

文章编号: 0253-2697(2014)05-0993-08 DOI: 10. 7623/syxb201405022

## 热应力作用下液化天然气储罐球形罐顶 应力分布及裂缝形态

朱兴吉<sup>1</sup> 程旭东<sup>2</sup> 彭文山<sup>2</sup> Goangseup Zi<sup>1</sup>

(1. 韩国高丽大学土木、环境与建筑工程系 韩国首尔 136-701; 2. 中国石油大学储运与建筑工程学院 山东青岛 266580)

**摘要:**对于大型液化天然气(LNG)储罐,罐顶因内、外表面温差产生的巨大热应力对罐顶裂缝开展及应力分布有非常重要的影响。传统的计算球壳结构热应力的方法非常复杂,为获得较简单的公式以便指导实际工程的设计及分析,提出了一种应力叠加方法近似计算罐顶热应力分布。通过与数值模拟结果的对比,发现此近似计算方法与数值计算的结果非常接近,可以应用于实际工程。分析结果表明:罐顶与挥发的低温天然气接触,温差热应力过大时,将使罐顶产生沿环向均匀分布的经向裂缝;裂缝首先在罐顶边缘部位的内表面产生,并迅速向罐顶中心及外表面开展,最终贯穿罐顶。

**关键词:**LNG储罐;球形罐顶;热应力;应力叠加;应力分布;裂缝形态

**中图分类号:**TE88

**文献标识码:**A

## Stress distribution and fracture pattern analysis of spherical LNG storage tank dome caused by thermal load

Zhu Xingji<sup>1</sup> Cheng Xudong<sup>2</sup> Peng Wenshan<sup>2</sup> Goangseup Zi<sup>1</sup>

(1. Department of Civil, Environmental & Architectural Engineering, Korea University, Seoul 136-701, Korea;

2. College of Pipeline and Civil Engineering, China University of Petroleum, Shandong Qingdao 266580, China)

**Abstract:** In large-scale LNG storage tanks, the temperature difference between the inner and outer surfaces of tank dome causes substantial thermal stress, which significantly affects crack development and stress distribution in the dome. Conventional calculation method for thermal stress distribution in spherical shell structure is complex. In this study, a stress superposition method is proposed for approximate calculation of stress distribution in tank dome, in order to obtain a simple formula for guiding the design and analysis of practical projects. A comparison analysis shows that the approximate calculation method yields close results as numerical simulation, thereby can be used for practical projects. Further analysis shows that when being in contact with low-temperature volatile natural gas, the tank dome generates excessive thermal stress, leading to uniform distribution of meridian cracks along the circumferential direction. The meridian cracks first occur on the inner surface of the dome edge and then rapidly spread towards the center and outer surface, ultimately penetrating the entire tank dome.

**Key words:** LNG storage tank; spherical tank dome; thermal stress; stress superposition; stress distribution; fracture pattern

天然气作为一种清洁能源,在世界各国的能源结构中所占的比重越来越大<sup>[1]</sup>。大型预应力混凝土 LNG 储罐作为最常用的储存液化天然气这一超低温液体的压力容器,通常都建在大城市周边地区。一旦其球形钢筋混凝土罐顶产生贯穿的裂缝而造成天然气泄漏,不仅直接造成巨大的经济损失,还易导致火灾、爆炸及环境污染等次生灾害,引起城市瘫痪,甚至威胁人类生命,因此实际工程中对罐顶裂缝开展有严格的限制。目前国内有非常多的 LNG 储罐已使用较长时

间,很多储罐的罐顶已产生裂缝。如深圳某 LNG 接收站 4 座 LNG 储罐,罐顶边缘均发现沿环向均匀分布的经向裂缝;同类裂缝也出现在大连两座储罐中;福建两座储罐也出现裂缝<sup>[2]</sup>,并且裂缝同时出现于罐顶的内、外表面。

大型 LNG 储罐分为外罐和内罐。内罐由镍钢建造<sup>[3,4]</sup>。外罐分为圆柱形罐壁与球形罐顶 2 部分,两者可由预应力混凝土或者钢筋混凝土建造,中间用膨胀珍珠岩作为隔热层<sup>[4-9]</sup>。前人的研究大多集中在储罐

**基金项目:**山东省自然科学基金(ZR2012EE123)、国家建设高水平大学公派研究生项目(留金发[2013]3009)和中央高校基本科研业务费专项资金(13CX06074A)资助。

**第一作者:**朱兴吉,男,1986 年 5 月生,2009 年获中国石油大学(华东)学士学位,现为韩国高丽大学土木、环境与建筑工程系博士研究生,主要从事 LNG 储罐、钢筋混凝土结构腐蚀及扩展有限元等方面的研究。Email:zhuxingji521521@126.com

**通信作者:**程旭东,男,1971 年 8 月生,1994 年获华东石油学院学士学位,2010 年获中国石油大学(华东)博士学位,现为中国石油大学(华东)储运与建筑工程学院教授,主要从事土木工程、油田地面工程结构及 LNG 储罐方面的教学及科研工作。Email:chengxd@upc.edu.cn

罐壁的裂缝开展、抗风及抗震性能等方面<sup>[10-13]</sup>,也有学者分析了超低温及施工期间水化热对预应力混凝土罐壁的影响<sup>[7,14,15]</sup>,但目前尚未有学者专门对球形罐顶的应力分布及裂缝开展进行研究。液化天然气为 $-162^{\circ}\text{C}$ 的超低温液体,在正常使用状态下,由于储液与罐顶之间有良好的隔热,温差荷载对罐顶的影响有限<sup>[5]</sup>;但当隔热层因使用时间较长而老化开裂,低温的气态天然气将逸出并与罐顶接触,此时内、外表面的温差将使罐顶产生较大的热应力,罐内气压及温差都将使罐顶受拉,混凝土产生裂缝。因此,在分析及预测罐顶裂缝开展时,热应力的影响不可忽略。

