DOI: 10.11883/1001-1455(2015)05-0717-06

球形爆炸容器开孔补强方法*

程 帅,张德志,刘文祥
(西北核技术研究所,陕西 西安 710024)

摘要: 参考压力容器设计标准,针对某实验用球形爆炸容器进行了开孔补强设计,对容器开孔处等效应变随接管壁厚、补强圈尺寸的变化规律进行了数值计算,确定了"5/3 倍球壳厚度的接管"配合"与球壳等厚度、张角 10°的补强圈"的开孔补强设计方案。并对数值计算结果和补强设计进行了实验验证。

关键词: 爆炸力学;补强设计;补强圈;球形爆炸容器;塑性变形;开孔
中图分类号: O383.3 **国标学科代码**: 1303520 **文献标志码**: A

球壳-接管连接结构是球形爆炸容器开孔处的常见结构。在等壁厚情况下,球壳-接管连接处的等效应变往往远大于壳体的应变,可能危及容器安全,因此需要采用适当的方法对开孔处进行补强。对静压下容器开孔处应力集中现象已经有相对成熟的研究成果。E. Weiβ 等[1-2]采用有限元法,研究了球形压力容器开孔处的疲劳强度随容器几何尺寸的变化情况。C. J. Dekker 等[3-5]通过理论分析和数值计算,研究了压力容器开孔处最大应力值随几何尺寸的变化规律,并指出容器开孔处在压力作用下会产生弯矩,弯矩导致的应力与壁厚的平方成反比,因此容器开孔处的应力对壁厚是非常敏感的。J. S. Liu 等[6]通过有限元法研究了几种压力容器开孔补强方法,主要补强思路是提升压力容器开孔处的刚度。针对动态加载下容器开孔处结构响应和补强方法的研究少有报道。目前,爆炸容器设计主要参考现有的压力容器设计标准,这些标准主要针对容器承受静压或者准静压的工况,是否适合动态加载下的爆炸容器,有待验证。根据国家标准[7],压力容器通常采用增加接管壁厚、设计补强圈或同时采用上述 2 种方法进行开孔补强。采用补强圈对开孔进行补强设计时,应符合以下条件:(1)低合金钢的标准抗拉强度下限值小于 540 MPa;(2)补强圈厚度小于或等于 $1.5H_n$;(3)壳体名义厚度 H_n 不超过 38 mm。其中名义厚度指设计厚度加上材料厚度负偏差后向上圆整至材料标准规格的厚度,此处近似认为球壳的名义厚度 H_n 与设计厚度 H 相等。补强材料宜与壳体材料相同,采用全截面焊头的结构形式将厚壁或整体补强锻件与壳体相焊。若条件许可,推荐以厚壁接管代替补强圈进行补强,其 h_n/H_n 宜控制在 0.5~2.0 之间,其中 h_n 为接管的名义厚度,此处近似认为接管的名义厚度 h_n 与设计壁厚 h 相等。针对某实验用球形爆炸容器,在选定的内径、壁厚及开孔直径等参数的基础上,参考上述压力容器设计标准,通过数值计算研究球形爆炸容器开孔处等效应变随接管壁厚、补强圈尺寸的变化规律,探讨适用于本容器的"厚壁接管"配合"补强圈"开孔补强方法,并开展实验验证计算结果的可靠性和补强设计的合理性。

1 数值模拟

1.1 计算模型

将容器简化为如图 1 所示的回转体,其中 R 为容器半径,H 为容器壁厚,r 为开孔半径,h 为接管壁厚,L 为端盖距爆心的距离,δH 为补强圈厚度,φ_s 为补强圈对球心的张角。采用 Johnson-Cook 模型描述容器钢材的动力学行为:

$$\sigma=(A+B\varepsilon^n)\ [1+C\ln(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)]$$

式中:A 为应变率为 1 s^{-1} 时的屈服强度,B 和 n 为应变强化参数,C 为应变率强化因子,$\dot{\varepsilon}$ 为实际应变

* **收稿日期**: 2014-03-26; **修回日期**: 2014-10-16
第一作者: 程 帅(1988—),男,硕士,研究实习员,chengshuai@nint.ac.cn。

率，$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率。容器材料为 Q345R，屈服强度约为 345 MPa，断裂强度约为 500 MPa，断裂延伸率为 20%。采用文献[8]中的方法确定 Johnson-Cook 模型参数：$A=510$ MPa，$B=450$ MPa，$C=0.055$，$n=0.4$，$\dot{\varepsilon}_0=1.0\ \mathrm{s}^{-1}$。

