进行有限元分析与对比。

1 爆炸试验

1.1 试验设计

爆炸试验在陆军工程大学室外爆炸试验场地进行,共计2次,炸药为固体TNT炸药,质量2 kg,形状为圆柱体,如图1所示。



图1 试验用TNT炸药

Fig. 1 TNT explosive in test

试验目的是考查聚脲涂层对大型储罐建造项目中双层钢制储罐抗爆能力的提升,所以,试验所用模型罐是依据相似原理对实际储罐外罐进行比例缩放得到的,比例为1:26.7。缩放后的试验罐体模型结构分为拱顶、圆柱形罐壁和法兰3部分,其中,拱顶及罐壁厚度为1 mm,法兰厚度为2 mm,罐体材料为Q235低碳钢,模型罐尺寸如图2所示。

罐体不同构件之间采用焊接,并在法兰中线处均匀布置32个螺栓孔,通过打入地面的膨胀螺栓实现对罐体的约束,如图3(a)所示。聚脲涂层均匀喷

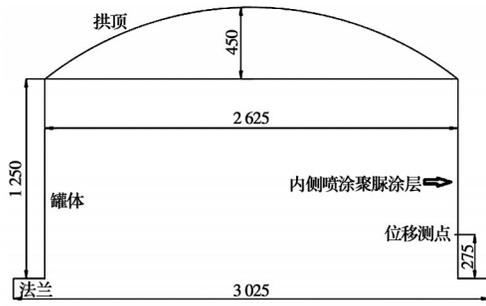


图 2 模型罐体几何尺寸简图(单位:mm)

Fig. 2 Geometric dimension sketch of tank model (Unit: mm)

涂在罐体内表面,喷涂区域涵盖整个罐壁及拱顶,不包括法兰,如图 3(b)所示。在罐体迎爆侧距底面高度 275 mm 处布置位移测点,测点处安装拉杆式直线位移传感器,以采集罐体表面位移时程数据,如图 3(c)、(d)所示。罐体残余位移则采用卷尺手动测量,如图 3(e)所示。

试验共进行 2 次爆炸,分别考查在不同爆炸距



(a) 罐底法兰和膨胀螺栓



(b) 内部聚脲喷涂



(c) 位移测点布置



(d) 数据采集装置



(e) 残余变形测量

图 3 试验设施
Fig. 3 Test facility

离下无涂层钢罐及喷涂聚脲涂层钢罐的动力响应,炸药及钢罐布置如图 4 所示。

1)第 1 次爆炸,无涂层钢罐与喷涂层钢罐分立炸药两侧,炸药中心与储罐迎爆面外壁距离为 4 m;

2)第 2 次爆炸,无涂层钢罐与喷涂层钢罐分立炸药两侧,炸药中心与储罐迎爆面外壁距离为 3.2 m。

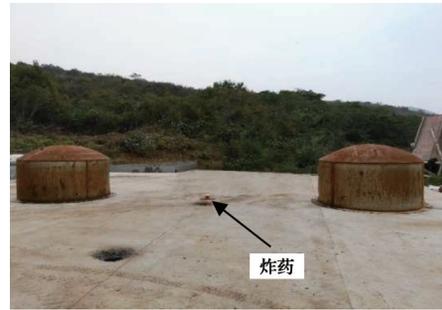


图 4 试验炸药及钢罐布置

Fig. 4 Layout of TNT and steel tanks in test

1.2 试验结果

1)第 1 次爆炸,罐体表面残余位移很小,绝大部分变形处于弹性范围内,如图 5 所示。

从图 5 可以看出,炸药距离罐体 4 m 时,爆炸造成的破坏较小,罐体结构响应以弹性变形为主,很



(a) 未喷涂层罐



(b) 喷涂层罐

图 5 第 1 次爆炸后的罐体变形
Fig. 5 Tank deformation after first explosion

难从爆炸后罐体形态上直观地体现出涂层的作用。无涂层罐体和喷涂层罐体的测点位移如图 6 所示,喷涂层罐体测点位置最大位移为 26.24 mm,而无涂层罐体测点位置最大位移为 39.13 mm,喷涂 1.5 mm 聚脲涂层可使罐体测点位置的最大位移降低 32.9%。另外,通过对罐体表面残余位移的测量发现,喷涂层罐体的残余位移为 0.42 mm,而无涂层罐体的残余位移为 4.33 mm,内部喷涂聚脲涂层对于降低结构残余位移也有很明显的效果。