罐顶是一种典型的球壳结构,由内、外温差造成的热应力分布的求解非常复杂。对于一个轴对称的温度场,要获得因内、外表面温差导致的球壳结构的热应力通解是不可能的<sup>[16]</sup>,这是因为所有的分析方法均不能同时满足内、外表面及固定端表面的边界条件。Williams提出了一种近似计算方法,但此方法比较复杂,很难进行热应力的理论分析。为了获得描述球形罐顶热应力分布的简单公式,笔者首次提出了一种应力叠加方法:首先分析内、外温差作用下不考虑边界约束条件的球壳结构应力分布,然后计算边界约束的影响,最后将两种应力状态叠加。理论计算结果与数值计算结果进行对比,验证了此方法的准确性。

## 1 理论分析

### 1.1 受力简图

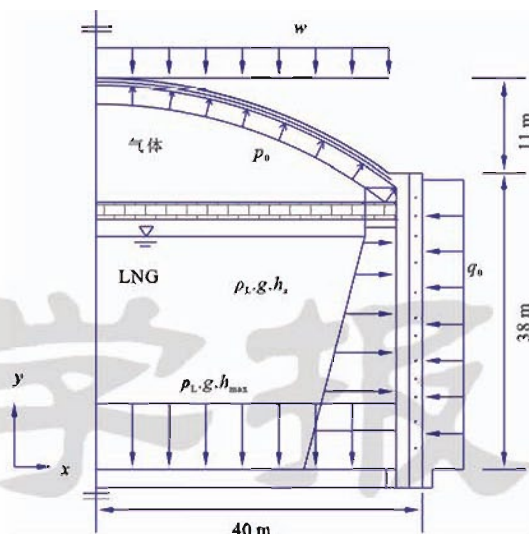
以中国海洋石油总公司深圳LNG接收站的4座 $16 \times 10^4 \text{ m}^3$ 的大型LNG储罐作为实际工程研究对象,罐体直径为82 m,罐顶厚度为400 mm,罐壁厚度为800 mm,外罐均采用C50混凝土建造,受力钢筋是直径为28 mm的HRB400钢筋。外罐整体受力如图1所示。

假设罐顶与罐壁之间有良好的连接,罐壁的刚度要远大于罐顶的刚度,因此可认为罐顶边缘3个方向的自由度均被完全约束。罐顶受力如图2所示。

### 1.2 罐顶温度应力分析

作为一种储存 $-162^{\circ}\text{C}$ 超低温液体的压力容器,温度应力对储罐的承载能力有重要影响。由于罐壁内、外表面的温差使内表面产生了巨大的温度拉应力,均匀分布的竖向裂缝出现在罐壁的内表面<sup>[14,17,18]</sup>,因此,推测温度应力对罐顶也有非常大的影响。

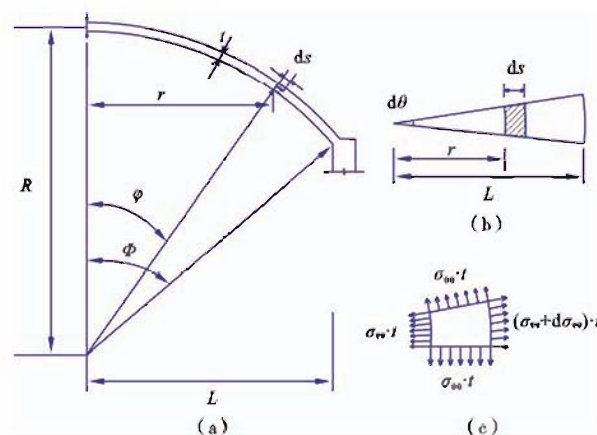
根据设计标准<sup>[19,20]</sup>,热应力一般由液面与罐顶之间的隔热层所控制,因此并不对罐顶做专门的抗热应力设计。但是,随着使用时间的增长,保温层非常容易产生裂纹,一旦保温层的裂纹达到一定宽度,由超低温



注:  $p_0$  为罐内气压, Pa;  $w$  为罐顶自重, Pa;  $q_0$  为罐壁预应力钢筋产生的等效压应力, Pa;  $\rho_L$  为液化天然气密度,  $\text{kg}/\text{m}^3$ ;  $h_x$  为不同的液面高度, m;  $h_{\max}$  最大液面高度, m。

图1 外罐整体受力图

Fig. 1 Overall force diagram of outer tank



注:  $t$  为罐顶厚度, m;  $L$  为罐顶基圆半径, m;  $r$  为罐顶截面半径, m;  $\theta$  为罐顶环向角度, rad;  $\phi$  为罐顶距顶点的经向角度, rad;  $\phi_0$  为罐顶边缘距顶点的最大经向角度, rad;  $\rho$  为罐顶不同厚度处的球面曲率半径, m;  $R$  为罐顶中间面的球面曲率半径, m;  $\sigma_w$  为罐顶环向应力,  $\text{N}/\text{mm}^2$ ;  $\sigma_e$  为罐顶经向应力,  $\text{N}/\text{mm}^2$ ;  $ds$  为分析计算微段, m;  $d\theta$  为分析计算角度微段, rad。

图2 罐顶受力简图

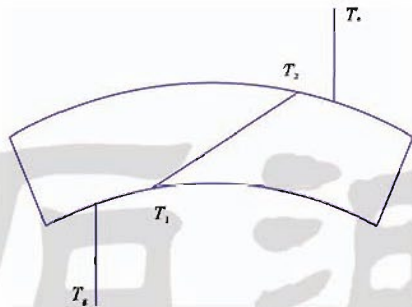
Fig. 2 Force diagram of tank dome

液化天然气挥发出的低温气态天然气将透过保温层与罐顶内表面直接接触,产生对流与热传导;同时,罐顶外表面也与外部空气产生对流与热传导。这将导致罐顶的温度场分布如图3所示。

对于一般的结构,内、外表面的温差影响一般很小。但对于LNG储罐,在一个很短的时间内,内、外表



面将产生较大的温度差,并且罐顶是一种跨度达 80 m 的大型结构,此温差将导致罐顶内部产生巨大的热应力。在温度拉应力的影响下,罐顶最终产生裂缝,严重影响结构的安全。



注:  $T_i$  为罐顶内表面温度, K;  $T_o$  为罐顶外表面温度, K;  $T_k$  为与罐顶接触的低温天然气温度, K;  $T_a$  为外部空气温度, K。