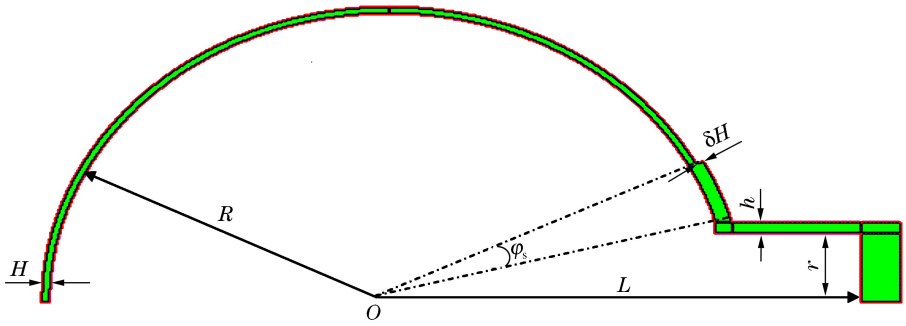

图 1 计算模型示意图

Fig. 1 Simulation model

在数值模型中把空气和炸药划分为边长 1.5 mm 的正方形欧拉网格。对空气采用理想气体状态方程，初始密度为 1.29 kg/m³，初始比内能为 206.8 J/g，绝热指数为 1.4。对炸药采用 JWL 状态方程：

$$p=A\left(1-\frac{\omega'}{R_1V}\right)\exp(-R_1V)+B\left(1-\frac{\omega'}{R_2V}\right)\exp(-R_2V)+\omega' e$$

式中：A、B、R_1、R_2 和 ω' 为材料常数，且 $A=371.2$ GPa，$B=3.231$ GPa，$R_1=4.15$，$R_2=0.95$，$\omega'=0.3$。炸药初始密度 $\rho_0=1\,630$ kg/m³，初始质量内能 $e_0=4.26$ kJ/g，爆轰波速度 $D=6.93$ km/s，CJ 爆轰压力 $p_{\mathrm{CJ}}=21$ GPa。当炸药体积膨胀到 10 倍后，JWL 状态方程自动转化为绝热指数为 1.35 的理想气体状态方程。采用流固耦合算法模拟流体与容器壁的相互作用。

1.2 补强方法

根据使用需求，确定球形容器内壁直径为 523 mm，壁厚 3 mm，壁厚/半径比 H/R 约为 0.011；开孔直径为 125 mm，接管长 140 mm，端盖厚 30 mm；容器装药为 370 g TNT，比距离 R′为 0.36 m/kg$^{1/3}$，允许容器发生少量塑性变形。以上述尺寸为基础，建立接管与球壳壁厚相等的球形容器模型。计算该球形容器在 370 g TNT 爆炸当量下开孔处的等效应变，结果见图 2，其中 φ 为球壳上数据点到球壳与接管连接处（以下简称“连接处”）对球心的张角，x 为接管上数据点到连接处的距离。由图 2 可见，由于应力集中，连接处的应变非常大，但沿球壳和接管远离连接处的方向，等效应变均有快速衰减的变化趋势。在球壳上，当 $\varphi>25°$ 时，等效应变不再有明显变化。