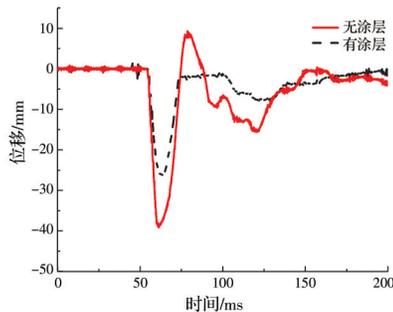


图 6 第 1 次爆炸时罐体测点位移时程曲线

Fig. 6 Displacement time-history curve of tank test point during first explosion

2) 第 2 次爆炸,罐体表面有明显的残余位移,迎爆面钢板已进入塑性范围,如图 7 所示。



(a) 未喷涂层罐



(b) 喷涂层罐

图 7 第 2 次爆炸后的罐体变形

Fig. 7 Tank deformation after second explosion

从图 7 可以看出,炸药距离罐体 3.2 m 时,爆炸造成的破坏较大,此时喷涂层罐体爆炸后的形态明显好于无涂层罐体。无涂层和喷涂层罐体的测点位移如图 8 所示,喷涂层罐体测点位置最大位移为 44.27 mm,而无涂层罐体测点位置最大位移为 63.6 mm,喷涂聚脲涂层可使罐体测点位置的最大位移降低 30.4%。另外,对罐体表面残余位移进行测量,喷涂层罐体的残余位移为 16.51 mm,而无涂层罐体的残余位移为 24.47 mm,说明喷涂聚脲涂层对结构残余位移的降低也有很明显的效果。

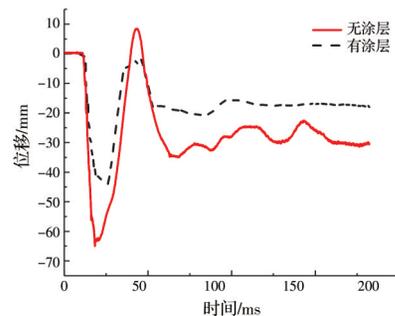


图 8 第 2 次爆炸时罐体测点位移时程曲线

Fig. 8 Displacement time-history curve of tank test point during second explosion

从两次试验的结果可以看出,在炸药不同距离的爆炸作用下,喷涂层罐体的测点最大位移与残余位移均较无涂层罐体有明显的降低,降幅约为 30%。说明无论结构响应处于弹性区间还是塑性区间,聚脲涂层对结构强度的提升都有明显效果。

2 数值模拟

ALE 法(任意拉格朗日-欧拉方法)作为一种流固耦合计算方法,能实现空气与罐体网格间力的传递,相较于直接加载压力时程曲线或者 LBE 法,其优点在于整个模拟过程满足能量守恒,且能考虑罐体与空气域的相互作用,缺点在于空气网格数量庞大,计算耗时较长。应用 LS-DYNA 软件,采用 ALE 法分析罐体在炸药自由爆炸冲击波作用下的响应。

2.1 有限元模型

与试验过程相同,数值计算也分爆炸距离为 3.2、4 m 两组工况,并分别与试验结果进行比较。由于钢罐体属于薄壁结构,采用 2D 薄壳单元建模较为合适,既可以控制网格数量,又能保证计算精度。采用 Belytschko-Tsay shell 单元对罐体、法兰、涂层及地面建模,空气及炸药选用六面体 Solid 单

元,为保证流体单元与结构单元良好耦合,两者尺寸应尽量接近。ALE算法的计算结果受网格尺寸影响较大,网格尺寸越小,峰值超压越大,计算结果越精确。师燕超^[16]和都浩等^[17]通过研究发现,当空气网格小于100 mm时,得到的冲击波超压已经可以满足精度要求。计算模型的基本网格尺寸选为30 mm,以4 m无涂层爆炸工况进行敏感性分析。相对于20 mm网格尺寸(40.34 mm),该尺寸网格得到的测点位移响应峰值(38.6 mm)的误差约为4.5%,说明30 mm网格已能够满足基本精度要求,并可以节省大量计算时间。由于计算工况中的模型及荷载均满足对称特征,为节省计算资源,采用1/2模型,并在对称面施加法向约束。罐体与法兰单元采用共节点连接,地面采用刚性地面,法兰与地面间采用ATUOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE接触,忽略摩擦力,仅考虑接触面间的法向力,在螺栓实际位置处约束相邻4个节点,以实现螺栓的紧固作用。空气域边界采用NON_REFLECTING无反射边界条件。有限元模型如图9所示(空气网格不显示)。