图3 罐顶温度场分布简图

Fig. 3 Temperature distribution diagram of tank dome

罐顶热应力是由罐顶内、外表面的温差及边缘约束条件共同作用的结果,因此可以分别分析两种状态下温度应力的分布,然后将结果进行叠加。

采用球形坐标系  $(\rho, \theta, \phi)$  来求解罐顶温度应力。首先不考虑边缘约束条件,并认为热应变可以被直接加入到罐顶的应力-应变关系方程中。因为罐顶温度场是球对称的,因此可以认为球面曲率半径  $\rho$  相同时,罐顶环向及经向的热应力是相等的<sup>[21]</sup>。此时平衡微分方程可以简化为:

$$\frac{d\sigma'_{\rho\rho}}{d\rho} + \frac{2}{\rho}(\sigma'_{\rho\rho} - \sigma'_{\theta\theta}) = 0 \quad (1)$$

式中:  $\sigma'_{\rho\rho}$  为罐顶径向热应力, N/mm<sup>2</sup>;  $\sigma'_{\theta\theta}$  为罐顶环向与经向热应力, N/mm<sup>2</sup>。

应力-应变关系方程为:

$$\begin{cases} \epsilon'_{\rho\rho} = \frac{1}{E_c}(\sigma'_{\rho\rho} - 2\nu\sigma'_{\theta\theta}) + \alpha T(\rho) \\ \epsilon'_{\theta\theta} = \frac{1}{E_c}[\sigma'_{\theta\theta} - \nu(\sigma'_{\rho\rho} + \sigma'_{\theta\theta}) + \alpha T(\rho)] \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $\epsilon'_{\rho\rho}$  为罐顶径向热应变;  $\epsilon'_{\theta\theta}$  为罐顶环向及经向热应变;  $E_c$  为混凝土弹性模量, N/mm<sup>2</sup>;  $\nu$  为混凝土泊松比;  $\alpha$  为混凝土热膨胀系数;  $T(\rho)$  罐顶温度场分布函数。

以  $u$  代表径向位移量,此时应变可表示为:

$$\begin{cases} \epsilon'_{\rho\rho} = \frac{du}{d\rho} \\ \epsilon'_{\theta\theta} = \frac{u}{\rho} \end{cases} \quad (3)$$

首先将式(3)代入式(2),转化后将其代入式(1),此时可得用位移表示的平衡微分方程,将其转化后得:

$$\frac{d}{d\rho}\left[\frac{1}{\rho^2}\frac{d}{d\rho}(\rho^2 u)\right] = \frac{1+\nu}{1-\nu}\alpha \frac{dT(\rho)}{d\rho} \quad (4)$$

求解此平衡微分方程可得:

$$u = \frac{1+\nu}{1-\nu}\alpha \frac{1}{\rho^3}\int_a^\rho T(\rho)\rho^2 d\rho + m_1 \rho + \frac{m_2}{\rho^3} \quad (5)$$

式中:  $a$  为罐顶内表面曲率半径, m;  $m_1$  与  $m_2$  为待定系数。

将式(5)代入式(1),然后代入式(2),可得:

$$\begin{cases} \sigma'_{\rho\rho} = -\frac{2E_c\alpha}{1-\nu}\frac{1}{\rho^3}\int_a^\rho T(\rho)\rho^2 d\rho + \frac{E_cm_1}{1-2\nu} - \frac{2E_cm_2}{1+\nu}\frac{1}{\rho^3} \\ \sigma'_{\theta\theta} = \frac{\alpha E_c}{1-\nu}\frac{1}{\rho^3}\int_a^\rho T(\rho)\rho^2 d\rho + \frac{E_cm_1}{1-2\nu} - \frac{2E_cm_2}{1+\nu}\frac{1}{\rho^3} - \frac{\alpha E_c T(\rho)}{1-\nu} \end{cases} \quad (6)$$

此时未考虑罐壁约束的影响,只考虑罐顶内、外表面的边界条件,可以描述为:

$$\sigma'_{\rho\rho}|_{\rho=a} = \sigma'_{\theta\theta}|_{\rho=b} = 0 \quad (7)$$

式中:  $b$  为罐顶外表面曲率半径, m。

根据边界条件,可得以下方程组:

$$\begin{cases} \frac{E_cm_1}{1-2\nu} - \frac{2E_cm_2}{1+\nu}\frac{1}{a^3} = 0 \\ -\frac{2\alpha E_c}{1-\nu}\frac{1}{b^3}\int_a^b T(\rho)\rho^2 d\rho + \frac{E_cm_1}{1-2\nu} - \frac{2E_cm_2}{1+\nu}\frac{1}{a^3} = 0 \end{cases} \quad (8)$$

通过式(8),可求得待定系数  $m_1$  与  $m_2$ , 将其代入式(6),则环向及经向热应力可表示为:

$$\sigma'_{\theta\theta} = 2\frac{\alpha E_c}{1-\nu}\left[\frac{2\rho^3+a^3}{2(b^3-a^3)}\frac{1}{\rho^3}\int_a^b T(\rho)\rho^2 d\rho + \frac{1}{2\rho^3}\int_a^\rho T(\rho)\rho^2 d\rho - \frac{T(\rho)}{2}\right] \quad (9)$$

在球坐标系中,罐顶温度场的计算可以简化为一个一维的热传导问题,可表示为<sup>[22]</sup>:

$$T(\rho) = T_b + (T_a - T_b) \cdot \frac{\frac{1}{\rho} - \frac{1}{b}}{\frac{1}{a} - \frac{1}{b}} \quad (10)$$

式中:  $T_a$  为罐顶内表面温度, K;  $T_b$  为罐顶外表面温度, K。

将式(10)代入式(9),则环向及经向热应力可表示为:

$$\sigma'_{\theta\theta} = \frac{\alpha E_c (T_a - T_b)}{(1-\nu)} \cdot \frac{ab}{2\rho^3(b^3-a^3)} [2\rho^3(b+a) - \rho^2(a^2+ab+b^2) - a^2b^2] \quad (11)$$