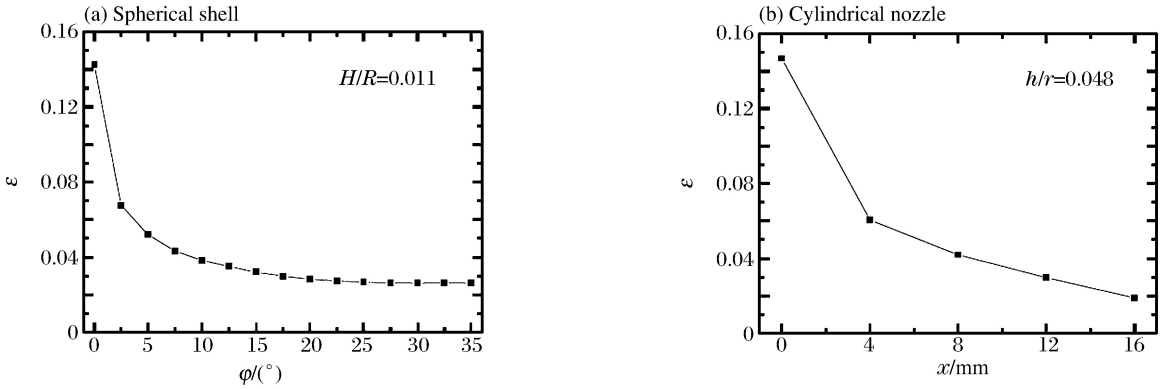

图 2 接管与球壳壁厚相等时球形容器开孔处的等效塑性应变

Fig. 2 Effective plastic strain around the opening of the vessel with the wall thickness equal to that of the nozzle

等壁厚情况下，开孔处的等效应变显著偏高，不能满足容器安全性要求，因此需要对容器开孔进行补强。参照压力容器设计标准，首先研究增加接管厚壁对容器开孔处的补强效果。建模时，保持其他参

数不变，仅增加接管壁厚 h，共设计 h/H 为 4/3、5/3 和 2 的 3 种模型，与等壁厚容器进行对比，结果如图 3 所示。由图 3 可见，当接管壁厚增加时，接管的等效应变明显降低：$h/H=4/3$ 时，连接处接管变形降低 48%；$h/H=5/3$ 时，变形降低 76%；$h/H=2$ 时，变形降低 70%，与 $h/H=5/3$ 的情况基本一致；厚壁接管对球壳上的等效应变分布几乎没有影响，开孔处球壳的变形仍然处于较高水平。综上，在等壁厚容器的基础上设计厚壁接管，可以降低接管上的等效应变，但不能有效降低开孔处球壳的变形。

在等壁厚容器的基础上，接管壁厚不变，在开孔处设计不同尺寸（厚度 δH、张角 φ_s）的补强圈，研究开孔处变形随补强圈尺寸的变化。共计算 $0.5H$、$1.0H$ 和 $1.5H$ 等 3 种补强圈厚度和 5°、10°和 15°等 3 种补强圈张角的情况，结果见图 4～6 及表 1，表 1 中给出了补强后球壳与接管连接处的等效塑性变形 $\varepsilon_{j,s}$，以及与等壁厚容器相比连接处塑性变形 ε_j 的减小量 $(\varepsilon_{j,s}-\varepsilon_j)/\varepsilon_j$。

表 1　连接处等效应变随补强圈尺寸变化情况

Table 1　The effective strain of the junction varied with the geometrical size of the reinforcing ring

$\delta H/H$	ε_j	$(\varepsilon_{j,s}-\varepsilon_j)/\varepsilon_j$	ε_j	$(\varepsilon_{j,s}-\varepsilon_j)/\varepsilon_j$	ε_j	$(\varepsilon_{j,s}-\varepsilon_j)/\varepsilon_j$
	$\varphi_s=5°$		$\varphi_s=10°$		$\varphi_s=15°$	
0.5	0.081	−43%	0.067	−53%	0.057	−60%
1.0	0.043	−70%	0.022	−85%	0.020	−86%
1.5	0.020	−86%	0.008	−94%	0.009	−94%

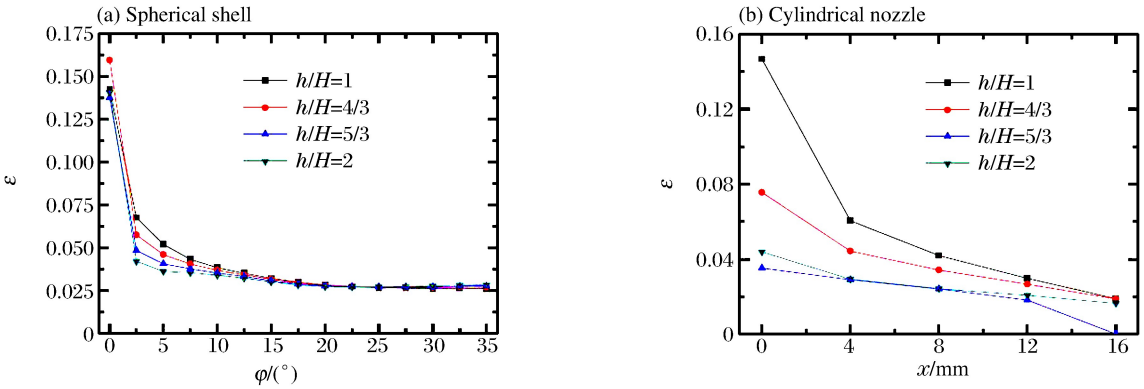

图 3　不同接管壁厚下容器开孔处的等效塑性变形

Fig. 3　Effective plastic strain around the opening of the vessel at different nozzle thicknesses