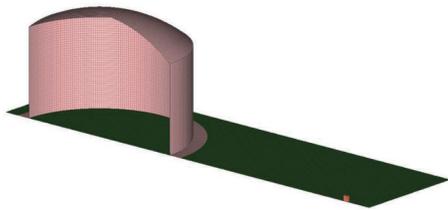


图9 有限元模型示意图
Fig.9 Sketch of FE model

数值模拟采用mm-ton-s单位制,TNT炸药选用MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN材料模型以及JWL状态方程,空气选用MAT_NULL材料模型以及线性多项式状态方程,两种状态方程表述为

JWL:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (1)$$

式中: p 为压强,MPa; E 为炸药内能, $J \cdot m^{-3}$; V 为当前相对体积,其余各参数见表1。

线性多项式:

$$p = C_0 + C_1 \mu^1 + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) E \quad (2)$$

式中: $\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1$, ρ 为当前密度, ρ_0 为空气初始密度,各多项式参数见表2。

表1 炸药材料及状态方程参数^[18]

Table 1 Parameters of TNT material and EOS

密度/($t \cdot mm^{-3}$)	爆速 $D/(m \cdot s^{-1})$	A/GPa	B/GPa
1.63×10^{-9}	6 930	371	3.23
R_1	R_2	ω	$E/(J \cdot m^{-3})$
4.15	0.95	0.3	7×10^9

表2 线性多项式状态方程参数^[19]

Table 2 Parameters of linear polynomial EOS

密度/($t \cdot mm^{-3}$)	C_0/MPa	C_1	C_2	C_3
1.29×10^{-12}	0	0	0	0
V_0	C_4	C_5	C_6	$E/(J \cdot m^{-3})$
1.0	0.4	0.4	0	0.25×10^6

罐体钢材采用MAT_SIMPLIFIED_JOHNSON_COOK本构模型,该模型能够考虑到材料在高应变率下的应力强化及后屈服状态下的塑性应变,广泛应用于冲击与爆炸领域的分析计算。为得到试验中罐体所用钢材准确的材料参数,对其进行了准静态拉伸、压缩和动态压缩试验^[20],通过试验数据拟合得到的各材料参数见表3。

表3 罐体材料参数

Table 3 Parameters of steel tank material

密度/ ($10^{-9} t \cdot mm^{-3}$)	弹性模 量/GPa	泊松 比	A	B	N	C
7.83	170	0.3	210	372	0.452	0.049

聚脲材料采用MAT_PLASTICITY_POLYMER本构模型,该模型依据Cowper-Symonds理论,通过动力放大系数(DIF)的形式来表现材料的应变率强化效应。同样地,为得到聚脲材料不同应变率条件下的应力-应变关系,进行准静态拉伸试验及霍普金斯压杆试验^[7]。通过对试验数据的拟合,得到该聚脲材料的各材料参数,见表4。

对于聚脲涂层与钢罐之间的连接,采用CONTACT_

表4 聚脲材料参数

Table 4 Parameters of ployurea coating

密度/ ($10^{-9} t \cdot mm^{-3}$)	弹性模量/ MPa	泊松比	C/s^{-1}	p
1.07	150	0.47	98.16	4.52

TIEBREAK_SURFACE_TO_SURFACE 接触,它是一种带有失效模式的绑定接触,其失效判定主要由拉伸失效力(NFLS)和剪切失效力(SFLS)决定,具体判定准则为

$$\left(\frac{\sigma_n}{\text{NFLS}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{\text{SFLS}}\right)^2 \geq 1 \quad (3)$$