对于混凝土结构,混凝土的徐变对其热应力值有非常大的影响。采用混凝土松弛弹性模量来代替原来的弹性模量的方法来考虑混凝土的徐变对罐顶热应力的影响。松弛弹性模量可表达为:

$$E_\Delta = K_p(t, \tau_{11}) \cdot E_c \quad (12)$$

式中:  $K_p(t, \tau_0)$  为  $t$  时刻混凝土的松弛系数;  $\tau_0$  为结构初始使用时刻。以  $E_\Delta$  代替式(11)中的  $E_c$ , 便可得考虑了混凝土徐变效应的罐顶环向及经向热应力公式。

此外, 需分析罐壁边缘的约束对罐顶热应力分布的影响。在热荷载作用下, 边界约束效应可以认为是由于罐顶与罐壁由温度产生的应变的不同造成的。为了简化分析, 假设罐壁由于良好的隔热并没有产生温度应变。基于上面的分析, 可知罐顶内表面的热应变  $\epsilon_{cc}^i|_{\rho=a}$  及外表面的热应变  $\epsilon_{cc}^i|_{\rho=b}$  可表示为:

$$\begin{cases} \epsilon_{cc}^i|_{\rho=a} = \frac{\alpha E_\Delta (T_a - T_b)}{2(1-\nu)} \cdot \frac{b(a^2 + ab - 2b^2)}{(b^3 - a^3)} \\ \epsilon_{cc}^i|_{\rho=b} = \frac{\alpha E_\Delta (T_a - T_b)}{2(1-\nu)} \cdot \frac{a(b^2 + ab - 2b^2)}{(b^3 - a^3)} \end{cases} \quad (13)$$

在罐顶内侧温度低于外侧温度时, 此时温差将导致罐顶球壳结构有个向下的挠度, 使其环向应变为正, 经向应变为负, 热应变之差的值可近似表示为:

$$\begin{cases} \Delta \epsilon_p^0 = \epsilon_{cc}^i|_{\rho=a} \\ \Delta \epsilon_p^0 = \epsilon_{cc}^i|_{\rho=b} \end{cases} \quad (14)$$

根据扁壳结构应力计算的应变差方法<sup>[23]</sup>, 在罐顶与罐壁之间不同的热应变  $\Delta \epsilon_p$  的作用下, 环向膜应力  $\sigma_{\theta\theta}^0$  及经向膜应力  $\sigma_{\phi\phi}^0$  可表示为:

$$\begin{cases} \sigma_{\theta\theta}^0 = -\frac{E_\Delta}{R} [(S_1 \eta_1 + S_2 \eta_2) - \frac{1}{\sqrt{2}\xi} (S_1 \eta_3 + S_2 \eta_4) - \frac{1}{\xi} (S_1 \eta_5 - S_2 \eta_6)] \\ \sigma_{\phi\phi}^0 = -\frac{E_\Delta}{R\xi} [\frac{1}{\sqrt{2}} (S_3 \eta_1 + S_4 \eta_2) + \frac{1}{\xi} (S_3 \eta_5 - S_4 \eta_6)] \end{cases} \quad (15)$$

其中,

$$\begin{aligned} S_1 &= S_2 = \rho \Delta \epsilon_p^0; S_3 = S_4 = \rho \Delta \epsilon_p^0; \\ \eta_1 &= e^{-\frac{\beta}{\sqrt{2}}} \cdot \cos \frac{\beta}{\sqrt{2}}; \eta_2 = e^{-\frac{\beta}{\sqrt{2}}} \cdot \sin \frac{\beta}{\sqrt{2}}; \\ \eta_3 &= e^{-\frac{\beta}{\sqrt{2}}} \cdot (\cos \frac{\beta}{\sqrt{2}} + \sin \frac{\beta}{\sqrt{2}}); \\ \eta_4 &= e^{-\frac{\beta}{\sqrt{2}}} \cdot (\cos \frac{\beta}{\sqrt{2}} - \sin \frac{\beta}{\sqrt{2}}); \\ \beta &= \xi_0 - \xi; \xi = r/l; \xi_0 = L/l; \\ l &= 0.538\sqrt{Rl} \end{aligned}$$

将式(14)代入式(15), 可得罐顶在边界约束条件下的膜应力  $\sigma_{\theta\theta}^0$  及  $\sigma_{\phi\phi}^0$ 。

除此之外, 边界的约束作用还将使罐顶产生沿环向相等、沿经向变化的弯矩。球壳结构的弯矩可由球壳挠度  $W$  表示为<sup>[24]</sup>:

$$\begin{cases} M_{\phi\phi} = -D_{11} \left( \frac{d^2 W}{dr^2} + \frac{\nu}{r} \frac{dW}{dr} \right) \\ M_{\theta\theta} = D_{11} \left( \frac{1}{r} \frac{dW}{dr} + \nu \frac{d^2 W}{dr^2} \right) \end{cases} \quad (16)$$

其中,  $D_{11} = \frac{E_\Delta t^3}{12(1-\nu^2)}$ , 为罐顶的球壳弯曲刚度。

因此, 要求得弯矩公式, 需首先求得罐顶在热应力作用下的挠度计算公式。设罐顶中心处最大挠度为  $W_0^T$ , 为同时满足罐顶中心及罐壁约束处的边界条件, 则罐顶因为内、外表面温差产生的挠度计算公式可近似表达为:

$$W^T = W_0^T \cdot e^{\frac{\beta}{\sqrt{2}}} \left( \cos \frac{\beta}{\sqrt{2}} + \sin \frac{\beta}{\sqrt{2}} \right) \quad (17)$$

将式(17)代入式(16), 可得罐顶因内、外温差产生的弯矩计算公式为:

$$\begin{cases} M_{\phi\phi}^T = \frac{D_{11} W_0^T}{l^2} \left( \eta_1 - \frac{\sqrt{2}\nu}{\xi} \eta_2 \right) \\ M_{\theta\theta}^T = \frac{D_{11} W_0^T}{l^2} \left( \frac{\sqrt{2}}{\xi} \eta_2 - \nu \eta_1 \right) \end{cases} \quad (18)$$