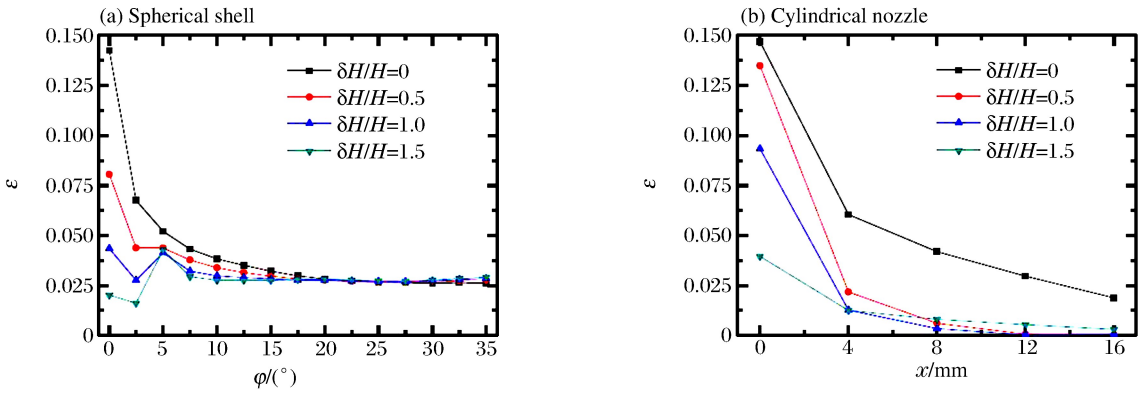

图 4　设计补强圈时容器开孔处的塑性变形（$\varphi_s=5°$）

Fig. 4　Effective plastic strain around the opening of the vessel with a reinforcing ring ($\varphi_s=5°$)

根据计算结果，补强圈能够有效减小连接处球壳的变形。补强圈对球心的张角由 5°增加至 10°，开孔处球壳的等效应变有较大幅度降低；继续增大张角至 15°，等效应变不再发生明显变化。因此适当增加补强圈面积可以降低开孔处变形，但过大的补强面积则没有意义。根据计算结果，补强圈对球心的张

角选择 10°为宜。由图 5 可见,补强圈厚度为 1.0H 和 1.5H 时,球壳上的等效应变相对较低,但补强圈厚度为 1.0H 时,接管上的最大等效应变为 5.6%,数值上偏高,可能危及容器安全;补强圈厚度为1.5H 时,虽然接管上的最大等效应变较低,但其焊接难度较大。

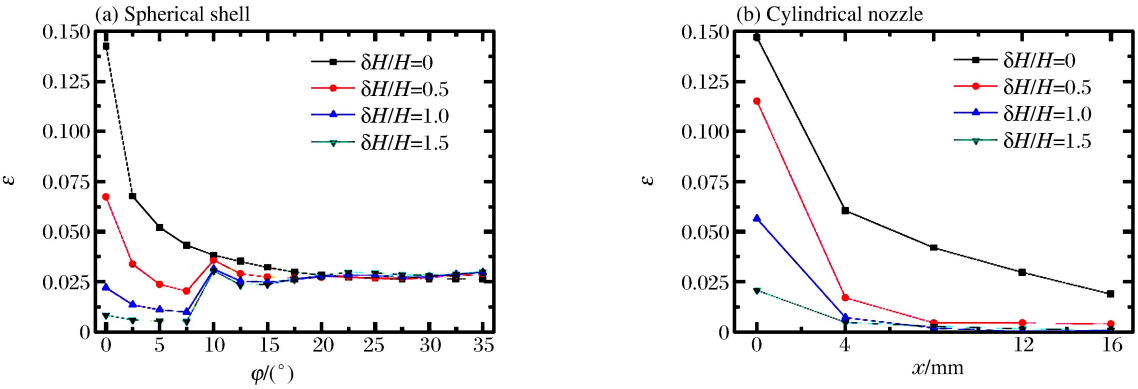

图 5 设计补强圈时容器开孔处的塑性变形(φ_s=10°)