式中: σ_n 为单元拉伸应力; σ_s 为单元剪切应力。

试验中所用聚脲材料与钢板连接的NFLS和SFLS由准静态试验得到,均为7.94 MPa。

2.2 计算结果

无涂层及有涂层罐体在两次爆炸后的状态分别见图10、图11。

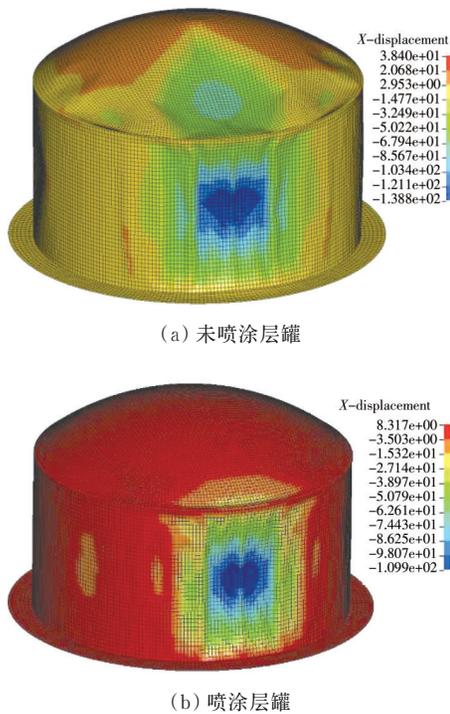


图10 3.2 m距离爆炸在200 ms时刻的爆炸计算位移云图
Fig. 10 Cloud image of calculated explosion displacement of 3.2 m blast at 200 ms

当计算进行到200 ms时,冲击波作用已结束,罐体振荡逐渐衰减,该时刻的位移云图接近于爆炸结束后罐体的最终状态。从图10、图11中的位移云图来看,模拟计算能够较为直观地反映涂层对降低罐体变形幅度的影响,与试验照片对比发现,迎爆面凹陷程度和褶皱分布也较为接近,但无涂层罐体的顶面凹陷幅度较大,与试验结果有一定的差距。分析原因,可能是由于拱顶与罐壁连接处属于结构突变位置,在受力时发生折叠而使材料加速进入塑性阶段,转角处无法继续提供反向弯矩,导致位移

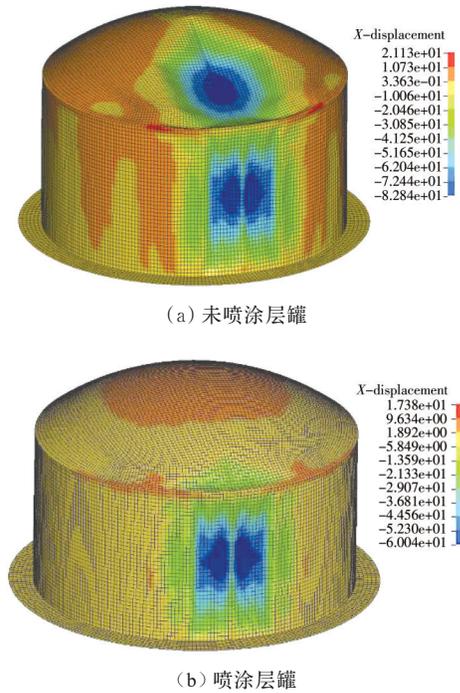


图11 4 m距离爆炸在200 ms时刻的爆炸计算位移云图
Fig. 11 Cloud image of calculated explosion displacement of 4 m blast at 200 ms

响应过大。试验中的罐体拱顶与罐壁采用焊接连接,焊角在一定程度上缓解了该位置处的折叠变形,从而降低了位移响应。

对于测点位置处的位移,将模拟计算时程曲线与试验数据进行比较,如图12所示。从测点位移曲线的对比可知,无论是无涂层还是有涂层,ALE计算方法得到的两次爆炸罐体测点位移峰值与试验值均较为接近,具体数据对照见表5。

表5 测点位移计算结果与试验数据对照

Table 5 Comparison between calculating results and test data of test points

爆炸距离/m	涂层情况	测点最大位移/mm		误差/%
		试验值	模拟值	
4.0	无涂层	39.13	38.60	-1.4
	有涂层	26.24	25.43	-3.1
3.2	无涂层	63.60	66.69	4.9
	有涂层	44.27	52.58	18.8

从表5中可以看出,采用ALE法计算得到的测点位移响应与试验值较为接近,最大误差不超过20%,相比用LBE法模拟得到的结果^[18],准确性更高,具有一定的应用价值。模拟计算结果中,有涂层在4 m时对于罐体测点位移的降低幅度为34.1%,3.2 m时降低幅度为21.2%,与试验得到的