将式(13)、式(15)、式(18)3部分进行叠加, 可得罐顶因内、外温差产生的内表面环向热应力  $\sigma_{\theta\theta}^T|_{inn}$ 、内表面经向热应力  $\sigma_{\phi\phi}^T|_{inn}$ 、外表面环向热应力  $\sigma_{\theta\theta}^T|_{out}$  及外表面经向热应力  $\sigma_{\phi\phi}^T|_{out}$  的计算公式分别为:

$$\begin{cases} \sigma_{\theta\theta}^T|_{inn} = \sigma_{cc}^i|_{\rho=a} + \sigma_{\theta\theta}^0 + \frac{6M_{\theta\theta}^T}{l^2} \\ \sigma_{\phi\phi}^T|_{inn} = \sigma_{cc}^i|_{\rho=a} + \sigma_{\phi\phi}^0 + \frac{6M_{\phi\phi}^T}{l^2} \\ \sigma_{\theta\theta}^T|_{out} = \sigma_{cc}^i|_{\rho=b} + \sigma_{\theta\theta}^0 - \frac{6M_{\theta\theta}^T}{l^2} \\ \sigma_{\phi\phi}^T|_{out} = \sigma_{cc}^i|_{\rho=b} + \sigma_{\phi\phi}^0 - \frac{6M_{\phi\phi}^T}{l^2} \end{cases} \quad (19)$$

## 2 应力曲线分析

通常情况下, 当罐顶产生热应力时, 必定会受到罐内气压的作用。而且, 罐顶设计时将罐内气压作为主要考虑对象而不考虑热应力影响, 若温差荷载产生的应力分布与罐内气压产生的应力分布一致或者相似, 罐顶的配筋将在很大程度上限制温度裂缝的开展。但若罐顶在两者作用下的应力状态完全不同, 这将使罐顶非常容易产生温度裂缝。因此, 在曲线分析时, 将首先对比分析罐内气压及热应力作用下罐顶的应力分布的不同, 然后分析罐顶在两者同时作用下应力分布的变化情况。

### 2.1 热应力曲线与罐内气压作用下应力曲线对比

罐顶在内压作用下的应力分布为经典板壳结构<sup>[26]</sup>, 根据设计图纸, 罐内最大设计气压取 250 mbar。

利用 MATLAB 软件, 可得罐顶在仅受自重及罐内气压作用下, 环向应力及经向应力基于不同基圆半径比的分布曲线(图 4、图 5)。设罐顶因接触低温天然气造成的内、外表面温差为 30℃, 取混凝土热膨胀系数  $\alpha = 1 \times 10^{-5}$ , 松弛弹性模量  $E_\Delta = 0.4 E_c$ 。可得罐热应力分布曲线(图 6、图 7)。同时, 利用 ADINA



有限元程序建立罐顶的线弹性模型,分别施加自重、罐内气压及温差荷载。计算完成后,整理数据,并与理论曲线进行对比。

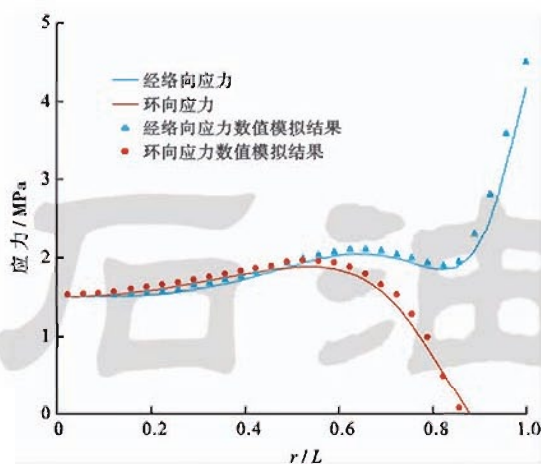


图4 内压及自重作用下罐顶内表面应力曲线

Fig. 4 Stress curves on the inner surface due to the internal pressure and self-weight

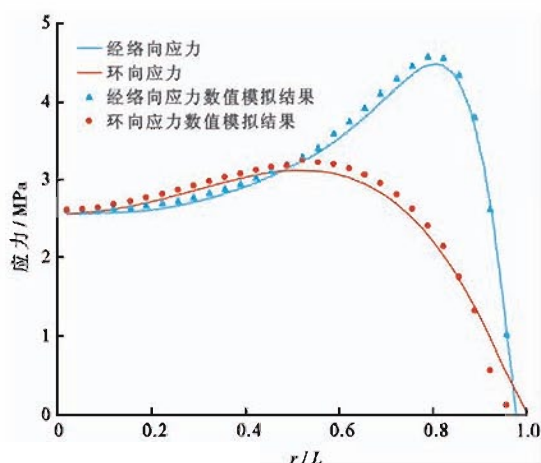


图5 内压及自重作用下罐顶外表面应力曲线

Fig. 5 Stress curves on the outer surface due to the internal pressure and self-weight