Fig. 5 Effective plastic strain around the opening of the vessel with a reinforcing ring(φ_s=10°)

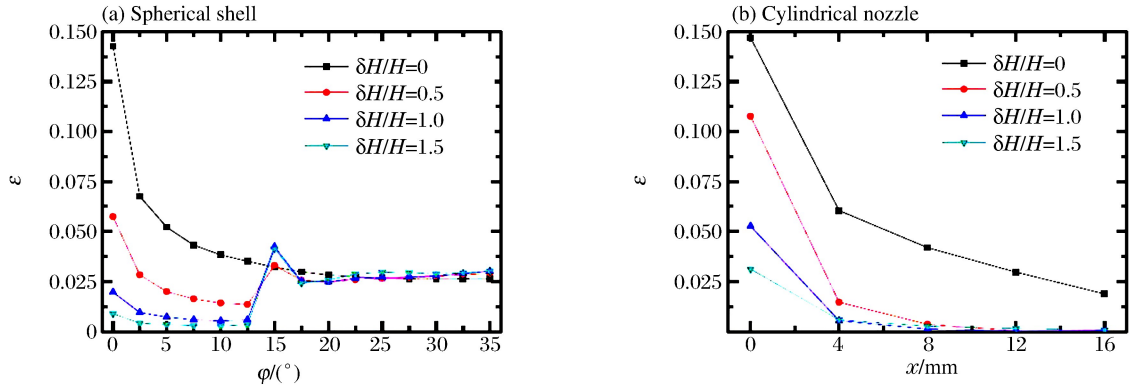

图 6 设计补强圈时容器开孔处的塑性变形(φ_s=15°)

Fig. 6 Effective plastic strain around the opening of the vessel with a reinforcing ring(φ_s=15°)

上述分析可见,仅增加接管壁厚或者仅采用补强圈的补强方式,都存在一定的不足,因此考虑采用“增加接管壁厚”结合“补强圈”的开孔补强方式。前期数值模拟结果显示,接管壁厚与球壳壁厚比值为 5/3(h/H=5/3)、补强圈对球心张角为 10°时,补强效果最佳。因此以这组参数为基础,计算了“增加接管壁厚”结合“补强圈”的开孔补强效果,结果如表 2 所示,$\varepsilon_{r,max}$ 为补强圈最大应变,$\varepsilon_{n,max}$ 为接管最大应变。为了比较,表 2 中还给出了 h/H=1.0 时的补强效果。由表可见,补强圈厚度为 1.0H 时,补强效果较好;补强圈厚度为 1.5H 时,开孔处等效应变显著低于容器主体球壳,是一种“过补强”的设计。

综上,实验用球形容器采用“5/3 倍球壳厚度的接管”配合“与球壳等厚度、张角 10°的补强圈”的开孔补强设计方法,可以达到较理想的补强效果。

表 2 厚壁接管配合补强圈计算结果(φ_s=10°)

Table 2 Simulation results of the model for the thick-walled nozzle with a reinforcing ring (φ_s=10°)

δH	$\varepsilon_{r,max}$		$\varepsilon_{n,max}$	
	h/H=1	h/H=5/3	h/H=1	h/H=5/3
1.0H	0.022	0.012	0.057	0.021
1.5H	0.008	0.003	0.011	0.005

2 实验研究

根据数值计算结果,设计了如图 7 所示的球形爆炸容器开孔补强方案。实验容器内径 523 mm,壁

厚 3 mm，开孔接管内径 125 mm、壁厚 5 mm、长度 140 mm。开孔处设计厚度 3 mm 的补强圈，补强圈外圆距接管外壁 42.5 mm，对应球心的张角约为 10°。

在容器中开展了装药为 370 g TNT 的实验，测量了接管外壁、补强圈和补强圈外球壳上的应变情况：接管外壁上的应变测点距接管与球壳的焊缝 15 mm；补强圈上应变测点位于距接管外壁 5°处。球壳表面与容器旋转对称轴垂直的环向记为纬线方向，与纬线方向垂直的方向为经线方向。