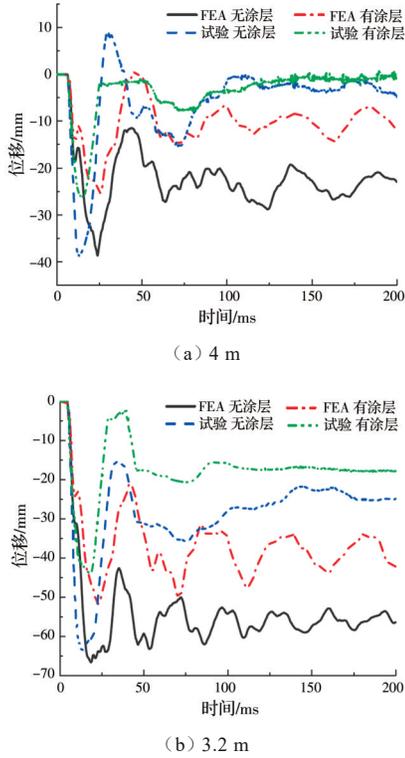


图 12 爆炸模拟测点位移结果与试验数据对比
Fig. 12 Comparison between simulating results and test data of test point displacement

32.9% 和 30.4% 较为符合,说明模拟计算中采用的聚脲材料参数与实际值贴进度较好,计算得到的结果具有较高的参考价值。但从图 12 中也能看到,模拟计算得到的测点残余位移较大,远高于试验值,说明虽然罐体位移大致相同,但计算模型中的钢材塑性变形程度更深,材料的屈服强度较实际情况偏小,具体原因还需要通过进一步的材料测试分析得到。

进一步比较聚脲涂层对罐体最大位移响应的影响,两次测试模拟结果见图 13 及表 6。与测点位移结果相似,聚脲涂层也能显著地降低罐体最大位移,4 m 时可降低 20.5%,3.2 m 时可降低 24.0%。

比较模拟计算结果和试验测值可知,采用 ALE 法对钢罐体在 TNT 爆炸荷载作用下的响应进行模拟具有一定的精确度,模拟得到的测点位移峰值与试验结果基本一致,但残余位移值大于试验结果。模拟计算结果表明,聚脲涂层能够较为明显地降低钢罐体在爆炸荷载下的位移响应,降低幅度约为 20%~35%。

2.3 变参数分析

2.3.1 粘接设置对涂层防护效果的影响 常规的涂层与钢板连接方式模拟可以用带有失效模式的

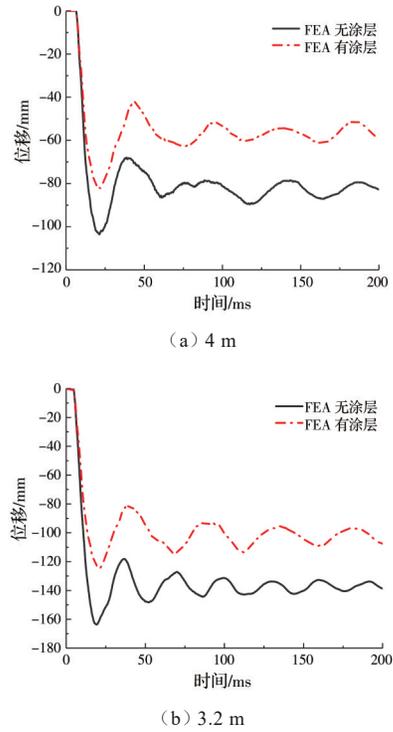


图 13 模拟计算罐体最大位移时程曲线
Fig. 13 Time-history curves of max displacement of tank in simulated calculation

表 6 罐体最大位移计算值对照
Table 6 Comparison between the calculated maximum displacement of tank

爆炸距离/m	涂层情况	最大位移/mm
4.0	无涂层	103.36
	有涂层	82.17
3.2	无涂层	163.59
	有涂层	124.27

TIEBREAK 接触,也可以不考虑连接失效,采用 TIED 绑定接触,甚至直接将两者单元共节点处理。区别在于,TIED 绑定接触无法考虑涂层与钢板连接失效,而单元共节点既不能考虑连接失效,也不能体现涂层和钢板的相对位置,它的优点在于设置简单,同时,节点数量的缩减也可以节省计算资源。

前文根据涂层钢板实测数据,采用 TIEBREAK 接触形式进行模拟,接下来进行两组试算,比较 3 种不同接触形式对模拟产生的影响。对照工况选用响应较为明显的 3.2 m 爆炸工况,分别考查测点位移曲线与最大位移曲线,结果见图 14。