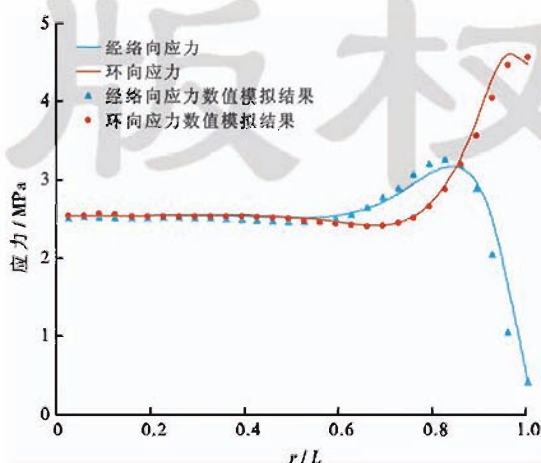


图6 罐顶内表面热应力曲线

Fig. 6 Thermal stress curves of inner surface

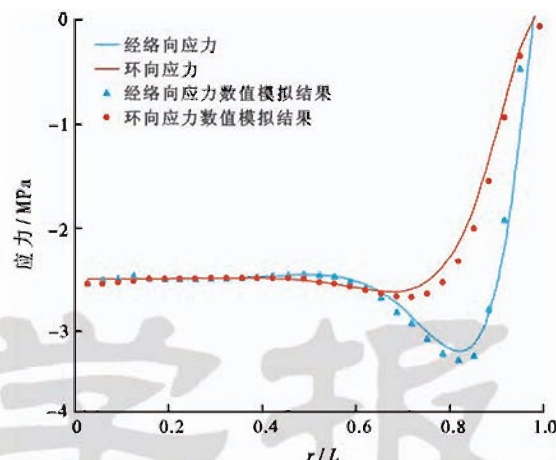


图7 罐顶外表面热应力曲线

Fig. 7 Thermal stress curves of outer surface

通过比较发现,此球壳结构因内、外表面温差导致的热应力近似简化计算结果与数值模拟的结果非常接近,说明此方法可应用于实际工程之中。由图4、图5可知,当罐顶仅受自重及罐内气压作用时,最大拉应力出现在罐顶边缘部位内表面的经向应力;罐顶外表面的最大拉应力也为经向应力,出现在距边缘1/5部位处。由图6、图7可知,罐顶内表面热应力均为拉应力且非常大,靠近边缘处,环向热应力迅速增大但经向热应力迅速减小,与罐顶在内压及自重作用下的应力分布完全不同,这将造成设计配筋无法承担过大的热应力,使罐顶非常容易产生温度裂缝。据此可以预测,经向开展的温度裂缝将首先出现在罐顶的内表面,并迅速向罐顶中心及外表面开展,最终贯穿罐顶,使罐顶完全被破坏。

## 2.2 热应力及罐内气压同时作用时应力曲线分析

同时考虑热应力、罐内气压及罐顶自重的影响。假设此时内气压为150 mbar,罐顶内、外温差为30℃。罐顶内表面及外表面总应力曲线分别如图8和图9所

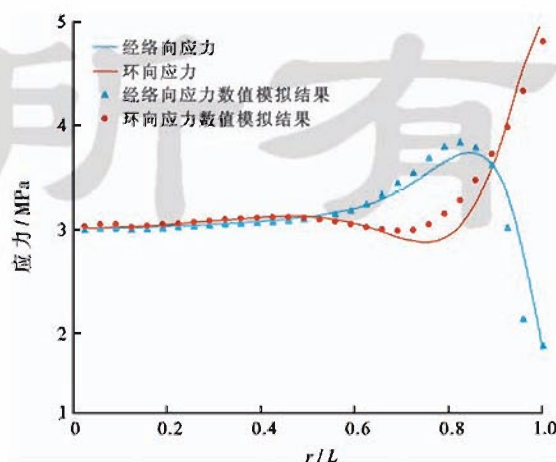


图8 温差为30℃时罐顶内表面总应力曲线

Fig. 8 Total stress curves of inner surface when temperature difference is 30℃

示。利用 ADINA 有限元软件建立罐顶球壳结构的线弹性模型,计算后的数据与图 8、图 9 中的应力曲线进行对比。假设罐内气压为 150 mbar,罐顶内、外温差分别取 0℃、-10℃、-20℃及 -30℃,计算罐顶内、外表面应力曲线变化(图 10、图 11)。