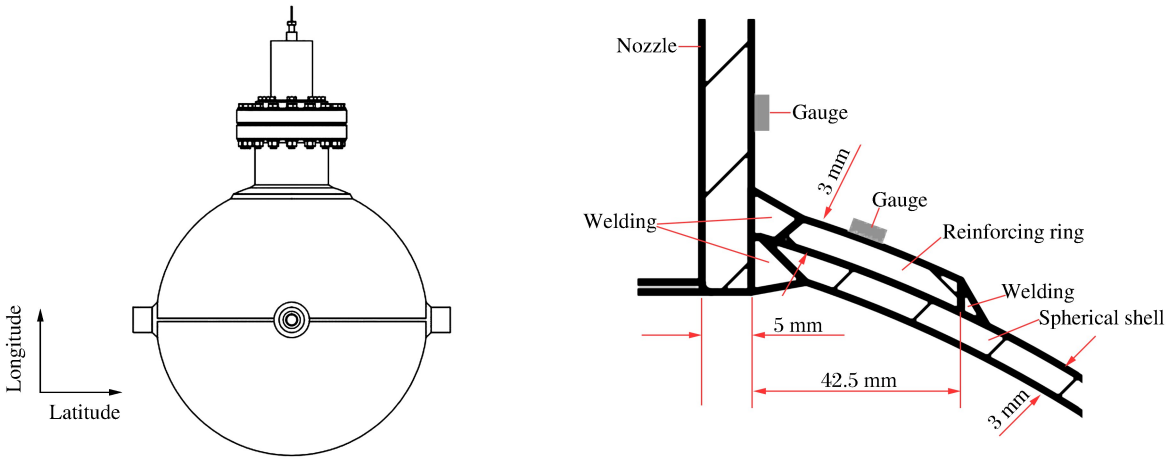

图 7 实验用球形爆炸容器及其开孔补强设计

Fig. 7 The explosive containment vessel used in the experiment and its reinforcing design