从图 14 中可以看出,TIEBREAK 和 TIED 接触对于位移结果几乎没有影响,两条曲线峰值几乎完全重合,在后期往复震荡时才有少许偏差。相对而

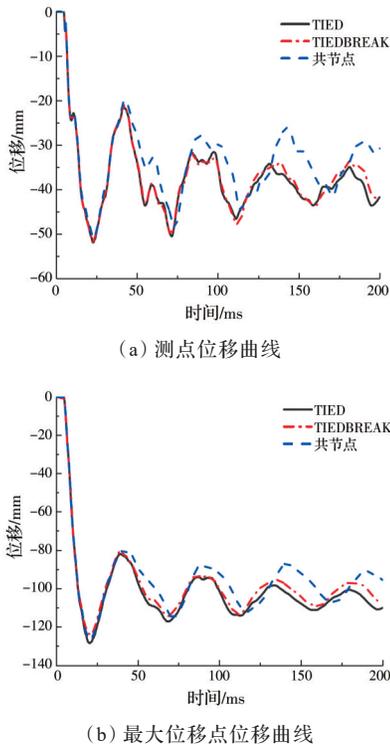


图 14 不同接触形式下最大位移时程曲线对照
 Fig. 14 Comparison between time-history curves of maximum displacement of tank under different contact types

言,共节点方式和前两者的位移峰值差距小于3%,尚可接受,但在随后的振荡中,差距不断放大,最大可达30%。

试验结果中,虽然钢板存在较大的位移与残余变形,但涂层与钢板连接良好,并无脱胶情况发生,说明以现有的喷涂技术,可以保证即使钢结构有轻微破坏,也很难发生连接失效。所以,在缺少实测数据的情况下,可以先假定两者连接不会失效而采用TIED绑定接触进行模拟,这并不会影响结果的精确程度。共节点连接方式仅能用来考查峰值位移,并不推荐在其他情况下应用。

2.3.2 罐体钢材对涂层防护效果的影响 虽然针对喷涂聚脲涂层对Q235低碳钢制罐体抗爆能力的提升进行了分析,而工业生产中常常会使用强度更高的钢材,如Q345低碳合金钢、45#碳素结构钢等。针对这3种常用钢材进行试算比较,考查聚脲涂层对于不同钢材抗爆能力的影响。

试验中仅用到Q235钢材,没有Q345和45#钢材的实测数据,在模拟计算中,参考于文静等^[21]和陈刚等^[22]的数据对这两种钢材进行材料参数设置,具体参数见表7。

表 7 钢板材料参数

Table 7 Parameters of steel plates

钢号	密度/(10 ⁻⁹ t·mm ⁻³)	弹性模量/GPa	泊松比	A	B	N	C
Q345	7.85	206	0.3	374	795.7	0.454	0.016
45#	7.85	209	0.27	507	320	0.064	0.28

同样选取3.2 m爆炸距离作为对照工况,比较不同钢材罐体在无涂层及喷涂层时的最大位移时程曲线,结果如图15及表8所示。

从无涂层罐体的位移曲线中看出,3种钢材的强度顺序是45#>Q345>Q235,而三者喷涂聚脲后的抗爆强度都有一定程度提升,但提升的幅度有所不同。Q235钢板喷涂聚脲能够减少24%的最大位移,而同样的方式下Q345钢仅减小11.37%,45#钢仅减小6.45%。随着钢材强度的提高,聚脲涂层带来的强度增益有所减小,但该趋势是否适用于一般情况,还需进一步试验研究。

2.3.3 涂层厚度对防护效果的影响 沿用之前的计算模型及参数,仅改变模型涂层厚度,将涂层厚度设为0.5、1.5、2、2.5 mm,分别计算,比较不同模型的最大位移值,并绘制涂层厚度增强效果曲线,结果如表9及图16所示。

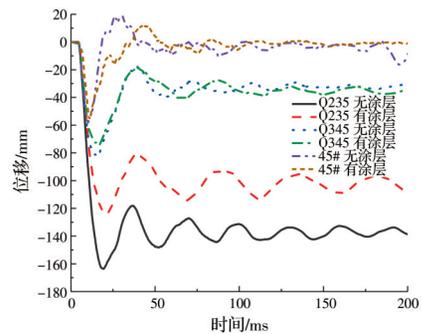


图 15 不同钢材罐体最大位移时程曲线对照
 Fig. 15 Comparison between time-history curves of maximum displacement of different steel tanks

由表9和图16可以看出,随着涂层厚度的增大,罐体的抗爆效果虽不断增强,但曲线斜率逐渐平缓,意味着继续增大涂层厚度,增益会越来越低。在工程应用中,仅靠增大涂层厚度并不能解决一切