如图 8、图 9 所示,通过比较数值模拟值与理论曲

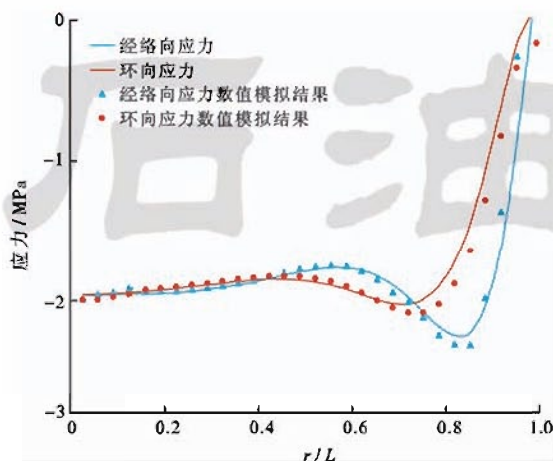


图 9 温差为 30℃ 时罐顶外表面总应力曲线

Fig. 9 Total stresses curves of outer surface when temperature difference is 30℃

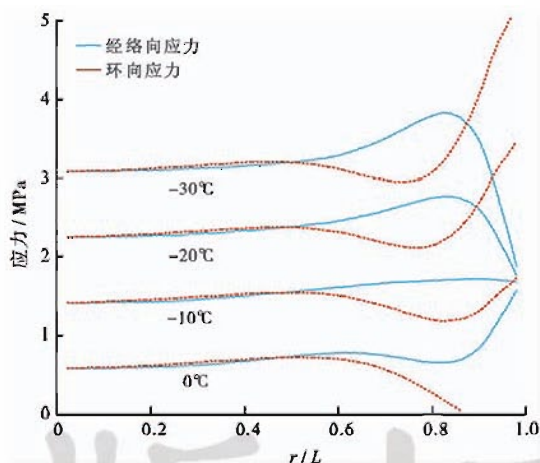


图 10 罐顶内表面总应力曲线变化

Fig. 10 Change of total stress curves of inner surface

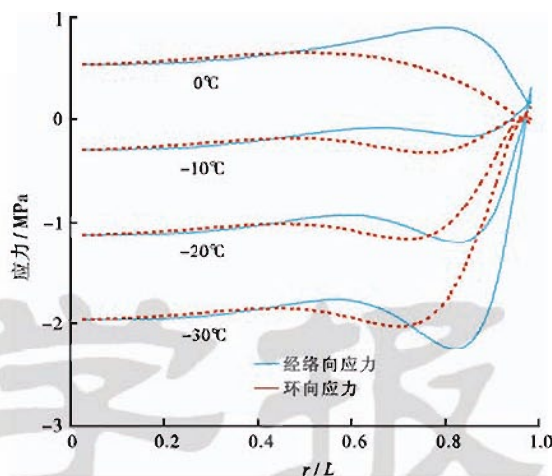


图 11 罐顶外表面总应力曲线变化

Fig. 11 Change of total stresses curves of outer surface

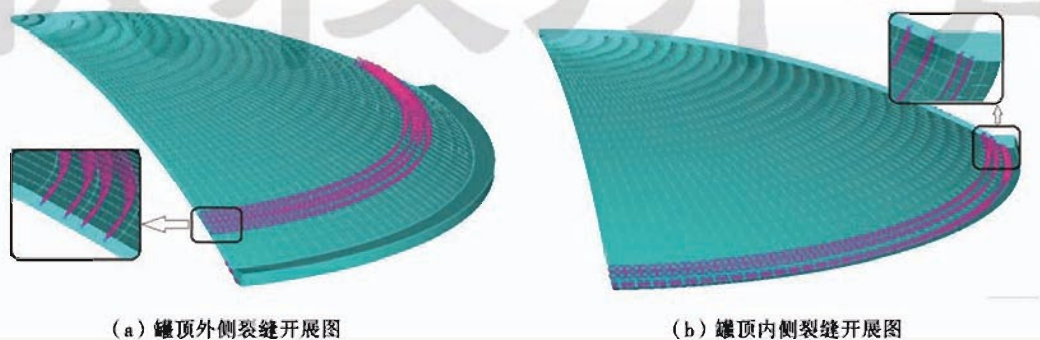
线,发现两者差别很小。由图 10、图 11 可知,随着温差的逐步增大,罐顶边缘部位内表面的环向应力逐渐超过经向应力;此外,热应力使罐顶外表面的经向应力迅速减小。由此可以判断,当罐顶与储液之间的保温层出现裂缝,低温的天然气逸出与罐顶接触时,随着罐顶内、外温差的逐步增大,热应力将迅速增大并成为罐顶开裂的最主要原因。同时,热应力对罐顶外表面距边缘 1/5 部位环向裂缝的开展有一定的限制作用。

### 3 非线性有限元模型验证

为了直接观察罐顶裂缝的开展形态以验证之前的理论分析,笔者利用 ADINA 有限元软件建立罐顶 3D 钢筋混凝土非线性模型以模拟裂缝的开展。

#### 3.1 内压及自重作用下罐顶裂缝开展

取 C50 混凝土的弹性模型  $E_c = 3.45 \times 10^{10}$  Pa,泊松比为 0.17。罐顶每隔 0.2 m 设置一条受力钢筋,直径为 28 mm,分为上、下 2 层。根据对称性,取罐顶 1/4 建模。增大罐内气压直至罐顶破坏。通过计算发现,当罐内气压达到 350 mbar 时,罐顶将完全破坏,裂缝开展如图 12 所示。



(a) 罐顶外侧裂缝开展图

(b) 罐顶内侧裂缝开展图

图 12 气压及自重作用下罐顶裂缝开展

Fig. 12 Concrete cracks when the tank dome under barometric pressure and self-weight



由图 12 可知,在内压及自重作用下,罐顶裂缝均为环向裂缝,首先出现在罐顶边缘部位的内表面,然后出现在距边缘 1/5 处的外表面。这与理论分析完全一致。

### 3.2 热荷载作用条件下罐顶裂缝开展

利用 ADINA 软件计算罐顶温度场后建立罐顶钢筋混凝土非线性结构分析模型,与罐顶温度场进行耦合,计算罐顶温度应力。根据对称性取罐顶 1/4 建模。增加内、外表面温度差直至罐顶破坏,裂缝开展如图 13 所示。假设罐内同时受热应力、气压和自重作用,罐内气压设为 150 mbar,增大内、外表面温度差直至罐顶破坏,裂缝开展如图 14 所示。

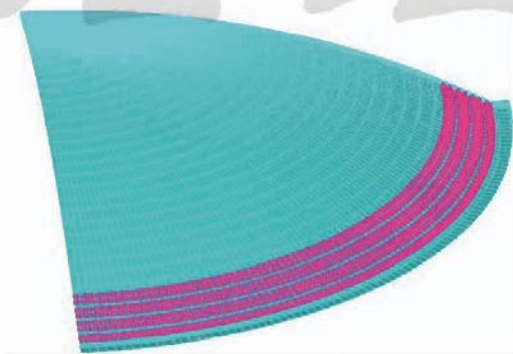


图 13 热应力作用下罐顶裂缝开展

Fig. 13 Concrete cracks when the tank dome under thermal loads

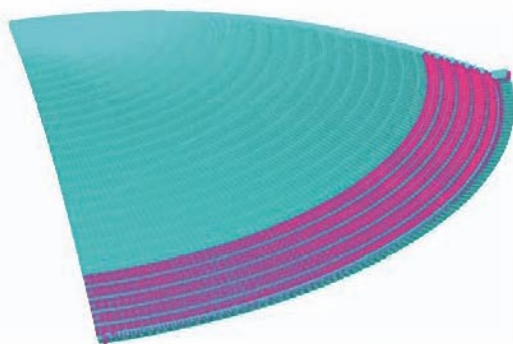


图 14 热应力、内压及自重作用下罐顶裂缝开展

Fig. 14 Concrete cracks when the tank dome under barometric pressure, self-weight and thermal loads

由图 13、图 14 可知,在热应力影响下,图 13 所示的裂缝开展形态与理论分析结果一致,罐顶均是首先在边缘部位的内表面产生沿经向开展的裂缝,这与罐顶气压过大时裂缝的开展完全不同,因此一旦温度裂缝产生,设计受力钢筋很难对其进行限制。

## 4 结 论

(1) 罐顶与储液之间的保温层因使用时间过长而产生细微裂缝,低温的天然气将逸出与罐顶内表面接触,使内、外表面产生较大温差。这将使罐顶产生巨大

的热应力,严重影响罐顶结构安全。

(2) 首次提出球壳热应力叠加法,获得了罐顶球壳结构热应力分布的简单公式,并通过与数值模拟结果进行对比,相差很小,可以在实际工程中使用。

(3) 罐顶在内、外表面温差作用下,最大拉应力为环向应力,首先出现在罐顶边缘部位的内表面。因此经向开展的温度裂缝将首先出现在此处,并迅速向罐顶中心及外表面开展,最终贯穿罐顶使其完全破坏。这与罐顶内压过大时的破坏形态完全不同,因此罐顶的设计配筋对限制温度裂缝的开展作用不大。