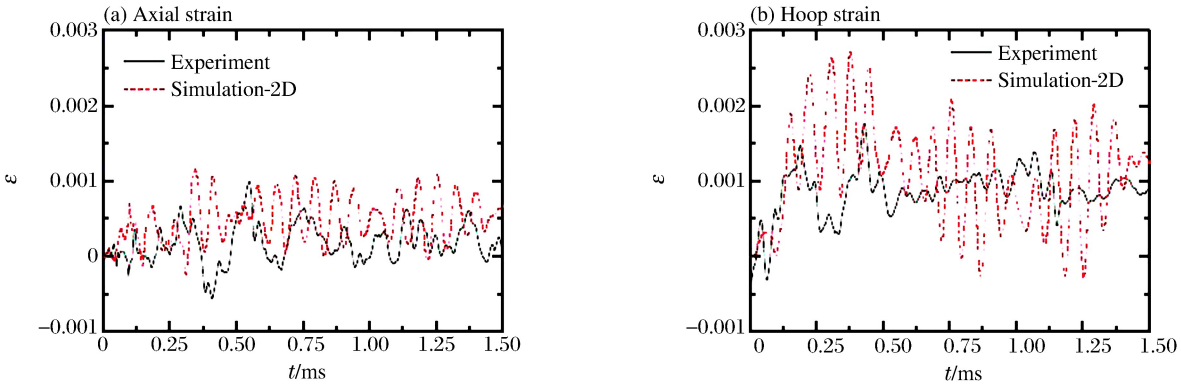

图 8 接管的结构响应曲线

Fig. 8 Structural response of the nozzle

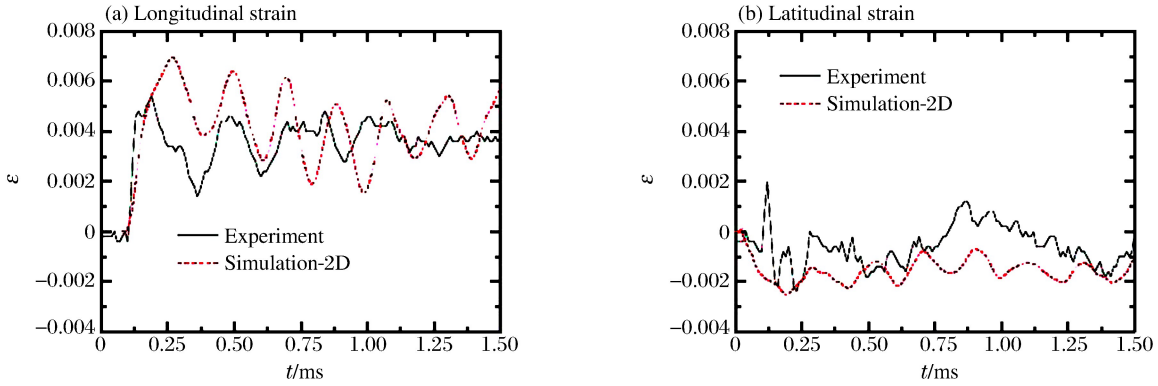

图 9 补强圈测点的结构响应曲线

Fig. 9 Structural response of the reinforcing ring

图 8 为接管上应变实验结果与数值模拟结果，接管轴向和环向均存在一定的塑性变形，轴向的塑性变形量低于环向塑性变形。图 9 为补强圈上应变实验结果与数值模拟结果，塑性变形情况下，经线方向

应变处于压缩状态,说明球壳开孔处发生自内向外的弯曲变形;纬线方向处于拉伸状态。整体上看,数值模拟结果与实验结果的变形趋势与量级基本一致,验证了数值计算结果的可靠性。

数值模拟得到的实验容器补强圈 $\varphi_s=0°,2.5°,5.0°,7.5°,10.0°$处的塑性变形分别为 0.009、0.008、0.007、0.008、0.009;接管 $x=0,10,20,30$ mm 处的塑性变形分别为 0.008、0.005、0.002、0.001。实验后对球壳周长进行了测量,得到球壳整体的平均塑性变形约为 1.2%。由此说明,实验容器开孔处的塑性变形低于整体的塑性变形,验证了补强方法的可靠性。

3 结论与展望

参考压力容器设计标准,对某实验用球形爆炸容器的开孔补强设计进行了数值计算,对数值结果和补强效果进行实验验证。研究结果表明,"5/3 倍球壳厚度的接管"配合"与球壳等厚度、张角 10°的补强圈"的补强方案,可以有效降低容器开孔处的塑性变形,达到理想的补强效果。

影响爆炸容器开孔处变形的因素主要是容器主体、接管和补强圈的结构尺寸。为了给爆炸容器设计提供更合理的依据,应针对这些结构尺寸开展更具普适性的开孔处结构响应规律的研究。

参考文献:

[1] Weiβ E, Rudolph J. Finite element analyses concerning the fatigue strength of nozzle-to-spherical shell intersections [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1995,64(2):101-109.

[2] Weiβ E, Rauth M, Rudolph J. Fatigue behavior of oblique nozzles on cylindrical shells submitted to internal pressure and axial forces[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1998,75(6):473-481.

[3] Dekker C J, Stikvoort W J. Pressure stress intensity at nozzles on cylindrical vessels: A comparison of calculation methods[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1997,74(2):121-128.

[4] Dekker C J, Brink H J. Nozzles on spheres with outward weld area under internal pressure analysed by FEM and thin shell theory[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2000,77(7):399-415.

[5] Dekker C J, Bos H J. Nozzles: On external loads and internal pressure[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1997,72(1):1-18.

[6] Liu J S, Parks G T, Clarkson P J. Shape optimisation of axisymmetric cylindrical nozzles in spherical pressure vessels subject to stress constraints[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2001,78(1):1-9.

[7] 国家质量监督检验总局. 压力容器:GB150.1~150.4-2011[S]. 北京:中国标准出版社,2011.

[8] 张德志. 柱形爆炸容器载荷与塑性结构响应研究[D]. 西安:西北核技术研究所,2012.

Reinforcing design of openings of a spherical explosive containment vessel

Cheng Shuai, Zhang De-zhi, Liu Wen-xiang

(*Northwest Institute of Nuclear Technology, Xi'an* 710024, *Shaanxi*, *China*)

Abstract: Reinforcing design for the opening on a certain experiment-used spherical explosive containment vessel was carried out referring to the pressure vessel code GB150-2011. The relationships between the effective plastic strain around the opening and the geometrical parameters of the nozzle and the reinforcing ring were investigated by numerical simulation. And a reinforcing scheme was proposed which included a nozzle with the wall thickness equal to 5/3 times of the wall thickness of the main spherical shell and a 10°-reinforcing ring with the same thickness to the main spherical shell wall. Experiments were performed to validate the reliability of the simulation results and the rationality of the reinforcing scheme.

Key words: mechanics of explosion; reinforcing design; reinforcing ring; spherical explosive containment vessel; plastic deformation; opening

(责任编辑 张凌云)