表8 不同钢材罐体最大位移计算值对照

Table 8 Comparison between maximum displacements of tanks with different steels

钢号	无涂层罐体最大位移/mm	有涂层罐体最大位移/mm	抗爆能力增强率/%
Q235	163.59	124.27	24.03
Q345	82.03	72.70	11.37
45#	59.20	55.38	6.45

表9 不同涂层厚度罐体最大位移计算值对照

Table 9 Comparison between maximum displacements of tank with different coating thickness

涂层厚度/mm	有涂层罐体最大位移/mm	抗爆能力增强率/%
0.5	137.39	16.02
1.0	124.27	24.03
1.5	117.17	28.38
2.0	112.90	30.99
2.5	110.23	32.62

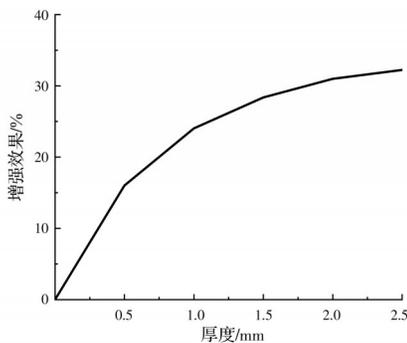


图16 涂层厚度增强效果曲线

Fig. 16 Curve of coating thickness enhancement

问题,反而会使成本大幅增加,根据实际情况选择合适的涂层厚度才能最大化发挥涂层的作用。

3 结论

针对聚脲涂层对钢制罐体抗爆能力的影响进行了试验研究与数值模拟,并将结果进行对比分析,得到以下结论:

1)在2 kg TNT炸药不同距离的爆炸作用下,喷涂层罐体的测点最大位移与残余位移均较无涂层罐体有明显的降低,降幅约为30%,说明聚脲涂层对于钢罐体结构强度的提升效果较为明显。

2)利用ALE流固耦合分析方法对钢罐体及周围空气域进行计算,并将计算结果与试验值进行比较,结果表明,ALE方法能够较为准确地反映罐体结构响应,测点位移峰值与试验值较为接近,但该

方法得到的残余位移比试验值大。从模拟分析结果来看,喷涂聚脲涂层能够有效地降低罐体测点位移与最大位移,降幅在20%~35%,与试验结论相符合。

3)将聚脲涂层与钢罐体采用不同连接形式进行模拟计算,结果表明,TIED绑定接触和TIEBREAK失效接触两种形式得到的结果基本一致,而共节点连接形式只有位移峰值与前两者较为接近,其他结果均差距明显。在缺少聚脲涂层与钢板连接的试验数据时,可以采用TIED绑定接触形式,能够满足大多数情况,而共节点形式则不推荐采用。

4)对3种常用钢材制作的罐体进行了模拟分析,结果表明,聚脲涂层对不同材料罐体的抗爆能力均有一定程度的提升,但随着钢材强度的提高,聚脲涂层带来的强度增益有所降低。

5)对不同涂层厚度的罐体进行了模拟分析并比较其增强效果,结果表明,随着聚脲涂层厚度的增加,罐体抗爆效果也不断增强,但增加厚度带来的增益逐渐下降。

参考文献

- [1] 黄微波,杨宇润,王宝柱.喷涂聚脲弹性体技术[J].聚氨酯工业,1999(4):7-11.
HUANG W B, YANG Y R, WANG B Z. Spray polyurea elastomer technology [J]. Polyurethane Industry, 1999(4): 7-11. (in Chinese)
- [2] DANIEL J L. State-of-the-art technological developments in concrete computational modeling, emphasis on blast effects [C]//31st Annual Airport Conference, 2008.
- [3] 蒲兴富.弹性体增强混凝土砌体墙爆炸响应的数值分析[D].浙江宁波:宁波大学,2009:88.
PU X F. Numerical analysis on responses of elastomer-reinforced concrete masonry walls subjected to blast [D]. Ningbo, Zhejiang: Ningbo University, 2009: 88. (in Chinese)
- [4] WANG J G, REN H Q, WU X Y, et al. Blast response of polymer-retrofitted masonry unit walls [J]. Composites Part B: Engineering, 2017, 128: 174-181.
- [5] DAVIDSON J S, FISHER J W, HAMMONS M I, et al. Failure mechanisms of polymer-reinforced concrete masonry walls subjected to blast [J]. Journal of Structural Engineering, 2005, 131(8): 1194-1205.
- [6] RAMAN S N, NGO T, MENDIS P, et al. Elastomeric polymers for retrofitting of reinforced