### 参 考 文 献

- [1] Lin W S, Zhang N, Gu A Z. LNG (liquefied natural gas): A necessary part in China's future energy infrastructure[J]. Energy, 2010, 35(11): 4383-4391.
- [2] 张超, 张海. LNG 储罐穹顶裂缝控制及防治措施[J]. 山西建筑, 2009, 35(14): 116-118.  
Zhang Chao, Zhang Hai. Controlling and prevention of cracks on dome of LNG tank[J]. Shanxi Architecture, 2009, 35(14): 116-118.
- [3] Federation Internationale de la Precontrainte. Preliminary recommendations for the design of prestressed concrete containment for the storage of refrigerated liquefied gases (RLG) [R]. LD: 3901, 1979.
- [4] Shin H S, Lee H M, Kim M S. Impact tensile behavior of 9% nickel steel at low temperature[J]. International Journal of Impact Engineering, 2000, 24(6/7): 571-581.
- [5] Gorla R S R. Probabilistic analysis of a liquefied natural gas storage tank[J]. Applied Thermal Engineering, 2010, 30(17/18): 2763-2769.
- [6] Zhang R F, Weng D G, Ren X S. Seismic analysis of a LNG storage tank isolated by a multiple friction pendulum system[J]. Earthquake Engineering & Engineering Vibration, 2011, 10(2): 253-262.
- [7] Dahmani L. Thermomechanical response of LNG concrete tank to cryogenic temperatures[J]. Strength of Materials, 2011, 43(5): 526-531.
- [8] Turner F H. Concrete and cryogenics[M]. Slough: Cement and Concrete Association, 1979.
- [9] Bruggeling A S G. Prestressed concrete for the storage of liquefied gases[M]. London: Spon Press, 1981.
- [10] Kruzic R. LNG storage tanks: advancements in weld inspections[J]. Hydrocarbon Processing, 2004, 83(7): 53-55.
- [11] Cho J R, Lee J K, Song J M, et al. Free vibration analysis of aboveground LNG-Storage tanks by the finite element method[J]. KSME International Journal, 2000, 14(6): 633-644.
- [12] 程旭东, 朱兴吉, 胡晶晶, 等. LNG 储罐预应力混凝土外罐应力分布与裂缝形态[J]. 油气储运, 2011, 30(10): 746-749.  
Cheng Xudong, Zhu Xingji, Hu Jingjing, et al. Stress distribution

- and crack from of the prestressed concrete outer tank of LNG tank[J]. *Oil & Gas Storage and Transportation*, 2011, 30(10): 746-749.
- [13] 程旭东, 朱兴吉, 胡晶晶. 大型 LNG 储罐预应力混凝土外墙应力分析与结构优化[J]. *油气储运*, 2011, 30(11): 819-823.  
Cheng Xudong, Zhu Xingji, Hu Jingjing. The stress analysis and structure optimization of the prestressed concrete external wall of LNG storage tank[J]. *Oil & Gas Storage and Transportation*, 2011, 30(11): 819-823.
- [14] 程旭东, 朱兴吉. LNG 储罐外墙温度应力分析及预应力筋设计[J]. *石油学报*, 2012, 33(3): 499-505.  
Cheng Xudong, Zhu Xingji. Thermal stress analyses on external walls of LNG storage tank and the design of prestressed reinforcement[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 2012, 33(3): 499-505.
- [15] 翟希梅, 王恒, 周庆生, 等. 大型液化天然气储罐混凝土外罐施工期间温度裂缝预测[J]. *石油学报*, 2013, 34(4): 780-786.  
Zhai Ximei, Wang Heng, Zhou Qingsheng, et al. Temperature crack prediction in the construction period of a concrete outer tank for LNG storage[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 2013, 34(4): 780-786.
- [16] Williams H E. Axisymmetric thermal stress in a thin spherical shell by the method of matched asymptotic expansions[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1977, 13(8): 747-769.
- [17] Tutuncu N, Ozinik M. Bending stresses in composite spherical shells under axisymmetric edge-loads[J]. *Computers & Structures*, 1997, 62(1): 157-163.
- [18] 王润富, 陈国荣. 温度场和温度应力[M]. 北京: 科学出版社, 2005: 92-96.  
Wang Runfu, Chen Guorong. Temperature Field and Thermal Stress[M]. Beijing: Science and Technology Publishing House, 2005: 92-96.
- [19] BS 7777. Flat-bottomed, vertical, cylindrical storage tanks for low temperature service[S]. London: British Standards Institution, 1993.
- [20] BS EN 14620. Design and manufacture of site built, vertical, cylindrical, flat-bottomed steel tanks for the storage of refrigerated, liquefied gases with operating temperatures between 0 °C and -165 °C[S]. London: British Standards Institution, 2006.
- [21] 徐秉业, 王建学. 弹性力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2007: 127-129.  
Xu Bingye, Wang Jianxue. Elasticity mechanics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2007: 127-129.
- [22] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. (第四版). 北京: 高等教育出版社, 2006: 70-76.  
Yang Shiming, Tao Wenquan. Heat transfer theory[M]. 4th ed. Beijing: Higher Education Press, 2006: 70-76.
- [23] 何广乾, 张维焱, 魏琰. 扁壳温度应力的计算(二)[J]. *土木工程学报*, 1962(2): 14-25.  
He Guangqian, Zhang Weiyue, Wei Lian. The thermal stress calculation of flat shell (part-2)[J]. *China Civil Engineering Journal*, 1962(2): 14-25.
- [24] 贾乃文, 黄文兴. 球扁壳结构内力计算的精确方法[J]. *空间结构*, 1998, 4(1): 11-17.  
Jia Naiwen, Huang Wenxing. An accurate method of calculating internal forces of the spherical flat shell structure[J]. *Spatial Structure*, 1998, 4(1): 11-17.
- [25] Sinharay G C, Banerjee B. A new approach to large deflection analyses of spherical and cylindrical shells under thermal loading[J]. *Mechanics Research Communications*, 1985, 12(2): 53-64.
- [26] 刘鸿文, 林建兴, 曹曼玲. 板壳理论[M]. 浙江: 浙江大学出版社, 1987: 378-400.  
Liu Hongwen, Lin Jianxing, Cao Manling. Shell theory[M]. Zhejiang: Zhejiang University Press, 1987: 378-400.

(收稿日期 2014-02-08 改回日期 2014-05-29 编辑 宋宁)

版权所有