- concrete structures against the explosive effects of blast [J]. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2012, 2012: 1-8.
- [7] AMINI M R, SIMON J, NEMAT-NASSER S. Numerical modeling of effect of polyurea on response of steel plates to impulsive loads in direct pressure-pulse experiments [J]. *Mechanics of Materials*, 2010, 42(6): 615-627.
- [8] ACKLAND K, ANDERSON C, NGO T D. Deformation of polyurea-coated steel plates under localised blast loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2013, 51: 13-22.
- [9] ZHANG B Y, LI H H, WANG W. Numerical study of dynamic response and failure analysis of spherical storage tanks under external blast loading [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2015, 34: 209-217.
- [10] TRAN P, NGO T D, GHAZLAN A. Numerical modelling of hybrid elastomeric composite panels subjected to blast loadings [J]. *Composite Structures*, 2016, 153: 108-122.
- [11] SAMIEE A, AMIRKHZI A V, NEMAT-NASSER S. Numerical study of the effect of polyurea on the performance of steel plates under blast loads [J]. *Mechanics of Materials*, 2013, 64: 1-10.
- [12] LI Y Q, CHEN C H, HOU H L, et al. The influence of spraying strategy on the dynamic response of polyurea-coated metal plates to localized air blast loading: experimental investigations [J]. *Polymers*, 2019, 11(11): 1888.
- [13] XUE Z Y, HUTCHINSON J W. Neck retardation and enhanced energy absorption in metal-elastomer bilayers [J]. *Mechanics of Materials*, 2007, 39(5): 473-487.
- [14] MCSHANE G J, STEWART C, ARONSON M T, et al. Dynamic rupture of polymer-metal bilayer plates [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2008, 45(16): 4407-4426.
- [15] JIANG Y X, ZHANG B Y, WEI J S, et al. Study on the impact resistance of polyurea-steel composite plates to low velocity impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 133: 103357.
- [16] 师燕超. 爆炸荷载作用下钢筋混凝土结构的动态响应行为与损伤破坏机理[D]. 天津: 天津大学, 2009: 20-46.
- SHI Y C. Dynamic response and damage mechanism of reinforced concrete structures under blast loading [D]. Tianjin: Tianjin University, 2009: 20-46. (in Chinese)
- [17] 都浩, 李忠献, 郝洪. 建筑物外部爆炸超压荷载的数值模拟[J]. *解放军理工大学学报(自然科学版)*, 2007, 8(5): 413-418.
- DU H, LI Z X, HAO H. Numerical simulation on blast overpressure loading outside buildings [J]. *Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition)*, 2007, 8(5): 413-418. (in Chinese)
- [18] 李晓勇, 崔村燕, 陈景鹏, 等. LS-DYNA 软件开展爆炸冲击波计算时需考虑的问题[J]. *装备学院学报*, 2014, 25(4): 79-84.
- LI X Y, CUI C Y, CHEN J P, et al. Several considerations when calculating the blast wave using LS-DYNA [J]. *Journal of Equipment Academy*, 2014, 25(4): 79-84. (in Chinese)
- [19] 胡兆颖, 唐德高. 空气中 TNT 爆炸的数值模拟[J]. *爆破*, 2014, 31(4): 41-45.
- HU Z Y, TANG D G. Numerical simulation of TNT explosion in air [J]. *Blasting*, 2014, 31(4): 41-45. (in Chinese)
- [20] JIANG Y X, ZHANG B Y, WEI J S, et al. Study on the dynamic response of polyurea coated steel tank subjected to blast loadings [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2020, 67: 104234.
- [21] 于文静, 史健勇, 赵金城. Q345 钢材动态力学性能研究[J]. *建筑结构*, 2011, 41(3): 28-30, 63.
- YU W J, SHI J Y, ZHAO J C. Research of dynamic mechanical behavior of Q345 steel [J]. *Building Structure*, 2011, 41(3): 28-30, 63. (in Chinese)
- [22] 陈刚, 陈忠富, 陶俊林, 等. 45 钢动态塑性本构参量与验证[J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(5): 451-456.
- CHEN G, CHEN Z F, TAO J L, et al. Investigation and validation on plastic constitutive parameters of 45 steel [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005, 25(5): 451-456. (in Chinese)

(编辑 黄廷)